

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	多自由度・高応答レンズ駆動アクチュエータによる厚板レーザ加工の高速・高品質化の研究
Title(English)	
著者(和文)	森本貴景
Author(English)	Yoshihiro Morimoto
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第9863号, 授与年月日:2015年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:進士 忠彦,北條 春夫,初澤 毅,佐藤 海二,吉岡 勇人,比田井 洋史
Citation(English)	Degree:, Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第9863号, Conferred date:2015/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学
平成二十六年 学位論文

多自由度・高応答レンズ駆動アクチュエータによる
厚板レーザー加工の高速・高品質化の研究

メカノマイクロ工学専攻
森本 貴景

目 次

第1章	緒 論	1
1. 1	レーザ加工	1
1. 2	レーザ切断・穴あけ加工の現状と課題	3
1. 3	本研究の目的	10
1. 4	本論文の構成	10
第2章	レンズ駆動アクチュエータを備えたレーザ偏心加工システム	12
2. 1	緒 言	12
2. 2	レーザ偏心加工	12
2. 3	レーザ加工機とレンズ駆動アクチュエータ	14
2. 4	弾性ヒンジ案内型アクチュエータの設計	18
2. 4. 1	アクチュエータの構成	18
2. 4. 2	案内機構設計	19
2. 4. 3	電磁石設計	22
2. 4. 4	温度解析	23
2. 5	弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの試作	24
2. 5. 1	アクチュエータの試作	24
2. 5. 2	変位計測システム	25
2. 5. 3	位置決め制御システム	26
2. 6	弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの制御系設計	27
2. 6. 1	制御対象のモデル化	27
2. 6. 2	モデル同定	28
2. 6. 3	位置決めコントローラ設計	30
2. 6. 4	制御パラメータ設定	32

2. 7	弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの位置決め性能評価.....	32
2. 8	レーザ偏心加工の予備実験.....	34
2. 8. 1	レーザ偏心加工システム.....	34
2. 8. 2	切断加工試験.....	35
2. 9	結 言.....	38
 第3章 レンズ駆動アクチュエータの小型・軽量・大ストローク化と		
	レーザ偏心加工の評価.....	39
3. 1	緒 言.....	39
3. 2	静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの設計.....	39
3. 2. 1	アクチュエータへの要求仕様.....	39
3. 2. 2	アクチュエータの構成.....	40
3. 2. 3	静圧空気軸受案内設計.....	41
3. 2. 4	電磁石設計.....	42
3. 2. 5	温度解析.....	45
3. 3	静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの試作.....	47
3. 3. 1	アクチュエータの試作.....	47
3. 3. 2	変位計測システム.....	48
3. 3. 3	位置決め制御システム.....	49
3. 4	静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの制御系設計.....	50
3. 4. 1	制御対象のモデル化.....	50
3. 4. 2	モデル同定.....	51
3. 4. 3	電磁力非線形補償法.....	53
3. 4. 4	インダクタンス変化補償法の提案.....	58
3. 4. 5	位置決めコントローラ設計.....	61
3. 4. 6	制御パラメータ設定.....	63
3. 5	静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの位置決め性能評価.....	65
3. 5. 1	位置決め範囲.....	65
3. 5. 2	目標周波数応答特性.....	66

3. 5. 3	位置保持精度.....	68
3. 5. 4	外乱特性.....	70
3. 6	レーザ偏心加工試験.....	71
3. 6. 1	レーザ偏心加工条件.....	71
3. 6. 2	評価方法.....	72
3. 6. 3	軟鋼切断加工試験結果.....	73
3. 6. 4	ステンレス切断加工試験結果.....	74
3. 7	結 言.....	77
第4章	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の切断面品質の向上...	79
4. 1	緒 言.....	79
4. 2	レーザ光焦点の円・上下運動による条痕制御手法の提案.....	80
4. 2. 1	レーザ光焦点の円運動による条痕制御.....	80
4. 2. 2	レーザ光焦点の上下運動による条痕制御.....	82
4. 3	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた切断加工試験方法.....	84
4. 3. 1	磁気浮上型レンズ駆動アクチュエータの構成.....	84
4. 3. 2	レンズ駆動方法.....	85
4. 3. 3	レーザ切断加工条件.....	86
4. 3. 4	評価方法.....	88
4. 4	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた切断加工試験結果.....	89
4. 4. 1	レーザ光焦点の円運動.....	89
4. 4. 2	レーザ光焦点の上下運動.....	98
4. 5	結 言.....	104
第5章	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の 穴あけ加工の高速化.....	106
5. 1	緒 言.....	106
5. 2	レーザ光焦点の円・上下運動によるセルフバーニング抑制.....	107
5. 2. 1	レーザ光焦点の円・上下運動の提案.....	107

5. 2. 2	レーザ光強度分布の算出法.....	108
5. 2. 3	レーザ光強度分布の数値比較.....	109
5. 3	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた穴あけ加工試験方法.....	113
5. 3. 1	レンズ駆動方法.....	113
5. 3. 2	レーザ穴あけ加工条件.....	113
5. 3. 3	評価方法.....	114
5. 4	レーザ光焦点の円・上下運動を用いた穴あけ加工試験結果.....	115
5. 4. 1	穴あけ加工試験結果.....	115
5. 4. 2	熱伝導解析による考察.....	119
5. 5	結 言.....	122
第6章	結 論.....	123
6. 1	本論文のまとめ.....	123
6. 2	今後の課題.....	125
参考文献.....		128
 謝 辞		

第1章 緒 論

1. 1 レーザ加工

レーザ加工では、レンズで集光した高エネルギー密度のレーザ光を用いて、材料を加熱し、溶融もしくは蒸発させる。熱加工のため、難削材にも適用が可能である。また、非接触加工のため、加工対象の変形、残留応力、歪の発生の回避に有効である。更に、レーザ加工では特別な金型、工具、治具などを必要としないことや、光学系を制御して、レーザ光を絞り、そのスポットを細かく動かすことで、精度の高い微細加工を実現できる。これらの特徴により、レーザ加工は、残留応力や歪を抑制可能な点で、压力容器や建築機械用の構造物の加工¹⁾や、高精度、微細加工が可能な点で、プリント基板の穴あけ加工²⁾や、太陽電池のスクライビング加工³⁾など、幅広く使用されている。

レーザ加工は、その加工の形態で、1) 除去加工、2) 接合加工（溶接）、3) 表面熱処理の、3つに大きく分類される⁴⁾⁵⁾。除去加工では、レーザ光が材料を溶融し、高圧ガス（アシストガス）を吹き付ける、もしくは吸引することにより⁶⁾、溶融物が取り除かれる。具体的には穴あけ、切断等が該当する。溶融材料を除去せず、そのまま凝固、一体化させるのが接合加工であり、具体的に溶接、ろう接等が該当する。エネルギー密度の比較的低いレーザ光を照射し、表面の改質を行うのが表面熱処理であり、焼入れ、焼きなまし等が該当する⁷⁾。これらの形態の内、除去加工が最も多く用いられており、特に切断、穴あけ加工は様々な場面で利用されている。

図1.1に、一般的に切断、穴あけ加工に用いられる、2軸走査型のレーザ加工機構成を示す。主に、レーザ発振器などの光学系、アシストガス供給系、レーザヘッド駆動系より構成される。

（1）レーザ発振器

レーザ光を発振させる装置であり、加工対象に合わせ、レーザ源の種類や出力が使い分けられる。高出力でエネルギー効率の高い発振器があり、金属だけでなく樹脂やガラスなどの可視域で透明な材料に対しても比較的吸収されやすい赤外光の、CO₂レーザ⁷⁾（波長10.6μm）が幅広く用いられている。他に代表的なレーザ源として、YAGレーザ⁸⁾が挙げられる。電気入力からレーザ出力までの変換効率は低いものの、CO₂レーザよりも波長の短い、近赤外光（波長1.06μm）であるため、金属に対する吸収率が比較的高く、銅やアルミ

ニウム等の高い反射率を有する材料の加工が可能である。また、短波長で集光性に優れていることから、微細加工に適している。また、近年では、CO₂レーザ以上の発振効率を有するファイバレーザ⁹⁾（波長約1 μ m）が、複数の共振器を並列接続することにより高出力化を達成している。発振器のサイズが小さいことや、ファイバを用いることで伝送光学系のアライメントが不要であることから、利用が増加している。特に薄い金属板の切断時に、吸収率の高さにより、CO₂レーザより高い加工速度を実現し、面粗さも比較的良好である。ただし、経験的に、6mm以上の金属厚板の切断時には、CO₂レーザよりも、加工速度や面粗さが悪化する傾向にある¹⁰⁻¹⁵⁾。

（２）光学系

発振されたレーザ光は、反射ミラーやファイバにより伝送、レンズにより集光され、材料に照射される。集光レンズには、使用する波長域の光の透過性に優れる材料が求められ、CO₂レーザの場合にはセレン化亜鉛（ZnSe）が、ファイバレーザの場合には石英ガラス等が用いられる。また、集光レンズの屈曲率に応じて、焦点距離、焦点深度、エネルギー密度やスポット径が異なる。微細加工では、小さなスポット径、厚板加工では、広い焦点深度を備えるレンズが選択される。

（３）アシストガス供給系

ガスボンベ等から供給されるアシストガスは、レギュレータで圧力が調整され、ノズルを介して材料に噴出される。レーザ切断加工において、アシストガスの主目的は溶融材料の除去である。加えて、酸素（活性ガス）を用いる場合には、その酸化反応熱を用いて材料の溶融、蒸発を促進し、切断速度や加工可能な厚みを向上できる。一方、切断面に酸化

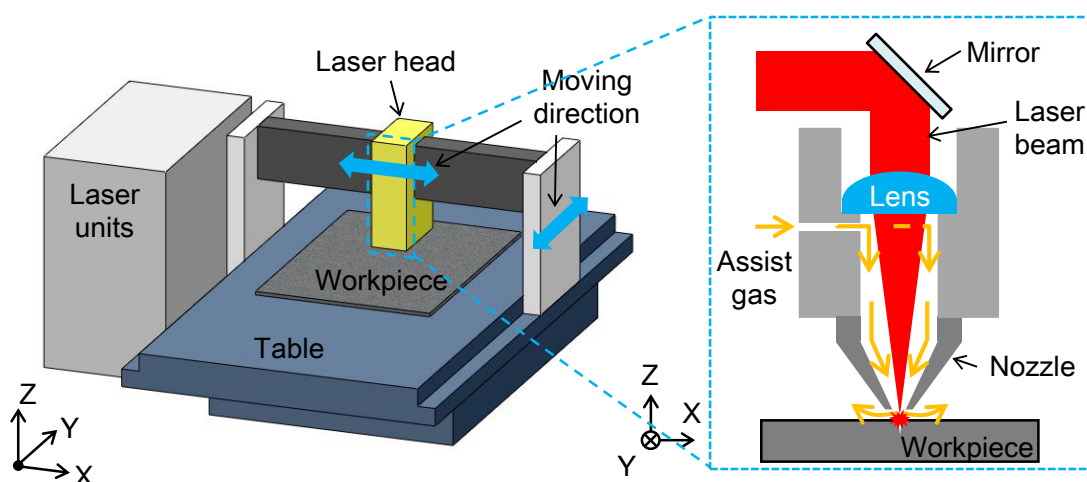


Fig. 1.1 Laser processing machine of 2-axis scanning

皮膜の生成を防止したい場合には、窒素（不活性ガス）を用いる。この場合、熔融材料を速やかに除去、また、切断面の酸化を完全に防ぐために、十分に高圧、高純度であることが求められる¹⁶⁾。

（４）レーザヘッド駆動系

レーザヘッドは、集光レンズ、アシストガス供給用のノズル、伝送用ミラー（ファイバ）、及びそれらの周辺機器からなる。また、ワークは、加工機のテーブル上に置かれる。これらレーザヘッド、テーブルのいずれか、もしくは双方が、ボールねじ、ラックアンドピニオン、リニアモータ等により駆動され、レーザヘッドのワークへの接近や、レーザ光の面内走査を実現する。

1. 2 レーザ切断・穴あけ加工の現状と課題

一般的な切断加工プロセスでは、まず、焦点を固定したレーザ光をワークに照射し、貫通穴を形成する。次に、レーザ照射方向と垂直にレーザヘッドを移動することでレーザ焦点位置を走査し、切断を行う。切断終了後、レーザヘッドの位置を次の加工開始点に移動する過程が繰り返される。これらレーザ切断、穴あけ加工の現状、加工原理と、それらの抱える課題について説明する。

（１）レーザ切断加工の現状と課題

図1.2に、レーザ切断加工の概要を示す。加工対象として、本論文では軟鋼やステンレスを想定している。10mm前後の厚板の加工では、レーザ光の出力は数kW、加工速度は10~20mm/s程度である¹⁷⁻¹⁹⁾。これら金属の切断には、CO₂レーザや、近年ファイバレーザがよく用いられる。また、レーザ発振条件として、連続発振（CW）、パルスの2種類がある。一般的に、CWは、ワークへ常に熱を与え続けるため、高速で切断したい場合に選択される。パルス発振では、周期的にワークの加熱、冷却を繰り返し、切断溝を拡大する方向への溶融を抑えることができる²⁰⁾。また、熱が滞留して先端が溶融しやすい、鋭角経路の切断にも有効である^{17),18)}。

熔融物の除去のため、レーザ光と同軸で設置されたノズルからアシストガスが供給される。軟鋼の切断時には、一般的に酸素ガスが用いられ、その酸化反応熱も利用して、ワークを溶融する。板厚増加に伴い、ワークに熱が溜まりやすく、過剰に酸化反応が発生する場合がある。このため、酸素ガスの供給は、ガス圧0.1MPa以下、ノズル径φ1~2mm程度、

ガス流量数十NL/min程度に設定されることが多い¹⁸⁾。ステンレスの切断では、後処理の問題や切断面品質を考慮し、窒素ガスをよく用いる^{18),20)}。酸化反応熱が利用できず、レーザー光により熔融された金属を、再固着する前に切断フロントから速やかに除去する必要がある。そのため、数MPaと、酸素ガスを用いた切断に比べ高いガス圧に設定される。ノズル径も $\phi 3\sim 4\text{mm}$ と大きく、そのためガス流量は、数百～数千NL/minと、1，2桁以上多い¹⁹⁾。

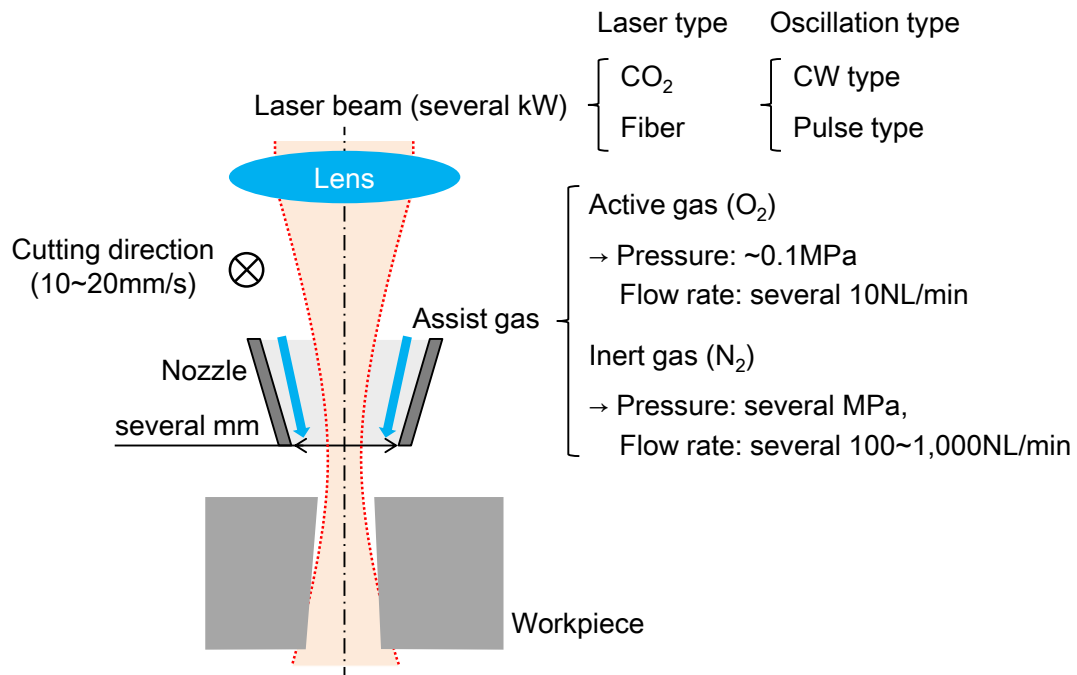


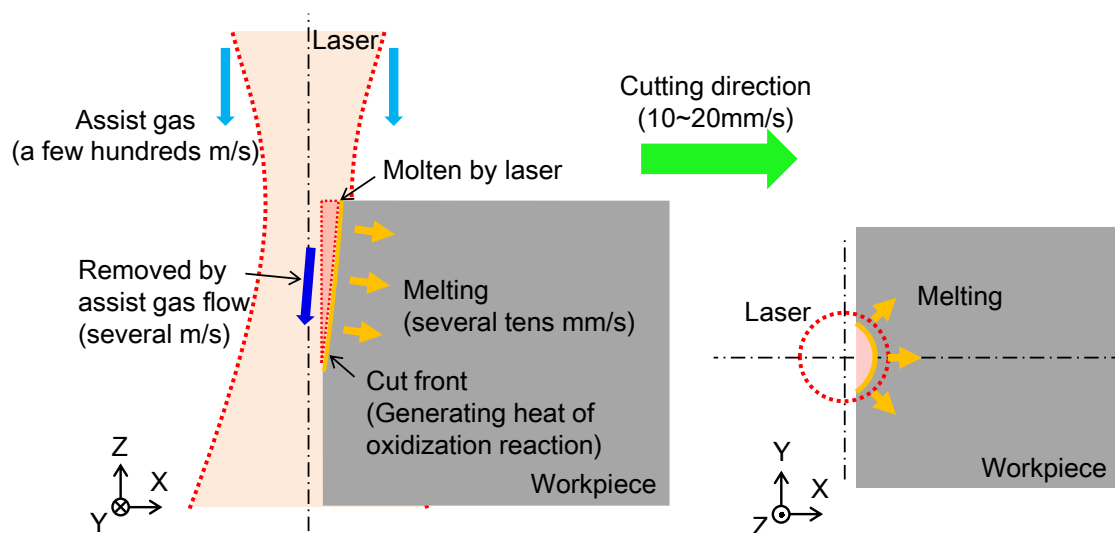
Fig. 1.2 Overview of laser cutting

未だ、レーザー加工の原理は十分に解明されているとはいえない。以下、従来考えられているレーザー切断加工原理を、図1.3を用いて説明する¹⁷⁾。ここでは、アシストガスに酸素を用い、酸化反応を積極的に利用する場合を想定する。また、以下の説明のため、ワークの溶融に必要なレーザー強度を E_{melt} 、酸化燃焼を維持するのに必要なレーザー強度を E_{oxy} と、それぞれ定義する。

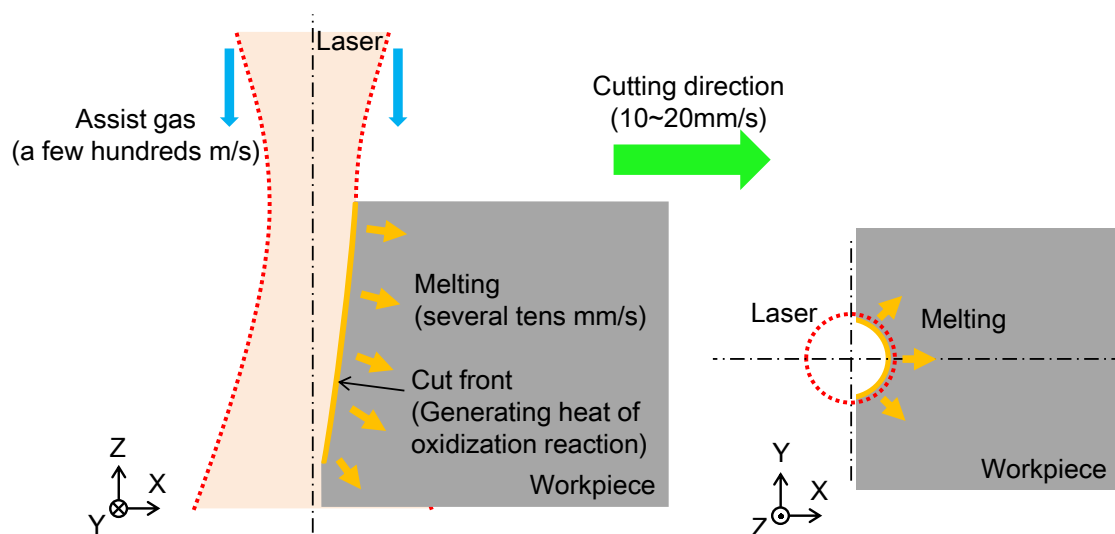
まず、レーザー光中心が、ワークに向かって走査される。この時、レーザー強度が E_{melt} 以上となる範囲内でワークが溶融、除去され、切断フロントが形成される (図1.3(a))。このレーザー光によるワークの溶融は、レーザー光の走査速度よりも十分に速く、ほぼ瞬時に行われる。また、熔融金属は切断フロントに沿って排出され、その速度は数~8m/sである^{16),19)}。レーザー光による金属の溶融と同時に、溶融面に酸素ガスが吹き付けられることで、酸化燃焼が発生する。その反応熱によっても、周囲のワークの温度が上昇し、溶融、除去される。更に切断フロントが進行すると、酸化反応熱による溶融の進行速度に比べ、レーザー走査速

度が遅いため、直接照射による溶融に比べ、酸化反応熱による溶融が支配的になる（図1.3(b)）。そして、ある程度切断フロントが進行したところで、レーザ強度が E_{oxy} 以上となる範囲から出てしまい、酸化燃焼が停止し、反応熱が発生しなくなることで切断フロントの進行も止まる（図1.3(c)）。そして、レーザ光中心の走査に伴い、レーザ強度が E_{melt} 以上となる範囲内に再度切断フロントが入ることで、ワークが溶融される（図1.3(d)）。これらの過程が繰り返され、切断面に凹凸が形成されながら、加工が行われる。材料の深部となる程、レーザ強度は低下するため、切断フロントは加工方向と逆方向に遅れる。

なお、窒素のような不活性ガスがアシストガスとして用いられる場合には、酸化燃焼が発生せず、反応熱を利用できないため、レーザ光照射による溶融のみで、切断フロントが形成、加工が進行する。



(a) Formation of cut front



(b) Moving of cut front

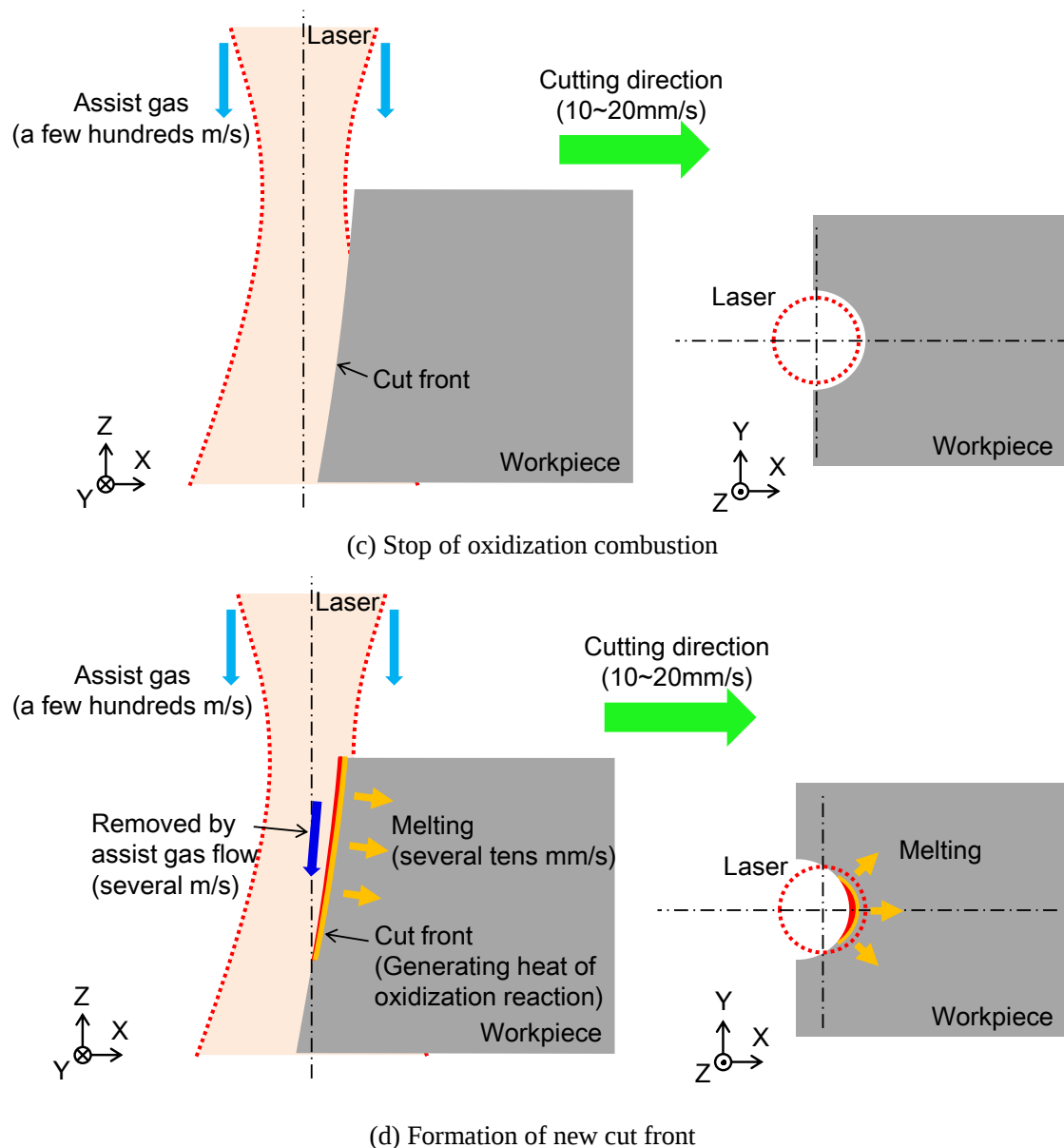


Fig. 1.3 Laser cutting mechanism

板厚が薄い場合には、溶融金属は切断フロントから速やかに排出される。板厚の増加に伴い、アシストガスをワーク深部まで十分に供給できず、発生する酸化反応熱量の減少や溶融金属の除去能力が低下し、図1.4に示すドロスがワーク下部に固着、切断面品質の悪化を招く。溶融金属を十分に除去するためには、レーザ走査速度を低下し、単位除去量に対するアシストガスの供給量を増加する必要がある。このため、加工速度、及び加工効率が低下する。加工速度、切断面品質、加工効率の向上のためには、アシストガスを切断フロントに十分に供給することが求められる。

また、レーザ切断加工では、上記の過程により、切断面に周期的な溝（条痕）が形成さ

れる．加工後のワークの切断面の概略を図1.5に示す．酸化反応熱による溶融の進行速度に対してレーザ光走査速度が遅れるほど，深い条痕が形成されやすい²²⁻²⁹⁾．このため，薄板と比較して，レーザ光走査速度を十分に高められない厚板切断加工では，条痕は深くなり，その結果，面粗さが悪化する．厚板，低加工速度条件でも，条痕を細かく形成できれば，面粗さを改善できると考える．

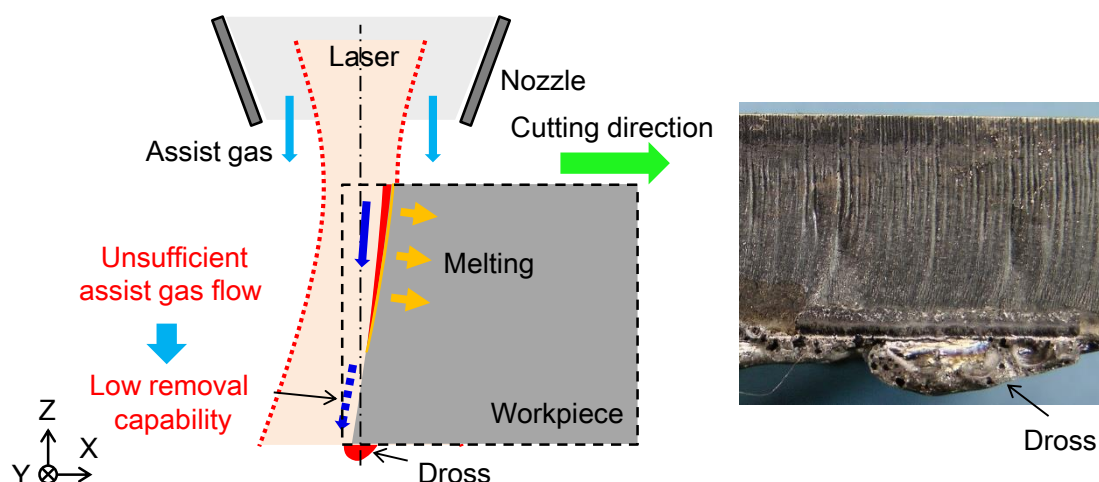


Fig. 1.4 Dross generated at lower edge of workpiece

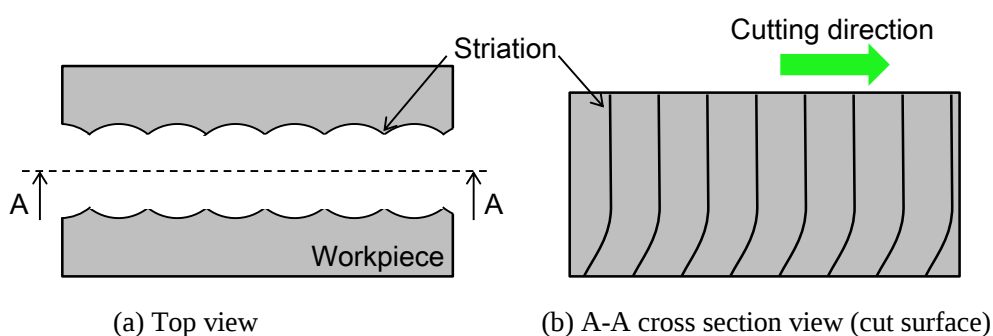


Fig. 1.5 Cut surface image in laser cutting

(2) レーザ穴あけ加工の現状と課題

図1.6に，穴あけ加工の概要を示す．本研究では，酸素ガスを用いた，厚板の軟鋼の穴あけを想定する．切断時の溶融物は，加工方向に対して斜め後方下向きに排出されるが，穴あけではワーク上部より排出する．穴あけ時のレーザ照射方法としては，1) 焦点位置をワーク表面上方に固定，もしくは徐々にワーク下方へ移動させながら，高出力のCWレーザを照射する方法（CW条件）と，2) 焦点位置をワーク表面に固定し，低出力のパルスレーザを照射する方法（パルス条件）がある．CW条件では，後述する，セルフバーニングを故意に発生させ，溶融金属を多量に噴き上げながら，高速で穴あけを行う．パルス条件では，加熱，冷却を繰り返すことで，溶融範囲を狭め，CW条件適用時の十分の1以下

の小径の穴あけを行う²¹⁾。後処理を考慮する場合には、溶融金属の発生量が少ない、パルス条件が選択される。上記の条件に加え、10mm以上の厚板の穴あけ加工では、パルスレーザの平均出力、発振周波数、デューティ比を徐々に変化させることで、より溶融金属の発生量を抑制する^{16),21)}。

パルス条件のCO₂レーザを用いた穴あけ加工では、少しずつワークを溶融、飛散させるために、レーザ光の平均出力は切断時の十数分の1以下の、数百W程度である。切断時と同様、アシストガスには酸素ガスを用い、圧力0.1MPa以下、流量数十NL/min程度で、出口径φ1~2mm程度のノズルから供給される。

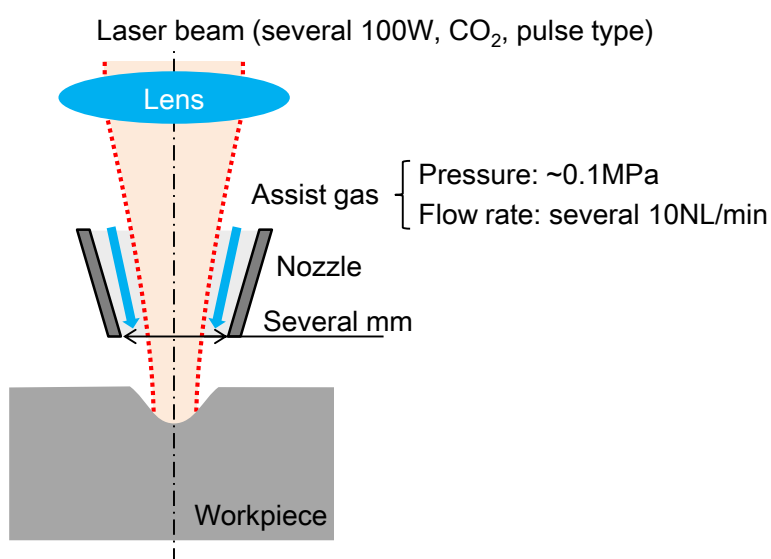


Fig. 1.6 Overview of laser piercing of mild steel

次に、レーザ穴あけ加工原理を、図1.7を用いて説明する。まず、レーザ光がワーク表面に照射されると、微小範囲のワークの温度が、融点まで急激に上昇する（図1.7(a)）。溶融部で酸化燃焼も同時に発生し、その反応熱で溶融が促進される。溶融金属はアシストガスにより除去される（図1.7(b)）。レーザ光照射が停止すると、温度低下により酸化燃焼が停止し、反応熱が発生しなくなることでワークの溶融も止まる（図1.7(c)）。その後、レーザ光が再照射されることで、ワークが再加熱され、上記の過程が繰り返される（図1.7(d)）。

加熱、冷却を繰り返し行うため、パルスレーザを用いた厚板の穴あけ加工には、多くの時間を必要とする。穴あけ加工回数が増加すると、加工時間が延長する。そのため、厚板の切断加工プロセスの効率向上のためには、切断加工だけでなく、穴あけ加工の時間短縮も求められる。

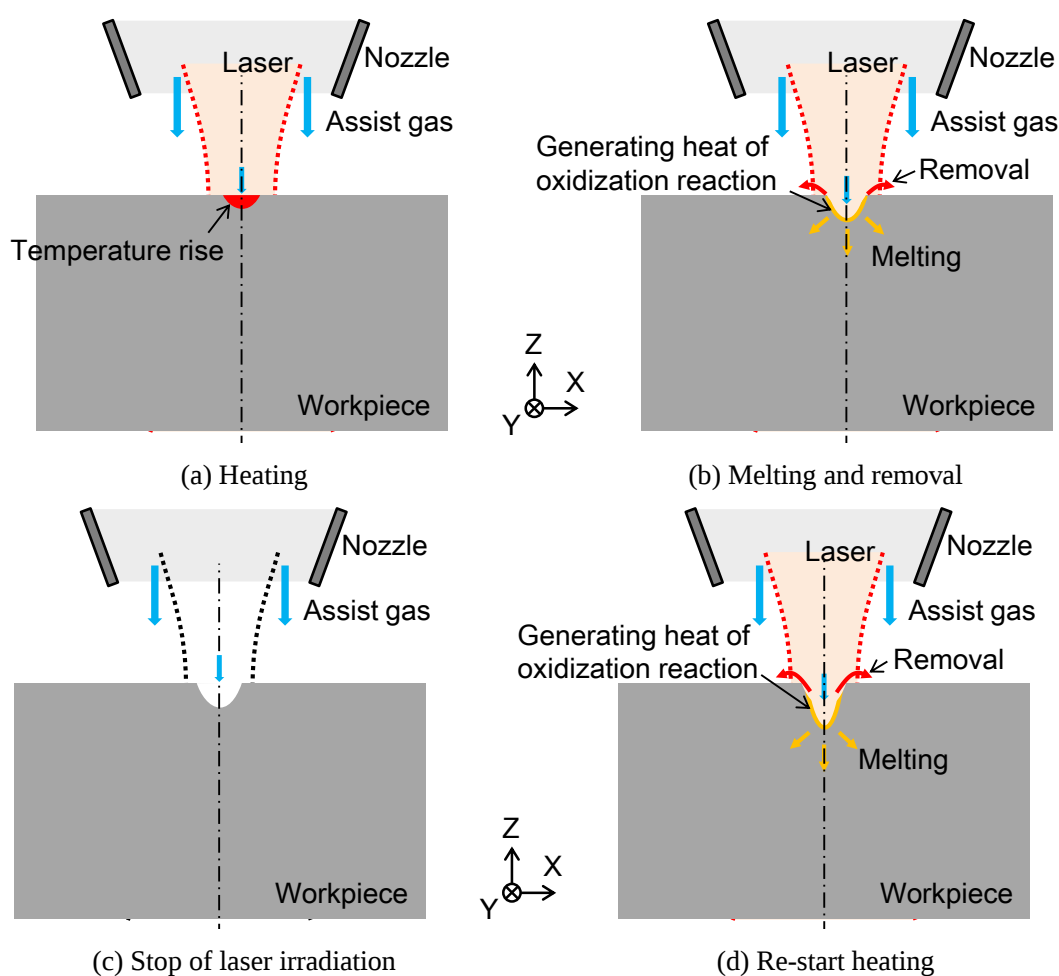


Fig. 1.7 Laser piercing mechanism

穴あけ加工時間の短縮には、レーザの高出力化が有効である。その一方で、焦点固定、酸素ガス使用時に、高出力化により、セルフバーニングと呼ばれる過剰な酸化燃焼が発生し、周囲に多量の溶融金属を飛散させる問題がある。以下、セルフバーニングの発生原理を図1.8で説明する。

レーザ出力が過剰な場合、短時間に発生する溶融金属の量が多く、十分に排出されずに、穴内部に蓄積される（図1.8(a)）。その結果、酸化燃焼が過剰に発生して、その反応熱により溶融範囲が急激に拡大することで、多量の溶融金属が発生し、ワーク上方に噴き上がる¹⁸⁾（図1.8(b)）。

飛散した溶融金属が集光レンズに付着すると、そこでレーザ光が吸収、発熱し、熱応力で集光レンズが破損する。また、ノズルに付着すると、アシストガスの流れが阻害され、溶融金属の除去能力が低下する¹⁸⁾。さらに、ワーク表面に付着すると、それを除去するための後処理を必要とする。このため、レーザの高出力化のためには、セルフバーニングの抑制が必要である。

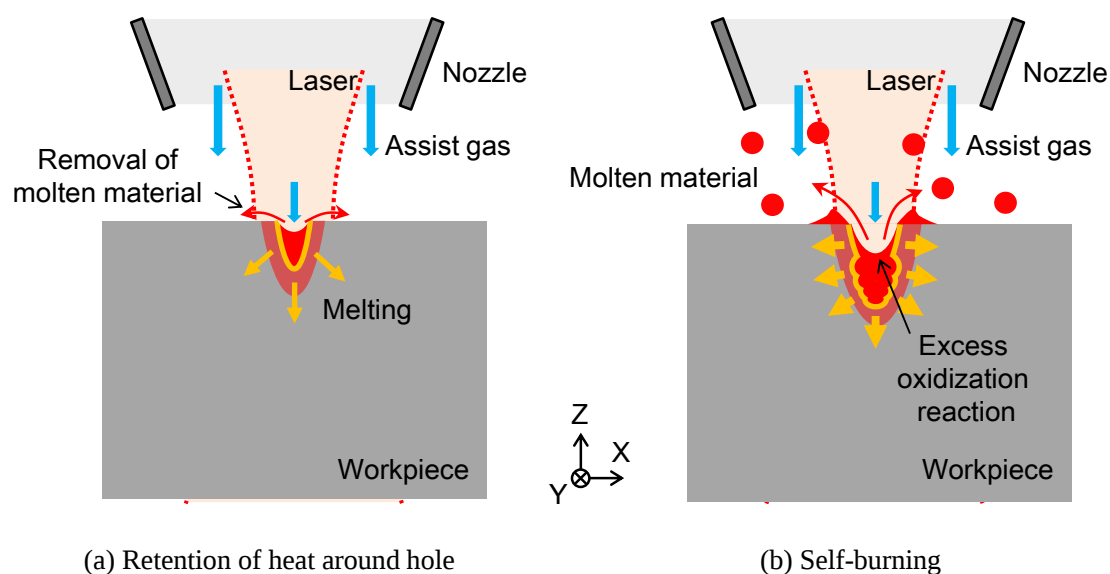


Fig. 1.8 Self-burning mechanism

1. 3 本研究の目的

厚板の切断，穴あけ加工の高速化，高品質化，及び加工効率を向上するためには，切断加工では，1）切断フロントへのアシストガス供給の改善，2）切断面に形成される条痕の微細化と，穴あけ加工では，3）レーザの高出力化に伴うセルフバーニングの抑制が課題である．そこで本研究では，以下の章で詳細を述べる，アシストガスノズルに対する，レーザ光焦点の相対位置を制御して切断，穴あけを行うことで，上記3つの課題を解決する手法を提案し，実験的にその有効性を検証する．

1. 4 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す．

第2章「レンズ駆動アクチュエータを備えたレーザ偏心加工システム」では，切断フロントに効率良くアシストガスを供給するため，ガス供給用ノズル中心軸に対して，レーザ光軸を加工方向前方に偏心させる方法（レーザ偏心加工）に着目する．任意形状の切断にレーザ偏心加工を適用可能するため，集光レンズ駆動による，光軸-ノズル中心軸間偏心のリアルタイム制御システムを提案する．次に，弾性ヒンジ案内と電磁石を組み合わせた，レンズ駆動用のアクチュエータの提案，設計，試作を行う．そして，試作したアクチュエータと既存レーザ加工機を組み合わせた加工システムを構築し，切断加工試験を実施する．

第3章「レンズ駆動アクチュエータの小型・軽量・大ストローク化とレーザ偏心加工の評価」では、偏心量の調整範囲を拡大したレーザ偏心加工における、加工速度、面粗さ、アシストガス消費量等への影響の調査を目的とする。将来的な実用化を想定した小型、軽量化と、集光レンズの位置決め範囲の拡大のため、静圧空気軸受案内と電磁石を組み合わせたレンズ駆動アクチュエータを提案、設計、試作する。次に、新たに試作したレンズ駆動アクチュエータを用いた加工システムで、切断加工試験を実施、レーザ偏心の効果を評価する。

第4章「レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の切断面品質の向上」では、切断面に形成される条痕を微細化し、面粗さの改善を目的とする。まず、レーザ光焦点の円、上下運動を利用した切断加工法を提案する。次に、既存の集光レンズを6軸方向に駆動可能な磁気浮上型レンズ駆動アクチュエータとレーザ加工機を組み合わせた加工システムを用い、切断加工試験を実施、条痕の形状と面粗さを評価する。

第5章「レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の穴あけ加工の高速化」では、穴あけ加工時の、レーザ高出力化による加工時間短縮、及びセルフバーニングの発生の抑制を目的とする。まず、レーザ光焦点の円、上下運動を利用した穴あけ加工法を提案する。次に、第4章の加工システムを用い、セルフバーニングの発生の有無と、穴あけ加工時間へのレーザ焦点位置の円、上下運動の効果を実験的に検討する。

第6章「結論」では、各章で得られた結果を述べ、今後の課題を挙げる。

第2章 レンズ駆動アクチュエータを備えた レーザ偏心加工システム

2. 1 緒 言

厚板のレーザ切断加工時、アシストガスをワーク深部まで十分に供給できず、酸化反応熱量の減少や、熔融金属の除去能力が低下する。加工速度、切断面品質、加工効率の向上のため、アシストガスを切断フロントに効率良く供給することが求められている。

本章では、上記課題の解決策の一つである、アシストガス供給用のノズル中心軸に対し、レーザ光軸を加工方向前方に偏心させる手法（レーザ偏心加工）に着目する³⁰⁾。本手法の2次元加工への適用のため、集光レンズ駆動による、光軸-ノズル中心軸間偏心のリアルタイム制御システムを提案する。そして、弾性ヒンジ案内と電磁石を組み合わせた、集光レンズを面内並進方向に駆動可能なアクチュエータを提案、設計、試作し、位置決め制御性能を評価する。その後、本アクチュエータと既存レーザ加工機を組み合わせた加工システムを構築し、直線、形状切断加工試験を実施する。

2. 2 レーザ偏心加工

厚板レーザ切断加工時の、切断フロントへのアシストガス供給不足は、レーザ光とノズルの配置に原因があると考えられる。通常、レーザ焦点位置を面内に移動可能なレーザ加工機では、材料を熔融するレーザ光と、熔融材料を除去するアシストガスを供給するノズルの中心軸は同軸である。

図2.1に、レーザ光とノズル、切断フロントの大まかな位置関係を示す。切断溝は、レーザ光の加工方向後方に形成される。ノズルとレーザ光の中心軸は同軸のため、供給されるアシストガスの多くが、材料表面に噴射されて切断溝に流入せず、熔融金属の排出や酸化反応に利用できていない³⁰⁾。

これに対し、図2.2に示すように、Quinteroらにより、レーザ光軸とノズル軸が同軸上でなく、光軸に対するノズルの角度、位置を調節する方法が提案された^{31),32)}。厚さ4mmのセラミック板の直線切断加工試験を行い、ノズルの位置や角度の調整により、ドロス付着を回避できることを実証した。ただし、自由曲線の切断を実現するためには、レーザ光に対

して、加工方向に併せてノズルを移動する必要があるが、Quinteroらの機構では実現できていない。

また、Kettingらにより、図2.3に示す、レーザ光軸を、アシストガス用ノズル中心軸に対して加工方向前方に配置して切断する方法（レーザ偏心加工）が提案された³³⁾。レーザ光焦点位置に対して、相対的に後方からアシストガスを供給することで、切断溝内部のガス流の改善が試みられた。厚さ1~3mmのステンレス鋼やアルミ板の切断加工試験を行い、ノズル、レンズの相対位置の調整により、通常よりも低いガス圧設定で切断できることを実証した。なお、この研究では、加工途中でのレンズとノズルの相対位置関係の変更は不可能であり、2次元加工への適用が課題として残された。また、偏心加工に伴う、加工速度や加工面品質への影響の定量的な評価も行われていない。しかしながら、本手法の2次元加工への適用は、既存レーザ加工機に搭載されているレンズ、もしくはノズルを面内駆動することで、実現可能である。

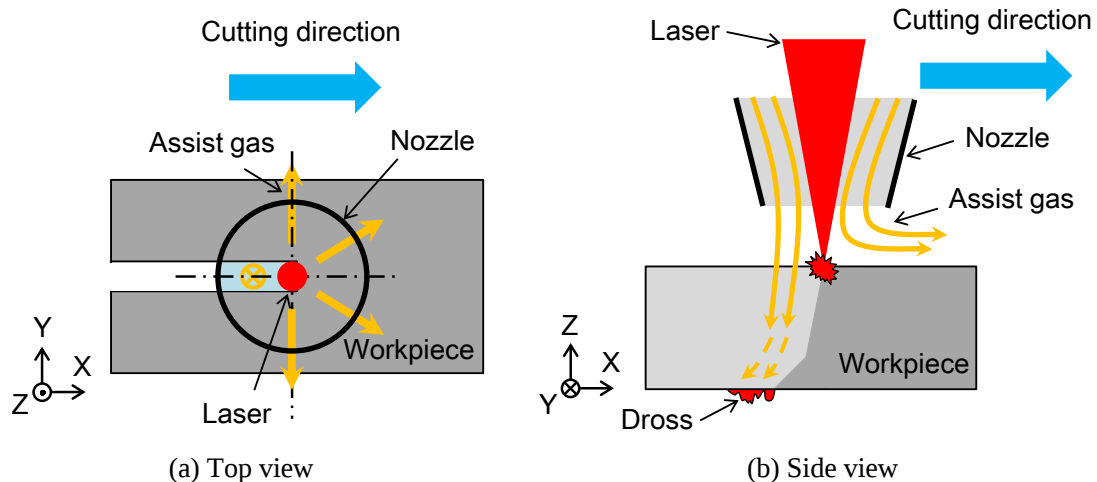


Fig. 2.1 Assist gas flow with co-axis setting of laser beam and nozzle axes

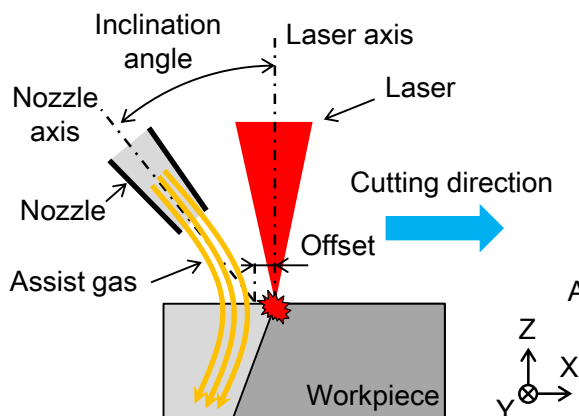


Fig. 2.2 Laser cutting with separated nozzle

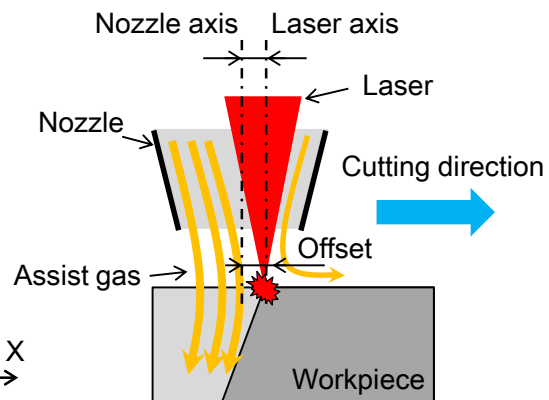


Fig. 2.3 Off-axis laser cutting

2. 3 レーザ加工機とレンズ駆動アクチュエータ

任意の光軸-ノズル中心軸間偏心を加工条件に応じてリアルタイムで実現するための手法として、ノズル駆動と、レンズ駆動が挙げられる。ノズル駆動を実現する上で、1) ノズルはレーザヘッド先端部分にあり、その近傍へのアクチュエータの配置が困難、2) ノズルとその周辺機器（ガス配管等）を同時に動かす必要があり、駆動部質量、寸法が大きくなるなどの問題が想定される。

従来、偏心して固定したノズルをモータと減速機を組み合わせで回転する³⁴⁾、もしくは、モータで駆動される直動機構を組み合わせること³⁵⁾、平面2自由度の光軸-ノズル軸間偏心を実現する方法が提案されている。しかし、前者は、加工中に偏心量が調整できない問題がある。また、いずれの方法も、バックラッシュ、ガイドの摩擦などの問題により、精度、応答性を高めにくい。

一方、レンズ駆動では、ノズル駆動に比べ、対象の質量・寸法が小さく抑えられる。レンズの焦点位置が加工点となるため、位置決め精度がそのまま加工精度に影響するが、アクチュエータの機構、制御の工夫により、解決可能である。また、レーザ光軸とレンズ中心軸が同軸とならない偏心の場合、焦点位置でのレーザ光の強度分布の変化が想定される。以下、レンズ偏心による、ワーク表面に照射されるレーザ光強度分布への影響について検討する。

レンズに入射する平行光線は、理想的には一点に焦点を結ぶが、実際にはレンズの収差により、ズレが生じる。収差は大きく2つに分けられ、単色光について生じる単色収差と、光の波長によって屈折率が異なるために生じる色収差である。さらに、単色収差には5つの種類があり、球面収差、コマ収差、非点収差、像面湾曲、歪曲収差がある³⁶⁾。

レーザ光は単色の平行光線であるため、色収差の影響は無い。また、本研究のレーザ加工では、レンズの直径は50mm程度で、偏心量は数百 μm から1mmを想定している。そのため、偏心時にも、レーザ光はレンズ中心近傍に入射され则认为。これらを考慮し、レンズに入射する平行光が、中心軸から離れる程、短い距離で焦点を結ぶ現象により発生する収差である、球面収差³⁷⁾が顕在化すると考え、それを考慮した、レーザ光強度分布を計算する。

図2.4に、レーザ光強度分布計算用の簡易モデルを示す。ZnSe製の平凸レンズを用い、球面を入射光側に向ける。本研究で用いるレンズの仕様を表2.1に示す。レンズ中心軸と平行に入射する直径30mmの光線を考え、その全てが、光路中でエネルギーを損失すること無く、ワークに照射されると仮定する。

Table 2.1 Specification of a focus lens

Parameter	Symbol	Value
Diameter	-	50.8 [mm]
Thickness of lens center	w	10 [mm]
Refractive index (wavelength: 10.6 μ m)	n_r	2.403
Radius of curvature	ρ	267 [mm]

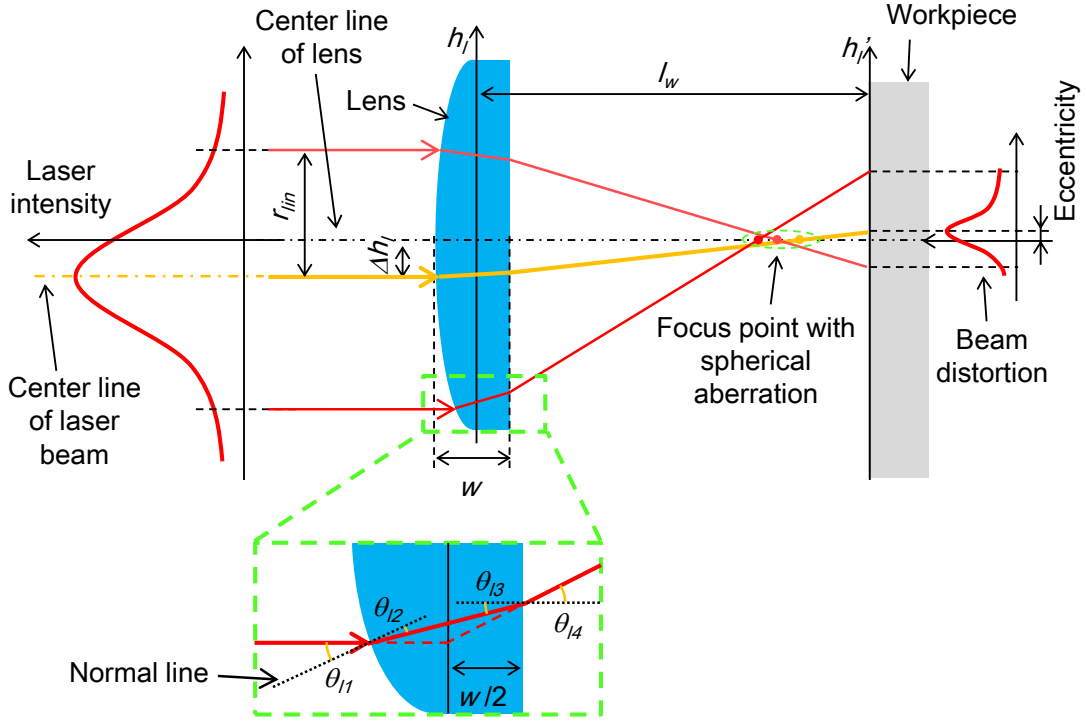


Fig. 2.4 Spherical aberration model with off-axis lens

レーザ光の強度がガウス分布と仮定すると、レーザ光軸からの距離 h_l を用いて式(2.1)で表される¹⁶⁾。

$$E = E_0 \exp\left(-\frac{2h_l^2}{r_l^2}\right) \quad (2.1)$$

レーザ光の中心強度 E_0 は、レーザ光半径 r_l 、出力 P_0 を用いて、式(2.2)で表される。

$$E_0 = \frac{2P_0}{\pi r_l^2} \quad \left(P_0 = \int E dS = \frac{\pi E_0 r_l^2}{2} \right) \quad (2.2)$$

レンズ偏心量を Δh_l とすると、レンズ表面へのレーザ光入射角 θ_{l1} 、屈折角 θ_{l2} は、式(2.3)で表わされる。

$$\theta_{l1} = \sin^{-1} \frac{h_l - \Delta h_l}{\rho}, \quad \theta_{l2} = \sin^{-1} \left(\frac{\sin \theta_{l1}}{n_r} \right) \quad (2.3)$$

ここから、レンズ裏面へのレーザ光入射角 θ_{l3} 、屈折角 θ_{l4} が、式(2.4)と求まる。

$$\theta_{l3} = \theta_{l1} - \theta_{l2}, \quad \theta_{l4} = \sin^{-1}(n_r \sin \theta_{l3}) \quad (2.4)$$

よって、焦点距離 l_f は、式(2.5)で求められる。

$$l_f = \frac{h_l - \Delta h_l}{\tan \theta_{l4}} \quad (2.5)$$

レンズ中心からワーク表面でのレーザ光到達位置までの距離 h_l' は式(2.6)で表わされる。

$$h_l' = -(h_l - \Delta h_l) \cdot \frac{(l_w - l_f)}{l_f} \quad (2.6)$$

よって、式(2.1)~(2.6)、及び入射光レーザ半径 r_{lin} を考慮すると、ワーク表面でのレーザ光強度分布が式(2.7)で表わされる。

$$E = \frac{2P_0}{\pi r_{lwork}^2} \exp \left(-\frac{2}{r_{lin}^2} \cdot \left(\frac{h_l' l_f}{l_w - l_f} + \Delta h_l \right)^2 \right) \quad (2.7)$$

ここで、レーザ光半径は、中心強度 E_0 の $1/e^2$ のビーム強度を持つ位置から光軸までの距離として定義されるため、式(2.7)を考慮すると、ワーク表面でのレーザ光半径 r_{lwork} は、式(2.8)で求まる。ここで、 e は自然対数である。

$$r_{lwork} = (r_{lin} - \Delta h_l) \cdot \frac{(l_w - l_f)}{l_f} \quad (2.8)$$

光軸-レンズ中心軸が同軸、及びレンズが1mm偏心した場合の、ワーク表面のレーザ強度分布を図2.5に示す。この時、レンズ厚さ中心-ワーク間距離 l_w は191.5mmとした。図2.5のX軸は、レンズ中心軸を基準としている。1mm偏心時、レーザのピーク強度を示す位置が、レンズ中心軸に対し、偏心方向に最大で5 μ m変位することが確認された。本研究で用いる想定 of レーザスポット径が200~300 μ m程度であることから、レンズ偏心による強度分布への影響は、十分に無視できると判断した。以上より、本研究では、面内の光軸-ノズル間偏心の実現に、レンズ駆動方式を選択する。

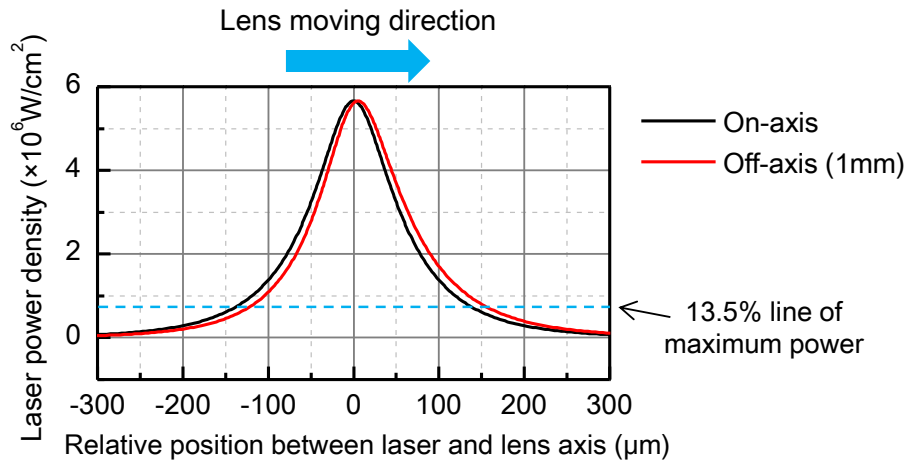


Fig. 2.5 Estimation of the laser power density on a workpiece

Table 2.2 Positioning specifications of laser head of two-dimensional processing machine

Direction	Horizontal	Vertical
Driving mechanism	Rack and pinion	Linear motor
Positioning stroke	3,200×1,600 [mm]	150 [mm]
Scan rate	120 [m/min]	-
Positioning accuracy	0.05 [mm] (moving distance: 500 mm)	0.1 [mm] (moving distance: 100 mm)

本研究でレンズ駆動アクチュエータを搭載予定の、2軸走査型レーザ加工試験機のレーザヘッドの位置決め性能を表2.2にまとめる。提案するレンズ駆動アクチュエータは、レーザヘッドの応答特性と位置決め精度以上の性能が求められる。そこで、位置決め範囲 $\pm 0.5\text{mm}$ 程度、追従誤差 $10\mu\text{m}$ 以下、バンド幅 $100\sim 200\text{Hz}$ 程度を目標に定める。

また、それらに加え、以下の3点の要求がある。第一に、アクチュエータは、既存のレーザヘッドに付加される。アクチュエータの追加により、レーザヘッドの寸法が増大し、加工範囲を狭めないために、全体サイズ $200\times 200\times 40\text{ mm}$ 以内を目標とする。

第二に、レーザヘッドは最大 2G 程度で加減速運動するため、同時に運動するアクチュエータに慣性力が働く。この慣性力に対して、レンズの、レーザヘッドに対する相対変位を $25\mu\text{m}$ 以内に抑制することを目標とする。

第三に、集光レンズでは、透過するレーザ光のエネルギーの一部が損失する。これによりレンズが発熱、温度上昇によりレンズ素材の屈折率が変化する。本研究で使用予定のレンズは、温度が 350K を超えると、屈折率の変化に伴い、焦点位置でのレーザ強度分布が変化し、加工に影響を及ぼす。

通常は、図2.6に示す通り、アシストガスの作用により、レンズが冷却されている。レンズ駆動のため、レーザヘッドにアクチュエータが搭載されるが、付加した機構からのアシストガスの漏れによる、加工点のガス圧低下を防止するため、図2.7に示す、アクチュエータ-ノズル間に保護ガラスが必要となる。そのため、アシストガス流を利用したレンズの直接冷却ができない。上記の状態でも、レンズ温度を 350K 以下に保つ必要がある。

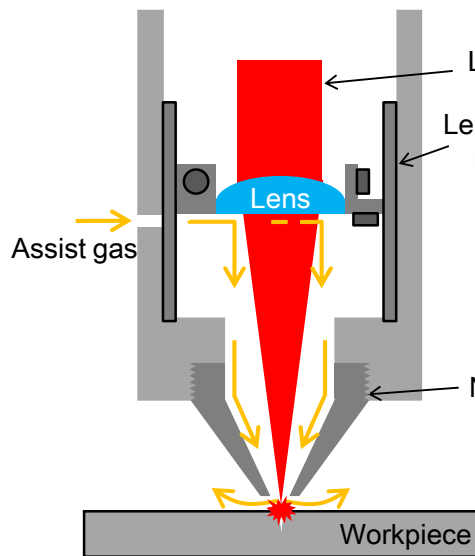


Fig. 2.6 Conventional laser head

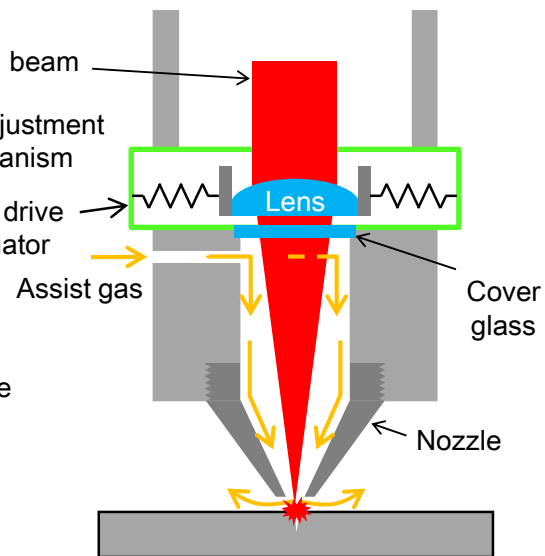


Fig. 2.7 Laser head with lens drive actuator

2. 4 弾性ヒンジ案内型アクチュエータの設計

2. 4. 1 アクチュエータの構成

2.3節で定めたアクチュエータの要求仕様を満たすため、レンズホルダを弾性ヒンジ案内により支持し、面内方向に複数の電磁アクチュエータで駆動する機構を提案する。弾性ヒンジ案内は、無摩擦駆動が可能で、高精度な位置決めが実現できる³⁸⁾。電磁アクチュエータは、1物体に多方向の駆動力を与えられるため、駆動部質量を低減でき、高い応答性が得られる。また、サブmmから数mmオーダーのストロークを実現しやすく、本機構の目的である、レンズの位置決めに適していると考えられる。

電磁アクチュエータには、ボイスコイルモータ方式と、電磁吸引力方式が挙げられる。ボイスコイルモータ方式は、力と電流の線形性が高く、制御が容易である^{39),40)}。電磁吸引力方式では、力が電流、変位に対し非線形性を有するが、空隙の短い磁気回路設計による磁気抵抗の低減により、単位電流当たりの発生力を増加可能である⁴¹⁻⁴³⁾。そのため、ボイスコイルモータ方式に対し、比較的小型の電磁石で、同等の発生力を実現できる。本アクチュエータでは、機構の小型化を考慮し、電磁吸引力方式を採用する。

図2.8に、提案する弾性ヒンジ案内型アクチュエータの構成を示す。中央のレンズホルダは、レンズホルダの4隅に2本ずつ、X軸に平行に設置された弾性ヒンジにより、剛性を高めた左右1個ずつの構造材に接続されている。その構造材は、それぞれ上下に2本ずつ、Y軸に平行に設置された弾性ヒンジにより、上下のヒンジ固定部に接続されている。図2.9

に示す通り，前者のX軸に平行な弾性ヒンジ，及び，後者のY軸に平行な弾性ヒンジが変形することで，それぞれY，及びX方向の変位が実現される．レンズホルダの周囲に，対向する2組の電磁石を配置し，それら電磁石の吸引力により駆動する．

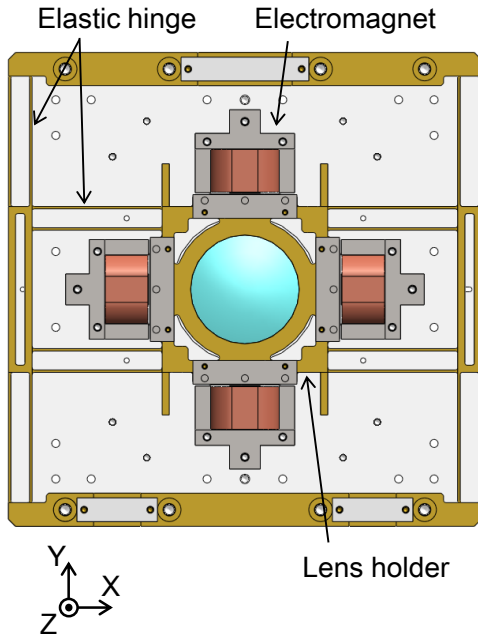
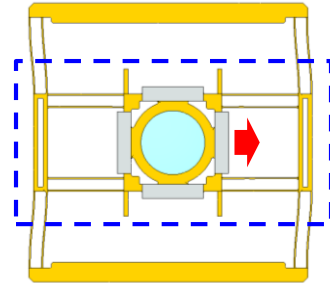
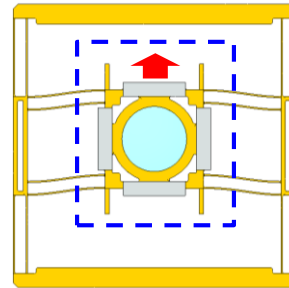


Fig. 2.8 Configuration of lens drive actuator with elastic hinge



(a) X direction



(b) Y direction

Fig. 2.9 Lens guide mechanism

2. 4. 2 案内機構設計

まず，駆動力の目標値 f_a を概算する．弾性ヒンジの剛性，減衰を無視し，レンズを含めた駆動部の質量のみを考慮すると，式(2.9)より f_a が算出される．

$$\begin{aligned} f_a &= M\ddot{x} \\ x &= A\sin\omega t \\ f_a &= -MA\omega^2\sin\omega t \end{aligned} \tag{2.9}$$

駆動部質量 M を1kg，目標バンド幅 ω を $400\pi\text{rad}$ （200Hz），補正振幅 A を $10\mu\text{m}$ と仮定すると，式(2.9)より，アクチュエータに要求される駆動力は15.8Nである．剛性や減衰の効果を無視していることから，3倍程度の余裕をみて，目標駆動力を50Nとする．

弾性ヒンジ案内の設計では，目標寸法に収まる範囲で，以下の要件を実現可能な形状を探索する．

- ・位置決め制御時の共振を防ぐため，アクチュエータの目標バンド幅100~200Hzに対して，非制御方向の固有振動数をできるだけ高く設計する．

- ・ 静的な駆動力50Nに対し、面内並進方向に0.5mm以上の変位を実現する．
- ・ 弾性ヒンジの塑性変形を防止するため、静的な駆動力50Nに対し、発生する最大応力が、材料の降伏応力に対して、安全率3以上を満たす．

なお、解析には有限要素法解析ソフト（Solidworks simulation, Solidworks Corp.）を用いる．

本解析モデルは弾性ヒンジ案内、レンズ、X、Y軸それぞれ2組の電磁石ターゲットにより構成される．最終的に決定した弾性ヒンジ案内の形状を図2.10に示す．なお、本構造では、Z軸周りの振動モードが、非制御方向で最も低次となる．そのため、この振動モードの固有振動数を高めるため、Z軸周りの回転剛性の増加、及び慣性モーメントの低減が求められた．前者に対しては、レンズホルダの4隅で4箇所、左右2個の構造材の上下で4箇所、合計8箇所の弾性ヒンジを、各箇所で2枚ずつ、平行に配置することで対応した．また、後者に対しては、レンズホルダに肉抜きを施す工夫が行われている．各部品の材料及び物性は表2.3に示す通りである．

X、Y方向にそれぞれ50Nの駆動力を与えた時の、本モデルの変形解析結果を図2.11(a), (b)に示す．レンズホルダの変位は、X、Y方向それぞれ0.525mm、0.541mmと、目標の0.5mm以上を満たした．この時、X、Y方向剛性はそれぞれ95.2、92.4kN/mと求まる．また、図2.11(c)に示す、各方向の電磁石ターゲットに50Nの駆動力を与えた場合、ミーゼス応力

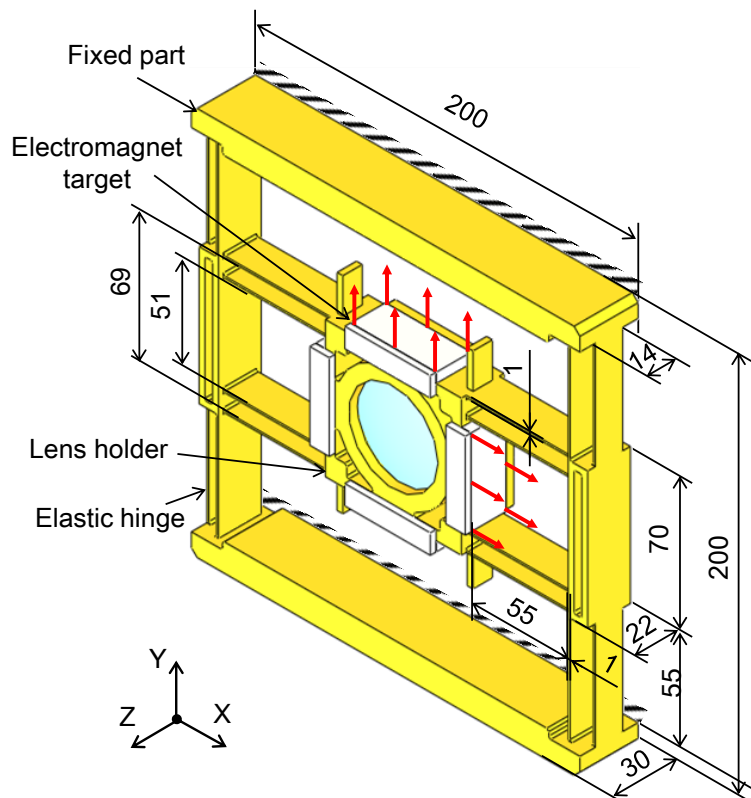


Fig. 2.10 Simulation model of structural analysis

の最大値は、弾性ヒンジの端部付近で確認され、53.6MPaであった．黄銅の降伏応力が239MPaであることを考慮すると、安全率は4.4であり、目標の3以上を達成した．

また、5次の振動モードまでの固有値解析結果を図2.12に示す．3次の振動モードである、Z軸周りの振動モードの固有振動数は285Hzであり、目標バンド幅以上であることを確認した．なお、3次の、Z軸周りの振動モードは、レンズ中心位置が変わらないため、焦点位置は変化しないが、4、5次の、Z軸並進、及びX軸周りの振動モードは、レンズを面外方向に移動、回転させるため、焦点位置を移動させる原因となる．そのため、4、5次の振動モードの固有振動数は、制御帯域よりも十分に高く設計されている．

Table 2.3 Physical properties of materials for structural analysis

	Elastic hinge	Electromagnet target	Lens
Material	Brass	Steel	Zinc selenide (ZnSe)
Young's modulus	100 [GPa]	210 [GPa]	67.2 [GPa]
Poisson's ratio	0.33	0.28	0.28
Yield stress	239 [MPa]	220 [MPa]	-
Density	8,500 [kg/m ³]	7,800 [kg/m ³]	5,270 [kg/m ³]

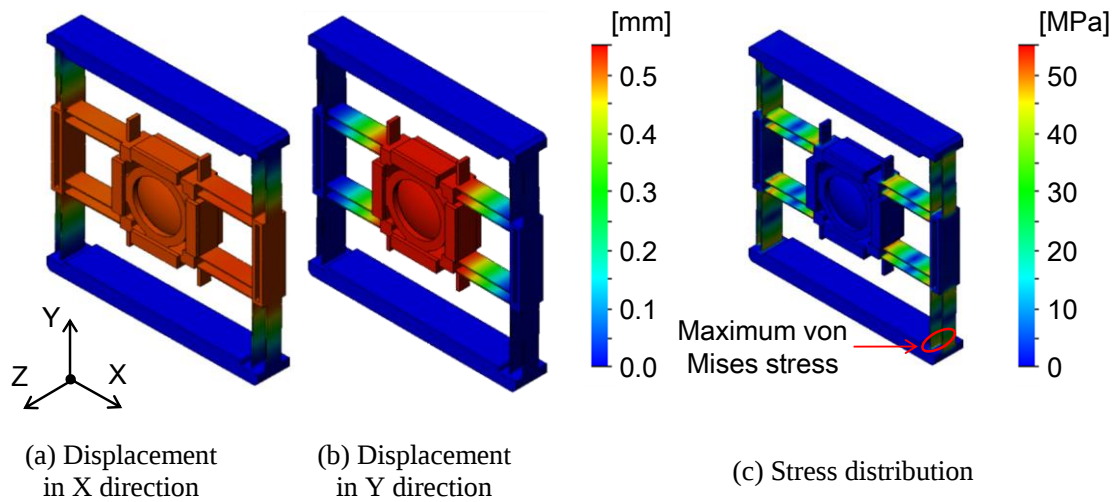


Fig. 2.11 Result of static structural analysis

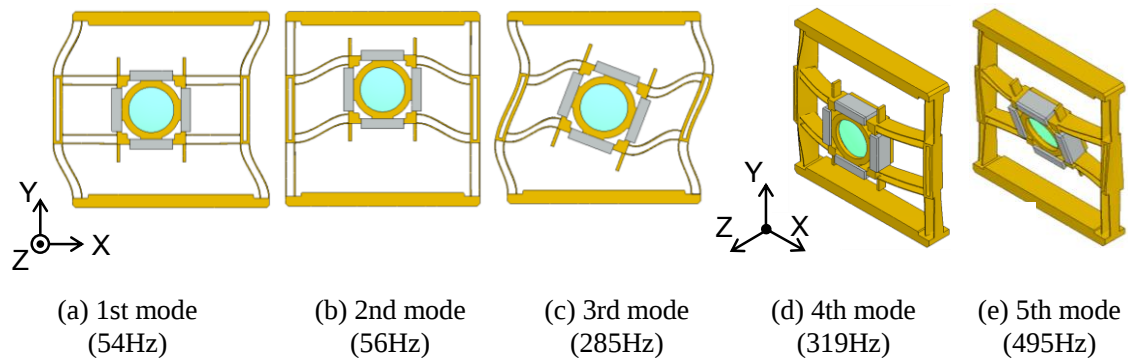


Fig. 2.12 Vibration mode (simulated natural frequency)

2. 4. 3 電磁石設計

設計した弾性ヒンジ案内に収まるサイズ，3A程度の供給電流で，目標駆動力50N以上を満たす電磁石の形状探索を行なう．設計には磁場解析ソフト（Maxwell 3D, Ansys Japan）を用いる．なお，本アクチュエータで使用する4個の電磁石は，全て同一形状とする．

解析モデルを図2.13に示す．本モデルは電磁石コア，コイル，及び電磁石ターゲットにより構成される．電磁石は，図2.8に示す通り，レンズホルダの4隅に接続されている上下2箇所弾性ヒンジの間に配置することを考慮し，E型コアの横幅を42mmに固定した．また，電磁石ターゲットの横幅は，レンズホルダ駆動時に，ターゲットが，図2.13中，X方向に最大 $\pm 0.5\text{mm}$ 程度変位することを想定し，E型コアと常に対向するように，コアの幅に対して片側1mmの余裕を持たせ，44mmとした．電磁石コア-ターゲット間距離は，最大変位0.5mmと，余裕0.3mmを考慮し，0.8mmとした．電磁石コア，ターゲットの厚みは18mmとした．各部品材料は，電磁石コア，ターゲットは珪素鋼板，コイルは銅とした．

電磁石コア，ターゲットの幅 $l_{d1\sim 4}$ を広げると，磁気飽和を避けやすくなるが，電磁石コアでは，コイル体積の減少による巻数の低下と，それに伴う起磁力の低下が，ターゲットでは，駆動質量の増加が懸念される．この点に留意しながら，目標性能が得られるような $l_{d1\sim 5}$ の値を探索する．各記号の横の寸法が，最終的に決定した値である．

図2.14に，電磁石コア-ターゲット間距離を0.8mmに固定し，コイル電流を0~660ATの範囲で変化させた時のコイル電流と吸引力の関係を示す．コイル電流660ATの条件で，吸引力55.2Nと，目標駆動力50Nを満たすことを確認した．これを3Aの供給電流で実現するには，220巻のコイルが要求される．

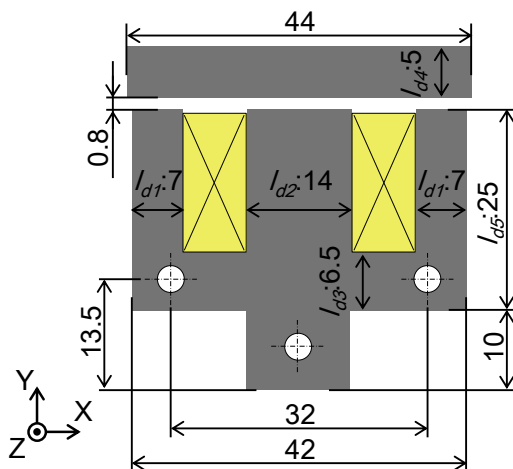


Fig. 2.13 Simulation model of electromagnetic field analysis ($t=18\text{mm}$)

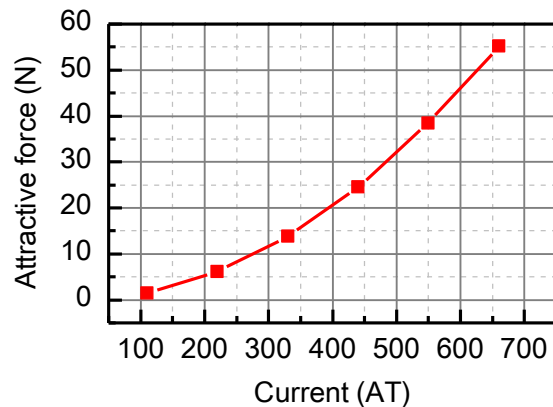


Fig. 2.14 Simulated attractive force

E型コアの内側の空間の寸法は7×18.5mmである。コイルを挿入することを想定し、それぞれ0.5mmずつ余裕を持たせ、占積率を85%程度と考えると、巻数220を実現するには、φ0.7mmの銅線を用いることで達成できる。なお、コイルの銅線の長さ l_c を、コイルの外周と内周の長さの平均値に、巻数を乗じた長さで近似すると、約22mとなると推測される。銅の電気抵抗率 ρ_c は $1.68 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ であるため、式(2.10)から、コイル抵抗 R は 0.96Ω と推測される。ここで、 A_c は占積率を考慮したコイル断面積である。

$$R = \frac{\rho_c l_c}{A_c} \quad (2.10)$$

2. 4. 4 温度解析

前述したように、集光用レンズの温度が350Kを超えると、レンズの屈折率変化が大きくなり、レーザ加工に影響を与えることが懸念される。設計したモデルを用いて、加工時のレンズ温度を、有限要素法解析ソフト（Solidworks simulation, Solidworks Corp.）の定常熱伝導解析により推測する。

解析モデルは図2.8に示したものと同一で、寸法は前項までで決定したものをを用いる。また、設定した材料及び熱伝導率を表2.4にまとめる。本解析では以下の仮定を用いる。

- ・電磁石には1A程度、常時通電する。コイル抵抗が 0.96Ω と推測されることから、発熱量は1W程度である。
- ・レーザ出力を6kWとし、その0.2%の12Wがレンズで損失、発熱する。
- ・レンズとレンズホルダの間には、0.1mmの空気の層がある。

境界条件として、固定板裏面を室温（293K）に設定、残りの面には、自然対流により熱が周囲に放出されると仮定し、熱伝達率 h を設定する。ヌセルト数 Nu を30とし、代表長さ L_c を弾性ヒンジの高さ17mm、空気の熱伝導率 k_{air} を $0.02624 W/m \cdot K$ とした時、熱伝達率 h は式(2.11)より、 $46.3 W/m^2 \cdot K$ と求まる。

$$h = \frac{Nu \cdot k_{air}}{L_c} \quad (2.11)$$

アクチュエータをレーザ加工機へ搭載した際、空気の循環が十分に行われない場合も想定されるため、熱伝達率を0.1倍にした場合についても計算を行う。

図2.15に解析結果を示す。レンズ温度は、自然対流の場合は308K、十分に空気が循環されないと想定した場合は336Kまで上昇し、目標の350K以下であることが確認された。

Table 2.4 Thermophysical properties for steady heat conduction analysis

Part	Material	Thermal conductivity [W/m·K]	Specific heat [J/kg·K]
Elastic hinge	Brass	110	390
Base plate	Duralumin	140	800
Coil	Copper	390	390
Electromagnet core and target	Silicon steel	43	440
Lens	ZnSe	18	339
Gap between lens and lens holder	Air	0.026	1000

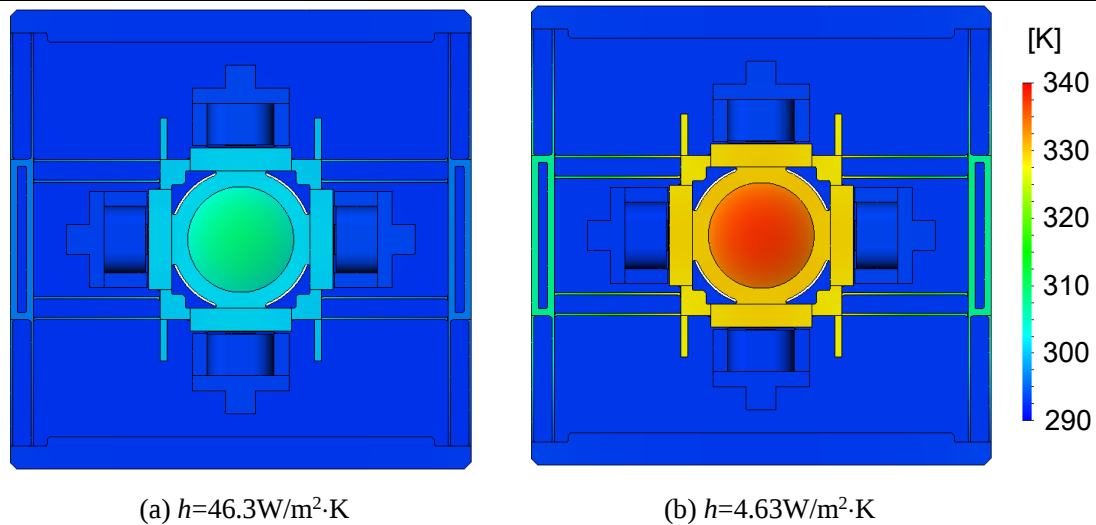


Fig. 2.15 Results of steady heat conduction analysis

2. 5 弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの試作

2. 5. 1 アクチュエータの試作

図2.16に弾性ヒンジ案内型アクチュエータの試作機を示す。本アクチュエータは固定板、レンズホルダを含む弾性ヒンジ案内、電磁石、及びセンサホルダにより構成され、寸法は $200\times 200\times 40\text{mm}$ 、質量は 4.9kg である。弾性ヒンジ案内は黄銅（C5210）製で、ワイヤ放電加工により一体成型される。固定板は軽量かつ熱伝導性に優れるジュラルミン（A6061）とし、電磁石コア、ターゲットは、渦電流発生を抑制するため、積層した珪素鋼板を用いる。電磁石のコイルには $\phi 0.7\text{mm}$ の銅線を用い、巻数は220である。

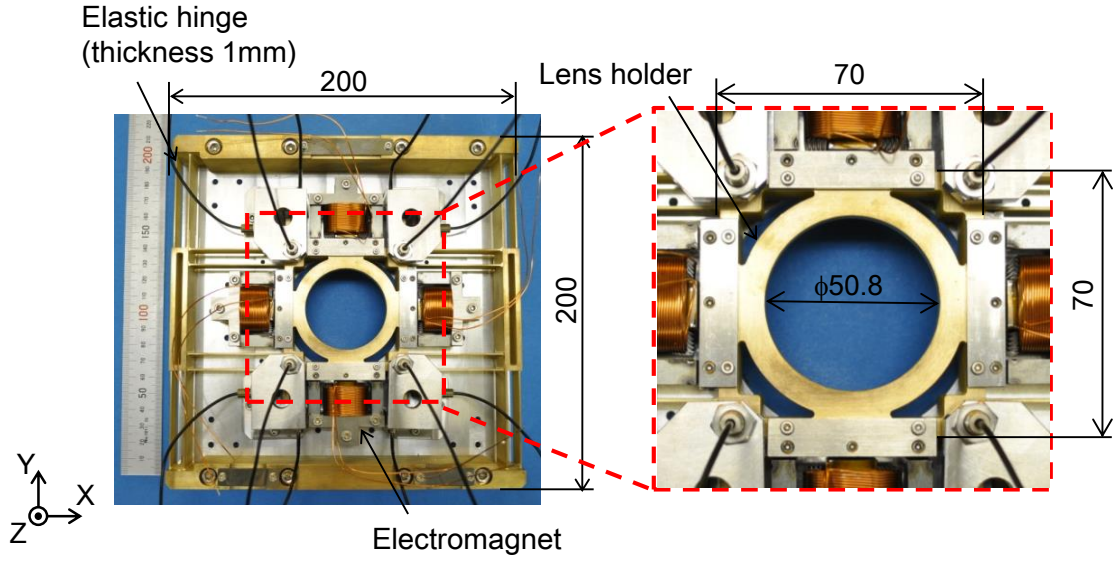


Fig. 2.16 Prototype elastic hinge actuator

2. 5. 2 変位計測システム

本アクチュエータでは，レンズホルダの重心，電磁石の力の発生点，変位センサの設置位置は，ほぼ同じ高さで設計されている．変位センサの平面的な配置を図2.17に示す．X，Y方向それぞれ，対向する4組のセンサで構成される．電磁石-レンズホルダ間の初期ギャップを g_0 ，各方向への変位を x ， y ，Z軸周りの角度を θ ，温度ドリフトの影響分を $g_{\Delta T}$ とすると，各センサ出力は式(2.12)で表される．

$$\begin{pmatrix} S_{x1+} \\ S_{x1-} \\ S_{x2+} \\ S_{x2-} \\ S_{y1+} \\ S_{y1-} \\ S_{y2+} \\ S_{y2-} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -1 & 0 & L_x \\ 1 & 0 & -L_x \\ -1 & 0 & -L_x \\ 1 & 0 & L_x \\ 0 & -1 & L_y \\ 0 & 1 & -L_y \\ 0 & -1 & -L_y \\ 0 & 1 & L_y \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \cdot g_0 + \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \cdot g_{\Delta T} \quad (2.12)$$

対向するセンサは，温度ドリフト対策，及び長ストローク計測での非線形補償のため，式(2.13)に示すように，差動出力 $S_{x1,2}$ ， $S_{y1,2}$ として用いる．

$$\begin{pmatrix} S_{x1} \\ S_{x2} \\ S_{y1} \\ S_{y2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{x1-} - S_{x1+} \\ S_{x2-} - S_{x2+} \\ S_{y1-} - S_{y1+} \\ S_{y2-} - S_{y2+} \end{pmatrix} = 2 \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & -L_x \\ 1 & 0 & L_x \\ 0 & 1 & -L_y \\ 0 & 1 & L_y \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

式(2.12)，式(2.13)より，並進方向変位に対するアッペ誤差の低減を考慮し，X，Y方向の

変位 x , y , 及び Z 軸周りの角度 θ を式(2.14)で求める.

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} = \frac{1}{4} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 \\ -1/L_x & 1/L_x & -1/L_y & 1/L_y \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} S_{x1} \\ S_{x2} \\ S_{y1} \\ S_{y2} \end{pmatrix} \quad (2.14)$$

なお, 位置決め制御時には, X , Y 方向の変位情報のみ用いる.

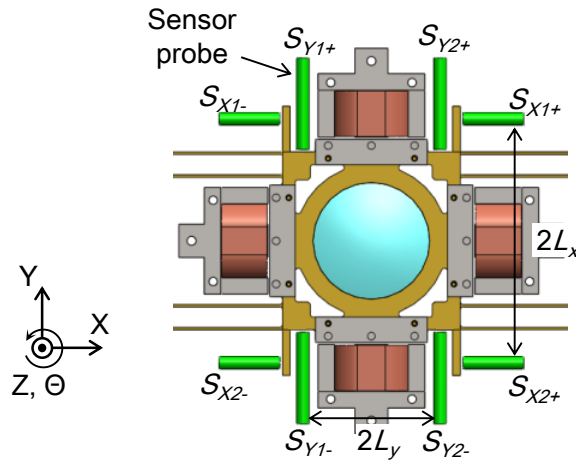


Fig. 2.17 Sensor configuration

2. 5. 3 位置決め制御システム

実験装置の構成を図2.18に示す. リアルタイム制御のため, DSP (DS1103, dSPACE Japan Corp.) を用い, サンプリング周波数は20kHzに設定した. 渦電流変位センサ (PU-05, AEC Corp., 分解能 $1\mu\text{m}$, 測定範囲2mm) により計測した変位情報をA/Dボード (16bit, $\pm 10\text{V}$, 4ch $\times$ 4, multiplex AD converter) で取り込み, 位置決め制御のためのフィードバック情報として用いる.

レンズホルダ変位情報, 位置決め目標値を元に, DSP内部で演算した操作量は, D/Aボード (16bit, $\pm 10\text{V}$) で出力し, 電圧アンプ (DCV-304A, ユニエル電子, リニアアンプ, 最大出力電圧28V, 最大出力電流4A, バンド幅100kHz) で増幅され, 電磁石に印加される. 電磁石に流れる電流は, ホール素子型電流センサ (LA25-NP, LEM Japan Corp.) で計測, A/Dボード (12bit, $\pm 10\text{V}$, 4ch, parallel AD converter) で取り込まれ, 電流制御のためのフィードバック情報として用いられる.

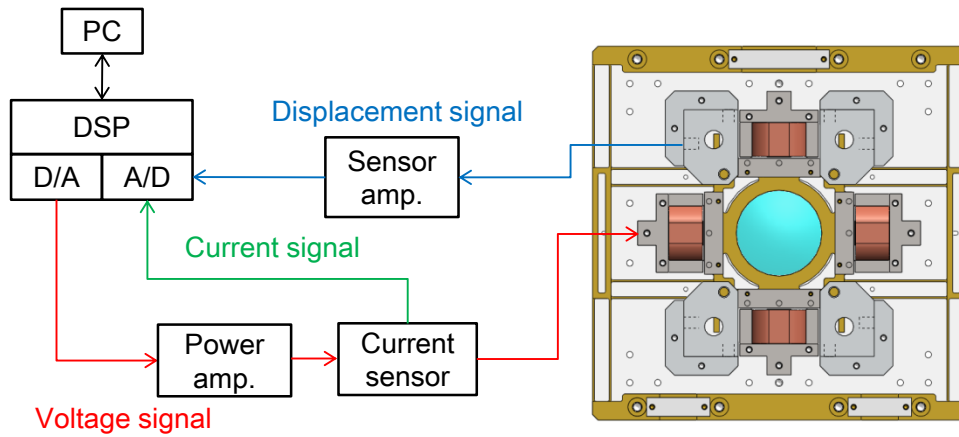


Fig. 2.18 Experimental system for positioning control

2. 6 弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの制御系設計

2. 6. 1 制御対象のモデル化

本アクチュエータでは，X，Y方向の運動は干渉しないと仮定し，それぞれ独立して制御する．以下，X軸方向の位置決め制御に着目して説明を行う．

まず，アクチュエータ，及び電磁石のモデル化を行う．駆動力を F_x とすると，駆動部質量 M_x ，弾性ヒンジの剛性 K_x ，減衰 C_x を用い，本アクチュエータの運動方程式は以下の式(2.15)で与えられる．

$$M_x \ddot{x} + C_x \dot{x} + K_x x = F_x \quad (2.15)$$

式(2.15)をラプラス変換すると，駆動力からレンズホルダ変位までの伝達関数が式(2.16)で得られる．

$$\frac{X(s)}{F_x(s)} = \frac{1}{M_x s^2 + C_x s + K_x} \quad (2.16)$$

次に，電磁石の印加電圧を v とすると，コイル抵抗 R ，インダクタンス L より，電流 i との関係式は以下の式(2.17)より表される．

$$v = L \frac{di}{dt} + Ri \quad (2.17)$$

式(2.17)をラプラス変換すると，電磁石の印加電圧から電流までの伝達関数が式(2.18)で得られる．

$$\frac{I(s)}{V(s)} = \frac{1}{Ls + R} \quad (2.18)$$

また，コイル電流 i ，電磁石-ターゲット間距離 g_e ，電磁石の吸引力 f_e の関係は，電流・変

位・力定数 k_0 を用いて、次式(2.19)で表される．

$$f_e = k_0 \frac{i^2}{g_e^2} \quad (2.19)$$

2. 6. 2 モデル同定

弾性ヒンジ案内型アクチュエータの位置決め制御系設計に必要なモデルパラメータとして、弾性ヒンジの駆動部質量 $M_{x,y}$ 、剛性 $K_{x,y}$ 、減衰係数 $C_{x,y}$ 、電磁石の電流・変位・力定数 k_0 、コイル抵抗 R 、インダクタンス L の同定を行う．本項では、X方向の数式を記載する．

(1) 剛性 $K_{x,y}$ 、駆動部質量 $M_{x,y}$ の同定

図2.19に示す通りに、分銅をレンズホルダに載せて荷重 F_w を与え、変位を計測する．分銅の重さを変えながら同様の実験を繰り返し、式(2.20)に示す変位と力の関係を用い、まず傾きから剛性 $K_{x,y}$ を求め、その後、駆動部質量 $M_{x,y}$ を算出する．

$$K_x x = F_w + M_x g \quad (2.20)$$

(2) 減衰係数 $C_{x,y}$ の同定

コイルにインパルス電流を与え、レンズホルダ変位の自由減衰応答を測定する．図2.20に、応答波形を示す． n 番目のピーク高さを x_n 、その時間を t_n とすると、減衰比 ζ 、及び固有振動数 ω_n は式(2.21)、(2.22)の関係を持つ．

$$\frac{2\pi\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}} = \ln\left(\frac{x_n}{x_{n+1}}\right) \quad (2.21)$$

$$\omega_n = \frac{2\pi}{(t_{n+1} - t_n)\sqrt{1-\zeta^2}} \quad (2.22)$$

ここから、減衰係数 $C_{x,y}$ は次式(2.23)で求められる．

$$C_x = 2M_x \zeta \omega_n \quad (2.23)$$

(3) 電流・変位・力定数 k_0 の同定

コイルに定電流を与え、レンズホルダの変位を計測する．式(2.24)の、電磁吸引力と復元力の釣り合いの関係から、電流・変位・力定数 k_0 を算出する

$$K_x x = k_0 \frac{i^2}{(g_0 - x)^2} \quad (2.24)$$

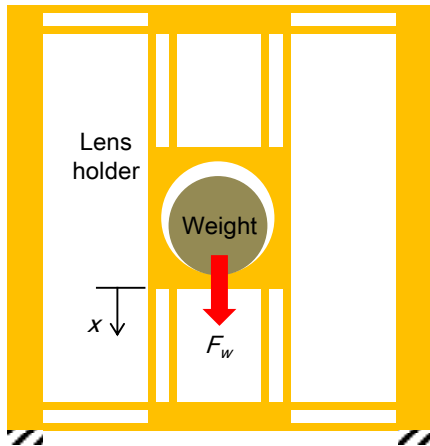


Fig. 2.19 Identification of stiffness (X direction)

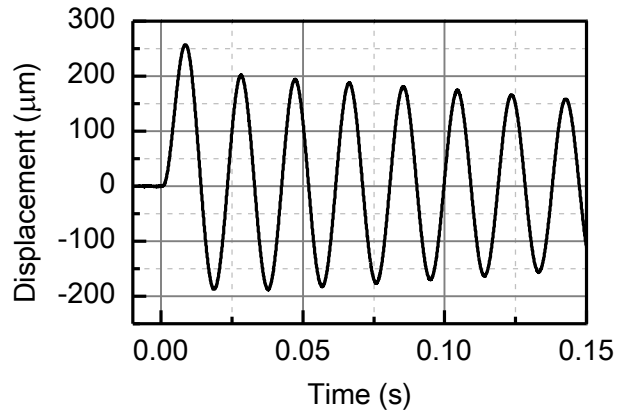


Fig. 2.20 Impulse response (X direction)

(4) コイル抵抗 R , インダクタンス L の同定

各電磁石のコイル抵抗 R , インダクタンス L は, LCRメータ (3532-50 LCRハイテスタ, 日置電機) により計測する.

以上, モデルパラメータの同定結果を表2.4にまとめる. 駆動部質量について, M_x が M_y と比較して大きいのは, 図2.9に示した通り, X方向変位時は, レンズホルダ部分に加え, Y方向変位時に使用される弾性ヒンジ部分も, 駆動部に含まれるためである.

併せて, 試作した弾性ヒンジの固有振動数を測定する. 図2.21に示す通り, 圧電素子型の加速度センサ (353B16, PCB Piezotronics Inc.) を各方向の衝撃加振試験で2個ずつ配置し, インパルスハンマにより衝撃加振された際のセンサ出力の平均値から並進方向の, 差分から回転方向の加速度を算出, FFT解析を行うことで, 各方向の固有振動数を求める.

表2.5に, 5次モードまでの固有振動数の実測値を, 2.4.2項にて得られた解析値と合わせて示す. モード毎の固有振動数の実測値と解析値の誤差は5%以内と, よく一致している.

Table 2.4 Model parameters

Parameter	Symbol	X direction	Y direction
Moving mass	$M_{x,y}$	0.883 [kg]	0.664 [kg]
Stiffness	$K_{x,y}$	98.3 [kN/m]	89.8 [kN/m]
Damping	$C_{x,y}$	3.94 [N·s/m]	2.97 [N·s/m]
Force-current-displacement coefficient	k_0	3.56×10^{-6} [N·m ² /A ²]	
Coil resistance	R	1.0 [Ω]	
Coil Inductance	L	14.5 [mH]	

また、表2.4に示した、X、Y方向の駆動部質量、剛性を用いて計算すると、X、Y方向の固有振動数はそれぞれ53、59Hzと、衝撃加振試験により求めた1、2次モードの固有振動数とよく一致しており、モデル同定の妥当性が確認された。

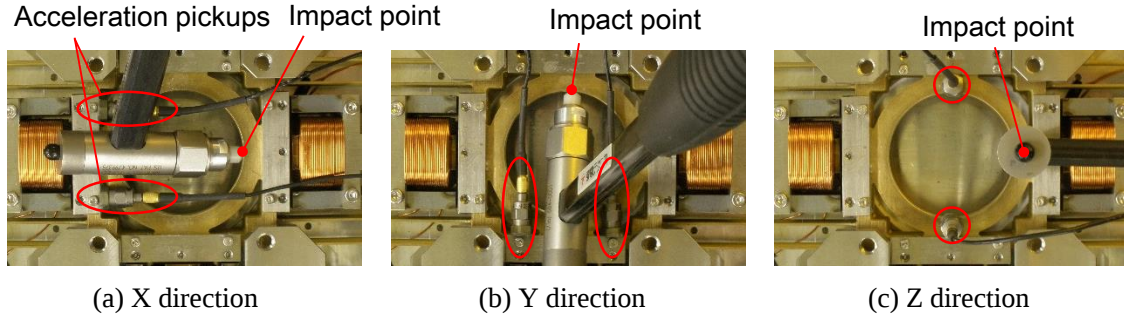


Fig. 2.21 Position of acceleration pickups and impact point

Table 2.5 Result of simulated and experimental natural frequencies

Vibration mode		Natural frequency [Hz]	
		Simulation	Experiment
1st	X-axis translation	54	53.7
2nd	Y-axis translation	56	56.1
3rd	Z-axis rotation	285	278
4th	Z-axis translation	319	317
5th	X-axis rotation	495	474

2. 6. 3 位置決めコントローラ設計

電磁石の電流を制御するのに、磁気軸受等がよく用いられるバイアス電流法⁴⁴⁾が挙げられる。制御対象が中心近傍の場合、電磁力が線形化されるため、非線形補償の必要が無い。ただし、常に電磁石に電流を供給するため、電力消費や発熱が問題となる。本アクチュエータでは、電磁石-レンズホルダ間ギャップは、初期状態で0.8mm、変位時には0.3~1.3mm程度の範囲で変化する。広い範囲でレンズホルダを駆動するため、バイアス電流法の利点をあまり活用できない。そのため、バイアス電流を与えずに非線形補償を行うことで、電磁石を効率よく、低発熱で駆動可能な、ゼロバイアス電流法^{45),46)}を採用する。

正、負方向に対向して位置する電磁石にそれぞれ電流 i_{x1} 、 i_{x2} を供給すると、レンズホルダへ与える力 F_x は以下の式(2.25)で与えられる。

$$F_x = k_0 \left\{ \frac{i_{x1}^2}{(g_0 - x)^2} - \frac{i_{x2}^2}{(g_0 + x)^2} \right\} \quad (2.25)$$

ゼロバイアス電流法では、目標駆動力 F_{xr} と同じ方向に、吸引力を発生させる電磁石を選

用いて、目標駆動方向の反対側に力を発生させる電磁石の電流を0とすると、式(2.25)を変形することで、電磁石への供給電流目標値 $i_{xr1,2}$ が算出される。

$$i_{xr1} = (g_0 - x) \cdot \sqrt{\frac{F_{xr}}{k_0}}, \quad i_{xr2} = 0 \quad (F_{xr} > 0) \quad (2.26)$$

$$i_{xr1} = 0, \quad i_{xr2} = (g_0 + x) \cdot \sqrt{-\frac{F_{xr}}{k_0}} \quad (F_{xr} < 0) \quad (2.27)$$

図2.22に制御ブロック線図を示す。一般的に、制御対象の次数が n 次の場合、分母分子共に $n-1$ 次のレギュレータを用いると、閉ループの系の極全てを自由に設定できることが知られている。電磁石が、目標駆動力に対して遅れを持たず、全く同じ力を発生させるとすると、制御対象は式(2.16)で求めた、分母が2次の伝達関数で表される、アクチュエータの運動モデルのみとなる。そのため、分母1次、分子1次のレギュレータを用いる。

図2.22の、赤枠で示す非線形部分を無視すると、入力 $X_r'(s)$ から出力 $X(s)$ までの閉ループ伝達関数は式(2.28)となる。

$$\frac{X(s)}{X_r'(s)} = \frac{b_{1x}s + b_{0x}}{(s + a_{0x}) \cdot (M_x s^2 + C_x s + K_x) + (b_{1x}s + b_{0x})} \quad (2.28)$$

ここで、式(2.29)で示す通り、式(2.28)の分母の極を、複素平面の実軸上の一点 ω_x に指定すると、 s に関する係数比較により得られる行列式(2.30)を解くことで、レギュレータのパラメータ b_{1x} , b_{0x} , a_{0x} が決定される。

$$(s + a_{0x}) \cdot (M_x s^2 + C_x s + K_x) + (b_{1x}s + b_{0x}) = M_x (s + \omega_x)^3 \quad (2.29)$$

$$\begin{pmatrix} 3M_x \omega_x - C_x \\ 3M_x \omega_x^2 - K_x \\ M_x \omega_x^3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} M_x & 0 & 0 \\ C_x & 1 & 0 \\ K_x & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} a_{0x} \\ b_{1x} \\ b_{0x} \end{pmatrix} \quad (2.30)$$

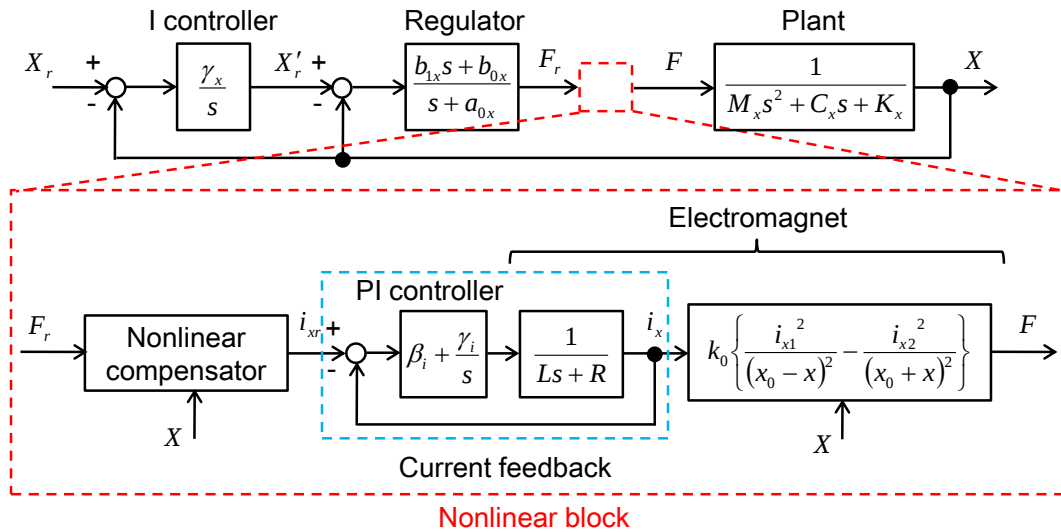


Fig. 2.22 Block diagram of control system

本レギュレータのみでは、定常偏差が残るため、その前に積分器を用いる。

上記で無視した、図2.22の赤枠内部の非線形補償器は、式(2.26)，(2.27)に示した操作を行う。また、コイルの電流の遅れを補償し、電磁石の応答性を高めるため、PI制御器を用い、電流フィードバックを構成する。

2. 6. 4 制御パラメータ設定

位置決め制御目標は、面内並進方向に、 $\pm 0.5\text{mm}$ の位置決め範囲、 $10\mu\text{m}$ 以下の追従誤差、及び $100\sim 200\text{Hz}$ 程度のバンド幅である。まず、式(2.29)に示した伝達関数の分母の極 ω_k を、制御系が発振しない限界まで高める。その後、安定して $\pm 0.5\text{mm}$ の範囲の位置決めを実現し、オーバーシュートができるだけ小さくなるように、PI補償器を調整する。また、電流フィードバックループ内のPI補償器は、位置決め制御の目標バンド幅 $100\sim 200\text{Hz}$ に対し、2倍以上の応答性を目標に調整する。決定したパラメータを表2.6に示す。この時、電流フィードバックのバンド幅は 440Hz 程度であった。

Table 2.6 Control parameters

Parameter	Symbol	Parameter
Pole	$\omega_{x,y}$	$170 \times 2\pi \text{ [rad/s]}$
Integral gain for positioning control	$\gamma_{x,y}$	380
Proportional gain for current feedback	β_i	27
Integral gain for current feedback	γ_i	900

2. 7 弾性ヒンジ案内型レンズ駆動アクチュエータの位置決め性能評価

図2.23に、原点近傍で、レンズホルダにX，Y方向それぞれ振幅 $5\mu\text{m}$ の正弦波目標値を与えた時の目標周波数応答特性を示す。ゲインが -3dB 以下となる最小の周波数をバンド幅とすると、X，Y方向それぞれ 157 ， 177Hz であり、目標の $100\sim 200\text{Hz}$ 程度のバンド幅を満たすことを確認した。

図2.24に、半径 0.5mm の円軌跡を、周波数 1 ， 10Hz で追従制御させた結果を示す。周波数 1Hz の場合には、約 $3\mu\text{m}$ の追従誤差で目標値追従が出来ることを確認した。 10Hz の場合には、目標値に対し、ゲイン表記で約 $0.4\sim 0.9\text{dB}$ 程度小さいが、図2.23に示したゲイン特性を考慮すると妥当である。

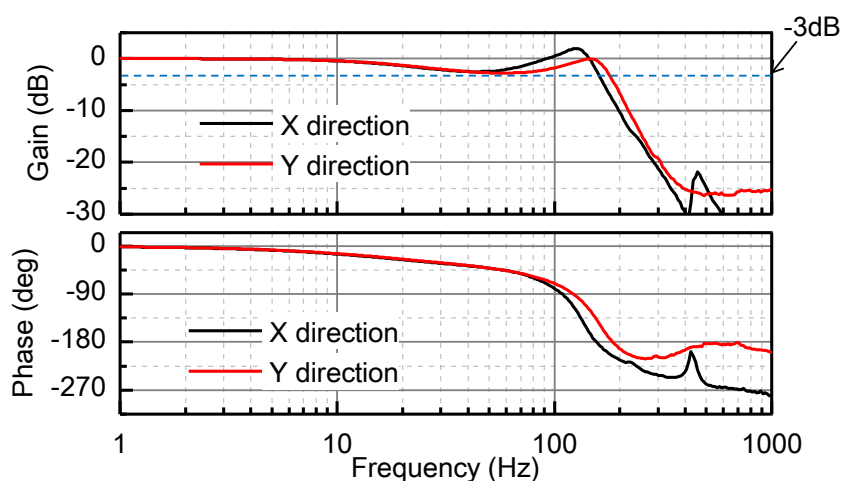
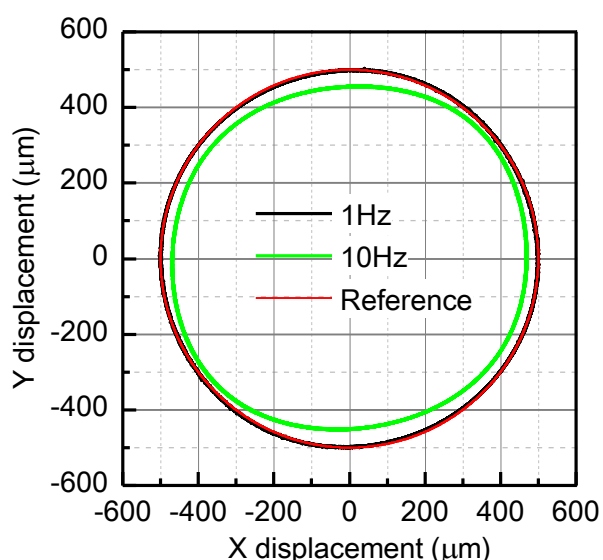


Fig. 2.23 Frequency response characteristics


Fig. 2.24 Circle trajectory tracking control (500 μ m radius)

実際の使用状況を想定した外乱特性の評価のため、アクチュエータをレーザ加工機に搭載し、加速度試験を行う。図2.25に加速度試験時の写真を示す。レーザヘッドにアクチュエータ搭載用の筐体に取り付けられている。なお、レーザ加工機に搭載した際、加工機からのノイズの影響と推測される、レンズホルダの高周波振動が確認されたため、コントローラの出力、図2.22に示すレギュレータの後に、X、Y方向それぞれ2.7、4.2kHzのノッチフィルタを設置した。アクチュエータのバンド幅よりも十分に高い値であり、位置決め制御には、ほぼ影響しない。

X方向駆動時に、レーザヘッドに与えた加速度を図2.26に示す。加減速開始から、約50ms後に最大 ± 2 G程度の加速度が発生する。図2.27に、加速度試験時の、レンズホルダ中心軌跡を示す。位置決め制御を行うことで、どちらの方向の加速度に対しても、レンズホルダの相対変位を、最大 $\pm 10\mu$ m以内に抑えられることを確認した。

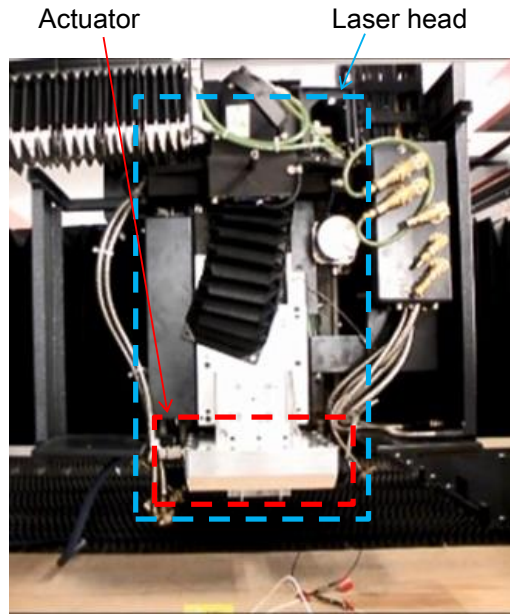


Fig. 2.25 Acceleration test setup

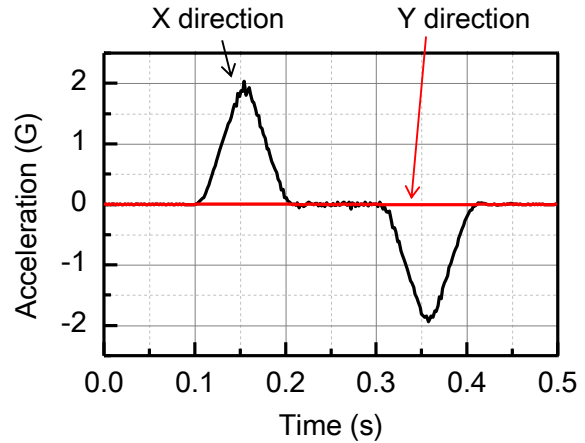


Fig. 2.26 Acceleration of the laser head
(accelerated in the X direction)

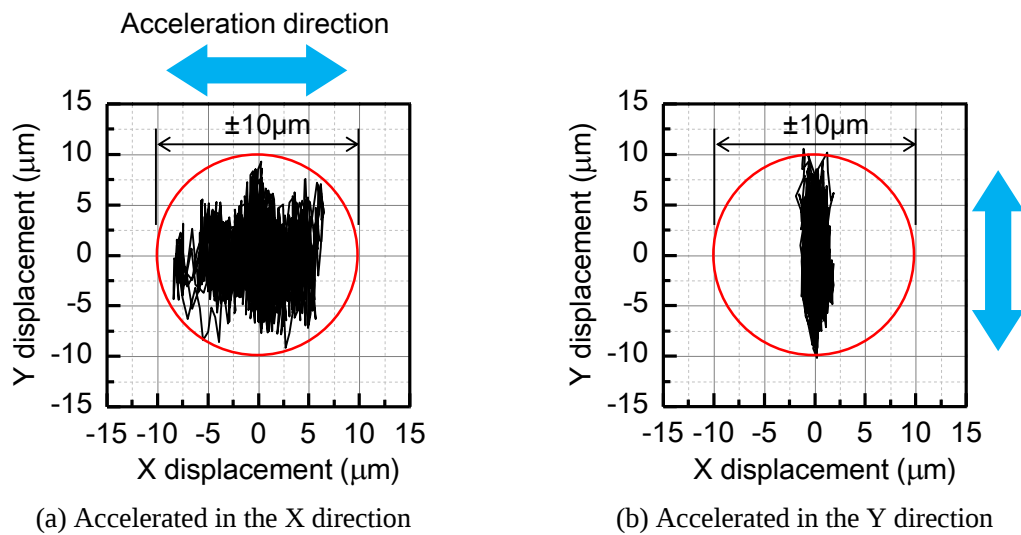


Fig. 2.27 Relative displacement between the lens holder and stator during acceleration test

2. 8 レーザ偏心加工の予備実験

2. 8. 1 レーザ偏心加工システム

本アクチュエータをレーザ加工機に搭載，加工機本体とレンズ駆動アクチュエータの協調制御を行い，切断加工試験を実施する．図2.28にレーザ偏心加工試験装置を，図2.29に協調制御システムの概要を示す．

まずレーザ加工機のNCコントローラで，目標加工軌跡 X_p ， Y_p ，及び偏心量 e_c が設定され

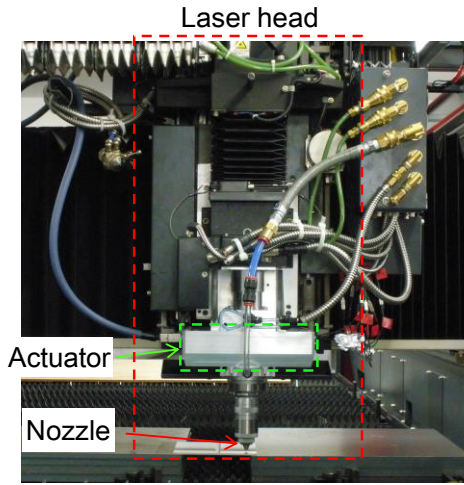


Fig. 2.28 Laser cutting system with elastic hinge actuator

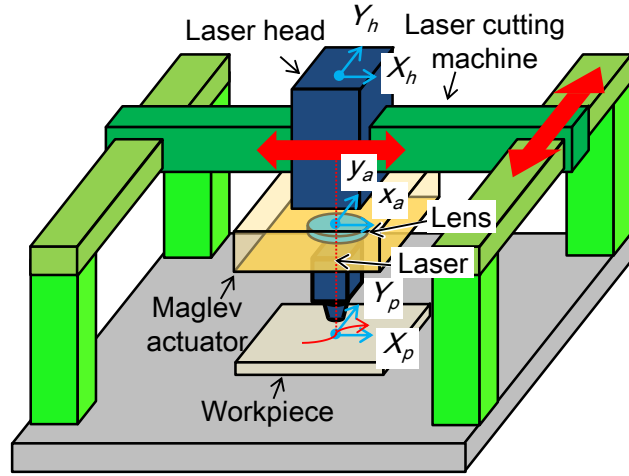


Fig. 2.29 Overview of the laser beam control system

る．式(2.31)に示す通りに，目標加工軌跡から得られる加工方向 ϕ_p を考慮して，レーザ光を加工方向前方に偏心させるために必要な，レーザヘッドに対するレンズの相対駆動量 x_a ， y_a を求め，アクチュエータ駆動用DSPに送信される．

$$\begin{aligned}\phi_p &= \tan^{-1} \frac{dY_p/dt}{dX_p/dt} \\ x_a &= e_c \cdot \cos \phi_p \\ y_a &= e_c \cdot \sin \phi_p\end{aligned}\tag{2.31}$$

アクチュエータはこの信号を目標値として，集光レンズの位置決め制御を行う．

また，式(2.32)に示す通り，目標加工軌跡 X_p ， Y_p から，レンズ相対駆動量 x_a ， y_a を除いた値がレーザヘッドの目標駆動軌跡 X_h ， Y_h となる．この信号が加工機本体の制御システムへ送られ，レーザヘッドの位置決め制御に用いられる．

$$\begin{aligned}X_h &= X_p - x_a \\ Y_h &= Y_p - y_a\end{aligned}\tag{2.32}$$

2. 8. 2 切断加工試験

まず始めに，レーザ偏心加工の評価のため，一定出力のビームを連続的に出すCO₂レーザを用い，一軸方向のみに偏心を行う，厚み12mmの軟鋼の直線切断加工試験を行う．加工条件を表2.7に示す．本試験では，ドロスを付着させることなく切断可能な最高加工速度と偏心量の関係を調査する．また，改めて偏心量の定義を図2.30に示す．本研究では，アシストガスノズル-集光レンズ中心軸間距離を，偏心量としている．

図2.31に、偏心しない場合、及び、150 μ m偏心した場合の加工時の写真を、図2.32に切断面の写真をそれぞれ示す。偏心時に、加工速度は1,300mm/minから1,500mm/minまで高められている。まず、図2.31より、偏心を行わない場合、熔融金属が加工方向逆方向に拡散しながら排出される様子が確認できるが、偏心適用時には、比較的下向きに排出されている。また、図2.32より、切断限界の速度であるため切断面は粗いが、偏心により、通常よりも速い加工速度にも関わらず、ドロスを付着させずに、切断できることを確認した。

表2.8に、偏心量と最高加工速度の関係を示す。ドロス付着無しの条件を○、付着ありの条件を×で示す。本試験では、偏心量300 μ mの条件で最も効果が現れ、通常よりも約25%速い加工速度での、ドロスフリーの切断を実現した。なお、本試験で実施した範囲では、偏心量の増加に伴い、加工速度が向上する傾向にある。そのため、より偏心量を大きくすることで、より速い加工速度の実現が期待される。

次に、光軸-ノズル軸間偏心のリアルタイム制御が求められる2次元レーザ偏心加工を試みた。2次元加工の例として、本試験では図2.33に示す、円中心から円弧へ直線切断した後、直径50mmの円形状でワークを切断する軌跡を定めた。加工速度は、直線切断加工試験結果を参考に、偏心比較的に滑らかな切断面の得られた、1,300mm/minとする。

図2.34に、偏心無し、及び200 μ m偏心した場合の、加工後のワークの写真を示す。偏心加工の適用により、偏心無しでは見られたドロスの付着を回避できたことが確認できる。

Table 2.7 Condition of off-axis laser cutting preliminary test

Laser	CO ₂ (CW)
Laser power	3 [kW]
Workpiece	Mild steel (thickness: 12mm)
Assist gas	Oxygen
Assist gas pressure	0.8 [MPa]
Nozzle diameter	ϕ 1.2 [mm]
Focal length	190.5 [mm]
Based cutting speed	1,300 [mm/min]

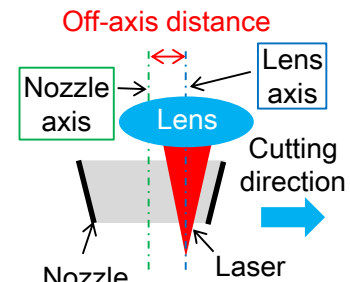
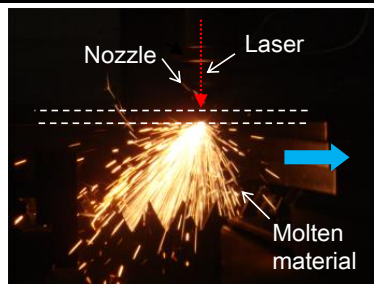
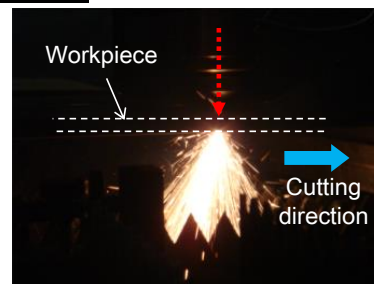


Fig. 2.30 Definition of off-axis distance

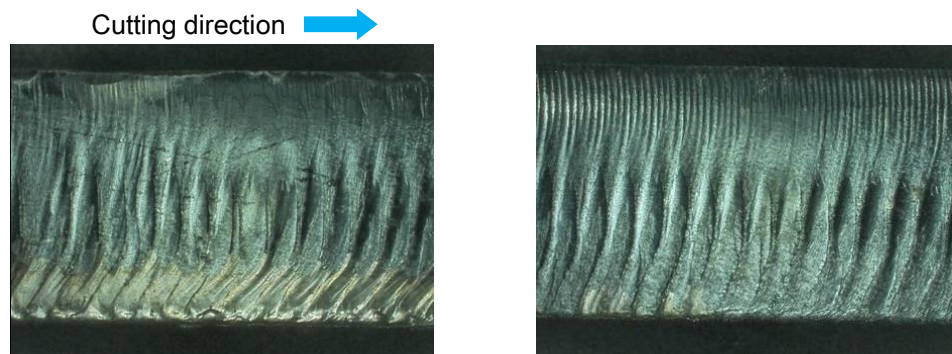


(a) Without off-axis (1,300mm/min)



(b) With off-axis of 150 μ m (1,500mm/min)

Fig. 2.31 Flow of molten material during straight laser cutting



(a) Without off-axis (1,300mm/min)

(b) With off-axis of 150 μ m (1,500mm/min)

Fig. 2.32 Cut surface without and with off-axis cutting

Table 2.8 Relationship between off-axis distance and cutting speed during straight laser cutting

Off-axis distance [μ m]	Cutting speed [mm/min]						
	1,300	1,400	1,500	1,600	1,700	1,800	1,900
300						○	×
250					○	×	
200				○	×		
150			○	×			
100			○	×			
0	○	○	×				

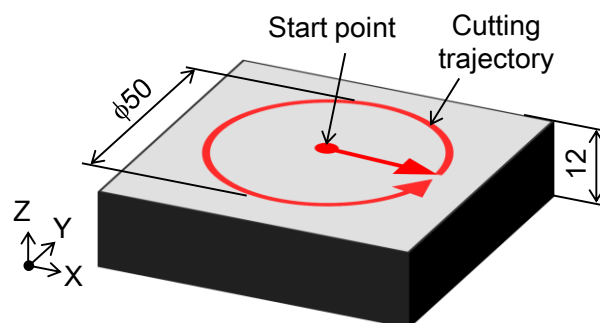
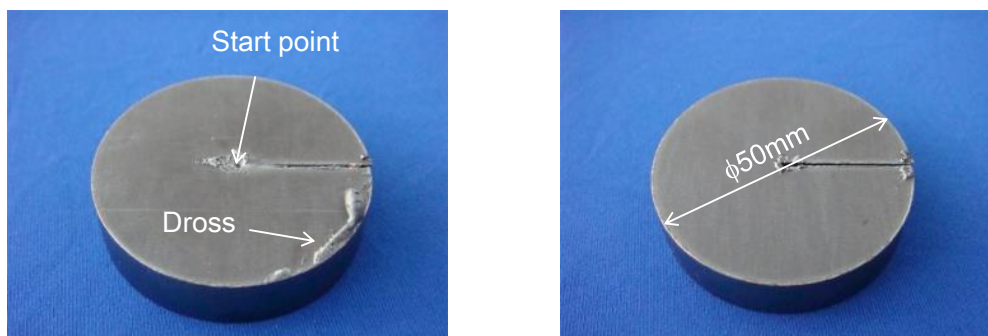


Fig. 2.33 Cutting trajectory for circular cutting



(a) Without off-axis

(b) With off-axis of 200 μ m

Fig. 2.34 Workpiece after circular cutting (1,300mm/min)

2. 9 結 言

本章では、アシストガスを切断フロントに効率良く供給し、酸化反応熱量増加や、熔融金属の除去能力向上を実現可能な手法であるレーザ偏心加工を、厚板の2次元切断に適用することを目的とした。光軸-ノズル中心軸間偏心のリアルタイム制御を実現するため、弾性ヒンジ案内と、2組の対向する電磁石から成るレンズ駆動アクチュエータを提案、設計した。位置決め制御性能の評価後、既存レーザ加工機と組み合わせたレーザ偏心加工システムを構築、レーザ偏心加工を実施した。

レンズ駆動アクチュエータの開発では以下の結果を得た。

- ・位置決め制御実験の結果、X、Y方向に $\pm 0.5\text{mm}$ の位置決め範囲、150~170Hz程度のバンド幅を実現した。
- ・2Gの加減速環境下において、レンズホルダの相対変位は $\pm 10\mu\text{m}$ 以内である。

レーザ偏心加工では以下の結果を得た。

- ・一軸方向のみの偏心を行う、直線切断加工試験で、偏心量増加に伴い、最大加工速度が向上する傾向が得られた。偏心量 $300\mu\text{m}$ の場合、偏心無しと比べ、約25%の速度向上を達成した。
- ・円軌跡で偏心加工を行う、切断加工試験で、偏心量 $200\mu\text{m}$ の場合、偏心無しの場合に確認されたドロス付着を回避した。

残された課題は、弾性ヒンジ案内型アクチュエータの位置決め範囲の不足により、偏心量と加工速度の関係の調査が不十分であることが挙げられる。また、加工速度やドロスの付着の有無だけでなく、偏心による、切断面粗さの改善や、アシストガス消費量の低減等も評価の必要がある。更に、実用化のためには、より小型、軽量のアクチュエータが要求される。そこで、第3章では、小型、軽量の機構で、より広い位置決め範囲を実現可能なアクチュエータを提案し、それをを用いた加工システムにより、偏心加工の加工速度、切断面粗さ、アシストガス消費量への効果を調査する。

第3章 レンズ駆動アクチュエータの小型・軽量・大ストローク化とレーザ偏心加工の評価

3. 1 緒 言

第2章では、2次元レーザ偏心加工を実現するため、弾性ヒンジ案内と2組の対向する電磁石からなる集光レンズ駆動アクチュエータを試作した。しかし、レンズの位置決め範囲の不足から、偏心量と加工速度の関係の調査が不十分であった。また、偏心加工による、切断面粗さの改善や、アシストガス消費量の低減効果などが未評価である。さらに、将来的な実用化のため、機構の小型、軽量化が求められた。

そこで本章では、まず、1) 位置決め範囲の拡大、2) 小型、軽量の構造、の2点を考慮し、新たなアクチュエータへの要求仕様を定める。これに対し、静圧空気軸受案内と電磁石から構成されるレンズ駆動アクチュエータを提案し、その設計、試作、及び位置決め性能評価を行う。その後、実際にレーザ加工機に搭載し、より広い偏心量の調整範囲を活用して、偏心加工による加工速度、切断面粗さ、及びアシストガス消費量への効果を調査する。

3. 2 静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの設計

3. 2. 1 アクチュエータへの要求仕様

第2章での実験結果を考慮し、新たなアクチュエータへの要求仕様を、前章の結果と併せて表3.1に示す。弾性ヒンジ案内型アクチュエータと比較し、縦横方向のサイズ低減、約半分の質量削減と、ほぼ倍の位置決め範囲の拡大を目標とする。

Table 3.1 Design requirement of lens drive actuators

	New design requirement	Elastic hinge actuator (Chapter 2)
Total size	<160×160×40 [mm]	200×200×40 [mm]
Total mass	2~3 [kg]	4.9 [kg]
Positioning range	Inside the circle of 1mm radius	±0.5 [mm]
Tracking error	<10 [μm]	Around 3 [μm]
Bandwidth	100~200 [Hz]	X: 157 [Hz], Y:177 [Hz]

3. 2. 2 アクチュエータの構成

表3.1の要求仕様を達成するため、レンズホルダを、静圧空気軸受案内により非接触3点支持し、面内方向に複数の電磁アクチュエータで駆動する機構を提案する。静圧空気軸受は無摩擦案内で、高精度化に有利である。また、面内方向中心への復元力が無く、弾性ヒンジ案内と比較し、位置決め範囲を拡大しやすいと考える。アクチュエータには、第2章と同様に、電磁吸引力方式を採用する。

図3.1に提案する静圧軸受案内型アクチュエータの構成を示す。小型、軽量化を考慮し、レンズホルダ並びにアクチュエータを三角形形状とした。レンズホルダの各頂点部に、1つずつ静圧パッドを配置する。レンズホルダのZ方向、及びX、Y軸周りの支持、回転剛性を高めるため、レンズホルダを、1辺に2個、合計6個の永久磁石でZ方向に吸引し、軸受隙間を狭くする。なお、1辺あたり1個、計3個の永久磁石には高さ調節機構を設ける。

位置決め制御用の電磁石を、角落ちの正三角形形状のレンズホルダの、各辺に対向するように設置する。この時、静圧空気軸受は、レンズホルダの面外方向の運動のみ拘束するため、面内方向の並進、回転運動は自由である。ここで、レンズホルダがZ軸周りに回転すると、一部の電磁石とターゲット間の距離が近付き、並進方向の位置決め範囲を狭める。電磁石-レンズホルダ間のギャップを有効活用して位置決め制御を行うためには、面内回転方向の運動を抑制する必要がある。よって、面内並進、回転方向の、計3自由度の位置決め制御を行う。

例えば1辺（底辺）に2個、残りの斜辺の中央にそれぞれ1個の、合計4個の電磁石を配置することで、3自由度制御は実現できる。この場合、底辺の2個の電磁石は、Y方向並進及び回転運動を、また、斜辺の電磁石はX、Y方向並進運動を担う。しかし、電磁石の吸引力は距離の2乗に反比例するため、レンズホルダが底辺から離れた位置で、回転方向の制御性能が劣化する。レンズホルダ位置による制御性能劣化を避けるため、斜辺の電磁石からも回転方向の制御を可能とし、1辺あたり2個、合計6個の電磁石を用いる。

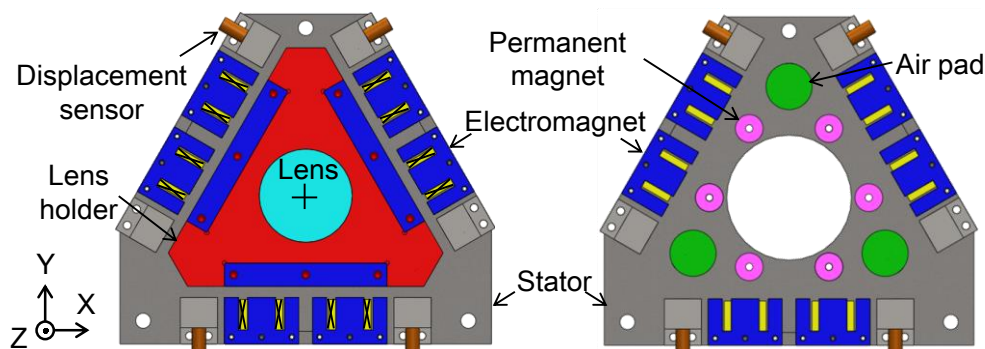


Fig. 3.1 Configuration of lens drive actuator with aerostatic bearings

3. 2. 3 静圧空気軸受案内設計

静圧空気軸受には，AeroLas社のAL-30-HS⁴⁷⁾を3個使用する．本静圧パッドは，直径30mm，高さ10mmの円筒形状をしている．表面には直径30~50 μm 程度の給気口が，パッドの中心から10.5mmの同心円上に9° 間隔で，合計36個設けられている．

使用を想定している制御帯域200Hz以下で，非制御方向の振動を励起しないように，Z軸並進，及びX，Y軸周りの固有振動数を，約1kHzに設定することを目標とする．3D CADソフト（SolidWorks, SolidWorks Corp.）を用いたレンズホルダの設計，解析により，質量が約0.6kg，X，Y軸周りの慣性モーメントが約 $5 \times 10^{-4} \text{kg} \cdot \text{m}^2$ と算出された．静圧パッドを，レンズホルダ中心を基準とした，半径48mmの円に内接する正三角形の頂点に配置すると，圧力0.4MPa，軸受隙間10 μm と調整し，パッド1個あたりの剛性を8N/ μm に設定した場合に，Z軸並進の固有振動数が約1kHz，X，Y軸周りの固有振動数が約1.1kHzとなることを確認した．軸受隙間10 μm を達成するには，3個の静圧パッドに対し，計150N程度の荷重を与える必要がある．レンズホルダ質量を0.6kgとすると，残りの約144Nを永久磁石からの吸引力で補うこととした．

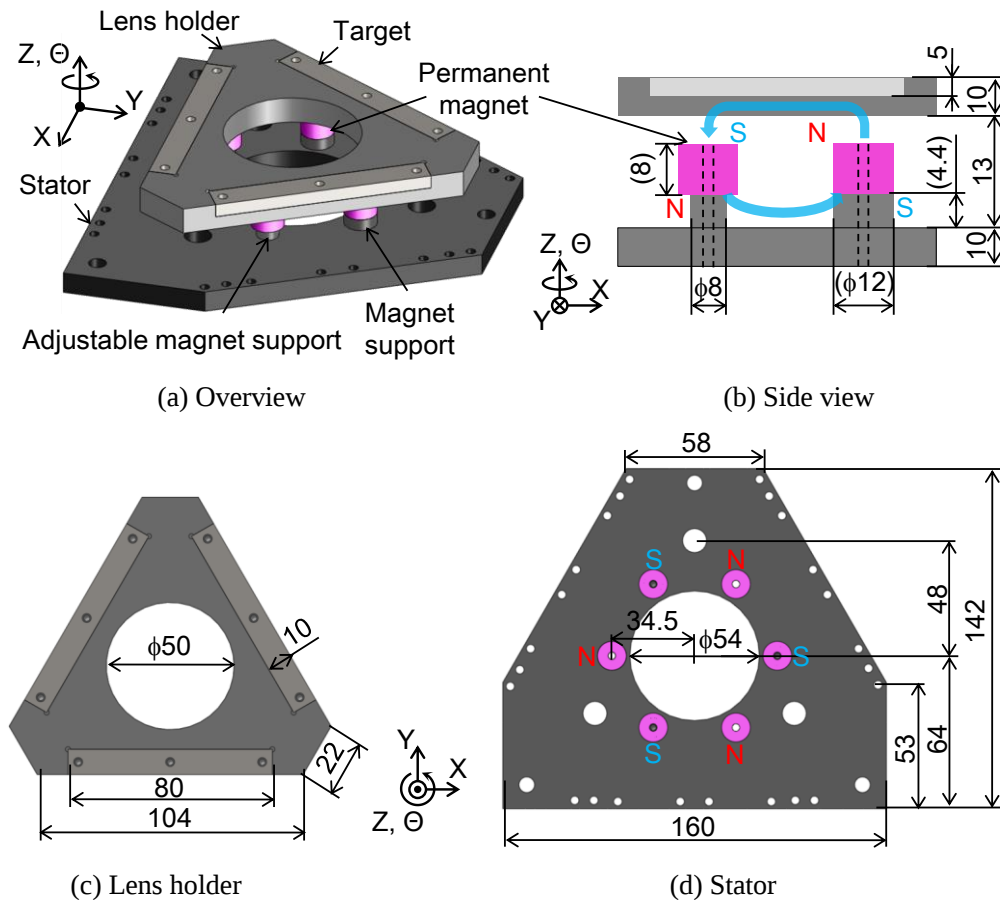


Fig. 3.2 Magnetic field analysis model for pre-load design

予圧用永久磁石の設計には、磁場解析ソフト（Maxwell 3D, Ansys Japan）を用いる。解析モデルを図3.2に示す。本解析モデルは、ステータ、レンズホルダ、予圧用永久磁石とその支持部により構成される。永久磁石は全て同じ寸法の円筒形状で、図3.2(d)に示す通り、1辺の隣り合う永久磁石が、磁極方向が異なるように配置する。

永久磁石はネオジム磁石とし、保磁力は890kA/m、残留磁束は1.23Tとする。レンズホルダは磁性を持つSUS430とし、ステータは駆動用電磁石からの磁束の漏れを避けるため、非磁性のSUS303とする。永久磁石の支持台3組6個の内、1組の片方のみに高さ調整機能を持たせ、その3箇所の材質は黄銅とし、残りはSUS430とする。調整パラメータは永久磁石の直径、高さ、及び支持台の高さとする。

寸法探索の結果、図3.2(b)に括弧付きの数字で示した通り、永久磁石の直径 $\phi 12\text{mm}$ 、高さ8mm、支持台の高さ4.4mmと決定した。この時、レンズホルダには約148Nの吸引力が働き、目標の144Nを満たす。

3. 2. 4 電磁石設計

まず、駆動力の目標値を概算する。本アクチュエータは静圧空気軸受案内を使用するため、面内方向の剛性、及び減衰は無視できるとする。レンズホルダ質量 M を0.6kg、目標バンド幅 ω を $400\pi\text{rad}$ （200Hz）、補正振幅 A を $25\mu\text{m}$ と仮定すると、2.4.2項、式(2.9)より、目標駆動力は23.7Nである。レンズホルダは角落ちの正三角形であり、電磁石の向きを考慮すると、Y方向に23.7Nの駆動力を発生させる場合、電磁石1個あたりに要求される吸引力は11.9Nである。しかし、X方向の場合、その $2/\sqrt{3}$ 倍の、13.7Nの吸引力が要求される。従って、余裕を見て、電磁石1個あたりの目標吸引力を15Nと定める。なお、本研究で使用予定の電圧アンプの最大電流が4Aであることを考慮し、目標吸引力を半分の2Aで実現することを目指す。

以下、供給電流2Aで、目標駆動力15N以上を満たすような電磁石の形状探索を行う。まず、要求を満たす電磁石コア、ターゲット、及びコイルの寸法を、簡易モデルを元に算出する。

この簡易モデルでは、以下の仮定を用いる。

- ・E型コアを、図3.3に示す、並んだ2つのC型コアでモデル化する。
- ・磁気抵抗算出時、電磁石コア、ターゲット内部の磁束が流れる長さは、それらの中心を通る長さで近似する。
- ・磁束の通過断面積は一定とする。

- ・電磁吸引力が働く面積 S は、電磁石コアの断面積と等しい。
- ・漏れ磁束、及び電磁石間の干渉は無視する。

レンズホルダのサイズの制約から、電磁石コア、ターゲットの厚みを5mmで固定し、ターゲットの横幅は、レンズホルダの1辺に並んで配置される2個の電磁石に対し、80mmに固定する。その半分の40mmが、図3.3に示す様に、1個の電磁石に対向するターゲットの横幅となる。コアの横幅 c は、レンズホルダ駆動時、E型コアとターゲットを常に対向させるため、また、隣り合う電磁石同士の干渉を防ぐため、ターゲットの幅に対して最低でも片側2mmの余裕を考慮し、36mmを上限值とする。

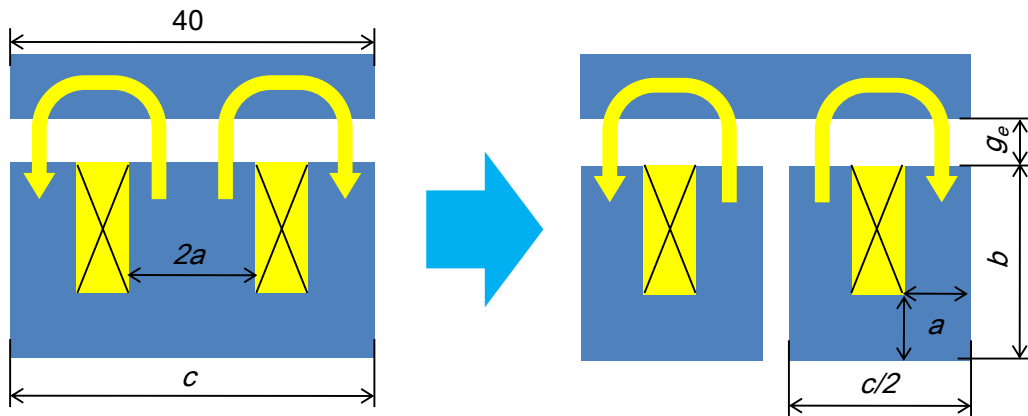


Fig. 3.3 Approximation model of electromagnet design

コア、ターゲット内の磁束が流れる代表長さ l_i は以下の式(3.1)で表される。

$$l_i = c + 2b - 2a \quad (3.1)$$

ここで、 a , b , c は図3.3中に示す部分の長さである。電磁石1個あたり（C型コア2個に相当）の電磁吸引力は、電磁石-ターゲット間の距離 g_e を1mmとし、式(3.2)より求まる⁴⁸⁾。

$$f_e = -\frac{SN^2 i^2}{\mu_0} \cdot \frac{1}{\left(\frac{l_i}{\mu_s \mu_0} + \frac{2g_e}{\mu_0} \right)} \quad (3.2)$$

マイナスの符号は、力が吸引力であることを示している。

なお、C型コア内部の空間に、コイル-コア接触部分の余裕 l_m を0.5mm持たせることを考慮した上で、占積率を85%以下に調整する。そのため、コイル巻数 N 、線径 r_c と長さ a , b , c は、以下の関係式(3.3)を満たす必要がある。

$$\frac{N\pi r_c^2}{4} \leq 0.85 \cdot (b - a - l_m) \cdot (c - 2a - 2l_m) \quad (3.3)$$

式(3.1)~(3.3)を用いて、長さ a , b , c 、及びコイル巻数 N 、線径 r_c を調整、最終的に定めた計算結果を表3.2に示す。なお、予測された電磁吸引力は、2Aで約12.5Nと、目標駆動力より低い。

磁場解析ソフト（Maxwell 3D, Ansys Japan）を用い、図3.4に示す解析モデルから電磁吸引力を算出する．図3.2のモデルに対し、電磁石及びその支持台が追加されている．供給電流と電磁吸引力の解析結果を、簡易計算結果と併せて図3.5に示す．解析結果は2Aで15.4Nと、目標の15N以上を満たした．また、簡易計算値は解析値よりも下回っている．これは、電磁吸引力が働く面積 S の仮定に起因するものと考えている．

本モデルの仮定で、電磁吸引力が働く面積 S は、電磁石コアの断面積と等しいとした．しかし、実際には、ターゲットが設置されるレンズホルダも磁性体であるため、吸引力が働く面積は更に広い．そのため、簡易計算値よりも大きな吸引力が、解析値で得られたと考えられる．なお、解析結果において、2A以上の範囲で電磁吸引力の増加割合が低下する理由は、ターゲット、及びコアにおける磁気飽和の影響と考える．

また、コイルの銅線の長さ l_c を、コイルの外周と内周の長さの平均値に巻数を乗じた長さで近似すると、コイルの導線の長さ l_c は約21m程度と推測される．銅の電気抵抗率 $\rho_c = 1.68 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ から、式(2.11)より、コイル抵抗は 4.38Ω と推測される．

Table 3.2 Parameters of the electromagnet design

Symbol	Value
a	6 [mm]
b	20 [mm]
c	32 [mm]
N	420
r_c	0.32 [mm]

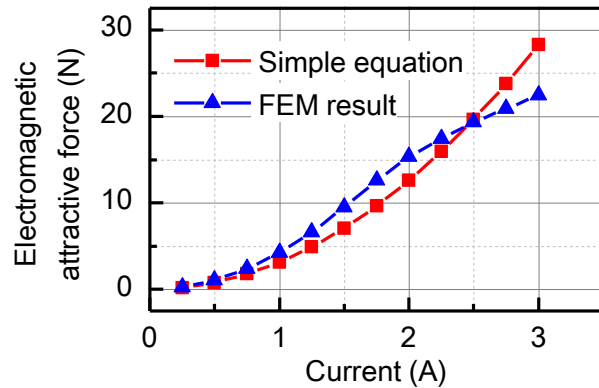


Fig. 3.5 Simulated electromagnetic attractive force

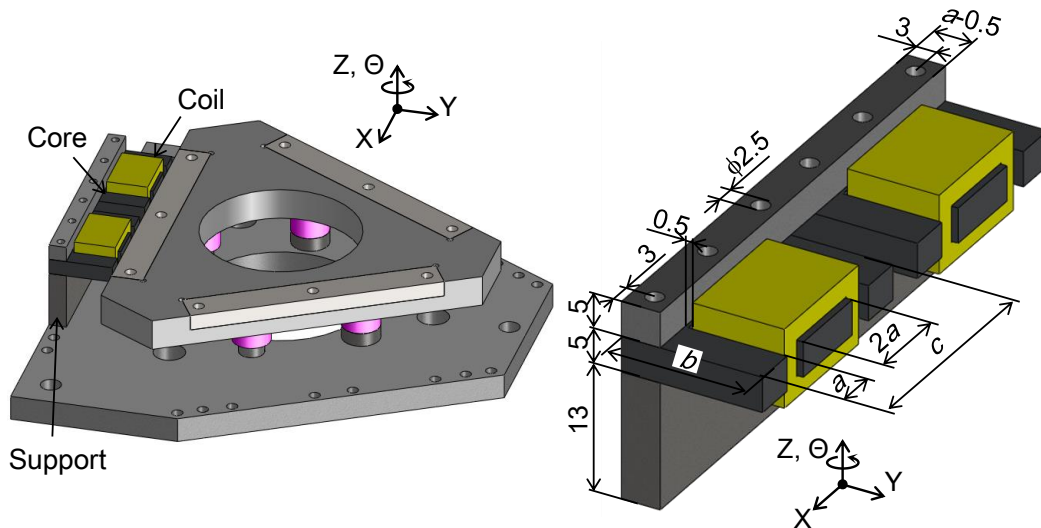


Fig. 3.4 Magnetic field analysis model for electromagnet design

3. 2. 5 温度解析

第2章と同様に、レーザ加工時のレンズ温度を推測するため、設計したモデルを使用し、有限要素法解析ソフト（Solidworks simulation, Solidworks Corp.）で定常熱伝導解析を行う。

解析モデルを図3.6に、設定した材料の熱特性を表3.3に示す。静圧パッド、及び予圧用永久磁石は除外し、アクチュエータ周囲に、外面温度が297Kの、 $\phi 210 \times 100 \text{mm}$ の空気の空間を定義している。本解析では以下の仮定を用いる。

- ・電磁石には0.6A程度、常時通電する。コイル抵抗が 4.38Ω と推測されることから、発熱量は1.6W程度である。
- ・レーザ出力を3kWと4.5kWとし、その0.2%の6W及び9Wがレンズで損失、発熱する。
- ・レンズホルダ上面では、自然対流により熱が移動する。
- ・レンズホルダ下面、静圧パッドとの対向面では、強制対流により熱が移動する。

まず、レンズホルダ上面の平均熱伝達率は、水平平板の上向き加熱面における自然対流から求める⁴⁹⁾。乱流遷移の有無を判断するため、式(3.4)に示す、局所レイリー数 Ra_L の算出を行う。

$$Ra_L = \frac{g\beta(T_w - T_e)L_c^3}{\nu\alpha} \quad (3.4)$$

ここで、 g は重力加速度、 β は体膨張係数、 T_w はレンズホルダ表面温度、 T_e は周囲温度、 ν は動粘度、 α は熱拡散率である。代表長さ L_c はレンズ直径とし、表3.4に示すパラメータを使用する。レンズホルダ温度は数100Kのオーダーであることから、局所レイリー数 Ra_L は $10^5 \sim 10^6$ のオーダーとなり、レンズ上面からの自然対流は、層流を維持する⁴⁹⁾。よって、平均熱伝達率 $\bar{h}$ は式(3.5)に示す、上向き加熱面の層流自然対流の相関式を用いて算出する。

$$\bar{h} = \frac{0.54k_{air}}{L_c} Ra_L^{\frac{1}{4}} \quad (3.5)$$

k_{air} は空気の熱伝導率である。なお、レンズホルダの温度が室温以下の場合には、平均熱伝達率は $0 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ とする。

次に、レンズホルダ下面、静圧パッドとの対向面の平均熱伝達率の見積もりについて、水平平板からの強制対流熱伝達⁴⁹⁾を想定する。乱流遷移の有無を判断するため、式(3.6)を用い、レイノルズ数 Re の算出を行う。代表長さは静圧パッド直径 d_a とする。

$$Re = \frac{\nu_a d_a}{\nu} \quad (3.6)$$

図3.7に静圧パッドレンズホルダ間に挟まれた空気のモデルを示す。円筒空気モデルの下面から空気が 0.4L/min で供給され、側面を通して外部に流出することを考慮すると、空気の流出速度は 7.07m/s となる。これを空気の速度 ν_a として仮定し、式(3.6)に代入すると、レ

イノルズ数は 5×10^5 を下回るため、空気の流れは層流を維持する⁴⁹⁾。プラントル数が $0.5 < Pr < 15$ の範囲内であることも考慮すると、平均熱伝達率は、以下の式(3.7)より求め、 $60.18 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ であった。

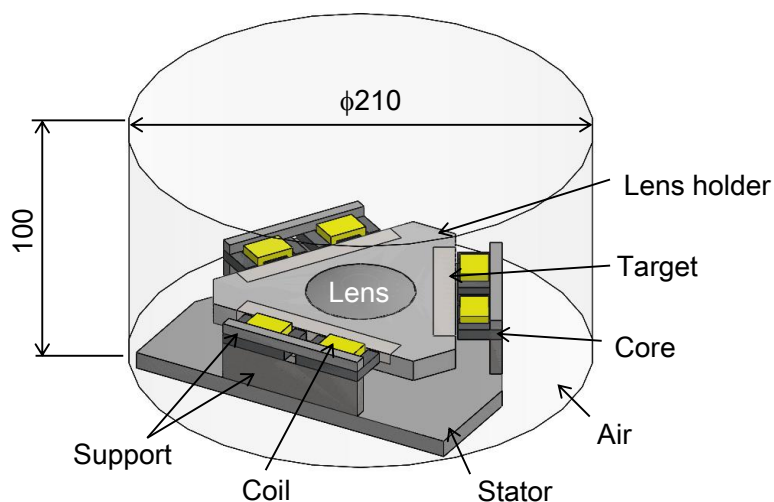


Fig. 3.6 Heat conduction analysis model

Table 3.3 Thermophysical properties for steady heat conduction analysis

Part	Material	Thermal conductivity [W/m·K]	Specific heat [J/kg·K]
Elastic hinge	Stainless steel	16.3	500
Base plate	Magnetism stainless steel	26.4	460
Coil	Copper	390	390
Electromagnet core and target	Silicon steel	43	440
Lens	ZnSe	18	339
Air	Air	0.026	1000

Table 3.4 Parameters for estimating the heat transfer coefficient

Parameter	Symbol	Value
Thermal conductivity (air)	k_{air}	$2.614 \times 10^{-2} \text{ [W/m·K]}$
Kinematic viscosity	ν	$1.583 \times 10^{-5} \text{ [m}^2/\text{s]}$
Characteristics length	L_c	50 [mm]
Thermal diffusivity	α	$2.207 \times 10^{-5} \text{ [m}^2/\text{s]}$
Volumetric thermal expansion coefficient	β	$3.333 \times 10^{-3} \text{ [K}^{-1}\text{]}$
Ambient temperature	T_e	300 [K]
Prandtl number	Pr	0.717
Diameter of the air pad	d_a	30 [mm]

$$\bar{h} = \frac{0.664k_{air}}{d_a} Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (3.7)$$

図3.8に解析結果を示す。レンズ中央で最高温度が確認され、レーザ出力3kWでは330K、出力4.5kWでは344Kである。目標の350K以下ではあるが、余裕が少ない。実際の加工の際には、レーザ光路中のダスト除去に用いられるガスを冷却に利用するなど、レンズ温度上昇を抑える工夫が必要である。

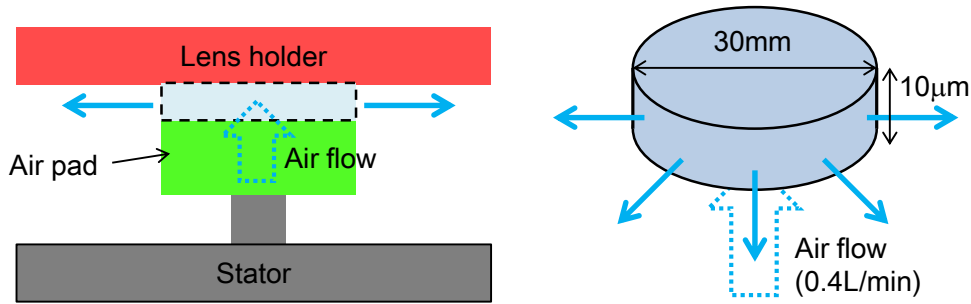


Fig. 3.7 Air model between air pad and lens holder

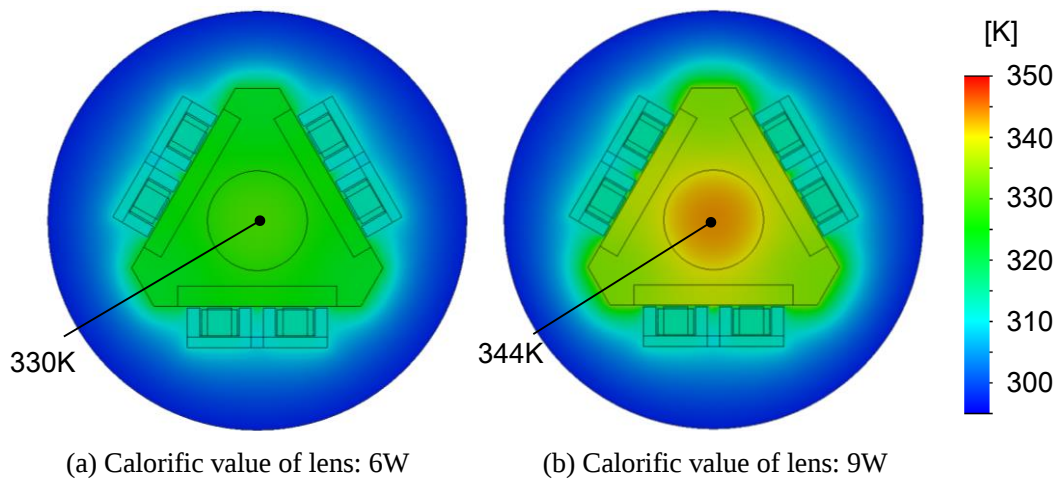


Fig. 3.8 Results of steady heat conduction analysis

3. 3 静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの試作

3. 3. 1 アクチュエータの試作

図3.9に試作アクチュエータのレンズホルダを示す。寸法は109×126×10mm、質量は0.52kgである。端部が切り落とされた正三角形のレンズホルダに、電磁石ターゲットが組み込まれている。レンズホルダは、永久磁石との吸引力を発生させるため、磁性ステンレス（SUS430）を、ターゲットは、渦電流の発生を抑制するために、0.35mmの無方向性珪素鋼板（35A360）を積層したものを使用する。レンズホルダの裏面は静圧空気軸受の、側

面は渦電流変位センサのターゲットとなるため、それぞれ研削加工を行う。

図3.10に試作したアクチュエータのステータを示す。静圧パッド，予圧用永久磁石，電磁石，変位センサ，及びそれらを固定する土台で構成されている。寸法は142×160×36mm，質量は1.91kgである。静圧パッド，及び予圧用永久磁石の調節のため，高さ方向に余裕をもたせた構造となっている。

電磁石の支持部は非磁性ステンレス（SUS303）を使用し，電磁石コアはターゲットと同じ積層珪素鋼板を用いる。コイルは $\phi 0.32\text{mm}$ の銅線を用い，巻数は409である。予圧用永久磁石（ネオジム磁石）の支持部は，3箇所は磁性ステンレス（SUS430）を使用する。残り3箇所には，加工性が良い黄銅（C3604）を使用，細目ネジ加工を施すことで，高さ調整機能を設ける。

渦電流変位センサ固定用のホルダは，レンズホルダのタッチダウンベアリングの働きも兼ねるため，図3.10中に示す6箇所配置する。変位センサの出力への影響を防ぐため，加工性がよく，絶縁体のポリエーテルイミド製のエンジニアリングプラスチック（UL-1000, Nippon Polypenco Corp.）を使用する。

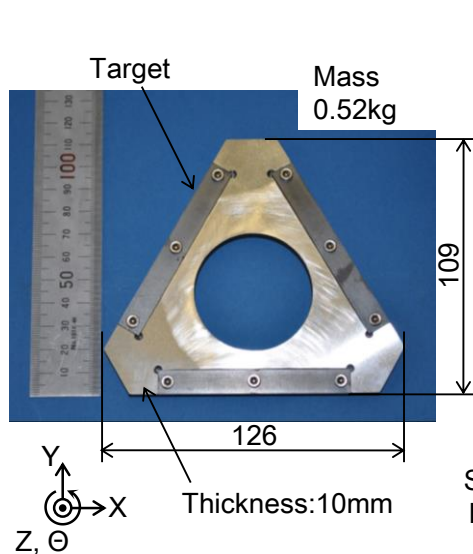


Fig. 3.9 Prototype lens holder

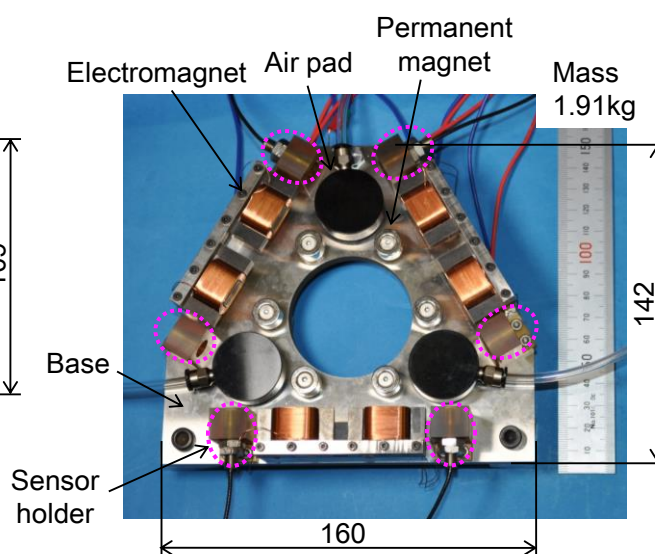


Fig. 3.10 Prototype stator

3. 3. 2 変位計測システム

本アクチュエータでは，レンズホルダの重心，電磁石の力の発生点，変位センサの設置位置は，ほぼ同じ高さで設計されている。変位センサの平面的な配置は図3.11の通りで，レンズホルダの底辺と頂点付近にそれぞれ2本，合計4本使用する。電磁石-レンズホルダ間の初期ギャップを g_0 ，各方向への変位を x ， y ， Z 軸周りの角度を θ ，温度ドリフトの影響

分を g_{AT} とすると、各センサ出力 $S_{1\sim4}$ は式(3.8)で表される.

$$\begin{pmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & -l_s/2 \\ 0 & 1 & l_s/2 \\ \sqrt{3}/2 & -1/2 & -l_s/2 \\ -\sqrt{3}/2 & -1/2 & l_s/2 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \cdot g_0 + \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \cdot g_{AT} \quad (3.8)$$

式(3.8)を変形、整理すると、X、Y方向の変位 x , y , 及びZ軸周りの角度 θ は以下の式(3.9)にて求まる.

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -1/\sqrt{3} & 1/\sqrt{3} & 1/\sqrt{3} & -1/\sqrt{3} \\ 1/3 & 1/3 & -1/3 & -1/3 \\ -1/l_s & 1/l_s & 0 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \end{pmatrix} \quad (3.9)$$

いずれの変位も、4本のセンサ出力の差動演算となるため、センサの温度ドリフト、及び同相ノイズを相殺できる.

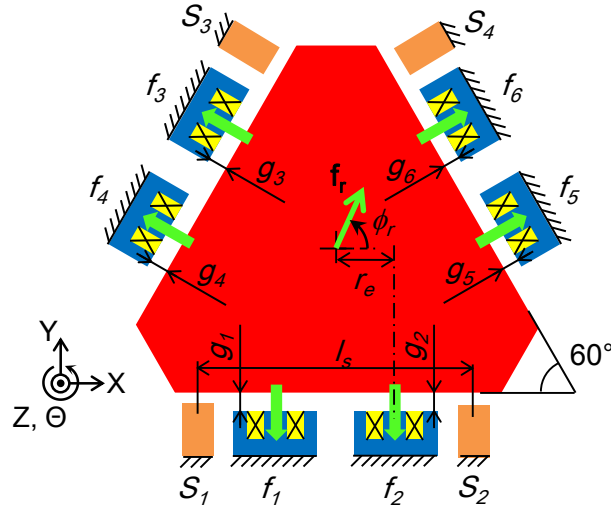


Fig. 3.11 Arrangement of the displacement sensors and electromagnets

3. 3. 3 位置決め制御システム

実験装置の構成を図3.12に示す. リアルタイム制御のため、DSP (DS1103, dSPACE Japan Corp.) を使い、サンプリング周波数は20kHzに設定した. 渦電流変位センサ (PU-05, AEC Corp., 分解能1 μ m, 測定範囲2mm) により計測した変位情報をA/Dボード (12bit, ± 10 V, 4ch, parallel AD converter) で取り込み、位置決め制御のためのフィードバック情報として用いる.

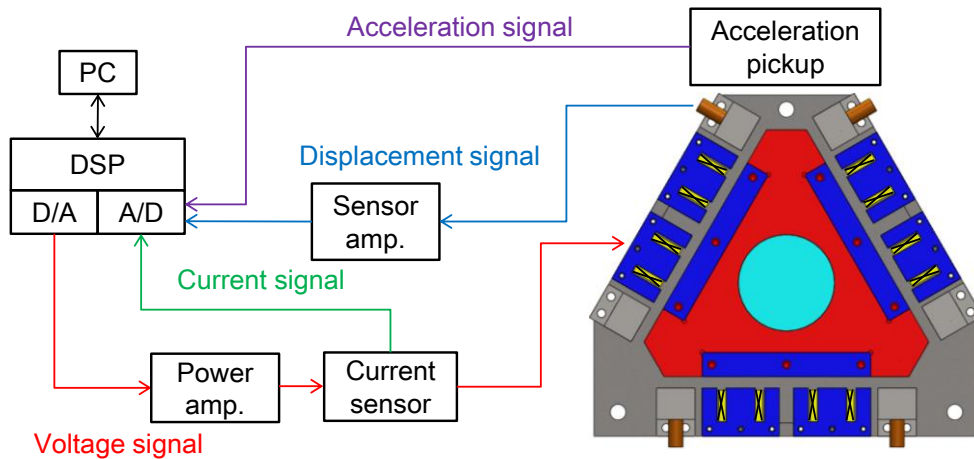


Fig. 3.12 Experimental system for positioning control

レンズホルダ変位情報，位置決め目標値を元に，DSP内部で演算した操作量は，D/Aボード（16bit， $\pm 10\text{V}$ ）で出力し，電圧アンプ（DCV-304A，ユニエル電子，リニアアンプ，最大出力電圧28V，最大出力電流4A，バンド幅100kHz）で増幅され，電磁石に印加される．電磁石に流れる電流は，ホール素子型電流センサ（LA25-NP，LEM Japan Corp.）で計測，A/Dボード（16bit， $\pm 10\text{V}$ ，4ch $\times$ 4，multiplex AD converter）で取り込まれ，電流制御のためのフィードバック情報として用いられる．

3. 4 静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの制御系設計

3. 4. 1 制御対象のモデル化

まず，アクチュエータのモデル化を行う．ここで，試作アクチュエータの組み立て時，レンズホルダを中央付近に戻す方向に，想定していない，弱い復元力，トルクが働くことが確認された．これは，静圧空気軸受の剛性確保のため設置した，予圧用永久磁石により発生する磁気的なバランスが，レンズホルダが原点近傍，初期姿勢に近い状態で位置する時に最も安定するためと推測される．なお，この復元力，トルクの大きさは，サブN以下，及び数mN $\cdot$ m以下である．電磁石1個あたりで発生可能な，レンズホルダへの駆動力，トルクと比べ，数十～数百倍小さいが，モデル化誤差を少なく抑え，アクチュエータの位置決め性能を高めるため，以下，この予圧用永久磁石による剛性や減衰の影響を考慮したモデル化，制御系設計を行う．

電磁石からの吸引力により，レンズホルダに働く，X方向への合力を f_x とすると，駆動部質量 M ，X方向の剛性 K_x ，減衰 C_x を用い，並進の運動方程式(3.10)が与えられる．

$$M\ddot{x} + C_x\dot{x} + K_x x = f_x \quad (3.10)$$

式(3.10)をラプラス変換すると、X方向合力からレンズホルダ変位 x までの伝達関数が式(3.11)で得られる。

$$\frac{X(s)}{F_x(s)} = \frac{1}{Ms^2 + C_x s + K_x} \quad (3.11)$$

Y方向も同様である。また、電磁石からの吸引力により、レンズホルダに働く、Z軸周りの方向へのトルクを τ_θ とすると、駆動部のZ軸周り慣性モーメント J_z 、Z軸周りの剛性 K_θ 、減衰 C_θ を用い、回転の運動方程式(3.12)が与えられる。

$$J_z\ddot{\theta} + C_\theta\dot{\theta} + K_\theta\theta = \tau_\theta \quad (3.12)$$

式(3.12)をラプラス変換すると、Z軸周りトルクからレンズホルダ回転角 θ までの伝達関数が式(3.13)で得られる。

$$\frac{\Theta(s)}{T_\theta(s)} = \frac{1}{J_z s^2 + C_\theta s + K_\theta} \quad (3.13)$$

次に、電磁石のモデル化を行う。電磁石の印加電圧を v とすると、コイル抵抗 R 、インダクタンス L より、電流 i との関係は以下の式(3.14)より表される。

$$v = L \frac{di}{dt} + Ri \quad (3.14)$$

式(3.14)をラプラス変換すると、電磁石の印加電圧から電流までの伝達関数が式(3.15)で得られる。

$$\frac{I(s)}{V(s)} = \frac{1}{Ls + R} \quad (3.15)$$

また、コイル電流 i 、電磁石-ターゲット間距離 g_e 、電磁石の吸引力 f_e の関係は、電流・変位・力定数 k_0 を用いて、次式(3.16)で表される。

$$f_e = k_0 \frac{i^2}{g_e^2} \quad (3.16)$$

3. 4. 2 モデル同定

静圧軸受案内型アクチュエータの位置決め制御系の設計に必要なモデルパラメータは、駆動部質量 M 、Z軸周り慣性モーメント J_z 、剛性 $K_{x,y,\theta}$ 、減衰係数 $C_{x,y,\theta}$ 、電磁石の電流・変位・力定数 k_0 、コイル抵抗 R 、インダクタンス L である。この内、 J_z に関しては、3D CADソフト（SolidWorks, SolidWorks Corp.）で形状から算出する。また、 M はレンズホルダ質量と等しく、0.52kgである。以下、残りのモデルパラメータを同定する。

(1) 剛性 $K_{x,y,\theta}$ 、減衰係数 $C_{x,y,\theta}$ の同定

レンズホルダをステータに搭載し、電磁石に電流を与えずに、インパルスハンマでX, Y, Θ 方向に衝撃加振し、変位、角度の自由減衰応答を測定する．図3.13に、応答波形の例を示す．完全に中心に収束しないのは、磁気的なズレが原因であると考えられる．減衰比 ζ 、及び固有振動数 ω_n の関係は第2章、式(2.17), (2.18)に示したとおりで、それらの数値から、剛性 K_x 及び減衰係数 C_x は以下の式(3.17)で求まる．なお、Y, Θ 方向も同様である．

$$\begin{aligned} K_x &= M\omega_n^2 \\ C_x &= 2M\zeta\omega_n \end{aligned} \quad (3.17)$$

(2) 電流・変位・力定数 k_0 の同定

電流・変位・力定数 k_0 の同定方法を図3.14に示す．電磁石を、レンズホルダに取り付けられたターゲットに対向して配置する．この時、電磁石-ターゲット間距離 g_e を1mmに調整し、平行に対向させるため、2本のマイクロメータを使用する．レンズホルダは電子天秤(PB8001, Mettler Toledo Corp.)に設置される．コイルに電流 i を供給した際の、電子天秤の読み値の変化から、電磁石の吸引力 f_e が算出できるので、式(3.16)から、電流・変位・力定数を同定する．

(3) コイル抵抗 R 、インダクタンス L の同定

各電磁石のコイル抵抗 R 、インダクタンス L は、LCRメータ(3532-50 LCRハイテスタ, 日置電機)により計測する．

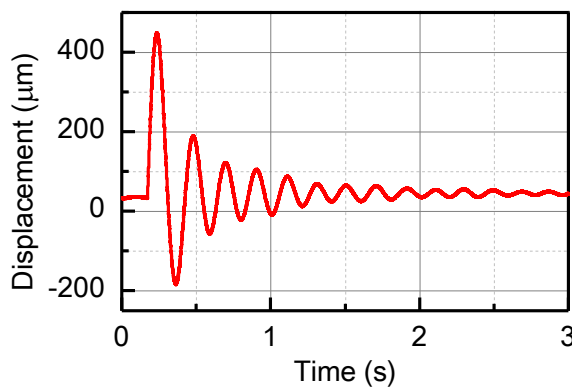


Fig. 3.13 Impulse response (X direction)

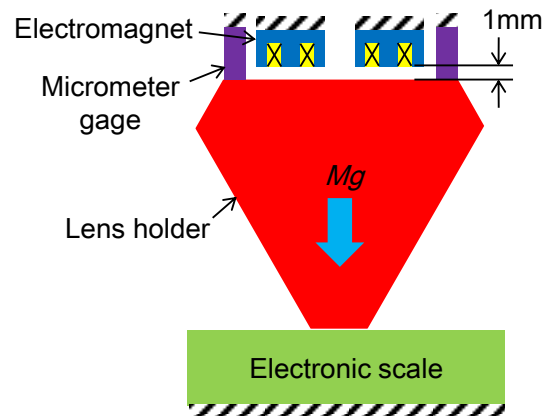


Fig. 3.14 Identification of force-current-displacement coefficient

以上，モデルパラメータの同定結果を，駆動部質量 M ，Z軸周り慣性モーメント J_z を含め，表3.5にまとめる．なお，コイルインダクタンス L は，電磁石-レンズホルダ間距離に依存するため，ここでは代表値として，距離1mmの値を示す．

Table 3.5 Model parameters

Parameter	Symbol	X direction	Y direction	Θ direction
Stiffness	$K_{x,y,\theta}$	510 [N/m]	486 [N/m]	0.515 [N·m/rad]
Damping	$C_{x,y,\theta}$	9.83 [N·s/m]	8.98 [N·s/m]	8.94×10^{-3} [N·m·s/rad]
Moving mass	M	0.52 [kg]		
Moment of inertia	J_z	1.03×10^{-3} [kg·m ²]		
Force-current-displacement coefficient	k_0	4.15×10^{-6} [N·m ² /A ²]		
Coil resistance	R	4.39 [Ω]		
Coil Inductance	L	19.56 [mH]		

3. 4. 3 電磁力非線形補償法

本アクチュエータでは，電磁石-レンズホルダ間ギャップは，初期状態で1.1mm，変位時には0.1~2.1mm程度の範囲で変化する．弾性ヒンジ案内型アクチュエータと同様，広い範囲でレンズホルダを駆動する必要があるが，第2章で使用したゼロバイアス電流法^{45),46)}では，電磁石の切り替え点において，電磁吸引力のスルーレートがゼロになり，位置保持精度，応答性が低下する⁵⁰⁾．

電磁石の吸引力 f_e は，電磁石の飽和を無視すると，式(3.16)で示される．電磁吸引力のスルーレートは，式(3.16)を時間微分することで得られる．

$$\frac{df_e}{dt} = k_0 \frac{2i}{g_e^2} \cdot \frac{di}{dt} - k_0 \frac{2i^2}{g_e^3} \cdot \frac{dg_e}{dt} \quad (3.18)$$

式(3.13)より，コイルに流れる電流がゼロである場合，右辺各項の係数がゼロとなる．そのため，電流の変化に対し，力の変化量がゼロとなる．ゼロバイアス電流法では，電磁石を切換えて用いるため，必ずゼロスルーレートの問題が発生する．これにより，電流の供給に対し，力の発生が遅れ，位置保持精度や応答性が低下する．本アクチュエータの場合，弾性ヒンジ案内型アクチュエータとは異なり，原点方向への復元力が小さいことから，レンズホルダの位置保持時の，振動幅が大きくなりやすいと推測される．電磁力のゼロスルーレートを回避するため，電磁石に常に電流を供給することが必要である．

一般的に，磁気軸受などで電磁石の電流制御によく用いられるバイアス電流法⁴⁴⁾では，

全ての電磁石に一定の電流を重畳し、対向する電磁石の電流をプッシュプルで増減することで、原点近傍での電磁力特性を線形化する．常に電流を供給するため、ゼロスルーレートの問題が無い．しかし、この電流の供給方法では、対象が原点から離れた場合、電磁石の非線形性のため、目標駆動力と、実際の発生力との間に誤差が生じ、位置決め制御性能が劣化する．

そこで、電磁力の非線形性を補償しながら、ゼロスルーレートを回避するため、2種類の制御方法を検討した．具体的に、上記のバイアス電流法とゼロバイアス電流法を切り替えて用いる部分バイアス電流法⁵¹⁾の適用と、力目標値の重畳により、レンズホルダとの距離に応じて変化するバイアス電流を与え、常に非線形補償を行う方法（以下、バイアス力法）の提案を行う．以下、各補償法による、レンズホルダへの力、トルク目標値から、各電磁石への目標供給電流の算出方法を説明する．なお、レンズホルダ、電磁石の配置は図3.11に示した通りである．また、同図中に示す通り、 r_e は同図中のレンズホルダ-電磁石の中心軸間距離、 $f_{1\sim6}$ は各電磁石の吸引力、 $g_{1\sim6}$ は各電磁石-ターゲット間距離である．

（1）部分バイアス電流法

部分バイアス電流法の制御アルゴリズムを、図3.15に示す．本制御アルゴリズムは、バイアス電流法区間と、ゼロバイアス電流法区間に分けられる．まず、与えられた力、トルク目標値や変位、角度情報を元に、バイアス電流法のアルゴリズムを用いて、各電磁石への目標供給電流を算出する．その結果、全ての目標供給電流が正であれば、そのまま電磁石へ供給する．1つでも負の値が得られれば、ゼロバイアス電流法のアルゴリズムを用いて、再度、各電磁石への目標供給電流を算出する．以下、各区間の操作について、詳細に説明する．

まず、バイアス電流法区間について説明する．本補償法区間では、全ての電磁石に同一のバイアス電流を供給する．各方向の駆動電流 $i_{x,y,\theta}$ 、及びレンズホルダの変位量 x, y と、Z軸周りの回転による電磁石-ターゲット間距離の変化量 $r_e \cdot \theta$ がそれぞれ、バイアス電流 i_0 、電磁石-レンズホルダ間初期ギャップ g_0 に比べて微小の場合、電磁吸引力を、電流と変位、角度に対して線形化できる．

レンズホルダと電磁石の中心軸間距離 r_e を用いると、各電磁石-レンズホルダ間距離 $g_{1\sim6}$ は式(3.19)で表わされる．

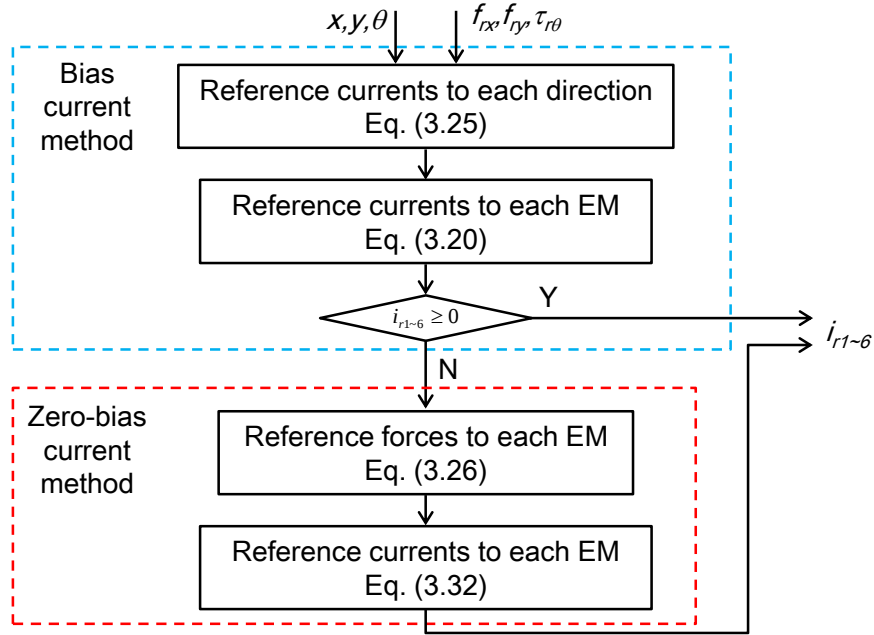


Fig. 3.15 Flowchart of the partial-bias current method

$$\begin{pmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_3 \\ g_4 \\ g_5 \\ g_6 \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} 0 & -1 & r_e \\ 0 & -1 & -r_e \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & r_e \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & -r_e \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & r_e \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & -r_e \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \\ g_0 \end{pmatrix} \quad (3.19)$$

また、各電磁石への供給電流 $i_{1\sim6}$ を式(3.20)で定める。

$$\begin{pmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \\ i_4 \\ i_5 \\ i_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & -1 & 1 \\ 0 & -1 & -1 \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & 1 \\ -\sqrt{3}/2 & 1/2 & -1 \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & 1 \\ \sqrt{3}/2 & 1/2 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \\ i_0 \end{pmatrix} \quad (3.20)$$

電流・変位・力定数 k_0 、式(3.19)、(3.20)を用いると、一例として、1番の電磁石の吸引力 f_1 は式(3.21)で算出される。

$$f_1 = k_0 \frac{i_1^2}{g_1^2} = k_0 \frac{(i_0 - i_y + i_\theta)^2}{(g_0 + y - r_e \theta)^2} = k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \left(1 - \frac{i_y}{i_0} + \frac{i_\theta}{i_0} \right)^2 \left(1 + \frac{y}{g_0} - \frac{r_e \theta}{g_0} \right)^{-2} \quad (3.21)$$

$i_0 \gg i_{x,y,\theta}$ 、 $g_0 \gg x, y, r\theta$ の関係を用いて、括弧で括られた部分に対して1次の項までテイラー展開を行い、2次以上の微小項を無視して式の整理を行うと、式(3.22)となる。

$$\begin{aligned}
 f_1 &\cong k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \left(1 - \frac{2i_y}{i_0} + \frac{2i_\theta}{i_0} \right) \left(1 - \frac{2y}{g_0} + \frac{2r_e\theta}{g_0} \right) \\
 &\cong k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} + 2k_0 \frac{i_0}{g_0^2} (-i_y + i_\theta) + 2k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} (-y + r_e\theta)
 \end{aligned} \tag{3.22}$$

他の電磁石の吸引力 $f_{2\sim6}$ についても同様である。

また、図3.11に示す電磁石の配置を考慮すると、各電磁石の吸引力 $f_{1\sim6}$ と、レンズホルダに働く並進駆動力 $f_{x,y}$ 、及び回転駆動トルク τ_θ の関係は、式(3.23)で与えられる。

$$\begin{pmatrix} f_x \\ f_y \\ \tau_\theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -1 & -1 & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ r_e & -r_e & r_e & -r_e & r_e & -r_e \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \\ f_5 \\ f_6 \end{pmatrix} \tag{3.23}$$

式(3.22)、(3.23)より、駆動電流、レンズホルダ変位、角度と、駆動力、トルクの関係が式(3.24)で与えられる。

$$\begin{pmatrix} f_x \\ f_y \\ \tau_\theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} & 0 & 0 \\ 0 & 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} & 0 \\ 0 & 0 & 12rk_0 \frac{i_0^2}{g_0^2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} & 0 & 0 \\ 0 & 6k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} & 0 \\ 0 & 0 & 12r^2k_0 \frac{i_0^2}{g_0^3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \tag{3.24}$$

式(3.24)を考慮すると、力、トルク目標値 $f_{rx,y}$ 、 τ_θ と、目標駆動電流 $i_{rx,y,\theta}$ の関係が式(3.25)により与えられる。

$$\begin{pmatrix} i_{rx} \\ i_{ry} \\ i_{r\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{g_0^2}{6k_0 i_0} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{g_0^2}{6k_0 i_0} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{g_0^2}{12rk_0 i_0} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -\frac{i_0}{g_0} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{i_0}{g_0} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{i_0}{g_0} r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ \theta \end{pmatrix} \tag{3.25}$$

よって、式(3.25)より目標駆動電流を算出、式(3.20)の駆動電流 $i_{x,y,\theta}$ に代入することで、各電磁石への目標供給電流 $i_{r1\sim6}$ を求めることができる。

次に、ゼロバイアス電流法区間について説明する。レンズホルダへの力、トルク目標値の方向に、少ない電流で効率良くレンズホルダを駆動可能なように、関係式(3.23)を参考に通電する電磁石を選択し、電磁石毎の目標駆動力 $f_{r1\sim6}$ を算出する。

$$(f_{r1} \ f_{r2} \ f_{r3} \ f_{r4} \ f_{r5} \ f_{r6})^T = \mathbf{C}_t \cdot \begin{pmatrix} f_{rx} \\ f_{ry} \end{pmatrix} + \mathbf{C}_r \cdot \frac{\tau_{r\theta}}{r_e} \tag{3.26}$$

ここで、 $\mathbf{C}_t$ 、 $\mathbf{C}_r$ は、力、トルク目標値から各電磁石の目標吸引力への変換行列であり、力、トルク目標値の方向に依存して切り替えられる。

具体的に、力目標値ベクトル $\mathbf{f}_t$ の方向を、X軸と成す角度 ϕ を用い、以下の様に3つの範囲に分けると、それぞれの範囲内における変換行列 $\mathbf{C}_t$ は式(3.27)~(3.29)で表される。

$$\mathbf{C}_t = \begin{pmatrix} 1/2\sqrt{3} & -1/2 \\ 1/2\sqrt{3} & -1/2 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1/\sqrt{3} & 0 \\ 1/\sqrt{3} & 0 \end{pmatrix} \quad (-90^\circ < \phi_r < 30^\circ) \quad (3.27)$$

$$\mathbf{C}_t = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ -1/2\sqrt{3} & 1/2 \\ -1/2\sqrt{3} & 1/2 \\ 1/2\sqrt{3} & 1/2 \\ 1/2\sqrt{3} & 1/2 \end{pmatrix} \quad (30^\circ < \phi_r < 150^\circ) \quad (3.28)$$

$$\mathbf{C}_t = \begin{pmatrix} -1/2\sqrt{3} & -1/2 \\ -1/2\sqrt{3} & -1/2 \\ -1/\sqrt{3} & 0 \\ -1/\sqrt{3} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (150^\circ < \phi_r < 270^\circ) \quad (3.29)$$

次に $\mathbf{C}_r$ は、トルク目標値の方向の正負を考慮し、以下に示す式(3.30)、(3.31)の2つの変換行列の間で切り替えられる。

$$\mathbf{C}_r = \left(\frac{1}{3} \quad 0 \quad \frac{1}{3} \quad 0 \quad \frac{1}{3} \quad 0 \right)^T \quad (\tau_{r\theta} > 0) \quad (3.30)$$

$$\mathbf{C}_r = \left(0 \quad -\frac{1}{3} \quad 0 \quad -\frac{1}{3} \quad 0 \quad -\frac{1}{3} \right)^T \quad (\tau_{r\theta} < 0) \quad (3.31)$$

以上より、各電磁石の目標吸引力が求まるため、電磁吸引力と電流、ギャップの関係から、式(3.32)より各電磁石への目標供給電流 $i_{r1\sim6}$ が求められる。

$$i_{rj} = g_j \sqrt{\frac{f_{rj}}{k_0}} \quad (j=1\sim6) \quad (3.32)$$

(2) バイアス力法

本補償法では、電磁石毎の目標駆動力の算出は、式(3.26)に示した、ゼロバイアス電流法区間での操作と同一である。各電磁石への供給電流 $i_{1\sim6}$ を求める際、レンズホルダの位置に応じたバイアス電流を与えるため、バイアス力 f_0 を定義し、式(3.33)の操作を行う。

$$i_j = g_j \sqrt{\frac{f_{rj} + f_0}{k_0}} \quad (j=1 \sim 6) \quad (3.33)$$

この方法でバイアス電流を重畳することで、レンズホルダの位置に関わらず、目標値通りの駆動力を発生可能である。

3. 4. 4 インダクタンス変化補償法の提案

レンズホルダの位置決め性能を高めるには、前項にて算出した目標値通りの電流をコイルに供給する必要がある。一方、本アクチュエータではレンズホルダの変位に伴い、電磁石-ターゲット間の空隙が大きく変化する。それにより、磁気抵抗の大きな変動が生じる。この変動が各々の電磁石で異なるため、電圧入力に対する電流の応答性にばらつきが生じ、位置決め応答性の低下や、制御の不安定化が予想される。

コイルは、磁束の変化により、誘導起電力を発生する。

$$v = Ri + N \frac{d\Phi}{dt} \quad (3.34)$$

また、磁束 Φ は、電磁石とターゲットが x_{ap} だけ接近したとすると、コイル巻数 N 、コイル電流 i 、磁気抵抗 $\mathcal{R}$ 、真空透磁率 μ_0 、初期ギャップ g_0 、電磁石コアの磁束の流れに垂直な断面積 S を用い、式(3.35)で表わされる。

$$\Phi = \frac{Ni}{\mathcal{R}} \quad \left(\mathcal{R} = \frac{g_0 - x_{ap}}{\mu_0 S} \right) \quad (3.35)$$

なお、電磁石コア、ターゲット内部の磁気抵抗は、空隙での磁気抵抗に比べ微小であることから、無視している。式(3.34)に式(3.35)を代入すると、式(3.36)が得られる。

$$\begin{aligned} v &= Ri + \frac{\mu_0 N^2 S}{g_0 - x_{ap}} \cdot \frac{di}{dt} + \frac{\mu_0 N^2 S i}{(g_0 - x_{ap})^2} \cdot \frac{dx_{ap}}{dt} \\ &= Ri + L \frac{di}{dt} + K_v \frac{dx_{ap}}{dt} \end{aligned} \quad (3.36)$$

表3.6に示す値を用いて計算すると、式(3.36)右辺各項のオーダーは以下に示す通りとなる。

$$Ri \approx 10^{-1} \quad L \frac{di}{dt} \approx 10^{-1} \quad K_v \frac{dx_{ap}}{dt} \approx 10^{-4} \quad (3.37)$$

この結果より、本アクチュエータでは、コイルの抵抗、及びインダクタンスによる電圧降下が支配的で、速度起電力の影響は小さい。

図3.16に、電磁石-ターゲット間の空隙変化に伴う、コイルインダクタンスの実測値を示す。電磁石-ターゲット間距離が約0~2mmの範囲で変化すると、コイルインダクタンスは約14~70mHで変化する。そこで、コイル電流遅れの改善、及び、レンズホルダの位置変化に

起因する、電磁石毎の、電圧入力に対する電流の応答性の変化を抑えるため、コイルインダクタンス変化補償機能を備えた電流フィードバックを提案する。

図3.17に、提案する可変ゲイン型電流フィードバックを示す。 β_i は比例ゲイン、 γ_i は積分ゲインであり、双方とも定数である。 K_L は電磁石-ターゲット間ギャップに依存する可変のゲインである。図3.17のブロック線図の伝達関数は式(3.38)で示される。

$$\frac{I}{I_r} = \frac{(K_L \beta_i s + \gamma_i)}{s(Ls + R) + (K_L \beta_i s + \gamma_i)} = \frac{K_L \beta_i \left(s + \frac{\gamma_i}{K_L \beta_i} \right)}{Ls \left(s + \frac{R}{L} \right) + K_L \beta_i \left(s + \frac{\gamma_i}{K_L \beta_i} \right)} \quad (3.38)$$

ここに、式(3.39)に示す条件を与えると、式(3.38)は式(3.40)と書き換えられる。これにより、図3.16に示したブロック線図全体で、時定数 T_{CD} の一次遅れシステムとして扱うことが出来る。

$$\frac{R}{L} = \frac{\gamma_i}{K_L \beta_i} \quad (3.39)$$

$$\frac{I}{I_r} = \frac{1}{\frac{L}{K_L \beta_i} s + 1} = \frac{1}{T_{CD} s + 1} \quad (3.40)$$

ここで、 β_i 、 γ_i は、式(3.39)、(3.40)の、 R 、 L_0 、 T_{CD} との関係から、電流フィードバックの時定数 T_{CD} を定めることで、式(3.41)で求められる。

$$\gamma_i = \frac{R}{T_{CD}}, \quad \beta_i = \frac{L_0}{T_{CD}} \left(K_L (g_{1-6}) = \frac{L(g_{1-6})}{L_0} \right) \quad (3.41)$$

式(3.41)の時定数 T_{CD} を一定に保つためには、可変ゲイン K_L を、コイルインダクタンス L の変化に合わせて調整する必要がある。そこで、 K_L の値を、レンズホルダが原点に位置する時の初期インダクタンス L_0 を基準とし、図3.16を参考に、電磁石-レンズホルダ間距離 g_{1-6} の関数(3.42)で定義する。

$$K_L = \frac{0.74}{(0.227 + g_j)} + 0.448 \quad (j = 1 \sim 6) \quad (3.42)$$

また、電圧アンプの飽和を考慮し、図3.18に示すアンチリセットワインドアップ⁵²⁾を、電流フィードバックに施す。電圧アンプへの出力が飽和しない場合、積分器への入力 q は、目標電流値 I_r と実際の電流値 I との偏差 e_i と等しい。一方、電圧アンプへの出力が飽和した場合、関係式(3.43)が成り立つ。

$$\begin{aligned} q &= e_i - \frac{u - u'}{K_L \beta_i} \\ u &= K_L \beta_i e_i + \frac{\gamma_i}{s} q \end{aligned} \quad (3.43)$$

Table 3.6 Parameters of the electromagnetic characteristics

Parameter	Symbol	Value
Coil current	i	10^{-1} [A] (order)
Coil resistance	R	4.4 [Ω]
Vacuum permeability	μ_0	$4\pi \times 10^{-7}$ [N/A ²]
Coil turns	N	409
Cross area of core	S	30 [mm ²]
Initial air gap	g_0	1.1 [mm]
Lens holder displacement	x_{ap}	10^{-1} [mm] (order)
Current variation	di/dt	10^2 [A/s] (order)
Lens holder driving velocity	dx_{ap}/dt	10^{-3} [m/s] (order)

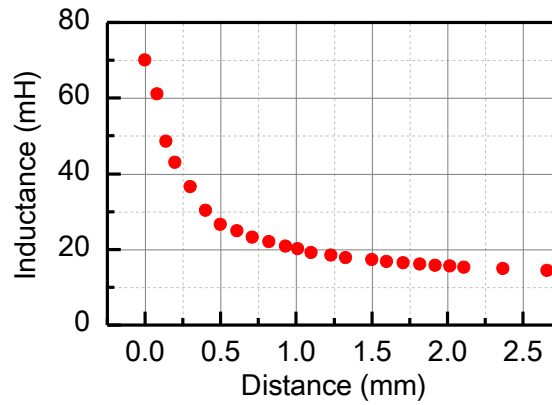


Fig. 3.16 Variation of coil inductance related with the distance between electromagnet and target

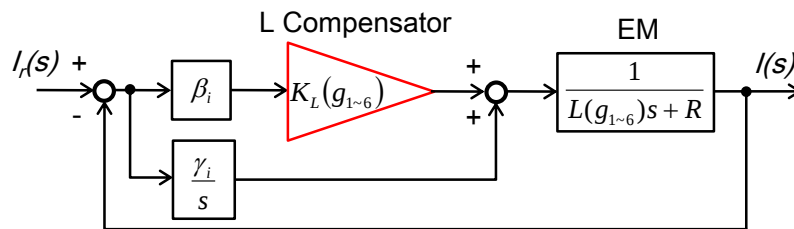


Fig. 3.17 Variable gain type current feedback system

この2式から u を消去すると、式(3.44)が得られる。

$$q = \frac{s}{K_L \beta_i s + \gamma_i} u' \quad (3.44)$$

最終値の定理を適用すると、式(3.45)が得られる。

$$\lim_{t \rightarrow \infty} q(t) = \lim_{s \rightarrow 0} s \cdot \frac{s}{K_L \beta_i s + \gamma_i} \cdot \frac{u_{lim}}{s} = 0 \quad (3.45)$$

よって、式(3.45)より、電圧アンプへの出力が飽和した場合には、積分器への入力が0となり、積分動作を停止できる。

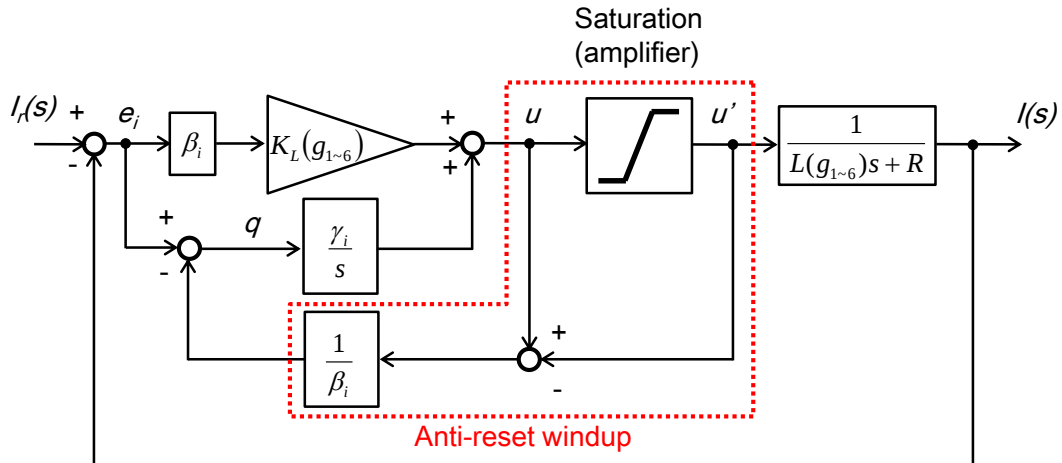


Fig. 3.18 Current feedback with anti-reset windup

3. 4. 5 位置決めコントローラ設計

本アクチュエータでは電磁石が正対せず、また、レンズホルダの中心線上に配置されないため、各電磁石の吸引力が、X、Y方向並進、及びZ軸周り回転方向の、複数の運動と干渉する。これに対し、まず、各並進、回転方向に独立な補償器を動作、それぞれの目標並進駆動力、回転トルクを求める。そして、それらを実現する電磁吸引力を発生させるために必要な、各電磁石への電流を算出する。

図3.19に、制御システム全体のブロック線図を示す。非線形補償系の前段に、各方向に、系を安定化させるための分母2次、分子2次で表されるレギュレータと、応答性や定常偏差を改善するためのPI補償器を配置した。非線形補償器には、3.4.3項で説明した部分バイアス電流法、もしくはバイアス力法が適用される。その直後に、目標供給電流に対するコイル電流の遅れの補償と、電磁石毎の電流応答の均一化のため、3.4.4項で提案した可変ゲイン型電流フィードバックを配置した。

また、レーザヘッドの加減速により、アクチュエータに働く慣性力を相殺するため、X、Y方向の位置決め制御系に外乱補償が用いられる。レーザヘッドの加速度からアクチュエータに働く慣性力を推定、並進方向の力目標値に補正を加えることで相殺する。外乱補償を効果的に行うため、PD補償器を配置した。なお、D補償器には、疑似微分を用いる。変位センサ、加速度センサのノイズを除去するため、A/D変換後、移動平均によるデジタルローパスフィルタを配置している。

図3.20に示す、非線形補償により線形化したシステムを用い、レギュレータのパラメータを設計する。非線形補償部分は、電流の遅れのみ考慮し、時定数 T_{CD} の一次遅れシステムとして扱う。入力 $X_r'(s)$ から出力 $X(s)$ までの閉ループ伝達関数は式(3.46)となる。

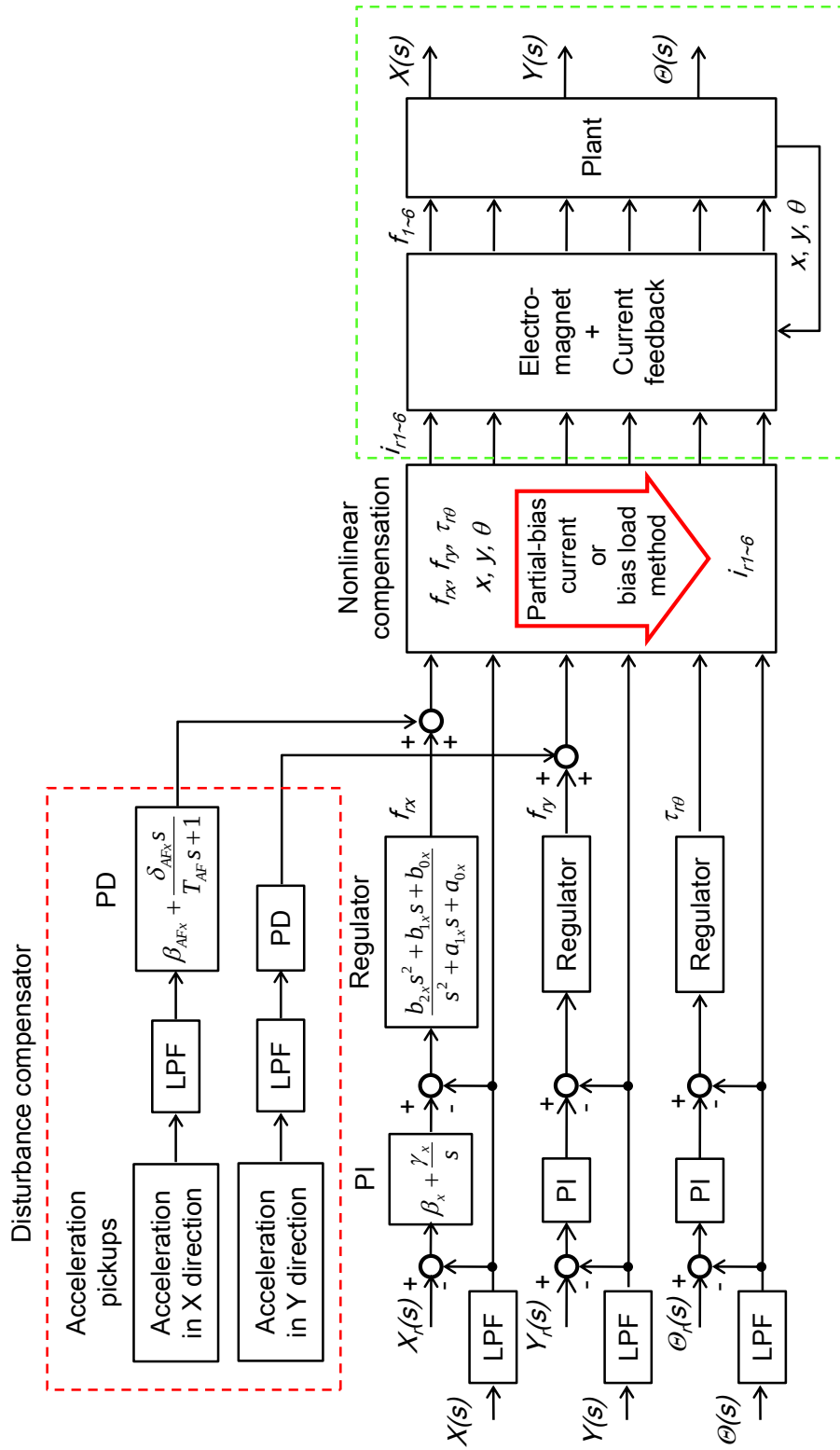


Fig. 3.19 Block diagram of the positioning control system

$$\begin{aligned} \frac{X}{X_r'} &= \frac{b_{2x}s^2 + b_{1x}s + b_{0x}}{(s^2 + a_{1x}s + a_{0x}) \cdot (T_{CD}s + 1) \cdot (Ms^2 + C_x s + K_x) + (b_{2x}s^2 + b_{1x}s + b_{0x})} \\ &= \frac{b_{2x}s^2 + b_{1x}s + b_{0x}}{MT_{CD}(s + \omega_x)^5} \end{aligned} \quad (3.46)$$

式(3.46)の分母の全ての極を、複素平面の実軸上の一点 ω_x に指定すると、 s に関する係数比較により得られる行列式(3.47)を解くことで、レギュレータのパラメータ b_{2x} , b_{1x} , b_{0x} , a_{1x} , a_{0x} が決定される。

$$\begin{pmatrix} 5MT_{CD}\omega_x - (M + T_{CD}C_x) \\ 10MT_{CD}\omega_x^2 - (C_x + T_{CD}K_x) \\ 10MT_{CD}\omega_x^3 - K_x \\ 5MT_{CD}\omega_x^4 \\ MT_{CD}\omega_x^5 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} MT_{CD} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ M + T_{CD}C_x & MT_{CD} & 0 & 0 & 0 \\ C_x + T_{CD}K_x & M + T_{CD}C_x & 1 & 0 & 0 \\ K_x & C_x + T_{CD}K_x & 0 & 1 & 0 \\ 0 & K_x & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} a_{1x} \\ a_{0x} \\ b_{2x} \\ b_{1x} \\ b_{0x} \end{pmatrix} \quad (3.47)$$

Y, Θ 方向も同様の手順を踏むことで、コントローラ設計を行う。

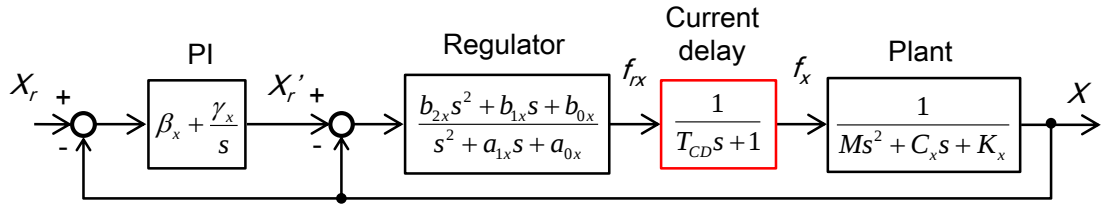


Fig. 3.20 Simplified block diagram to design the regulator parameters (X direction)

3. 4. 6 制御パラメータ設定

位置決め制御目標は、面内並進方向に、半径1mm円内の位置決め範囲、10 μ m以下の位置保持精度、及び100~200Hz程度のバンド幅である。まず、可変電流フィードバックの設定バンド幅を、位置決め制御の目標バンド幅100~200Hzを考慮し、その倍以上の450Hzと定める。目標位置決め範囲を実現することを最優先とし、その上で十分な位置保持精度とバンド幅が得られるような極 $\omega_{x,y}$, PI補償器のゲイン $\beta_{x,y,\theta}$, $\gamma_{x,y,\theta}$ と、電力消費や発熱を抑えるため、部分バイアス電流法では最も低いバイアス電流 i_0 を、バイアス力法では最も弱いバイアス力 f_0 の条件を探索した。決定したパラメータを表3.7~3.9に示す。

Table 3.7 Control parameters for current feedback

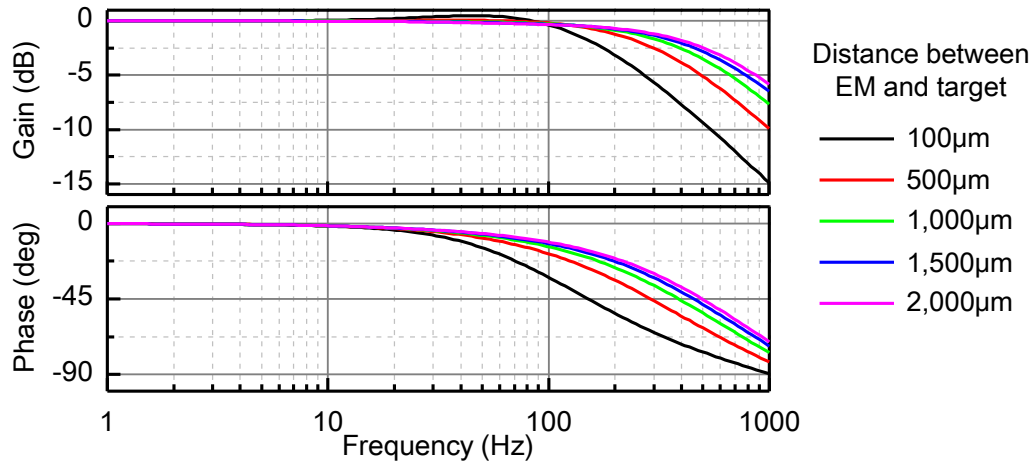
Parameter	Symbol	Value
Time constant	T_{CD}	1/450 [s ⁻¹]
Proportional gain	β_i	55
Integral gain	γ_i	12,000

Table 3.8 Control parameters for positioning control (partial-bias current method)

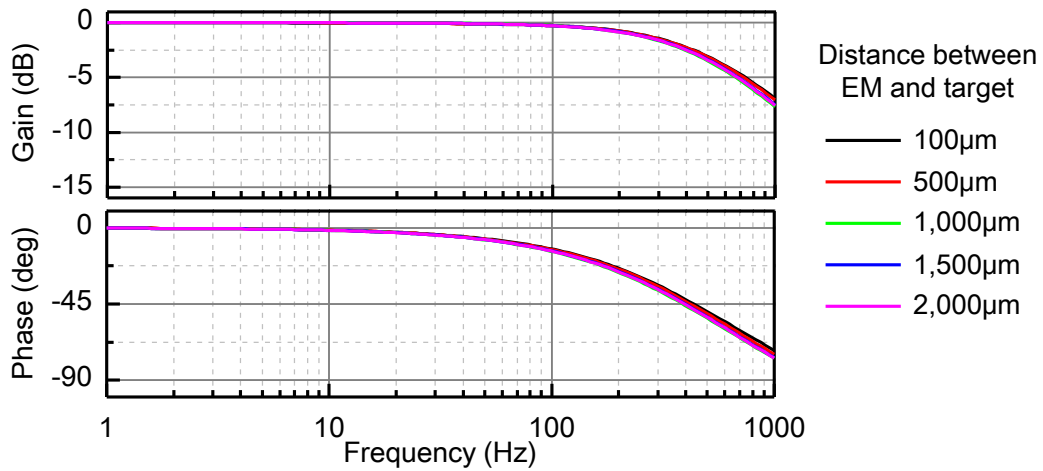
Parameter	Symbol	X, Y directions	Θ direction
Bias current	i_0	0.7 [A]	
Pole	$\omega_{x,y}$	$210 \times 2\pi$ [rad/s]	$220 \times 2\pi$ [rad/s]
Proportional gain	$\beta_{x,y,\theta}$	0.4	0.4
Integral gain	$\gamma_{x,y,\theta}$	240	260

Table 3.9 Control parameters for positioning control (bias load method)

Parameter	Symbol	X, Y directions	Θ direction
Force for generating bias current	f_0	0.5 [N]	
Pole	$\omega_{x,y}$	$210 \times 2\pi$ [rad/s]	$220 \times 2\pi$ [rad/s]
Proportional gain	$\beta_{x,y,\theta}$	0.3	0.2
Integral gain	$\gamma_{x,y,\theta}$	280	280



(a) Conventional current feedback system



(b) Variable gain type current feedback system

Fig. 3.21 Current frequency response

ここで、可変ゲイン型電流フィードバックの有効性を検証するため、電磁石の電流目標応答特性 $I(s)/I_r(s)$ を測定した。また、比較のため、可変ゲイン K_L を1に固定した、通常の電流フィードバックを用いた測定も実施した。なお、可変ゲイン以外のパラメータは全て同一である。

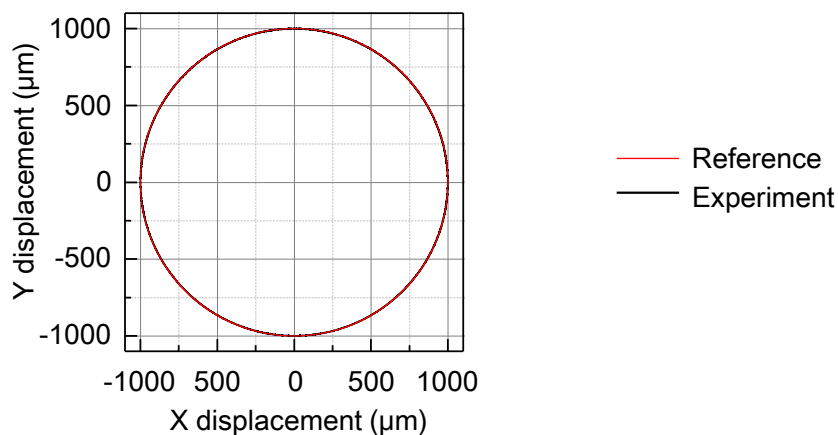
図3.21に、電磁石-ターゲット間距離を変化させた時の、電流目標応答特性の変化を示す。通常の電流フィードバックを用いた場合、レンズホルダの位置の変化により、バンド幅が190~580Hzと、設定バンド幅450Hzに対して-58~+29%の変動がみられる。一方、可変ゲイン型電流フィードバックを適用した場合、バンド幅は450~500Hzと、変動量が設定値の11%以内であり、レンズホルダの位置によるバンド幅の変動を、固定ゲイン型と比べて20%以下に抑制した。

3. 5 静圧軸受案内型レンズ駆動アクチュエータの 位置決め性能評価

前項にて、部分バイアス電流法とバイアス力法の2種類の電磁力非線形補償法について説明した。前述の2つの補償法に加え、ゼロバイアス電流法を用いた場合($f_0 = 0\text{N}$)の位置決め性能を比較する。

3. 5. 1 位置決め範囲

図3.22に、各補償法で、半径1mmの円軌跡を周波数1Hzで追従制御させた結果を示す。いずれの補償法でも、約2~3 μm 程度の誤差で目標値追従できることを確認した。



(a) Partial-bias current method

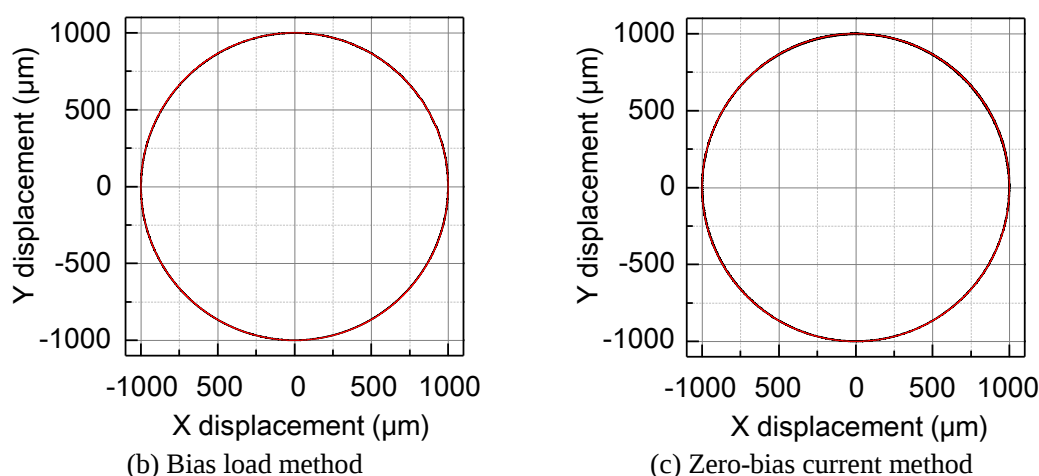


Fig. 3.22 Circle trajectory tracking control (1mm radius, 1Hz frequency)

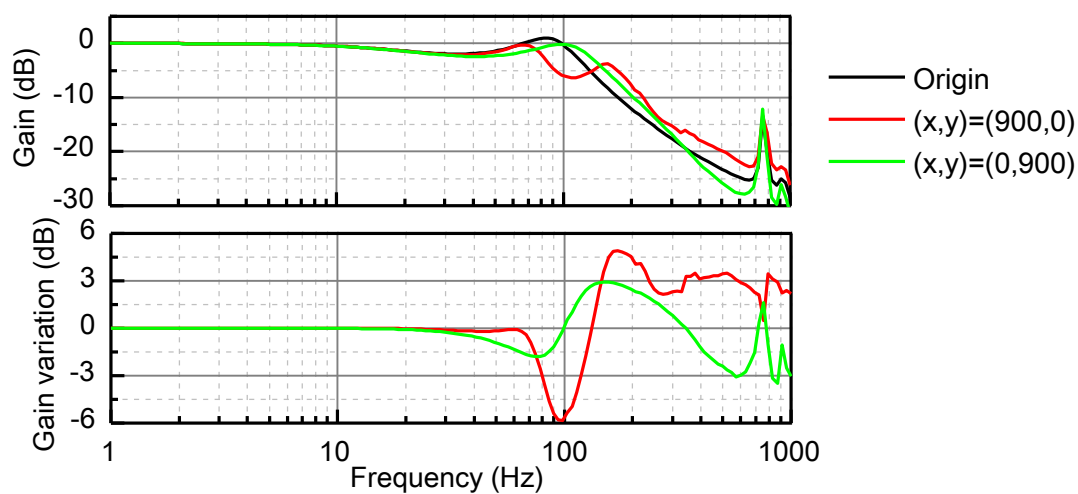
3. 5. 2 目標周波数応答特性

図3.23に、各補償法で、原点近傍、及びX、Y方向にそれぞれ900 μ m移動した位置で、レンズホルダに振幅10 μ mの正弦波目標値を与えた時の、X方向の目標周波数応答特性を、原点での測定結果を基準とした、レンズホルダ位置変化に伴うゲインの変化量と併せて示す。また、原点近傍、及びX、Y正負方向に900 μ m変位させた位置で測定したバンド幅の最大、最小値を、まとめて表3.10に示す。

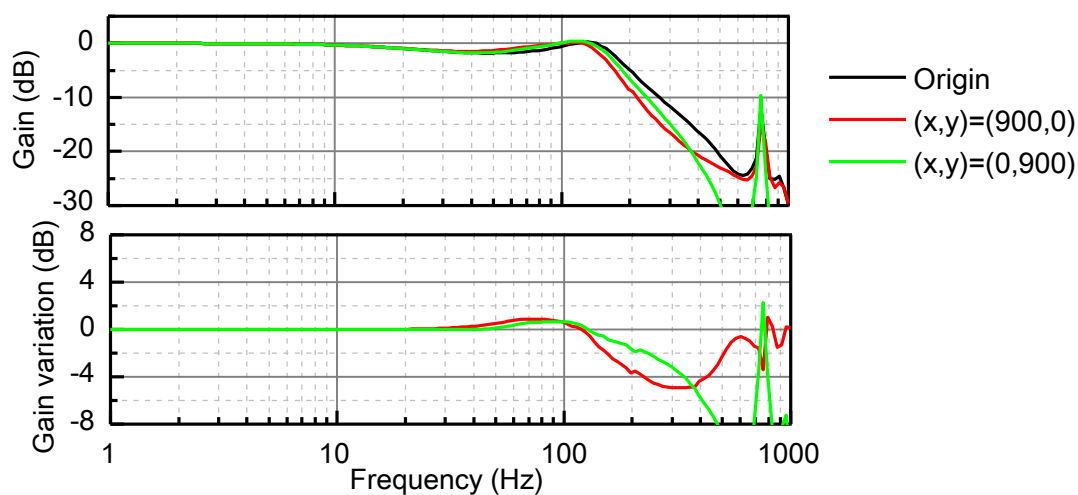
まず、バイアス力法、及びゼロバイアス電流法を用いた場合、レンズホルダ位置に関わらず、並進方向に 150~190Hz程度のバンド幅と、目標値通りの応答性を実現できることを確認した。この時、レンズホルダ変位によるバンド幅の変動は、10%程度に抑えられている。また、ゲインの変動も、使用制御帯域である200Hz以下で、最大3dB程度まで抑えられている。

一方、部分バイアス電流法を用いた場合、原点付近では、約120Hzのバンド幅を実現し、比較的狭いバンド幅ではあるが、目標は達成した。しかし、原点から900 μ m離れた位置では、約40~80Hz程度までバンド幅が狭くなることが確認された。これは、部分バイアス電流法が、高ストローク位置にも関わらず、バイアス電流法区間で制御を行ったことが原因と考えられる。

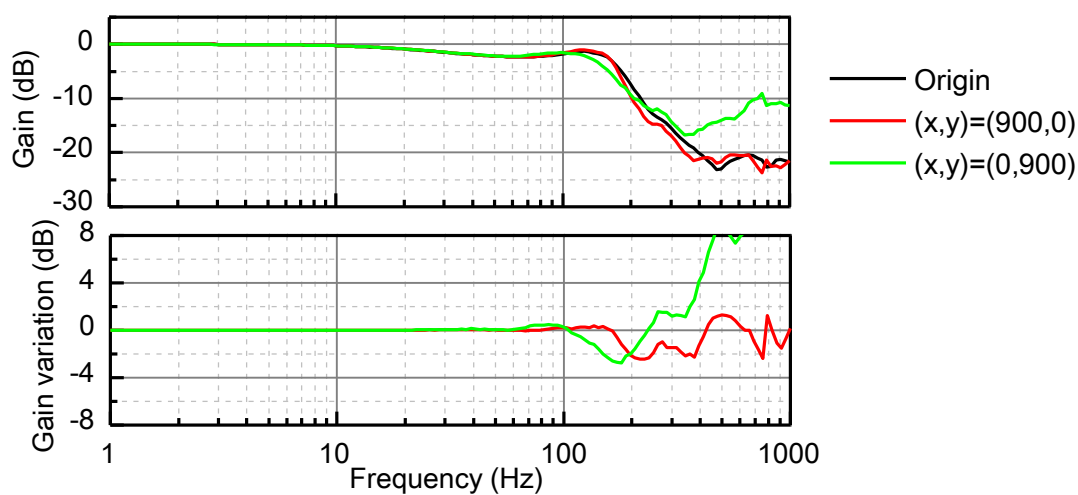
原点から900 μ m離れた位置で、振幅10 μ mの正弦波目標値を与えた場合、図3.15に示す部分バイアス電流法のアルゴリズムに則って計算した結果、バイアス電流法区間で制御を行う瞬間があることが確認された。本区間の制御では、原点から離れた位置での、電磁力の非線形性を補償出来ない。このため、目標駆動力と実際の発生力との間に誤差が生じ、応答性が悪化したと推測される。



(a) Partial-bias current method



(b) Bias load method



(c) Zero-bias current method

Fig. 3.23 Frequency response characteristics (X direction)

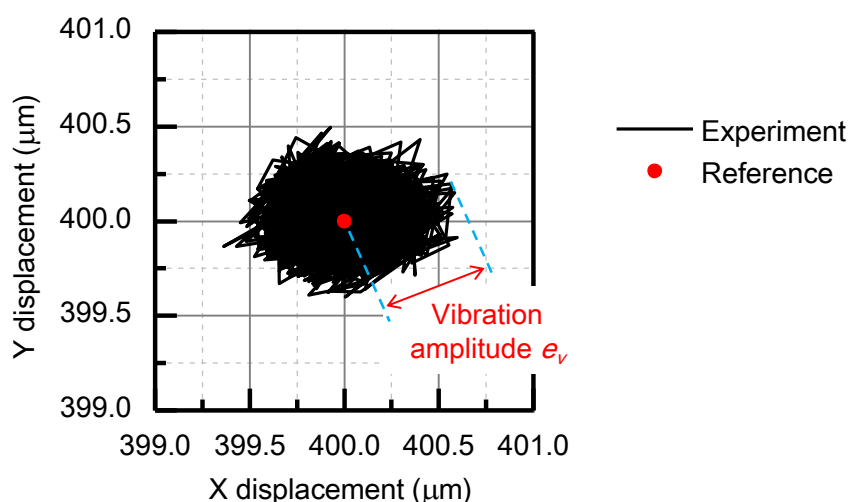
Table 3.10 Bandwidth of the positioning control

Nonlinear compensation method	Direction	Bandwidth [Hz]		
		Around origin	Around the position 900 μm away from origin	
			Maximum	Minimum
Partial-bias current	X	117	136	83
	Y	120	120	38
	Θ	132	170	49
Bias load	X	177	179	156
	Y	174	180	163
	Θ	173	188	151
Zero-bias current	X	179	179	154
	Y	169	175	160
	Θ	164	180	138

3. 5. 3 位置保持精度

部分バイアス電流法，バイアス力法によるゼロスルーレート回避の効果を確認するため，位置保持精度を評価する．評価指標として，振動幅 e_v を定義する．振動幅 e_v は，任意の位置決め目標値を入力，保持した時のレンズホルダ中心軌跡に対し，目標値から最も離れた位置までの距離とする．図3.24に，例として，X，Y方向に400 μm 移動した位置で，レンズホルダを保持した時の中心軌跡を示す．

図3.25に，各補償法で，全位置決め範囲でレンズホルダをX，Y方向それぞれ200 μm 間隔で位置決めし，振動幅を評価した結果を示す．色相が赤から青に近づくに従い，振動幅が小さく，位置保持精度が高いことを示す．


Fig. 3.24 Definition of vibration amplitude e_v ((x, y) = (400, 400))

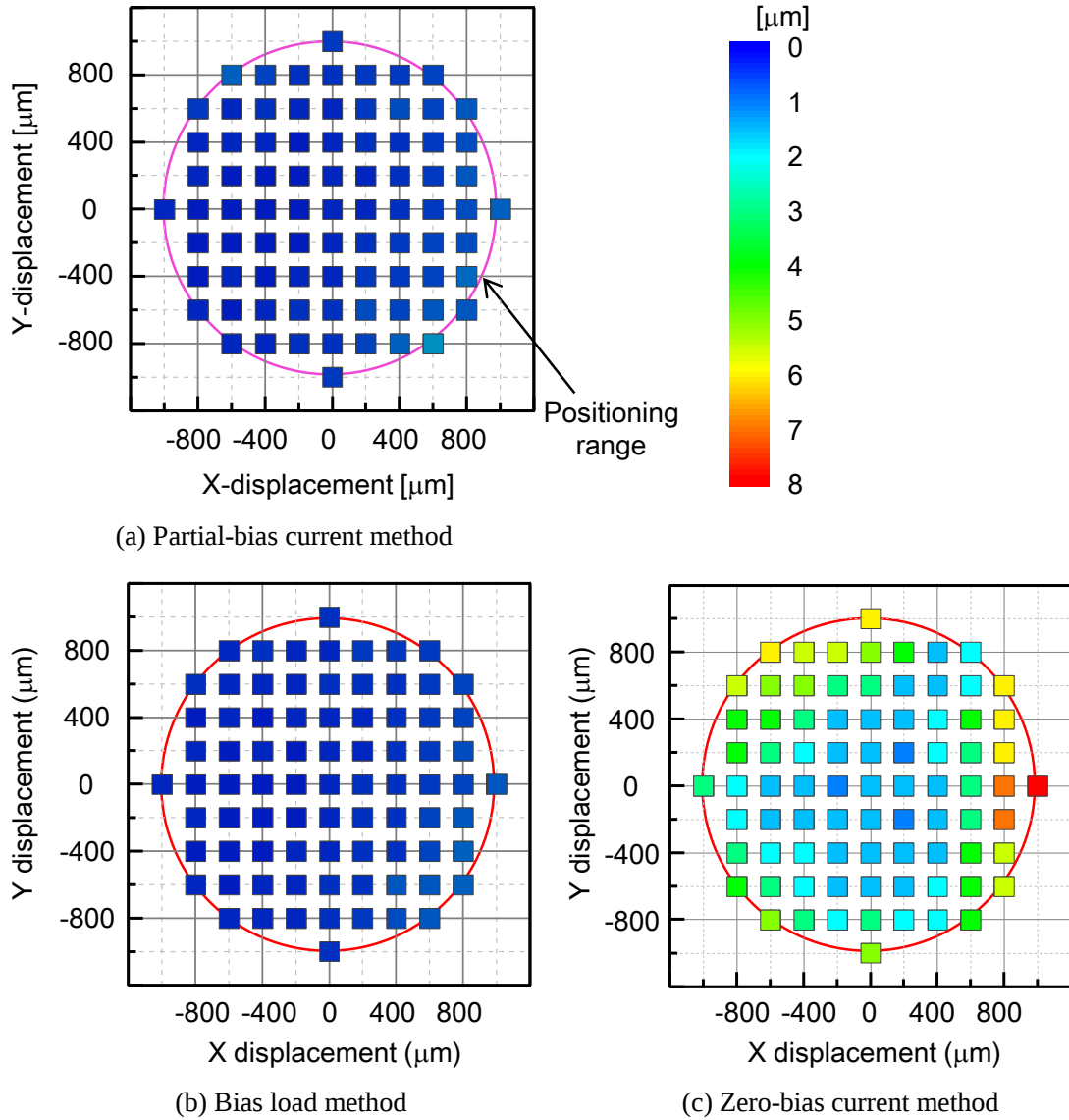


Fig. 3.25 Measurement results of vibration amplitude e_v

部分バイアス電流法，バイアス力法では，位置決め範囲内全てで，レンズホルダの振動を $1\mu\text{m}$ 程度に抑えることが出来ている．一方，ゼロバイアス電流法を用いた場合，レンズホルダ保持時の，頻繁な電磁石切り替えに起因するゼロスルーレートの問題により，振動幅が約 $2\sim 8\mu\text{m}$ と，比較的大きいことが確認される．なお，いずれの非線形補償法でも，特にX正方向に $800\mu\text{m}$ 以上変位した位置で振動幅が大きいが，これは，電磁石のアライメント誤差の影響と考えている．

以上までの位置決め制御性能評価結果を元に，各非線形補償法の比較を表3.11に示す．ゼロバイアス電流法は，全領域で高応答の位置決め制御を実現できるが，ゼロスルーレート問題により，レンズホルダ保持時に振動的になる問題がある．部分バイアス電流法は，

全領域で安定した位置決めが可能で、原点付近ではある程度の応答性を実現できるが、レンズホルダの位置に応じて、応答性が大きく変化する欠点が浮き彫りとなった。バイアス力法は、他の補償法と比較し、広範囲を安定、高精度且つ高応答で位置決め制御可能であることが確認された。以上より、本アクチュエータでは、バイアス力法による電磁力非線形補償が最も有効であるとし、以降の実験では、本手法を用いて位置決め制御を行う。

Table 3.11 Comparison of the nonlinear compensation methods

Nonlinear compensation method	Positioning range	Slew rate of electromagnet	Bandwidth and robustness of reference characteristics
Zero-bias current	○	×	○
Partial-bias current	○	○	×
Bias load	○	○	○

3. 5. 4 外乱特性

実際の使用状況を想定した外乱特性の評価のため、アクチュエータをレーザ加工機に搭載し、加速度試験を行う。図3.26に加速度試験時の写真を示す。レーザヘッドにアクチュエータ搭載用の筐体に取り付けられている。また、筐体上部に、図3.19に示した外乱補償に用いる、レーザヘッドの加速度測定用の、3軸MEMS加速度センサ（ADXL335, Analog Devices, Inc.）が設置されている。

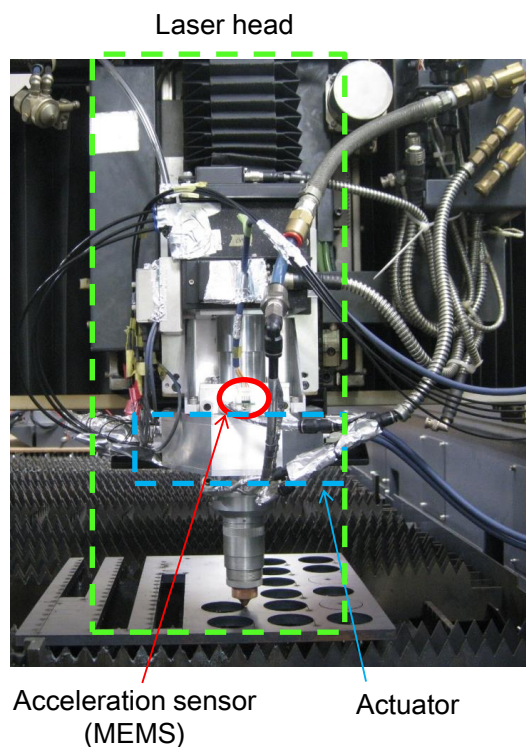


Fig. 3.26 Acceleration test setup

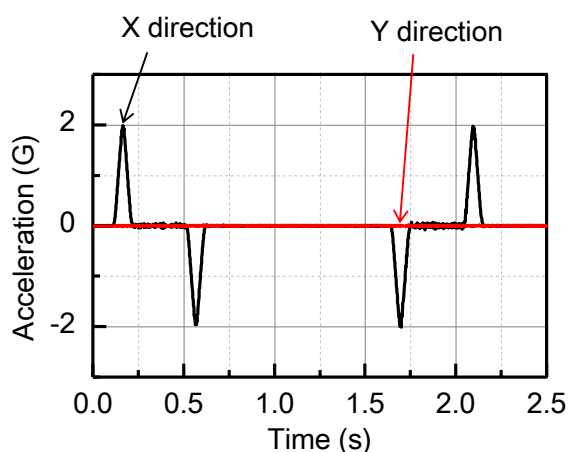


Fig. 3.27 Acceleration of the laser head (accelerated in the X direction)

X方向加速度試験時に、レーザヘッドに与えた加速度を図3.27に示す。加減速開始から、約50ms後に最大 $\pm 2\text{G}$ 程度の加速度が発生する。図3.28に、加速度試験時の、レンズホルダ中心軌跡を示す。本アクチュエータの場合、位置決め制御コントローラのみでは、レンズホルダは最大 $40\mu\text{m}$ 程度、レーザヘッドに対し、相対変位する。レーザヘッドの加速度からアクチュエータに働く慣性力を推測し、相殺するように並進方向の力目標値に補正を加えることで、レンズホルダの相対変位を、 $\pm 15\mu\text{m}$ 以内に抑えられることを確認した。

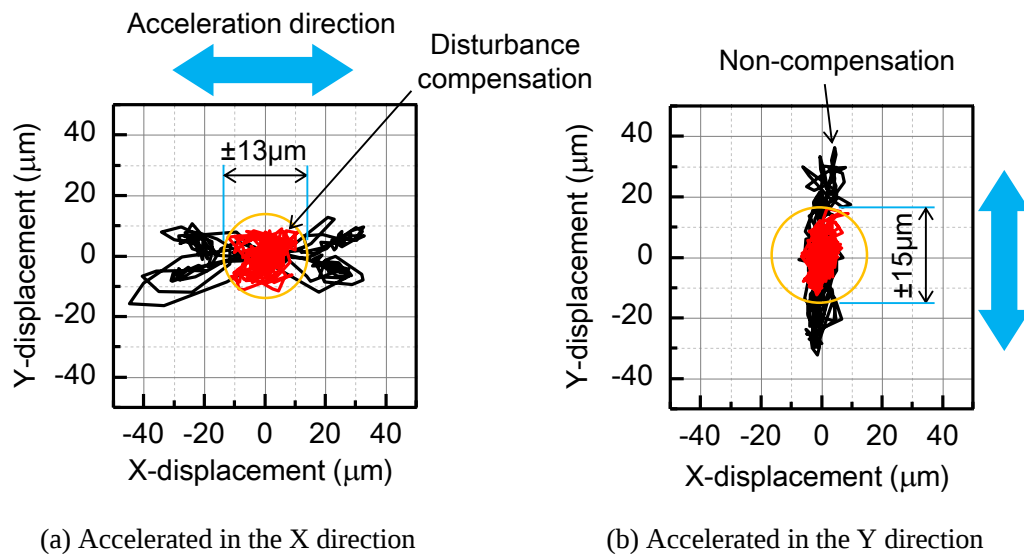


Fig. 3.28 Relative displacement between the lens holder and stator during acceleration test

3. 6 レーザ偏心加工試験

3. 6. 1 レーザ偏心加工条件

レーザ偏心加工による、加工速度、切断面粗さ、及びアシストガス消費量への効果を調査するため、厚み 12mm の軟鋼、ステンレスの直線切断加工試験を実施する。図3.29にレーザヘッドに搭載したアクチュエータの写真を示す。図3.9及び3.10に示したプロトタイプと比較し、中央に集光レンズの固定リングが追加されている。また、渦電流変位センサの感度を高めるため、センサターゲットが拡大されている。なお、3.2.5項にて、レンズ温度が 350K 近傍まで上昇することが確認されたため、レンズ冷却のため、窒素ガスが筐体内に連続的に供給されている。加工システムの概要は、2.8.1項で説明した、弾性ヒンジアクチュエータを用いた試験時のものと同様である。

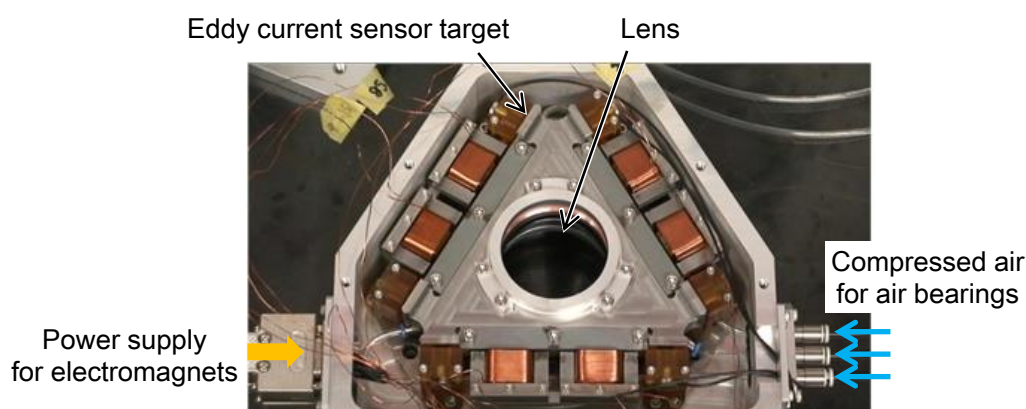


Fig. 3.29 Lens drive actuator with aerostatic bearings for laser cutting test

3. 6. 2 評価方法

軟鋼の切断では、酸素をアシストガスとして用い、その酸化反応熱を加工に利用する。レーザ偏心加工により、切断フロントにアシストガスを効率的に供給することで、熔融金属の除去能力の向上や、酸化反応熱が増加することで加工速度の向上が期待される。そこで、軟鋼切断では、レーザ偏心加工による、加工速度と切断面粗さへの効果を評価する。

一方、ステンレスの切断では、窒素をアシストガスとして用い、切断面の酸化を防ぐ手法がよく採られる。この時、酸素を用いた切断時と比較し、数十倍の圧力と、倍近くの出口径のノズルが用いられるため、ガスの消費量が数十～百倍多い。更に、切断面酸化防止のため、99.99%以上の、高純度の窒素ガスが要求される。これらの理由により、全体の加工コストの約70%を、窒素ガスの消費分が占める⁵³⁾。レーザ偏心加工により、切断フロントにアシストガスを供給しやすくし、低い圧力設定でも十分に熔融金属を除去可能とすることで、ガスの消費量低減が期待される。そこで、ステンレス切断では、レーザ偏心による、アシストガス消費量と切断面粗さへの効果を評価する。

Table 3.12 Conditions of surface roughness measurement

Standard	JIS B0601:1994
Stylus tip diameter	5 [μm]
Standard length	2.5 [mm]
Evaluation length	12.5 [mm]
Interval number	5
Cutoff value	2.5 [mm]
Measurement rate	0.1 [mm/s]
Measurement pitch	1.5 [μm]
Filter	Gaussian

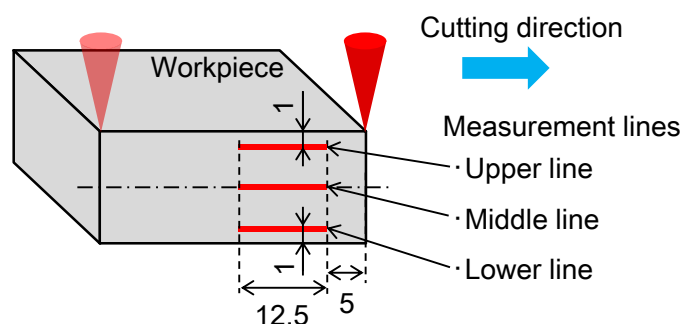


Fig. 3.30 Roughness measurement lines

切断面粗さの評価について、触針式表面粗さ測定機（SJ-400，ミットヨ）を用い，十点平均粗さ R_z （JIS B0601:1994）により評価を行う．表3.12に計測条件を示す．評価位置は，図3.30に示す，切断面の中心線上と，ワーク表面，及び底面からそれぞれ1mmの線上の3箇所，加工終端より5mmの位置から12.5mmの範囲で計測を行う．

3. 6. 3 軟鋼切断加工試験結果

図3.31に，偏心無しと偏心550 μm の場合の切断面の写真を示す．加工速度は，それぞれの条件でドロスが付着しない最高値に設定されている．偏心により，ドロスを付着させずに切断できる速度が向上している．また，ワークの上，中段の計測位置では，偏心無しのおよそ半分からそれ以下まで面粗さが改善することが確認できる．

また，レンズ偏心量を50 μm 刻みで変更した際の，偏心量，加工速度，面粗さの関係を図3.32に示す．ここで，加工速度は，偏心無しでドロスが付着しない限界の最高加工速度で無次元化されている．偏心量650 μm 以上では，レーザ周辺光がノズルと接触するため，評価範囲は0~600 μm とした．

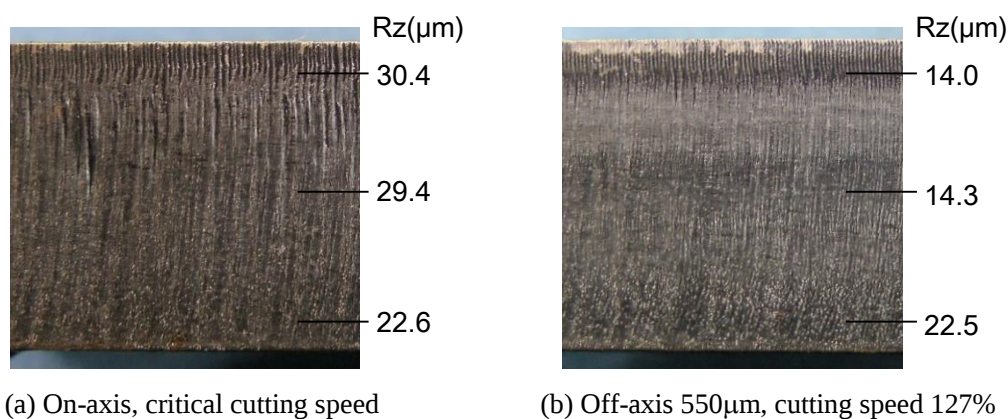


Fig. 3.31 Cut surface (mild steel)

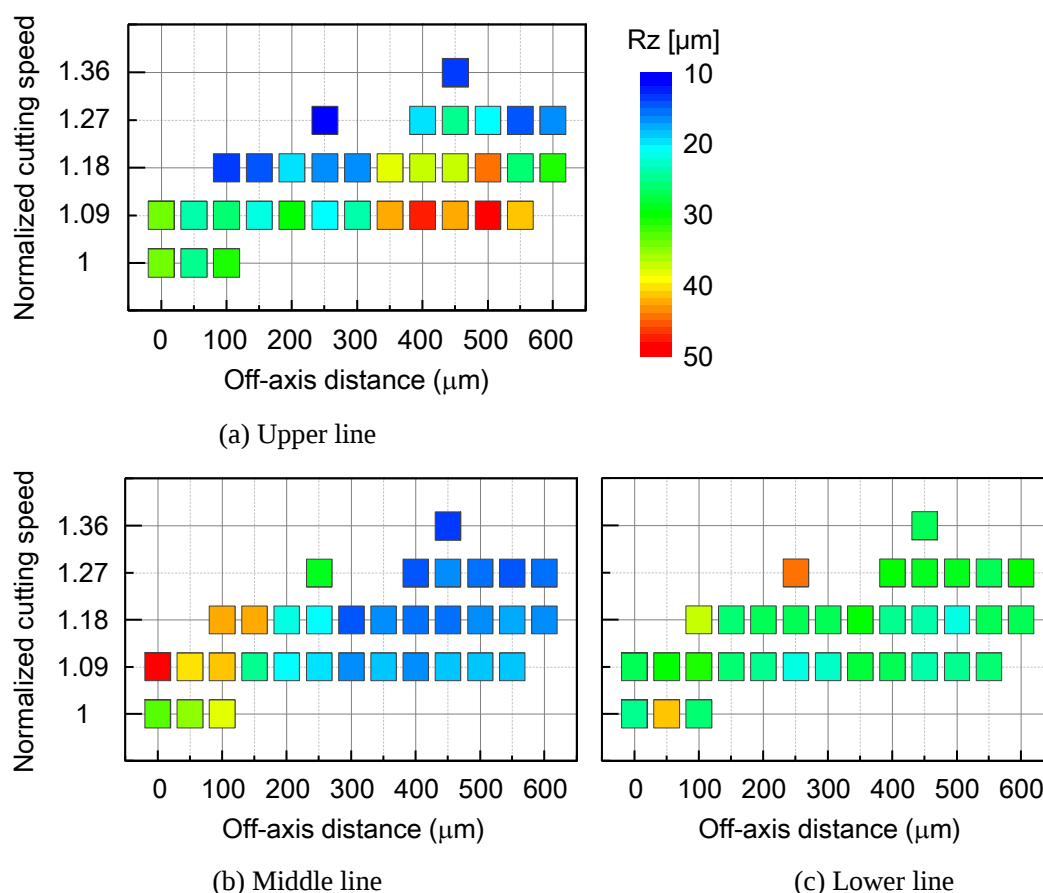


Fig. 3.32 Relationship between off-axis distance, cutting speed and surface roughness (mild steel)

ワークの上，中段では，偏心量と加工速度の両方を増加させることで，面粗さが改善する傾向にある．最も加工速度が向上したのは偏心量450μmの条件で，通常より36%向上した．また，最も面粗さが改善されたのは偏心量550μm，加工速度が127%の条件で，通常と比較して53%改善した．ただし，本試験では，ワーク下部の面粗さの改善が確認されなかった．

なお，偏心量だけ大きくした場合，400μm以上で明らかに面粗さが悪化している．これは，切断フロントへのアシストガス供給量が増加し，酸化反応熱量が増加したにも関わらず，加工速度が遅いために，切断溝を拡大する方向に溶融が進み，深い溝を形成した結果であると推測している．

3. 6. 4 ステンレス切断加工試験結果

図3.33に，偏心無しと1mm偏心の場合の切断面の写真を示す．アシストガス圧は，それぞれの偏心条件でドロスが付着しない最低値に設定されている．通常では溶融金属が十分

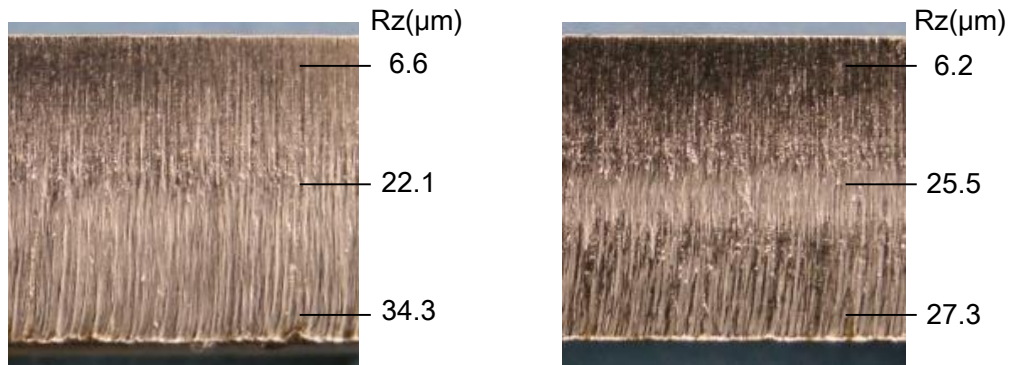
に除去できず，切断が不可能な低アシストガス圧条件であっても，偏心により，面粗さを悪化，ドロスを付着させずに切断できた．

また，レンズ偏心量を50 μm 刻みで変更した際の，偏心量，アシストガス圧，面粗さの関係を図3.34に示す．ここで，アシストガス圧は，偏心無しでドロスが付着しない限界の最低アシストガス圧で無次元化されている．偏心量増加に伴い，切断可能な最低アシストガス圧が減少する傾向であり，切断フロントにガスを効率的に供給可能なためと推測される．偏心量1mmで最も低い，偏心無しに対して69%のアシストガス圧で切断を実現した．

本試験では流量を測定出来なかったため，以下，供給アシストガス圧から，流量の推定を行う．供給ガス圧が大気圧の十数倍であることを考慮すると，ノズルを通過するガス流は，チョーク流れと推測される．チョーク流れでの気体の質量流量は，式(3.48)で求められ，下流圧力に依存せず，上流圧力に比例することが知られている⁵⁴⁾．

$$m^* = \frac{A_e p_0}{\sqrt{R_d T_0}} \cdot \sqrt{\kappa \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1}}} \quad (3.48)$$

式(3.43)より，今回の場合，31%のガス圧低減は，31%のガス消費量の削減に繋がると推測できる．



(a) On-axis, critical assist gas pressure

(b) Off-axis 1mm, assist gas pressure 69%

Fig. 3.33 Cut surface (stainless steel)

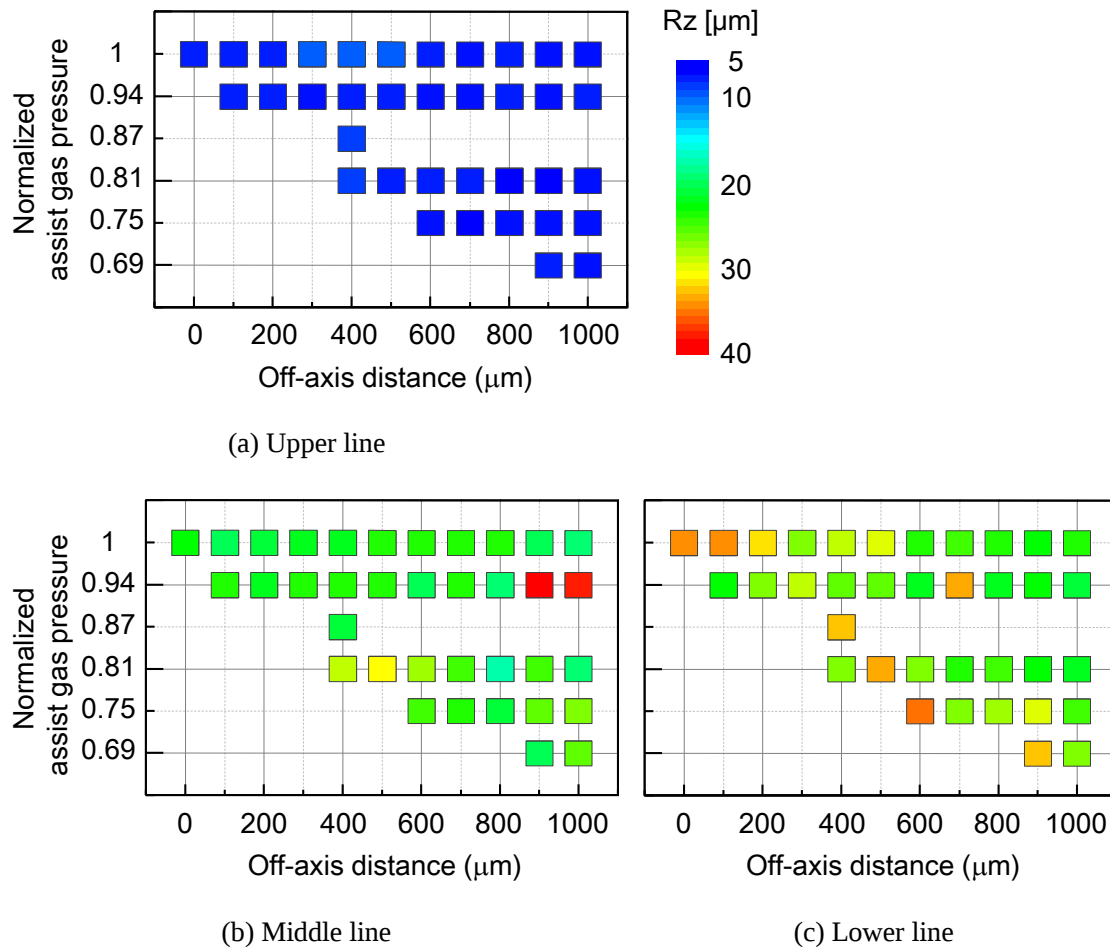


Fig. 3.34 Relationship between off-axis distance, assist gas pressure and surface roughness (stainless steel)

図3.34(b)で見られる上記以外の特徴的な点として、偏心量900, 1000 μm 、アシストガス圧94%の条件において、面粗さの極端な悪化が確認された。また、この条件の切断面は、他と異なり、白く変色した筋（以下、白色条痕）の形成が見られる。図3.35に、偏心量1mmで、アシストガス圧が適正の条件（69%）、ガス圧不足の条件（63%）、及び白色条痕が見られた条件（94%）での切断面を示す。

ガス圧不足の条件では、適性の条件と比較し、ワーク下部での条痕の曲がりが大きく、ドロスがワーク下端に大量に付着する。一方、白色条痕が見られた条件では、条痕は、ワークの上端から下端まで、真直ぐに刻まれていた。ただし、小さなドロスの付着が見られたため、溶融材料の除去能力は低下していると推測される。高圧のアシストガス設定であること、低偏心量では現れないことから、切断溝内部で衝撃波が発生した可能性がある。

従来の研究において、溶融材料を速やかに除去するためには、切断フロントを流れるガス流は、層流であることが望ましいとされている。切断溝内部で発生する衝撃波は、アシ

ストガスの流れを乱流に遷移させ、流速を減少させる、また、流れが剥離し、その剥離点に向かう逆流を発生させるため、熔融材料の除去能力を低下させる要因となると報告されている⁵⁵⁻⁵⁷⁾。ただし、アシストガス圧100%の条件設定の際には、本加工条件での面粗さの急激な悪化、白色条痕の発生は見られず、今後更なる調査が必要である。

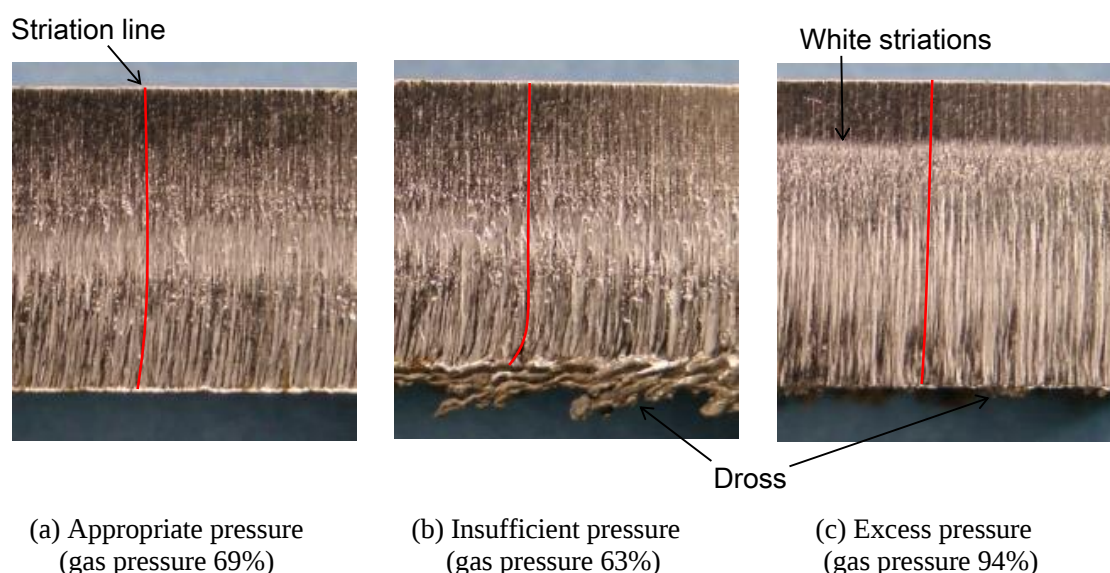


Fig. 3.35 Cut surface with off-axis of 1mm (stainless steel)

3. 7 結 言

本章では、第2章で残された、より広い偏心量を与えた切断加工における加工速度、切断面粗さ、及びアシストガス消費量低減への効果を明らかにすることを目的とした。まず、アクチュエータの小型、軽量化、位置決め範囲拡大を目標に、静圧空気軸受と3組の電磁石からなるレンズ駆動アクチュエータを提案、設計した。次に、広範囲、高応答の安定した位置決め制御の実現のため、部分バイアス電流法の適用と、バイアス力法の提案を行った。更に、レンズホルダの大変位に起因するコイルインダクタンス変化を補償するため、可変ゲイン型電流フィードバックを提案し、その有効性を示した。

レンズ駆動アクチュエータの位置決め制御評価結果は以下の通りである。

- ・可変ゲイン型電流フィードバックの適用により、コイルに供給する電流制御のバンド幅の変動量を、固定ゲイン型と比べ、20%以下に抑制した。
- ・バイアス力法が最も位置決め性能に優れ、半径1mm円内の位置決め範囲、その全領域で150~190Hz程度のバンド幅、及び1 μ m程度の位置保持精度を実現した。

- ・2Gの加減速条件に対し，外乱補償の適用により，レンズホルダの相対変位は $\pm 15\mu\text{m}$ 以内であった．

次に，軟鋼，ステンレスの厚板を対象とした直線切断加工試験を実施，レンズ偏心量と，加工速度，切断面粗さ，供給アシストガス圧の関係について評価した．

本章で得られた結果を以下に示す．

- ・軟鋼切断試験において，偏心量 $450\mu\text{m}$ で，偏心無しと比べ36%の加工速度向上を確認した．また，偏心量 $550\mu\text{m}$ ，加工速度127%の条件では，最も面粗さが改善し，偏心無しと比べ，53%の改善を達成した．
- ・ステンレス切断試験において，面粗さを悪化させることなく，偏心無しと比べ，偏心量1mmで31%のアシストガス圧及び消費量の低減を実現した．

本章で残された課題は，加工条件に合わせた，レーザ偏心条件の最適化が挙げられる．また，軟鋼切断では，ワークの下部，ステンレス切断では切断面全面で，面粗さの改善が見られなかった．そこで，第4章では，レンズの多自由度駆動を活用した，切断面粗さの改善に着目して研究を実施する．

第4章 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた 厚板鋼板の切断面品質の向上

4. 1 緒 言

第3章では、レンズ駆動アクチュエータの小型、軽量化と500 μ m以上の偏心加工による加工速度、切断面粗さ、及びアシストガス消費量削減への効果を調査するため、静圧空気軸受案内と電磁石からなるレンズ駆動アクチュエータを実現した。直線切断加工試験にて偏心量を増減しても、軟鋼切断ではワークの下部、ステンレス切断では切断面全面で、面粗さの改善が見られなかった。

切断面粗さは、深い条痕の形成、熔融物の切断面への再固着、錆や汚れ等が原因であるが、特に、加工対象の部分的な熱伝導率の違いによる過剰な加熱や酸化反応により切断面がえぐれる様に熔融することで悪化する。条痕や再固着の問題は、アシストガス圧⁵⁸⁻⁶⁰⁾、レーザ光焦点高さ⁶¹⁾、レーザ出力⁶²⁾や加工速度²²⁾などの、レーザ加工条件の最適化や、第2章で説明したアシストガス供給用のノズルの位置、角度の調整^{31),32)}や、レーザ偏心加工³³⁾などにより、対処された。また、錆や汚れの問題は、予め加工対象の表面の洗浄により、表面状態を均一にすることで解決可能である¹⁸⁾。しかし、厚板切断の場合、加工条件の最適化では、条痕の形成を完全に防止することは出来ず、未だ課題として残されている。

条痕の形成は、酸化反応熱による熔融の進行速度に対し、レーザ光の走査速度が遅れることが原因であるとされている³¹⁻³⁸⁾。Sobihら²²⁾により、厚み1mm（薄板）の軟鋼の切断に対し、レーザ光の走査速度を、酸化反応熱による熔融の進行速度よりも速くすることで、条痕の形成を回避する方法が提案、実証された。しかし、厚板の切断時には、十分にレーザ走査速度を高めることが出来ないため、条痕の形成を回避することは不可能である。

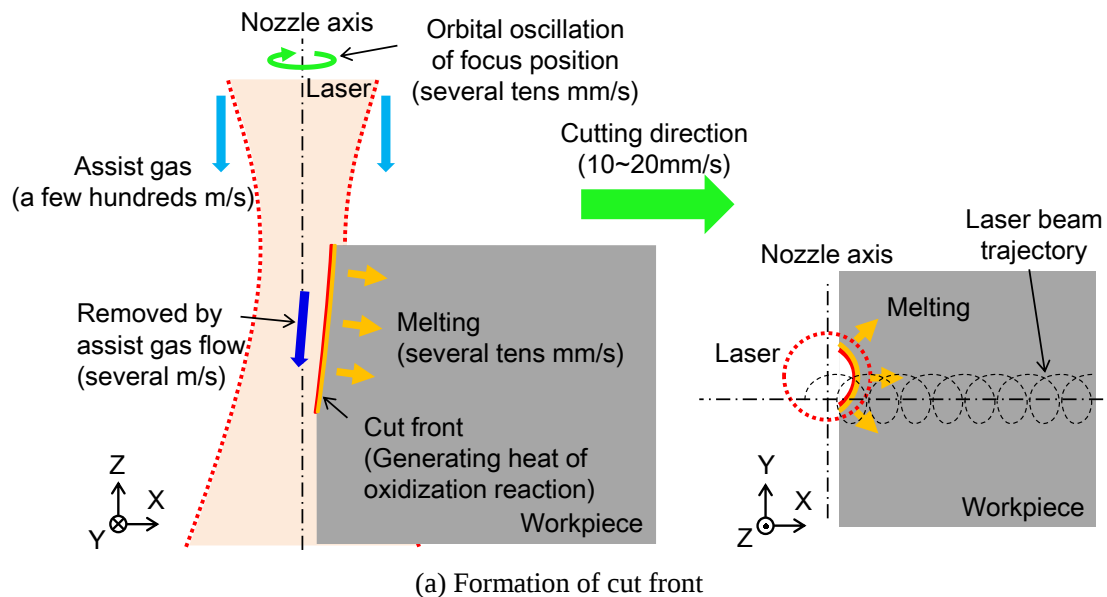
そこで本章では、厚板切断時、レーザ光焦点を高周波で面内円、面外上下運動させ、切断面に積極的に、通常よりも細かい条痕を形成することで、面粗さを改善する手法を提案する。既存の集光レンズを6軸方向に駆動可能な磁気浮上型アクチュエータとレーザ加工機を組み合わせた加工システムを用い、切断加工試験を実施、提案手法による条痕形状の変化と、面粗さ改善への効果を評価する。

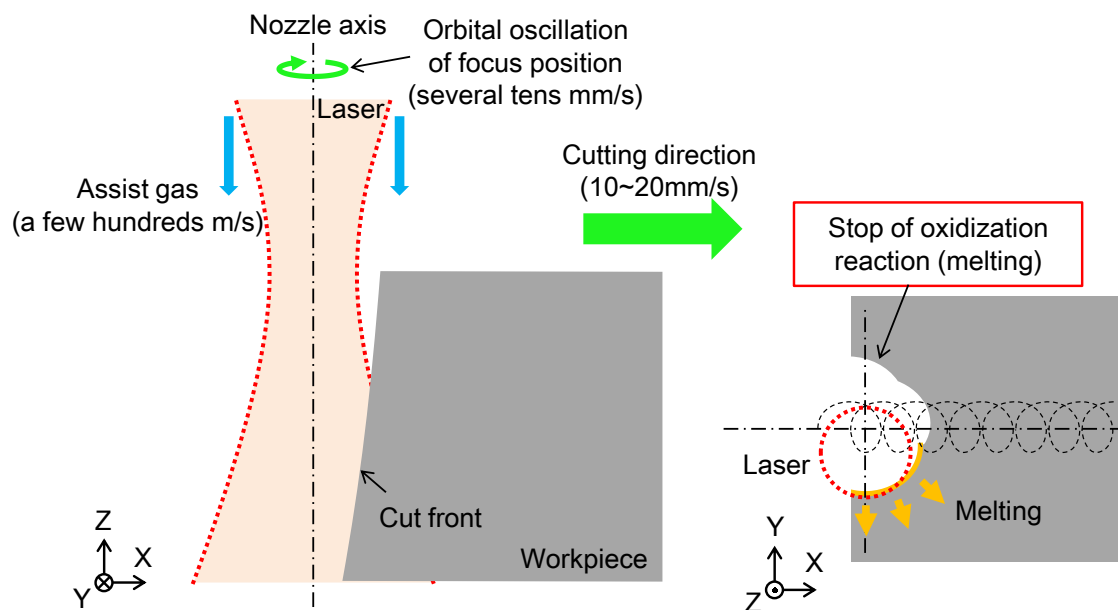
4. 2 レーザ光焦点の円・上下運動による条痕制御手法の提案

4. 2. 1 レーザ光焦点の円運動による条痕制御

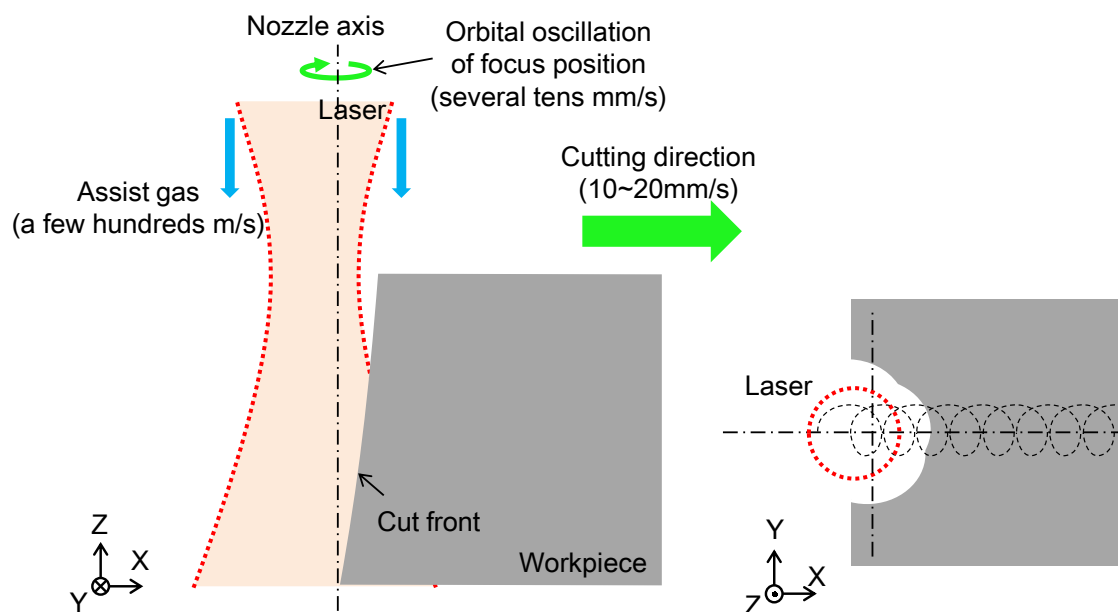
レーザ光焦点の円運動を用いる直線加工における条痕形成への効果について、図4.1で説明する。代表的な加工条件として、加工速度10~20mm/s、ビーム径200~300 μ mでレーザ光焦点を、アシストガス用ノズル中心軸を中心に、半径100 μ m以下、周波数数十~百Hzで円運動させる場合を考える。また、以下の説明において、ワークの溶融に必要なレーザ強度を E_{melt} 、酸化燃焼を維持するのに必要なレーザ強度を E_{oxy} と、それぞれ定義する。

まず、円運動無しと同様に、レーザ光中心が円運動をしながら、ワークに向かって走査されると、レーザ強度が E_{melt} 以上となる範囲内でワークが溶融、除去され、切断フロントが形成される（図4.1(a)）。レーザ光による金属の溶融と同時に、酸化燃焼が発生し、その反応熱で、ワークの溶融が促進される。ここで、図4.1(b)に示す、Y正方向に位置する切断溝側面では、酸化反応熱により溶融が十分に進行する前に、レーザ光中心が円運動によってY負方向の切断溝側面に向かって移動するため、溶融部分でのレーザ強度が E_{oxy} 以下となった時点で酸化燃焼を維持出来ず、反応熱の発生、及び溶融が停止する（図4.1(b)）。Y負方向の切断溝側面も同様に、レーザ光中心の移動による、溶融部分でのレーザ強度の低下により、溶融の進行が強制的に停止される（図4.1(c)）。そして、レーザ光中心の走査により、レーザ強度が E_{melt} 以上となる範囲内に切断フロントが入ることで、ワークの溶融が再開される（図4.1(d)）。このように、円運動に合わせて、切断溝側面で溶融、停止が繰り返されるため、切断溝を拡大する方向への溶融を抑制でき、その結果、レーザ光の走査軌跡に沿った細かい条痕を形成できると期待している。





(b) Stop of a part of oxidation combustion



(c) Stop of oxidation combustion

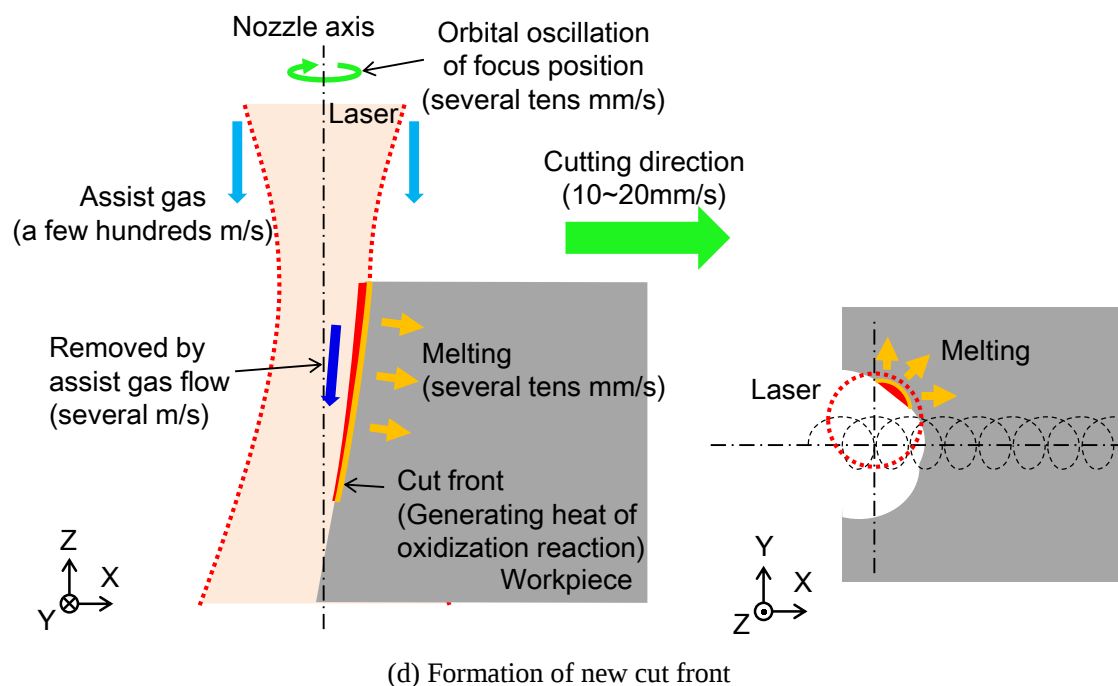
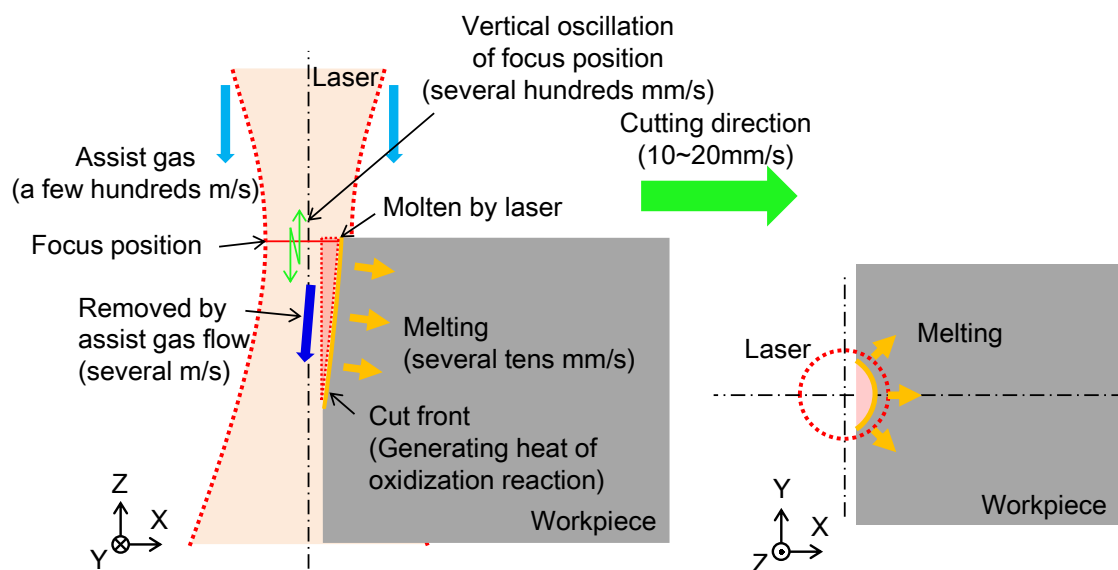


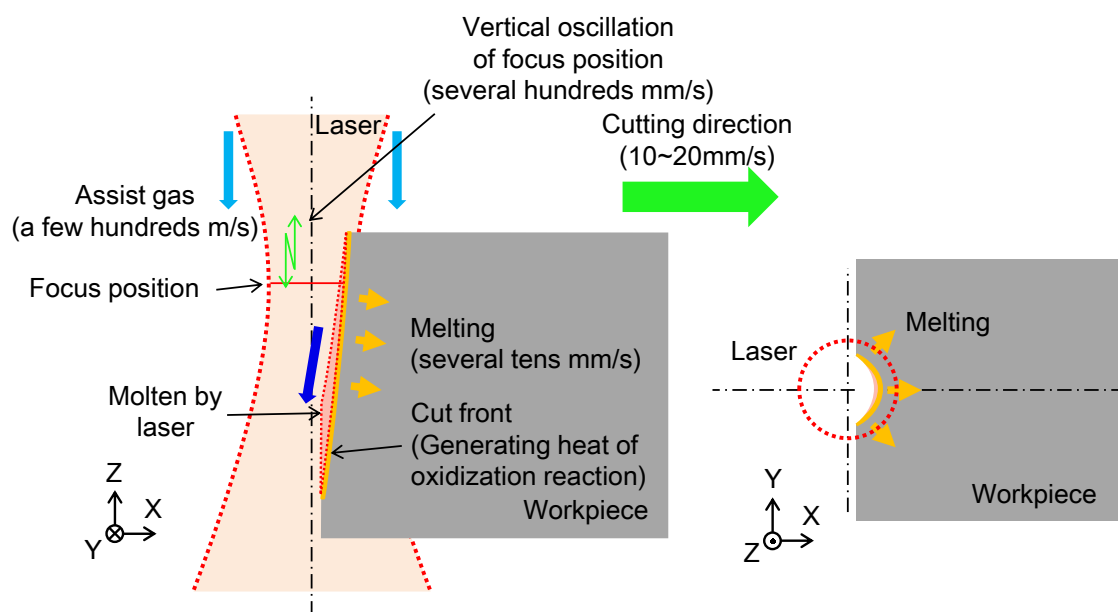
Fig. 4.1 Laser cutting mechanism with orbital oscillation of laser focus position

4. 2. 2 レーザ光焦点の上下運動による条痕制御

次に、レーザ光焦点の上下運動を用いる条痕形成への効果について、図4.2を用いて説明する。この時、レーザ光焦点を、通常時の焦点高さが上端となるように、数mm振幅、数十～百Hzの周波数で上下運動させる条件を仮定する。通常時と同様、レーザ光中心の走査により、切断フロントが形成される（図4.2(a)）。レーザ光による金属の溶融と同時に、酸化燃焼が発生する。その反応熱によっても、周囲のワークの温度が上昇し、溶融、除去される。また、レーザ光焦点が下降すると、ワーク深部でのレーザ光強度が高まる。そして、レーザ強度 E_{mel} を満たす範囲が板厚方向に拡大し、ワークがさらに溶融される（図4.2(b)）。焦点位置の移動によるレーザ光強度の低下や、切断フロントの進行により、レーザ強度が E_{oxy} を下回った部分から、酸化燃焼が停止し、反応熱が発生しなくなることで切断フロントの進行も止まる（図4.2(c)）。そして、レーザ光中心が切断フロントに再接近することで、ワークの溶融が再開される（図4.2(d)）。通常、ワーク深部では、ほぼ酸化反応熱による溶融のみで加工が進むため、条痕が乱れ、面が荒れやすい。焦点の上下運動による、ワーク深部でのレーザ光強度の増加と、周期的な強度変化により、切断面の広い範囲に渡る規則正しい条痕形成を助け、面粗さの改善が期待される。



(a) Formation of cut front



(b) Additional melting due to the moving downward of laser focus position

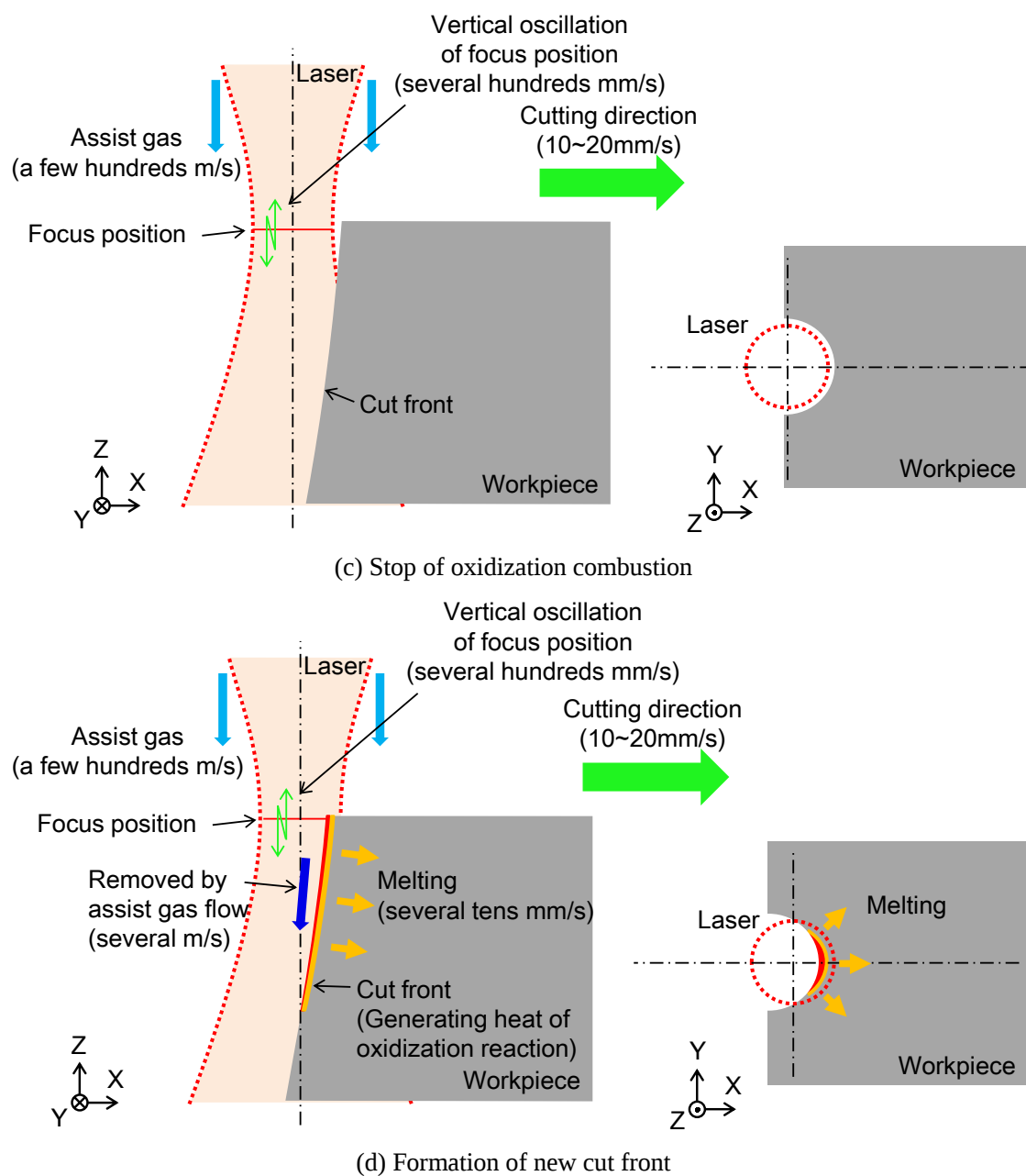


Fig. 4.2 Laser cutting mechanism with vertical oscillation of laser focus position

4. 3 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた切断加工試験方法

4. 3. 1 磁気浮上型レンズ駆動アクチュエータの構成

本手法の実現のためには、第2，3章にて実施したレンズの面内駆動だけでなく、面外駆動も要求される。そこで、本研究室で既に開発された6軸方向に集光レンズを駆動可能

な磁気浮上型アクチュエータを，本章及び第5章の実験では利用する⁶³⁾。

図4.3に磁気浮上型レンズ駆動アクチュエータの構成，及び試作機を示す．本アクチュエータは，主にレンズホルダ，及び4つの電磁駆動ユニットで構成される．各電磁駆動ユニットは，それぞれZ軸と，XもしくはY軸方向に電磁力を発生でき，それらを4つ組み合わせることで，6軸方向の駆動を可能としている．表4.1に本アクチュエータの仕様を示す．

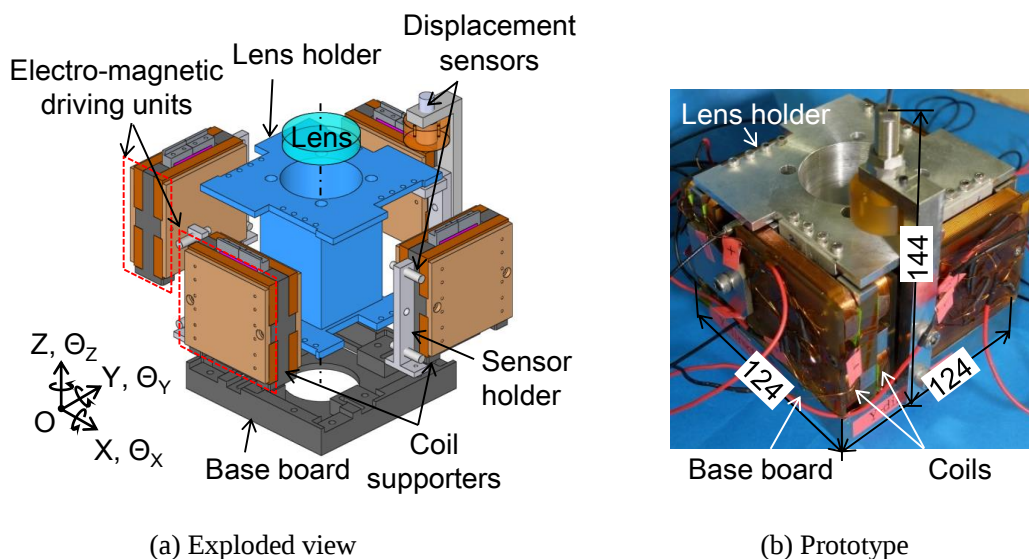


Fig. 4.3 Maglev lens drive actuator⁶³⁾

Table 4.1 Performance of the maglev actuator⁶³⁾

Parameter	X direction	Y direction	Z direction
Positioning range	±1 [mm]	±1 [mm]	±5 [mm]
Positioning resolution around the origin	±1.5 [μm]	±1.5 [μm]	±3 [μm]
Bandwidth	160 [Hz]	156 [Hz]	105 [Hz]
Total size	124×124×144 [mm]		
Total mass	6.0 [kg]		
Moving mass	1.1 [kg]		

4. 3. 2 レンズ駆動方法

使用するレーザ加工システムの概要は，アクチュエータ部を除き，第2，3章と同様である．本手法を用いた加工試験では，レーザヘッド，及びレンズ駆動アクチュエータの制御は独立して行う．

まず、円運動適用時のレーザ光、ノズル、ワークの位置関係を図4.4に示す。図4.4中、X正方向に向かって切断するものと仮定すると、レーザヘッドの走査速度 V_c 、円運動半径 r_o 、周波数 f_o より、レーザ光焦点の軌跡 (x_c, y_c, z_c) は以下の式(4.1)で表される。この時、円運動中心は、アシストガスノズル中心軸と同軸に設定される。また、レーザ光の焦点高さは、円運動を適用しない場合の焦点高さ z_0 で一定としている。

$$\begin{aligned} x_c &= V_c t + r_o \sin 2\pi f_o t \\ y_c &= r_o \cos 2\pi f_o t \\ z_c &= z_0 \end{aligned} \quad (4.1)$$

次に、上下運動適用時のレーザ光、ノズル、ワークの位置関係を図4.5に示す。X正方向に向かって切断するものと仮定すると、上下運動振幅 r_v 、周波数 f_v より、レーザ光焦点の軌跡 (x_c, y_c, z_c) は以下の式(4.2)となる。この時、レンズとノズルの中心軸は同軸であり、上下運動を適用しない場合の焦点高さ z_0 を上端とする。

$$\begin{aligned} x_c &= V_c t \\ y_c &= 0 \\ z_c &= z_0 + r_v (\sin 2\pi f_v t - 1) \end{aligned} \quad (4.2)$$

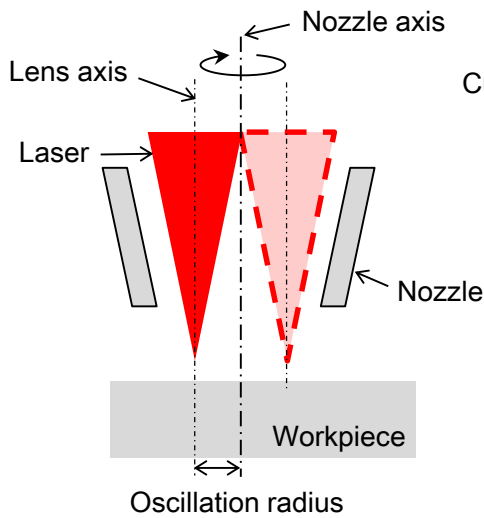


Fig. 4.4 Orbital oscillation

Cutting direction

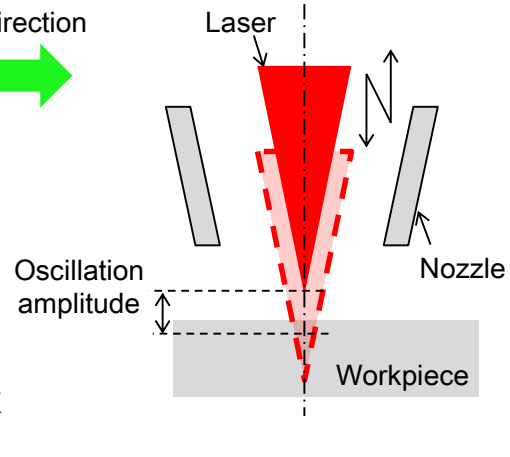


Fig. 4.5 Vertical oscillation

4. 3. 3 レーザ切断加工条件

レーザ加工機へのアクチュエータ搭載時の写真を図4.6に示す。外乱補償用のMEMS加速度センサ（ADXL335, Analog Devices, Inc.）を、アクチュエータ搭載用の筐体の横に取り付けている。レーザ切断加工の初期条件を表4.2に示す。本加工試験では、第2，3章で使ったCO₂レーザよりも、近年そのシステム構成の簡易さから利用が拡大しているファイ

バレーザ¹⁰⁻¹⁵⁾を用いて、切断面粗さ改善効果について評価する。但し、一般に、厚板の切断は、CO₂レーザに比べ、ファイバレーザは不得意と見られている。なお、使用するファイバレーザの発振方式はCWであり、一定出力のビームが連続的に照射される。加工対象は軟鋼とし、板厚は、基準としたレーザ加工条件で切断限界に近い、9, 12mmとした。また、この加工条件では、板厚増加時、アシストガス圧を低減させ、焦点位置を高めた条件を設定している。この設定について、以下に補足説明を行う。

軟鋼は厚板になるほど、低加工速度のため、単位切断長さに対するレーザ光の照射時間が長く、ワークに熱が溜まりやすい。そのため、酸素ガスの供給量が多いと、過剰に酸化反応が起こり、切断面品質が悪化しやすい⁶⁴⁾。このため、一般的に、軟鋼の厚板切断時は、板厚の増加に伴い、設定するアシストガス圧を低減させる傾向にある⁶⁵⁾。

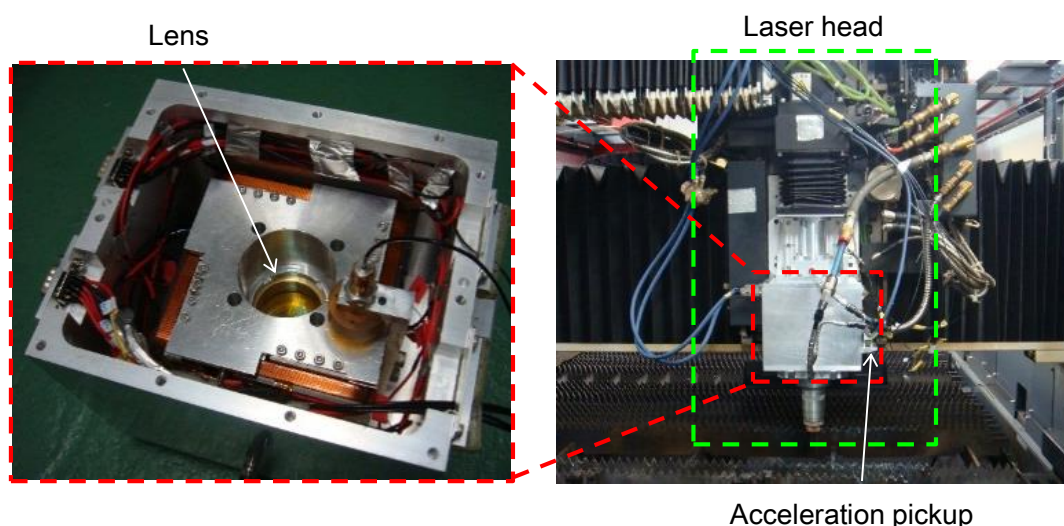


Fig. 4.6 Maglev actuator and integrated laser cutting machine

Table 4.2 Initial laser cutting conditions

Laser	Fiber (CW type)	
Laser power	1.5 [kW]	
Beam spot diameter	φ200 [μm]	
Focus position from upper surface of workpiece	2.5 [mm]	3 [mm]
Target material	Mild steel	
Thickness	9 [mm]	12 [mm]
Cutting speed	1,000 [mm/min]	900 [mm/min]
Assist gas	Oxygen	
Assist gas pressure	0.04 [MPa]	0.025 [MPa]
Nozzle diameter	φ1.7 [mm]	
Distance between nozzle and workpiece	1 [mm]	

また、アシストガスは溶融物の除去にも用いられる。Raoらの研究により、切断溝内部を流れるアシストガスが層流から乱流に遷移すると、溶融物の排出能力が大幅に低下することが報告されている⁵⁷⁾。層流を維持したまま、ワーク最深部までアシストガスを供給するためには、切断溝幅を拡大することが有効で、これはレーザ出力を高める、ビーム径を拡大する、もしくは焦点位置を、ワークに対して鉛直上方向に移動させることで達成可能である^{66),67)}。本研究では、焦点位置を上方に移動させることで対応した。

ワークの切断方法を図4.7に示す。ワークを半分まで、及び完全に切断する、2種類の直線軌跡を設定する。各軌跡間は、板厚と同じ距離だけ離す。

4. 3. 4 評価方法

本加工試験では、切断溝幅 w_k 、凹凸幅 h_s 、条痕波長 λ_s 、そして切断面粗さ（十点平均粗さ、JIS B0601:1994）の、4項目を評価する。前者3項目は、図4.7(b)に示す、途中まで切断して得られた溝を上から観察して評価する。具体的に、切断溝幅、凹凸幅は、図4.8に示す通りに、切断溝終端から1mm離れた位置から、1.5mmの範囲内において、最大切断溝幅 w_{max} 、及び最小切断溝幅 w_{min} を計測し、以下の式(4.3)より算出される。

$$w_k = \frac{w_{max} + w_{min}}{2}, h_s = \frac{w_{max} - w_{min}}{2} \quad (4.3)$$

また、条痕波長は、切断溝側面に形成された凹凸の、隣り合う凸部のピーク間距離とし、ばらつきの評価のため、各加工条件で6箇所計測する。

切断面粗さは、図4.7(b)の、完全に切断して得られた切断面で評価し、計測方法、条件は、3.6.2項に従う。

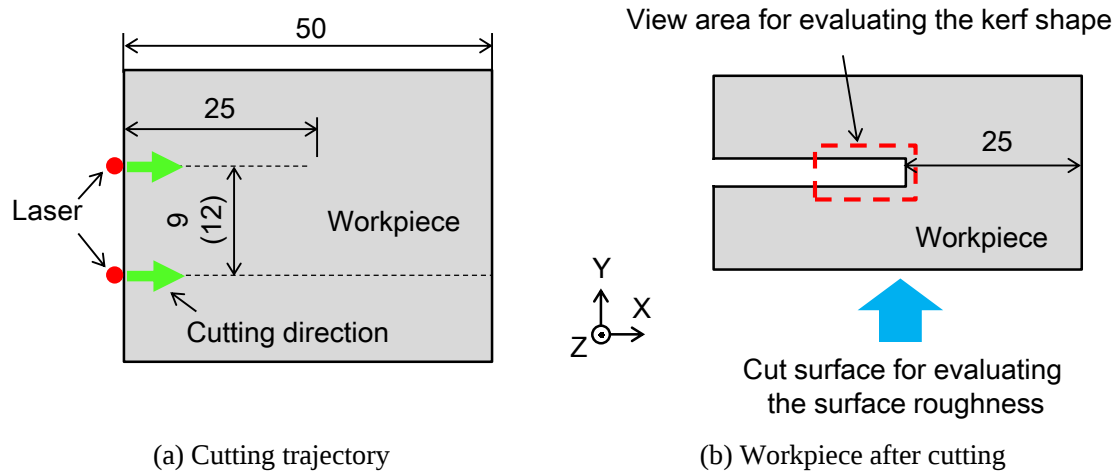


Fig. 4.7 Method for cutting workpiece

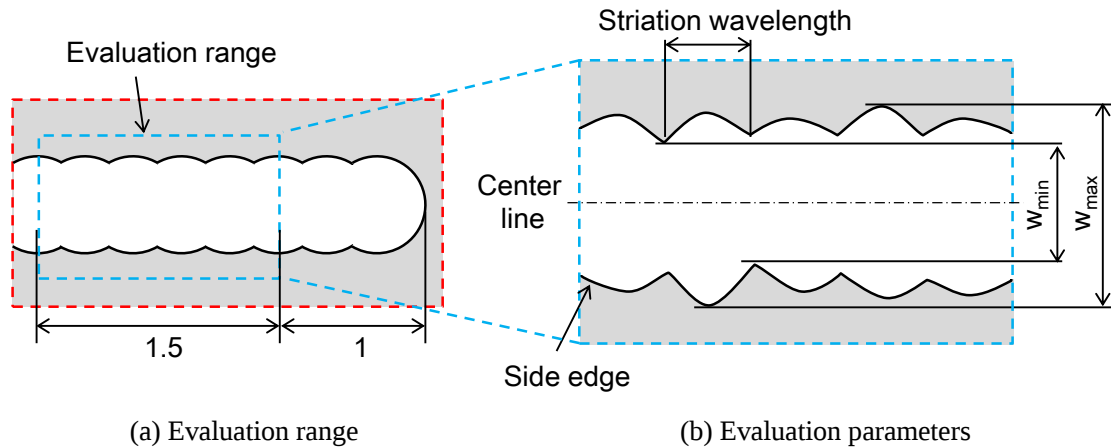


Fig. 4.8 Evaluation of the kerf shape

4. 4 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた切断加工試験結果

4. 4. 1 レーザ光焦点の円運動

(1) 切断溝幅・凹凸幅、条痕波長の評価結果

まず、レーザ光焦点の円運動の適用結果を説明する。円運動半径、及び周波数はそれぞれ0~100 μm 、0~200Hzの範囲で変更する。アクチュエータのバンド幅（約150Hz）以上の周波数を有する円運動目標値を、アクチュエータのコントローラに入力する際には、目標値の振幅、位相に補正を加える。なお、本アクチュエータのX、Y方向の目標値応答特性は完全に一致しないため、レーザ光焦点の軌跡が楕円形状とならないように、振幅、位相の補正量は各方向で別々に調整する。

図4.9に、4種類の円運動条件で板厚9mmの軟鋼を切断した際の、切断溝の形状を示す。それぞれ、円運動無し（図4.9(a)）と、半径20 μm 、周波数80Hz（図4.9(b)）、半径20 μm 、周波数42Hz（図4.9(c)）、半径100 μm 、周波数80Hz（図4.9(d)）の円運動を適用した結果である。

まず、切断溝幅は、円運動無しの場合に比べ、円運動適用時の、周波数が低い場合（図4.9(c)）や、半径が大きい場合（図4.9(d)）に、約100 μm 程度大きな値を示している。また、切断溝の片側のみ着目した凹凸幅は、円運動無しの条件と比較し、円運動適用時、周波数80Hzの場合（図4.9(b), (d)）は、数 μm 大きい程度だが、周波数を42Hzに低減させた場合（図4.9(c)）は75 μm と、明らかに大きな値を示した。

また、条痕波長は、周波数80Hzの円運動条件（図4.9(b),(d)）では、半径の大きさに関わらず、約200 μm であり、円運動無しの場合よりも短いことが確認される。一方、周波数を

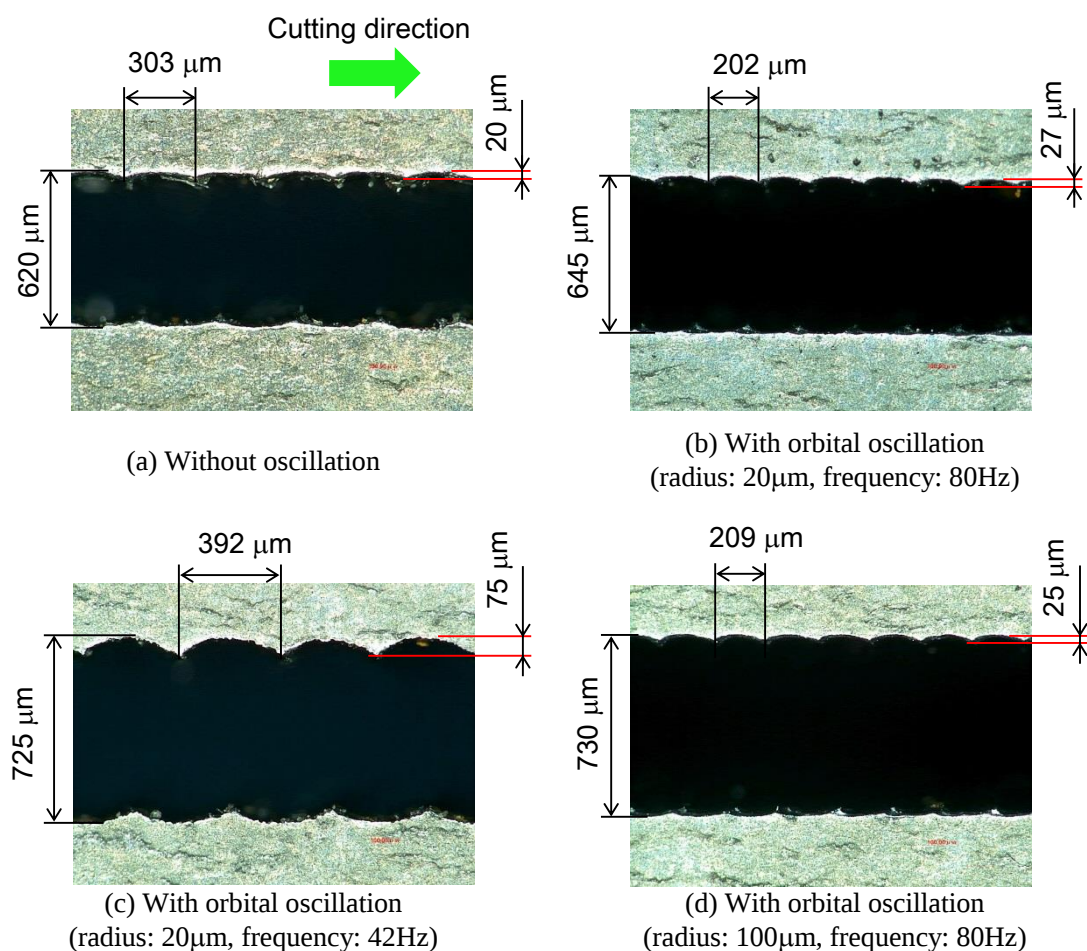


Fig. 4.9 Kerf shape with orbital oscillation (top view, plate thickness: 9mm)

低減させると、図4.7(c)に示すように、条痕波長は長くなる。以下、円運動半径、及び周波数の変化に対する、条痕形状の変化を詳細に調査する。

板厚9, 12mmの軟鋼を対象に、円運動周波数を80Hzに固定し、半径を変化させた時の切断溝、凹凸幅、条痕波長の評価結果を図4.10に示す。図4.10(b)の実線、及び破線は、各々の円運動条件において、ある一定範囲の切断溝から6波分の条痕波長を計測し、その平均値を示したものである。他の条痕波長の計測でも同様の処理を行う。板厚12mmでは、半径40 μm を超えると、ドロスの多量付着により、切断が不可能であった。

まず、切断溝幅は、図4.10(a)より、円運動半径の増加に伴い、拡大する傾向にある。また、凹凸幅は、図4.10(b)より、板厚9mmでは円運動半径40 μm 付近でピークが現れる。しかし、凹凸幅の変化量は、半径の変化に対して小さい。一方、板厚12mmの条件では、凹凸幅は、半径との間に相関が無く、ほぼ一定であると捉えられる。条痕波長は、図4.10(c)より、円運動適用時には、半径に関わらずほぼ一定値を示しており、円運動無しの場合と比較し、短い。

次に、円運動半径を20 μm に固定し、周波数を変化させた時の切断溝、凹凸幅、条痕波長の評価結果を図4.11に示す。板厚12mmでは、周波数が100Hzを超えると、切断が不可能であった。

まず、切断溝幅は、板厚9mmでは42Hz付近にピークが確認されるが、板厚12mmでは、おおよそ一定値で、周波数との相関が無いと考えられる。また、凹凸幅、条痕波長は、いずれも、高周波数条件で小さくなる傾向にある。なお、凹凸幅は、最も小さい条件で、円運動無しの場合と同程度である。

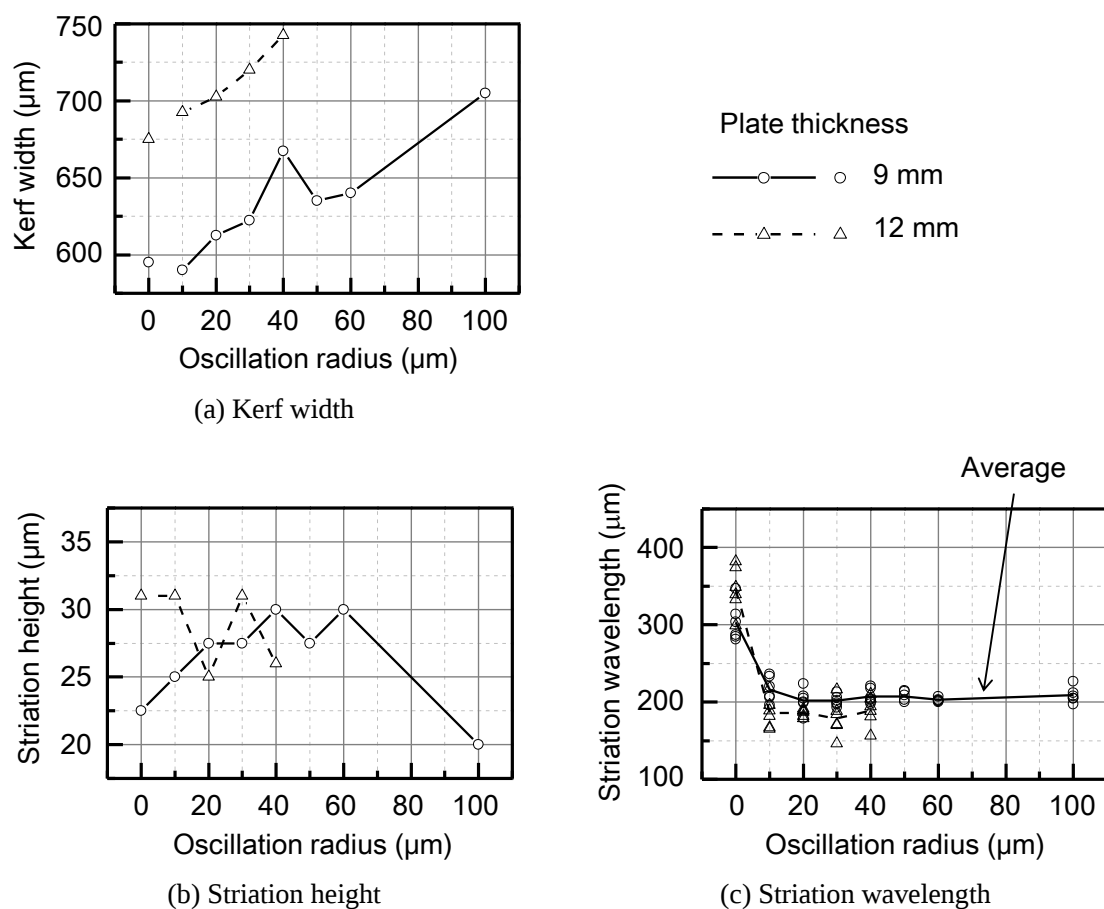


Fig. 4.10 Relationship between the orbital oscillation radius and striation structure (orbital oscillation frequency: 80Hz)

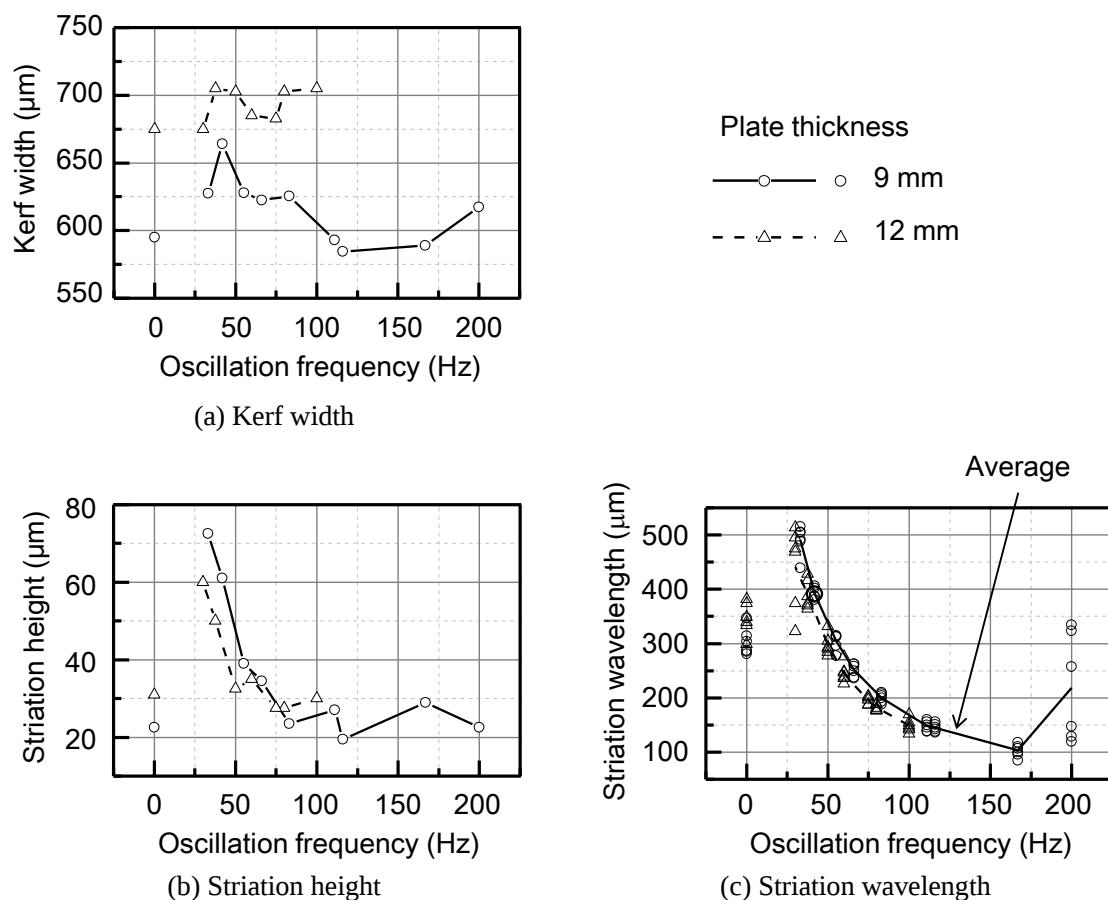


Fig. 4.11 Relationship between the orbital oscillation frequency and striation structure (orbital oscillation radius: 20 μm)

(2) 切断面粗さの評価結果

次に、図4.12に、図4.9で示した4種類の円運動条件を適用した板厚9mmの軟鋼の切断面を示す。円運動半径20 μm、周波数42 Hzの条件（図4.12(c)）では、明確に条痕が刻まれていることが確認できる。周波数を80 Hzに高めると（図4.12(b)）、条痕が細かく形成される。更に、半径を100 μmとすると（図4.12(d)）、ワーク上部の面粗さは改善されているものの、ワーク下部では、面粗さの悪化、及びドロスの付着が確認された。これは、ビーム径の半分に相当する、100 μmの半径の円運動条件により、照射範囲が拡大し、見かけのレーザー強度が低下することで切断不良が発生したと推測する。以下、円運動半径、及び周波数の変化に対する、切断面粗さの変化を詳細に調査する。

板厚9, 12 mmの軟鋼を対象に、円運動周波数を80 Hzに固定し、半径を変化させた場合の面粗さ評価結果を図4.13に示す。ワーク上部では、半径の増加に従い、面粗さは低減傾向にある。しかし、ワーク中部及び下部では、半径20 μm付近に、最も面粗さが改善する条件がある。半径30 μm以上の条件での面粗さ悪化は、照射範囲拡大による、見かけのレーザー強

度低下に起因する切断不良と推測される。

次に、円運動半径を $20\mu\text{m}$ に固定し、周波数を変化させた場合の面粗さ評価結果を図4.14に示す。ワークの上、中、下部の、いずれの計測位置でも、周波数 116Hz 付近に面粗さの最小値が存在し、最大で65%の面粗さ改善を確認した。円運動無しの条件と比較した場合、特にワーク上部で面粗さ改善効果が大きい。また、周波数 150Hz 以上の条件で、面粗さの悪化が確認されている。

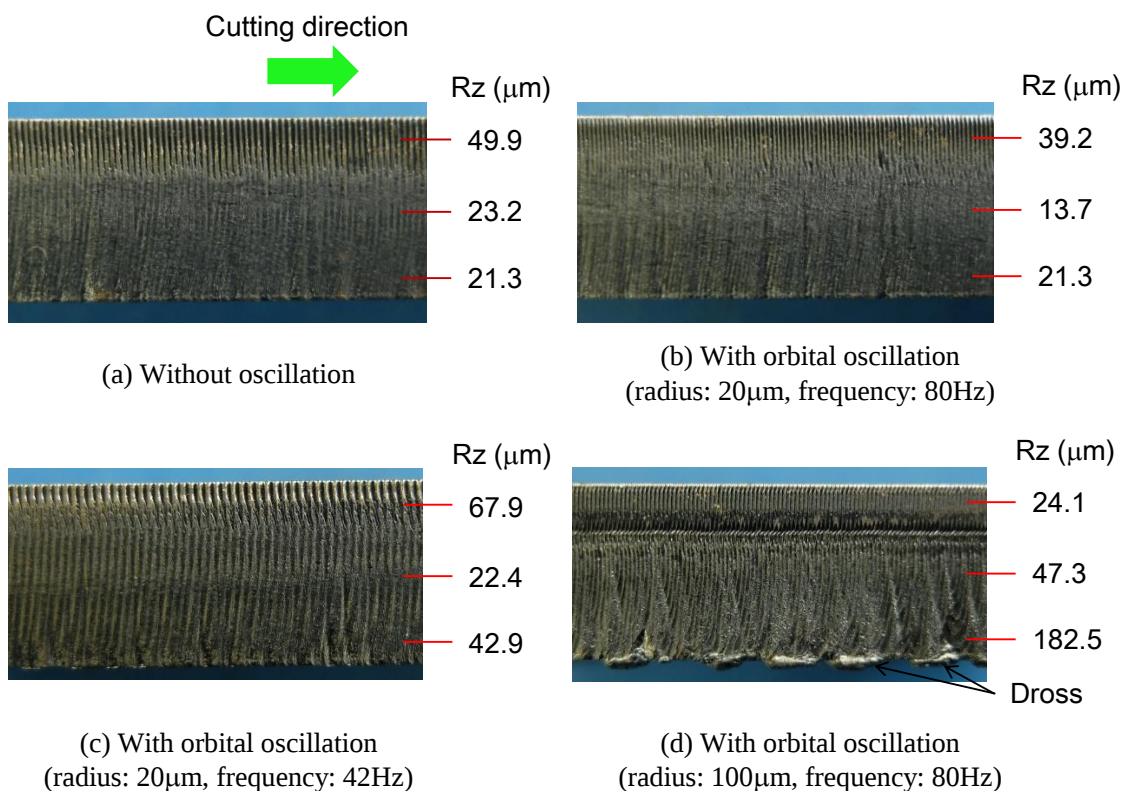
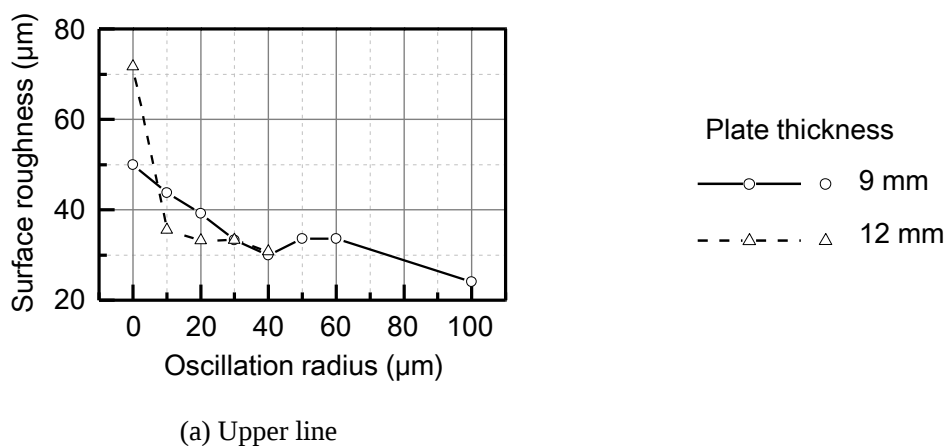


Fig. 4.12 Cut surface with orbital oscillation (plate thickness: 9mm)



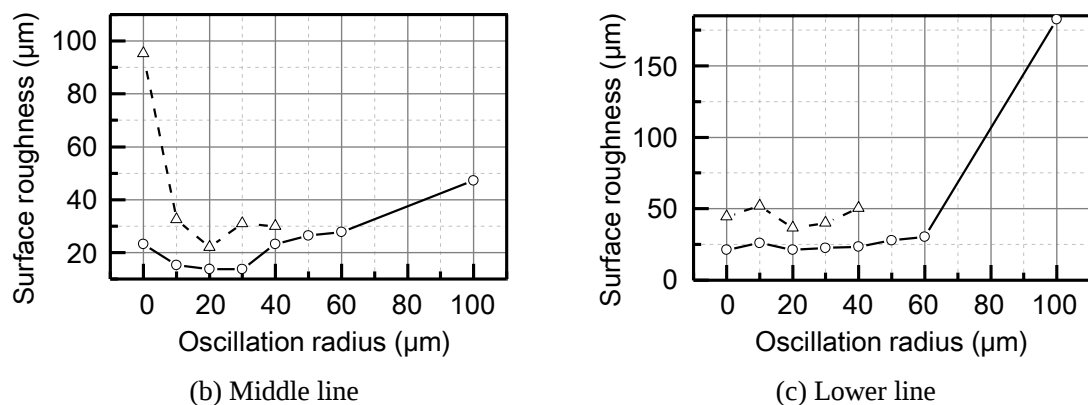


Fig. 4.13 Relationship between the orbital oscillation radius and surface roughness (orbital oscillation frequency: 80Hz)

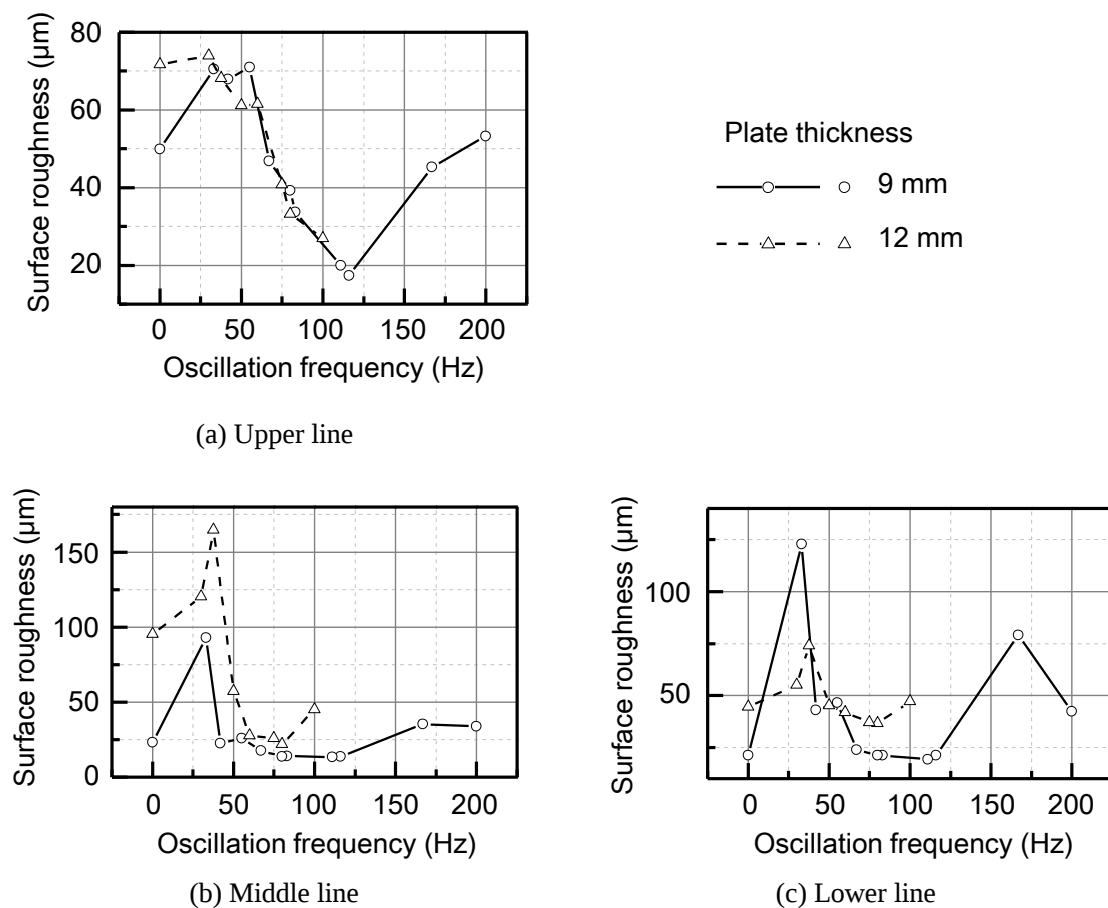


Fig. 4.14 Relationship between the orbital oscillation frequency and surface roughness (orbital oscillation radius: 20μm)

(3) 円運動加工結果に対する考察

凹凸幅、条痕波長と円運動条件の関係について、切断溝形成の簡易的なモデルを用いて考察する。以下では、簡単のため、厚み方向の影響を無視する。また、レーザー光が走査し

た範囲と切断溝の形状は完全に一致すると仮定し、熱伝導や酸化反応により切断幅が拡大する影響は無視する。

レーザー光焦点の円運動適用時、X正方向に向かって切断すると、レーザー光焦点の走査軌跡は式(4.4)で表される。

$$\begin{cases} x_c = V_c t + r_o \sin 2\pi f_o t \\ y_c = r_o \cos 2\pi f_o t \end{cases} \quad (4.4)$$

また、式(4.4)、レーザー光半径 r_l を用いると、レーザー光走査領域の境界を表す式(4.5)、(4.6)が導かれる。

$$\begin{cases} x_l = -r_l \sin \theta_l + x_c \\ y_l = r_l \cos \theta_l + y_c \end{cases} \quad (4.5)$$

$$\begin{cases} x_r = r_l \sin \theta_l + x_c \\ y_r = -r_l \cos \theta_l + y_c \end{cases} \quad (4.6)$$

ここで、 (x_l, y_l) 、 (x_r, y_r) はそれぞれ、加工方向に対して左側、右側の境界を示す。また、 θ_l は、以下の式(4.7)により与えられる、レーザー光焦点の走査軌跡の接線方向の角度である。

$$\theta_l = \tan^{-1} \left(\frac{dy_c}{dx_c} \right) \quad (4.7)$$

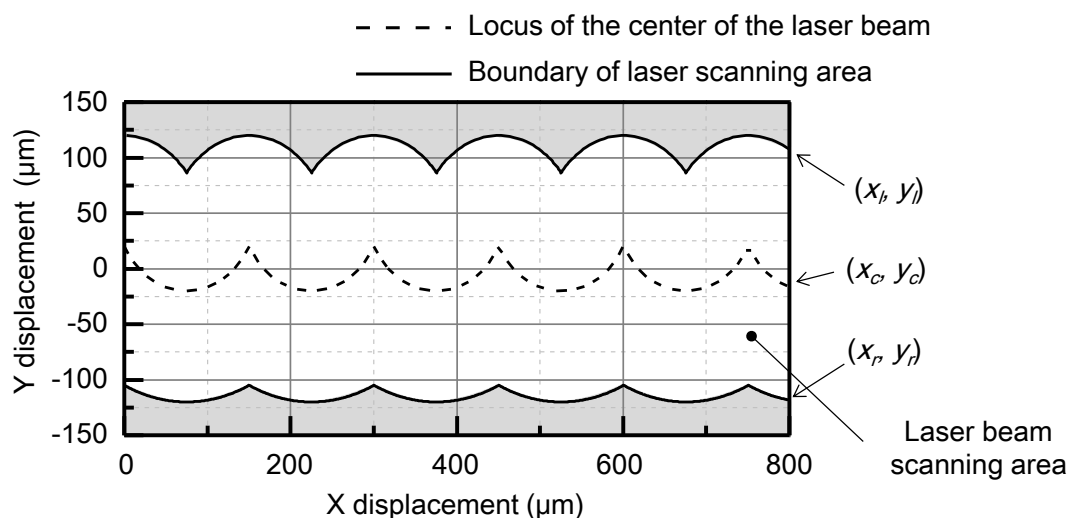
これらの式(4.4)~(4.7)により、レーザー光走査領域が求まる。

なお、レーザー光焦点の走査軌跡は、円運動半径、周波数の組み合わせにより、鋸歯状、及び螺旋状の2種類がある。図4.15に、式(4.4)~(4.7)により計算される、レーザー光走査領域の例を示す。破線がレーザー光焦点軌跡、実線が走査領域の境界を示す。灰色で示した部分が、レーザー光が走査されない範囲である。

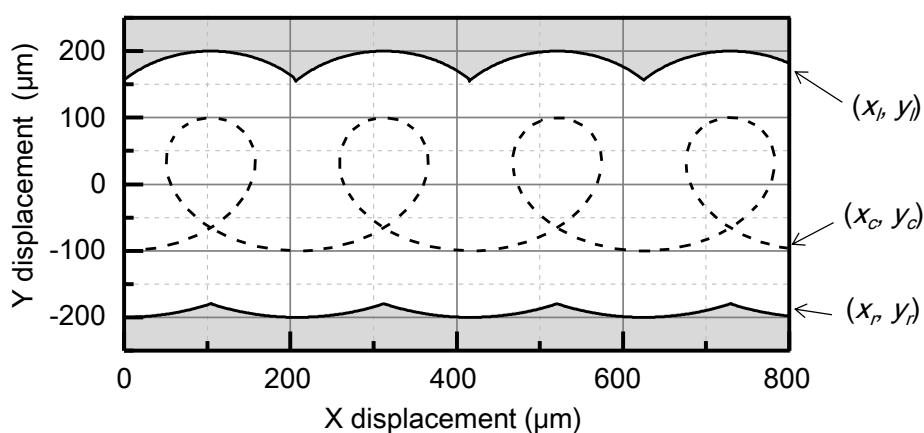
式(4.4)を時間微分し、X、Y方向へのレーザー光走査速度 v_x 、 v_y が式(4.8)で与えられる。

$$\begin{aligned} v_x &= V_c + 2\pi f_o r_o \cos 2\pi f_o t \\ v_y &= -2\pi f_o r_o \sin 2\pi f_o t \end{aligned} \quad (4.8)$$

式(4.8)より、 v_x が常に正となる場合 ($r_o > V_c / 2\pi f_o$) には、レーザー光焦点軌跡は鋸歯状となり (図4.15(a))、その条件が満たされない場合には、螺旋状となる (図4.15(b))。なお、どちらの軌跡形状でも、レーザー光走査領域の境界は鋸歯状となることが確認されている。



(a) Locus of center of laser beam with sawtooth shape (oscillation radius: $20\mu\text{m}$, frequency: 120Hz)



(b) Locus of center of laser beam with helical shape (oscillation radius: $100\mu\text{m}$, frequency: 80Hz)

Fig. 4.15 Scanning area of laser beam during orbital oscillation
(laser scanning speed: $1,000\text{mm/min}$, beam diameter: $200\mu\text{m}$)

本モデルにより得られたレーザ光走査領域の境界に対し、実験と同様な方法で評価した凹凸幅、条痕波長と、円運動半径、周波数との関係を、実験結果（図4.10, 4.11）と重ね、図4.16, 4.17に示す。黒線が測定値、赤線が簡易モデルを用いた計算結果である。また、条痕波長の実験値は、図4.10, 4.11に示した平均値とした。

条痕波長は、円運動半径、周波数を変化させた場合のいずれも、実験値と計算値がほぼ一致している。予想通り、円運動により、条痕生成の周期を制御出来ていると確認できる。また、凹凸幅は、円運動周波数を変化させた場合については、傾向が良く一致している。

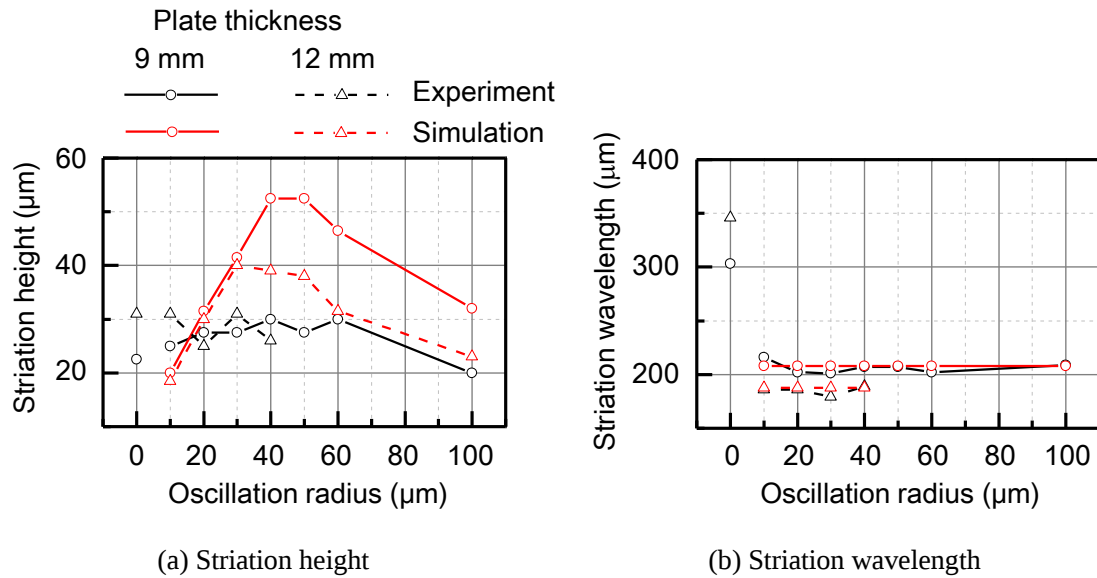


Fig. 4.16 Relationship between the orbital oscillation radius and striation structure with simulated results (orbital oscillation frequency: 80Hz)

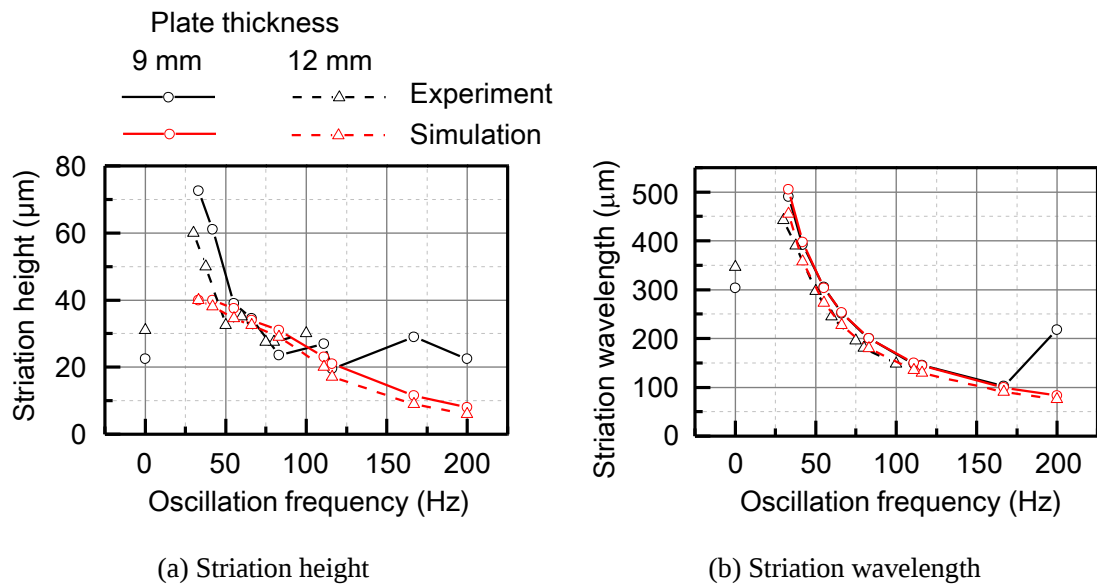


Fig. 4.17 Relationship between the orbital oscillation frequency and striation structure with simulated results (orbital oscillation radius: 20 μm)

なお、図4.16(a)に示す、円運動半径を変化させた場合の凹凸幅について、ピーク値が見られる半径40 μm 付近で、実験値と計算値が比較的大きく異なるが、これは、酸化反応や熱伝導による溶融の影響を無視したことが原因であると考えている。大きな誤差が見られた円運動条件は、理論的に、条痕の凸部が鋭角となる条件である。通常、角を通る経路でレーザー切断加工を行うと、その先端に熱が溜まり、溶融されやすいことが知られている。この場合も、レーザー光の円運動により鋭角となった凸部で、熱が滞留して先端が溶融し、その結果、凹凸幅の実験値が、計算値よりも短くなったと推測される。

式(4.9)に示す条件を満たす、特定の円運動半径、周波数の組み合わせでは、レーザ光の走査が周期的に停止する。

$$V_c = 2\pi r_o f_o \left(t = \frac{(2n-1)}{2f_o}, \quad n=1,2,\dots \right) \quad (4.9)$$

レーザ光走査が停止すると、その位置で切断溝を拡大する方向に溶融が進み、深い条痕が形成されることで、面粗さの悪化に繋がると推測される。以下、式(4.9)で得られる円運動半径、周波数の組み合わせと、面粗さの評価結果を比較する。

まず、円運動周波数80Hzの場合、表4.2、式(4.9)より、板厚9, 12mmで、それぞれ半径33, 30 μ mの条件で、レーザ光走査が周期的に停止する。図4.13に示す、面粗さ評価結果と比較すると、その円運動半径の条件付近で、板厚9mmでは、ワーク中、下部の面粗さが悪化し始め、板厚12mmでは、切断が不可能となっていることが確認される。また、円運動半径20 μ mの場合では、板厚9, 12mmで、それぞれ周波数132Hz, 120Hzの条件で、レーザ光走査が周期的に停止する。図4.14と比較すると、その円運動周波数の条件付近で、板厚9mmでは面粗さの悪化、板厚12mmでは切断不可であることが確認される。以上より、面粗さ改善のためには、式(4.9)を満たす条件付近を避けて、円運動半径、周波数条件を選択する必要があると考える。

4. 4. 2 レーザ光焦点の上下運動

(1) 条痕形状の評価結果

次に、レーザ光焦点の上下運動の適用結果を説明する。上下運動振幅、及び周波数はそれぞれ0~2.5mm, 0~83Hzの範囲で変更する。図4.18に、4種類の上下運動条件で板厚9mmの軟鋼を切断した際の、切断溝の形状を示す。それぞれ、上下運動無し（図4.18(a)）と、振幅0.5mm、周波数30Hz（図4.18(b)）、振幅0.5mm、周波数83Hz（図4.18(c)）、振幅2.5mm、周波数30Hz（図4.18(d)）の上下運動を適用した結果である。

まず、切断溝幅は、上下運動無しの場合と比べ、周波数30Hzの上下運動条件（図4.18(b),(d)）で、約200 μ m拡大することが確認された。また、切断溝の片側のみ着目した凹凸幅は、上下運動無しの場合と比較し、振幅0.5mm、周波数83Hzの上下運動を適用した場合（図4.18(c)）は同程度であるが、振幅0.5mm、周波数30Hzの上下運動条件（図4.18(d)）では80 μ mと、特に大きな値を示した。

また、条痕波長は、周波数30Hzの上下運動適用時（図4.18(b),(d)）、約560~570 μ mで、上下運動無しの場合よりも長い。一方で、周波数が83Hzまで高められた場合（図4.18(c)）で

は、条痕波長は約 $200\mu\text{m}$ と、短い。以下、上下運動振幅、及び周波数の変化に対する、条痕形状の変化を詳細に調査する。

板厚9, 12mmの軟鋼を対象に、上下運動周波数を30Hzに固定し、振幅を変化させた時の切断溝幅、凹凸幅、条痕波長の評価結果を図4.19に示す。板厚12mmでは、振幅2.5mmでは切断不可能であった。切断溝幅、凹凸幅、条痕波長のいずれも、上下運動適用により、上下運動無しと比べ、大きな値を示した。

次に、上下運動振幅を0.5mmに固定し、周波数を変化させた場合の条痕形状評価結果を図4.20に示す。板厚12mmでは、40Hz以上の周波数で切断が不可能であった。切断溝幅、凹凸幅、条痕波長、いずれも、基本的に高周波条件で低下する傾向である。また、凹凸幅は最も低減した条件で、通常時よりも僅かに低い値となった。

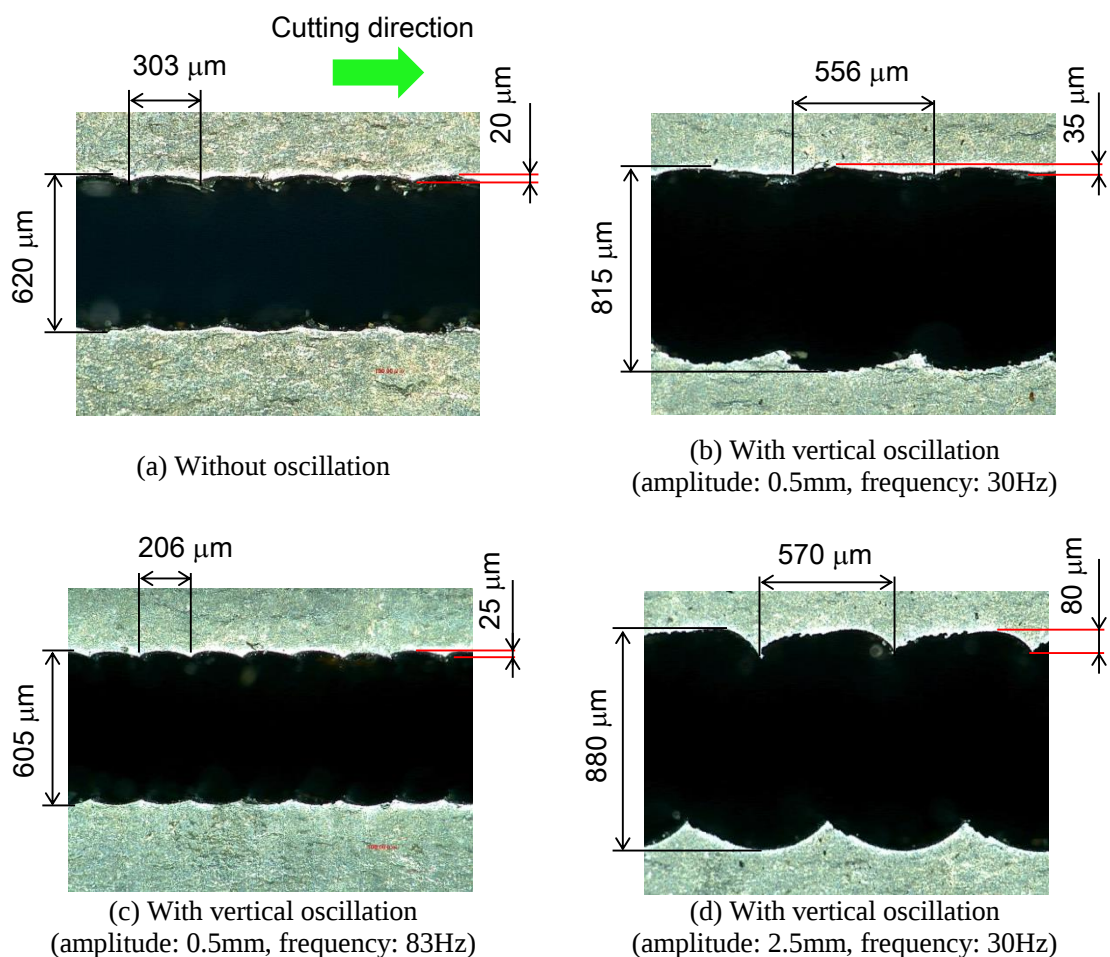
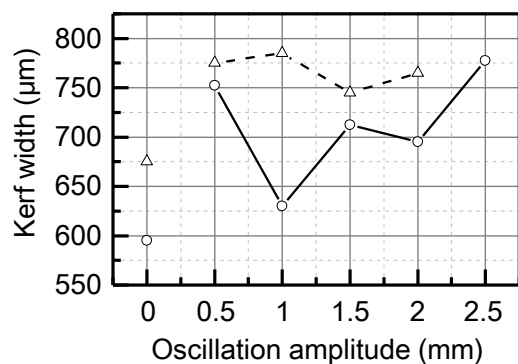
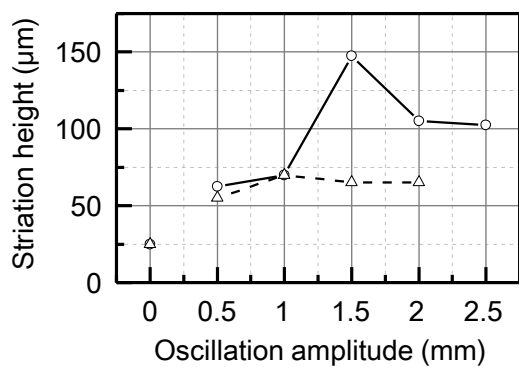


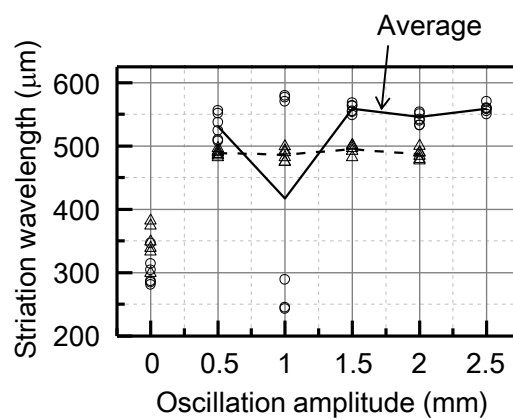
Fig. 4.18 Kerf shape with vertical oscillation (top view, plate thickness: 9mm)



(a) Kerf width

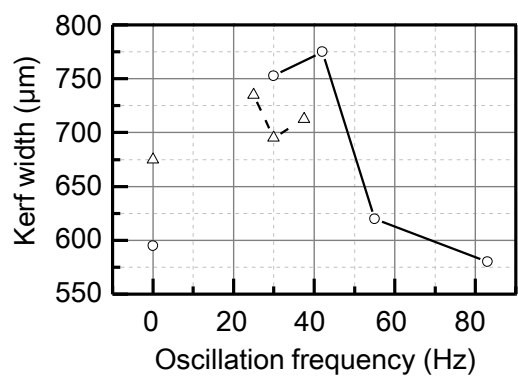


(b) Striation height



(c) Striation wavelength

Fig. 4.19 Relationship between the vertical oscillation amplitude and striation structure (vertical oscillation frequency: 30Hz)



(a) Kerf width

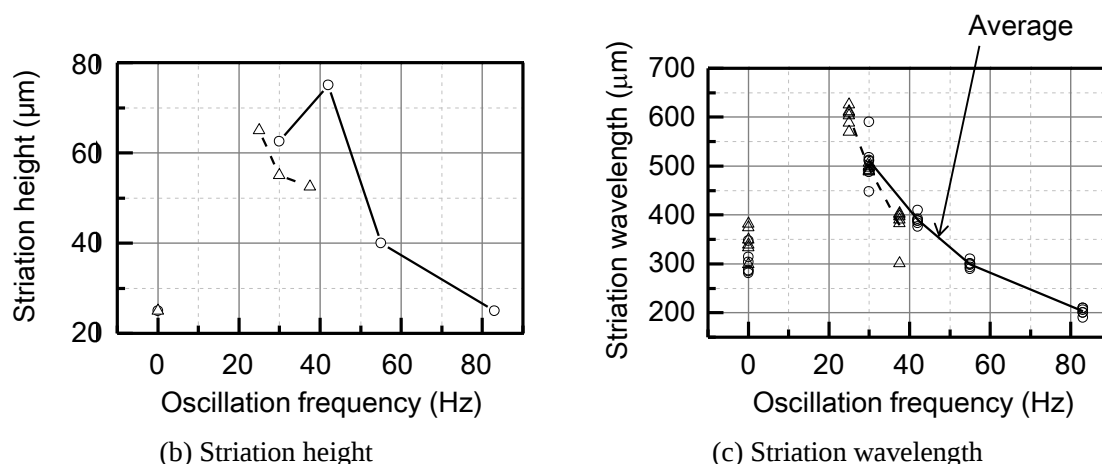


Fig. 4.20 Relationship between the vertical oscillation frequency and striation structure (vertical oscillation amplitude: 0.5mm)

(2) 切断面粗さの評価結果

次に、図4.21に、図4.18で示した4種類の上下運動条件を適用した、板厚9mmの軟鋼の切断面を示す。上下運動振幅2.5mm、周波数30Hzの条件（図4.21(d)）では、明確に条痕が刻まれている。振幅を0.5mmとすることで（図4.21(b)）、振幅2.5mmの場合と比較し、面粗さが改善されている。上下運動周波数を83Hzに高めることで（図4.21(c)）、上記2つの条件だけでなく、上下運動無しの場合と比較しても、面粗さが改善している。以下、上下運動振幅、及び周波数の変化に対する、切断面粗さの変化を詳細に調査する。

板厚9, 12mmの軟鋼を対象に、上下運動周波数を30Hzに固定し、振幅を変化させた場合の面粗さ評価結果を図4.22に示す。計測位置に関わらず、板厚12mm、振幅1mm以下などの一部の上下運動条件を除き、振幅増加時に、面粗さが悪化する傾向にある。

次に、上下運動振幅を0.5mmに固定し、周波数を変化させた場合の面粗さ評価結果を図4.23に示す。上下運動適用時、40Hz以上の範囲で、周波数の増加に伴い、面粗さが低下する傾向にあることが確認される。周波数83Hzの上下運動適用時、面粗さが最大55%改善した。上下運動無しの場合と比較し、ワーク上部での面粗さ改善効果が大きいですが、ワーク中、下部でも、20%以上の面粗さ改善が確認されている。

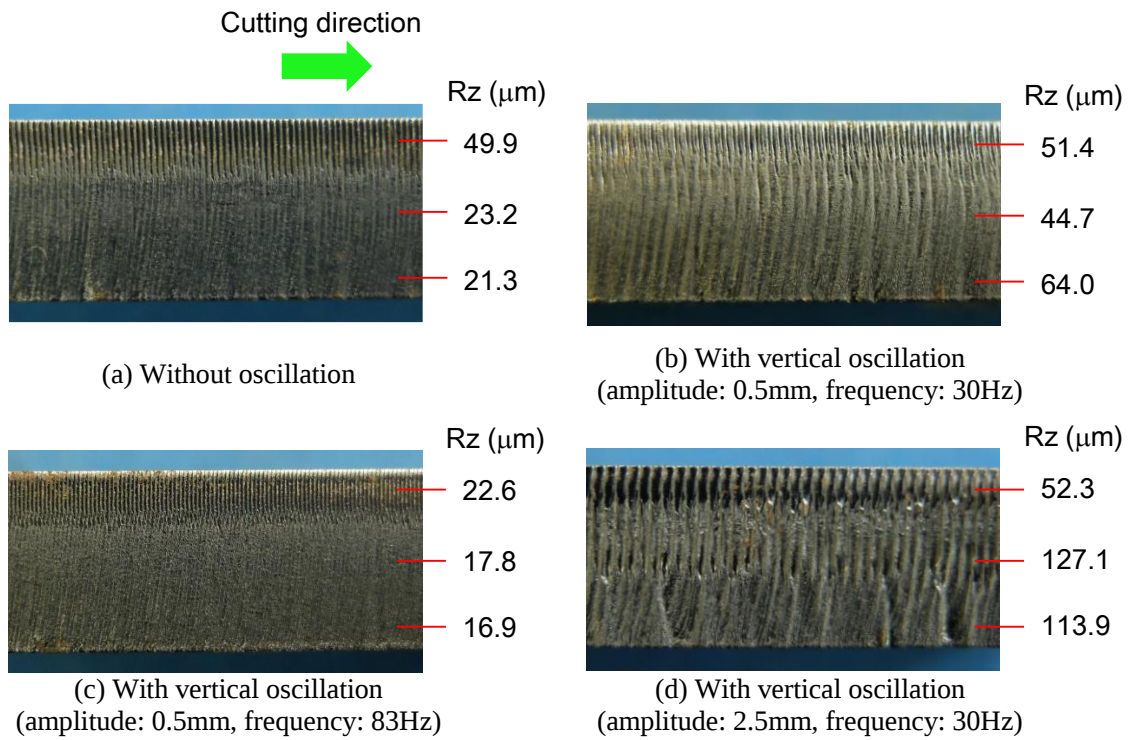


Fig. 4.21 Cut surface with vertical oscillation (plate thickness: 9mm)

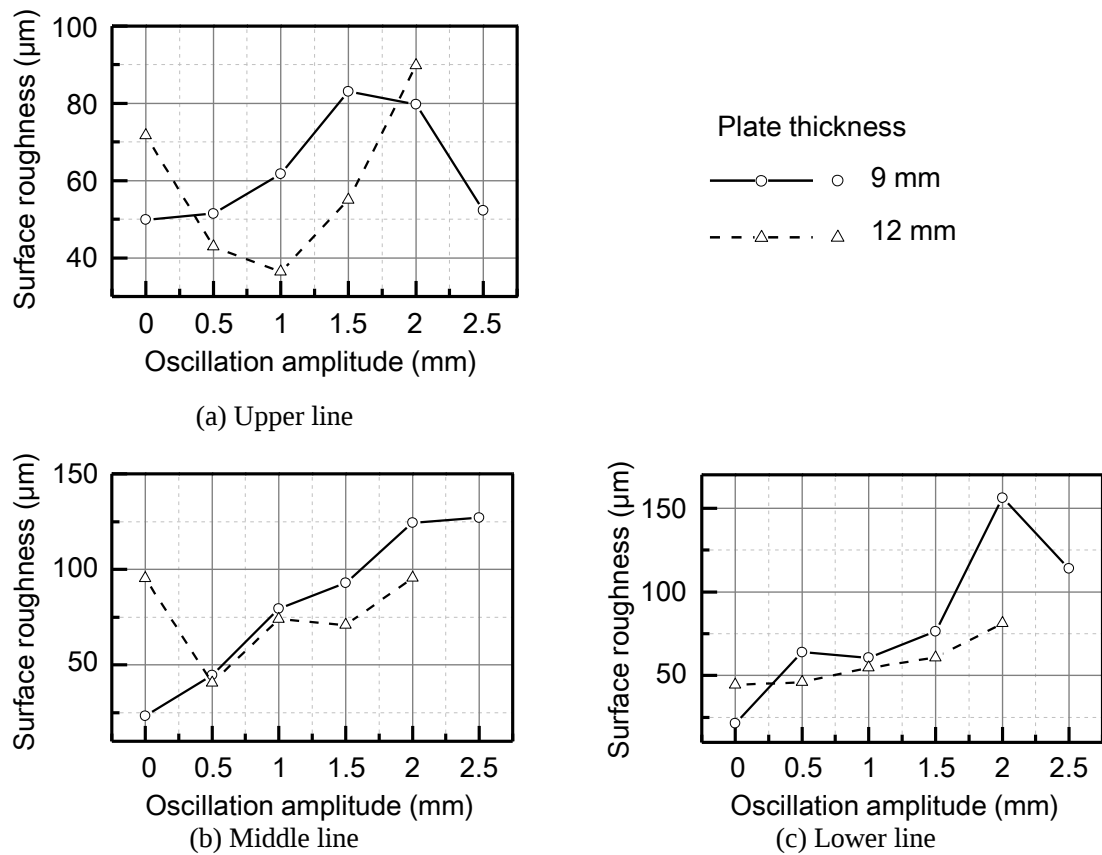


Fig. 4.22 Relationship between the vertical oscillation amplitude and surface roughness
(vertical oscillation frequency: 30Hz)

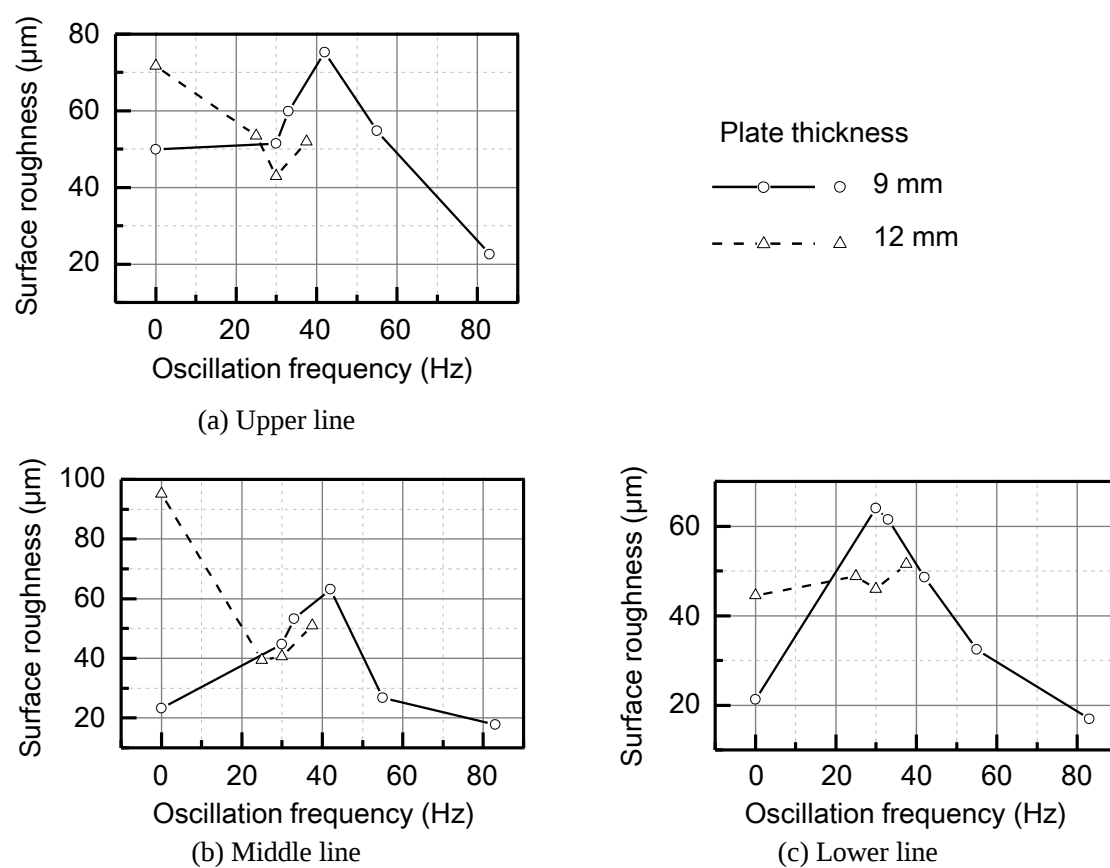


Fig. 4.23 Relationship between the vertical oscillation frequency and surface roughness (vertical oscillation amplitude: $20\mu\text{m}$)

(3) 上下運動加工結果に対する考察

レーザ光焦点の上下運動適用時の面粗さ改善効果は、円運動適用時の結果と比較して小さい。これは、使用したレンズ駆動アクチュエータの性能の限界により、十分に高い周波数を有する上下運動を適用できなかったことが挙げられる。図4.21に示した通り、40~83Hzの範囲で、上下運動周波数の増加に伴い、面粗さが改善する傾向が得られている。そのため、更に高い周波数条件の適用により、面粗さの改善が期待できると考えている。今後、より広い周波数帯域を用いた、レーザ光焦点の上下運動条件と切断面粗さの関係について、調査が求められる。

ただし、板厚12mm、上下運動周波数40Hz以上の条件で、ワークの切断が不可能となる結果が確認されている。図4.24に、上下運動無し、及び振幅を0.5mmとし、周波数を徐々に増加させた際の、板厚12mmの軟鋼の切断面を示す。上下運動を適用しない場合と比較し、上下運動適用時、条痕は細かく、面粗さも、ワーク上、中部で改善されている。周波数40Hz以上に高めた際、切断が不可能となった原因は解明されておらず、今後の課題である。

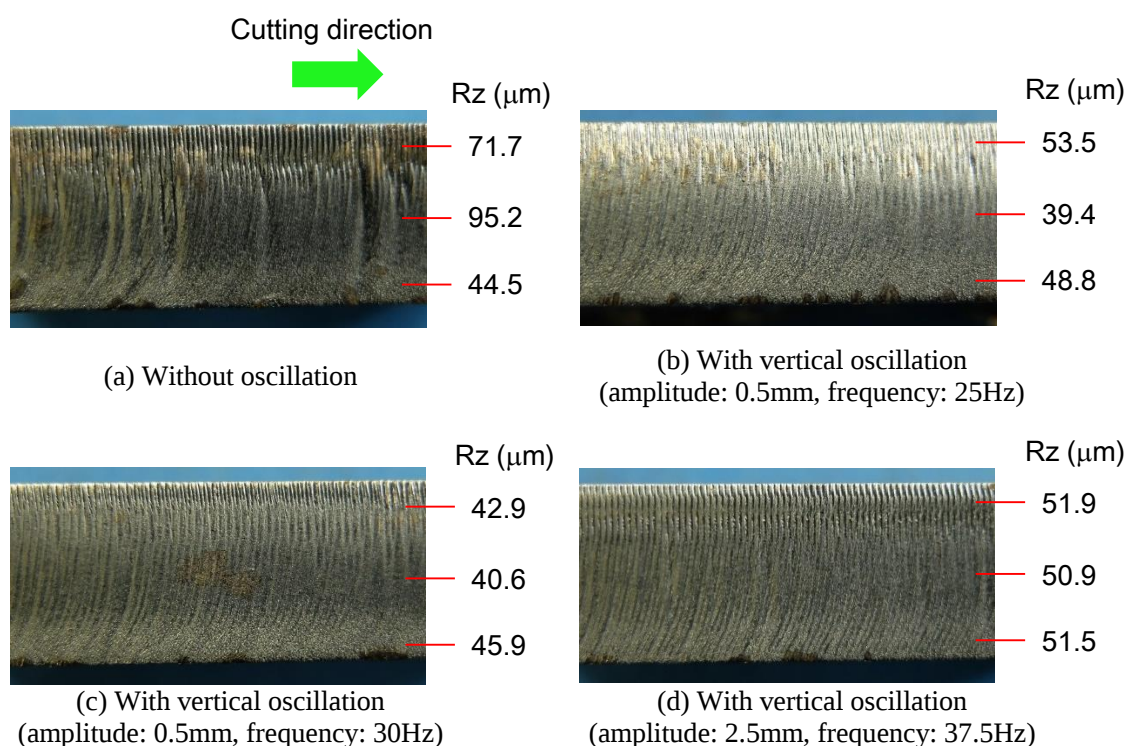


Fig. 4.24 Cut surface with vertical oscillation (plate thickness: 12mm)

4. 5 結 言

本章では、第3章で残された、レーザ切断加工の面粗さの改善を目的とした。まず、レーザ光焦点を高周波で面内円、面外上下運動させながら切断することで、条痕を微細化する手法を提案した。また、集光レンズを6面内、面外方向に任意に駆動可能なアクチュエータを利用し、切断加工試験を実施、提案手法を評価した。

まず、レーザ光焦点の円運動を用いた切断加工について、本章で得られた結果を以下に示す。

- ・条痕はレーザ光の走査軌跡に比較的沿って形成されるため、円運動半径、周波数の条件の変更により、形状制御が可能である。
- ・半径 $20\mu\text{m}$ 、周波数 116Hz の条件で最も条痕が微細化され、円運動無しと比べ、約65%の面粗さ改善を実現した。
- ・円運動と加工速度の相殺によりレーザ光走査が周期的に停止する特異点付近で、面粗さが悪化する。

また、レーザ光焦点の上下運動を用いた切断加工について、本章で得られた結果を以下に示す。

- ・上下運動周波数の増加に伴い、条痕が微細化される傾向にある。
- ・振幅0.5mm，周波数83Hzの条件で最も条痕が微細化され，上下運動無しと比べ，約55%の面粗さ改善を実現した。

本章で残された課題は，加工条件に合わせた，レーザ光焦点運動条件の最適化が挙げられる。本試験ではアクチュエータの性能から，円運動では200Hz，上下運動では83Hzが限度であった。特に上下運動適用時，より高周波数条件で面粗さ改善が期待されるため，レーザ光焦点運動の最適条件の探索のためには，レンズ駆動アクチュエータのバンド幅拡大も求められる。更に，上下運動適用時，板厚12mmの軟鋼に対して，振幅0.5mm，周波数40Hz以上の条件で，切断が不可能となった原因について，解明が求められる。

第5章 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた 厚板鋼板の穴あけ加工の高速化

5. 1 緒 言

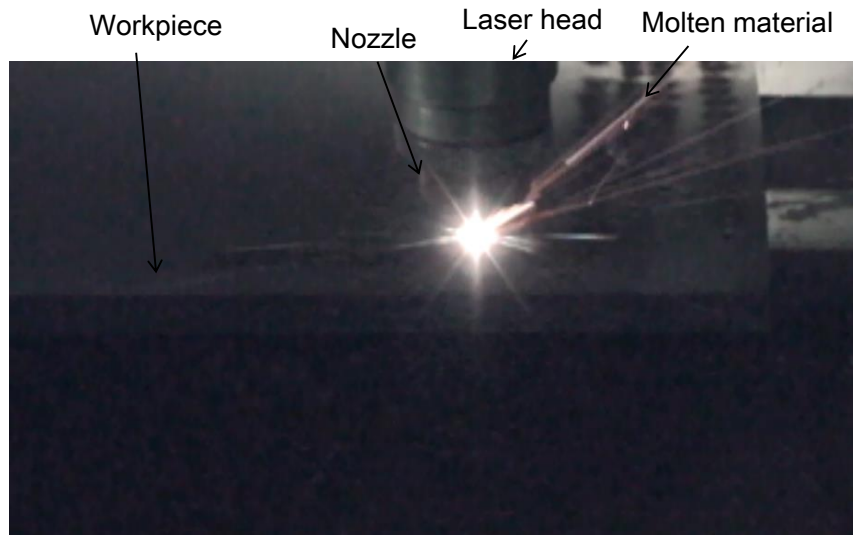
本章では、パルスレーザを用いる鋼板厚板のレーザ穴あけ加工を対象とする。穴あけ加工において、ワーク上部より飛散、排出される溶融金属が、集光レンズに付着すると、レンズの破損に繋がり、ノズルに付着すると、供給されるアシストガス流を阻害する。また、ワークに付着すると、溶融物の除去工程が必要となる。パルスレーザによる穴あけ加工は、切断時の十数分の1の平均出力のレーザ光をパルス発振させ、加熱、冷却を繰り返すことで、熱伝導や酸化反応熱による加工範囲の拡大を抑え、発生、飛散する溶融金属の量を低減できるため、上記の問題を回避できる^{16),21)}。

また、10mmを超える厚板の場合、穴貫通のために深くまで溶融しなければならず、半径方向へも溶融する範囲が広がる。半径方向への広がりを抑え、より溶融金属の発生量を抑制するため、上記条件に加え、レーザ平均出力、発振周波数、デューティ比を、レーザ照射開始後から徐々に高めるなどの手法が、通常用いられる^{16),21),68),69)}。

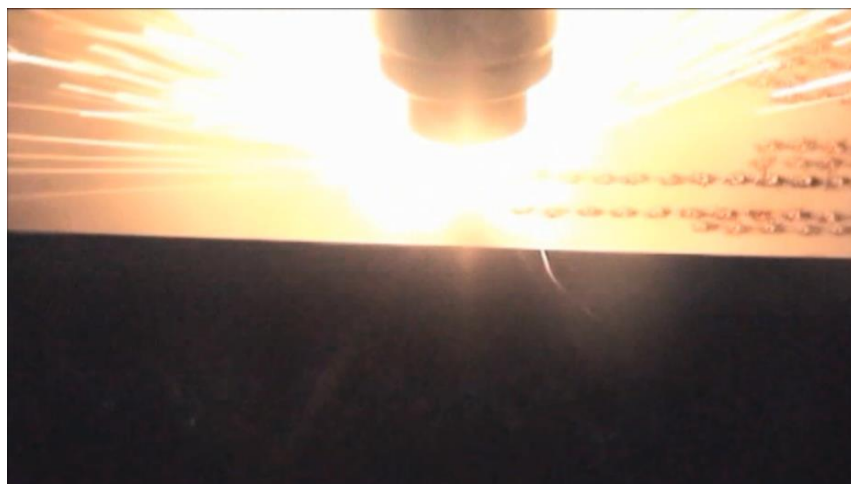
ただし、このパルスレーザを用いた穴あけ加工は、加熱、冷却を繰り返すため、加工時間が長くなる。時間短縮のためには、加工初期から、パルスレーザのピーク出力を高める、もしくはデューティ比を大きくするなどにより、レーザ平均出力の増加が求められるが、同時に溶融金属の総発生量が増加する。特に、酸素ガスを使用する場合、局所的な温度上昇により過剰な酸化燃焼（セルフバーニング）が発生、短時間に溶融範囲が急激に深さ方向のみならず横方向にも拡大することで、多量の溶融金属がワーク上面から噴き上がり、周囲に飛散する問題がある（図5.1）。これにより、前述した、レンズ破損やガス流の阻害、後処理工程の追加などに繋がる。レーザ高出力化による加工時間短縮のためには、セルフバーニングの抑制が不可欠である。このセルフバーニングは、特に、酸素ガスが十分に供給されるワーク上面で発生しやすい⁶⁹⁾。

そこで本章では、酸素ガスを使用する軟鋼の穴あけ加工に着目し、穴加工開始時のセルフバーニングを抑制しながら、穴あけ加工時間の短縮を目的とする。具体的な手法としては、初期レーザ平均出力を高め、同時に、レーザ光焦点を円、上下運動させることで、加工初期でのワーク上面での熱の集中を抑える。このため、第4章で用いた、レーザ加工中

に集光レンズを6軸方向に駆動可能な加工システムを用い、穴あけ加工試験を実施、提案手法によるセルフバーニング発生の有無と、穴あけ加工時間への効果を実験的に検討する。



(a) Low laser power setting



(b) High laser power setting (self-burning)

Fig. 5.1 Laser piercing

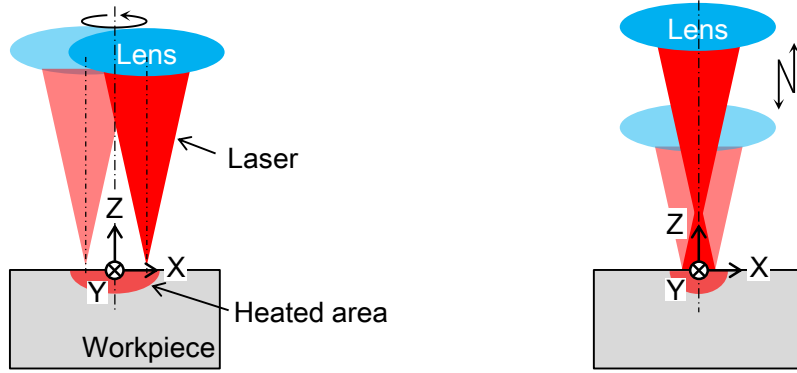
5. 2 レーザ光焦点の円・上下運動によるセルフバーニング抑制

5. 2. 1 レーザ光焦点の円・上下運動の提案

本研究では、パルス条件、酸素ガスを使用した、厚み10mm程度の軟鋼の穴あけ加工を対象とする。初期レーザ平均出力を高めた時に発生するセルフバーニングは、ワークの温度が局所的に上昇し、酸化燃焼が過剰に発生することが原因である。それに対して、通常

よりも初期レーザ平均出力を高めた状態で、図5.2に示すように、レーザ光焦点を面内円、及び面外上下運動させながら穴あけ加工を行う手法を提案する。

前者はレーザ光の入熱位置を分散させることで、後者は周期的にデフォーカス、すなわち照射範囲を拡大させることで、ワーク上面での見かけのレーザ強度を低下させ、熱の集中を防止できると考える。以下、レーザ焦点位置をワーク上面に固定する場合、及び円、上下運動を適用した場合の、初期レーザ出力を高めた場合のレーザ光強度分布への影響について数値的に検討する。



(a) Orbital oscillation (b) Vertical oscillation
Fig. 5.2 Concepts of laser piercing with oscillation of laser focus position

5. 2. 2 レーザ光強度分布の算出法

以下の数式では、レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合の、焦点位置を原点と定める。ガウス分布のレーザ光と仮定すると、任意の座標 (x, y, z) におけるレーザ光強度 E は式(5.1)で与えられる²⁰⁾。

$$E(x, y, z, t) = \frac{2P(t)}{\pi r_z^2} \exp\left(-\frac{2(x^2 + y^2)}{r_z^2}\right) \quad (5.1)$$

$P(t)$ は、式(5.2)で定められるレーザ出力であり、パルス発振であること表している。

$$P(t) = \begin{cases} \frac{P_0}{d_r} & \left(\frac{n}{f_l} < t < \frac{n+d_r}{f_l}\right) \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (5.2)$$

また、 r_z は、焦点位置から z だけ光軸方向に移動した位置でのビーム径であり、以下の式(5.3)にて定められる。

$$r_z = r_{z0} \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\lambda z}{\pi r_{z0}^2}\right)^2} \quad (5.3)$$

λ はレーザ光の波長、 r_{z0} はレーザ光のスポット径である。

レーザ光焦点の円運動適用時には、時間に依存して、レーザ光中心が面内方向に移動する。円運動半径を r_o 、周波数を f_o とおくと、式(5.1)が以下の様に変えられる。この時、レーザ光焦点位置の円運動の中心は、原点としている。

$$E(x, y, z, t) = \frac{2P(t)}{\pi r_z^2} \exp\left(-\frac{2\{x - r_o \cos(2\pi f_o t)\}^2 + 2\{y - r_o \sin(2\pi f_o t)\}^2}{r_z^2}\right) \quad (5.4)$$

また、レーザ光焦点の上下運動適用時には、時間に依存して、レーザ光焦点が面外方向に移動する。上下運動振幅を r_v 、周波数を f_v とおくと、式(5.3)が以下の様に変えられる。この時、レーザ光焦点の上下運動の中心は、ワーク上面としている。

$$r_z = r_{z0} \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\lambda \{z + r_v \sin(2\pi f_v t)\}}{\pi r_{z0}^2}\right)^2} \quad (5.5)$$

以上より、レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合は式(5.1)に式(5.2)、(5.3)を代入、円運動適用時は式(5.4)に式(5.2)、(5.3)を代入、上下運動適用時は式(5.1)に式(5.2)、(5.5)を代入することで、ある時間 t における、任意の座標 (x, y, z) でのレーザ光強度 E を求めることができる。

5. 2. 3 レーザ光強度分布の数値比較

厚み12mmの軟鋼の穴あけ加工を想定し、レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合、及び円、上下運動を適用した場合のレーザ強度を数値的に比較する。後述する穴あけ加工試験では、レーザ平均出力、発振周波数、デューティ比は、図5.3(a)に示すように、レーザ照射開始後から、時間と共に1次的に増加させるが、本項では、図5.3(b)に示すように、加工深さに依存して1次的に増加させると仮定する。

図5.3(b)に示す黒線は、円、上下運動無しの場合の予備実験でセルフバーニングの抑制が可能なことを確認した加工条件であり、レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合のレーザ強度算出に用いる。また、図5.3(b)に示す赤線は、初期レーザ平均出力を P_0W から $1.5P_0W$ に増加させており、焦点固定の予備実験でセルフバーニングの発生が確認された条件で、レーザ光焦点固定時に加え、円、上下運動適用時のレーザ強度算出に用いる。

表5.1は、レーザ平均出力、発振周波数、デューティ比以外の、計算に使用するパラメータを示している。なお、各条件で算出されたレーザ強度は、図5.3(b)の青丸で示した、レーザ平均出力 P_0W 、発振周波数 f_0Hz 、デューティ比 $d_0\%$ の条件で得られる焦点位置のレーザ強度分布のピーク強度で無次元化する。

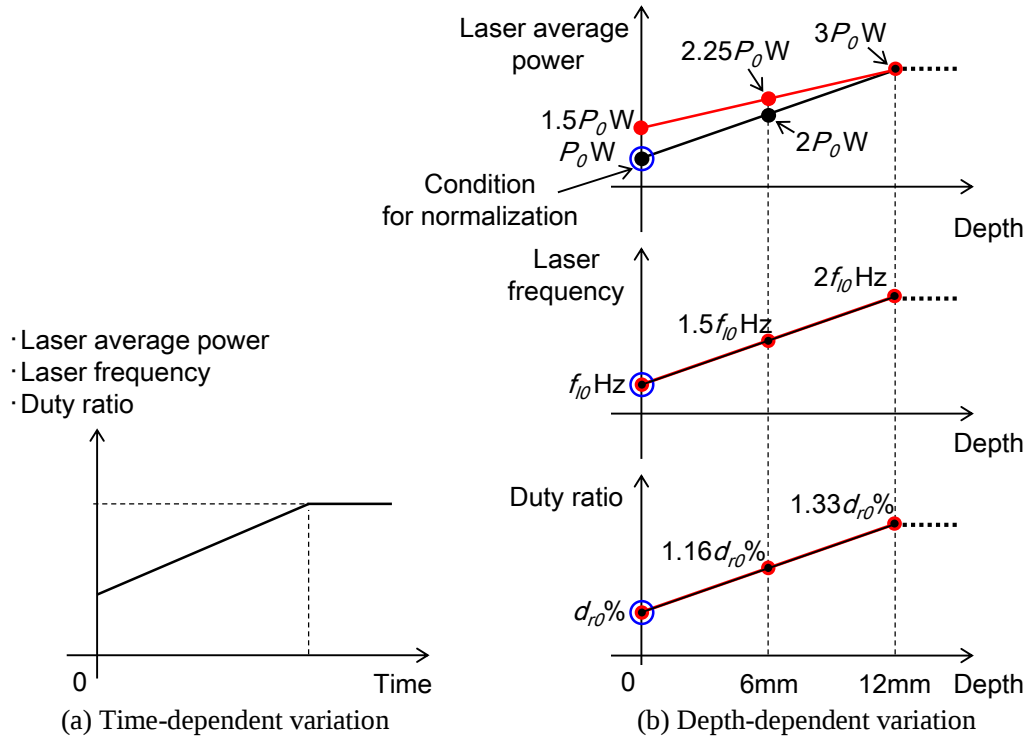


Fig. 5.3 Laser beam conditions for estimating laser intensity distribution

Table 5.1 Parameters for estimating laser beam intensity distribution

Parameter	Symbol	Value
Laser beam wavelength	λ	10.6 [μm]
Beam spot radius	r_{z0}	125 [μm]
Orbital oscillation radius	r_o	100 [μm]
Orbital oscillation frequency	f_o	10 [Hz]
Vertical oscillation amplitude	r_v	3 [mm]
Vertical oscillation frequency	f_v	10 [Hz]

円，及び上下運動をそれぞれ適用した場合の，レーザ照射後0.1sまでの，原点でのレーザ強度の時間変化を図5.4に示す．円運動適用時は，レーザ光焦点は，原点から常に同じ距離の位置にあるため，原点でのレーザ強度は一定量低下している．また，上下運動適用時は，時間に依存して焦点高さが変化するため，原点では，レーザ強度が増減を繰り返すことが確認できる．

次にワーク上面，中心，及び下面でのレーザ強度分布，及びピーク強度を，レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合と，円，上下運動を適用した場合で比較する．この時，式(5.6)に示す通り，前述した条件で無次元化した後，円，上下運動の周期 T_{ov} ($=1/f_o, 1/f_v$) で時間平均をとる．

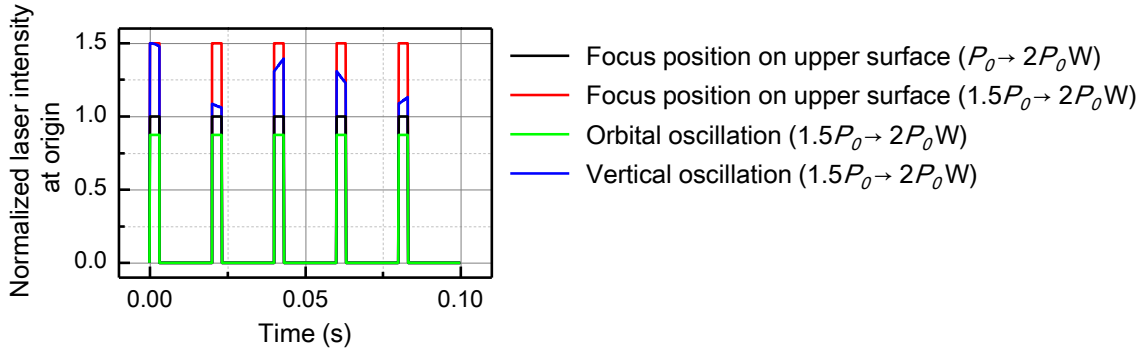


Fig. 5.4 Normalized laser intensity at origin

$$E^*(x, y, z) = \int_0^{T_{ov}} \frac{E(x, y, z, t)}{2P_0/d_r \pi_z^2} dt \quad (5.6)$$

レーザ焦点位置のワーク上面固定時，円，上下運動適用時のレーザ強度分布を図5.5に示す．Y軸上のレーザ光強度分布を示しており，横軸はビーム半径で無次元化されている．

図5.5(a)より，焦点を固定したまま，初期レーザ平均出力を高めることで，ワーク上面でのピーク強度が出力増加前の1.5倍に増加している．この高いレーザ強度が，セルフバーニングの発生原因と考えられる．初期レーザ平均出力を高めた条件で，円，上下運動を適用した場合，焦点固定時と比べ，予想通りに，レーザ光中心付近の強度を低く抑えられることが確認できる．また，図5.5(b), (c)に示す通り，ワーク中心，下面となるに従い，強度分布が同じ形状に近付くことが確認される．

図5.6に，焦点固定時，円，上下運動適用時の，図5.5に示したそれぞれの深さでのピーク強度を示す．初期レーザ平均出力を高めた条件で，ワーク上面では，焦点固定時と比較し，円，上下運動の適用により，ピーク強度の低下が確認できる．位置が深くなるに従い，ピーク強度はほぼ同程度の値に近付く．なお，深さ6mmでは，条件ごとにピーク強度に違いがあるが，投入エネルギー量は等しく，加工時間には大きく影響しないと考える．

以上により，円，上下運動を適用した場合，同じレーザ平均出力条件で，ワーク上面のピーク強度を抑えられることを確認した．以下，穴あけ加工試験により，初期レーザ平均出力増加時の，レーザ光焦点の円，上下運動によるセルフバーニング抑制と加工時間の短縮の効果について，実験的に検討する．

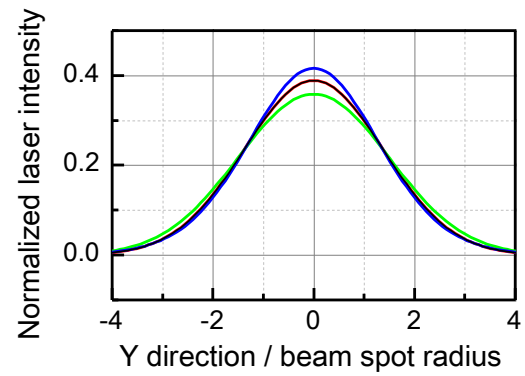
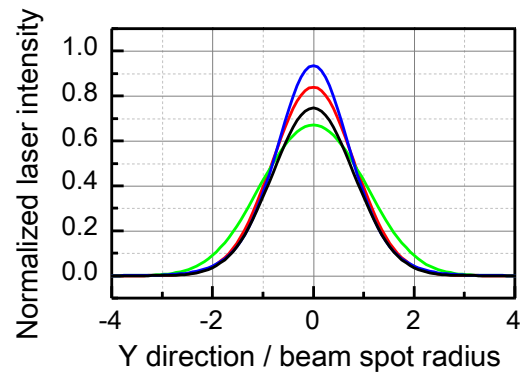
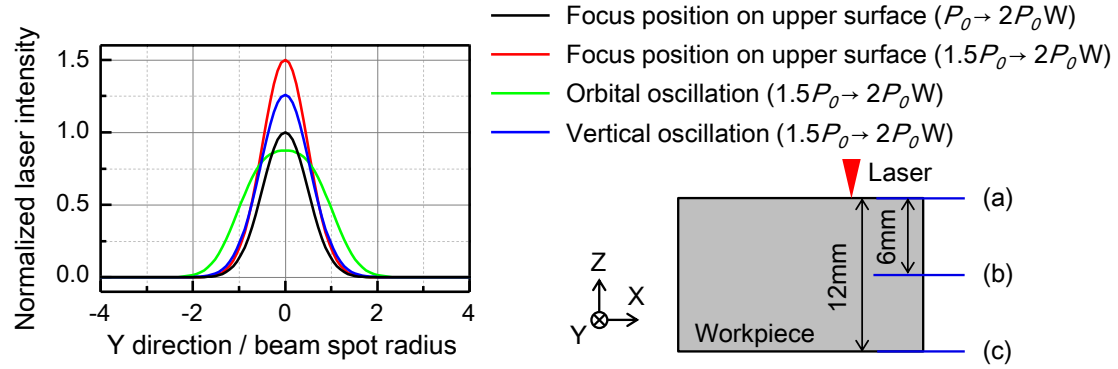


Fig. 5.5 Normalized Laser intensity

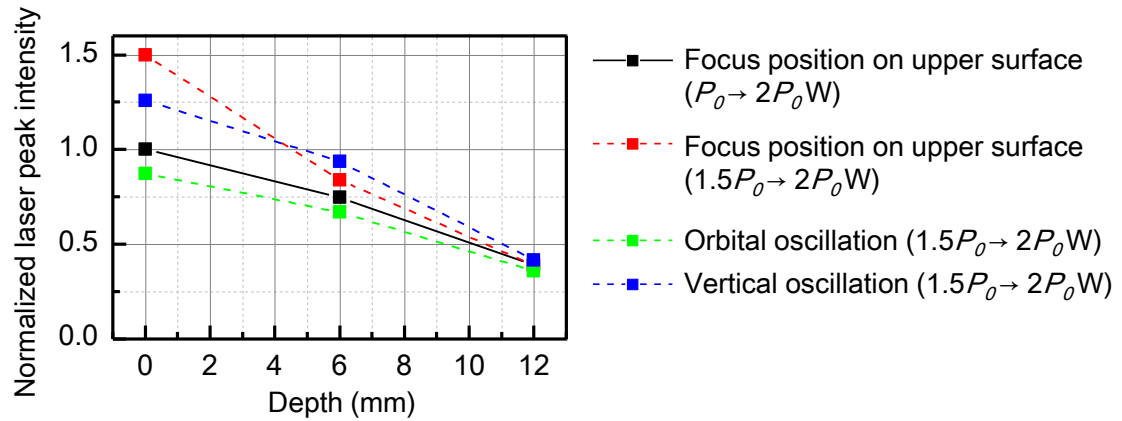


Fig. 5.6 Relationship between normalized laser peak intensity and depth from surface of the workpiece

5. 3 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた穴あけ加工試験方法

5. 3. 1 レンズ駆動方法

集光レンズの面内及び面外方向駆動のため，第4章で使用したレーザ加工システムを用いる．レーザ穴あけ加工中，レーザヘッド本体は固定され，レンズ駆動アクチュエータのみが動作することで，レーザ焦点位置の円，上下運動を行う．

まず，円運動適用時のレーザ光焦点位置，ノズル，ワークの位置関係を図5.7に示す．レーザ光焦点位置の軌跡(x_c , y_c , z_c)は以下の式(5.7)で表される．この時，円運動中心軸は，アシストガスノズル中心軸と同軸であり，レーザ光焦点高さは，ワーク上面で一定とする．

$$\begin{aligned} x_c &= r_o \sin 2\pi f_o t \\ y_c &= r_o \cos 2\pi f_o t \\ z_c &= 0 \end{aligned} \quad (5.7)$$

また，上下運動適用時のレーザ光焦点位置，ノズル，ワークの位置関係を図5.8に示す．レーザ光焦点位置の軌跡(x_c , y_c , z_c)は以下の式(5.8)で表される．この時，レンズ，ノズルの中心軸は同軸であり，レーザ光焦点位置は，ワーク上面を中心として上下運動する．

$$\begin{aligned} x_c &= y_c = 0 \\ z_c &= r_v \sin 2\pi f_v t \end{aligned} \quad (5.8)$$

5. 3. 2 レーザ穴あけ加工条件

本加工試験では，CO₂レーザを用いて，板厚12mmの軟鋼の穴あけ加工試験を行う．レーザ平均出力，発振周波数，デューティ比は，前節のシミュレーション条件の加工深さではなく，図5.9に示す通り，時間と共に変化させる．これは，加工深さがリアルタイムで計測できないためである．レーザ光焦点の円，上下運動適用時のレーザ平均出力は図5.9(a)の赤線で示す，初期レーザ出力を初期設定の1.5倍に高めた条件が用いられる．また，レーザ光焦点をワーク上面に固定する場合，レーザ平均出力は，図5.9(a)の黒，赤線で示す，初期レーザ出力を初期設定と，その1.5倍に高めた条件の2種類を適用する．

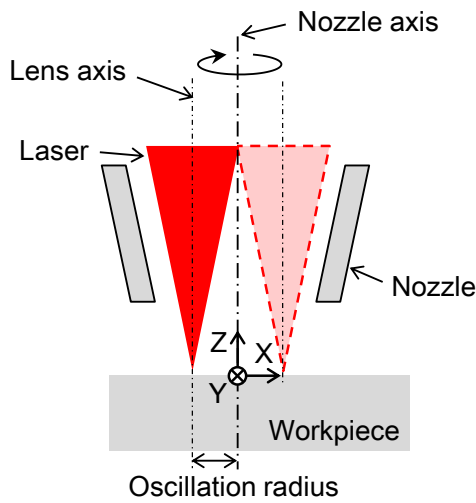


Fig. 5.7 Orbital oscillation

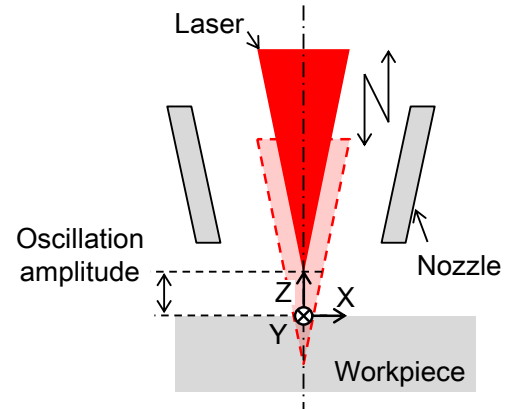
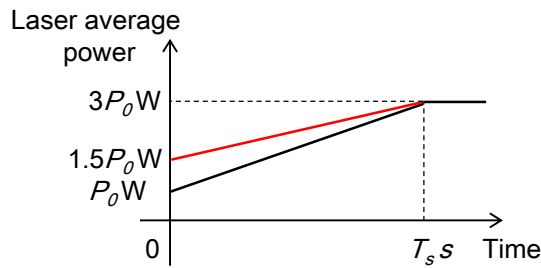
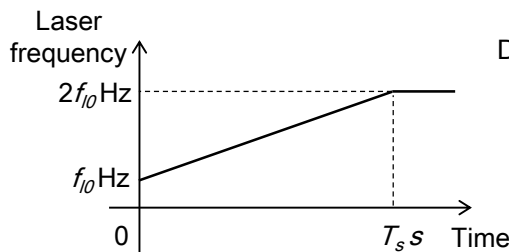


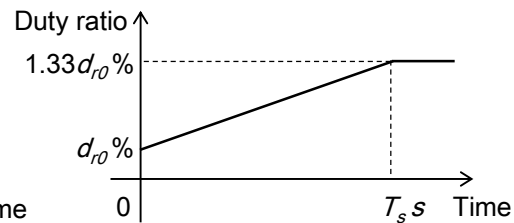
Fig. 5.8 Vertical oscillation



(a) Laser average power



(b) Laser frequency



(c) Duty ratio

Fig. 5.9 Experimental conditions of laser average power, frequency and duty ratio

5. 3. 3 評価方法

本加工試験では、レーザ穴あけ加工時間と、セルフバーニング発生の有無を評価する。各々の円、上下運動条件で、穴あけ加工を3回連続で、10mmの間隔で実施する。それぞれの試行で、図5.10(a)に示す、レーザ光が照射され、ワークから火花が飛散する様子が確認された瞬間から、図5.10(b)に示す、ワーク下面から熔融金属が排出される様子が確認された瞬間までの時間を計測、その平均値を加工時間として評価する。なお、セルフバーニングの発生が確認された場合、その試行以前までの平均値を加工時間とする。

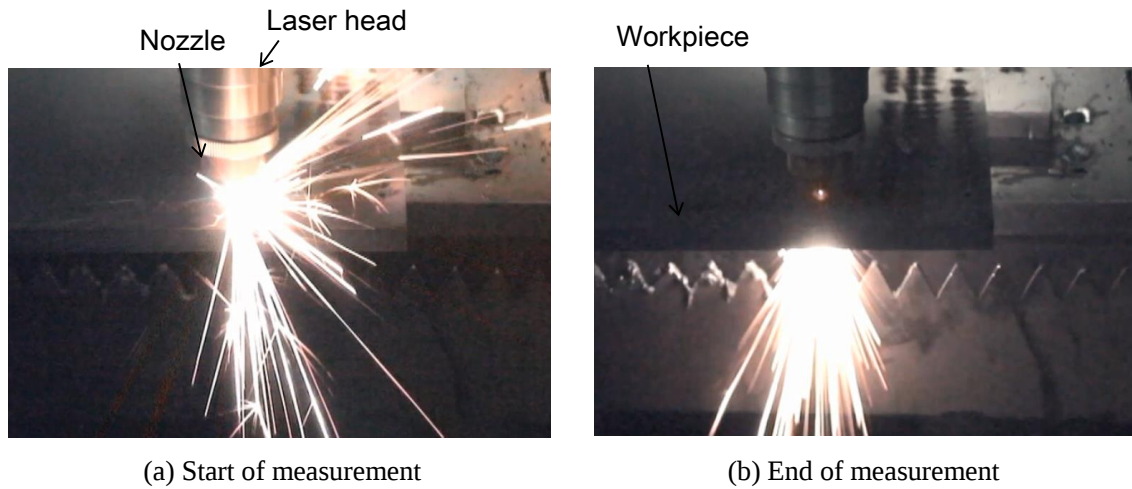


Fig. 5.10 Measurement of laser piercing time

5. 4 レーザ光焦点の円・上下運動を用いた穴あけ加工試験結果

5. 4. 1 穴あけ加工試験結果

まず，レーザ光焦点の円運動の実験結果を説明する．円運動半径は $100\mu\text{m}$ とし，周波数を $0\sim f_0\text{Hz}$ の範囲で変更する．初期レーザ出力 P_0 ， $1.5P_0\text{W}$ で，焦点位置を固定した場合と，初期レーザ出力 $1.5P_0\text{W}$ で，円運動を適用した場合の加工時間計測結果を図5.11に示す．赤丸が平均値を，エラーバーは各条件での，最長及び最短の穴あけ時間を示す．

ここで，横軸は，初期レーザ発振周波数 f_{l0} と，レーザ焦点位置の円運動周波数 f_o を用いて，次式(5.9)より求められる数値である，分散数 N_d で示している．

$$N_d = \frac{f_{l0}}{f_o} \quad (5.9)$$

これは，加工初期での，大まかなレーザ光照射位置の数を示す．具体的に，分散数1の場合，加工初期では，レーザ発振周波数と円運動周波数が一致するため，焦点の円運動1周期あたり，レーザ光が1度照射される．そのため，図5.12(a)に示す通り，照射位置は1箇所であることを意味する．同様に，分散数2の場合，レーザ発振周波数は円運動周波数の2倍となるため，円運動1周期あたり，レーザ光が2度照射される．そのため，図5.12(b)に示す通り，照射位置は2箇所であることを意味する．以下，分散数3以降も同様である．

まず，焦点位置を固定したまま，初期レーザ出力を1.5倍に増加すると，加工時間は1.1秒程度短縮され，基準条件の約83%の時間で穴あけ加工が終了する．ただし，穴あけ加工を連続で実施した際，レーザ光照射直後のセルフバーニングの発生が確認された．

分散数3以上の条件で円運動を適用した場合、セルフバーニングを抑制できることが確認された。加工時間は分散数5の条件で最も短く、約1秒程度短縮され、基準条件の約84%の時間で終了した。これは、焦点固定で、初期レーザ平均出力を高めた場合の加工時間と比べると僅かに長い、ほぼ同程度と判断できる。

なお、分散数2以下の条件では、焦点固定時と同様に、セルフバーニングが発生した。これらの条件は、加工初期で、レーザ光が1、もしくは2箇所付近に限定して繰り返し照射されるため、それらの位置で熱が集中したことが原因と考えられる。

また、分散数5~8の条件では、加工時間の変化は小さく、分散数5の条件の試行誤差範囲内に収まる。ここから、十分な分散数が得られれば、円運動周波数と加工時間にはあまり相関が無いと考えられる。そのため、円運動周波数を、パルスレーザの初期発振周波数の1/5以下に設定することで、セルフバーニングを抑制しながら、加工時間の短縮が可能と推測される。

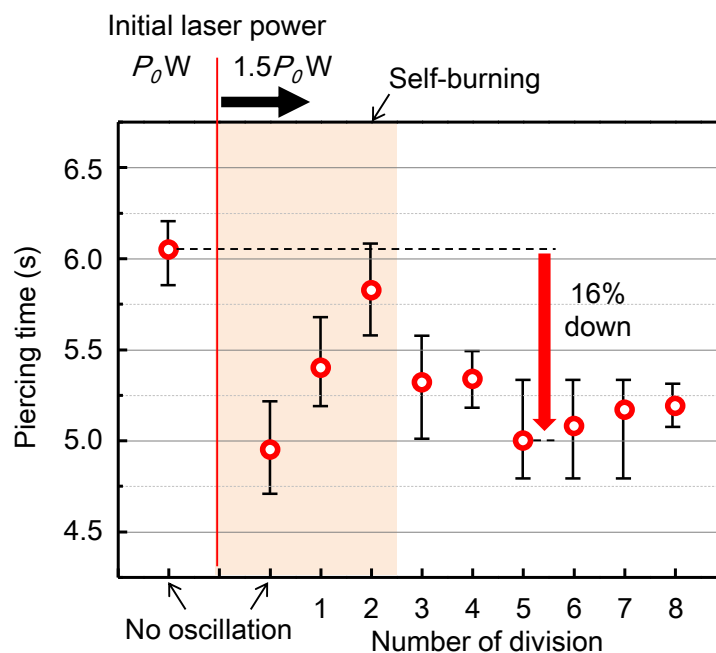


Fig. 5.11 Laser piercing time with orbital oscillation

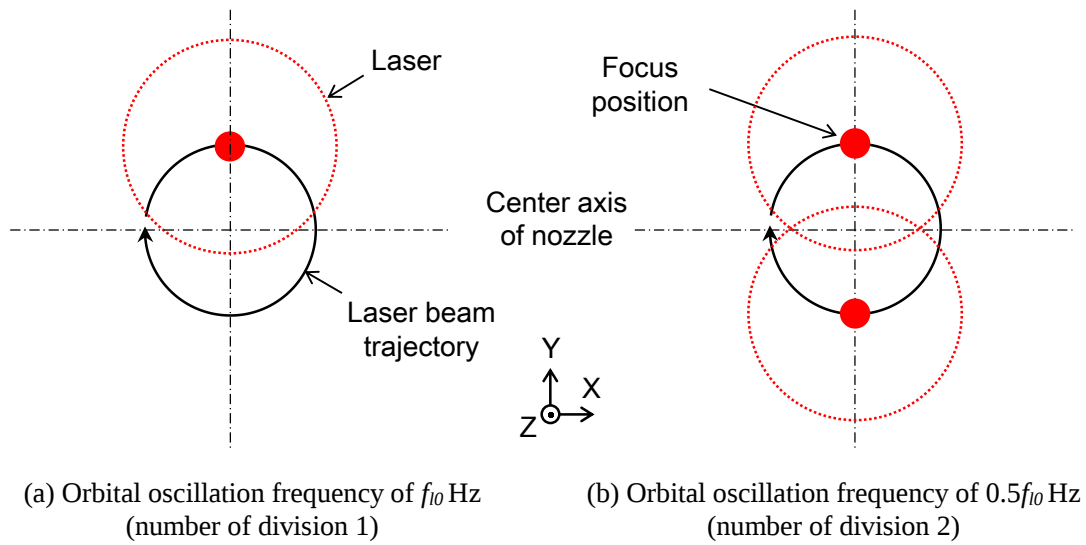


Fig. 5.12 Definition of number of division

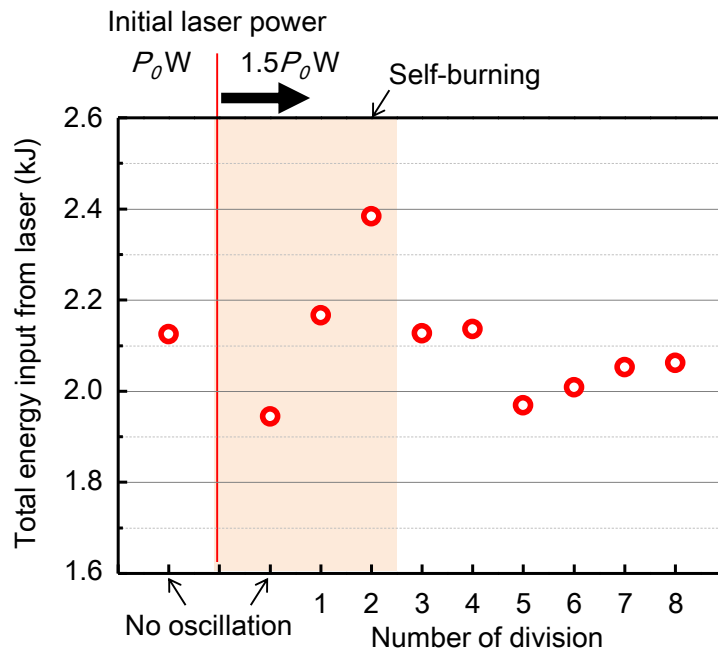


Fig. 5.13 Total energy input from laser with orbital oscillation

また、図5.11の穴あけ加工時間の平均値と、図5.9(a)に示すレーザ平均出力の変化から、穴貫通までにレーザ光照射により投入された総エネルギーを概算した結果を図5.13に示す。セルフバーニングが発生しない条件について、初期レーザ出力の大きさに関わらず、穴貫通までのレーザ光による投入エネルギーの総量は、2~2.2kJ程度で、ほぼ同等であることが確認できる。

次に、レーザ焦点位置の上下運動の実験結果を説明する。上下運動周波数は10Hzとし、振幅は0, 3, 4mmとした。初期レーザ出力 P_0 , $1.5P_0W$ で、焦点位置を固定した場合と、初期

レーザ出力 $1.5P_0W$ で、上下運動を適用した場合の加工時間計測結果を図5.14に示す。赤丸が平均値を、エラーバーは各条件での、最長及び最短の穴あけ時間を示す。

上下運動を適用した場合でも、セルフバーニングを抑制できることが確認された。加工時間は、上下運動振幅3mmの条件で約1秒程度短縮され、基準条件の約84%の時間で終了した。

また、図5.14の穴あけ加工時間の平均値と、図5.9(a)に示すレーザ平均出力の変化から、穴貫通までにレーザ光照射により投入された総エネルギーを概算した結果を図5.15に示す。振幅3mmの上下運動適用時、穴貫通までのレーザ光による投入エネルギーの総量は約2kJであることが確認された。これは、焦点固定時や、セルフバーニングの発生しない円運動適用時とほぼ同程度の値である。ここから、穴あけ加工時間を短縮するには、レーザ平均出力を高め単位時間あたりの投入エネルギーを増加させる一方、セルフバーニングを発生させないように熱を分散させることが重要と推測される。

なお、上下運動振幅4mmの場合、振幅3mmの条件と同様、セルフバーニングを抑制できるが、加工時間の短縮は0.5秒程度であった。この時の穴貫通までに投入されたエネルギー量は2.2kJ以上と、振幅3mmの場合と比べて多い。これは、振幅の拡大により、振幅3mmの場合よりも照射範囲が拡大したことで、投入エネルギーに対し、溶融に必要なレーザ強度を満たせず、加工に寄与できない割合が増加したことが原因と推測される。

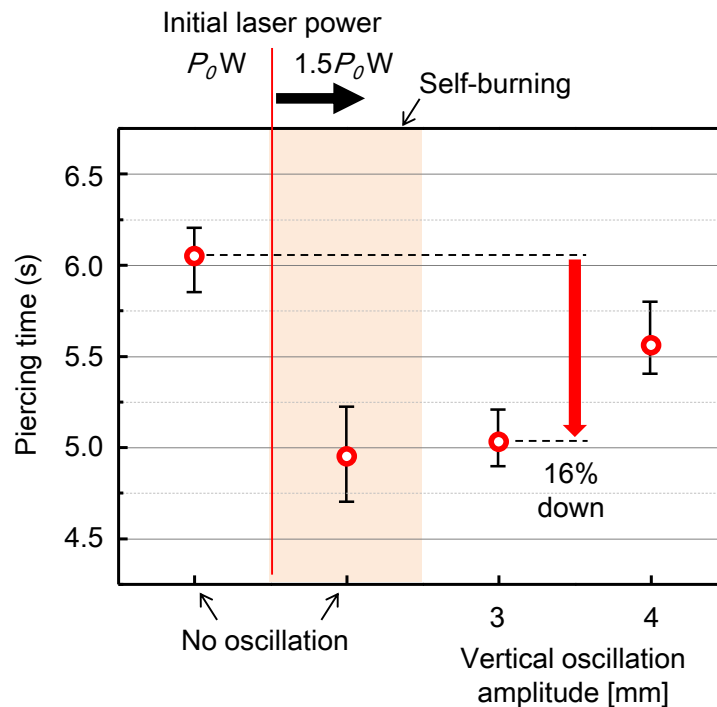


Fig. 5.14 Laser piercing time with vertical oscillation

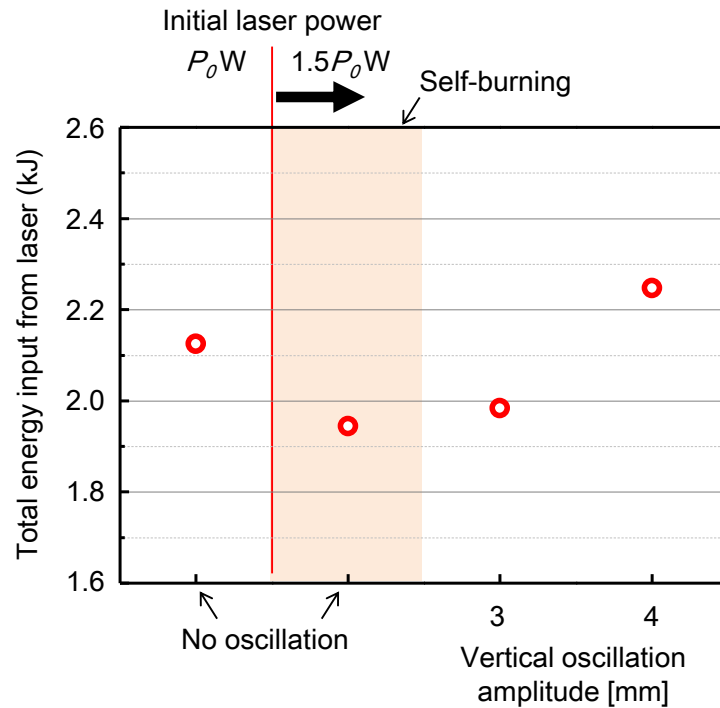


Fig. 5.15 Total energy input from laser with vertical oscillation

5. 4. 2 熱伝導解析による考察

レーザ光焦点の円，上下運動による，入熱を分散させる効果について考察するため，ワーク上面の温度分布を，有限要素法解析ソフト（COMSOL Multiphysics ver. 4.4, COMSOL AB.）の非定常熱伝導解析により推測する．

解析モデルのイメージを図5.16に示す．1辺が12mmの立方体の軟鋼に対し，上方からレーザ光を照射するモデルを想定する．軟鋼の熱伝導率は $51.6\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ，比熱は $440\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ に設定した．本解析では以下の仮定を用いる．

- ・解析時間は，レーザ照射後0.1秒までとする．
- ・加工初期の短時間の解析のため，レーザ光平均出力は $1.5P_0\text{W}$ ，周波数は $f_0\text{Hz}$ ，デューティ比は $d_0\%$ で一定とする．この場合，3ms間のレーザ光照射と，17ms間の照射停止がくり返し行われる．
- ・ワーク側面，底面は断熱である．
- ・ワークの溶融，アシストガス吹き付けによる冷却，及び酸化反応は考慮しない．
- ・レーザ光の軟鋼に対する吸収率は0.1とする¹⁵⁾．

なお，ワークの初期温度は室温（293K）に設定する．また，ワーク上面の中心を原点と定める．焦点固定時，及び円，上下運動適用時に，ワーク上面に設定するレーザ光強度 E

は、5.2.3項で説明したものと同一である。また、円、上下運動の条件等は、表5.1に示した数値を用いる。

まず、図5.17に、焦点固定時、及び円、上下運動適用時の、原点での温度変化を示す。レーザ照射中、円運動適用時は、焦点固定時と比べて原点での温度がほぼ一定量低く、上下運動適用時は温度が増減を繰り返すが、焦点固定時を超えないことが確認できる。これは、図5.4に示した、原点でのレーザ強度変化の傾向と一致している。

また、最も温度が高くなる、レーザ照射開始から0.083秒後の、ワーク上面、原点付近の温度分布を図5.18に示す。これは、図5.17に示す、5発目のパルスレーザが照射し終わる瞬間に相当する。ピーク温度は、焦点固定時で約7500K、円運動適用時で約6500K、上下運動適用時で約6300Kであった。なお、円運動適用時のみ、ピーク温度は原点からX正方向に約44 μ m、Y負方向に約90 μ m移動した位置に確認されたが、これは、レーザ光焦点が、原点を中心とした半径100 μ mの円軌跡上を移動するからである。焦点固定時が最もピーク温度が高くなっており、円、上下運動適用時に比べ、局所的に熱が集中した結果と考える。

また、穴あけ加工時、ワークに直径1mm程度の穴が形成されたことから、図5.18の結果を用い、ワーク上面、原点から0.5mmの範囲内で平均温度を求めると、焦点固定時で約1080K、円運動適用時で約1070K、上下運動適用時で約1075Kとなることを確認した。これらはほぼ等しいことから、円、上下運動を適用した場合でも、焦点固定時と比較し、穴の形成が想定される範囲内に、同程度のエネルギー量を投入できていることが推測される。

更に、レーザ照射開始から0.083秒後における、ワーク上面で、ピーク温度が含まれるX軸に平行な線上の温度分布を図5.19(a)に示す。具体的に、焦点固定時、上下運動適用時はY=0の線上、円運動適用時はY=-0.09の線上に該当する。なお、比較のため、図5.19(a)のX座標は、レーザ光中心が0となるように補正している。焦点固定時と比べ、レーザ光焦点の円、上下運動適用時、レーザ光中心から0.1mm以内の範囲で500~1000K程度温度が低下し、その分、中心から0.2~0.3mm離れた位置周辺で温度が100~200K程度上昇していることが確認される。これは、焦点固定時には中心付近に与えられていた熱を、円、上下運動適用により周囲に分散できていることを示している。

以上のように、レーザ照射時における、レーザ光焦点の円、上下運動により、同じエネルギー量を投入しつつも、熱を分散する効果を確認できたが、一方で、レーザ照射からある程度時間が経過した場合、その効果を確認することが出来なかった。図5.19(b)は、レーザ照射開始から0.09秒後における、ワーク上面で、ピーク温度が含まれるX軸に平行な線上の温度分布を示している。これは、図5.17に示す、5発目のパルスレーザ照射停止後、7ms経過した瞬間に相当する。なお、比較のため、図5.19(a)と同様に、X座標はレーザ光中心が0

となるように補正している．どの条件においても，温度分布にほぼ差が見られない．これは，本解析モデルで酸化反応熱の発生を考慮していないことが原因であると考えている．

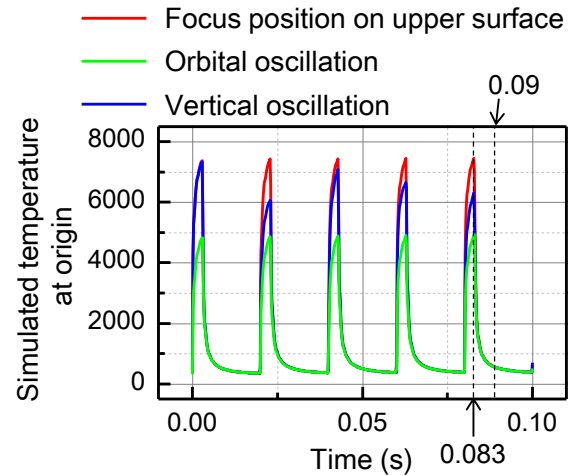
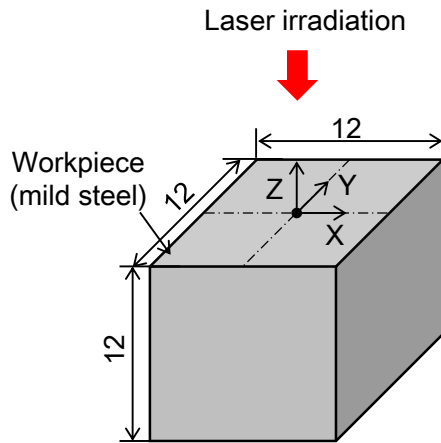
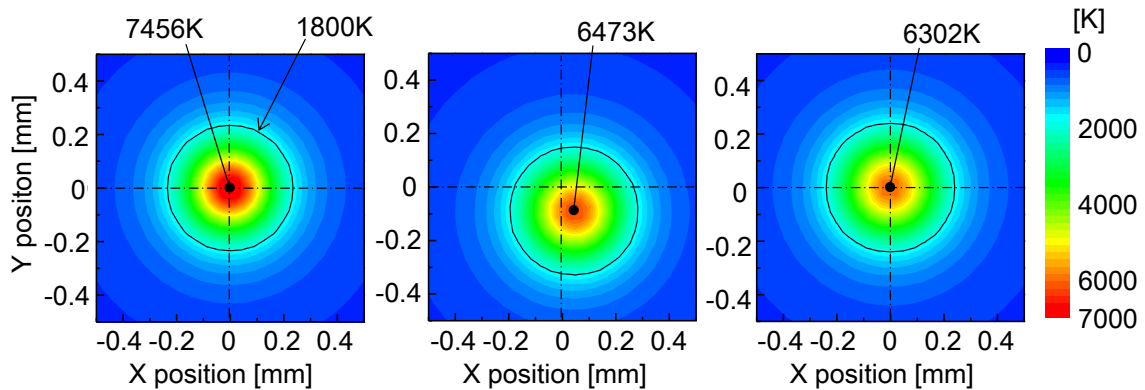


Fig. 5.16 Unsteady heat conduction analysis model

Fig. 5.17 Simulated temperature at origin

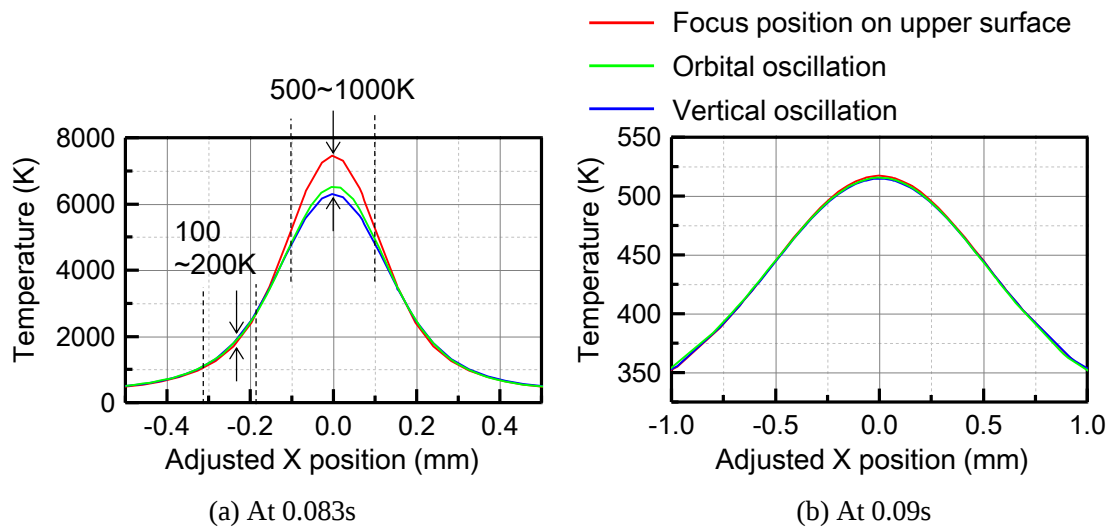


(a) Focus position on upper surface

(b) Orbital oscillation

(c) Vertical oscillation

Fig. 5.18 Simulated temperature distribution on upper surface of workpiece (0.083s)



(a) At 0.083s

(b) At 0.09s

Fig. 5.19 Comparison of simulated temperature distribution on upper surface of workpiece

本来、軟鋼の融点である、約1850Kまで温度が上昇した際にワークが溶融され、溶融した部分が酸化反応することで、発熱する。図5.19(a)より、レーザ光照射時、焦点固定時には中心付近で、円、上下運動適用時よりも温度が高いことから、その位置で溶融、及び酸化反応が早く、且つ長く発生し、投入熱量が多くなると推測される。同様に、円、上下運動適用時には中心から離れた位置で、焦点固定時よりも温度が高いことから、その位置での投入熱量の増加が推測される。その結果、焦点固定時には中心付近、円、上下運動適用時には中心から離れた位置で、温度が更に上昇することで、図5.19(a)、及び時間が経過した図5.19(b)で、温度分布の違いが明確に現れると推測する。これらについて詳しく検討、考察するため、今後、酸化反応の発生も考慮した解析モデルでの検討が求められる。

5. 5 結 言

本章では、酸素ガスを使用する10mmを超える厚板の穴あけ加工に着目し、穴表面でのセルフバーニングを抑制しながら、穴あけ加工時間の短縮を目的とした。まず、初期レーザ平均出力を高め、同時に、レーザ光焦点を円、上下運動させることで、加工初期でのワーク上面での熱の集中を抑える方法を提案した。レーザ加工中に集光レンズを6軸方向に駆動可能な加工システムを用い、穴あけ加工試験を実施、提案手法によるセルフバーニング発生の有無と、穴あけ加工時間への効果を実験的に検討した。

本章で得られた結果を以下に示す。

- ・初期レーザ平均出力を基準の1.5倍に高め、半径100 μ m、分散数5の円運動を適用することで、セルフバーニングを抑制しながら、基準条件に対して約16%の加工時間短縮を実現した。これは、セルフバーニングが発生する、焦点位置固定、初期レーザ出力増加時の加工時間とほぼ等しい。
- ・初期レーザ平均出力を基準の1.5倍に増加し、振幅3mm、周波数10Hzの上下運動の適用により、セルフバーニングを抑制しながら、基準条件に対して約16%の加工時間短縮を実現した。

本章で残された課題は、円、上下運動条件と加工時間、セルフバーニングに対する効果の調査が不十分であったことが挙げられる。本試験では、円、上下運動、どちらも適用したレンズ駆動条件は限られている。今後、効果的にセルフバーニングを抑制し、それによりレーザ出力の更なる増加、及び加工時間の更なる短縮を実現するため、円、上下運動条件と穴あけ加工結果の関係について、詳細に調査する必要がある。

第6章 結 論

6. 1 本論文のまとめ

軟鋼，ステンレスの厚板を対象としたレーザ切断，穴あけ加工では，加工の高速化，高品質化，及び加工効率向上が要求されている．これら要求を満たすため，切断加工では，1) 切断フロントへのアシストガス供給の改善，2) 切断面に生成される条痕の微細化，穴あけ加工では，3) レーザの高出力化に伴うセルフバーニングの抑制が課題である．そこで本研究では，アシストガスノズルに対してレーザ光焦点の相対位置を制御し切断，穴あけを行うことで，上記3つの課題を解決する手法を提案，効果を評価した．各章で得られた結論を以下に示す．

第2章「レンズ駆動アクチュエータを備えたレーザ偏心加工システム」では，アシストガスを切断フロントに効率良く供給するため，ガス供給用ノズル中心軸に対して，レーザ光軸を加工方向前方に偏心させる手法（レーザ偏心加工）を，2次元加工に適用することを目的とした．まず，面内光軸-ノズル中心軸間の偏心量，方向を変更するため，集光レンズを面内に駆動可能な，弾性ヒンジ案内と2組の対向する電磁石から構成されるアクチュエータを提案，設計した．本レンズ駆動アクチュエータの位置決め制御性能を評価した結果，面内並進方向に $\pm 0.5\text{mm}$ の位置決め範囲，150~170Hz程度のバンド幅を実現し，2Gの加減速環境下で，レーザヘッドに対し，レンズホルダの相対変位を $\pm 10\mu\text{m}$ 以内に抑えられることを確認した．

次に，本アクチュエータと，既存レーザ加工機を組み合わせ，レーザ偏心加工システムを構築した．厚み12mmの軟鋼を対象とした切断加工試験を実施し，偏心無しの加工と比べ，レーザ偏心加工の適用により，加工速度の約25%の向上，ワークへのドロス付着の回避を確認した．しかしながら，弾性ヒンジアクチュエータの位置決め範囲の不足により，十分な偏心量と加工速度の関係を調査できなかった．また，将来的な実用化を考慮し，更なる小型，軽量化が求められた．

第3章「レンズ駆動アクチュエータの小型・軽量・大ストローク化とレーザ偏心加工の評価」では，将来的な実用化も考慮した小型，軽量なレンズ駆動機構を実現し，その広い位置決め範囲を利用した，レーザ偏心加工による，加工速度，面粗さ，アシストガス消費

量への評価を目的とした。まず、静圧空気軸受と3組の電磁石を組み合わせた三角形のアクチュエータを提案し、弾性ヒンジアクチュエータと比べ、倍近くのレンズホルダの位置決め範囲、全質量の半減、寸法の3割減を実現した。また、広範囲、高応答の安定した位置決め制御の実現のため、電磁力非線形補償法として、部分バイアス法の適用と、バイアス力法の提案を行なった。また、レンズホルダの大変位に起因するコイルインダクタンス変化の補償のため、可変ゲイン型電流フィードバックを提案し、その有効性を示した。位置決め制御性能を評価した結果、面内並進方向に半径1mm円内の位置決め範囲、150~190Hz程度のバンド幅を実現し、2Gの加減速環境下で、アシストガスノズル、加工ヘッドに対し、レンズホルダの相対変位を $\pm 15\mu\text{m}$ 以内に抑えられることを確認した。

厚み12mmの軟鋼、ステンレス板を対象とした切断加工試験を実施し、偏心加工により、軟鋼では最大53%の面粗さ改善と、最大36%の加工速度向上を、ステンレスでは最大31%程度のアシストガス圧及び消費量の低減を実現した。なお、本試験では、軟鋼ではワークの下部、ステンレスでは切断面全面で、面粗さ改善が見られなかった。

第4章「レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の切断面品質の向上」では、レーザ切断加工の切断面粗さを改善可能な加工手法の提案、実施を目的とした。まず、レーザ光焦点を高周波で面内円、上下運動させながら切断することで、切断面に積極的に細かい条痕を形成し、面粗さを改善する手法を提案した。本手法の実施には、集光レンズの面内、及び面外駆動を必要とするため、以前開発されたレンズを6軸方向に駆動可能な磁気浮上アクチュエータと既存レーザ加工機からなる加工システムを構築した。

厚み9, 12mmの軟鋼を対象に、提案手法を用いた切断加工試験を実施した。まず、レーザ光焦点の円運動を用いた場合、レーザ光の走査軌跡に沿った形状の条痕が形成されることを確認した。本試験では、半径 $20\mu\text{m}$ 、周波数116Hzの円運動を適用した場合に最も条痕が微細化され、円運動無しと比べ、約65%の面粗さ改善を実現した。ただし、レーザ光走査が周期的に停止する、特異点付近では、切断溝幅を拡大する方向へ溶融が進み、面粗さが悪化することが確認されている。

また、レーザ光焦点の上下運動適用時にも、円運動適用時と同様、高周波数条件で条痕が微細化される傾向にある。振幅0.5mm、周波数83Hzの上下運動適用時、上下運動無しの場合と比較し、最大で55%程度面粗さが改善された。アクチュエータの性能の限界により、十分に上下運動の周波数を高められず、円運動適用時と比べると効果は小さい。しかし、ワーク下部に限定すると、上下運動適用時の方が、円運動適用時よりも、面粗さ改善に効果的であった。

第5章「レーザ光焦点の円・上下運動を用いた厚板鋼板の穴あけ加工の高速化」では、酸素ガスを使用する厚板の穴あけ加工に着目し、穴あけ開始時の厚板表面でのセルフバーニングを抑制しながら、穴あけ加工時間の短縮を目的とした。レーザ平均出力の初期値を高め、同時に、レーザ光焦点を円、上下運動させることで、セルフバーニングの主因とされる加工初期のワーク上面での熱の集中を抑える方法を提案した。

集光レンズを6軸方向に駆動可能な加工システムを用い、厚み12mmの軟鋼を対象に、提案手法を用いた穴あけ加工試験を実施した。まず、焦点位置固定で、初期レーザ出力を基準の1.5倍に高めると、出力増加前と比較し、加工時間が17%程度短縮されるが、同時にセルフバーニングが発生した。これに対し、パルスレーザの発振周波数の初期値が50Hzであることを考慮し、その整数（分散数）分の1の周波数で焦点を円運動させることで、加工初期のレーザ光照射位置を分散させた。同じレーザ出力条件で、半径100 μ m、分散数3以上のレーザ光焦点の円運動を適用した場合、セルフバーニングを抑制できることを確認した。分散数5の円運動適用時が最も穴あけ加工が早く終了し、出力増加前と比べ、約16%加工時間が短縮された。また、同じレーザ出力条件、振幅3mm、周波数10Hzのレーザ光焦点の上下運動を適用した場合も同様に、加工時間が出力増加前と比べて、16%短縮されることを確認した。

6. 2 今後の課題

（1）レンズ駆動アクチュエータの位置決め応答性の向上

第4章の切断加工試験において、アクチュエータの性能の限界により、円運動では200Hz、上下運動では83Hzが、実現できた周波数上限であった。より高い周波数の円、上下運動により、面粗さが改善する可能性がある。レーザ光焦点の円、上下運動の最適条件の探索のため、レンズ駆動アクチュエータの位置決め応答性の向上が求められる。

（2）レーザ光焦点の上下運動適用により切断不可となる原因の解明

第4章の、レーザ光焦点の上下運動を用いた板厚12mmの軟鋼の切断加工時、上下運動振幅0.5mm、周波数40Hz以上の条件で切断できなくなる問題が確認された。板厚9mmの切断加工試験では、上下運動適用時の方が、円運動適用時よりも、ワーク下部の面粗さ改善に効果的であったことから、より厚い板の切断への上下運動の適用が期待される。その実現のためにも、上記条件の上下運動適用時に切断不可能となった原因の解明が求められる。

（３）レーザ穴あけ加工におけるレンズ駆動条件の最適化

第5章で実施した穴あけ加工試験について、本論文では限られたレンズ駆動条件しか適用されておらず、提案手法の効果の実験的な確認に留まっている。効果的にセルフバーニングを回避し、加工時間を短縮可能なレンズ駆動条件の探索が必要であり、そのためには、円、上下運動条件を細かく変化させた穴あけ加工の評価が求められる。

（４）レーザ光焦点の運動によるレーザヘッドの振動

第4、5章において、レンズを大半径（振幅）及び高周波数で円、上下運動させる際、その反力でレーザヘッドを加振する可能性がある。レーザヘッドの質量、剛性や減衰を調査し、レンズ駆動によるレーザヘッドの振れ量と、実際のレーザ光焦点の移動量を確認する必要がある。

（５）酸化反応を考慮した熱伝導解析モデルの構築

第5章において、レーザ光焦点の円、上下運動による熱の分散効果を考察するため、レーザ光照射のみを考慮した熱伝導解析モデルを構築した。しかし、構築したモデルでは、レーザ照射後、時間経過により、焦点位置固定時と円、上下運動適用時で、ほぼ同じ温度分布となることが確認された。酸化反応熱を考慮することで、焦点位置固定時ではレーザ光中心付近で、円、上下運動適用時は中心から離れた位置で投入熱量が増加し、その結果、明確に温度分布の違いが現れると推測される。このため、酸化反応熱の発生も考慮した熱伝導解析モデルの構築が求められる。

（６）集光レンズ温度変化の調査

本研究で使用した集光レンズの場合、温度が350Kを超えると、屈折率の変化に伴い、レーザ強度分布が変化し、加工に影響を与える。非接触アクチュエータによりレンズ駆動する場合には、伝熱によるレンズ冷却が困難である。レンズ及びレンズホルダは浮上しており、熱を逃すのが困難である。第2、3章で、温度解析により検討し、提案したアクチュエータは、レンズの温度を350K以下に抑えられるとの結論を得たが、加工試験中での評価は行われていない。このため、加工中のレンズ温度変化を計測する必要がある。

（７）レーザ光の傾斜による加工への影響の調査

本研究では、レーザ光焦点の位置決めを行うため、レンズ駆動方式を採用した。使用したレンズの焦点距離が190.5mm、レンズの最大偏心量が1mmであることから、レーザ光は、

レンズ偏心方向に，最大で約 0.3° 傾斜してワークに照射される．このレーザ光の傾斜による，加工結果への影響について，その有無を含めて評価できておらず，確認の必要がある．

参考文献

- 1) 今井祥人, 祝靖彦, プリント基板穴あけ用CO₂レーザー加工機, 電気加工学会誌, Vol. 37, No. 86, 2003, pp. 34-37.
- 2) 小西一昌, 蟹江智彦, 高橋健一郎, 島川修, 水戸瀬雄一, 佐々木隆, 樽稔樹, 永島拓志, 布施敬司, 井上享, パワー伝送用矩形コアファイバの開発, SEIテクニカルレビュー, No. 177, 2010, pp. 125-128.
- 3) 石出孝, 坪田秀峰, 名山理介, 下楠善昭, 長島是, 沖村浩司, 高出力YAGレーザー加工の厚板分野への適用, レーザー研究, Vol. 28, No. 1, 2000, pp.13-18.
- 4) 川澄博通, レーザ加工技術, 日刊工業新聞社, 1985.
- 5) 矢島達夫, 霜田光一, 稲葉文男, 難波進, 新版レーザーハンドブック, 朝倉書店, 1989.
- 6) 長野幸隆, レーザーによる表面熱処理, レーザー研究, Vol. 8, No. 4, 1980, pp. 612-618.
- 7) Takenaka, Y., Nishimae, J., Tanaka, M., Motoki, Y., High-power CO₂ laser with a Gauss-core resonator for high-speed cutting of thin metal sheets, Optics Letters, Vol. 22, No. 1, 1997, pp. 37-39.
- 8) Salem, H. G., Mansour, M.S., Badr, Y., Abbas, W.A., CW Nd:YAG laser cutting of ultra low carbon steel thin sheets using O₂ assist gas, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 196, No. 1-3, 2008, pp. 64-72.
- 9) Olsen, F. O., Schuett, H. K., Nielsen, J. S., Multibeam fiber laser cutting, Journal of Laser Applications, Vol. 21, No. 3, 2009, pp. 133-138.
- 10) Powell, J., Al-Mashikhi, S. O., Kaplan, A. F. H., Voisey, K. T., Fiber laser cutting of thin section mild steel: An explanation of the 'striation free' effect, Optics and Lasers in Engineering, Vol. 49, No. 8, 2011, pp. 1069-1075.
- 11) Scintilla, L.D., Tricarico, L., Experimental investigation on fiber and CO₂ inert gas fusion cutting of AZ31 magnesium alloy sheets, Optics and Laser Technology, Vol. 46, 2013, pp. 42-52.
- 12) Stelzer, S., Mahrle, A., Wetzig, A., Beyer, E., Experimental investigation on fusion cutting stainless steel with fiber and CO₂ laser beams, Physics Procedia, Vol. 41, 2013, pp. 399-404.
- 13) Lan, H., Wang, W., Shangguan, Y., Liu, S., Fundamental studies on high power fiber laser cutting performance of 30 mm thick carbon steel plate, Proceedings of the 6th International Forum on Strategic Technology, Vol. 1, 2011, pp. 6-11.

- 14) Catherine, W., Veli, K., ファイバレーザによる厚い形鋼の切断, Technology Report of Industrial Laser Solutions Japan, 2010, pp. 16-18.
- 15) Mahrle, A., Beyer, E., Theoretical aspects of fibre laser cutting, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 42, No. 17, 2009, pp. 1-7.
- 16) 新井武二, レーザ加工の基礎工学 改訂版, 丸善株式会社, 2013.
- 17) 倉田豊, レーザプロセッシング, 日経技術図書株式会社, 1990.
- 18) 金岡優, 絵ときレーザ加工の実務, 日刊工業新聞社, 2013.
- 19) 新井武二, 実用レーザ切断・溶接加工, 日刊工業新聞社, 2014.
- 20) 金岡優, 機械加工現場診断シリーズ⑦ レーザ加工, 日刊工業新聞社, 1999.
- 21) 倉田豊, レーザプロセッシング応用便覧, 有限会社エヌジーティー, 2006.
- 22) Sobih, M., Crouse, P.L., Li, L., Elimination of striation in laser cutting of mild steel, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 40, No. 22, 2007, pp. 6908-6916.
- 23) Ermolaev, G.V., Kovalev, O.B., Simulation of surface profile formation in oxygen laser cutting of mild steel due to combustion cycles, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 42, No. 18, 2009, pp. 1-10.
- 24) Ermolaev G.V., Kovalev O.B., Orishich A.M., Fomin V.M., Mathematical modelling of striation formation in oxygen laser cutting of mild steel, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 39, No. 19, 2006, pp. 4236-4244.
- 25) Chen, K., Yao, Y.L., Striation formation and melt removal in the laser cutting process, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 1, No. 1, 1999, pp. 43-53.
- 26) Arata, Y., Maruo, H., Miyamoto, I., Takeuchi, S., Dynamic Behavior in laser gas cutting of mild steel, Transactions of JWRI, Vol. 8, No. 2, 1979, pp. 175-186.
- 27) Rajpurohit S.R., Patel D.M., Striation mechanism in laser cutting, International Journal of Engineering Research and Applications, Vol. 2, No. 2, 2012, 457-461.
- 28) Wee, L.M., Li, L., An analytical model for striation formation in laser cutting, Applied Surface Science, Vol. 247, No. 1-4, 2005, pp. 277-284
- 29) Ivarson, A., Powell, J., Kamalu, J., Magnusson, C., The oxidation dynamics of laser cutting of mild steel and the generation of striations on the cut edge, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 40, 1994, pp. 359-374.
- 30) Man, H. C., Duan, J., Yue, T. M., Analysis of the dynamic characteristics of gas flow inside a laser cut kerf under high cut-assist gas pressure, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 32, No. 13, 1999, pp. 1469-1477.
- 31) Quintero, F., Pou, J., Fernadez, J. L., Doval, A. F., Lusquinos, F., Boutinguiza, M., Soto, R., Perez-Amor, M., Optimization of an off-axis nozzle for assist gas injection in laser fusion cutting, Optics and Lasers in Engineering, Vol. 44, No. 11, 2006, pp. 1158-1171.
- 32) Brandt, A. D., Settles, G. S., Effect of nozzle orientation on the gas dynamics of inert-

- gas laser cutting of mild steel, *Journal of Laser Applications*, Vol. 9, No. 6, 1997, pp. 269-277.
- 33) Ketting, H. O., Olsen, F. O., High pressure off-axis laser cutting of stainless steel and aluminum, *Proceeding of LAMP'92*, 1992, pp. 607-612.
 - 34) 小野寺宏, レーザ加工方法およびその装置, 特開平07-204877, 1995-8-8.
 - 35) 浮田克一, 小林修, 永利英昭, 川添健治, レーザ加工機のレーザービームノズル装置, 特開平07-308792, 1995-11-28.
 - 36) 松居吉哉, レンズ設計法, 共立出版株式会社, 1974.
 - 37) Lim, G.C., Optics for cutting with an off-axis laser beam, *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*, 1994.
 - 38) Mori, S., Sato, Y., Sakurada, A., Naganawa, A., Shibuya, Y., Obinata, G., 2D nano-motion actuator for precise track following, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, Vol. 4, No. 1, 2010, pp. 301-314.
 - 39) Shinno, H., Yoshioka, H., Taniguchi, K., A Newly Developed Linear Motor-Driven Aerostatic X-Y Planar Motion Table System for Nano-Machining, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 56, No. 1, 2007, pp. 369-372.
 - 40) Shinno, H., Hashizume, H., Yoshioka, H., Komatsu, K., Shinshi, T., Sato, K., X-Y- θ Nano-Positioning Table System for a Mother Machine, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 53, No. 1, 2004, pp. 337-340.
 - 41) Zhang, X., Shinshi, T., Kajiwar, G., Shimokohbe, A., Imai, Y., Miyake, H., Nakagawa, T., A 5-DOF controlled maglev local actuator and its application to electrical discharge machining, *Precision Engineering*, Vol. 32, No. 4, 2008, pp. 289-300.
 - 42) Hofer, M., Schmidt, E., Schrod, M., Design of a Three Phase Permanent Magnet Biased Radial Active Magnetic Bearing Regarding a Position Sensorless Control, *Proceedings of the 24th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*, 2009, pp. 1716-1721.
 - 43) 樋口俊郎, 山口智実, 電磁吸引力を利用した高速位置決め機構の開発, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 10, 1993, pp. 1619-1624.
 - 44) Setiawan, J.D., Mukherjee, R., Maslen, H., Adaptive compensation of sensor runout for magnetic bearings with uncertain parameters: Theory and experiments, *Journal of Dynamic systems, Measurement, and Control*, Vol. 123, No. 6, 2001, pp. 211-218.
 - 45) 亀野浩徳, 久保厚, ステファン・ゲヒター, 高畑良一, 1kWh級小型フライホイール電力貯蔵装置の基本設計—ゼロパワー非線形制御型磁気軸受の適用—, *Koyo Engineering Journal*, No. 163, 2003, pp. 43-48.
 - 46) Trumper, D.L., Olson, S.M., Subrahmanyam, P.K., Linearizing control of magnetic suspension systems, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, Vol. 5, No. 4,

1997, pp. 427-438.

- 47) AeroLas GmbH, 空気軸受データシート,
http://www.aerolas.de/files/pdf/al-30-hs-hd_en.pdf
- 48) 大木義路, 電磁気学, オーム社, 2007.
- 49) 日本機械学会, 伝熱工学, 丸善株式会社, 2005.
- 50) Meeker, D., Maslen, E., Analysis and Control of a Three Pole Radial Magnetic Bearing, Proceeding of the 10th International Symposium on Magnetic Bearings, Switzerland, 2006.
- 51) 進士忠彦, 張曉友, 飯島知弘, 崔起鳳, 李黎川, 下河辺明, ラジアル磁気軸受の高精度制御, 精密工学会誌, Vol. 67, No. 11, 2001, pp. 1803-1807.
- 52) 橋本伊織, 長谷部伸治, 加納学, プロセス制御工学, 2002.
- 53) Endo, D., Sheet metal cutting with a 2kW radially polarized CO2 laser, Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, 2010.
- 54) 生緯武文, 松尾一泰, 圧縮性流体の力学, 理工学社, 1977.
- 55) Duan, J., Man, H. C., Yue, T. M., Modelling the laser fusion cutting process: III. Effects of various process parameters on cut kerf quality, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 34, No. 14, 2001, pp. 2143-2150.
- 56) Kovalev, O.B., Yudin, P. V., Zaitsev, A. V., Modeling of flow separation of assist gas as applied to laser cutting of thick sheet metal, Applied Mathematical Modelling, Vol. 33, No. 9, 2009, pp. 3730-3745.
- 57) Rao, B.T., Nath, A.K., Melt flow characteristics in gas-assisted laser cutting, Indian Academy of Science, Vol. 27, No. 5, 2002, pp. 569-575.
- 58) Golnabi, H., Bahar, M., Investigation of optimum condition in oxygen gas-assisted laser cutting, Optics and Laser Technology, Vol. 41, No. 4, 2009, pp. 454-460.
- 59) Harris J., Brandt M., Laser cutting of thick steel plate, Journal of Materials Forum, Vol. 25, 2001, pp. 88-115.
- 60) Wandera, C., Salminen, A., Kujanpaa, V., Inert gas cutting of thick-section stainless steel and medium-section aluminum using a high power fiber laser, Journal of Laser Applications, Vol. 21, No. 3, 2009, pp. 154-161.
- 61) Bordatchev E.V., Nikumb S.K., Effect of focus position on informational properties of acoustic emission generated by laser-material interactions, Applied Surface Science, Vol. 253, No. 3, 2006, pp. 1122-1129.
- 62) Thomas, D.J., The effect of laser cutting parameters on the formability of complex phase steel, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 64, No. 9-12, 2013, pp. 1297-1311.
- 63) He, D., Shinshi, T., Nakai, T., Development of a maglev lens drive actuator for off-axis

- control and adjustment of the focal point in laser beam machining, *Precision Engineering*, Vol. 37, No. 2, 2013, pp. 255-264.
- 64) Joao, P.D., *Nontraditional Machining Processes: Research Advances*, Springer Science & Business Media, 2013, pp. 73-77.
- 65) Powell, J., Frass, K., Menzies, I. A., 2.5 kW laser cutting of steels; factors affecting cut quality in sections up to 20 mm, *Proc. SPIE*, Vol. 801, 1987, pp. 278-282.
- 66) Golnabi, H., Bahar, M., Investigation of optimum condition in oxygen gas-assisted laser cutting, *Optics and Laser Technology*, Vol. 41, No. 4, 2009, pp.454-460.
- 67) Bordatchev E.V., Nikumb, S.K., Effect of focus position on informational properties of acoustic emission generated by laser-material interactions, *Applied Surface Science*, Vol. 253, No. 3, 2006, pp. 1122-1129.
- 68) Low, D.K.Y, Li, L., Byrd, P.J., The effects of process parameters on spatter deposition in laser percussion drilling, *Optics and Lasers Technology*, Vol. 32, No. 5, 2000, pp. 347-354.
- 69) Rao, B.T., Ittoop, M.O., Kukreja, L.M., A power ramped pulsed mode laser piercing technique for improved CO₂ laser profile cutting, *Optics and Lasers in Engineering*, Vol. 47, No. 11, 2009, pp. 1108-1116.

謝 辞

東京工業大学，精密工学研究所，進士忠彦教授には，学部四年生から五年間もの長きに渡り，丁寧なご指導を頂きました．深く敬意と感謝の意を表します．投稿論文の執筆や国内外の学会発表，展示会でのポスター発表等，様々な経験を積ませて頂きました．特に，人にわかりやすく考えを伝えるという点について，厳しくご指導頂きました．今後，学んだことを活かし，より人にわかりやすく伝えられる，一流の技術者になれるように日々精進していきます．

本研究をまとめるにあたり，貴重な御教示と御意見を賜りました，東京工業大学，精密工学研究所の北條春夫教授，初澤毅教授，大学院総合理工学研究科の佐藤海二准教授，吉岡勇人准教授，そして，千葉大学，大学院工学研究科の比田井洋史准教授に厚く御礼申し上げます．

実験を行うにあたり，多大なご助力を頂きました，三菱電機株式会社の，真柄卓司様，今城昭彦様，岡本達樹様，杉江弘様，藤川周一様，瀬口正記様，福岡輝章様，中井孝洋様，中村直幸様，福島一彦様，濱田章公子様に，心から感謝申し上げます．貴社での出張実験は，私にとって大きな経験となりました．特に中村様には，加工機の操作のため，非常に多くの時間を実験に費やして頂きました．深く御礼申し上げます．

東京工業大学，技術部精密工作技術センターの和田選主任技術専門員，長峯靖之センター長をはじめとした皆様には，実験装置の製作に多大なご助力を頂きました．深く御礼致します．

土方亘助教には，学部時代，及び博士課程において，貴重な御意見，御指摘を頂きました．内容が専門外や，複雑なものであっても，必ず，何らかのコメントを頂いており，それは研究を進める上で，非常に助けになりました．厚く御礼申し上げます．また，無量林直子様には，日頃の研究生生活に関するサポートをして頂きました．どうもありがとうございました．

上山吉崇さん，湯本淳史さんをはじめとした，進士研究室の先輩方には，研究を進める上で様々なアドバイスを頂きました．博士課程の藤原良元君とは，日々の生活の中で，研究や発表スライドについてだけでなく，様々なことについて，熱い議論を交わす機会が非常に多くありました．雑務なども色々協力してくれて，本当に助かりました．博士課程の饒俊君には，よく英語の言い回しなどを見て頂きました．ありがとうございます．修士課程の佐原玄太君，勝又大介君，鈴森雄基君，津野田亘君，神谷龍彦君，富岡洸太君，学部の高橋史哉君など，進士研の学生のおかげで，研究生生活を楽しく送ることが出来ました．ありがとうございます．

最後に，いつも健康を気にかけてくれた家族に深く感謝します．

2015年2月20日

森本 貴景