



レーザー光を用いた燃料デブリ・炉内構造物 取出しに向けた研究 (I)

－ 研究計画および平成 24 年度研究成果 －

Research on Removal Technologies of Fuel Debris and In-vessel Structures
using Laser Light (I)

- Research Plan and Research Activities on FY2012 -

村松 壽晴 山田 知典 羽成 敏秀 武部 俊彦 松永 幸大

Toshiharu MURAMATSU, Tomonori YAMADA, Toshihide HANARI
Toshihiko TAKEBE and Yukihiro MATSUNAGA

敦賀本部

レーザー共同研究所

Applied Laser Technology Institute
Tsuruga Head Office

August 2013

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2013

レーザー光を用いた燃料デブリ・炉内構造物取出しに向けた研究 (I)

— 研究計画および平成 24 年度研究成果 —

日本原子力研究開発機構 敦賀本部

レーザー共同研究所

村松 壽晴、山田 知典、羽成 敏秀、武部 俊彦、松永 幸大

(2013 年 7 月 16 日 受理)

福島第一原子力発電所の廃止措置作業では、燃料と炉内構造物とが熔融混合凝固した燃料デブリなどを取出し対象とする必要がある。この燃料デブリは、米国・スリーマイル島原子力発電所 2 号機での知見から、形状不定、高硬度、多孔質、多成分などの特徴を持つと考えられ、これを的確に取出すことのできる工法を確立する必要がある。

本報では、高出力・高出力密度、局所加工性、遠隔操作性に優れ、更には韌性に依らず溶断・破砕を行うことが可能なレーザー光を熱源とした切断工法を対象とし、燃料デブリの取出しに必要な要素技術を開発することを目標とした研究計画を策定するとともに、これに基づいた 2012 年度（平成 24 年度）の研究成果について記載した。

2012 年度の研究活動と得られた成果は、以下の通りである。

(1) 実験環境の整備

既存の 10 (6+4) kW ファイバーレーザーシステムに対し、2 分岐ビームスイッチを導入し、利便性を向上させた。また、燃料デブリなど取出し対象物の形状任意性などに対する遠隔操作特性を定量化する観点より、x-y-z 3 軸ロボットシステムを設計・製作した。更に、アシストガス噴流特性の適切化を定量的根拠に基づいて行えるようにするため、粒子画像流速測定 (PIV) システムを導入した。

(2) 厚板金属に対するレーザー切断性能の評価

炉内厚板構造物に対するレーザー切断性能を定量化するため、金属試験体に対するレーザー照射エネルギー量と切断深さの関係性を評価した上で、厚板切断時の金属試験体内部の温度計測による伝熱挙動の評価を行った。厚板金属のレーザー切断においては、切断対象物全体への熱拡散が、カーフフロントへのレーザー照射エネルギーの入熱効率に影響を与えることが示唆された。熱拡散を抑える観点から、アシストガスによる溶融金属の排出性を高めることに加え、切断対象物の厚みに応じてレーザー出力とレーザー光のスweep速度を最適化することが切断性能の向上において重要であることが分かつ

た。今後は、切断周辺部の熱伝導性の不均一さが与える切断性能への影響を検討していく必要があると考えられる。

(3) セラミックスに対するレーザー破砕性能の評価

急冷凝固によりセラミック化した燃料デブリに対するレーザー破砕性能を定量化するため、機械的特性(硬さ)、熱物性(熱伝導率)、多孔質などを模擬したセラミックペレットを用いて破砕挙動の評価を行なった。短パルス照射により微細に破砕出来る場合と、高入熱密度により局所的に熔融貫通出来る場合があり、両者の技術を組み合わせることで、破片サイズを、回収方法に適した大きさに制御出来る可能性があることを確認した。

(4) PIV システムによるアシストガス噴流特性の評価

レーザー切断溝幅などがアシストガス噴流流動特性に及ぼす影響を定量化するため、PIV を用いて圧力損失の評価を行った。切断溝幅の拡張によってアシストガス噴流の運動量は溝深部へ伝達しやすくなる可能性が示唆され、切断対象の不均一性や切断加工ヘッドの振動、溝幅による圧力損失と二次廃棄物量のトレードオフの関係を考慮し、熔融金属を効率よく排出するために板厚に応じて切断条件を適切化する必要があることを確認した。

(5) SPLICE コードによるレーザー切断シミュレーション

レーザー照射条件などの適切化作業を数値解析的な方法を援用することで効率的に行えるようにするため、気-液-固 統一 非圧縮性粘性流解析コード **SPLICE** の開発を進めた。また、**SPLICE** コードを用いてレーザー加工ヘッド移動速度をパラメータとした数値解析を行い、実験から得られている傾向、すなわち、その移動速度の増加によって低下するレーザー切断性能を概ね良好に再現できることを確認した。

敦賀本部 : 〒914-8585 福井県敦賀市木崎 65-20

Research on Removal Technologies of Fuel Debris and In-vessel Structures
using Laser Light (I) - Research Plan and Research Activities on FY2012 -

Toshiharu MURAMATSU, Tomonori YAMADA, Toshihide HANARI,
Toshihiko TAKEBE and Yukihiro MATSUNAGA

Applied Laser Technology Institute
Tsuruga Head Office, Japan Atomic Energy Agency, Tsuruga-shi, Fukui-ken

(Received July 16, 2013)

In decommissioning works of the Fukushima Daiichi nuclear power plants, it is required that fuel debris solidifying mixed materials of fuels and in-vessel structures should be removed. The fuel debris is considered to have characteristics, such as indefinite shapes, porous bodies, multi-compositions, higher hardness, etc. from the knowledge in decommissioning process of the Three Mile Island nuclear power plant.

Laser lights are characterized by higher power density, local processability, remote controllability, *etc.* and can be performed thermal cutting and crushing-up for various materials which does not depend on fracture toughness.

This report describes a research program and research activities in FY2012 aiming at developing removal system of fuel debris by the use of laser lights. Main results obtained from research activities in FY2012 are as follows:

(1) Improvements of experimental infrastructures

A beam switching unit for an existing fiber laser system, an x-y-z tri-axes robot system to investigate remote control performances, and a particle image velocimetry (PIV) system for quantitation of assist gas flow characteristics were introduced to the experimental laboratory of our Applied Laser Technology Institute in Tsuruga.

(2) Laser cutting performances for thick metal plates

To quantify laser cutting performance for thick metal plates of in-vessel structures, after the evaluation of the relationship between the kerf depth and amount of laser irradiation energy to the metal test piece, we evaluated for heat transfer behavior due to temperature measurement of thick metal plate on the laser cutting process. It is suggested that the heat diffusion into the cutting object can affect the heat input efficiency of the laser irradiation energy to kerf front. On the viewpoint of suppressing this thermal diffusion, it was found that it is important in improving the laser cutting

performance to increase the ejection of molten metal by the assist gas, and to optimize the laser output and the sweep rate of the laser beam according to the thickness of the cutting object. In the future, it is necessary to examine the influence of non-uniformity of the thermal conductivity of peripheral portion of the kerf on the laser cutting performance.

(3) Crushing-up performances for ceramics materials

To quantify crushing behavior of fuels debris, laser crushing test is performed using ceramics which characterized by mechanical characteristics (higher-hardness), thermophysical properties (thermal conductivity), porous bodies, etc. Laser pulse irradiation make possible the fine crushing and locally fusion penetration of ceramics. These technology will provide control of spallation fragment.

(4) Assist gas flow characteristics

A PIV system was applied to evaluate assist gas flow performances including pressure loss characteristics for various kerf width conditions simulating laser cutting situations. The experimental results indicated that gas momentum reaches deeply the kerf by expanding of the kerf width. From the above results, it was confirmed that the kerf width is one of important parameters for improvements of laser cutting performances.

(5) Laser cutting numerical simulation by the SPLICE code

Improvements were continued for a general-purpose three-dimensional thermo-hydraulics numerical simulation code, namely SPLICE, to evaluate gas-liquid-solid consolidated incompressible viscous flows with a phase change process in various laser applications. From computational results with the SPLICE code for laser cutting experiments, it was confirmed that suitable laser irradiation conditions can be estimated efficiently by the code.

Keyword: Laser Light, Fuel Debris, Remote Control, Laser Cutting and Crushing, Numerical Simulation

目 次

1. 緒 言	1
2. 開発目標および研究計画	2
2.1 米国・スリーマイル島原子力発電所 2 号機における燃料デブリ取出し作業	2
2.2 レーザー光を用いた燃料デブリ・炉内構造物取出し工法に求められる機能	3
2.3 研究計画	5
3. 実験環境の整備	7
3.1 10 (6+4) kW ファイバーレーザーシステム	7
3.2 x-y-z 3 軸ロボットシステム	8
3.3 粒子画像流速測定 (PIV) システム	13
4. 厚板金属に対するレーザー切断性能の評価	19
4.1 目的	19
4.2 切断深さ特性確認実験	19
4.3 厚板切断時試験体内部の温度計測実験	21
4.4 考察	24
4.5 まとめ	25
5. セラミックスに対するレーザー破砕性能の評価	26
5.1 目的	26
5.2 実験方法および条件	26
5.3 結果	28
5.4 考察	30
5.5 まとめ	31
6. PIV システムによるアシストガス噴流特性の評価	32
6.1 目的	32
6.2 実験方法および条件	33
6.3 結果	34
6.4 考察	35
6.5 まとめ	38
7. SPLICE コードによるレーザー切断シミュレーション	39
7.1 コード開発の目的	39
7.2 数値解析法	39
7.3 数値解析条件および結果	42
7.4 考察	43
7.5 まとめ	44
8. 結 言	45
参考文献	47

Contents

1. Introduction.....	1
2. Development target and Research Plan.....	2
2.1 Fuel debris removal for the TMI-2 plant	2
2.2 Design requirements for removal system using laser light.....	3
2.3 Research plan	5
3. Improvements of experimental infrastructures.....	7
3.1 A 10 (6+4) kW fiber laser system.....	7
3.2 An x-y-z triaxial robot system	8
3.3 A particle image velocimetry(PIV) system.....	13
4. Laser cutting performances for thick metal plates.....	19
4.1 Objectives	19
4.2 Cutting depth characteristics	19
4.3 Temperature distribution characteristics in thick metal plates	21
4.4 Discussion	24
4.5 Summary.....	25
5. Crushing-up performances for ceramics materials	26
5.1 Objectives.....	26
5.2 Experimental method and conditions	26
5.3 Results.....	28
5.4 Discussion	30
5.5 Summary.....	31
6. Assist gas flow characteristics with PIV	32
6.1 Objectives.....	32
6.2 Experimental method and conditions	33
6.3 Results.....	34
6.4 Discussion	35
6.5 Summary.....	38
7. Laser cutting numerical simulation by the SPLICE code.....	39
7.1 Objectives of code development	39
7.2 Numerical models.....	39
7.3 Numerical analysis conditions and results.....	42
7.4 Discussion	43
7.5 Summary.....	44
8. Conclusion	45
References.....	47

List of Tables

Table 1	Result of beam profile measurements	8
Table 2	Specification of the PIV system.....	17
Table 3	Mechanical strength properties and thermophysical properties of ceramics	26
Table 4	Laser irradiation conditions	27
Table 5	Experimental condition	33

List of Figures

Fig. 1	TMI-2 damaged core configuration after melted debris relocation.....	4
Fig. 2	Adaptive laser control system as a development target	5
Fig. 3	Research schedule for the system development	5
Fig. 4	Quantitative evaluation of design requirement for remote control robot system	6
Fig. 5	Laser oscillator and water-cooled chiller of 10 (6+4) kW fiber laser.....	7
Fig. 6	System diagram of the fiber laser	7
Fig. 7	Result of beam profile	7
Fig. 8	Pulse width of 6 kW fiber laser	8
Fig. 9	An example of block diagram of the adaptive laser control system	9
Fig. 10	x-y-z triaxial robot appearance.....	10
Fig. 11	Demonstration of synchronous control of the robot movement and laser irradiation	12
Fig. 12	Conceptual diagram of the x-y-z triaxial robot system.....	12
Fig. 13	Double pulsed Nd:YAG laser	14
Fig. 14	High speed camera	15
Fig. 15	Digital delay pulse generator	15
Fig. 16	Particle generator.....	16
Fig. 17	Optical system for Laser sheet	16
Fig. 18	Time chart for camera and laser	17
Fig. 19	Measurement principle of PIV.....	18
Fig. 20	Laser cutting experimental conditions in the cutting depth measurement.....	20
Fig. 21	Relationship of head movement speed and cutting depth	21
Fig. 22	Relationship of laser irradiation energy per cutting length and cutting depth ...	21
Fig. 23	Relationship of head movement speed and heat affected width	21
Fig. 24	Temperature measurement positions using thermocouples and laser cutting experimental conditions.....	22
Fig. 25	Temperature history in TC1	23
Fig. 26	Temperature distribution of the laser head moving direction whose origin is the laser head central axis in any time	23
Fig. 27	Temperature history in TC2, TC3, TC4	23
Fig. 28	State of the sample surface on reverse side after laser cutting	23
Fig. 29	Estimates of the amount of heat based on the temperature measurement results	24
Fig. 30	State of the surface of the test specimen after laser cutting in different experimental system	25
Fig. 31	Arrangements of crushing test using pulse irradiation of laser light.....	26
Fig. 32	Appearance of alumina (Laser irradiation time is 500 ms) after crushing test...	28
Fig. 33	Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the alumina (0 %) condition	28

Fig. 34	Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 2.5 kW laser light in the alumina (0 %) condition.....	28
Fig. 35	Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the alumina (30 % and 50 %) condition	29
Fig. 36	Appearance of alumina (50 %) after crushing test.....	29
Fig. 37	Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the cordierite (2 % and 30 %) condition	29
Fig. 38	Appearance of cordierite (30 %) after crushing test.....	30
Fig. 39	Comparison of thermal stress distribution of alumina and cordierite at 100 ms and 400 ms	30
Fig. 40	Radial distribution of thermal stress component of alumina (t = 100 ms, z = 0 mm)	31
Fig. 41	Laser cutting process	32
Fig. 42	Experimental apparatus	33
Fig. 43	Instantaneous vector map obtained from PIV.....	34
Fig. 44	Normalized mean center velocity of the gas flow for different kerf width (Case A, B, C)	35
Fig. 45	Normalized mean center velocity of the gas flow for different stand-off distance (Case B, D, E)	35
Fig. 46	Normalized mean center velocity of the gas flow for different Reynolds number (Case B, F)	35
Fig. 47	Pressure loss for different kerf width: Case A, B and C (L = 10 mm, Re = 5,000)	36
Fig. 48	Relationship of the pressure loss and the secondary waste volume	37
Fig. 49	Pressure loss for different stand-off distance: Case B, D and E (d _{gap} = 2 mm, Re = 5,000)	37
Fig. 50	Pressure loss for different Reynolds number: Case B and F (d _{gap} = 2 mm, L = 10 mm)	37
Fig. 51	Numerical analysis conditions using the SPLICE code.....	42
Fig. 52	Temperature and isosurface distributions during laser cutting simulations.....	42
Fig. 53	Comparison of the laser cutting performance for head sweep speed between calculations and experiments	44
Fig. 54	A graphic user interface for the SPLICE code.....	44

1. 緒 言

2011年3月11日に発生した東日本大震災及びその後に襲来した津波により、福島第一原子力発電所では、様々な状況証拠から炉心溶融が発生したと推定されており、今後の事故処理作業では燃料と炉内構造物とが溶融混合凝固した燃料デブリを取出し対象とする必要があることが示唆されている。1979年に炉心溶融を起こした米国・スリーマイル島原子力発電所2号機(TMI-2)での取出し作業では、信頼性の高い解体工法として、人工ダイヤモンドカッターによるボーリングマシンなどが利用されたものの、燃料デブリの一部は急冷凝固によりセラミックス化しており、数多くのカッター破損が発生したことが報告されている。

原子力機構では、2012年度における経営上の最優先課題として福島第一原子力発電所の廃止措置に関する業務を掲げ、2012年4月1日に、原子力科学研究所、核燃料サイクル工学研究所及び大洗研究開発センターに、それぞれ福島技術開発特別チームを設置した。この内、大洗研究開発センター福島技術開発特別チームには、燃料デブリ・炉内構造物の切断技術に係わる研究開発を行う炉内解体技術グループが設置され、レーザー共同研究所は同グループが行う研究開発の内、レーザーを用いた燃料デブリなどの取出しに関する研究開発を担当することとなった(2012年9月)。

レーザー切断工法は、直径1mm程度に集光したレーザー光を熱源とするため、二次廃棄物量が少なく局所加工性に優れ、ファイバー伝送が可能なことから遠隔操作性にも優れていることが大きな特徴である。またレーザー照射条件の変更により、韌性の高い金属から韌性の低いセラミックスまでの対象物を溶断・破砕することができるといった特徴も併せ持つ切断工法である。

レーザー共同研究所では、このようなレーザー切断工法の特徴を最大限に活用した燃料デブリ・炉内構造物の取出しに必要な要素技術を開発し、最終的にメーカーにより行われる取出し機器の設計・製作にここでの研究成果を直接反映できるようにするため、システム要求仕様やレーザー照射条件などを知識ベースとして集約することを目標とした研究計画を策定した。

本報告書では、TMI-2における燃料デブリ・炉内構造物の取出し作業などから明らかとなった取出し工法に求められる機能などに基づき策定した研究計画の内容と、2012年度(平成24年度)の研究成果について記載する。

2. 開発目標および研究計画

2.1 米国・スリーマイル島原子力発電所 2号機における燃料デブリ取出し作業⁽¹⁾

燃料デブリの取出し作業は、如何にして作業を安全且つ迅速に終了させるかを念頭に置き、取出し機器の開発などに時間と資源を要するよりも、極力従来技術を用いた簡易な方法を取って進められた。なお、燃料デブリの性状が異なる領域に遭遇する度に、取出し方法の選択肢を検討・決定しながら作業が進められた。

(1) ルースデブリの取出し

1980年10月30日に作業が始められた。主に、“ピック・アンド・プレイス(掴み取り)”による方法が取られた。なお、バキュームシステムによるルースデブリの回収も試みられたが、吸引力に適したルースデブリが少なかったこと、吸引力が不足であったことなどのため、吸引力を増強させたポンプリフトバキューム装置を開発して作業に利用された。この他、長尺型油圧駆動グリッパ装置、44 kg スライドハンマー駆動型チゼル、エアリフトシステムなどが取出し作業に利用された。

なお、1986年春に、ルースデブリ層表面 15~30 cm 下部のハードクラスト層に遭遇し、取出し作業がストップした。

(2) 熔融再凝固物の掘削

1986年6月から、炉心サンプル採取のためのボーリング作業が始められた。炉心ボーリング装置は、1984年から地下掘削用のボーリングマシンをベースとして EG&G 社と Jensen 社の共同開発が開始され、1985年に設計・製作・組立・試験を完了し、同年末に TMI-2 サイトに搬入された。同装置により、炉心下部および下部炉心構造物領域から 10本のボーリングサンプルを採取し、ハードクラスト層下部領域が雑多な異質要素の塊りに包まれた熔融再凝固物の領域と部分的に健全な形状を保った切り株状燃料体から構成されていることが判明した。

続いて、ハードクラスト層破碎のために、炉心ボーリング装置を用いて合計 48 個の穴を開けたが(第 1 回 “Swiss cheesing”)、ハードクラスト層が硬く、従来の取出し装置では破碎することができなかった。1986年10月に、上記サンプル採取時に用いられたボーリング装置によって、熔融再凝固物の中心を砕くために合計 409 個の穴を開け(第 2 回 “Swiss cheesing”)、ハードクラスト層を破碎することに成功した。

第 2 回 “Swiss cheesing” 後、燃料デブリの取出し作業が再開されたが、ボーリング時に破損したドリル・ストリング・ビット 6 本が残存していたこと、細分化した燃料デブリがドリリング時に圧縮されて密な状態になったことなどにより、取出し作業が難航した。このため、破損部品の回収後、破碎デブリを少量ずつ掘削しながら回収を行った。

取出しに用いられた装置は、炉心ボーリング装置の他、インパクトチゼル、インパクトファン

ネル、空気作動ジャックハンマーなど利用された。

(3) 切り株状燃料体の除去

1987年2月に取出し作業を開始した。同年12月までに、除去が困難だった燃料体(最下端部が下部炉心構造物に溶着)数体を残し、除去が完了した。溶着燃料体は、スパイク付燃料引抜き装置(切り株状燃料体の下に爪を差し込んで持ち上げる装置)、鋸ツール、クラムシェルツールなどにより除去を終了した。

(4) 下部炉心構造物の除去

下部炉心構造物はステンレス製で、5層のプレートおよびこれらを支持する合計48本のサポートポストと合計52本の炉内計装案内管などから構成されている。1層目のプレート取出し作業には炉心ボーリング装置が、残り4層のプレート取出し作業にはプラズマアーク装置が用いられた。プラズマアーク装置を用いた切断では、切断面に燃料デブリなどが付着すると、アークの消滅やトーチ先端との干渉によって破損するトラブルに見舞われた。

1988年11月に、第4層プレートの微細な燃料デブリ除去のため、ポンプリフトバキューム装置が用いられた。これ以降、下部炉心構造物と原子炉容器底部燃料デブリの取出しでは、微細燃料デブリの取出しにポンプリフトバキューム装置が、小粒径燃料デブリの取出しはエアリフト装置で吸引・回収し、掴むことのできる大きさの燃料デブリはピック・アンド・プレイスにより処理された。

(5) 原子炉容器底部領域の除去

1989年4月にバッフル板を撤去した後、1989年5月から燃料デブリの回収が開始された。コアフォーマー領域の燃料を取出した後、同年11月から残留物最終除去作業を開始し、1989年12月末にほぼ除去作業を完了した。ここでの取出し作業では、インパクトハンマー、キャビテーションウォータージェット、ピック・アンド・プレイス、エアリフト、バキュームによって、約12,400 kgのルースデブリを除去した。

(6) 燃料デブリの取出し完了

1990年1月末に、燃料デブリの取出し作業が完了した(燃料デブリの取出し作業が始まってから5年)。残存燃料デブリの総量は、1,125 kg以下(平衡炉心燃料インベントリ(94 t-UO₂:燃料集合体177体分)の約1%に相当)と推定された。

2.2 レーザー光を用いた燃料デブリ・炉内構造物取出し工法に求められる機能

1986年7月～8月に行われた炉心サンプリングと炉心溶融過程との対比が文献(2)で展開されている。

✓溶融領域は、中心部の厚さ約1.2 mに及ぶ漏斗状になっており、この周辺及び下部には

溶融しなかった燃料部が存在。

- ✓ 炉心支持板の中央には燃料デブリが少なかったため、溶融物は炉心部周辺から下部に移動したと推定。
- ✓ 炉心下部から 2 番目のグリッドスペーサ (0.5 m) までは水が存し冷却されていたため、燃料は溶融せず。
- ✓ ジルカロイは、酸化または溶解して燃料と一緒に均一な溶融物となっていることから、緊急冷却後も炉心部は長時間に亘って高温状態に保持されていたと推定。
- ✓ 炉心計装データから、事故後 224 分後に炉心溶融物が大きく移動したと推定。

圧力容器下部や炉心中央部から回収された燃料デブリの外観観察、金相試験、化学成分分析、SEM 分析結果より、燃料デブリ性状について以下の点が明らかとなっている^{(3),(4)}。

- ✓ 圧力容器下部から回収された燃料デブリは主に (U, Zr) O₂ であり、炉心部 2700 °C 以上の高温となった後、溶融物またはスラリーとして下部領域に移動。上記の燃料デブリは、(U, Zr) O₂ と (Zr, U) O₂ の成分比の異なる二相から成る。燃料デブリの 97 % は酸化物で、組成は 70 %U、13.75 %Zr、13 %O、残りの 3% が金属相。燃料デブリの密度は 8.2 ~ 9.4 g/cm³ で、ポロシティー 5.7 ~ 32 % で分布しており、平均値は 18 ± 11 %、20 cm 程度の塊状から 0.1 mm 程度の顆粒から成り、溶岩のようなポーラス体を形成。
- ✓ 炉心部燃料デブリには、(U, Zr) O₂ が均一な領域と U リッチな部分と Zr リッチな部分の二相が混在する領域が存在し、均一な領域は燃料デブリ外部が緊急冷却水によって急冷された際に生成し、二相が混在する領域は燃料と被覆管が溶融後、燃料デブリ内部でゆっくりと冷却されたことを示唆。炉心部中央の溶融デブリは、燃料と制御棒と構造材の溶融物で、Fe-Ni-Cr の金属相と (U, Zr) O₂ + Fe-Ni-Cr 酸化物のセラミックス相が混在。
- ✓ 金属溶融物中に溶け込んだ Zr は UO₂ 燃料を還元し、金属 U と Zr・酸素固溶体を生成。金属溶融物中に存在する Fe-Cr 合金に加えてこの反応生成物 (U と Zr-O 合金) も水蒸気によって酸化され、セラミック溶融物を形成。

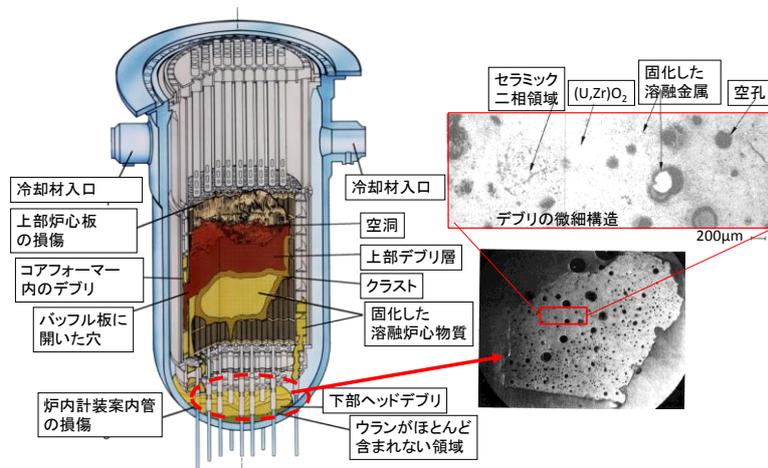


Fig. 1 TMI-2 damaged core configuration after melted debris relocation

以上の分析結果などから、レーザー光を用いた取出し工法に求められる機能としては、

- ① 熔融再凝固後の任意形状を持つ燃料デブリに対応できること、
- ② 靱性の高い金属領域の溶断に加え、靱性の低い高硬度セラミックス領域 (HV~1300)にも対応できること、
- ③ 熱伝導過程を阻害するキャビティーを有するポーラス体燃料デブリ ($\gamma_v \sim 18 \pm 11 \%$) に対応できること、および
- ④ 核燃料物質、炉心構造物およびそれらの酸化物から成る多成分燃料デブリに対応できること

が挙げられる。

2.3 研究計画

前項に記載した機能を具備するレーザー光を用いた取出し工法を、工学的観点から実現するための要素技術を開発し、最終的にメーカーにより行われる取出し機器の設計・製作にここでの研究成果を直接反映できるようにするため、システム要求仕様やレーザー照射条件などを知識ベースとして集約することを目標とした3年程度の研究計画を策定した。

開発の対象としたシステムは、Fig. 2 に示す通り、取出し対象物の幾何形状、機械的特性などに応じてレーザー光による溶断・破碎が的確に行えるよう、外界情報を認識してレーザー照射条件などを常に調整可能な適応制御システムである。

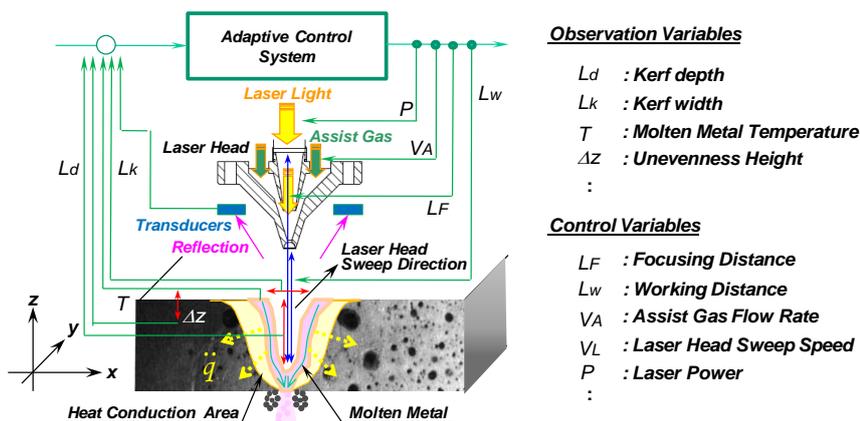


Fig. 2 Adaptive laser control system as a development target

Fig. 3 に H24 年度からの3年間の研究スケジュールを示す。研究では、レーザー光を用いた溶断・破碎に係わる要素技術開発を気中/水中で行って、システム化を経た後、システムとしての性能を評価する。

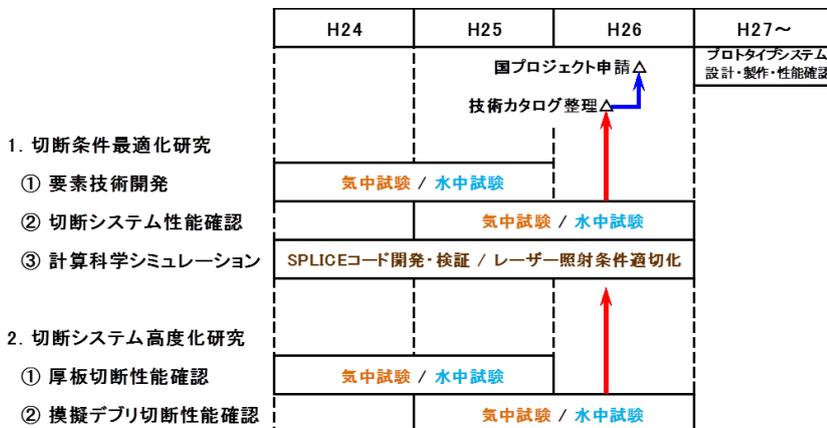


Fig. 3 Research schedule for the system development

具体的な研究実施に対する考え方としては、上記適応制御システムが遠隔操作系に搭載されて燃料デブリの取出し作業が行われることを想定し、様々な外乱要素が溶断・破砕特性に与える影響などを定量化した上で遠隔操作系に対する設計要求を取りまとめる戦略とした (Fig. 4)。また、外界センサーなどに対しては、それらの精度が制御システム性能に与える影響を定量化した上で要求精度などを同様に取りまとめることとした。

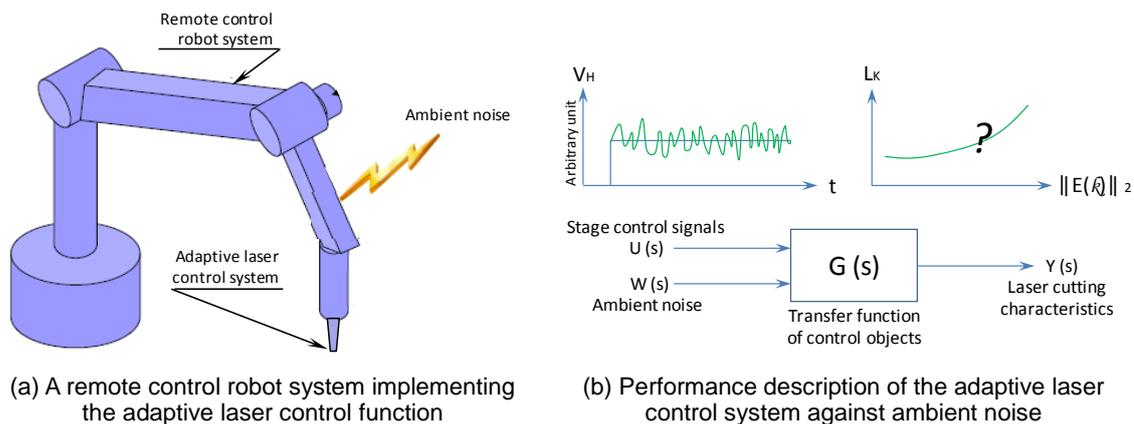


Fig. 4 Quantitative evaluation of design requirement for remote control robot system

3. 実験環境の整備

3.1 10 (6+4) kW ファイバーレーザーシステム

レーザー共同研究所では、(財) 若狭湾エネルギー研究センター (WERC) 及び (株) レーザックス (LX) との 3 社間の共同研究「原子炉構造物を対象としたレーザー切断技術の確立に向けた研究」に基づき、6kW ファイバーレーザー (YLR-6000-S, IPG フォトニクス社製) 及び 4kW ファイバーレーザー (YLR-4000-S, IPG フォトニクス社製) を WERC より無償借用し、当該研究に利用している。Fig. 5 にレーザー発振器及びチラーの外観を、Fig. 6 に関連機器との接続状況を示す。6 kW レーザー発振器からのプロセスファイバー (P.F.) は、ビームスイッチにより、2 つの P.F. に分岐させ、x-y-z 3 軸ロボットシステム (詳細は 3.2 節に示す) 及び水中切断試験機に接続している。ビームの経路は、ビームスイッチコントローラにより任意に切り替え可能である。4 kW ファイバーレーザー発振器からの P.F. は、水中切断試験機に直結しており、6 kW ファイバーレーザーと同時使用することで、最大 10 (6+4) kW でのレーザー照射が可能である。

Fig. 7 に x-y-z 3 軸ロボット側の出射部でのレーザープロファイル結果を示す。この場合、スポットサイズ ($1/e^2$) は 0.286 mm であり、ビーム品質 M^2 は、28.4 であった。また、パワー密度は、ビームプロファイルで実測されたビーム形状を基に算出すると、レーザー出力 600 W におい



Fig. 5 Laser oscillator and water-cooled chiller of 10 (6+4) kW fiber laser

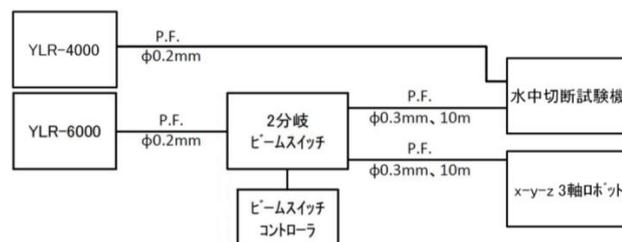
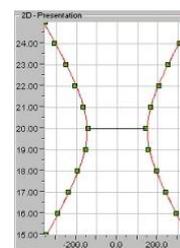
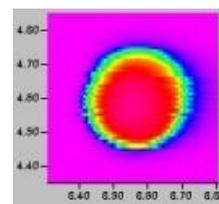


Fig. 6 System diagram of the fiber laser



(a) Fiber laser beam spot diameter



(b) Power density and profile

Fig. 7 Result of beam profile

ては、934 kW/cm² に達する。

Table 1 にレーザー出力の設定値と、パワーメータによる測定値を示す。設定出力 1 kW 以上で使用する場合の出力損失は約 7% である。したがって、当該ファイバーレーザーシステムは、1kW 以上の安定出力領域で利用することが望ましい。

Table 1 Result of beam profile measurements

設定出力 [kW]	パワーメーター [kW]
0.20	0.062
0.50	0.493
1.00	0.921
2.00	1.85
3.00	2.80
4.00	3.73
5.00	4.68
6.00	5.62

Fig. 8 に、疑似パルス照射を行う場合の、レーザー照射間隔を示す。間隔は、最小 1 ms、最大 65535 ms でデューティ比はプログラムにより、自由に設定可能である。

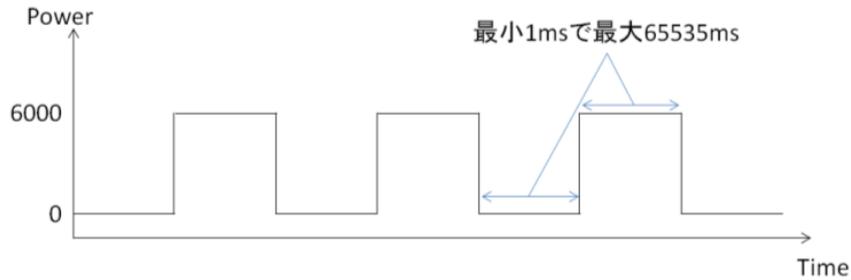


Fig. 8 Pulse width of 6 kW fiber laser

3.2 x-y-z 3 軸ロボットシステム

3.2.1 導入の目的

政府・東京電力中長期対策会議で策定された中長期ロードマップにおいて、福島第一原子力発電所での燃料デブリ取出し作業は、格納容器の止水、圧力容器上部までの水張り、内部調査・サンプリングの工程を経て実施される予定である⁽¹⁾。また、原子力圧力容器内、格納容器内の燃料デブリの取出し作業は近接状況では不可能なことから、遠隔操作のロボットを導入し、建屋上部に設置される作業台車から実施されることが予想される。レーザー切断工法を適用する場合には、先端部にレーザー加工ヘッドを取り付けたロボットアームを狭隘部に進入させ、尚かつ、水深 30 m 以上の放射線環境下で切断加工が実施されることを想定する必要があると考えられる。(レーザー光はファイバーにて伝送されることが考えられる)。以上を踏まえ、燃料デブリ取出しへのレーザー切断工法の適用においては、機器の耐放射線性の問題や水中レーザー切断の困難さもさることながら、切断対象物の任意性とロボットの遠隔操作性の点において、下記のこと課題として上げられる。

- (1) 切断対象物の形状、性状の不均一性
- (2) 切断加工ヘッドの位置決め誤差
- (3) ロボット移動時の慣性、及び外乱によるレーザー加工ヘッドの振動

(1)については、炉心熔融を起こした原子炉内部においては、燃料デブリは形状・性状とも不

確定で均一ではないと想定されるため、一定の切断性能が得られない可能性が考えられる。(2)については、原子炉内の状況が設計製作時とは異なるために切断対象物との相対的な位置関係が正確に得られないこと、装置の巨大化、及び狭隘部での動作範囲の拡大と切断対象物の形状不均一性への対応によるロボットアームの多関節化等によってロボット自体の位置決め誤差が大きくなることが考えられる。それによって、切断加工ヘッドの指定位置からの位置ずれが発生し、所要の切断条件が得られない。(3)については、ロボットアーム先端部を作業台車より水深 30 m 以上の狭隘部にアクセスさせること、及び中間部での保持機構が十分ではないことを想定すると、ロボット移動時の慣性や外乱に起因する先端部の振動が顕著に表れる可能性があり、結果として、切断性能に影響を与えることが予想される。これら(1)~(3)の課題を解決するためには切断対象物の任意性、切断加工ヘッドの位置決め誤差、加工ヘッドの振動の許容範囲を定量化するとともに、Fig. 9 に示すような外界情報を検出するためのセンサーを用いた適応制御系を構築することが必要となる。本研究においては、上記許容範囲の定量化と適応制御システムに要求される仕様を明確化することを目的としており、そのための実験的なアプローチとして、汎用的な遠隔操作ロボットを用いて要素実験を実施し、レーザー切断に関わる基礎特性の把握を行っていく。

上述したように、福島第一原子力発電所内に導入される遠隔操作ロボットは多関節機構を有することが想定されるが、本研究においては、振動特性試験を含む要素試験での機器の取扱性の良さから、直交 3 軸構成のロボットを使用することが最良であると考えられる。よって、本研究を進める上での最初のステップとして、H24 年度は小型のレーザー加工ヘッドを搭載した x-y-z 3 軸ロボットシステムを導入し、実験環境の構築を行った。本ロボットシステムでは、レーザー加工ヘッドの位置や動作速度を任意に指定することが可能なだけでなく、切断対象物の局所的な形状変化や材質変化に合わせて、対象物との位置関係、レーザー加工ヘッドの移動速度、レーザー照射パターンを変更することも可能である。また、ロボットコントローラーに対して、アクチュエータを軸方向に往復させるような動作指令を与えることでレーザー切断加工ヘッドに外乱を想定した振動を与えることが可能である。H25 年度以降は、本ロボットシステムを用いてレーザー切断に関わる基礎特性の把握を進めていくと同時に、外界センサーをロボットシステムに組み込み、適応制御システムの構築において必要となる仕様の取りまとめを行っていく。

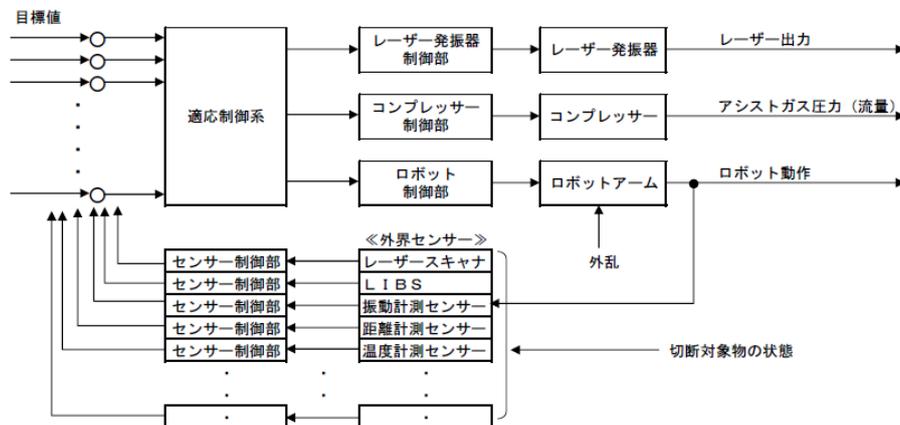


Fig. 9 An example of block diagram of the adaptive laser control system

3. 2. 2 機器構成

x-y-z 3 軸ロボットシステムの機器構成を下記に示す。

- (1) x-y-z 3 軸ロボット
- (2) レーザー切断加工ヘッド
- (3) 試験片固定台
- (4) 粉塵排気装置

3. 2. 3 各機器構造(Fig. 10)

(1) x-y-z 3 軸ロボット

x-y-z 3 軸ロボットはボールねじ駆動のガイドアクチュエータ 3 軸を直交配置させた門型構造であり、ロボット用コントロールユニットから各軸アクチュエータのサーボモータを介して空間的な座標値に対する位置決め制御を行っている。ロボットは高さ約 1.4m の架台上に設置されており、z 軸（高さ方向の軸）には小型加工ヘッドを取り付けるためのアームが組み付けられている。アーム先端部の部品交換により小型加工ヘッドは z 軸（下向き）、x 軸（横向き）両方の向きで取り付けが可能であり、加工ヘッドのノズル長さに合わせ、ワークディスタンス方向の取り付け位置を変更することが可能である。また、レーザー加工ヘッドの先端の振れを模擬するために、ロボット自動動作プログラムによってロボットアーム先端部を強制的に振動させることが可能である。架台自体は振動によるずれ防止のため、床面にアンカーで固定されている。

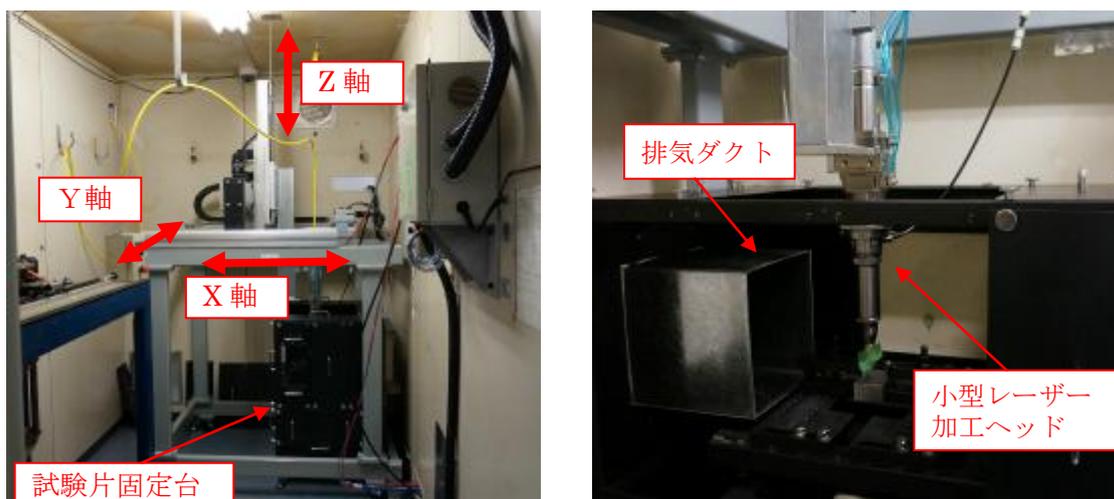


Fig. 10 x-y-z triaxial robot appearance

(2) レーザー切断加工ヘッド

レーザー切断加工ヘッドはファイバレーザー ($\lambda=1070\text{nm}$)に対応したコリメーションレンズ、フォーカシングレンズを含む光学系を有しており、レーザー光の集光が可能である。フォーカシングレンズユニット部、およびそれに対応した同軸ノズル部はユーザーでの取り外しが可能であり、切断対象物の板厚等の試験条件に合わせて、焦点距離の異なる光学系への変更が可能である。ヘッド上部にはQBHコネクタがマウントされており、ファイバーと接続されている。また、水配管によって、レーザー発振器からの冷却水がファイバー端を通過して小型ヘッドのレンズユニットに行き渡っている。同軸ノズル側面部にはアシストガス流入用のポートが接続されている。

(3) 試験片固定台

試験片を固定するための台であり、ロボット設置架台とは分離された状態で、床面にアンカーで固定されている。また、レーザー切断時の粉塵飛散防止のために固定台周辺部はパネル着脱式のカバーで囲っており、のぞき窓により内部の様子が観察可能である。

(4) 粉塵排気装置

厚板レーザー切断時に多く発生する粉塵・フェーム等を排気するためのダクト管を試験片固定台近くに設置している。ダクト管上にある送風機によって、フィルタを介して屋外に排気している。

3.2.4 ロボット制御システム

ロボット制御はロボット言語で記述されたロボット自動動作プログラムとシーケンスプログラムによって行っている（各プログラムはロボット用コントロールユニット内に保存されている）。

ロボット自動動作プログラムにおいてはロボット移動空間座標内で指定した多数のポイント間を指定の速度で連続的に移動させる動作が可能で、また、その際には外部機器と同期をとることも可能である。例えば、指定のポイントでレーザー出力パターンを変更することが可能である。Fig. 11 に金属-セラミックス混在試験片に対して行った、レーザー発振器とロボットとの同期制御による加工事例を示す。シーケンスプログラムにおいては、ロボット本体および外部機器からのインターロック信号を常時監視している。本システムにおいてはコントロールユニット本体の検出エラー、盤面上の非常停止ボタン、オーバーラン防止用リミットスイッチ、加工室ドア開閉スイッチ、レーザー光ダンパー有無検出スイッチからの信号、およびビームスイッチャーからエラー信号の検出によって、ロボット動作、およびレーザー発信機の発振が即座に停止するようになっている。Fig. 12 に周辺機器との関係図を示す。

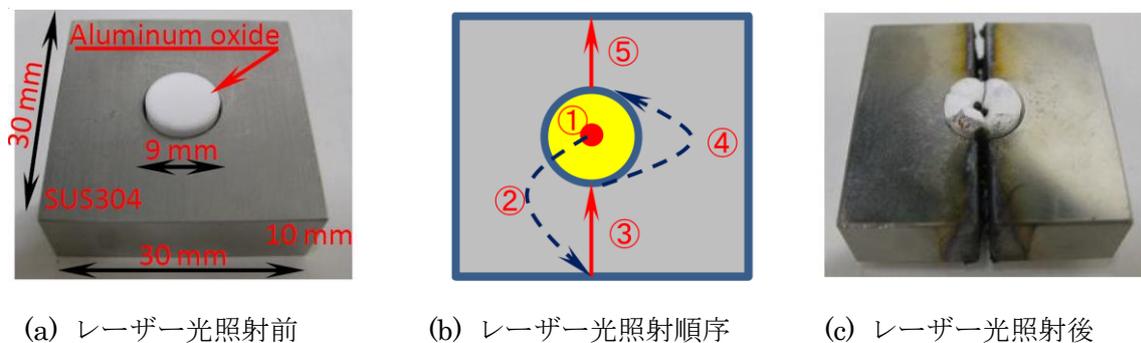


Fig. 11 Demonstration of synchronous control of the robot movement and laser irradiation

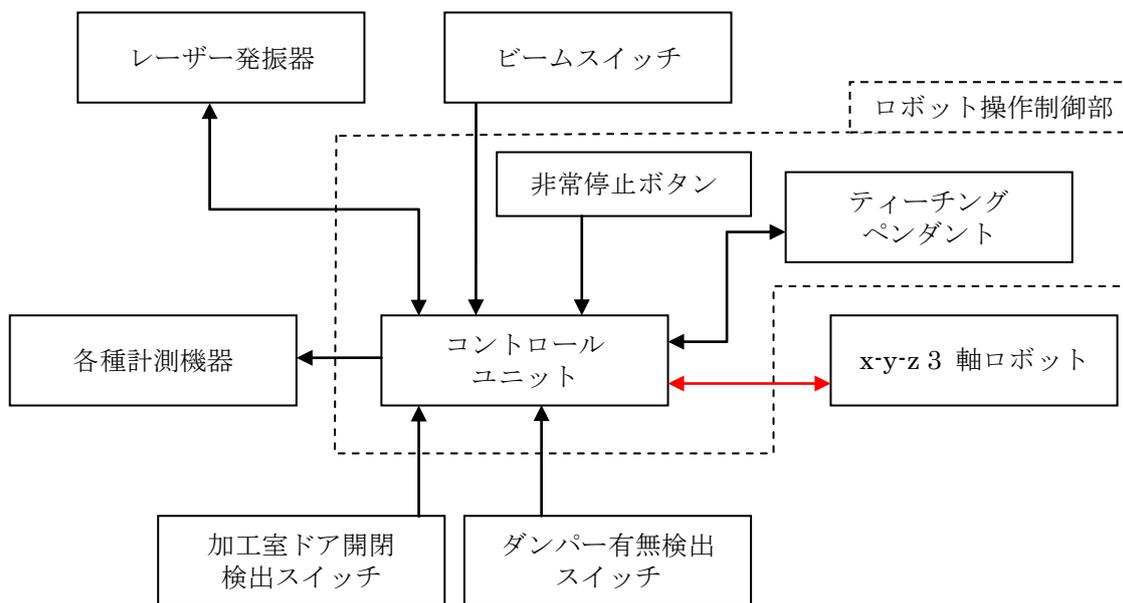


Fig. 12 Conceptual diagram of the x-y-z triaxial robot system

3.2.5 各機器仕様

各機器の主な仕様を以下に示す。

機器名	項目	仕様
x-y-z 3軸ロボット	各軸最大ストローク	X 軸 : 750 mm, Y 軸 : 550 mm, Z 軸 : 350 mm (切断時は各軸 200 mm)
	単軸精度	±0.01 mm
	速度範囲	5 mm/min ~ 5000 mm/min
	模擬振動	振幅 : ±1mm、振動数 : ~2.5Hz
レーザー切断加工ヘッド	光学系	コリメーションレンズ : f = 150 mm, 両面 AR コート
		フォーカシングレンズ : f = 300 mm (f= 450 mm に交換可能), 両面 AR コート
		保護ガラス : φ 40 mm × t 8 mm, 両面 AR コート
	ノズルチップ穴径	φ 2.0 mm
	WD調整幅	± 10 mm
試験片固定台	最大試験片サイズ	平面サイズ: □200mm、 厚み: 200mm まで取り付け可能
排気ダクト	排気最大風量	12m ³ /min

3.3 粒子画像流速測定 (PIV) システム

3.3.1 高精度流動場計測システムの導入の目的

これまでのレーザー切断の研究では薄板の実験が大半で、厚板切断におけるアシストガス噴流の流動場や温度などの定量的な知見はほとんど得られていない。数少ない厚板切断実験から、板厚が大きくなるとアシストガス噴流が深部まで届きにくく、切断溝からの熔融金属の排出が難しくなり、切断遅れが発生することが確認されており、例えば、出力 10 kW のレーザーではステンレス鋼の板厚 110 mm で切断できなくなることが報告されている²⁾。厚板の切断においては切断溝深部の熔融金属をアシストガス噴流によって効率よく排出することが重要であると考えられる。

レーザー切断時の熔融金属の排出に対して、切断部材表面近傍では入熱と熱伝導、相変化といった伝熱特性が、一方深部では熔融金属の粘性や表面張力といった流体特性が支配的であると考えられる。しかし、アシストガス噴流の流動場計測はほとんど行われておらず、その噴流特性は定量化されていない。切断溝内部での熔融金属のアシストガス噴流による分断・飛散メカニズムには、アシストガス噴流の運動量、熔融金属の粘性や表面張力といった流体特性が大きく寄与していると考えられ、流体力学的な観点からの知見が求められている。厚板深部でのアシストガス噴流による運動量輸送や熔融金属の切断溝から飛散する条件が明らかになれば、目的に応じたアシストガス噴流の適切化に繋がる。

また、第 3.2.1 項のロボットシステム導入の目的でも述べたように、福島第一原子力発電所での燃料デブリ取出しへのレーザー切断工法の適用においては切断対象物の形状、性状の不均一性や切断加工ヘッドの振動が課題として上げられる。そのため、切断加工ヘッドと切断対象物との相対的な位置関係が正確に得られないことが考えられる。これは、切断加工ヘッドから噴射されるアシストガス噴流にも影響を及ぼす。そこで、切断対象物の不均一性や切断加工ヘッドの振動がアシストガス噴流による熔融金属の排出に及ぼす影響を定量化するとともに、その許容範囲を調査する必要もある。

3.3.2 機器構成および仕様

本研究では計測手法として粒子画像流速測定法 (Particle Image Velocimetry: PIV) ⁽³⁾を採用する。以下に PIV システムの機器構成を示す。

(1) 光源：ダブルパルス Nd:YAG レーザー (Litron Lasers, Nano S 50-20 PIV)

PIV 向けの可視化用パルスレーザ (Fig. 13) であり、ヘッド部にレーザーロッドが 2 本設置されている。そのため、短い時間間隔でのパルス照射が可能となっている。外部同期信号により、レーザーロッドの励起タイミングおよび Q スイッチタイミングを制御可能である。

《主な仕様》

- 1) レーザー出力：50 mJ/pulse
- 2) 波長：532 nm
- 3) 繰り返し周波数：20 Hz
- 4) パルス幅：7 ns
- 5) ビーム直径：4 mm



(a) Laser head



(b) Power supply unit

Fig. 13 Double pulsed Nd:YAG laser

(2) 撮影装置：高速度カメラ（フォトロン，FASTCAM SA4 500K-M3）

高速度カメラ（Fig. 14）により照明されたトレーサ粒子の画像を連続的に撮影する。TTL 信号を入力することにより、撮影周波数の外部制御や撮影タイミングの外部機器との同期が可能である。撮影された画像はカメラ内部のメモリに格納される。メモリ上に格納された画像は同社製ソフトウェアを用いると、LAN ケーブルを介して PC 上にダウンロードすることが可能である。

《主な仕様》

- 1) 撮像方式：C-MOS イメージセンサー
- 2) 解像度：1024 pixels x 1024 pixels
- 3) 撮影周波数：～ 3600 Hz（上記解像度時）
- 4) 濃度階調：モノクロ 12 bit
- 5) 保存メモリ容量：32 GB
- 6) トリガー信号：TTL
- 7) デジタルインターフェース：ギガビットイーサネット



(a) High speed camera



(b) I/O cable

Fig. 14 High speed camera

(3) 機器同期信号発生器：デジタルディレイパルスジェネレータ（Quantum Composers, Model 9618）

デジタルディレイパルスジェネレータ（Fig. 15）により TTL 信号を生成し、レーザーとカメラの同期をとる。生成する信号は、カメラの撮影周波数、撮影トリガー、レーザー 1 およびレーザー 2 の励起タイミング、Q スイッチタイミングの計 6 ch となる。

《主な仕様》

- 1) 出力 ch 数：8 ch
- 2) パルスレート：0.01 ～ 1 MHz
- 3) 時間分解能：10 ns
- 4) 遅れ時間：0 ～ 999 s



Fig. 15 Digital delay pulse generator

(4) 粒子発生器：6 ジェット・アトマイザ (TSI, Model 9306A)

6 ジェット・アトマイザは流れ場に混入するトレーサ粒子として液体から霧状の微小液滴を生させるための装置である (Fig. 16)。加圧用エアの供給により、アトマイザ内の液体が噴霧ノズルによって微小液滴となる。希釈用エアと噴霧ノズルの使用個数を変えることで濃度調整を行うことができる。使用できる液体は、水、ポリエチレングリコール、プロピレングリコール、オリーブオイルなどがある。

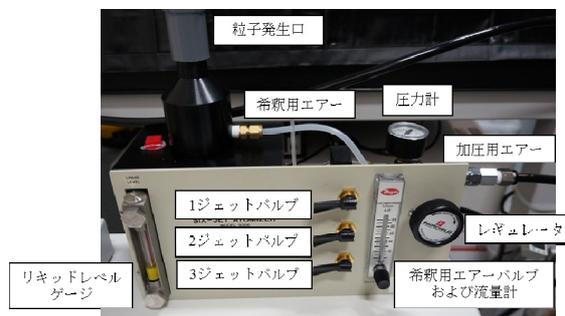


Fig. 16 Particle generator

(5) 照明用光シート光学系：ミラー4枚、シリンドリカルレンズ1枚、凸レンズ1枚

レーザーヘッドから照射されるビームをミラーおよびレンズを用いてシート状に広げ、計測部まで伝送する (Fig. 17)。ミラー 1, 2, 3 を介して、レーザービームを計測架台中心へ伝送する。伝送されたビームは平凸レンズ (焦点距離 $f = 500 \text{ mm}$) で光シートの厚みを調整し、円筒平凹レンズ ($f = -35 \text{ mm}$) でシート状に広げられる。最後に、ミラー 4 で反射させる際に角度調整を行い、計測部へ照射される。

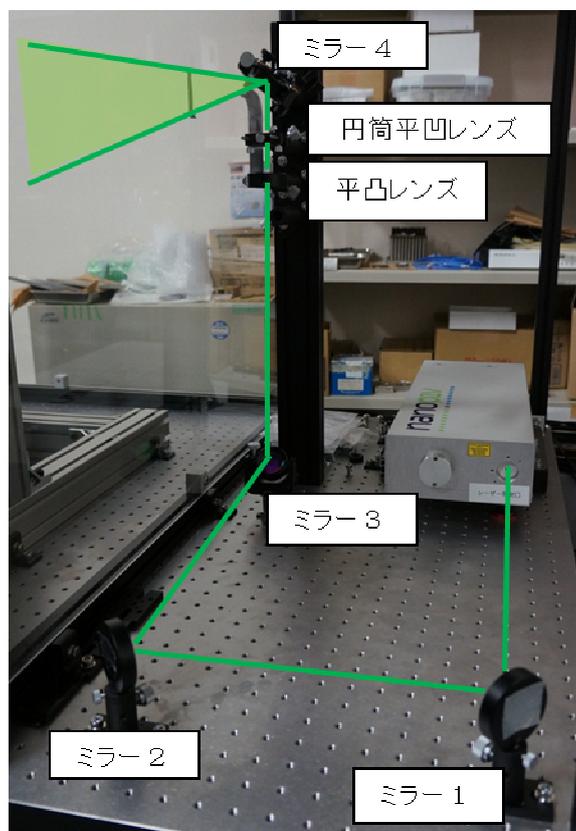


Fig. 17 Optical system for Laser sheet

3.3.4 計測システム仕様

前項(1) ~ (5) までの機器を組み合わせることで、PIV を行う。実験の際には、パルスジェネレータによって Fig. 18 のタイミングチャートのような同期信号を生成する。1 フレーム目の撮影終了直前と 2 フレーム目の撮影開始直後にレーザーを照射することにより、カメラの撮影周波数に比べ、非常に短い時間間隔で粒子画像の撮影を行うことができる。この方法をフレームストラドリングと呼ぶ。フレームストラドリングはカメラの仕様により、その最小時間間隔が決定される。本研究で用いる高速度カメラ FASTCAM SA4 は最小時間間隔 $\Delta t = 0.8 \mu\text{s}$ での撮影が可能である。そのため、計測範囲を $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ とした時、最大でマッハ数 $M \approx 3.5$ までの計測が理論上可能となる。計測範囲によって、空間解像度や最大計測速度が変化するため、代表的な計測範囲に対応したものを Table 2 にまとめる。なお、PIV の計測原理は次項に示す。

Table 2 Specification of the PIV system

計測範囲 [mm]	空間解像度 [mm/pixel]	レーザー照射間隔 [μs]	最大計測速度 [m/s]	マッハ数
50 × 50	0.05	8	610	1.8
100 × 100	0.10	8	1200	3.5
150 × 150	0.15	8	1800	5.3

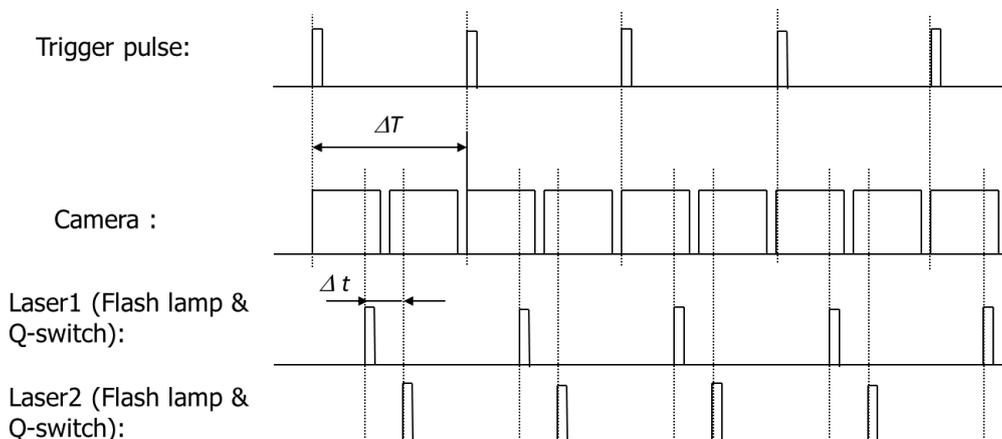


Fig. 18 Time chart for camera and laser

3.3.5 計測原理

PIV は、流体に追従するトレーサ粒子を流れ場に混入し、時間的に連続撮影された可視化画像から微小時間における粒子の変位量を求め、流体の速度を推定する方法である⁽³⁾。Fig. 19 に計測原理の概略を示す。まず、計測対象である流れ場に混入されたトレーサ粒子に光学系によってシート状に拡げられたレーザー光を照射し、流れ場の二次元断面を可視化する。可視化されたトレーサ粒子群の移動量を知るために短い時間間隔 Δt でレーザー光をパルス状に 2 度照射し、

それぞれのトレーサ粒子の散乱光をカメラ等で撮影し、時間的に連続した粒子画像を得る。得られた時刻 t の画像における微小な領域（検査領域）と時刻 t' の画像との局所的な相互相関関数からパターンのもっとも類似した部分を探し、対応付けを行う。そこで相互相関関数が最大値となる位置を検査領域内の粒子群の平均的な移動距離として推定し、粒子の変位量 Δx , Δy を求める。粒子が流体に追従していると仮定すると、流体速度 (u_x, u_y) は微小時間 Δt における移動量 Δx , Δy から、

$$u_x = \frac{\Delta x}{\Delta t}, \quad u_y = \frac{\Delta y}{\Delta t},$$

として求められる。

この方法は非侵襲計測であり、アシストガスのように衝撃波を伴うような高速流や壁面近傍の境界層流れのような測定探子を挿入すると流れが乱れてしまうような流れ場の計測にも適用できる。

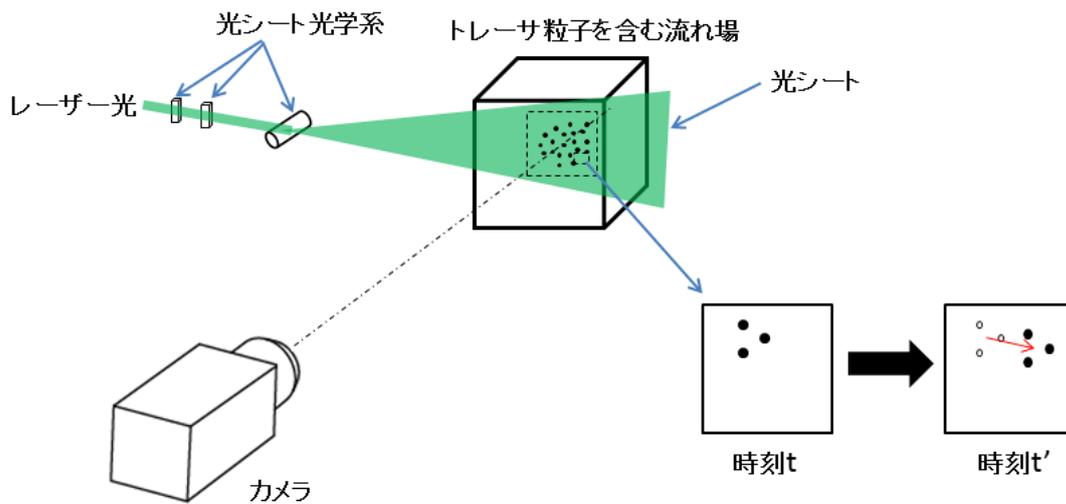


Fig. 19 Measurement principle of PIV

4. 厚板金属に対するレーザー切断性能の評価

4.1 目的

福島第一原子力発電所の廃止措置に向けた燃料デブリ取出し工法の研究開発において、その対象物は燃料デブリと炉内構造物である。第 2 章で紹介したTIM-2の事故復旧作業の知見から、燃料デブリにはセラミックスとしての性質を持つ領域だけでなく、金属としての性質を持つ領域も含まれることが示されており、レーザー切断工法を適用する上では、炉内構造物を含む金属領域を切断対象部位の一つとして想定する必要がある。また、対象物は表面形状、厚みとも一定ではないと予想されるが、ベースとなる基礎的な特性把握の観点から平坦な厚板材料に対する切断性能の評価が重要となる。

これまで、「ふげん」廃止措置に向けた取出し工法の技術開発として、厚板鋼板を対象としたレーザー切断の適用性確認試験を行って来ている⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾。その結果から厚板切断では主に、カーフ（切断溝）深部へのレーザー入熱およびアシストガスの運動エネルギー輸送の適切化が重要であり、カーフ内の入熱量や熱流動場の定量化が必要であることが示唆されている。

以上を踏まえ、本実験では、金属試験体に対するレーザー照射エネルギー量と切断深さの関係性を評価した上で、厚板切断時の金属試験体内部の温度計測による伝熱挙動の評価を行う。

4.2 切断深さ特性確認実験

4.2.1 実験方法と条件

Fig. 20 に示すように金属試験体（SS400, t50×50×75mm）の端面切断試験を実施した。アシストガスによる熔融金属の排出性の影響を極力排除するため、切断溝が熔融凝固物で閉塞しないように試験体端面から 5mm のみを照射した。また、切断可能深さを連続的に評価するために板裏まで貫通しないような条件で試験を行った（貫通させると切断の可否という離散的な結果になる）。発振器はファイバーレーザー（6 kW）を用い、水平横向きに固定したレーザー加工ヘッドに対して試験体を移動させて試験を実施した。照射条件はアシストガス（空気）流量 300L/min、レーザー照射径 1.56mm、焦点位置 10mm（レーザー加工ヘッド方向）、ノズル出口径 5mm、スタンドオフ 3mm とし、レーザー出力 3 ケース（1.84, 3.73, 5.63kW：パワーメータで確認した値）、に対して速度を各 5 ケース（15～360mm/min）実施した。

切断後の切断深さは端面部の溝長さとし、照射表面部の熱影響領域の幅も含めてデジタルマイクロスコープにて測長した。

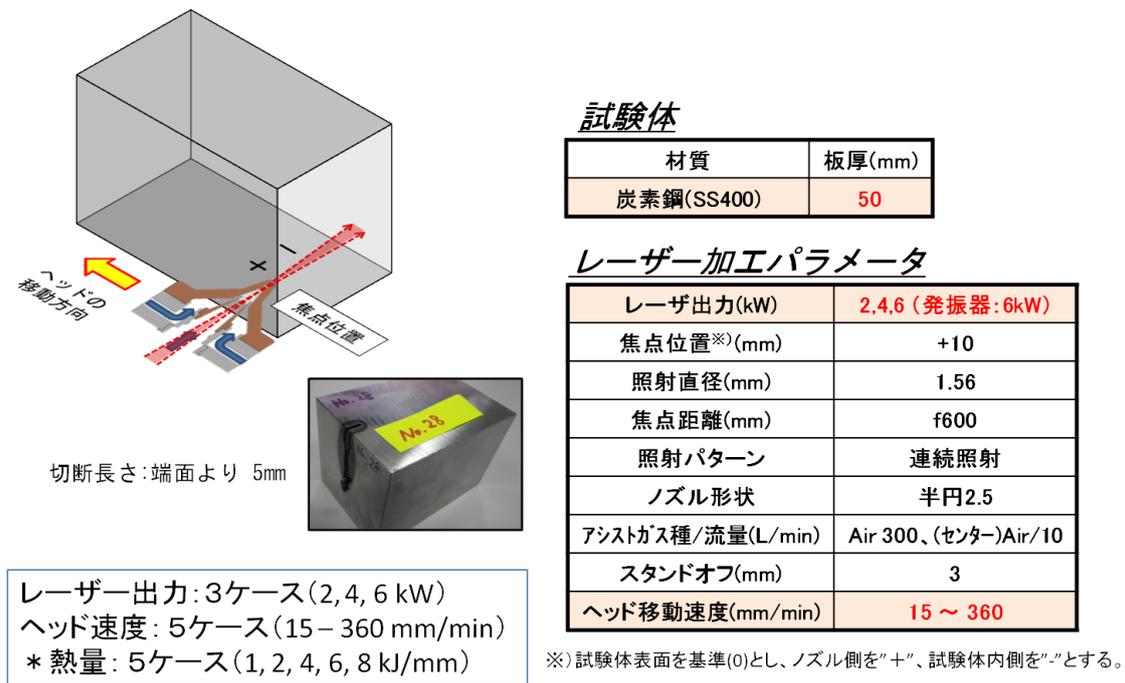


Fig. 20 Laser cutting experimental conditions in the cutting depth measurement

4. 2. 2 実験結果

(1) レーザー加工ヘッド移動速度と切断深さの関係

Fig. 21 はレーザー加工ヘッド移動速度と切断深さの関係を表している。図より、レーザー加工ヘッドの移動速度が遅く、レーザー出力値の大きいほど切断深さが大きくなる傾向にあることがわかる。

(2) 単位長さ照射熱量と切断深さの関係

各レーザー出力における切断深さの比較を行うために、単位切断長さあたりのレーザー照射エネルギー Q [kJ/mm] を定義する。

$$Q = P / (V / 60) \text{ [kJ/mm]},$$

ここで、 P [kW], V [mm/min] はそれぞれレーザー出力とレーザー加工ヘッド速度である。

Fig. 22 は単位切断長さあたりのレーザー照射エネルギー Q [kJ/mm] に対する切断深さの結果である。図より、 Q が大きく（レーザー加工ヘッド速度が遅い）、レーザー出力値 P が大きいほど切断溝深さが大きくなることがわかる。

(3) 単位長さ照射熱量と熱影響幅の関係

Fig. 23 に単位切断長さあたりのレーザー照射エネルギー Q と照射表面の熱影響領域（表面の変色した領域）の大きさ の関係を示す。図より、 Q が大きく、レーザー出力値 P が小さいほど熱影響領域のカーブ垂直方向の幅が広がっていることがわかる。

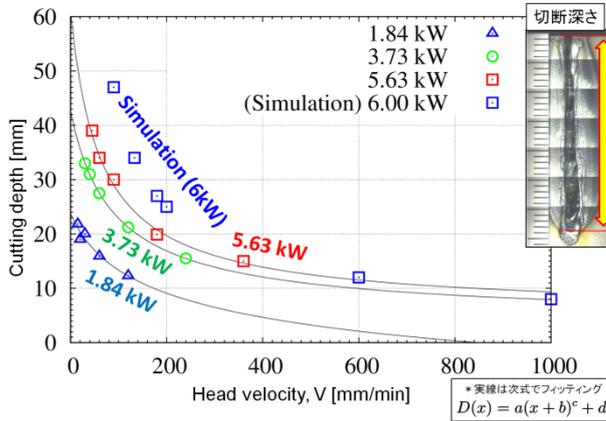


Fig. 21 Relationship of head movement speed and cutting depth

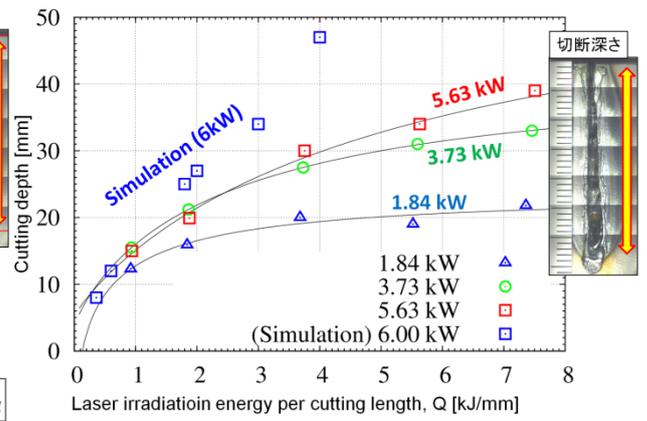


Fig. 22 Relationship of laser irradiation energy per cutting length and cutting depth

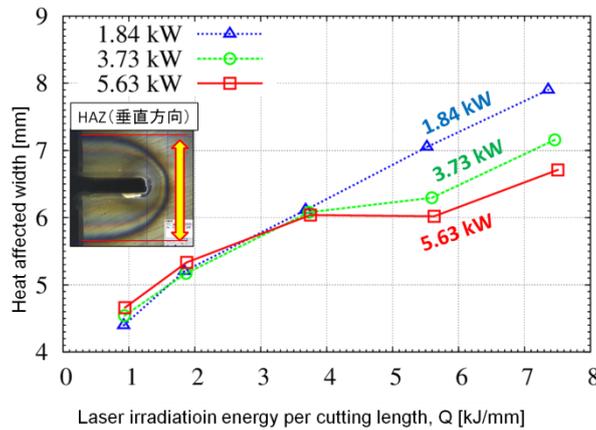


Fig. 23 Relationship of head movement speed and heat affected width

4. 3 厚板切断時試験体内部の温度計測実験

4. 3. 1 実験方法・条件

レーザー切断時の金属試験体 (SUS 304) 温度を取得する為に、内部に熱電対を埋め込んだ試験体を製作した(Fig.24)。熱電対の埋め込み位置は、レーザー加工ヘッド進行方向の温度変化や深さ方向の温度分布を測定するために、それぞれ切断開始点から 30mm 離れた点(深さ 25mm)に 1箇所、カーブ中心から 3mm の位置に高さを変えて 3箇所とした。レーザー切断条件は、これまでの切断試験結果を踏まえて、確実に切断可能な条件として、レーザー出力 10(4+6)kW、レーザー加工ヘッド移動速度 50mm/min、アシストガス(空気)流量 400L/min、レーザー照射径 1.56mm、ノズル出口径φ5mm、スタンドオフ 2mmとした。貫通孔(切断初期熔融金属排出孔)の中心をレーザー加工ヘッド中心軸の原点とし、穴端から 21mm だけレーザーを照射しながら移動させた。

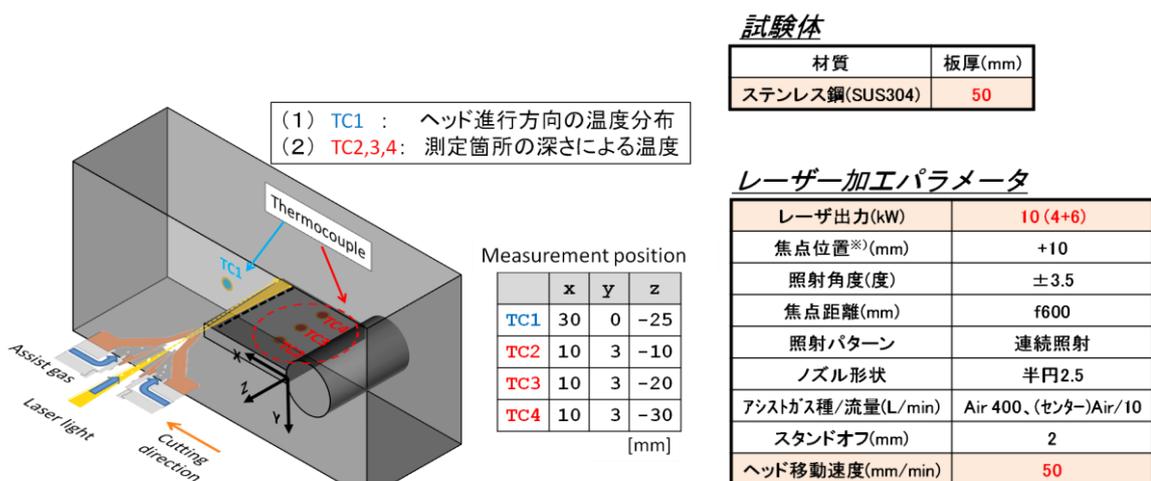


Fig. 24 Temperature measurement positions using thermocouples and laser cutting experimental conditions

4. 3. 2 実験結果

(1) レーザー加工ヘッド進行方向の温度分布

Fig. 25 は熱電対 TC-1 における温度の時間変化を示している。別途行われた数値解析結果によれば、切断が定常的に進行している場合にはレーザー加工ヘッド軸を中心に一定のプロファイルが維持されることが確認されている。実験においても定常切断時のレーザー加工ヘッド進行方向温度プロファイルが一定であると仮定すると、Fig. 26 のようなレーザー加工ヘッド進行方向での温度分布に換算することができる。横軸の x' [mm] は任意の時間でのレーザー加工ヘッドの中心軸位置を基準としたレーザー加工ヘッド進行方向の相対的な座標値を表しており、以下に定義する。

$$x' = x - Vt$$

x [mm]は穴端位置を原点としたレーザー加工ヘッド進行方向の座標値、 V [mm/s]はレーザー加工ヘッド移動速度、 t [s]は原点位置からレーザー加工ヘッド中心軸位置（任意の時間における）までの移動に要した時間とする。図より、高温領域はレーザー照射位置近傍（～10mm）に集中し、温度勾配が非常に急峻であり、また、レーザー照射部近傍 10 mm 程度の範囲内が溶融部を含む熱的影響領域（約 300℃以上）となっていることが分かる。

(2) 切断深さ方向の温度分布

Fig. 27 はTC2, 3, 4の3点での温度計測結果を示している。計測点はカーブ中心から 3 mm 離れており、試験体表の面からそれぞれ 10, 20, 30 mmの深さである。図より、TC2, 3, 4の最高温度はそれぞれ 708 ℃, 780 ℃, 882 ℃であり、表面から深い位置ほど高い温度を示していることが分かる

(3) 切断後の試験片裏面の状況

Fig.28 に切断後の試験体表面及び裏面の写真を示す。板裏へのドロスの付着が見受けられる。

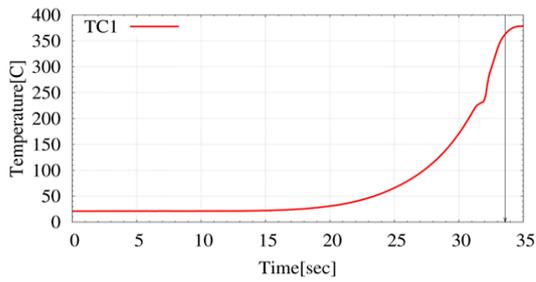


Fig. 25 Temperature history in TC1

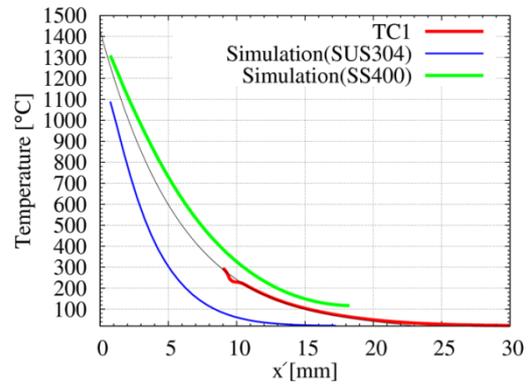


Fig. 26 Temperature distribution of the laser head moving direction whose origin is the laser head central axis in any time

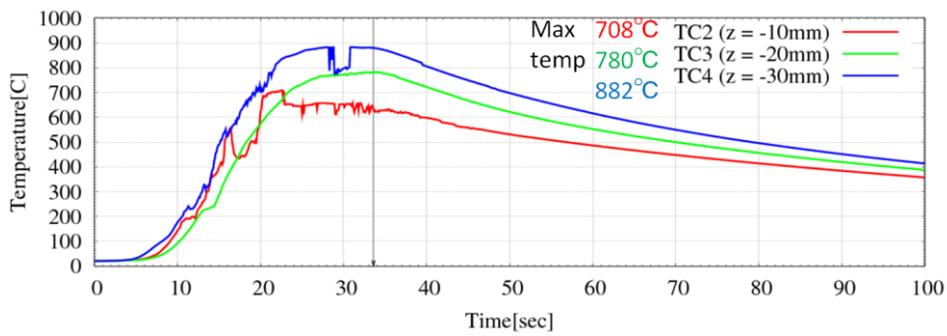


Fig. 27 Temperature history in TC2, TC3, TC4

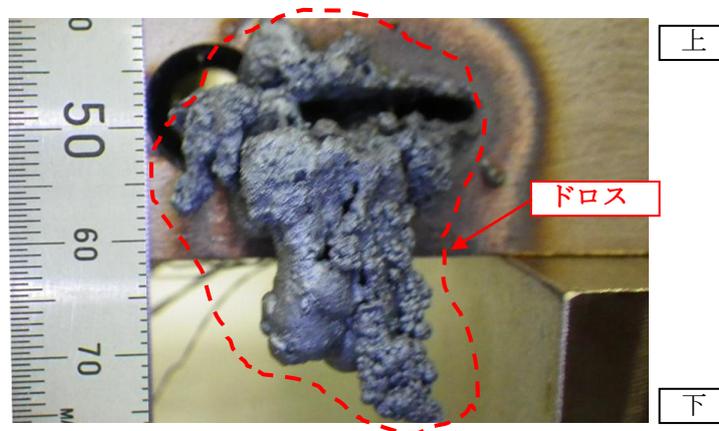


Fig. 28 State of the sample surface on reverse side after laser cutting

4.4 考察

第 4.2 節の切断深さ特性確認試験において、Fig. 21 の結果はレーザー加工ヘッドの移動速度 V を小さくすることで金属板材に対する切断可能深さを大きくとれるものの、その値には上限があること、また、レーザー出力値を大きくすることで切断可能な深さが大きくなることを示している。その理由としては、Fig. 22 の結果より、単位長さあたりのレーザー照射エネルギーが同じ場合においてもレーザー出力が小さい場合は切断深さの値が小さくなること、また、Fig.23 の結果より、単位長さあたりのレーザー照射エネルギーが同じ場合においてもレーザー出力が小さい場合は熱影響領域の幅が広がることから、低速切断の場合においては照射時間が長いために、照射エネルギーの熱拡散に使われる割合が大きくなるためであると考えられる。

第 4.3 節の厚板切断時試験体内部の温度計測実験においては、Fig. 27 の結果より切断カーフの近辺の温度分布が照射表面付近よりも深い位置で高温であったこと、また、Fig.28 の切断後の板裏の写真においてドロスの付着が見受けられることから、熔融金属が照射中に完全に排出されずに一部カーフ内で停滞していた可能性があると考えられる。Fig.29 は温度計測結果を元にした熱量の試算結果を示している。図中の等式の左辺は照射エネルギーと照射エネルギーによって誘起された酸化反応熱との和であり、右辺は、左辺のエネルギーがエネルギーロスを含んだ形で、金属の熔融、蒸発、および金属中の熱伝導に使われることを表している。試算の結果、切断カーフ部の熔融に寄与したエネルギーは照射エネルギーの約 8.6%であり、照射エネルギーの約 56%は熱伝導に使用されていたことが分かる。また、数値シミュレーションによる解析より、熔融金属が停滞する条件においてはレーザー光の固相表面への入熱を阻害する結果が得られている⁽⁷⁾。以上より、切断溝深部での熔融金属の停滞は、切断対象物全体への熱拡散を促し、レーザー照射エネルギーによる直接的な入熱を妨げる要因になると考えられる。

Fig. 30 の写真は、本実験とは異なる実験系でのレーザー切断後の試験片の断面形状を示している。アシストガス流量が大きい場合においては、熔融金属が板裏から排出され、ドラグラインが形成されているが、アシストガス流量が小さい場合においては、熔融金属がカーフ深部に停滞していた様子が見受けられる。このことはカーフ深部における熔融金属の停滞を防ぐためにはアシストガスによる熔融金属の排出性を高めることが重要であることを示唆していると考えられる。

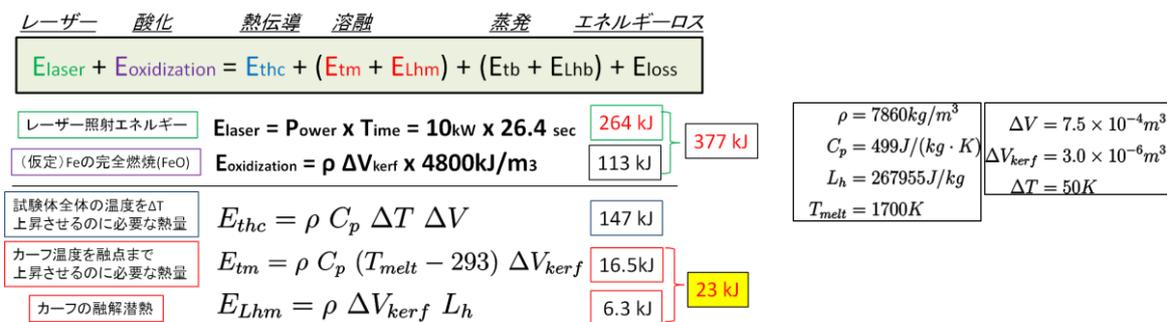


Fig. 29 Estimates of the amount of heat based on the temperature measurement results

アシストガス流量 (L/min)	350	70
レーザー加工ヘッド移動速度 (mm/min)	60	50
表面		
切断面		
裏面		

試験片材質	SS400
試験片厚み	30mm
出力	4kW
スタンドオフ	2mm
焦点位置	試験片表面
アシストガス種類	Air
照射距離	端面から15mmまで

Fig. 30 State of the surface of the test specimen after laser cutting in different experimental system

4.5 まとめ

本実験を通して、厚板金属のレーザー切断においては、切断対象物全体への熱拡散が、レーザー照射エネルギーのカーフフロントへの入熱効率に影響を与えることが示唆された。熱拡散を抑える観点から、アシストガスによる溶融金属の排出性を高めることに加え、切断対象物の厚みに応じてレーザー出力とレーザー光のスweep速度を最適化することが切断性能の向上において重要と考えられる。

福島第一原子力発電所内の燃料デブリ・炉内厚板構造物を切断対象とした場合、対象範囲は多成分系を有していることが想定されるため、今後、切断周辺部の熱伝導性の不均一さが与える切断性能への影響を検討していく必要があると考えられる。

5. セラミックスに対するレーザー破砕性能の評価

5.1 目的

米国・スリーマイル島原子力発電所 2 号機の圧力容器下部や炉心中央から回収された燃料デブリが、多成分、多孔質などの特徴を有することから、福島第一原子力発電所の炉心部でも、同様の状態である可能性が高く、第 4 章で示した金属での切断性能だけでなく、多成分(金属・セラミックス)、多孔質等の特徴を有する物質を用いたレーザー切断・破砕性能の評価が必要となる。本章では、セラミックス化した燃料デブリの機械的強度、熱物性値などを部分的に模擬したセラミックスペレット及び、その多孔質体を用いて、レーザー破砕性能の評価を行う。

5.2 実験方法および条件

本試験では、空隙率を変化させた 2 種類のセラミックス (アルミナ及びコージライト) を使用した。Table 3 に各セラミックスの機械的強度及び熱物性を示す。ジルコニア (ZrO_2) と比較すると、アルミナ ($\alpha-Al_2O_3$) は、ビッカース硬さが同等、コージライト ($2MgO \cdot 2Al_2O_3 \cdot 5SiO_2$) は、熱伝導率が同等であり、それぞれ硬さと熱伝導率を模擬した試験体である。空隙率は、アルミナでは 0 %、4 %、30 %、50 %、コージライトでは 2 %、30 % とした。試験片形状は、アルミナ (0 %) で $\phi 9\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 、アルミナ (30 %, 50 %) で $\phi 4\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 、コージライト (2 %) で $\phi 4.8\text{ mm} \times 12\text{ mm}$ 、コージライト (30 %) $\phi 5.1\text{ mm} \times 8\text{ mm}$ である。

Table 3 Mechanical strength properties and thermophysical properties of ceramics⁽¹⁾

	ジルコニア	アルミナ	コージライト
密度 [g/cm ³]	6	3.8	2.6
曲げ強度 [MPa]	1470	310	150
ビッカース硬さ [HV]	1296	1550	734
比熱 [J/kg・K]	460	790	730
熱伝導率 [W/m・K]	3	29	4
熱膨張係数 [$\times 10^{-6}/^{\circ}C$]	10.8-11.3	7.2-8.0	0.1
融点 [$^{\circ}C$]	2715	2072	1455

Fig. 31 にセラミックス破砕試験の実験配置を示す。熱源としては、6 kW のファイバーレーザーを用いた。拘束条件による破砕挙動を把握するため、Fig. 31 (a) の場合は、セラミックペレットは固定せず、上面よりレーザー照射を行ない、Fig. 31 (b) の場合は、固定用治具を用いて拘束してレーザー照射を行なった。この時、アシストガス (圧縮空気) は、破砕挙動に影響を及ぼさない程度に少量 (10 L/min) とし、レンズを保護する目的とした。

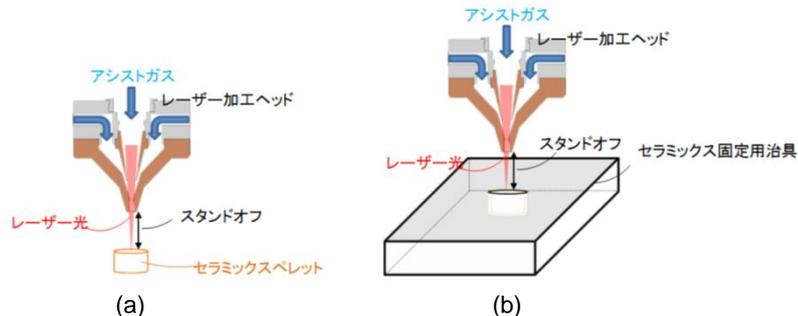


Fig. 31 Arrangements of crushing test using pulse irradiation of laser light

金属材料にレーザー照射を行なった場合のレーザーの吸収率は、固体表面の酸化、強加工、温度上昇、レーザー出力が高くなることで、上昇することが知られているため^{(2),(3)}、レーザー出力は 2.5 kW 及び 5 kW の 2 種類とし、スタンドオフ（レーザー加工ヘッドからセラミックスペレットまでの距離）を変化させることでレーザースポット径を制御し、入熱量が同等となるようにレーザー照射時間を設定した。Table 4 にレーザー照射条件を示す。Table 4 (a) はアルミナ (0%) に 5 kW で照射を行なった場合の試験条件、Table 4 (b) はアルミナ (0%) に 2.5 kW で照射を行なった場合の試験条件、Table 4 (c) は空隙率の影響を把握する目的で行なった場合の試験条件、Table 4 (d) はコージライトにレーザー照射を行なった場合の試験条件である。

Table 4 Laser irradiation conditions

(a) Crushing test of alumina (0 %) using 5 kW laser power

照射径 [mm]	スタンドオフ [mm]	空隙率 [%]	出力 [kW]	入熱密度 [MW/cm ²]	照射時間 [ms]	入熱量 [MJ/cm]
φ 0.4	2	0%	5	3.98	100	0.40
φ 0.4	2	0%	5	3.98	200	0.80
φ 0.4	2	0%	5	3.98	300	1.19
φ 0.4	2	0%	5	3.98	400	1.59
φ 0.4	2	0%	5	3.98	500	1.99
φ 0.56	20	0%	5	2.03	100	0.20
φ 0.56	20	0%	5	2.03	300	0.61
φ 0.56	20	0%	5	2.03	500	1.02
φ 1.56	2	0%	5	0.26	100	0.03
φ 1.56	2	0%	5	0.26	200	0.06
φ 1.56	2	0%	5	0.26	300	0.08
φ 1.56	2	0%	5	0.26	400	0.10
φ 1.56	2	0%	5	0.26	500	0.13
φ 1.56	2	0%	5	0.26	700	0.18
φ 2.23	9	0%	5	0.13	100	0.01
φ 2.23	9	0%	5	0.13	300	0.04
φ 2.23	9	0%	5	0.13	500	0.06
φ 2.23	9	0%	5	0.13	700	0.09
φ 3.58	23	0%	5	0.05	100	0.00
φ 3.58	23	0%	5	0.05	300	0.01
φ 3.58	23	0%	5	0.05	500	0.02
φ 3.58	23	0%	5	0.05	700	0.03

(b) Crushing test of alumina (0 %) using 2.5 kW laser power

照射径 [mm]	スタンドオフ [mm]	空隙率 [%]	出力 [kW]	入熱密度 [MW/cm ²]	照射時間 [ms]	入熱量 [MJ/cm]
φ 1.56	2	0%	2.5	0.13	200	0.03
φ 1.56	2	0%	2.5	0.13	800	0.08
φ 1.56	2	0%	2.5	0.13	1000	0.13
φ 1.56	2	0%	2.5	0.13	1400	0.18
φ 2.23	9	0%	2.5	0.06	200	0.01
φ 2.23	9	0%	2.5	0.06	800	0.04
φ 2.23	9	0%	2.5	0.06	1000	0.06
φ 2.23	9	0%	2.5	0.06	1400	0.09
φ 3.58	23	0%	2.5	0.02	200	0.00
φ 3.58	23	0%	2.5	0.02	800	0.01
φ 3.58	23	0%	2.5	0.02	1000	0.02
φ 3.58	23	0%	2.5	0.02	1400	0.03

(c) Crushing test of alumina (30 % & 50 %) using 5 kW laser power

照射径 [mm]	スタンドオフ [mm]	空隙率 [%]	出力 [kW]	入熱密度 [MW/cm ²]	照射時間 [ms]	入熱量 [MJ/cm]
φ 0.4	2	30%	5	3.98	100	0.40
φ 0.4	2	30%	5	3.98	300	1.19
φ 0.4	2	30%	5	3.98	500	1.99
φ 0.4	2	30%	5	3.98	700	2.79
φ 0.4	2	30%	5	3.98	1000	3.98
φ 0.56	20	30%	5	2.03	100	0.20
φ 0.56	20	30%	5	2.03	300	0.61
φ 0.56	20	30%	5	2.03	500	1.02
φ 1.56	2	30%	5	0.26	100	0.03
φ 1.56	2	30%	5	0.26	300	0.06
φ 1.56	2	30%	5	0.26	500	0.13
φ 0.4	2	50%	5	3.98	100	0.40
φ 0.4	2	50%	5	3.98	300	1.19
φ 0.4	2	50%	5	3.98	500	1.99
φ 0.4	2	50%	5	3.98	700	2.79
φ 0.4	2	50%	5	3.98	1000	3.98
φ 0.56	20	50%	5	2.03	100	0.20
φ 0.56	20	50%	5	2.03	300	0.61
φ 0.56	20	50%	5	2.03	500	1.02
φ 1.56	2	50%	5	0.26	100	0.03
φ 1.56	2	50%	5	0.26	300	0.08
φ 1.56	2	50%	5	0.26	500	0.13

(d) Crushing test of cordierite (2 % & 30%) using 5 kW laser power

照射径 [mm]	スタンドオフ [mm]	空隙率 [%]	出力 [kW]	入熱密度 [MW/cm ²]	照射時間 [ms]	入熱量 [MJ/cm]
φ 1.56	2	2%	5	0.26	100	0.03
φ 1.56	2	2%	5	0.26	300	0.08
φ 1.56	2	2%	5	0.26	500	0.13
φ 1.56	2	30%	5	0.26	100	0.03
φ 1.56	2	30%	5	0.26	300	0.08
φ 1.56	2	30%	5	0.26	500	0.13

5.3 結果

5.3.1 レーザー出力 5 kW を用いた空隙率 0% のアルミナ破碎試験

Fig. 32 にレーザー照射後の破碎片の外観の一例を示す。レーザー照射によりアルミナ (0%) が非常に細かく破碎されている様子が確認できる。回収された破碎片の内、重量測定 (下限値0.01g)が行えた破碎片の数を計測した。従って、図の破碎片数は9となる。Fig. 33 に



Fig. 32 Appearance of alumina (Laser irradiation time is 500 ms) after crushing test

レーザー照射後の破碎片の個数を示す。個数1は、熔融貫通のみで、破碎しなかった試験体を示す。アルミナ (0%) の破碎状況を確認すると、低入熱密度 (0.13 MW/cm²) で 100 ms 及び 700 ms でレーザー照射を行なった場合に、破碎しない状況が確認されたが、レーザースポット径を集光させ入熱密度を上げた場合には、全て破碎した。破碎片の個数は、各入熱密度毎に、特定の照射時間で最大

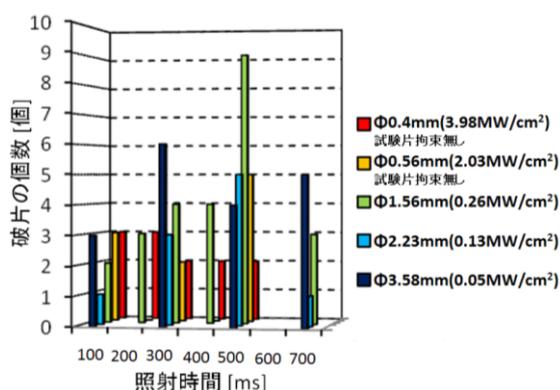


Fig. 33 Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the alumina (0%) condition

値をとる傾向がみられた。ここで最も破碎片の個数が多い、照射時間 500 ms に着目すると、

入熱密度の増加により、破碎片の個数も増加する傾向にあるが、試験片を拘束せずレーザー照射を行うことで、入熱密度及び照射時間の増加により破碎片の個数が減少した。この場合、照射中に試験片が飛散している可能性が考えられる。本結果より、入熱密度、照射時間、拘束条件が破碎挙動に影響を及ぼす非常に重要なパラメータであると考えられる。

5.3.2 レーザー出力 2.5 kW を用いた空隙率 0% のアルミナ破碎試験

Fig. 34 にレーザー出力 2.5 kW を用いた場合の照射結果を示す。入熱量で評価すると、φ1.56 mm (0.13 MW/cm²) で 200 ms、600 ms、1000 ms、1400 ms で照射した物は、それぞれ Fig. 33 の φ1.56 mm (0.26 MW/cm²) で、100 ms、300 ms、500 ms、700 ms と同等の入熱量であるが、破碎状況が大きく異なっており、熔融貫通のみで破碎しない状況が多くみられた。

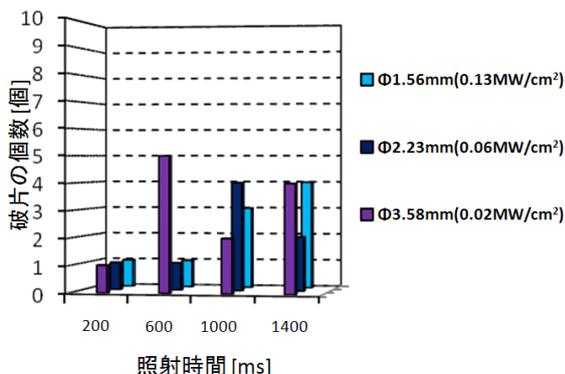


Fig. 34 Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 2.5 kW laser light in the alumina (0%) condition

5.3.3 アルミナを用いた空隙率による破砕状況確認試験

Fig. 35 (a) 及び (b) に空隙率 30% 及び 50% のアルミナに、レーザー出力 5 kW を用いた場合の破砕状況を示す。空隙率 0% の破砕状況と比較して、低入熱密度では破砕できず、高入熱密度の場合にも、破砕しないものが確認された。さらに、空隙率が 50% に達すると、本照射試験内では、破砕は出来なかった。

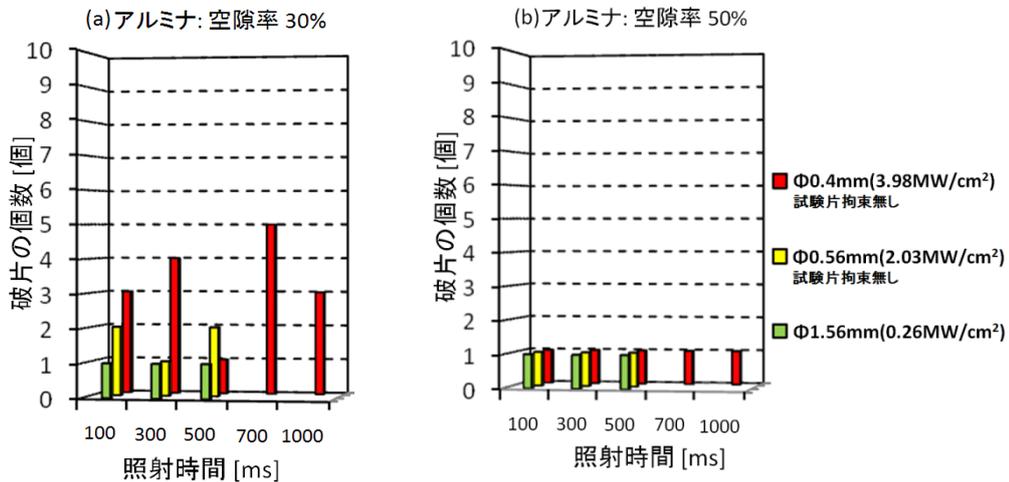


Fig. 35 Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the alumina (30% and 50%) condition

Fig. 36 に、アルミナ (50%) に、入熱密度 0.26 MW/cm² で、100 ms でレーザー照射を行なった試験片の外観を示す。最も入熱量が低い照射条件でも、レーザー光は裏面まで貫通しており、側面にき裂が確認できる。従って、空隙率の多い場合に破砕出来なかったのは、微細な空隙がき裂の進展を妨げていることが要因の一つと考えられる。

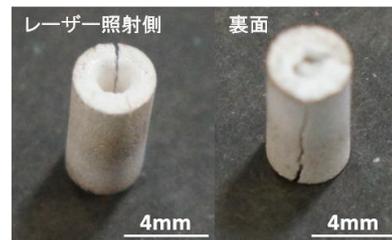


Fig. 36 Appearance of alumina (50%) after crushing test

5.3.4 コージライトを用いた空隙率による破砕状況確認試験

Fig. 37 に空隙率 2%、30% のコージライトに、レーザー出力 5 kW でレーザー照射を行なった結果を示す。入熱密度 0.26 MW/cm² は、空隙率 0% のアルミナで最も細かく破砕できた条件であるが、コージライトの場合、破砕出来なかった。

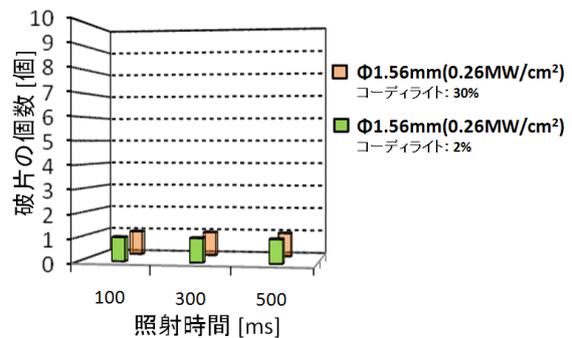


Fig. 37 Relationship between number of crushed pieces and pulse irradiation time of 5 kW laser light in the cordierite (2% and 30%) condition

Fig. 38 に、コージライト (30%) 入熱密度 0.26 MW/cm²、100 ms でレーザー照射を行なった試験片の外観を示す。アルミナ (50%) の場合と同様に、レーザー光は裏面まで熔融貫通

しているが、き裂は確認されなかった。これは、Table 3 に示すように、アルミナと比較し、熱物性値（熱伝導率及び熱膨張係数など）が異なることが要因と考えられる。この結果の解釈は次項で述べる。

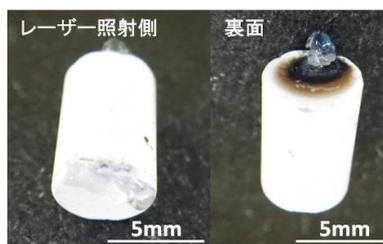


Fig. 38 Appearance of cordierite (30 %) after crushing test

5.4 考察

Fig. 39 に、 $\phi 10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ のアルミナ及びコージライトに、レーザー出力 1 kW、レーザースポット径 $\phi 1 \text{ mm}$ で、100 ms 及び 400 ms 照射を行なった場合の熱応力解析結果を示す。図中の温度は、それぞれの融点 T_m (アルミナ : $2072 \text{ }^\circ\text{C}$ 、コージライト : $1455 \text{ }^\circ\text{C}$) で規格化したものである。熱伝導率は、アルミナが $29 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ 、コージライトが $4 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ と違いがあるため、両者の温度分布を比較すると、コージライトの方が急峻な温度勾配を示す。しかしながら、その結果として発生する熱応力には大きな差異がみられ、アルミナの場合は照射時間の増加により、応力発生範囲が拡大しているのに対し、コージライトでは、照射時間による違いは見られなかった。従って、実験結果 (Fig. 33 と Fig. 37) でも示されたように、アルミナが破砕した照射条件で、コージライトが破砕しなかったのは、熱膨張係数が一桁以上小さいことに起因して、内部に熱応力がほとんど発生しなかったことが主因と考えられる。

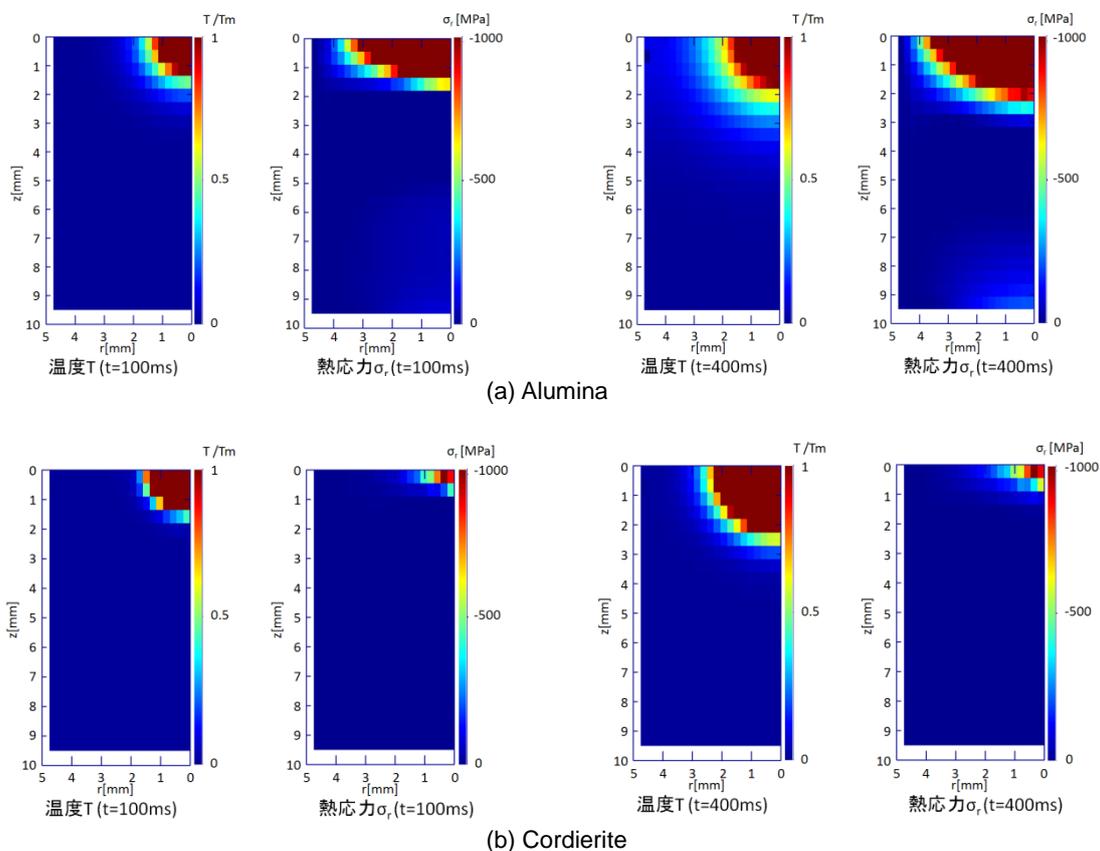


Fig. 39 Comparison of thermal stress distribution of alumina and cordierite at 100 ms and 400 ms

Fig. 40 に形状効果を確認するために、 $\phi 10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ 及び、 $\phi 20 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ のアルミナで、100 ms レーザー照射を行なった場合の、熱応力の半径方向成分の半径方向分布を示す。体積は 4 倍異なるが、発生した熱応力に違いは無いため、大きさによる破砕への影響は少ないと考えられる。従って、実験では異なる大きさの試験片を用いて破砕特性評価を行なったが、大きさの違いによる破砕挙動への影響は無視し得る程度に小さかったと考えられる。

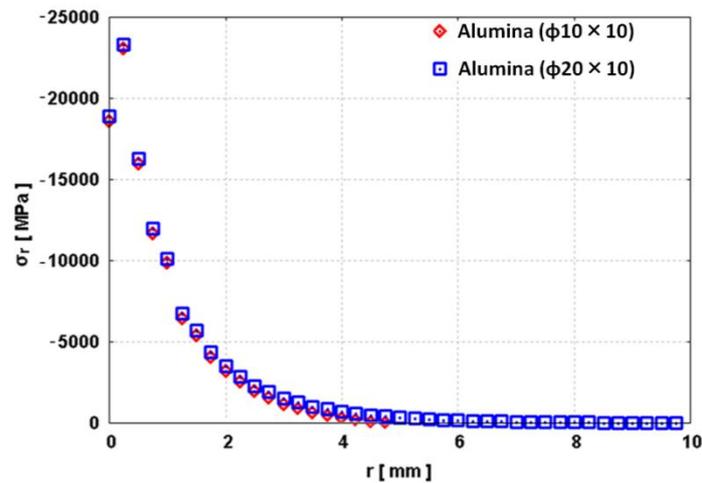


Fig. 40 Radial distribution of thermal stress component of alumina (t = 100 ms, z = 0 mm)

5.5 まとめ

セラミックス化した燃料デブリを模擬したアルミナ、コージライト及び、その多孔質体を用いてレーザー破砕性能の評価を行なった。入熱量が同じ場合、アルミナは破砕できるが、コージライトが破砕しなかった。これは、熱伝導解析の結果より温度分布は同様であるが、コージライトの熱膨張係数が一桁以上小さいことに起因して、内部に熱応力がほとんど発生しなかったことが主因であると考えられる。また、多孔質試験体は、アルミナ、コージライトともに熔融貫通のみで、破砕できなかったが、これは微細な気泡がき裂の進展を妨げているためであると考えられる。福島第一原子力発電所の燃料デブリ取出しを考えた場合、短パルス照射により微細に破砕する技術及び、高入熱密度により局所的に熔融貫通させ細かく切り分ける技術の両方が必要になると考えられる。

6. PIV システムによるアシストガス噴流特性の評価

6.1 目的

レーザー切断はレーザー光の照射により金属を溶融し、アシストガス噴流によって切断溝から強制的にこれを除去する熱的切断工法の1つである。Fig. 41 にレーザー切断の切断過程の概略を示す。レーザー切断は、まずレーザー光が材料表面に照射され、光の吸収による発熱作用によって照射部の温度が上昇する。そして、材料の温度が融点に達すると材料は溶融し、固相から液相へと相変化する。そして、アシストガス噴流が溶融金属に対して力が及ぼすことで、溶融金属は切断溝に沿って吹き飛ばされる。

この工法は切断幅が狭く、ドロスや粉塵の発生量が少ないという特長を有しており、原子炉解体に求められる二次廃棄物量低減を実現する技術として有望視されている。レーザー切断では、レーザー出力、入熱密度やアシストガス流量、加工ヘッドの移動速度などが切断の可否だけでなく切断面の品質を決定するため、各種パラメータが切断面粗さや付着した溶融体の状況などに及ぼす影響調査を目的に、実験的・理論的な研究が行われている^(1,2)。これまでの研究では薄板の実験が大半で、厚板切断におけるアシストガス噴流の流動場や温度などの定量的な知見はほとんど得られていない。数少ない厚板切断実験から、板厚が大きくなるとアシストガス噴流が深部まで届きにくく、溶融金属の排出が難しくなり、切断遅れが発生することが確認されている⁽³⁾。厚板の切断においては切断溝深部の溶融金属をアシストガス噴流によって効率よく排出することが重要であると考えられる。

本章では、レーザー切断の切断性能向上のために流体力学的な観点から切断溝幅などの拘束条件の緩和が切断性能に及ぼす影響の定量化を目的とし、切断溝幅やスタンドオフが切断溝内でのアシストガス噴流の中心流速に及ぼす影響を評価する模擬試験を行う。

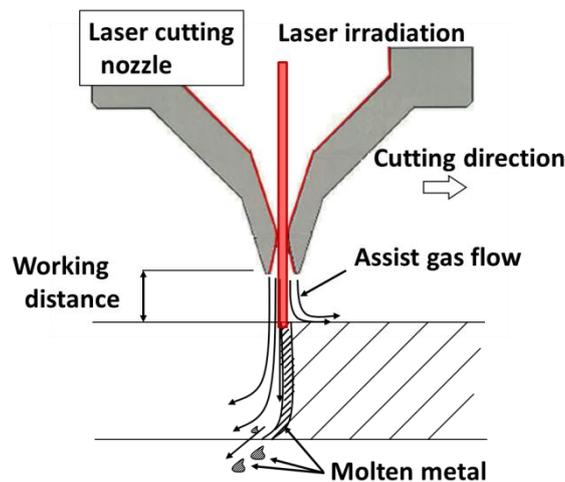


Fig. 41 Laser cutting process

6.2 実験方法および条件

レーザー切断による切断溝を模擬したアクリル製の試験流路とストレートノズルを用いて、実験を行った。Fig. 42 に実験装置および計測装置の概略を示す。試験流路は溝長さ80 mm × 溝深さ 100 mm とし、ノズル出口径は 3 mm のものを使用した。試験流路の溝幅は $d_{gap} = 1, 2, 4$ mmと変化させた。ノズルから噴射されたアシストガス噴流は試験流路内へ流入する。アシストガスとして圧縮空気を用い、流量は $Q = 10, 21$ L/min ($Re = u_{nozzle} d_{nozzle} / \nu = 5000, 10000$) とした。ここで、 u_{nozzle} はアシストガス噴流の出口流速、 d_{nozzle} はノズル出口径、 ν は空気の粘性係数である。ノズルから試験流路入口までの距離（スタンドオフ）は $L = 2, 5, 10$ mm とした。Table 5 に実験条件を示す。Case A, B, C で溝幅によるアシストガス噴流の中心流速の変化を比較する。また、Case B, E, D ではスタンドオフ、Case B, F ではレイノルズ数による変化を調べる。

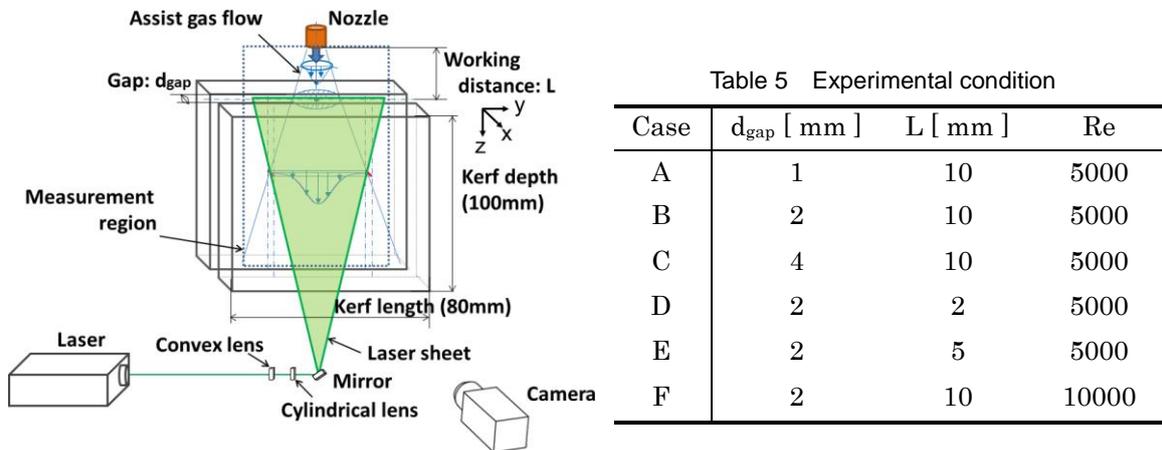


Fig. 42 Experimental apparatus

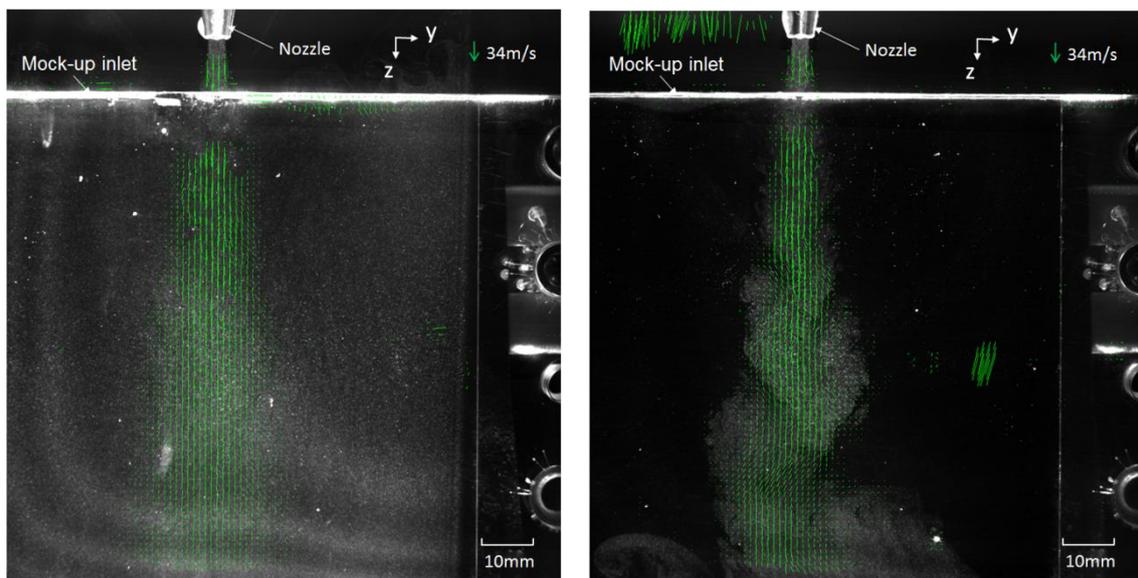
次に、計測機器の構成について記す。計測にはPIVを用いて、試験流路内の2次元速度分布を得た。トレーサ粒子としてオリブオイルを使用し、粒子発生器 (TSI, 6-Jet Atomizer Model 9306A) を用いて微粒化したものをアシストガス噴流に混入した。光源にはダブルパルス Nd:YAGレーザー (Litron Lasers, Nano S 50-20PIV, 50 mJ/pulse, 20 Hz) を用いた。レーザー光は光学系を介し、平凸レンズとシリンドリカルレンズによって厚さ1mmのシート状に広げられ、試験流路の溝中心に照射された。カメラ (Photron, Fastcam SA4, 1024 pixels × 1024 pixels) は計測面に対して垂直になるように配置し、計測面内のトレーサ粒子の散乱光の撮影を行った。撮影された画像はカメラ内のメモリ上に保存されたものをPC上に転送した後、解析を行った。デジタルディレイジェネレータ (Quantum composers, Model 9618) によってレーザーの照射タイミングとカメラの撮影タイミングの同期をとった。

瞬時速度分布のサンプリングレートは 0.1 s とし、時間的に連続した1250 時刻分の速度分布を計測した。Re = 5000, 10000 時のレーザーのパルス照射間隔はそれぞれ $\Delta t = 30$ ms, 15 ms

とした。撮影領域は、試験流路溝中心の約 110 mm × 110 mm とした。トレーサ粒子移動距離の計測誤差を0.1 pixelとした時、 $Re = 5000, 10000$ 時の瞬時流速の誤差はそれぞれ 3.4 m/s、6.8 m/s と見積もられる。

6.3 結果

PIVにより得られた瞬時の流速分布を Fig. 43 に示す。緑色のベクトルが瞬時の流速を表している。Fig. 43 より、ノズルから噴射されたアシストガス噴流が試験流路内へ流入する様子が確認できる。Fig. 43 (a) ではアシストガス噴流が z 軸方向下流に向かうにつれて徐々に広がっていく。それに対して、Fig. 43 (b) では z 軸方向下流に向かうにつれて徐々に広がりつつ、周囲流体を巻き込む様子が見られる。この Case A と Case B の違いは溝幅によって生じていると考えられ、試験流路の壁面がアシストガス噴流の流動に大きな影響を与えている可能性がある。そこで、計測により得られた瞬時速度から平均速度分布を求め、溝幅がアシストガス噴流に及ぼす影響を調べた。Fig. 44 に溝幅によるアシストガス噴流の平均中心流速分布の変化 (Case A, B, C) を示す。試験流路入口を $z = 0$ mm と定義し、 $z = 10$ mm におけるアシストガス噴流の自由噴流流速によって平均中心流速の無次元化を行った。 $z = 10$ mm で平均中心流速が1となるように無次元化を行っている。溝幅 1 mm の中心流速は自由噴流と比べて、減少している。これは試験流路の壁面摩擦損失が流速に大きく影響していると考えられる。また、溝幅 2, 4 mm の中心流速は自由噴流と比べて速度の減少が抑制されている。これは、溝幅 1 mm と比べて溝幅 2, 4 mm の壁面摩擦の効果が小さくなり、かつ試験流路の壁面効果によってアシストガス噴流の運動量の拡散が制限されるために、流路内の中心流速が維持されたと考えられる。



(a) Case A : $d_{gap} = 1$ mm, $L = 10$ mm, $Re = 5,000$

(b) Case B : $d_{gap} = 2$ mm, $L = 10$ mm, $Re = 5,000$

Fig. 43 Instantaneous vector map obtained from PIV

Fig. 45 にスタンドオフによるアシストガス噴流の平均中心流速分布の変化 (Case B, D, E) を示す。z = 10 mm における Case B の中心流速によって平均中心流速の無次元化を行った。スタンドオフによる流速分布の差はほとんど見られなかった。これはスタンドオフがアシストガス噴流のポテンシャルコア領域の長さに対して短く、試験流路内への流入量があまり変化しないためと考えられる。

Fig. 46 にレイノルズ数によるアシストガス噴流の平均中心流速分布の変化 (Case B, F) を示す。Fig. 45 と同様に z = 10 mm における Case B の中心流速によって平均中心流速の無次元化を行い、さらに中心流速の傾向の違いを調べるためにレイノルズ数の比をかけた。Re = 5,000 と 10,000 の間の中心流速の傾向の差はスタンドオフと同様にほとんど見られなかった。

これらの結果から、溝幅はスタンドオフやレイノルズ数に比べて、試験流路内のアシストガス噴流の中心流速に大きな影響を持っていると考えられる。溝幅が狭くなると、試験流路内の壁面摩擦が増加し、アシストガス噴流の中心流速は減少する。その結果として、溝内から熔融金属を排出するためのアシストガス噴流の運動量が減少すると考えられる。そこで、次節ではアシストガス噴流の中心流速から壁面摩擦損失を含めた圧力損失を見積り、評価を行う。

6. 4 考察

試験流路内のエネルギー損失として壁面摩擦損失を含む圧力損失を求めた。圧力損失 ΔP は

$$\Delta P = \Delta P_{in} + \Delta P_{wall} + \Delta P_{out} ,$$

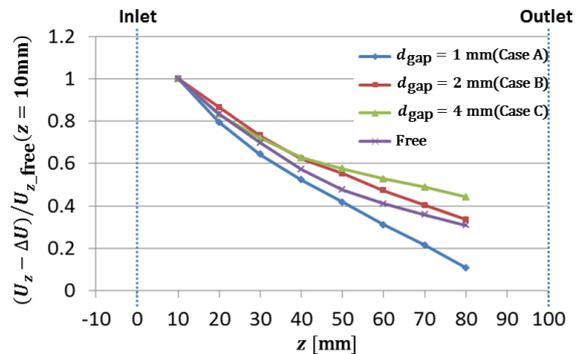


Fig. 44 Normalized mean center velocity of the gas flow for different kerf width (Case A, B, C)

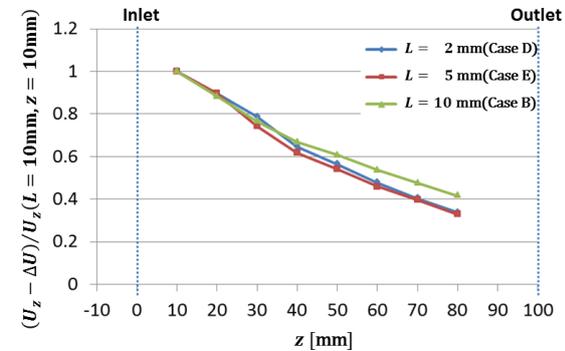


Fig. 45 Normalized mean center velocity of the gas flow for different stand-off distance (Case B, D, E)

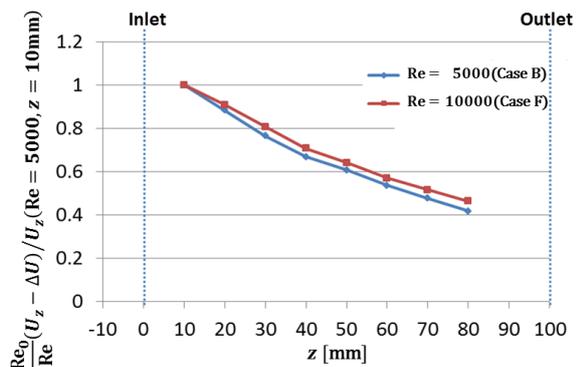


Fig. 46 Normalized mean center velocity of the gas flow for different Reynolds number (Case B, F)

$$\Delta P_{in} = \zeta_{in} \frac{\rho U_{in}^2}{2},$$

$$\Delta P_{wall} = \zeta_{wall} \frac{\rho U_{wall}^2}{2},$$

$$\Delta P_{out} = \zeta_{out} \frac{\rho U_{out}^2}{2},$$

と表される。ここで、 ζ, ρ, U はそれぞれ損失係数、密度、代表流速を表している。添え字 in, wall, out はそれぞれ入口部、壁面摩擦、出口部を表している。計測された中心流速から入口部および出口部の流速を外挿した。速度 U_{wall} は水力直径と中心のアシストガス噴流速度から見積もられた流量から求めた。

Fig. 47 に溝深さ 100 mm の試験流路の溝幅による圧力損失の変化 (Case A, B, C) を示す。Fig. 47 から溝幅が大きいくほど、圧力損失が小さくなるのが分かる。溝幅 1 mm と比べ、圧力損失は溝幅 2 mm, 4 mm でそれぞれ約 60%、80% 程度減少した。溝幅の 1 mm から 2 mm への拡張は圧力損失を約 60% 減少させ、壁面摩擦損失のみに限定すれば約 90% 減少させた。そのため、溝幅の拡張によってアシストガス噴流の運動量は溝深部へ伝達しやすくなると考えられる。これは溝幅の拡張により、厚板深部でのレーザー切断性能の劣化が改善することを示唆している。

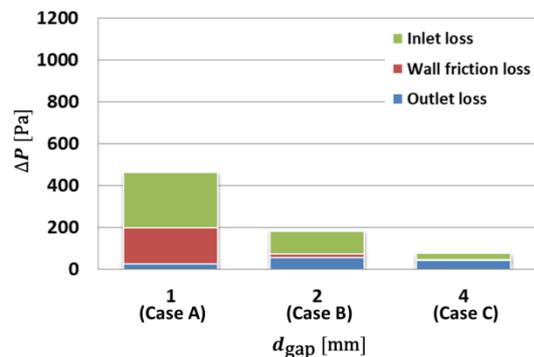


Fig. 47 Pressure loss for different kerf width: Case A, B and C ($L = 10$ mm, $Re = 5,000$)

次に、溝深さ 100 mm の結果から溝深さ 150 mm の場合の圧力損失を推定する。溝深さが増加しても、流入速度は変化せず、入口損失は変わらないと予想される。それに対して溝深さの増加に比例し、壁面摩擦損失は増加する。壁面摩擦損失の増加により、出口部での中心流速は減少するため、出口損失は減少する。この壁面摩擦損失の増加は溝深部における熔融金属を排出するためのアシストガス噴流の運動量を減少させると考えられる。板厚が厚くなるほど、壁面摩擦の効果を強く受けるため、溝深部でのアシストガス噴流の運動量は減少し、熔融金属の排出を困難にすることが予想される。Fig. 47 より、溝幅を広げることにより圧力損失を低減することで、それを改善できる可能性が示唆されている。しかし、溝幅を広げること、圧力損失は低減されるが、溝幅を拡張した分だけ二次廃棄物量は増加する。そこで、溝幅に対する圧力損失と二次廃棄物量の比較を行った。溝深さを 100 mm とし、溝幅から単位切断長さ当たりの面積を求め、二次廃棄物量を概算すると、100, 200, 400 mm³ となる。圧力損失と二次廃棄物量の溝幅による変化を Fig. 48 に示す。溝幅を狭くすることで圧力損失は増加するが、二次廃棄物量は減少する。また、溝幅を広くすると圧力損失は減少するが、二次廃棄物量は増加する。このように圧力

損失と二次廃棄物量はトレードオフの関係にある。そのため、板厚に応じて圧力損失と二次廃棄物量の関係から切断条件を適切化する必要がある。もし、二次廃棄物量の増加が許容されるならば、溝幅の拡張による圧力損失の低減からレーザー切断工法は飛躍的にその性能の向上が見込まれる。

一方、福島第一原子力発電所での燃料デブリ取出しにおいて、切断対象物の不均一性や

切断加工ヘッドの振動がアシストガス噴流による溶融金属の排出に及ぼす影響を定量化する必要がある。そこで、まずアシストガス噴流の静的なスタンドオフ特性の評価を行った。Fig. 49 にスタンドオフによる圧力損失の変化 (Case B, D, E) を示す。それぞれの条件での圧力損失の比較を行うと大きな差は見られなかった。この時、アシストガスノズルの出口径は $\phi 3 \text{ mm}$ であり、アシストガス噴流のポテンシャルコア長さは約 15 mm であると考えられる。ポテンシャルコアとは、ノズル出口部付近に形成されるアシストガス噴流の速度が減衰せずに維持される領域である。このことから、スタンドオフがポテンシャルコア領域の長さよりも短い場合、試験流路へ流入するアシストガス噴流の中心速度が維持されるため圧力損失はほとんど変化しないと考えられる。これは、アシストガス噴流のポテンシャルコア長さまでスタンドオフを大きくとっても影響が出ないことを示している。これは、燃料デブリ取出し時に切断対象の不均一性や切断加工ヘッドの振動に対するアシストガス噴流の許容範囲の1つの指標になり得ると考えられる。

また、アシストガス噴流の流量を増加させる (レイノルズ数を増加させる) ことで、切断溝内での運動量を増加させることができる。しかし、レイノルズ数を増加させ、流入速度を増加させることは圧力損失の増加につながる。そこで、レイノルズ数を増加させた時の圧力損失の評価を行った。Fig. 50 はレイノルズ数による圧力損失の変化 (Case B & F) を示している。 $Re = 5,000$ と比較して、 $Re = 10,000$ での圧力損失は全体で約 5.7 倍となり、入口部、壁面摩擦、出口部

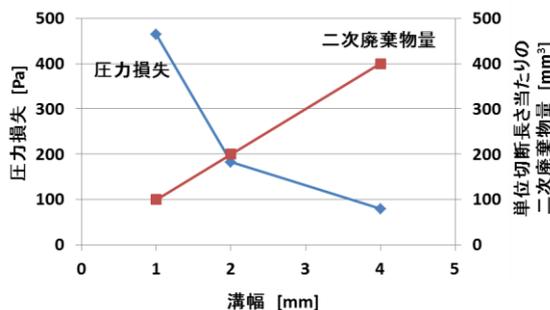


Fig. 48 Relationship of the pressure loss and the secondary waste volume

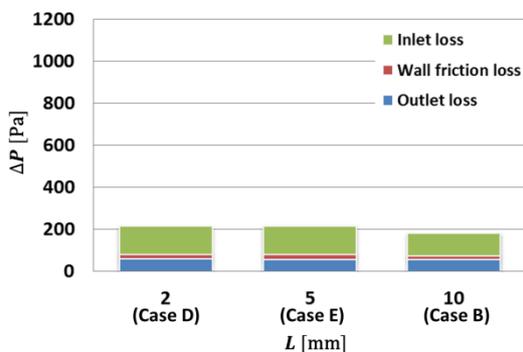


Fig. 49 Pressure loss for different stand-off distance: Case B, D and E ($d_{gap} = 2 \text{ mm}$, $Re = 5,000$)

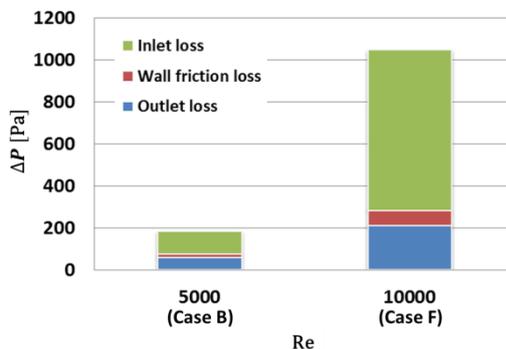


Fig. 50 Pressure loss for different Reynolds number: Case B and F ($d_{gap} = 2 \text{ mm}$, $L = 10 \text{ mm}$)

でそれぞれ約 7.2 倍、3.6 倍、3.7 倍に増加する。その内訳で特に入口損失が大きく増加していることが分かる。そして、入口損失の増加は溝内へのアシストガス噴流の流入量が制限されることを示している。また、壁面摩擦が増加すると、溝内のアシストガス噴流の速度の減少も大きくなる。実際のレーザー切断時のレイノルズ数は $Re \approx 200,000$ であり、Fig. 50 よりさらに圧力損失の増加が予想され、アシストガス噴流の溝内への流入量の制限や壁面摩擦による速度の減少が促進されると考えられる。このことから、厚板深部へ輸送されるアシストガス噴流の運動量を増加させるためにレイノルズ数を増加させすぎると、逆に効率が悪くなる可能性がある。よって、切断溝深部へのアシストガス噴流の運動量輸送において熔融金属を効率よく排出するためにアシストガス噴流の噴射条件の適切化を行う必要があると考えられる。そのため、板厚ごとにアシストガス噴射条件のパラメータとして、レイノルズ数や溝幅の適切な値を選定しなければならない。

6.5 まとめ

レーザー切断性能の向上のため、流体力学的な観点から切断溝幅などが切断溝内でのアシストガス噴流の中心流速に及ぼす影響の評価を行った。PIV により得られた中心流速から、溝内の流速は切断溝幅に大きく影響を受けることが確認できた。また、得られた中心流速から圧力損失を求めると、溝幅の拡張によってアシストガス噴流の運動量は溝深部へ伝達しやすくなる可能性が示唆された。しかし、圧力損失と二次廃棄物量はトレードオフの関係にあるため、板厚に応じて切断条件を適切化する必要があると考えられる。また、スタンドオフの変化に対して圧力損失にほとんど差がないことからアシストガス噴流のポテンシャルコア内では圧力損失はスタンドオフに影響されない可能性が示唆されている。そして、レイノルズ数を増加させると流入する運動量の増加とともに圧力損失も増加することから、厚板深部へ輸送されるアシストガス噴流の運動量を増加させるためにレイノルズ数を過度に増加させると、逆に効率が悪くなる可能性がある。

これらの結果から、福島第一原子力発電所内の燃料デブリ・炉内構造物を切断対象とした場合、切断対象の不均一性や切断加工ヘッドの振動、溝幅による圧力損失と二次廃棄物量のトレードオフの関係を考慮し、熔融金属を効率よく排出するために板厚に応じて切断条件を適切化する必要があると考えられる。

7. SPLICE コードによるレーザー切断シミュレーション

7.1 コード開発の目的

レーザー光はその性質上、高出力、高出力密度、ファイバー伝送による遠隔作業性などを備え、レーザー照射条件の適切化などが達成されれば、原子炉廃止措置などに課せられる様々な要求(環境負荷(放射性廃棄物量)低減、プラント解体工期短縮、狭隘部対象物切断など)に応えることが可能となる。しかしながら、その条件適切化において対象とすべきはマルチスケール複合物理過程であり、実験的アプローチのみでの達成は困難を極めると予想される。

この条件適切化作業に数値解析的な方法を援用できるようにするため、マイクロ挙動とマクロ挙動とを多階層スケールモデルにより接続する気-液-固 統一 非圧縮性粘性流解析コードの開発を進めている。当該コードは、切断対象部位にレーザー光が照射されてから切断が完了するまでに発生する様々な複合的な物理現象、例えばレーザー光-物質相互作用(波長吸収-分子振動誘起による実効入熱)、半熔融帯 (Mushy zone) を介した熔融金属-固体材料間の熱的機械的相互作用、熔融・凝固相変化過程などの複合現象を取扱うために必要な様々な物理モデルを導入している⁽¹⁾。

7.2 数値解析法

レーザー切断過程に含まれる複合物理現象の数値解析では、相変化を含む固-気-液 3 相それぞれの熱流動支配方程式を同時に満たすよう解く必要がある。このため、界面追跡法を用いた汎用多次元コード SPLICE を開発し、複合物理現象の解釈、レーザー照射条件の適切化などを行ってきた。

7.2.1 支配方程式

金属板のレーザー切断過程に係わるアシストガス・熔融金属の挙動は、非圧縮性を仮定すると以下の連続の式、運動量保存式およびエネルギー保存式で記述される。

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \mathbf{u} &= 0, \\ \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} &= -\frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{u}) + \frac{1}{\rho} \mathbf{F}_s + \mathbf{g} \\ \frac{\partial T}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) T &= \frac{1}{\rho C_v} \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \frac{Q}{\rho C_v}. \end{aligned}$$

ここで、 \mathbf{u} , ρ , p , μ , \mathbf{F} , \mathbf{g} , T , C_v , λ , Q はそれぞれ速度ベクトル、密度、圧力、粘性係数、表面張力、重力加速度、温度、定積比熱、熱伝導率、発熱項である。

7.2.2 物理モデル

(a) 界面追跡モデル

固-気-液の各相の密度や粘性などの物性値や、表面張力のように界面に働く力を表現するために、界面の移動を計算する必要がある。SPLICE コードでは、密度や粘性係数などの物性値を流体率(VOF:Volume Of Fluid)⁽²⁾で識別し、表面張力計算に必要な界面形状を距離関数(Level Set 関数) から計算するCLSVOF (CoupledLevel Set and Volume Of Fluid) 法⁽³⁾を用いている。VOF 値の移流計算

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \phi = 0,$$

には流体の保存性と界面形状の精度に優れた THINC/WLIC (Tangent of Hyperbola for Interface Capturing/ Weighted Line Interface Calculation) 法⁽⁴⁾を用いている。表面張力計算に使用する Level Set 関数は

$$\frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \frac{\phi}{\sqrt{\phi^2 + h^2}} (|\nabla \phi| - 1) = 0,$$

である。Level Set 関数は界面 ($\phi = 0$) からの距離を格納したものである。

各計算格子の物性値は固相および液相のVOF 値 f_s, f_l を用いて

$$\rho(f_s, f_l) = \rho_s f_s + \rho_l f_l + \rho_g (1 - \rho_s - \rho_l),$$

のように表示する。添字 s, l, g はそれぞれ固相、液相および気相を表す。

(b) 表面張力モデル

表面張力は表面張力係数 σ 、界面曲率 κ 、単位法線ベクトル \mathbf{n} によって次式のように表わされる。

$$\mathbf{F}_s = -\sigma \kappa \mathbf{n}.$$

分子は、分子間力によって分子が互いを引き合って凝縮しようとする。液体内の分子は周りから引力で引かれているのに対し、表面上にある分子は液体に触れていない部分だけ、液体分子の引力の影響を受けず、その分だけ表面上にある分子は余ったエネルギーを持つこととなり、表面張力として働くことになる。

表面上にのみ働く力であるが、有限の界面厚さを仮定しているため不連続の力の評価は難しい。Brackbillら⁽⁵⁾は表面張力を体積力として評価するCSF (Continuum Surface Force) モデルを開発し、このモデルは距離関数であるLevel Set 関数とも相性がよく、扱い易いことからSPLICE

コードではこれを採用している。CSF モデルでは表面張力をデルタ関数 $\delta(\phi)$ を用いて次式のように表す。

$$\mathbf{F}_s = -\sigma\kappa\delta(\phi)\nabla\phi.$$

ここで、近似デルタ関数はHeaviside 関数 $H(\phi)$ の微分から得られる次式を用いる。

$$\begin{aligned}\delta(\phi) &= \frac{\partial H(\phi)}{\partial\phi} \\ &= \begin{cases} 0 & \text{if } |\phi| > \varepsilon \\ \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon} \cos\left(\frac{\pi\phi}{\varepsilon}\right) \right) & \text{if } |\phi| \leq \varepsilon \end{cases}\end{aligned}$$

上式の近似デルタ関数は界面法線方向の積分

$$\int_{-\varepsilon}^{\varepsilon} \delta(\phi) d\phi = 1,$$

を満たすように定義され、本来は気液界面にのみに働く力を数値計算で扱い易いように体積力に変換するために用いている。

(c) 固体表現法

レーザ切断過程の数値計算では、固体金属とアシストガスや熔融金属などとの流体との相互作用を取り扱う必要がある。複雑境界を取り扱う方法には境界適合格子や非構造格子などのように、物体境界の形状に合わせた計算格子を用いる方法があるが、格子生成の計算コストが高いとされており、レーザ切断過程でのように時々刻々と固体界面形状が変化するような問題には適さないと判断し、SPLICE コードでは固定(Cartesian) 格子上で複雑境界を扱える固体表現モデルをImmersed Boundary Method (IBM)⁽⁶⁾を採用してる。

本モデルではnon-slip 物体境界を用い、固相表面で速度がゼロとなるような速度の値を固相Level-Set 関数を用いて固相内部の定義点に補外する。また、Cell-face の固相率から連続式の流入出フラックスを修正する。

(d) レーザー入熱モデル

固体(気体) 金属へのレーザー入熱には、光の物質による吸収を定式化した法則であるLambert-Beer 則⁽⁷⁾を用い、ガウスモードのファイバーレーザー(1064 nm) を用いている。

(e) 相変化モデル

固液相変化モデルにはVOF 型の界面追跡手法と相性の良い温度回復法⁽⁸⁾を採用する。本手法は計算格子毎に相変化量の経時変化を推算でき、この体積変化量を流体率(VOF 値) の変化として扱うことができる。固体(液相) から液体(固相) への潜熱放出量 Q_s は $Q_s = \rho \Delta V \Delta g L$ と定義できるので、この固相(液相) 率の変化量 Δg がVOF 値の変化量 Δf と等価とするモデルである。ここで、 $\Delta V, L$ はそれぞれ計算格子の体積、融解(凝固) 潜熱である。

7.2.3 数学モデル

スタッガード変数配置の等間隔直交格子を用いる。非圧縮性流体計算方法には Fractional Step 法⁹⁾を採用する。空間離散化は、VOF 値の移流には THINC/WLIC 法、その他の移流項には 5 次精度 HJ-WENO 法¹⁰⁾、Level-Set 関数の構築には 3 次精度風上差分、粘性項や圧力項などには 2 次精度の離散化を用いる。時間積分は 3 次精度 TVD Runge-Kutta 法¹¹⁾を用いる。

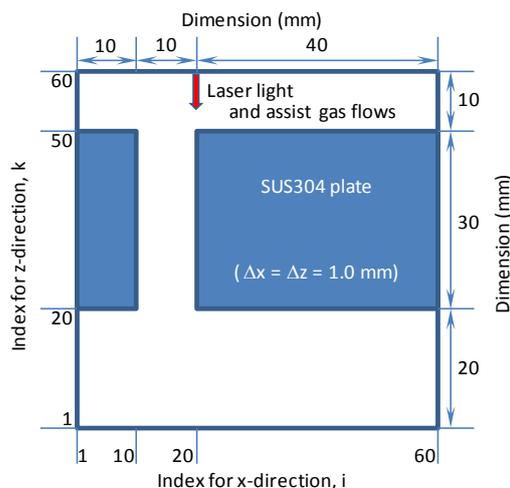


Fig. 51 Numerical analysis conditions using the SPLICE code

7.3 数値解析条件および結果¹²⁾

オーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304) を対象としたレーザー切断シミュレーションを SPLICE コードを用いて行い、レーザー加工ヘッド移動速度およびアシストガス流速による切断性能への影響などを定量化するとともに、実験結果との比較を行った。

7.3.1 数値解析条件

解析体系を Fig. 51 に示す。解析体系は 60 mm × 60 mm の x-z 2 次元体系で、この中に厚さ 30 mm の SUS304 鋼材 (初期溶融金属排出孔 10mm 幅を含む) を設置している。メッシュ分割は、x 方向および z 方向ともに 1.0 mm 均等メッシュとした。レーザー光 (10 kW 出力、1.0 mm スポット径) およびアシストガス噴流

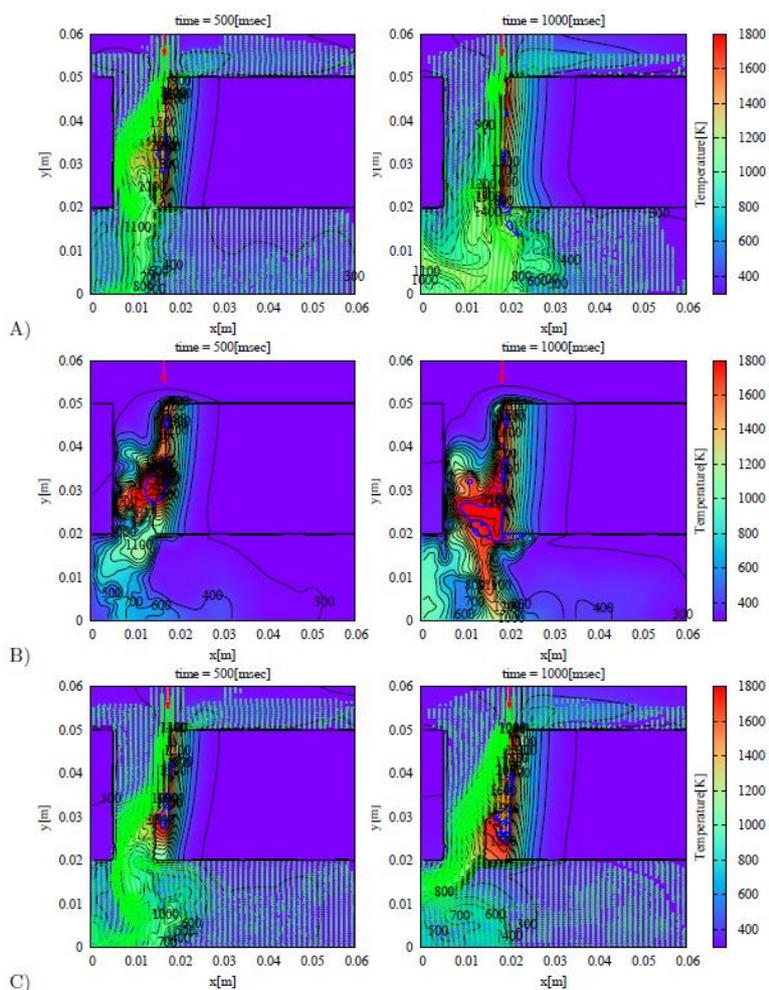


Fig. 52 Temperature and isosurface distributions during laser cutting simulations

(3.0 mm ノズル径) の設定では、スタンドオフを 5 mm とし、x 方向にスウィープさせた。

数値解析は、レーザー加工ヘッド移動速度 (V_s) およびアシストガス流速 (V_g) をパラメータとし、これらを組み合わせた以下の 3 ケースを行った。

- ① Case-A ($V_s = 200$ mm/s, $V_g = 10$ m/s)
- ② Case-B ($V_s = 200$ mm/s, $V_g = 0$ m/s)
- ③ Case-C ($V_s = 300$ mm/s, $V_g = 10$ m/s)

7.3.2 解析結果

Fig. 52 に、解析結果を示す。結果は、温度のカラーコンターの上に、固体金属表面 (黒線)、溶融金属表面 (青線) およびアシストガス噴流ベクトル (緑線) を重ね合わせたもので、500 msec 時点および 1000 msec 時点での様子をケース間で比較したものである。

① Case-A

固相表面にレーザー入熱して溶融した金属は、アシストガス噴流により直ちにカーブ部から排除され、新たに露出した固相表面にレーザー入熱するといった繰り返し過程を経て、切断フロントが常に形成されて切断が進行する。このケースは、良好な切断プロセスを迎える典型条件である。

② Case-B

アシストガス噴流を用いない場合には、切断初期の溶融金属は表面張力によって板深部に滞留し、板裏までの領域が溶融した段階で、重力によって自重落下する。溶融金属が的確に排出されず、板深部に滞留しているため、レーザー光は固相ではなく液相に吸収されて、溶融金属が過剰に加熱される。

③ Case-C

レーザー加工ヘッド移動速度を速くした場合には、切断開始点板裏部への伝熱が不十分となり、固相の窪み部分に溶融金属が滞留する。レーザー光照射直下に溶融金属が滞留しているため、板裏までの貫通が遅れ、切断残りが形成されることになる。このケースは、実験的にも確認されている切断不良条件の典型である。

7.4 考察

Fig. 53 に、レーザー加工ヘッド移動速度に対する厚板切断性能を実験結果と SPLICE コードによる数値解析結果で比較する。図中の実験結果は、レーザー加工ヘッド移動速度以外のパラメータ (アシストガス流量など) を変更した条件での結果 (○、×) も併せてプロットしている。

SPLICE コードによる数値解析結果については、レーザー加工ヘッド移動速度以外のパラメータを上記 Case-A での値に固定している。実験結果との比較より分かる通り、SPLICE コードによる結果 (●) は、レーザー加工ヘッド移動速度の増加によって低下する切断性能を概ね良好に再現している。

以上の結果は、レーザー切断性能に影響を与えるパラメータ群の因子分析を SPLICE コードによる解

析結果に基づいて行うことができれば、切断対象物に応じた適切なレーザー照射条件に係わるパラメータセットを定量的な根拠を持って提示できることを示唆している。

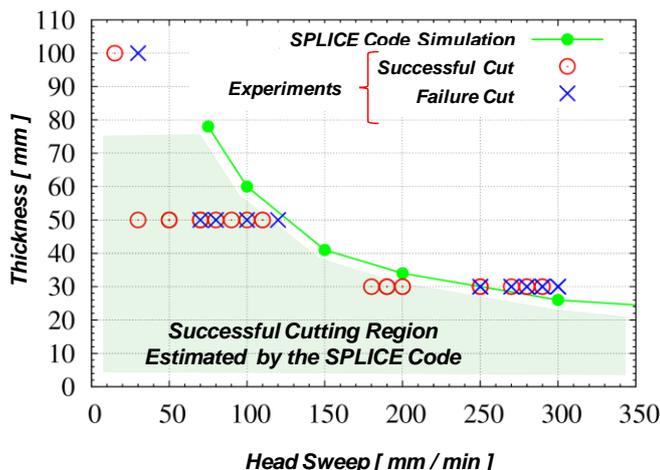


Fig. 53 Comparison of the laser cutting performance for head sweep speed between calculations and experiments

7.5 まとめ

レーザー照射条件などの適切化作業に、数値解析的な方法を援用できるようにするため、気一液一固 統一非圧縮粘性流解析コード SPLICE の開発を進めた。また、SPLICE コードを用いてレーザー加工ヘッド移動速度をパラメータとした数値解析を行い、実験から得られている傾向、すなわち、その移動速度の増加によって低下するレーザー切断性能を概ね良好に再現した。

以上の結果は、レーザー切断過程を形作る複合物理現象の定量的な解釈やレーザー照射条件などの適切化作業に SPLICE コードが利用できることを示している。更には、福島第一原子力発電所の廃止措置において、任意形状を持つ多成分・多孔質体として特徴づけられる燃料デブリに対するレーザー照射条件の検討に SPLICE コードが利用できる可能性も示唆している。このため、廃止措置作業

を担当するエンジニアが SPLICE コードを容易に利用できるようにするため、開発中のユーザーインターフェイス (Fig. 54) の整備を加速する計画にある。

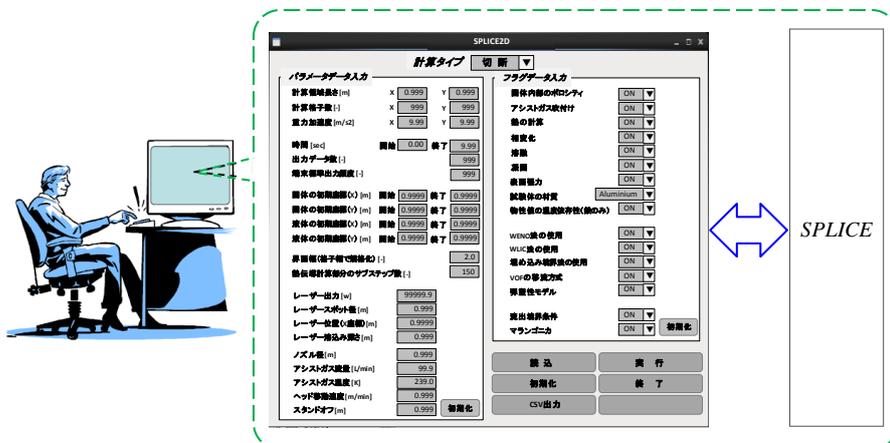


Fig. 54 A graphic user interface for the SPLICE code

8. 結 言

本報告書では、レーザー切断工法の特徴を生かし、福島第一原子力発電所の燃料デブリ・炉内構造物の取出しに必要な要素技術を開発することを目標とした研究計画を策定するとともに、これに基づいた2012年度(平成24年度)の研究成果について記載した。

研究計画の策定では、取出しに必要な要素技術が、最終的にメーカーにより行われる取出し機器の設計・製作に直接利用されることを念頭に、取出しシステムの要求仕様やレーザー照射条件などを知識ベースとして集約するものとした。

2012年度の研究活動と成果は、以下の通りである。

(1) 実験環境の整備

既存の10(6+4)kWファイバーレーザーシステムに対し、2分岐ビームスイッチを導入し、利便性を向上させた。また、燃料デブリなど取出し対象物の形状任意性などに対する遠隔操作特性を定量化する観点より、x-y-z3軸ロボットシステムを設計・製作した。更に、アシストガス噴流特性の適切化を定量的根拠に基づいて行えるようにするため、粒子画像流速測定(PIV)システムを導入した。

(2) 厚板金属に対するレーザー切断性能の評価

炉内厚板構造物に対するレーザー切断性能を定量化するため、金属試験体に対するレーザー照射エネルギー量と切断深さの関係性を評価した上で、厚板切断時の金属試験体内部の温度計測による伝熱挙動の評価を行った。厚板金属のレーザー切断においては、切断対象物全体への熱拡散が、カーフフロントへのレーザー照射エネルギーの入熱効率に影響を与えることが示唆された。熱拡散を抑える観点から、アシストガスによる溶融金属の排出性を高めることに加え、切断対象物の厚みに応じてレーザー出力とレーザー光のスweep速度を最適化することが切断性能の向上において重要であることが分かった。今後は、切断周辺部の熱伝導性の不均一さが与える切断性能への影響を検討していく必要があると考えられる。

(3) セラミックスに対するレーザー破砕性能の評価

急冷凝固によりセラミック化した燃料デブリに対するレーザー破砕性能を定量化するため、機械的特性(硬さ)、熱物性(熱伝導率)、多孔質などを模擬したセラミックペレットを用いて破砕挙動の評価を行なった。短パルス照射により微細に破砕出来る場合と、高入熱密度により局所的に溶融貫通出来る場合があり、両者の技術を組み合わせることで、破片サイズを、回収方法に適した大きさに制御出来る可能性を確認した。

(4) PIV システムによるアシストガス噴流特性の評価

レーザー切断溝幅などがアシストガス噴流流動特性に及ぼす影響を定量化するため、PIV を用いて圧力損失の評価を行った。切断溝幅の拡張によってアシストガス噴流の運動量は溝深部へ伝達しやすくなる可能性が示唆され、切断対象の不均一性や切断加工ヘッドの振動、溝幅による圧力損失と二次廃棄物量のトレードオフの関係を考慮し、熔融金属を効率よく排出するために板厚に応じて切断条件を適切化する必要があることを確認した。

(5) SPLICE コードによるレーザー切断シミュレーション

レーザー照射条件などの適切化作業を数値解析的な方法を援用することで効率的に行えるようにするため、気-液-固 統一 非圧縮性粘性流解析コード **SPLICE** の開発を進めた。また、**SPLICE** コードを用いてレーザー加工ヘッド移動速度をパラメータとした数値解析を行い、実験から得られている傾向、すなわち、その移動速度の増加によって低下するレーザー切断性能を概ね良好に再現できることを確認した。

参考文献

【第2章】

- (1) The Cleanup of Three Mile Island Unit-2, A technical History 1979 to 1990, EPRI NP-6931 (1990).
- (2) TMI-2 Core Bore Acquisition Summary Report, EGG-TMI-7385 Rev. 1 (1987).
- (3) Examination of Relocated Fuel Debris Adjacent to the Lower head of the TMI-2 Reactor Vessel, NUREG/CR-6195 (1994).
- (4) Summary of TMI-2 Core Sample Examinations, Nucl. Eng. and Design, Vol. 118, pp. 451-461 (1990).

【第3章】

- (1) 原子力災害対策本部政府・東京電力中長期対策会議、東京電力（株）福島第一原子力発電所1～4号機の廃止措置等に向けた中長期ロードマップ
- (2) 中村保之, 佐野一哉, 岩井紘基, 小川剛充, 社本英泰, 小澤健治, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (3)原子炉解体へのレーザー切断技術の適用性確認試験, 日本原子力学会 2011年秋の大会予稿集, D29(2011).
- (3) M.ラッフエル, C.E.ヴィラート, J.コンペンハンス, PIVの基礎と応用, シュプリンガー・フェアラーク (2000).

【第4章】

- (1) 佐野一哉, 森下喜嗣, 毛利直人, 中村保之, 小川剛充, 社本英泰, 小澤健治, 峰原英介, 井田俊雄, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (1)レーザー切断技術研究開発の全体計画, 日本原子力学会 2011年秋の大会予稿集, D27(2011).
- (2) 小川剛充, 杉原健太, 中村保之, 村松壽晴, 社本英泰, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (2)レーザー切断時におけるアシストガスの流動特性評価, 日本原子力学会 2011年秋の大会予稿集, D28(2011).
- (3) 中村保之, 佐野一哉, 岩井紘基, 小川剛充, 社本英泰, 小澤健治, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (3)原子炉解体へのレーザー切断技術の適用性確認試験, 日本原子力学会 2011年秋の大会予稿集, D29(2011).
- (4) 毛利直人, 佐野一哉, 林宏一, 岩井紘基, 重田達雄, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (4)レーザー気中切断における粉じん挙動試験, 日本原子力学会 2011年秋の大会予稿集, D30(2011).
- (5) 村松壽晴, 杉原健太, 小川剛充, 中村保之, 佐野一哉, レーザー切断技術の標準化に向けた研究開発 (1)レーザー切断プロセスの概要と研究全体計画, 日本原子力学会 2012年春の年会予稿集, K46(2012).

- (6) 中村保之, 岩井紘基, 毛利直人, 佐野一哉, レーザー切断技術の標準化に向けた研究開発 (2)厚板鋼材切断に向けたレーザー切断条件最適化検討, 日本原子力学会 2012年春の年会予稿集, K47(2012).
- (7) 杉原健太, 中村保之, 小川 剛充, 佐野一哉, 村松壽晴, レーザー切断技術の標準化に向けた研究開発 (3)数値解析によるレーザー切断時溶融金属排出挙動の現象論的評価, 日本原子力学会 2012年春の年会予稿集, K48(2012).

【第 5 章】

- (1) 京セラ 材料特性表, <http://www.kyocera.co.jp/prdct/fc/product/pdf/material.pdf>.
- (2) D. R. Loessler, The Industrial Annual Handbook, 1986 Edition, Penn Well Book, pp.16-30 (1983).
- (3) S. Katayama, Laser welding of aluminum alloys, J. Jpn. Inst. Light Met., Vol.62, pp.75-83 (2012).

【第 6 章】

- (1) C. Wandera, A. Salminen and V. Kujanpaa, Inert gas cutting of thick-section stainless steel and medium-section aluminum using a high power fiber laser, J. Laser Appl., Vol. 21, No. 3, pp. 154-161 (2009).
- (2) O.B. Kovalev, P.V. Yudin and A.V. Zaitsev, Modeling of flow separation of assist gas as applied to laser cutting of thick sheet metal, Appl. Math. Model., Vol. 33, pp. 3730-3745 (2009).
- (3) 中村保之, 佐野一哉, 岩井紘基, 小川剛充, 社本英泰, 小澤健治, 原子炉構造材へのレーザー切断技術適用に向けた研究開発 (3)原子炉解体へのレーザー切断技術の適用性確認試験, 日本原子力学会 2011 年秋の大会予稿集, D29(2011).

【第 7 章】

- (1) T. Muramatsu, Thermohydraulic aspects in laser welding and cutting processes, Proc. The 31th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO-31), No. 1904, pp. 661-669 (2012).
- (2) C. W. Hirt and B. D. Nichols, Volume of fluid (VOF) methods for the dynamics of free boundaries, J. Comp. Phys., Vol. 39, pp. 201-225 (1981).
- (3) M. Sussman and E. G. Puckett, A coupled level set and volume-of-fluid method for computing 3D and axisymmetric incompressible two-phase flows, J. Comp. Phys., Vol. 162, pp. 301-337 (2000).
- (4) K. Yokoi, Efficient implementation of THINC scheme: A simple and practical smoothed VOF algorithm, J. Comp. Phys., Vol. 226, pp. 1985-2002 (2007).

- (5) J. U. Brackbill, D. B. Kothe and C. Zemach, A continuum method for modeling surface tension, *J. Comp. Phys.*, Vol. 100, pp. 335-354 (1992).
- (6) J. Kim, D. Kim and H. Choi, An Immersed-boundary finite-volume method for simulations of flow in complex geometries, *J. Comp. Phys.*, Vol. 171, pp. 132-150 (2001).
- (7) E. N. Sobol, Phase transformations and ablation in laser-treated solids, A Wiley-interscience publication (1995).
- (8) 大中 逸雄、コンピュータ伝熱・凝固解析入門、鑄造プロセスへの応用、丸善株式会社 (1985).
- (9) J. Kim and P. Moin, Application of a fractional step method to incompressible Navier-Stokes equations, *J. Comp. Phys.*, Vol. 59, pp. 308-323 (1985).
- (10) G. Jiang and D. Peng, Weighted ENO scheme for Hamilton-Jacobi equations, *SIAM. J. Sci. Comp.*, Volo. 21, Issue 6, pp. 2126-2143 (2000).
- (11) S. Gottlieb and C. Shu, Total valiation diminishing Runge-Kutta schemes, *Math. Comp.*, Vol. 67, No. 221, pp. 73-85 (1998).
- (12) K. Sugihara, Y. Nakamura, T. Ogawa and T. Muramatsu, Numerical simulation of thermohydraulic characteristics of dross ejection process in laser steel cutting, *Proc. ICONE-20-POWER2012-54185* (2012).

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)	1
比透磁率 ^(b)	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光照度	ルーメン	lm		cd sr ^(c)
放射線量	ルクス	lx		lm/m ²
放射線種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		m ² cd s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
酸素活性化	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についての、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV,2002,70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ³ kg s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
体積エネルギー	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
電界の強さ	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ³ kg s ⁻²
電荷密度	ジュール毎平方メートル	J/m ²	m kg s ⁻³ A ⁻¹
表面電荷	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ³ s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ² s A
誘電率	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ² s A
透磁率	ファラド毎メートル	F/m	m ³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
モルエネルギー	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
吸収線量率	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
放射線強度	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射輝度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
酵素活性濃度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ³ s ⁻¹ mol

表5. SI接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1L=1l=1dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1u=1 Da
天文単位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm ² =(10 ⁻¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1cd cm ⁻² =10 ⁻⁴ cd m ⁻²
ファ	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガル	Gal	1 Gal=1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≐ (10 ³ /4π)A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「≐」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R = 2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリ	cal	1cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ) 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1μm=10 ⁻⁶ m

