

易融金属ペブルを用いた  
新たなダイバータ概念の提案及び検証研究

主任指導教員 宮澤 順一 教授

指導教員 後藤 拓也 助教

総合研究大学院大学 物理科学研究科 核融合科学専攻

5年一貫制博士課程5年 大胡 武

提出年月 令和2年1月10日



第1章 序論.....	1
1.1. 核融合発電について.....	1
1.2. ダイバータについて.....	3
1.3. 液体金属ダイバータ REVOLVER-D の概要.....	6
1.4. 本研究について.....	8
第2章 液体スズシャワーの検証と易融金属ペブルの提案.....	23
2.1. 鞘状噴流に関する研究.....	24
2.1.1. 水噴流を用いた実験.....	24
2.1.2. ANSYS CFX による鞘状噴流の数値計算.....	26
2.2. 液体金属噴流に働く MHD 効果の検証実験.....	27
2.3. 易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 の概念設計.....	31
2.3.1. 金属液滴と固体ペブルの耐熱負荷性能.....	32
2.3.2. ターゲットの温度上昇の観点から考慮した総流量.....	33
2.3.3. 易融金属ペブルダイバータにおける課題.....	35
2.4. 本章のまとめ.....	36
第3章 易融金属ペブルダイバータの成立性に関わる重要課題.....	61
3.1. 大粒径金属ペブルの高速量産手法の確立.....	62
3.1.1. 高動粘度冷媒使用によるウェーバー数の減少.....	62
3.1.2. 低融点合金 U-alloy78 を使用したペブル製造実験.....	64
3.1.3. ペブル製造実験結果.....	67
3.1.4. ペブル製造手法確立のまとめ.....	68
3.2. ペブル流へのプラズマ照射実験.....	78
3.2.1. TPDsheet-U によるペブル流へのプラズマ照射実験.....	79
3.2.2. ペブル流によるプラズマへの影響.....	80
3.2.3. プラズマ中におけるペブル流の挙動.....	81
3.2.4. プラズマ照射実験のまとめ.....	83
3.3. ペブル流の遮蔽率計測実験.....	100
3.3.1. 遮蔽率の計算モデル.....	100
3.3.2. 遮蔽率のペブル径依存性.....	101
3.3.3. FFHR-cl に実装可能な遮蔽率の実証.....	102
3.3.4. ペブル流の遮蔽率計測実験まとめ.....	103
3.4. 本章結果の FFHR-cl への適用.....	116

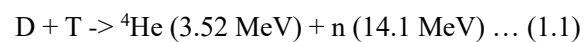
第4章 総括.....	119
参考文献.....	122
投稿論文.....	127
参加国際学会.....	128
参加国内学会.....	130
謝辞.....	132



## 第1章 序論

### 1.1. 核融合発電について

2011 年の福島第一原発事故以前、日本国内における電力供給シェアの 25%程度は原子力発電が担っていたが、2017 年の日本国内における電力供給シェアは 81 %が火力発電であり、火力、原子力以外の電力供給シェアは 16%程度に留まる[1-1]。2016 年の時点で、火力発電に必要な化石燃料の可採年数は、天然ガスが 52.6 年、石炭が 134 年、原油が 50.2 年 [1-2]、原子力発電に必要なウランの可採年数は 99 年と見積もられている[1-3]。このように化石燃料及びウラン燃料は約 100 年以内に枯渇すると予想されており、火力、原子力以外の既存の発電システム、例えば揚水発電などで化石燃料枯渇後の電力需要を満たすこともまた困難である。このため、化石燃料が尽きると言われている約 100 年以内に新たな発電方法を確立することは、人類が現在と同等以上の文明を維持するためには必要不可欠である[1-4]。火力や原子力に代わる発電方法として、風力や太陽光、地熱などの自然エネルギーを用いた発電方法も開発と普及が進められているが、天候に左右されること、環境破壊の可能性があること、電力需要を満たすほどの発電量の確保が難しいことなどの課題がある。このため、原子核同士が融合し、融合時の質量欠損に伴い膨大なエネルギーを持った原子を発生させる核融合反応が注目されている。以下に示す例は、反応断面積が比較的大きいため核融合発電に用いる反応として最も有力視されている DT 核融合反応である[1-5]。



発電に用いる場合、燃料の埋蔵量は重要である。重水素（D）の天然存在比率は 0.015 %であり、海水中に豊富に存在する。三重水素（T）は水素の放射性同位体であり半減期が 12 年と短く、地球上には数 kg しか存在しないが、海水中に豊富に存在する 6 リチウムや 7 リチウムに中性子を反応させることで生成可能である[1-6]。

核融合反応を起こすためには、原子核同士を衝突させる必要がある。しかし、原子核は正電荷を持っているため、原子核に働くクーロン斥力以上の力を加える必要がある。現在研究が主流である磁場閉じ込め方式では、コイルが作る磁場によって高温・高密度のプラズマを長時間閉じ込めることで、核融合反応が持続的に起こるローソン条件を満たすようにする。磁場閉じ込め方式には磁場形状に応じて複数の方式がある。例えば磁気ミラー型は、直線磁場でラーマー運動と装置両端部分における磁気ミラーによってプラズマを閉じ込める方式である[1-7]。装置の構造は単純であるが、粒子の磁力線となす角度が小さい場合、ロスコーンの存在により端損失粒子が発生する。これを解消するために両端を繋いだ装置がトーラス型である[1-8]。しかしながら、単純にトーラス方向の磁場（トロイダル磁場）だけを用いた場合、トーラス大半径方向の磁場勾配による  $\mathbf{B} \times \nabla \mathbf{B}$  ドリフトでプラズマ中の電子とイオンがそれぞれトーラス上部及び下部に分離して電場が発生し、 $\mathbf{E} \times \mathbf{B}$  ドリフトに

よって電子もイオンもトーラス外側に輸送され損失するといういわゆるトロイダルドリフトが生じるため、プラズマを閉じ込めることはできない。トロイダルドリフトを防ぐには、トーラスの上部と下部の磁力線を繋げて短絡し、電場を打ち消すことが必要となる。これを、プラズマ中にトロイダル方向の電流を流してポロイダル方向（トーラスプラズマ中心にある磁気軸を周回する方向）の磁場を発生することで実現するのがトカマク型、2重螺旋状など磁場コイルの形状を工夫して螺旋状（ヘリカル）磁場を発生することで実現するのがヘリカル型である。図 1-1(a)にトカマク型、(b)にヘリカル型の概念図[1-9]をそれぞれ示す。トカマク型は、装置構造がヘリカル型に比べ単純で、ヘリカル型に比べ高いプラズマ温度も実現できているが、プラズマ電流が必要という点が課題となる。プラズマ電流の駆動に関しては、装置中心に設置されているセンターソレノイドコイルの電流を増大することでトーラスを貫く鉛直方向磁場強度を増大させ、トランスと同様の電磁誘導の原理によってプラズマ電流を駆動する誘導電流駆動（オーミック電流駆動）が基本となるが、この方法ではセンターソレノイドで生成可能な磁束の大きさによって運転時間が限られる。トカマク核融合炉の年オーダーでの長時間定常運転を実現するには、中性粒子ビームや電磁波を用いてプラズマ電流を駆動する非誘導電流駆動方法が必要となるが、電力利用効率や電流駆動効率、あるいは長時間定常運転の観点で課題がある。トカマク型では、プラズマ電流が何らかの要因によって急激に失われ、プラズマの閉じ込めが失われるというディスラプションという現象も大きな問題となる。ディスラプションの際に放出されるプラズマ電流の磁気エネルギーとプラズマの熱エネルギーは膨大で、これによって炉内機器や超伝導マグネットが大きな負荷を受け、損傷する可能性がある。一方のヘリカル型は、装置構造は複雑であるものの、プラズマ電流を必要としないため、ディスラプションが無く、長時間定常運転も原理的には容易である。トカマク型におけるプラズマ断面はトーラス中心軸に対し対称で、トロイダル方向のどの角度で切断しても一様に図 1-2 のような形状となっている[1-10]。最外殻磁気面の外に出たプラズマ粒子は、SOL (Scrape-off layer) と呼ばれる領域を通過して次節で述べるダイバータまで輸送される。一方、ヘリカル型におけるプラズマ断面はトロイダル方向に進むとポロイダルに回転するため、図 1-3(a)及び(b)のようにトロイダル角度によって異なる。ヘリカル型のメインプラズマは閉じ込め磁場の三次元性によって生じるエルゴディック層（ストキャスティック層とも呼ばれる）で囲まれており、最外殻磁気面より外に出た粒子はエルゴディック層を通過してダイバータに至る。エルゴディック層における輸送は温度勾配に起因する内向きの熱力 (thermal force) と密度勾配に起因する外向きの摩擦力 (friction force) のバランスで決定されるが[1-11]、核融合科学研究所の大型ヘリカル装置 (LHD) では、不純物イオンにおいてメインプラズマからダイバータへと向かう方向の摩擦力が卓越するという、いわゆる不純物遮蔽効果が観測されている[1-12]。このように、ヘリカル型は将来的に核融合発電炉として定常運転する上で望ましい性能を有している。

磁場閉じ込め核融合炉において、DT 核融合反応で発生した 14 MeV のエネルギーを持つ中性子は電氣的に中性なため磁力線の影響を受けず、プラズマを取り囲むように設置され

ているブランケットと呼ばれる機器に直接到達する。中性子の運動エネルギーはブランケットで熱に変換され、この熱を電気に変えることで発電を行う。一方、3.5 MeV のエネルギーを持つヘリウムはプラズマを加熱し、核融合反応を持続するのに必要な温度を維持するために使われる。その後のエネルギーの低下したヘリウムはヘリウム灰とも呼ばれるが、燃料を希釈し、制動放射損失を増大させるなどの悪影響をもたらすため、排気する必要がある。ヘリウム灰は荷電粒子であるため、ラーマー運動により磁力線に巻き付いて回転しながら移動する。磁場閉じ込め核融合炉においてメインプラズマを取り囲む磁力線群はダイバータと呼ばれるプラズマ対向機器へと向かうよう設計されている。このため、メインプラズマから閉じ込め領域外へと流出したヘリウム灰は最終的にダイバータへ衝突する。ダイバータには、ヘリウム灰以外にもプラズマ中の重水素や三重水素、あるいは不純物の荷電粒子が飛来する。ダイバータに衝突した荷電粒子は再結合して中性ガスとなり、排気される。ダイバータには、プラズマが直接接触するため、高い熱負荷が定常的にかかる。

核融合炉を実現するには核融合炉級のプラズマ実験による高温・高密度・高エネルギー閉じ込め時間実証はもちろんのこと、高性能プラズマ長時間維持手法の開発、水素同位体分離手法の開発、高電流・高強度超伝導マグネットの開発、高効率燃料供給手法の開発など様々な課題が存在する。これらの中でも特に、高い排気性能と高い耐熱負荷性能を有するダイバータの開発は、喫緊に取り組むべき最重要課題とされている。

## 1.2. ダイバータについて

前節で述べた通り、ダイバータには大きな熱負荷が定常的にかかる。現在ダイバータとしては固体の受熱板と水冷パイプを備えたヒートシンクを組み合わせた固体水冷却方式が主案として考えられており、現在建設中の国際熱核融合実験炉 ITER にも採用されている。受熱板には、タングステンや炭素などの熱負荷に強い材質が用いられ [1-13]。固体水冷却式ダイバータでは、銅合金を冷却パイプに使用した場合で許容熱負荷が 20 MW/m<sup>2</sup> 程度のものが開発されているが [1-14]、将来の核融合炉では中性子照射量が大きいため、中性子照射による性能劣化が顕著な銅合金を使うことは困難と考えられている。保守交換を頻繁に行うといった対応も考えられるが、装置稼働率が大きく低下することになる他、安全性の観点からも問題がある。耐中性子照射性能を向上するには銅合金の代わりに低放射化フェライト鋼を冷却パイプに使用することが有効であるが、この場合は熱伝導特性を反映して許容熱負荷が 5 MW/m<sup>2</sup> 程度に低下する [1-15]。トカマク型核融合炉の場合、例えば ITER であれば定常熱負荷は 10~20 MW/m<sup>2</sup> であるが、将来の核融合発電炉では出力が増大するために定常熱負荷はより大きくなる。ITER においても、ディスラプション発生時の熱負荷は数百 MW/m<sup>2</sup> を超える可能性がある。ヘリカル型核融合炉の場合、例えば現在核融合科学研究所で検討が進められている FFHR-c1 の設計では、核融合出力  $P_{\text{fusion}} = 380 \text{ MW}$ 、ECH 加熱  $P_{\text{ECH}} = 25 \text{ MW}$  といった値が用いられている。放射損失を 30 % とし、ダイバータ受熱面積を  $S = 15.6 \text{ m}^2$  (LHD におけるダイバータ受熱面積を 2 m<sup>2</sup> とし、これに装置サイズ比 2.8 の



二乗を掛けた値) と仮定すれば、ダイバータ全体における平均熱流束 $q$ は、

$$q = \frac{P_{divertor}}{S} = \frac{\left( \left( \frac{P_{fusion}}{5} + P_{ECH} \right) \times (1 - 0.3) \right)}{S}$$
$$= 4.5 \text{ MW/m}^2 \dots (1.2)$$

となる。従って、平均値であれば低放射化フェライト鋼を冷却パイプに使用した固体水冷却方式のダイバータでも許容できると言える。しかしながら、ヘリカル型ではダイバータ熱負荷にトロイダル・ポロイダル異方性があり、場所によっては熱流束が平均値の 5~10 倍程度となる場合もあることが LHD の実験で観測されている。このような場合、最大熱負荷は固体水冷却方式ダイバータの許容熱負荷を大きく超える[1-16, 1-17]。核融合出力が増大した場合にも当然熱流束は増加する。例えば、FFHR-c1 の相似形状で装置サイズが 10/7 倍、核融合出力 3 GW として概念設計が進められている FFHR-d1 では、 $q = 27 \text{ MW/m}^2$  となり、最大熱流束は  $100 \text{ MW/m}^2$  を超えることになる。

上記のように固体水冷却方式ダイバータでは、トカマクであれヘリカルであれ、ダイバータ熱負荷を低減する必要がある。そのため、ダイバータへ入射するプラズマにアルゴンなどの不純物ガスを吹きかけ、輻射損失を増大してプラズマ温度を下げ、その結果ダイバータから高温プラズマを切り離すという「ダイバータデタッチメント」が盛んに研究されている [1-18]。不純物ガスを使用する場合、メインプラズマへの不純物混入による炉心性能の劣化を引き起こす可能性があるため、高プラズマ性能とダイバータデタッチメントの両立は重要な課題となっている。ダイバータデタッチメントを安定に維持し、コアプラズマへの影響を抑えるには、ガスパフ量の高い精度での制御が要求される。そのためにはプラズマパラメータの計測が重要である。しかしながら、核融合炉の高放射線環境下では使用できる計測機器が大幅に制限され、制御が困難になることも予想される。

ダイバータでは、プラズマによるスパッタリング損耗も課題となる[1-19]。ダイバータ板に高速の粒子が衝突する際の衝撃で、ダイバータ板の材料原子が物理的に叩きだされ、ダイバータ板は損耗する。タングステンの場合、(300 eV 程度以下であれば) 水素同位体によるスパッタリングは充分小さいが、ダイバータデタッチメントのために用いられるアルゴン等の不純物イオンによるスパッタリングは大きい。炭素系材料の場合、原子量がタングステンよりも小さいために物理スパッタリングが大きくなるのに加え、水素同位体と炭素が化学反応する化学スパッタリングも大きい。

このようにダイバータデタッチメントはコアプラズマの冷却やダイバータ板のスパッタリングをもたらすため、ダイバータデタッチメントを使わない方法も研究されている。そのひとつに固体ではなく液体をターゲットとして使う構想がある。液体をターゲットとする方法にも複数あるが、そのうちのひとつは毛細管現象を利用して液体で濡れた状態を保

持する手法である。ヘリカル核融合炉 FFHR の設計では過去に第一壁の天井部分において溶融塩を細かい溝から染み出させ、毛細管現象で重力に逆らい溶融塩を保持する KSF (Kunugi-Sagara type Free-surface) が提案されている[1-20]。ダイバータへの応用例として、毛細管現象を用いてモリブデン等の金属のメッシュから液体リチウムを染み出させる CPS (Capillary Pore System) があり、ロシアのトカマク型装置 T-11M [1-21]、イタリアのトカマク型装置 FTU (Frascati Tokamak Upgrade) [1-22]、スペインのヘリカル型装置 TJ-2 [1-23]、NSTX (National Spherical Torus Experiment) における LLD (Liquid Lithium Divertor) [1-24]など多くの装置で用いられている。しかしながら、これらの毛細管現象を利用した方式における許容熱負荷はせいぜい  $20 \text{ MW/m}^2$  程度である。また、プラズマとの接触によって表面に被膜が形成され、熱除去性能が劣化するといった欠点も持つ。このように、低流速の液体金属で核融合炉における定常的な高熱流束を受け続けることは難しい。

これらに対し、ターゲットとなる液体を高速で移動させることで、高熱負荷条件においてもターゲットの温度上昇を許容範囲内に抑える方法が考えられる。例えば、核融合炉の材料試験のために開発が進められている国際核融合材料照射施設 (IFMIF) では液体リチウムに  $1 \text{ GW/m}^2$  の重水素ビームを当てて高エネルギー中性子を発生させるが、 $15\text{-}20 \text{ m/s}$  という高速でリチウムを流すことで高熱除去性能を実現している[1-25]。このように壁に沿った液体の自由表面流 (沿壁流) を核融合炉のダイバータや第一壁などのプラズマ対向機器に用いる方式はこれまでに多く提案されている。まず 1974 年にアメリカ・ウィスコンシン大学で設計されたトカマク型核融合装置 UWMAK-1 において液体金属ダイバータが提案された[1-26]。アメリカで検討された核融合炉設計の一つ ARIES-RS にも高速液体金属流で覆われた第一壁と、高速の液滴を用いた CLiFF (Convective Liquid Flow First-wall concept) が採用された[1-27]。慣性核融合の分野では、第一壁に液体リチウムや溶融塩の自由表面流を用いた設計が HYLIFE-I 及び HYLIFE-II として提案された[1-28]。アメリカのトカマク型装置 LTX (Lithium Tokamak Experiment) では、実際に液体リチウム壁を用いた実験が行われている[1-29]。同じ自由表面流ではあるが、重力以外を使う方式も考えられている。アメリカ・イリノイ大学からは熱電磁流体現象 (TEMHD, Thermo-Electric Magneto-Hydro-Dynamics) を利用して自発的に液体金属の流れを形成する LiMIT が提案された[1-30]。これを受けて中国のトカマク型装置 HT-7 では、LiMIT と同様の仕組みを持つ液体リチウムリミター FLLL (Flowing Liquid Lithium Limiter)が試験された[1-31]。我が国からはローレンツ力で液体金属を循環させる ACLMD (Actively Convected Liquid Metal Divertor)も提案された[1-32]。TEMHD を用いる方式では液体金属流を駆動するパワーが不要という利点があるが、液体金属を流れる電流はプラズマからの熱流束による液面での温度上昇に依存するため、外部からの制御が困難である。これら沿壁流は総じて、沿壁が露出した場合の沿壁の損傷、中性化した粒子を排気する排気口の確保という課題がある。また、(KSF を除き) 基本的に液体金属を装置下部のダイバータレッグに接するよう流すことが想定されており、ヘリカル型核融合炉に適用することは難しい。

壁に沿った流れではなく、重力によって自由落下する液体を用いる方式もある。T-3M では、液体ガリウム Ga の液滴を落下させ、カーテン状にしたものがリミターとして用いられた[1-33]。しかし、液滴をダイバータターゲットにする場合は遮蔽率が低くなるため、それのみで大部分の熱負荷を除去することは困難である。これに対し、2つの刃先の間に液体金属を流して薄い液膜の壁を生成する方式[1-34]、液体金属の噴流を用いる方式なども提案されている[1-35]。前者は刃先となる固体材料への熱負荷が、後者は安定した連続噴流をいかに形成するかが課題である。

液体ではなく固体を動かす、という発想もあり、移動固体壁[1-36]や自由落下するセラミックペブル流[1-37, 1-38]やダイバータ領域に坂を設置し磁鉄ペブル流す方式[1-39]が提案されている。移動固体壁式は温度が上昇した部分を移動させることで高い許容熱負荷の実現を目標としたが、ターゲットを移動させるためにはモータなどを用いる必要があり、高い放射線環境となる核融合炉内で長時間定常で動かすことは困難である。ペブルダイバータは、高い遮蔽率を持つことが実験、理論式より明らかになっていたが、ペブル破損時の回収、補充、熱応力によるペブル径 (= 許容熱負荷)の制限が課題であった。

このように、様々なダイバータ概念が提案されているが、高い許容熱負荷と高い遮蔽率、そして十分な排気性能が達成でき、かつ複雑な機構を使用しない、という観点からは、重力のみで液体の連続流を流す方式が望ましいと考えられる。また、上述したようにこれまで液体ターゲットとしてはリチウムが主案として考えられてきた。リチウムは融点が 181°C と低く、水素吸蔵量が大きいためにリサイクリングを低減する効果も期待できることから、実際に様々な装置で使われている。原子量の観点からも、リチウムは 6~7 とタングステンの 183 に比べ小さいため、コアプラズマに混入した場合の影響が少ないという利点がある。一方で、リチウムは化学的活性が高く、水との反応性があること、また蒸気圧が比較的高いため許容温度の上限が低いことが課題である。リチウム以外の金属では、スズが期待されている。詳細は 2 章で述べるが、蒸気圧が低い、水と反応しない、毒性を持たない、等の利点がある。これらを勘案し、液体スズシャワーを重力で流す方式の REVOLVER-D が宮澤らにより提案された[1-40]。

### 1.3. 液体スズシャワーダイバータ REVOLVER-D の概要

REVOLVER-D は図 1-4 に示されるように、ヘリカル型プラズマのトーラス内側のエルゴディック層 10 箇所的高速で流れるスズのシャワーを設置し、リミター/ダイバータとして使う構想である[1-40]。図 1-5 に REVOLVER-D を含めたヘリカル型核融合炉の鳥瞰図、図 1-6 に REVOLVER-D 設置箇所のポロイダル断面図を示す。REVOLVER-D は高速で流れる液体スズ噴流によって高い許容熱負荷を実現可能であり、中性化した粒子はシャワーの隙間から排気可能であるため、高効率の粒子排気が可能であること、メンテナンスはノズル内部に挿入された鎖を引き抜くだけで容易に実現可能であること、水との反応性に乏しく毒性の無いスズを使用すること、という特徴を持ち、ダイバータに対する設計要求を満たせる

可能性がある。安定同位体の種類が 10 と他の金属に比べて多いという特徴も持つ[1-41]。また、スズを用いる利点として、融点が 505 K と低く、蒸気圧が低い (1,000 K で  $10^{-5}$  Pa) [1-42] ため、幅広い温度範囲で液体として存在可能であることが挙げられる。スズの蒸気圧曲線を図 1-7 に示す。蒸気圧が低いため、コアプラズマへの不純物混入が少なくなることも期待される。REVOLVER-D によるダイバータ領域の粒子及びエネルギー流束への影響に関しては、河村らにより 3 次元流体プラズマ-中性粒子輸送コード EMC3-EIRENE を用いた解析が行われている[1-43]。河村らは LHD のプラズマを対象として、図 1-8 のようなボックス形状のリミターによって REVOLVER-D を模擬した計算を行った。図 1-9 は図 1-8 のボックスリミター上での(a)熱流束、(b)粒子フラックス、(c)電子温度、(d)電子密度の分布を 3 通りのリミター挿入位置 (主半径で 2.6 m、2.7 m、2.8 m) について示している。図 1-10 は、粒子損失とエネルギー損失のリミター挿入位置に対する依存性を表しており、装置主半径 6.75 m の LHD ではプラズマが横長となる断面において主半径 2.75 m の位置にリミターを設置することで、図 1-3 に示されたような従来のヘリカルダイバータに到達する粒子数、エネルギー流入を 80 %以上減衰可能であることが示されている。LHD と相似の形状で装置サイズが LHD の 2.8 倍で装置主半径 18.9 m の FFHR-c1 では、主半径 7.7 m の位置にスズシャワーを設置すれば同様の効果が得られると考えられる。

また、FFHR-c1 においてスズシャワーが受ける熱負荷 $q$ は、前節でも述べたように核融合出力 $P_{\text{fusion}} = 380$  MW、ECH 加熱 $P_{\text{ECH}} = 25$  MWであるので、放射損失 30 %を仮定すると、以下のように表せる。

$$q = \frac{P_{\text{divertor}}}{S} = \frac{\left( \left( \frac{P_{\text{fusion}}}{5} + P_{\text{ECH}} \right) \times (1 - 0.3) \right)}{S} \dots (1.1)$$

ここで $S$ は濡れ面積である。図 1-11 に REVOLVER-D 設置箇所のポロイダル断面中上のスズシャワーとプラズマのおおよその濡れ面積を示す。リミターとして設置されたスズシャワーによってエルゴディック領域に存在するプラズマのうち X 点の外側にあるものが消滅すると考えると、シャワーとプラズマが重なる断面積 $S_{\text{jet}}$ は、

$$S_{\text{jet}} = 0.7 \times 0.175 \times \frac{1}{2} = 0.061 \text{ m}^2 \dots (1.2)$$

この領域に双方向からプラズマが照射し、シャワーユニットは全部で 10 箇所あるため、

$$S = S_{\text{jet}} \times 2 \times 10 \dots (1.3)$$

となる。なお、図 1-11 では磁力線構造が上下対称となっているが、三次元磁力線構造のため実際の熱負荷分布は上下対称とはならない。しかし、おおよその濡れ面積を求める上では問題はないため、ここでは上下対称であるとして計算した。これより、

$$q = \frac{P_{divertor}}{S} = \frac{\left( \left( \frac{P_{fusion}}{5} + P_{ECH} \right) \times (1 - 0.3) \right)}{S_{jet} \times 2 \times 10} = \left( \frac{\left( \frac{380}{5} + 25 \right) \times 0.7}{0.06125 \times 2 \times 10} \right) = 60 \text{ MW/m}^2 \dots (1.4)$$

となる。スズ噴流の直径を  $w = 28 \text{ mm}$ 、初期温度を  $T_0 = 510 \text{ K}$  とした場合、図 1-11 に示したように高さ  $h = 0.7 \text{ m}$  の範囲にわたって熱負荷を受ける。プラズマへの影響が小さくなるように蒸気圧が  $10^{-5} \text{ Pa}$  以下とするため (FFHR-c1 で密度  $5 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$  の DT プラズマが生成されている真空容器全域にスズ蒸気が均一に混入し、プラズマ中で完全電離したという悲観的評価の場合における実効電荷数  $Z_{eff} = 3.6$ )、スズ噴流の平均温度  $T_{average}$  を  $1,000 \text{ K}$  以下に抑えるために必要な流速  $v$  は、温度変化に関する式

$$\Delta T = T_{average} - T_0 = \frac{q \times hw}{\rho_{Sn} C_{Sn} \pi \left( \frac{w}{2} \right)^2 v} \dots (1.5)$$

を流速  $v$  について解けば、 $v = 1.2 \text{ m/s}$  となる。同様にして FFHR-d1 であれば熱負荷は  $168 \text{ MW/m}^2$  となり、 $4 \text{ m/s}$  以上の流速が必要となる。ここで、スズの密度  $\rho_{Sn} = 7,000 \text{ kg/m}^3$ 、スズの比熱  $C_{Sn} = 230 \text{ J/kg K}$  である。

REVOLVER-D の課題として、噴流の連続流化及び安定化、噴流に働く MHD 効果の検証、熱負荷を受けた噴流の温度分布平均化、液体スズのスパッタリング、液体スズの水素吸蔵特性等がある[1-39]。本論文においては、これらのうち設計成立性に関わるため特に優先度が高いと考えられる、噴流の連続流化及び安定化及び噴流に働く MHD 効果の検証について研究を行った。これに関しては 2 章で述べる。これらの研究の結果明らかとなった、MHD 効果による噴流の大きな変形という課題に対し、液体スズ噴流の代わりに固体スズペブル流を用いることで、高い遮蔽率を保ったまま電流経路を遮断可能な、易融金属ペブルを使った新たなダイバータ概念 REVOLVER-D2 を提案した。

#### 1.4. 本研究について

高い定常熱負荷に耐えられ、MHD 効果の影響を受けず、高い遮蔽率を実現可能な新しいダイバータ概念「易融金属ペブルダイバータ」を提案し、概念設計と重要課題に関する実証研究を行って、その成立性を検証することが本研究の目的である。易融金属ペブルダイバータでは、金属のみで作られた高密度のペブル流をリミタ兼ダイバータとして用い、熱負荷によって融けたペブルを核融合炉内で再生して再利用する。図 1-12 に、許容熱負荷と

ターゲット移動速度の観点でまとめた各種ダイバータ方式における易融金属ペブルダイバータの位置付けを示す。易融金属ペブルダイバータには、他のダイバータ方式と比較してターゲット移動速度が速く、高い許容熱負荷が見込めるという特長がある。

本論文の構成は全 4 章構成になっている。本序章の後、第 2 章ではまず易融金属ペブルダイバータの前身である液体スズシャワーダイバータ REVOLVER-D の噴流に関する研究について述べ、続いてここで明らかとなった電流の低減という課題に対する解決策としての、易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 の提案とその概念設計に関して述べる。第 3 章では、易融金属ペブルダイバータを実現するための課題として特に重要な設計成立性に関わるため特に重要である、大粒径球状ペブルの高速量産手法確立、ペブル流へのプラズマ照射影響の評価、ペブル流がプラズマに与える影響の評価、ペブル流による遮蔽率の検証に関する研究について述べ、これらの研究で得られた結果に基づき FFHR-c1 に易融金属ペブルダイバータを適用した場合の設計例を示す。第 4 章では本論文をまとめるとともに、今後の展望についても述べる。

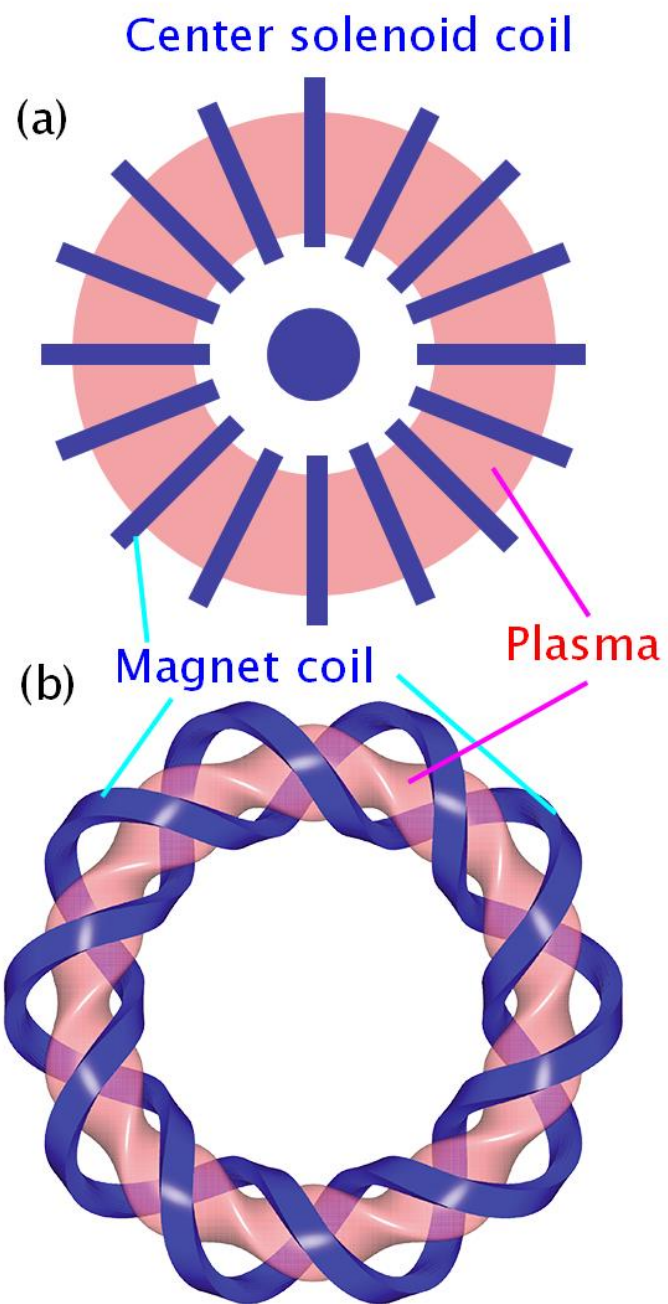


図 1-1 (a)トカマク型プラズマ概要 (b)ヘリカル型プラズマ概要[Ref[1-9] ヘリオトロン配位, より引用]。

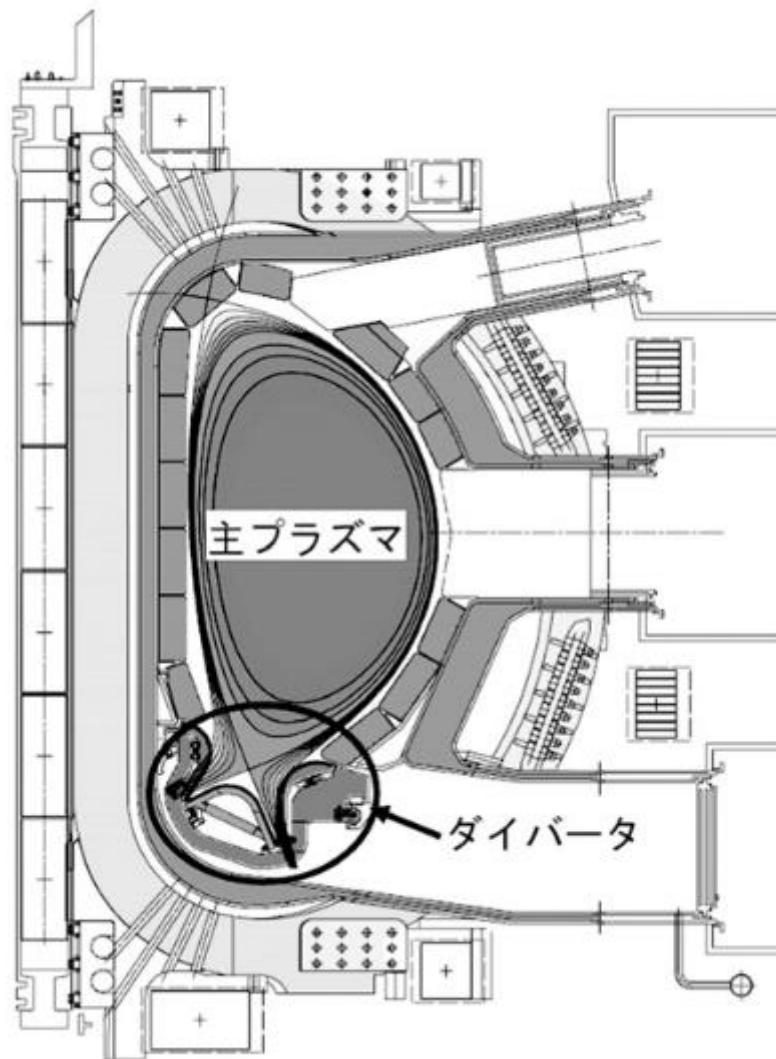


図 1-2 トカマク型プラズマ垂直方向断面図[Ref[1-10] Figure 1(a)より引用]。



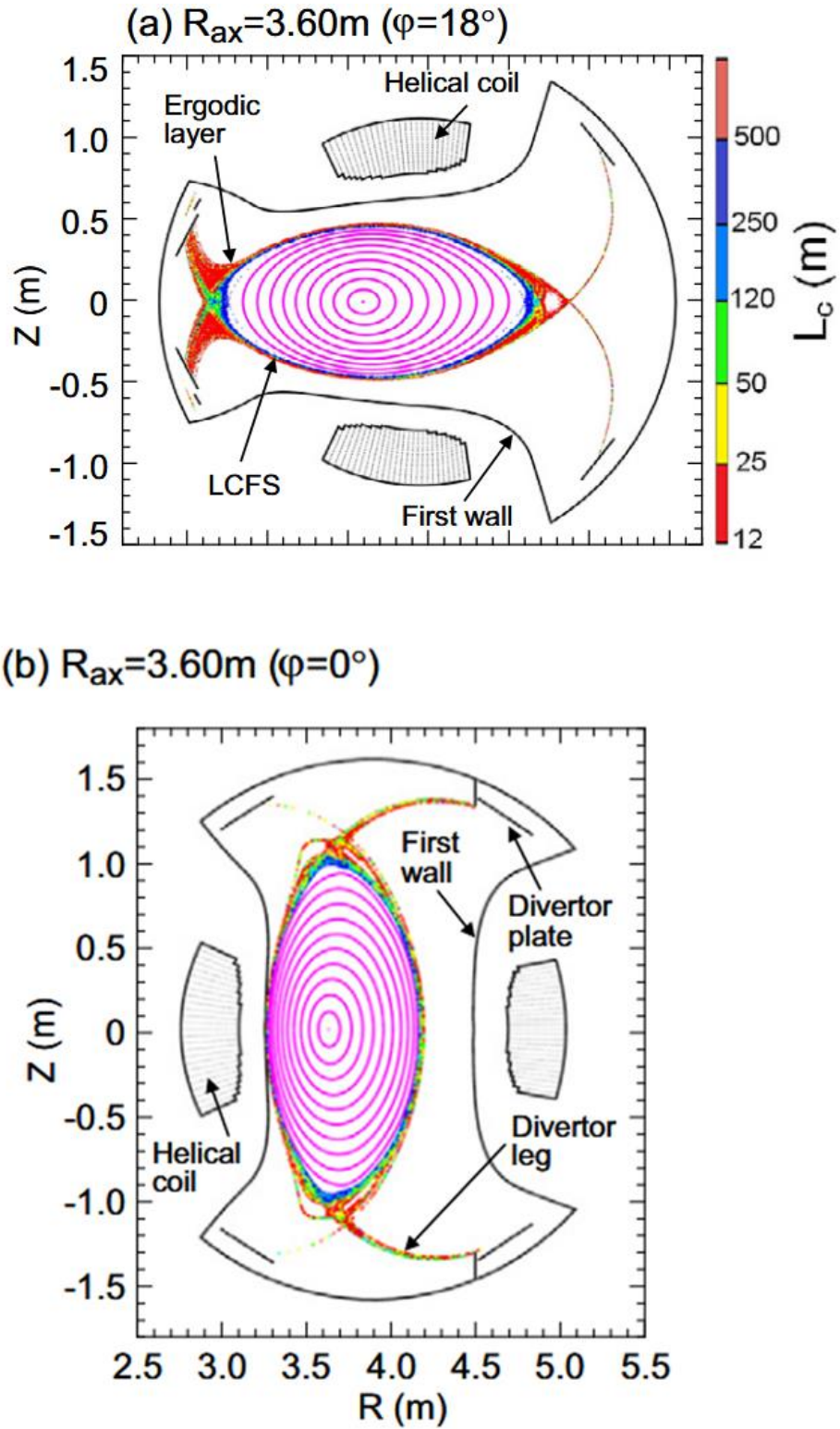


図 1-3 トカマク型プラズマ垂直方向断面図。(a) は横長断面、(b)は(a)より 18 度回転した位置の断面である縦長断面[Ref[1-12], Figure 1, Figure 2 より引用]。

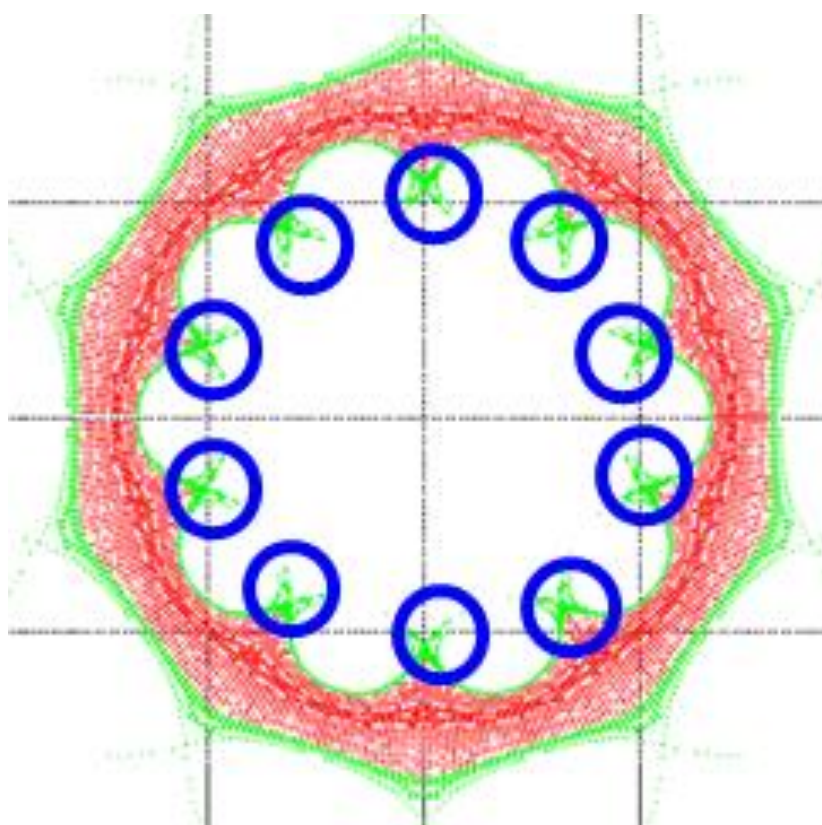


図1-4 ヘリカル核融合炉FFHR-c1におけるヘリカル型プラズマの赤道断面と REVOLVER-D シャワーユニットの配置。

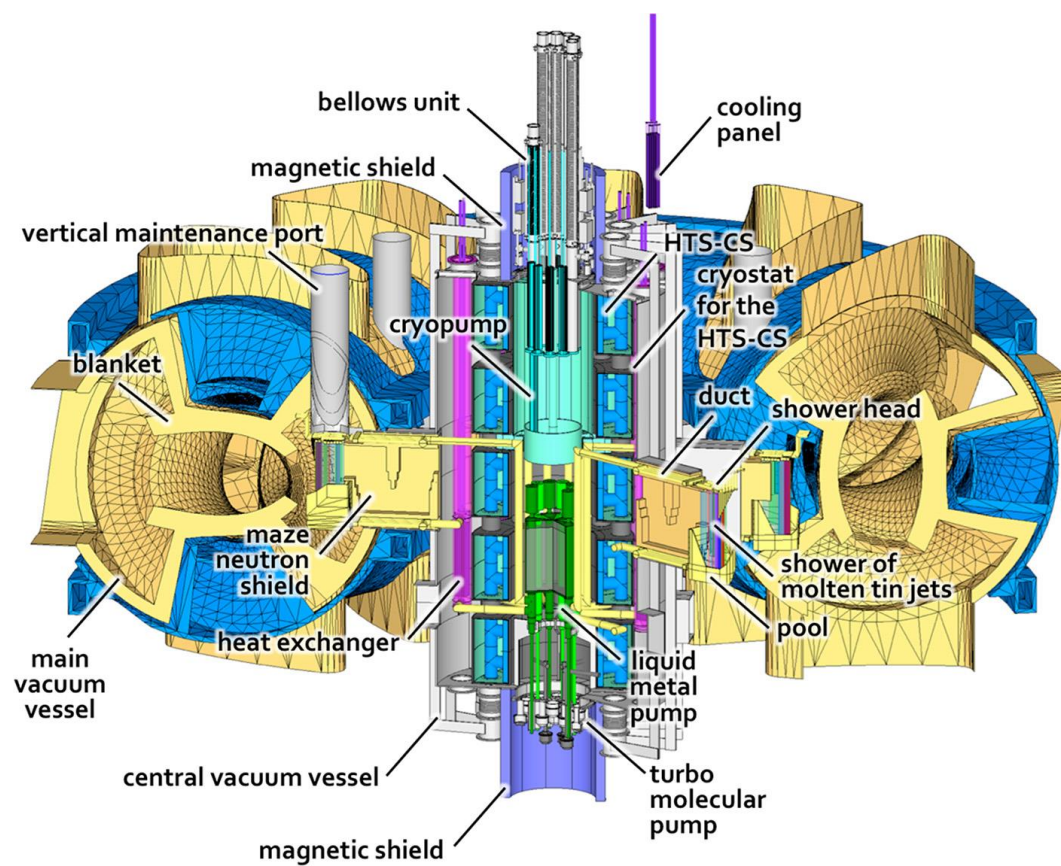


図 1-5 スズシャワーダイバータ REVOLVER-D 鳥瞰図(Ref[1-40], Fig.1 より引用)。

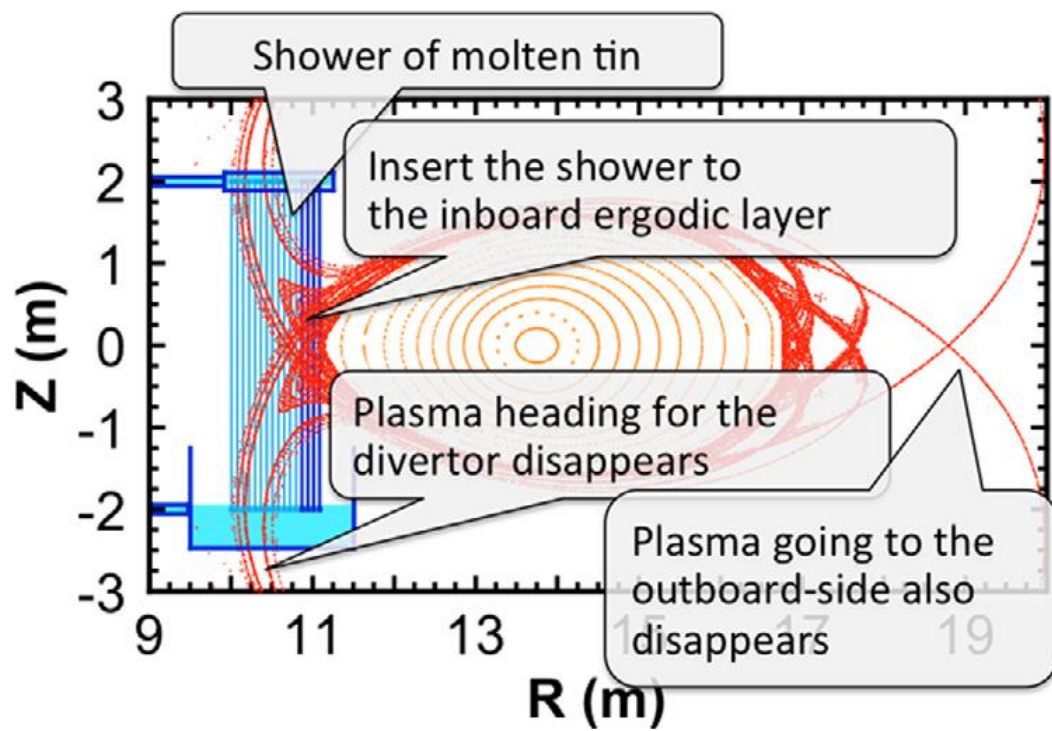


図 1-6 REVOLVER-D のポロイダル断面図(Ref[1-40], Fig.2 より引用)。

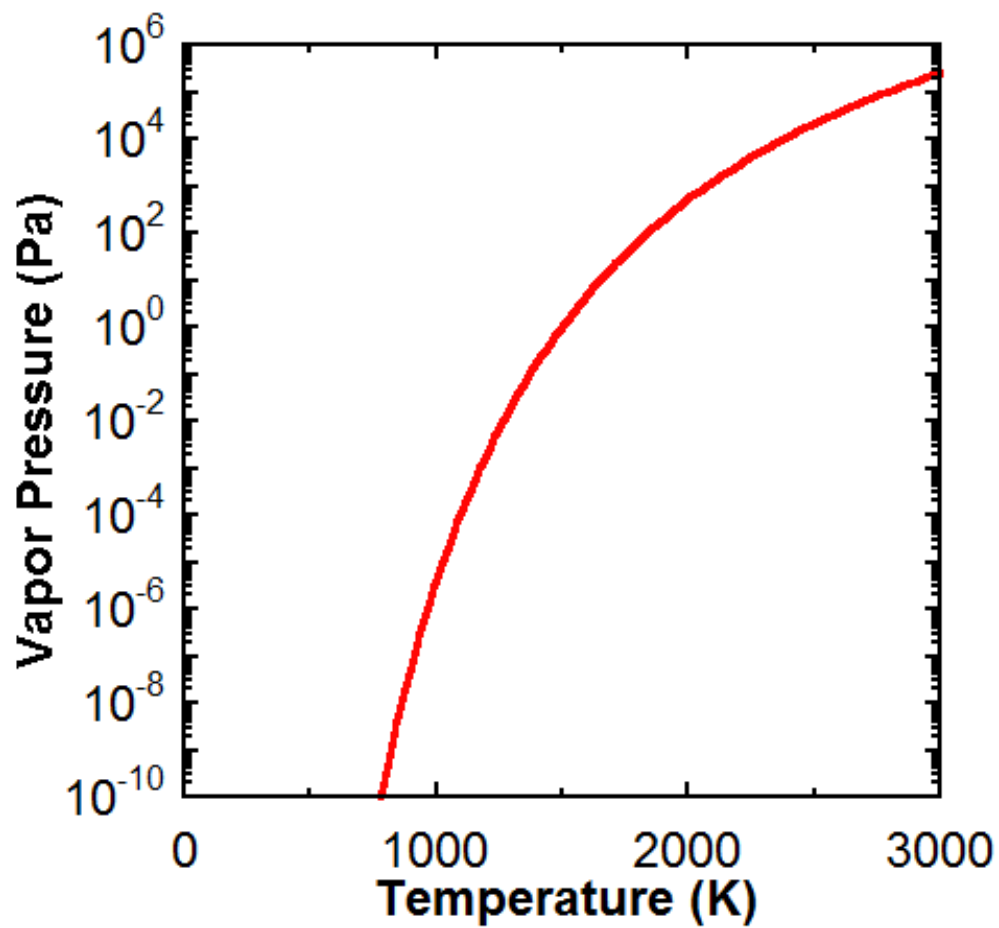


図 1-7 スズの蒸気圧曲線(Ref[1-41], Fig.1 より引用)。

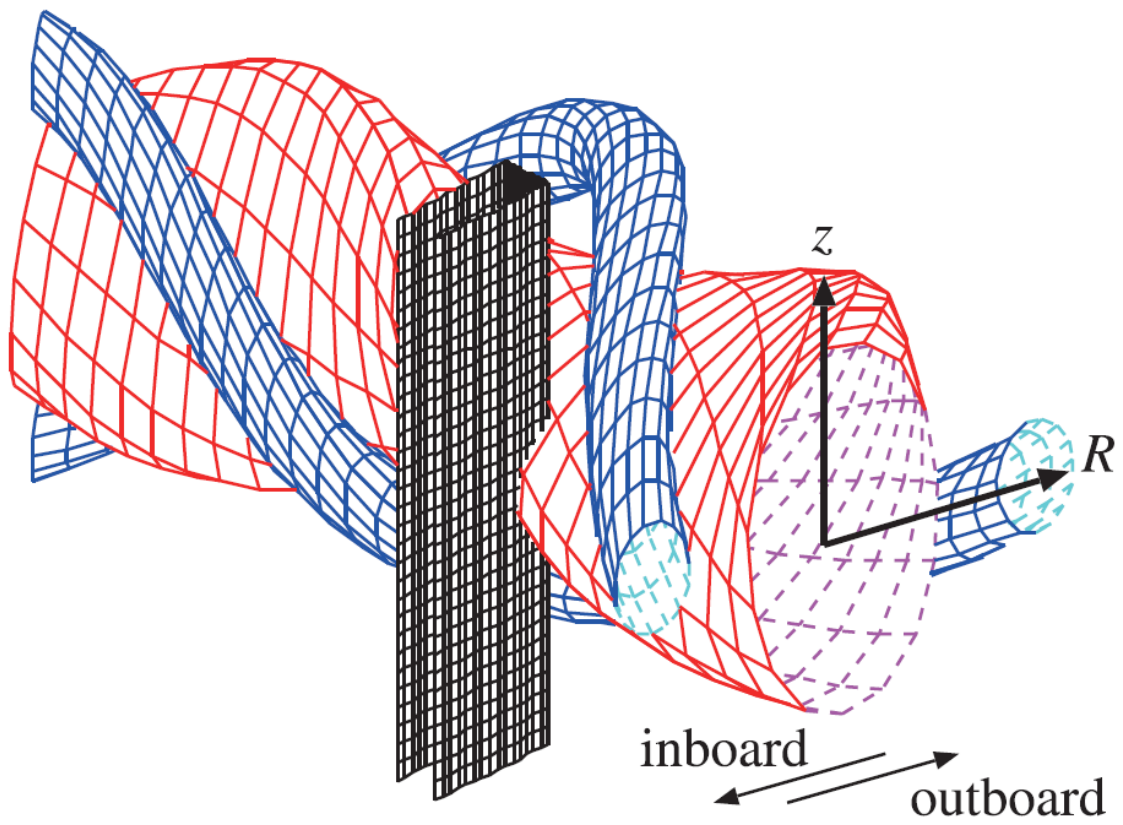


図 1-8 REVOLVER-D を模したボックス型リミター(Ref[1-43], Fig.1 より引用)。



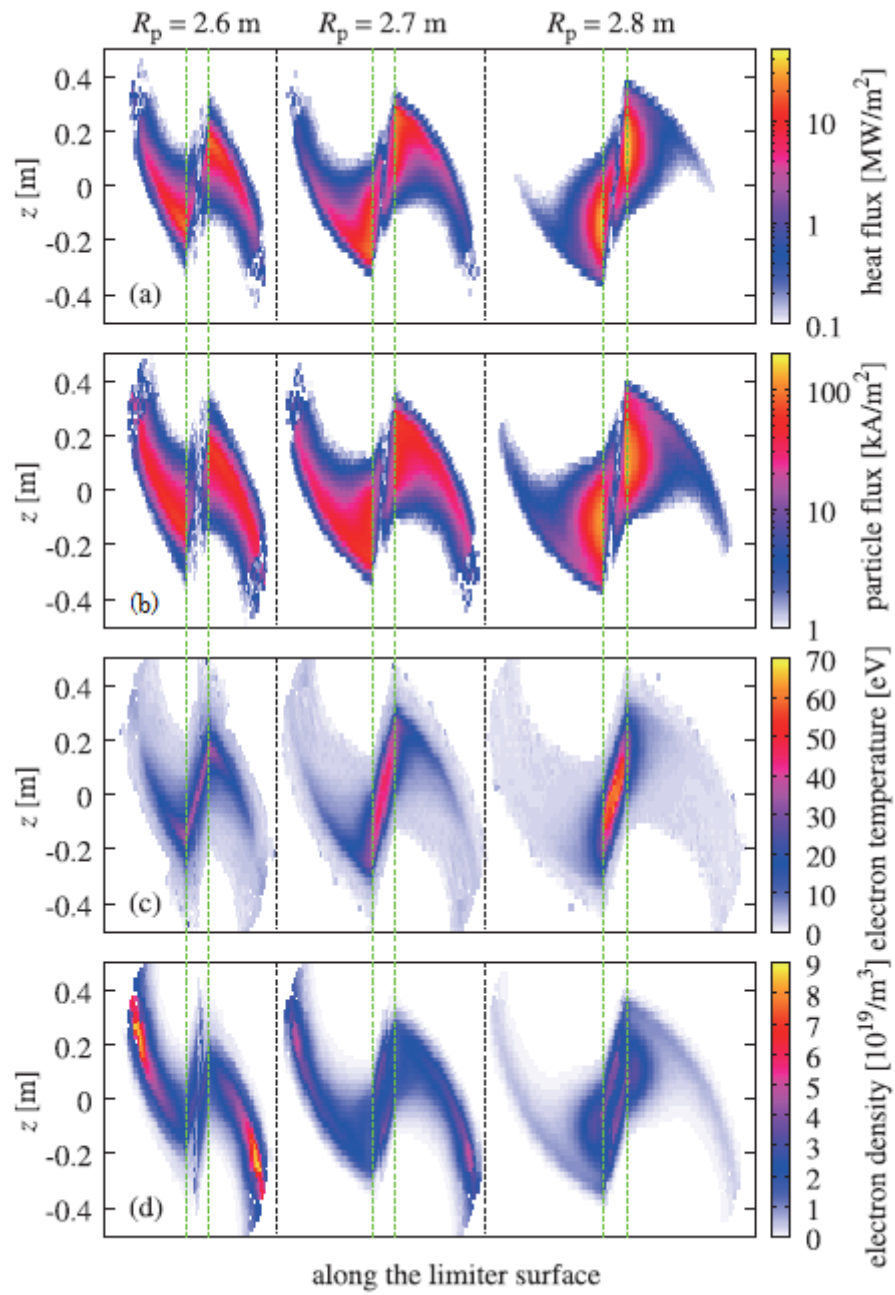


図 1-9 ボックス型リミター上の各プラズマパラメータ(Ref[1-43], Fig.6 より引用)。

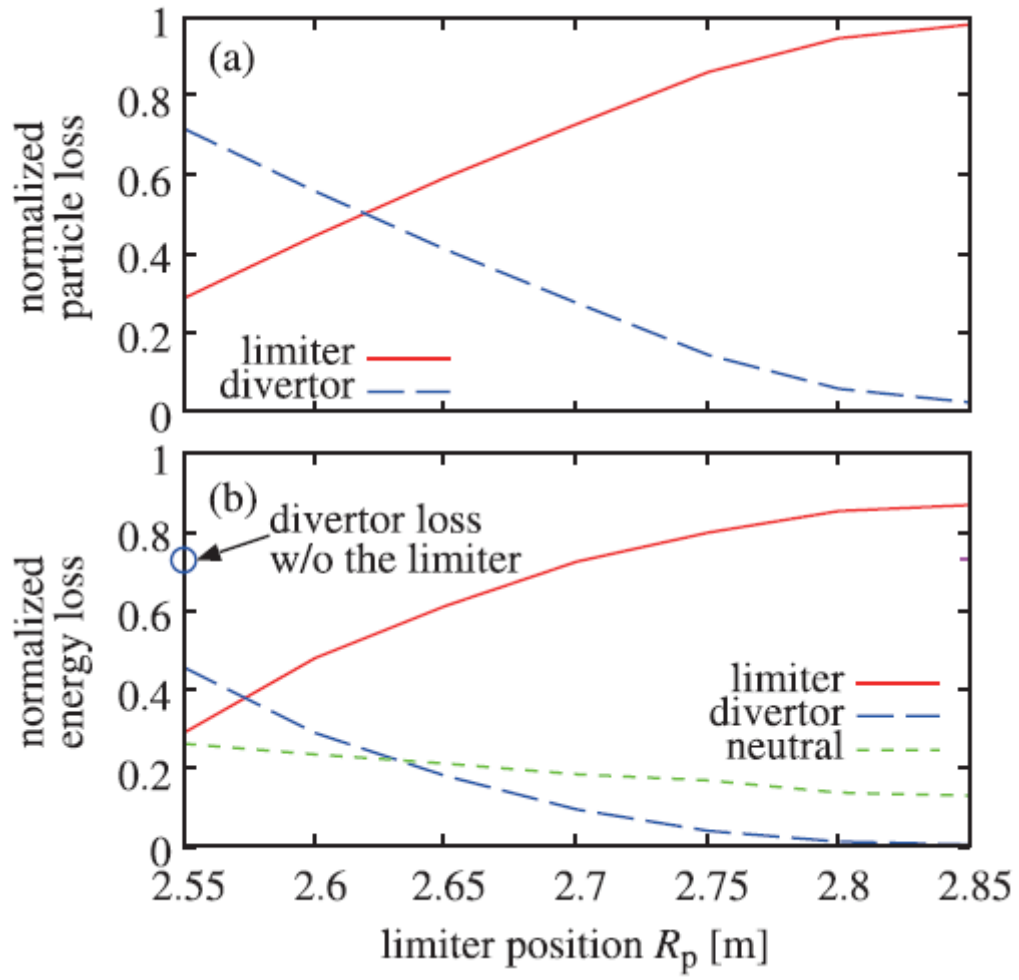


図 1-10 LHD における主半径上のリミターの設置位置と粒子損失(a)とエネルギー損失(b)  
(Ref[1-43], Fig.5 より引用)。



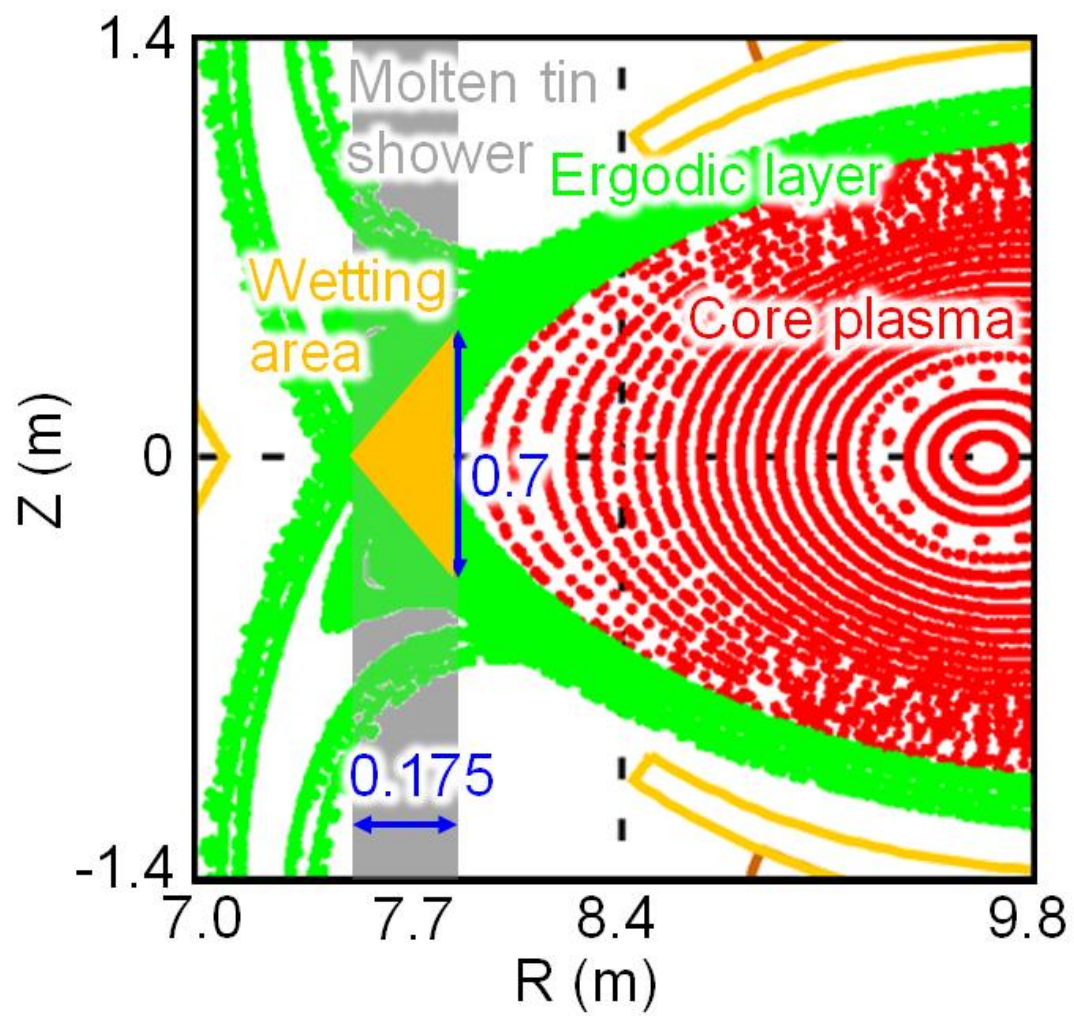


図 1-11 液体スズシャワーと噴流の濡れ面積。

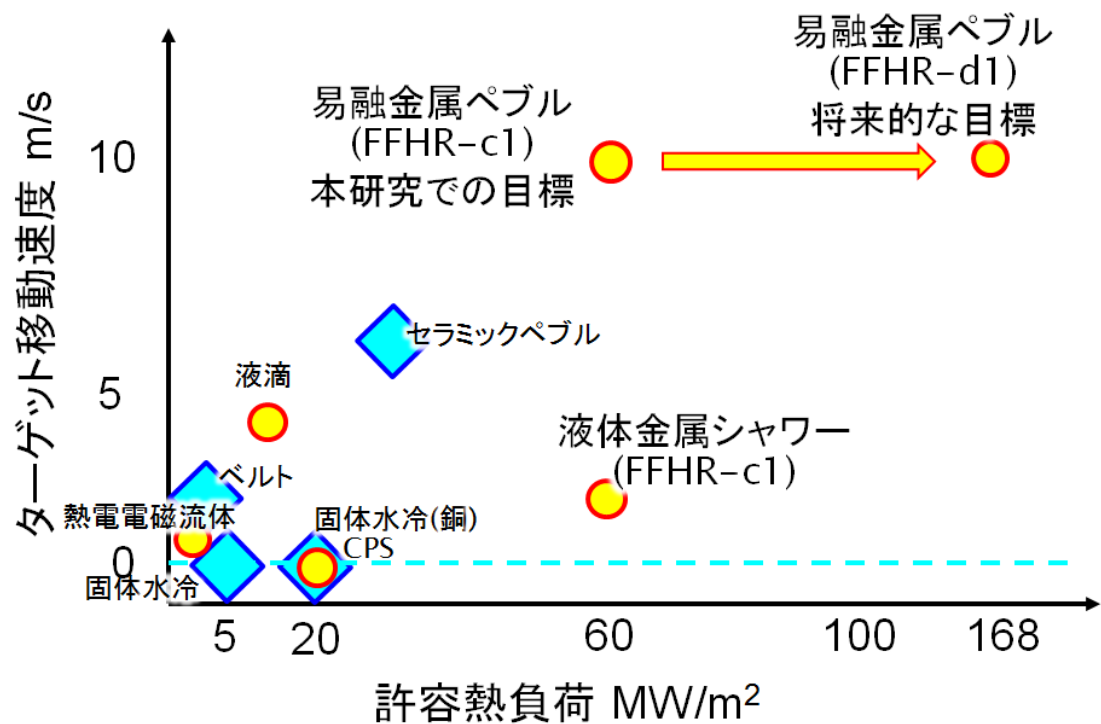


図 1-12 本研究の位置づけ。○シンボルが液体金属を使用するダイバータ、◇が固体ターゲットを使うダイバータ概念である。破線上にあるのはターゲットを循環させない形式である。



## 第2章 液体スズシャワーの検証と易融金属ペブルの提案

核融合科学研究所で概念設計が進められているヘリカル型核融合炉 FFHR-c1 では、高い許容熱負荷、高効率の粒子排気、高いメンテナンス性、放射性廃棄物の減容化、高い安全性を実現するダイバータの設計を目標としている。これらの要求を満たすため、液体スズシャワーダイバータ REVOLVER-D が提案された。REVOLVER-D の課題として、噴流の連続流化及び安定化、噴流に働く MHD 効果の検証、スパッタリング、スズの水素吸蔵特性などがある。このうち、本論文では噴流の連続流化及び安定化、噴流に働く MHD 効果の検証を行った。その結果、本章で詳しく述べるように、核融合炉の強磁場環中で液体金属噴流にプラズマが接触して電流が流れると許容できないレベルの変形を受ける可能性があることが判明した。この問題を解決するためには電流を遮断することが有効である。そこで本研究ではペブルダイバータ概念と液体金属シャワー方式を組み合わせた「易融金属ペブルダイバータ」概念を新たに提案する。

本章では、噴流の連続流化と安定化実験及び、噴流に働く MHD 効果の検証実験について述べ、その結果 MHD 効果低減のための構想である易融金属ペブルダイバータの基本的な概念設計について説明する。本章の 2.1 節及び 2.2 節では液体スズシャワーダイバータの基礎研究として実施した噴流の連続流化及び安定化実験及び液体金属噴流における MHD 効果の検証実験についてそれぞれ述べる。その結果から明らかになった課題を解決するために考案した易融金属ペブルダイバータの概念設計とこれを実現するために解決すべき課題について 2.3 節で述べる。2.4 節でこれらをまとめる。

## 2.1. 鞘状噴流に関する研究

速度を持った流体がスリットやノズルなどの小孔から空間に噴出する流れを噴流という。前章で述べた通り、FFHR-c1におけるREVOLVER-Dでは直径28 mm、流速1.2 m/s以上のスズ噴流シャワーを形成する必要があるが、一般に図2-1写真左のように、プラトー・レイリー不安定性によって重力加速で細くなる噴流は液滴化する[2-1]。プラトー・レイリー不安定性とは、表面張力によって噴流に発生した擾乱が成長する現象である。これを避けるため、宮澤らによって噴流内部に鎖などの内部抵抗を入れ、コアンダ効果によって噴流を連続流化することが考案された[1-39, 2-6]。ここでは内部抵抗の入った噴流を鞘状噴流と名づけ、特性を調査した。

### 2.1.1. 水噴流を用いた実験

噴流の連続流化及び安定化の条件を明らかにするために、水貯めからポンプを用いて水を汲み上げ、ノズルから水を水貯めに落下させて循環させる水循環装置を作成し、実験を行った。実験装置の概要図を図2-2に、写真を図2-3に示す。なお本実験では、液体スズの代わりに水を使用した。水、液体スズ、2.2節、3章の3.1、3.2節で用いる低融点金属U-alloy78、液体金属に関する研究で広く使われているGaInSnの物性を表2-1に示す。水をスズと比較した場合、粘度はほぼ同じ、密度 $\rho$ はスズの $\sim 1/7$ 倍、従って動粘度は $\sim 7$ 倍であるが、表面張力 $\sigma$ も $\sim 1/7$ であり、慣性力と表面張力の比であるウェーバー数 ( $We = \rho L v^2 / \sigma$ ,  $L$ は代表長さ) がほぼ同じという特徴がある。噴流が液滴化するまでにかかる時間はウェーバー数の増加に伴い増加する[2-1]。このため今回の実験ではウェーバー数が重要なパラメータとなるため、ウェーバー数がほぼ等しい水を液体スズの模擬流体として用いることにした。また、使用したノズルの仕様を表2-2に、ポンプの仕様を表2-3にそれぞれ示す。

表 2-1 水と液体金属の物性値比較 [2-2, 2-3, 2-4, 2-5].

	融点 (°C)	動粘度 ( $10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ )	密度 ( $\text{kg m}^{-3}$ )	粘度 ( $10^{-3} \text{ kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$ )	表面張力 ( $10^{-2} \text{ kg s}^{-2}$ )
水	0	0.89 (25 °C)	997 (25 °C)	0.89 (25 °C)	7.20 (25 °C)
スズ	232	0.24 (277 °C)	6950 (277 °C)	1.65 (277 °C)	54.4 (232 °C)
		0.14 (627 °C)	6722 (627 °C)	0.95 (627 °C)	
U-alloy78	78.8	0.24	8183 (300 °C)	2.0 (180 °C)	NA
GaInSn	-19	0.37 (20 °C)	6440 (20 °C)	2.4 (20 °C)	53.5 (20 °C)

表 2-2 水循環装置に用いたノズルの仕様

商品名	3 分岐蛇口ニップル
商品コード	GWF11
内半径 (ポンプ側-ノズル側 mm)	13-9
重量 (g)	346
会社名	takagi
JAN コード	4975373-155762

表 2-3 水循環装置に用いたポンプの仕様

商品名	バスポンプ
機種	KP-501T
最高揚程 (m)	4
最大吐出量 (揚程 0 m 時)	0.004 m <sup>3</sup> /s
会社名	KOSHIN
JAN コード	4971770-521537

図 2-4 中央、右は、それぞれ噴流内部に木の棒、鉄の鎖を挿入した場合の写真である。このように、噴流内部に内部抵抗を入れることで、噴流が内部抵抗に沿って流れるようになり (コアンダ効果)、連続流化、安定化することが確認された。落下距離と噴流の流れ幅の関係を通常の噴流(点線)、内部に鎖のある噴流(破線)について測定した結果を図 2-5 に示す。落下距離と流れ幅は噴流と同時に撮影した巻尺の目盛を用いて測定した。図 2-5 には、重力加速による幅の変動の計算結果(実線)も示した。重力加速による幅  $w$  の変動は体積流量  $Q$ 、ノズル半径  $d$ 、落下距離  $z$  を用いて以下のように表せる。

$$w = \pi^{-\frac{1}{2}} Q^{\frac{1}{2}} \left( \frac{Q^2}{\pi^2 d^4} + 2gz \right)^{-\frac{1}{4}} \dots (2.1)$$

ここで体積流量  $Q$  は、ノズルから出た直後の流速  $v_0$ 、ある高さ  $z$  での流速  $v$  を用いて、

$$Q = \pi d^2 v_0 = \pi w^2 v \dots (2.2)$$

$$v = \sqrt{v_0^2 + 2gz} \dots (2.3)$$

と表せる。内部抵抗を入れない場合、噴流の幅は式(2.1)に従って減少する。図 2.5 の実験で

は落下距離  $z = 0.3 \text{ m}$  付近で強い擾乱が発生し、ここで連続流が途切た。一方、内部抵抗を入れた場合には、噴流が連続流となり、幅が一定となった。幅が一定ということは、(2.2) 式より速度が一定となっていることを表す。このように、噴流内部に抵抗を入れることで、噴流は液滴にならず連続流となり、また噴流が内部抵抗による減速を受けて終端速度を持つことが明らかとなった。この内部抵抗のある噴流を鞘状噴流 (Sheath jet) と名づけた[2-6]。

### 2.1.2. ANSYS CFX による鞘状噴流の数値計算

2.1.1 節より、鞘状噴流は連続流となり、終端速度を持つことが明らかとなった。1.3 節で述べた通り、REVOLVER-D では、噴流を  $1.2 \text{ m/s}$  以上の速度で流す必要がある。このためには、ノズル径、内部抵抗径、あるいは流量などのパラメータと終端速度の関係を明らかにする必要がある。そこで、有限要素法計算ソフト ANSYS CFX を用いて、定常状態の鞘状噴流の数値シミュレーションを行った。以下に計算手順を示す。

#### 計算体系の設定

図 2-6 に計算に用いた体系を示す。半径  $140 \text{ mm}$ 、高さ  $10 \text{ m}$  の大気中にノズルを設定し、ノズルの中心に円柱を入れ、一定速度で鉛直下向きに水を噴出する。計算体系全体の半径については、 $30\sim 200 \text{ mm}$  の範囲でスキャンし、最終的に計算体系の境界が計算結果に影響を及ぼさない最小の値として  $140 \text{ mm}$  を設定した。

#### 計算領域の設定

計算領域を設定するために、流体(水、空気)が存在する部分として図 2-7 のような中心に穴の空いた円柱を定義した。中心の穴は鞘状噴流の内部抵抗に対応している。

#### メッシュの設定

取り込んだ立体に対して自動生成でメッシュを切った。

#### 境界条件の設定

図 2-8、2-9、2-10、2-11 のように、取り込んだジオメトリの上底面、側面、内側面、下底面について、境界条件を以下の通りに設定した。

領域全体の設定：存在する流体は水と空気 ( $25^{\circ}\text{C}$ )、重力が鉛直下向きに作用しているという条件を設定した。乱流モデルは **k-epsilon** を使用した。

上底面：流入口からは円柱の中心(領域として設定されていない部分)から一定の距離(変更可能)までの範囲で水を鉛直下向きに噴出させた。これが鞘状噴流のノズル部分に対応する。

側面：領域の端は **freeslip wall** (壁と流体との摩擦が一切働かない状態) として設定した

内側面：内挿物と流体との境は **nonslip wall** (壁と流体との摩擦が無限大の状態) として設

定した。

下底面：流出口は境界に接触した流体が領域の外に出るという条件として設定した。

図 2-12 に領域全体を中心で切った断面における水の体積分率分布を、図 2-13 に、速度分布をそれぞれ示す。ここでの計算例はレイノルズ数  $Re = 5 \times 10^3 \sim 1 \times 10^5$  の範囲にある。図 2-14 に落下距離と流速の関係を複数のノズル径、初速度に対して計算した結果を示す。このように、数値計算の場合でも一定落下距離以上で終端速度となる結果が得られ、また終端速度は初速度やノズル径、すなわち体積流量に依存していることが明らかとなった。このようにして得られた初速度と、終端速度の関係について、ノズル直径 9 mm、内部抵抗として使用した木の棒の直径 3 mm、4 mm の場合について実験と数値計算の結果を比較したものを図 2-15 に示す。図のように、数値計算結果は実験結果をよく再現できている。また、図 2-16 (a) に 内部抵抗の周長を一定にして様々なノズル径、初速度を変えることで流量を変化させた場合、図 2-16 (b) に内部抵抗の形状を円柱、正四角柱、テープ形状と変化させて流量を一定にした場合の計算結果を示す。このように、内部抵抗の形状に依らず、流量、内部抵抗周長が等しければ終端速度は等しくなることがわかった。これら全ての計算結果に対し、終端速度  $v_t$  (m/s)、体積流量  $Q$  (m<sup>3</sup>/s)、内部抵抗周長  $C$  (m) に関して回帰分析を行ったところ、以下のようなスケーリングが得られた。

$$v_t = (2.4 \pm 0.1) \times 10 C^{-0.26 \pm 0.01} Q^{0.36 \pm 0.01} \dots (2.4)$$

これと実験結果、数値計算結果の比較を図 2-17 に示す。このスケーリングは実験結果をよく再現しつつ幅広いパラメータ範囲で成立しており、実験と条件と異なる核融合炉設計にも適用可能である。

## 2.2. 液体金属噴流に働く MHD 効果の検証実験

実際の核融合炉では、液体スズ噴流が設置される場所に磁場が存在する。REVOLVER-D では、液体スズ噴流が特にメインプラズマを取り囲むエルゴディック層に挿入されるが、エルゴディック層内には電位分布があるため、連続噴流上に異なる電位が生じ短絡すると電流が流れ得る。この場合噴流にはローレンツ力が働く。電流の最大値はイオン飽和電流  $I_{sat}$  程度と考えられる。プラズマと液体スズ噴流が接触する部分は、噴流幅  $2w = 0.028$  m、高さ  $h = 0.7$  m の範囲であるため、接触面積  $S = 2wh = 0.02$  m<sup>2</sup>、電子温度  $T_e = 200$  eV、電子密度  $n_e = 2 \times 10^{19}$  m<sup>-3</sup>、素電荷  $e$ 、DT イオン平均質量  $m_i = 2.5 \times 938.272 \times 10^6 / (3 \times 10^5 \times 10^3)^2$  eV/c<sup>2</sup> を仮定すれば、



$$\frac{I_{sat}}{eS} = n_e \sqrt{\frac{T_e}{m_i}} \exp\left(-\frac{1}{2}\right) \dots (2.5)$$

$$\frac{I_{sat}}{S} \sim 170 \text{ KA/m}^2 \dots (2.6)$$

$$I_{sat} = 3.34 \text{ KA} \dots (2.7)$$

の電流が噴流一本あたりに流れると予測される。例えば磁場  $B = 10 \text{ T}$  の場合、 $F = I_{sat} B h = 23.38 \text{ KN}$  のローレンツ力が噴流に働く。単純な液体金属噴流に対する MHD 効果については実験及び理論解析の例が多く見られるが、鞘状噴流に関して MHD 効果を検証した例は無い。噴流内部の抵抗が電流分布や噴流の挙動に影響を及ぼす可能性があるため、実験によって検証を行った。

実験は低融点金属循環装置を用いて磁場中を流れる液体金属噴流への電流を印加することで行った[2-7]。図 2-18 に装置の写真を示す。本装置ではマグネットポンプを用いて高さ約 1 m の液体金属噴流を連続的に形成することができる。表 2-4 に使用したマグネットポンプの仕様を示す。液体金属にはスズに特性が近く、かつ融点が  $78^\circ\text{C}$  と低く取り扱いが容易な U-alloy78 を用いた。U-alloy78 の物性値は表 2-1 の通りである。噴流が噴出するノズルの内径は 10 mm であり、ノズルには鎖などの内部抵抗を設置可能である。本実験では幅 5 mm のアルミニウムの鎖を内部抵抗として用いた。また、噴流を挟む形で平行平板型の永久磁石を設置できるようになっている。永久磁石による磁場強度の分布を図 2-19 に示す。電流の印加は、図 2-20 に示すように噴流の下流にアルミニウム製のメッシュを設置し、ノズルとアルミニウム製メッシュの間に電圧を印加することで行い、噴流の動きに依らず安定して噴流に電流が印加できるようにした。また電圧の印加には定電流電源と電流制御のための  $1 \Omega$  の電気抵抗を用いた。

表 2-4 低融点金属循環装置に用いたポンプの詳細

商品名	ステンレスマグネットポンプ
機種	MMH11
材質	SUS316
最高揚程 (m)	28
最大吐出量 (揚程 0 m 時)	80 L/min
会社名	SANWA

MHD 効果の検証に先立って、液体金属の鞘状噴流の特性の確認を行った。内部抵抗の有無による U-alloy78 噴流の比較を図 2-21 に示す。内部抵抗がない場合、流量が少ない場合(1 L/min)では液滴化が起こり(図 2-21(a))、流量が多い場合(6 L/min)では連続流とはなるものの

噴流の不安定化が確認された(図 2-21(b))。しかし、アルミニウム製鎖を内部抵抗として設置した場合、噴流の連続流化、安定化が確認された(図 2-21(c), (d))。これにより、2.1 節で述べた水循環装置を使った実験で確認された内部抵抗による噴流の連続流化、安定化効果が液体金属にも適用できることが確認された。続いて電流印加実験を行った。図 2-22 に、噴流に電流を印加した際の様子を撮影した写真を示す。電流を印加していない状態(図 2-22(a))と比べ、電流を印加している状態(図 2-22(b) : 3A、図 2-22(c) : 6 A)では噴流の曲がり方が確認された。また噴流の曲がり幅は、電流の大きさに応じて変化することが確認された。

ここで、噴流に印加される電流と曲がり幅の関係を定量的に見積もる。密度 $\rho$ の噴流に重力とローレンツ力が働く場合、電流密度を $\mathbf{j}$ とすると運動方程式は、

$$\rho \frac{d\mathbf{v}}{dt} = \rho \mathbf{g} + \mathbf{j} \times \mathbf{B} \dots (2.8)$$

である。ここで座標軸は図 2-28 に示すように  $z$  軸を鉛直下向き、 $y$  軸を永久磁石がつくる磁場の向きに取っている。電流密度 $\mathbf{j}$ は、外部電源による電流密度 $\mathbf{j}_{\text{sup}}$ と磁場の変化による電流密度 $\mathbf{j}_B$ に分けられ、

$$\mathbf{j} = \mathbf{j}_{\text{sup}} + \mathbf{j}_B \dots (2.9)$$

と表せる。噴流内部で電流密度分布が一定と仮定すると、外部電源による電流密度は外部電源による電流 $I_{\text{sup}}$ 、噴流の流れ幅を $w$ から、

$$j_{\text{sup}} = \frac{I_{\text{sup}}}{\left(\frac{\pi w^2}{4}\right)} \dots (2.10)$$

と求められる。ここで(2.7)式より、

$$w = d \left( \frac{v_0}{v} \right)^2 \dots (2.11)$$

である。磁場変化による電流密度は、液体金属の電気伝導度を $\sigma_c$ とすると、

$$\mathbf{j}_B = \sigma_c (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) \dots (2.12)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = - \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \dots (2.13)$$

で計算できる。簡単のため永久磁石が作る磁場のみを考慮すると  $\mathbf{B} = B_y \mathbf{e}_y$  となり、式(2.8)は、以下 2 式に帰着する。

$$\rho \frac{dv_x}{dt} = j_z B_y = -j_{sup} B_y - \sigma_c (E_z B_y - u_x B_y^2) \dots (2.14)$$

$$\rho \frac{dv_z}{dt} = \rho g + j_x B_y = \rho g + \sigma_c (E_x B_y - u_z B_y^2) \dots (2.15)$$

式(2.19)、(2.20)を用いて、永久磁石通過直後（ノズル出口を  $z = 0 \text{ m}$  として  $z = 0.24 \text{ m}$  の位置）での噴流の  $x$  方向変位を予測した結果を図 2-23 に示す。式(2.14)、(2.15)から予測される変位（×シンボル）は、実験結果（○シンボル）と比べて小さい。この計算において、噴流の流速は重力によって単純に増大するとしたが、実際には内部抵抗(鎖)による減速効果が働く。内部抵抗によって噴流に働く抵抗力  $F_{drag}$  は、配管中の摩擦損失と同様に速度の 2 乗に比例すると仮定すると、抵抗係数  $C_D$  を用いて、

$$F_{drag} = C_D \rho v^2 \dots (2.16)$$

と表せる。終端速度  $v = v_t$  となっている場合、抵抗力と重力  $F_g$  が釣り合うため、

$$\begin{aligned} F_g &= F_{drag} \\ \rho g &= C_D \rho v^2 \\ C_D &= \frac{g}{v^2} \dots (2.17) \end{aligned}$$

となる。ここで、終端速度については、2.1 節で得られた水を使った実験で得られた(2.4)式が液体金属でも成り立つと仮定すると、体積流量、内部抵抗周長から  $v_t = 1.7 \text{ m/s}$  となる。よって、鞘状噴流の場合、式(2.15)は以下の通りに表せる。

$$\rho \frac{du_z}{dt} = \rho g + \sigma (E_x B_y - u_z B_y^2) - F_{drag} \dots (2.18)$$

式(2.18)によって計算した結果を○シンボルで示す。電流値が低い場合には若干のずれがあるものの、実験結果と計算結果の一致が見られた。これにより、鞘状噴流に働く MHD 効果は、噴流を 1 本の導体とみなした場合に働くローレンツ力と同様に考えられることが明らかとなった。

本実験結果は、磁場強度 0.1 T、噴流幅 10 mm、印加電流 1~7A での結果であったが、実際に REVOLVER-D を適用する核融合炉 FFHR-cl では、5 ~ 10 T、数百 A が想定されている。噴流幅は 30 mm 程度となるが、働くローレンツ力は本実験での数千倍になり、これを許容する設計は困難である。炉内の磁場を消去することは不可能であるため、鞘状噴流を用いる場合はローレンツ力を低減するために噴流に働く電流を低減する必要がある。

### 2.3. 易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 の概念設計

前節で述べた通り、液体金属の鞘状噴流には噴流を一本の導体とみなした場合と同等のローレンツ力が働くことがわかり、FFHR-cl への適用のためには鞘状噴流に働く電流の低減が必要となった[2-7]。ここで、噴流を液滴化させれば電流経路の遮断は可能であるが、元々液滴の使用は検討されており、遮蔽率の低さと制御の難しさが課題であった[2-8]。自由空間中を落下するリミター/ダイバータとしては、電流経路の遮断と高遮蔽率を両立することが望ましい。ここで、自由空間中を落下するダイバータの構想として、先行研究に、セラミックペブル流をダイバータターゲットとして用い、熱負荷を受けた後に冷却し、再利用するペブルダイバータという構想がある[2-9, 2-10]。直径 1 mm 程度のペブルを用いることで、ほぼ 100 %に近い高遮蔽率が実現可能であることが実験的に明らかにされていたが[2-11]、ペブル破損時の回収と補充が課題であった。また、熱応力により、ペブルサイズの上限は 2 mm 程度とされ、そのために許容熱負荷にも限界があった。ここで、セラミックの代わりに単体の金属を用いれば、熱負荷によって融解しても、散弾製造法と呼ばれる金属の液滴を冷媒に滴下し凝固させることで金属粒を量産する手法[2-12]と同様の手法でペブルの再製造が可能となるため、破損したペブルの回収と補充は問題とならなくなる。

そこで、ペブルダイバータ概念の構想を液体金属ダイバータに取り入れ、高遮蔽率と耐熱負荷性能を両立する易融金属ペブルダイバータ概念を新たに提案する[2-13]。図 2-24 に易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 の概念図を示す。REVOLVER-D2 は、液体スズシャワーダイバータ REVOLVER-D の液体スズ噴流を固体スズペブル流に置き換え、ペブル製造過程を加えたものである。ペブル材料は REVOLVER-D と同様の理由でスズを用いる。基本的なシナリオは以下の通りである。

- a) ペブル流をプラズマのエルゴディック領域に落下させる。ペブル流はリミター/ダイバータとして働き、ペブル流の一部は熱負荷を受けて融ける。また、ペブル流はプラズマ下流に設置されたヘリカルダイバータに飛来する熱負荷を低減する。
- b) プラズマ照射後のペブルは液体スズのプールに落下する。落下時の衝撃はこのスズプールによって吸収される。
- c) 液体になったスズを熱交換器によって凝固点付近まで冷やしながら配管により輸送する。
- d) スズの液滴を生成し、下部に設置されているシリコンオイルの冷媒中に滴下、凝固させてペブルを製造する。

e) 作られたペブルをスパイラルエレベータなどを用いて運搬し、運搬中に真空ポンプで排気しながらペブルを乾燥させる。その後再びエルゴディック層に落下させダイバータターゲットとして用いる。

この一連の流れを炉内で完結させる。液体スズとシリコンオイルの交換のみ必要となるが、いずれも液体部分で真空容器内外を隔てることが可能であるため、運転中の交換も可能である。液体スズとシリコンオイルは熱交換器によって温度調節を行う。シリコンオイルの温度はシリコンオイルの蒸気圧によって決まっている[2-14]。また、液体スズの代わりに固体スズペブルを汲み上げる方式にしたため、真空中、高温環境下で動作する大流量を循環可能な液体金属用ポンプが不要となる。また、粒子排気に関してもペブル流の隙間から可能である。

### 2.3.1. 金属液滴と固体ペブルの耐熱負荷性能

液体金属流と固体金属流をダイバータターゲットの温度の観点から比較した場合、熱負荷照射前の初期温度 $T_0$ 、加えて固体が融解する際の融解熱が影響する。図 2-25 は、重力に従い落下する大きさが等しく直径  $d = 5 \text{ mm}$  であるスズ液滴、固体スズペブルに対し、核融合出力 380 MW の FFHR-c1 を想定して、落下距離  $h = 0.7 \text{ m}$  の間熱負荷  $q = 60 \text{ MW/m}^2$  を照射した後のスズ液滴、固体スズペブルの平均温度 $T_{\text{average}}$ を表したものである。横軸はエルゴディック層到達時の速度である。式は以下のように表せる。

$$T_{\text{average}} = T_0 + \Delta T_{\text{average}} - T_{hf} \dots (2.19)$$

$$\Delta T_{\text{average}} = \frac{qS\Delta t}{C_{Sn}\rho_{Sn}V} \dots (2.20)$$

$$S = \frac{\pi d^2}{4} \dots (2.21)$$

$$\Delta t = \frac{-v_0 + \sqrt{v_0^2 + 2gh}}{g} \dots (2.22)$$

$$V = \frac{\pi d^3}{6} \dots (2.23)$$

$$T_{hf} = \frac{\chi_{Sn}\rho_{Sn}V}{C_{Sn}\rho_{Sn}V} = \frac{\chi_{Sn}}{C_{Sn}} \dots (2.24)$$

スズの場合、融点は 505 K、融解熱 $\chi_{Sn} = 59,600 \text{ J/kg}$ である。液滴の初期温度は融点をやや上回る 510 K とし、固体ペブルの温度を常温に近い 300 K とした場合、その差は 210 K となる。また、固体の場合、最終的に全て融けると仮定すると、融解熱による熱量の損失の分、温度上昇が抑制される。スズの場合、(2.24)式より、融解熱による上昇抑制温度 $T_{hf} = 259 \text{ K}$

の分最終的な平均温度 $T_{\text{average}}$ が下がる。このように、液体金属に比べ、固体ペブルの方が合計 469 K 許容温度上昇に余裕が生じることがわかる。ただし、スズの密度 $\rho_{Sn}$ 、比熱 $C_{Sn}$ に関しては固体と液体の状態で大きな差は無く、初期温度の低下や融解熱による影響に比べ小さいため、どちらの場合でも $\rho_{Sn} = 7,000 \text{ kg/m}^3$ 、 $C_{Sn} = 230 \text{ J/kg K}$ として計算した。

また、式(2.20)に式(2.21)、(2.23)を代入すると、以下のような形になる。

$$\Delta T_{\text{average}} = \frac{q \frac{\pi d^2}{4} \Delta t}{C_{Sn} \rho_{Sn} \frac{\pi d^3}{6}} = \frac{3}{2} \frac{q \Delta t}{C_{Sn} \rho_{Sn} d} \dots (2.25)$$

このように、ペブルのサイズは大きい程許容熱負荷が高くなる。図 2-26 に図 2-25 と同様に固体スズペブルの直径による最終温度の違いを表す。また、自由落下における落下距離と速度の関係は図 2-27 の通りとなる。この図で、ペブルを流すノズルを真空容器の天井部分に設置する場合エルゴディック層との距離は 5 m となり、エルゴディック層到達時のペブル速度は 10 m/s となる。このとき、 $T_{\text{average}}$ を 1,000 K 以下にする場合、必要なペブル径は 4 mm 以上である。ただし、核融合出力の増大に伴いより大きなペブル径が必要となるため、以下は設計値として 5 mm を採用した。なお、実際には受熱の際にペブル内に温度分布が生じることが予測されるが、ここでは少なくともこれ以上は確実に必要となるペブル径の下限値を見積もる目的で、温度分布が一様になっていると仮定し、平均温度を用いて計算を行った。

### 2.3.2. ターゲットの温度上昇の観点から考慮した総流量

定常ヘリカル核融合炉 FFHR-c1 の場合について、易融金属ペブルダイバータの総流量を見積もる。FFHR-c1 の核融合出力 $P_{\text{fusion}}$ は 380 MW とする[2-15]。ダイバータ全域に到達する総熱量 $P_{\text{divertor}}$ は、核融合出力のうち $\alpha$ 粒子が担うものと、ECH 加熱 $P_{\text{ECH}} = 25 \text{ MW}$ の和であり、そのうち放射損失で 30 %が失われるとすると、

$$\begin{aligned} P_{\text{divertor}} &= \left( \frac{P_{\text{fusion}}}{5} + P_{\text{ECH}} \right) \times (1 - 0.3) \\ &= 70 \text{ MW} \dots (2.26) \end{aligned}$$

となる。許容温度上昇 $\Delta T_{\text{average}} = 700 \text{ K}$ とすると、

$$\Delta T_{\text{average}} = \frac{P_{\text{divertor}}}{C_{Sn} \rho_{Sn} Q} - \frac{\chi_{Sn}}{C_{Sn}} \dots (2.27)$$

これを質量流量 $\rho_{\text{Sn}}Q$ について解くと、

$$\rho_{\text{Sn}}Q = \frac{\frac{P_{\text{divertor}}}{C_{\text{Sn}}}}{\left(\Delta T_{\text{average}} + \frac{\chi_{\text{Sn}}}{C_{\text{Sn}}}\right)}$$

$$\rho_{\text{Sn}}Q = 1154.0 \text{ ton/h} \dots (2.28)$$

となる。体積流量なら、

$$Q = 0.044 \text{ m}^3/\text{s} = 2640 \text{ L/min} \dots (2.29)$$

である。この質量流量の値は、実際に液体のナトリウムを循環させていた高速増殖炉もんじゅの 15,000 ton/h に比べ、充分小さい値である。このため、ポンプの設計や駆動電力は問題にならないと考えられる。FFHR-c1 の次段階の装置である FFHR-d1 は装置サイズ相似比が FFHR-c1 の 10/7 倍、核融合出力 3 GW で運転中に ECH 加熱を行わない設計であり、この場合では質量流量は 7000 ton/h となる。ダイバータユニットは熱負荷の集中する中心 10 箇所それぞれ設置されるため、ユニット一つ当たりの流量は 1/10 となる。ペブルの温度上昇と同様に、実際にはペブルの温度分布や遮蔽率の問題があるため、必要な総流量はこの値より大きくなると考えられるが、許容温度上昇などの条件を変えない限り総流量をこの値より下げることは不可能であるため、ここで見積もった流量は設計の基準の一つとなる。

また、ペブル製造過程で必要なシャワーヘッドの面積 $S_{\text{stm}}$ は、ノズル一つ当たりの占有面積 $S_{\text{nozzle}}$ 、ノズル一つ当たりの滴下数速度 $f_{\text{nozzle}}$ 、ペブル総製造速度 $f_{\text{pebble}}$ を用いて、

$$S_{\text{stm}} = S_{\text{nozzle}} \frac{f_{\text{pebble}}}{f_{\text{nozzle}}}$$

$$S_{\text{nozzle}} = 4d^2$$

$$f_{\text{pebble}} = \frac{\rho_{\text{Sn}}Q}{\frac{\rho_{\text{Sn}}}{6} \frac{\pi d^3}{6}} = \frac{6Q}{\pi d^3}$$

$$S_{\text{stm}} = 4d^2 \frac{\frac{6Q}{\pi d^3}}{f_{\text{nozzle}}} = \frac{24}{\pi d} \frac{Q}{f_{\text{nozzle}}}$$

と表せる。ここで、ノズル一つ当たりの滴下数速度については、3.1 節において後述するように直径 5 mm 程度の U-alloy78 ペブルの製造を試みた実験で、 $f_{\text{nozzle}} = 3 \text{ Hz}$ 程度であったため、本節においてもこの値を用いる。直径 5 mm のスズペブルの重量は 0.49 g であるため、1154.0 ton/h を実現するために必要なペブル製造速度 $f_{\text{pebble}} = 0.7 \times 10^6 \text{ 個/s}$ となる。 $f_{\text{nozzle}} = 3 \text{ Hz}$ の場合、ダイバータユニットひとつ当たりのシャワーヘッド占有面積 $S_1 = S_{\text{stm}}/10$ は、

$$S_1 = \frac{24}{\pi d} \frac{Q}{f_{\text{nozzle}}} \frac{1}{10} = 2.3 \text{ m}^2$$

となる。これは細密配置でなくとも、装置下部に設置可能な大きさである。

### 2.3.3. 易融金属ペブルダイバータにおける課題

易融金属ペブルダイバータを実現するために解決すべき課題として、以下のような項目が挙げられる。

1. 大粒径球状ペブルの高速量産手法確立
2. ペブル流へのプラズマ照射影響の評価
3. ペブル流による遮蔽率の検証
4. ペブル移送手法の確立
5. 熱交換手法の確立
6. 残留シリコンオイルのプラズマに対する影響の評価
7. ペブル回転誘起による表面温度の平均化

もしペブルの高速量産が不可能ならば必要なペブル流量を確保することができず、定常運転ができない。ペブル流へプラズマを照射するとペブルが帯電し、クーロン力などの電磁力が働くと予測されるが、もしこれが大きいとペブル流を受ける容器が大型化する必要が生じ、場合によっては設計が困難となる可能性がある。ペブル流はヘリカルダイバータに到達する熱負荷を低減することを目的として設置するため、もし設置可能な空間で十分なプラズマの遮蔽性能が実現できないのであれば、そもそも設計が成立しない。一方、ペブル移送手法の確立に関しては、2.3 節で見積もった値を考慮し、汲み上げる高さを FFHR-c1 の高さ 25.5 m (LHD の高さ 9.1 m の 2.8 倍) より 4.5 m 高い 30 m と仮定すると、電力から動力への変換効率を 10 % と仮定すれば必要な電力は 1 MW と核融合出力 380 MW に比べ十分小さい値である。また、熱交換については、熱交換器設置位置を炉内中心から遠ざけることができる。シリコンオイル成分は珪素と、炭素、酸素、窒素から成るが、ダイバータデタッチメントに用いるアルゴンやペブル材料のスズより価数が低い上、成分の大半をプラズマ照射前に乾燥させ排気するため、問題となる可能性は薄いと考えられる。またペブル表面温度の平均化は重要ではあるが、ペブルがダイバータターゲットとして働くことが明らかになった上で取り組むべき課題である。これらの考察に基づくと、大粒径球状ペブルの高速量産手法確立、ペブル流へのプラズマ照射影響の評価、ペブル流による遮蔽率の検証の 3 つがこれらの 7 つの課題のうち優先度の高い内容であるといえる。この 3 つに関しては、3 章において述べる。



## 2.4. 本章のまとめ

液体金属ダイバータ REVOLVER-D の成立性に関わる課題である噴流の連続流化及び安定化、噴流に働く MHD 効果の検証を行った。水循環装置を用いた実験によって、噴流内部に鎖などの内部抵抗を入れることで噴流は連続流、かつ安定することを明らかにし、ANSYS CFX による鞘状噴流を模擬した数値シミュレーションによって終端速度  $v_t = (2.4 \pm 0.1) \times 10 C^{-0.26 \pm 0.01} Q^{0.36 \pm 0.01}$  ( $C$ : 内部抵抗周長、 $Q$ : 体積流量) のスケーリングを持つことを明らかにした。また、低融点金属循環装置を用いた実験によって、噴流に働く MHD 効果は通常の噴流を一本の導体とみなした場合に働くローレンツ力と同様に考えられることが明らかとなり、FFHR-c1 への実装は困難となったため、課題である電流経路の遮断と高遮蔽率、再生可能性を実現する易融金属ペブルダイバータ概念 REVOLVER-D2 を新たに提案した。液体金属の場合に比べ、初期温度の低下と融解熱の利用が可能であるため、許容熱負荷の上昇が見込めることを述べ、FFHR-c1 の場合、ノズルからエルゴディック層までの落下距離を 5 m とするなら必要なペブル直径は 4 mm 以上、総流量は 1154 ton/h と見積もった。また、課題抽出を行い、特に大粒径球状ペブルの高速量産手法確立、ペブル流へのプラズマ照射影響の評価、ペブル流による遮蔽率の検証の 3 つが重要であることを述べた。



図 2-1 噴流(左)、木の棒入り鞘状噴流(中央)、鉄の鎖入り鞘状噴流(右)の写真(Ref[2-6], Fig.2より引用)。

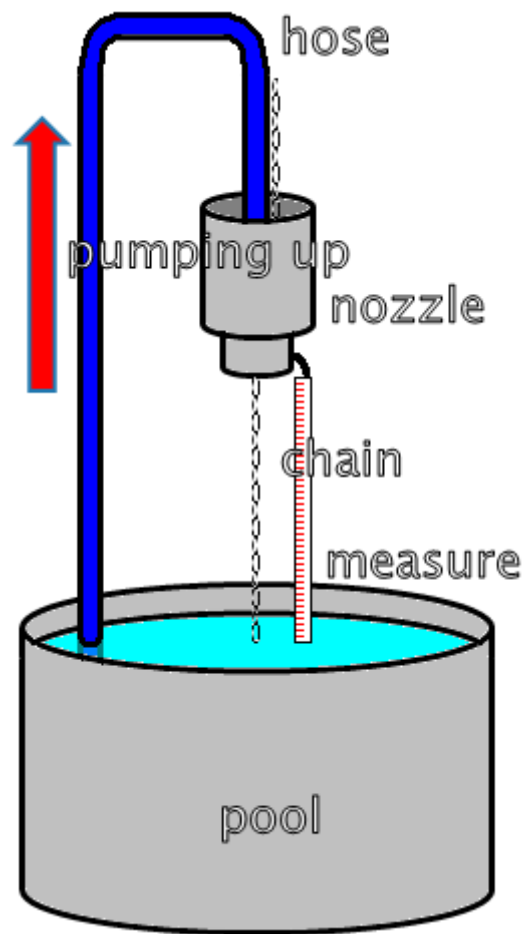


図 2-2 水循環装置概要。水貯めからポンプを用いて水を汲み上げ、ノズルから水を水貯めに落下させて循環させる。撮影した写真から噴流の幅を特定するために巻尺が設置されている。ノズル内部には鎖などの内部抵抗が設置可能である。

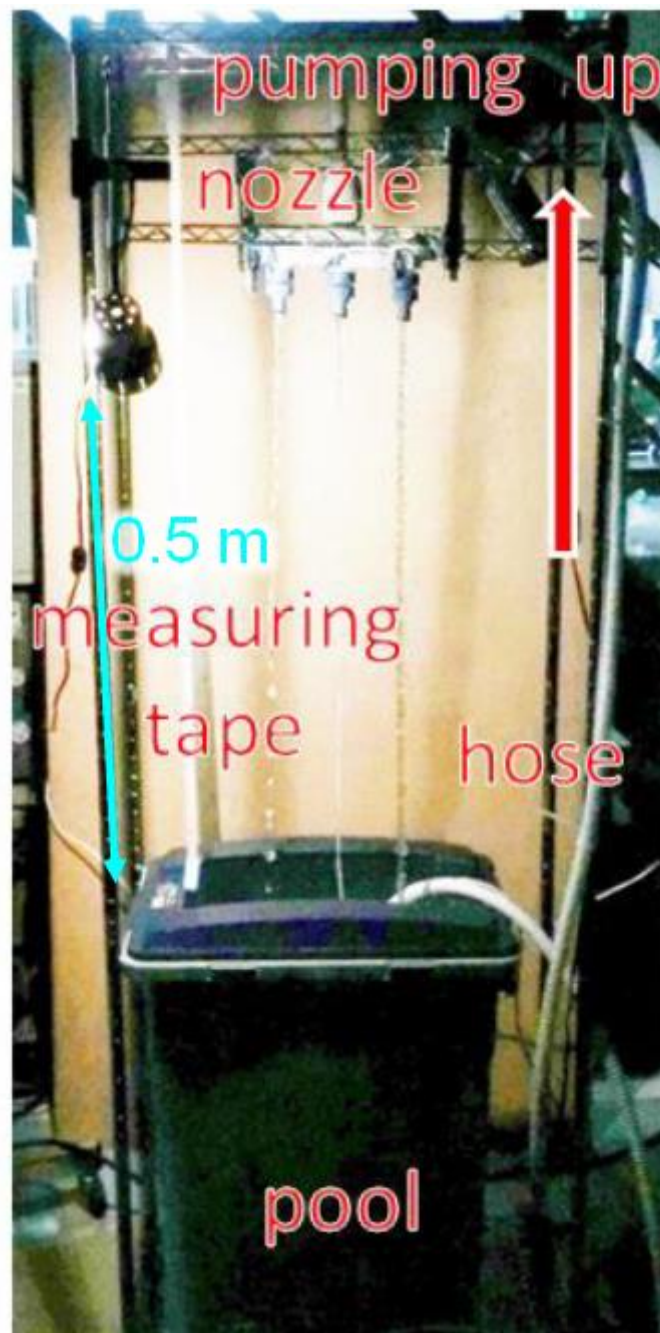


図 2-3 水循環装置の写真(Ref[2-6], Fig.1 より引用)。

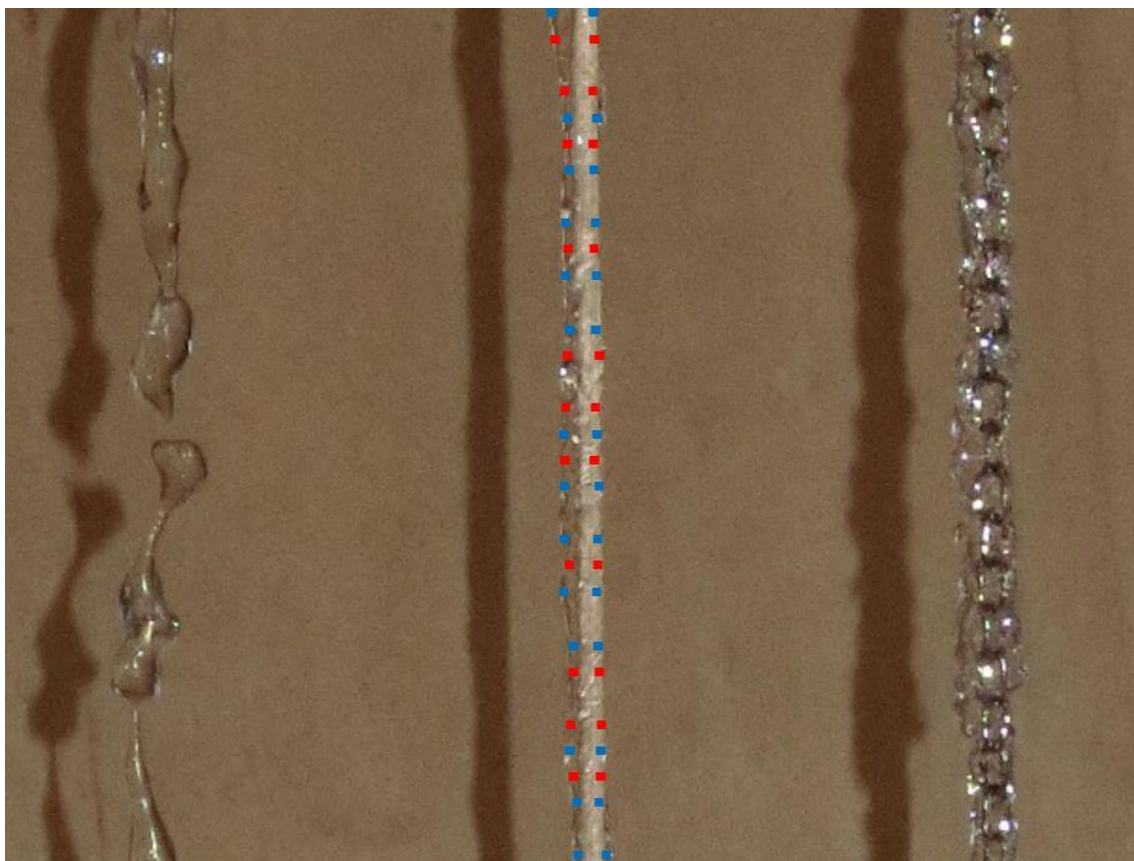


図2-4 噴流の幅の様子。赤と青の点は解析時に幅と座標を求めるために用いた指標であり、色の違いは誤認防止のためのものである。

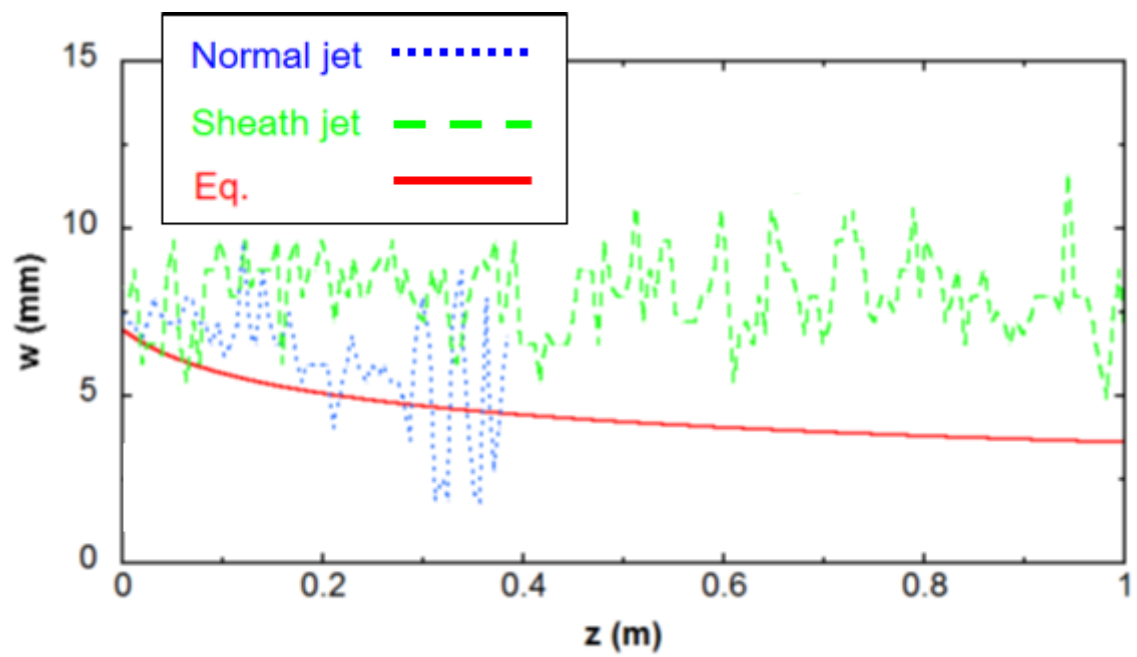


図 2-5 落下距離に対する噴流幅の変動。通常の噴流(点線)、鞘状噴流(破線)、重力加速による理論式 (実線) (Ref[2-6], Fig.3 より引用)。



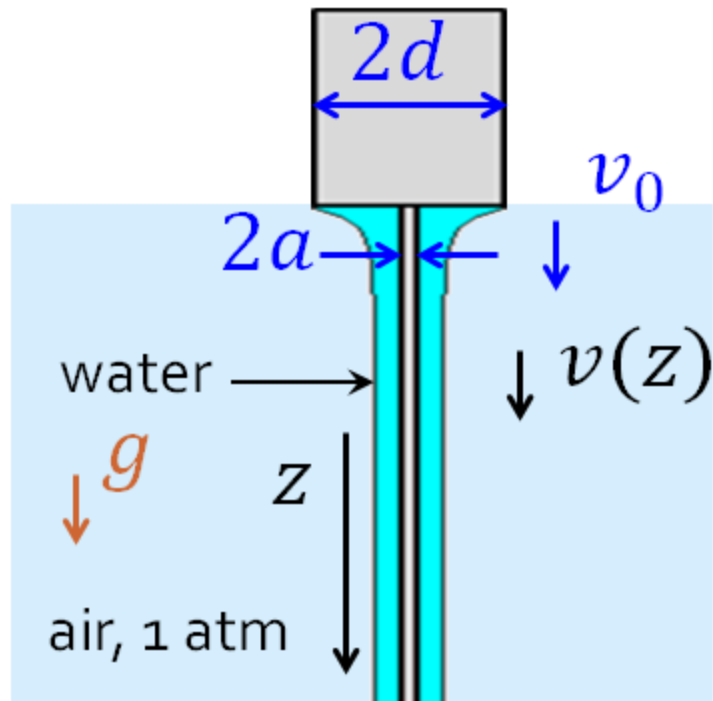


図 2-6 鞘状噴流の ANSYS CFX における計算体系(Ref[2-6], Fig.4 より引用)。

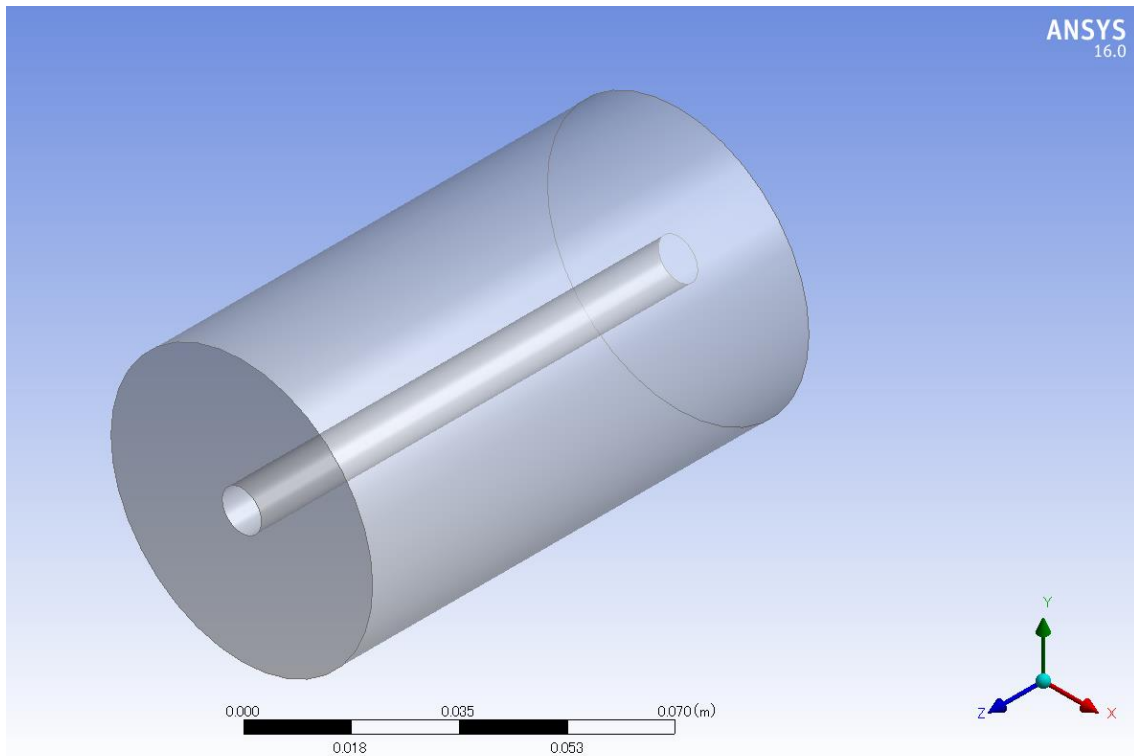


図 2-7 計算領域全体としたジオメトリ。



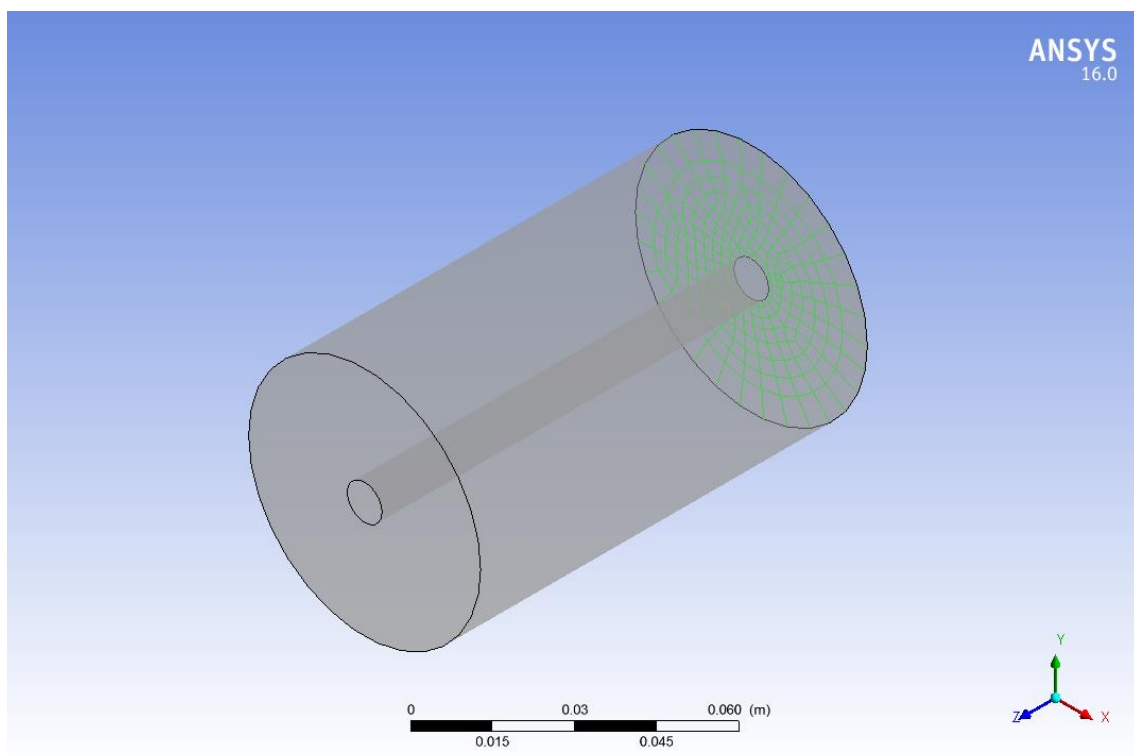


図 2-8 境界条件設定 上底面(流入口)。

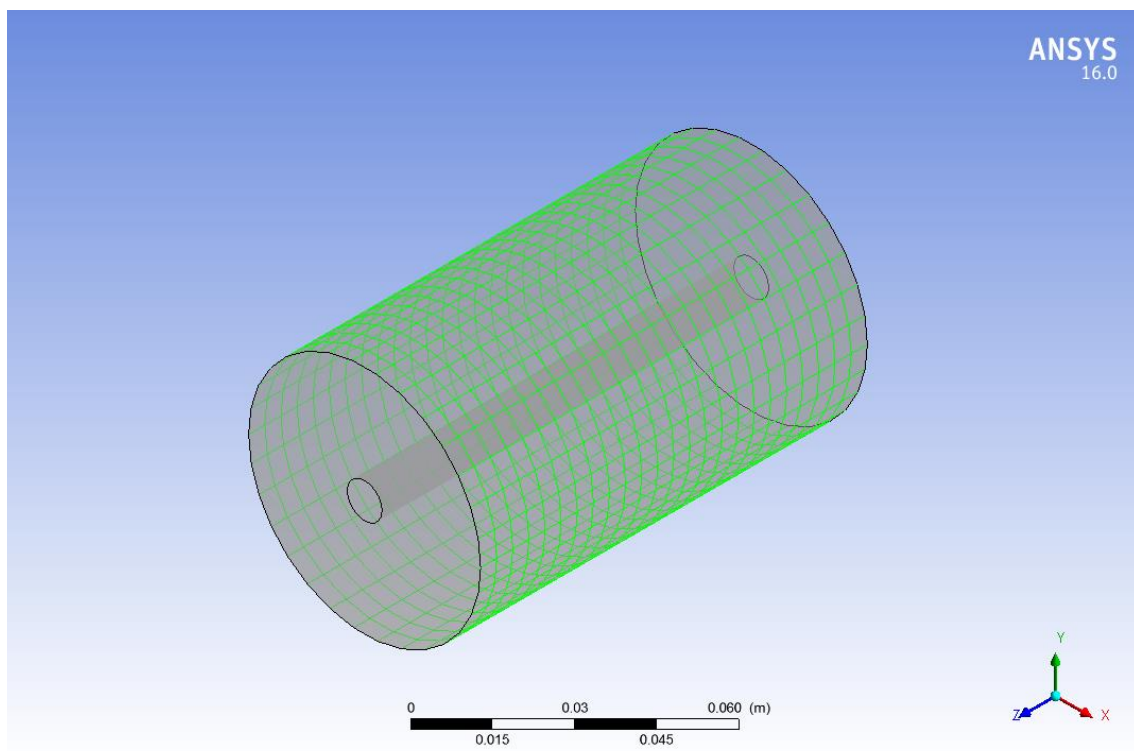


図 2-9 境界条件設定 側面(領域の端)。

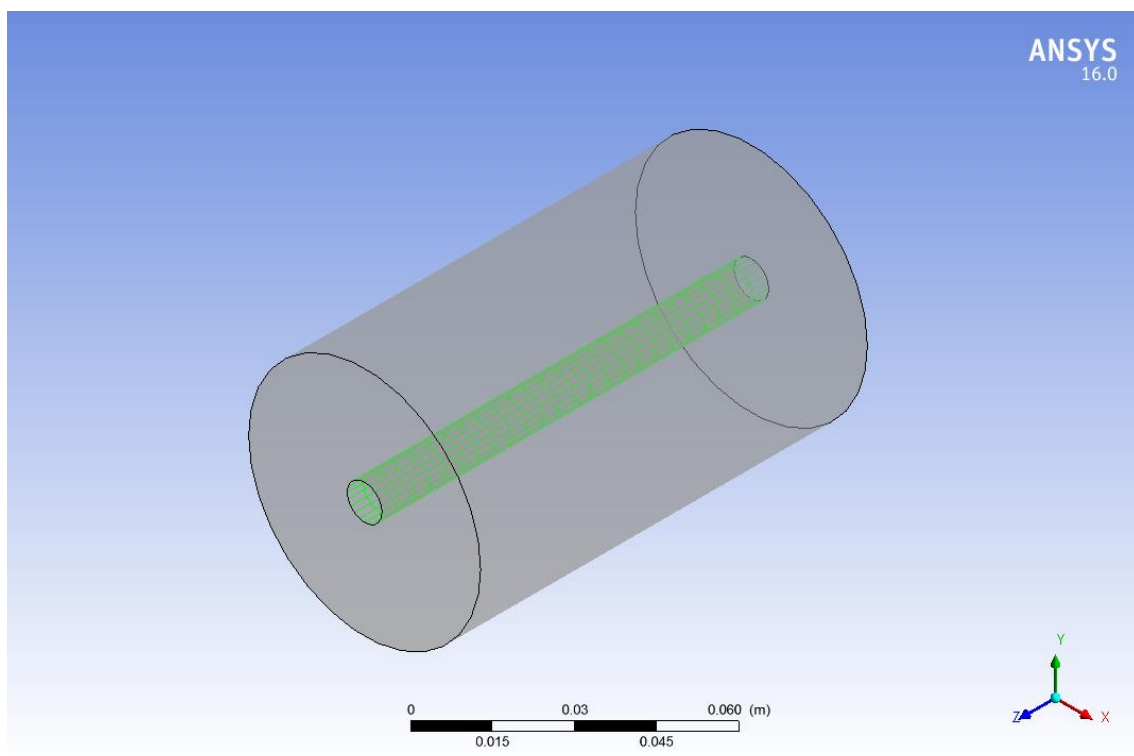


図 2-10 境界条件設定 内側面(内部抵抗と流体との境目)。

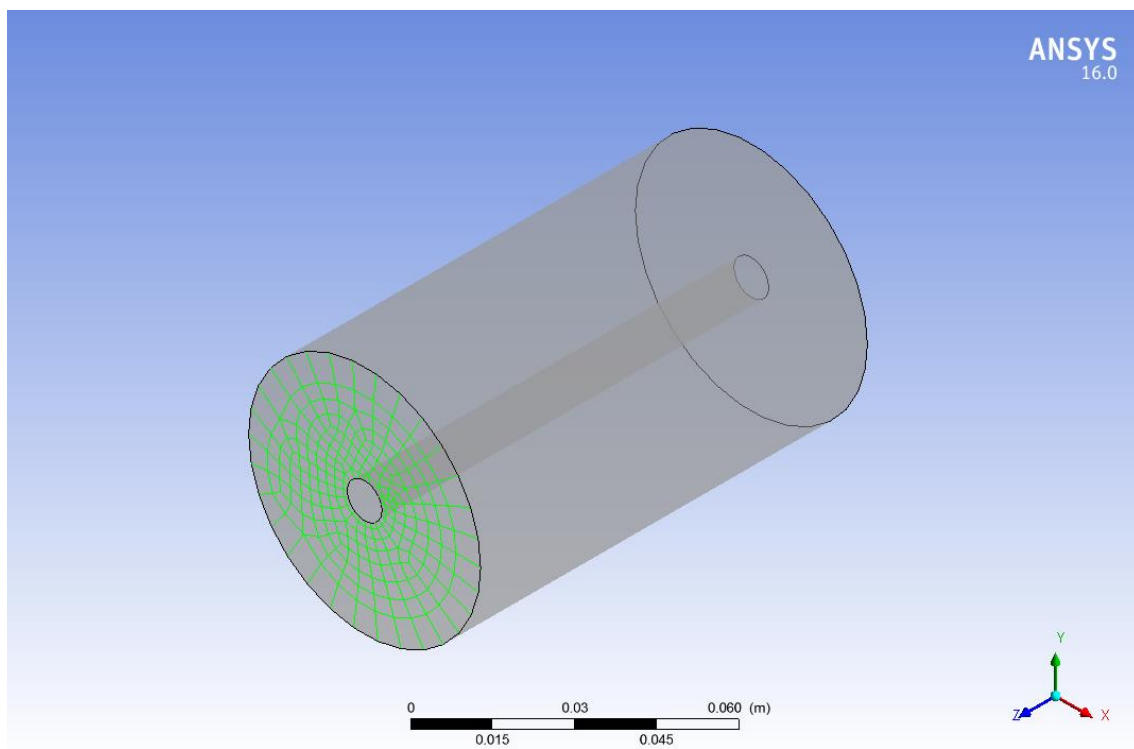


図 2-11 境界条件設定 下底面(流出口)。

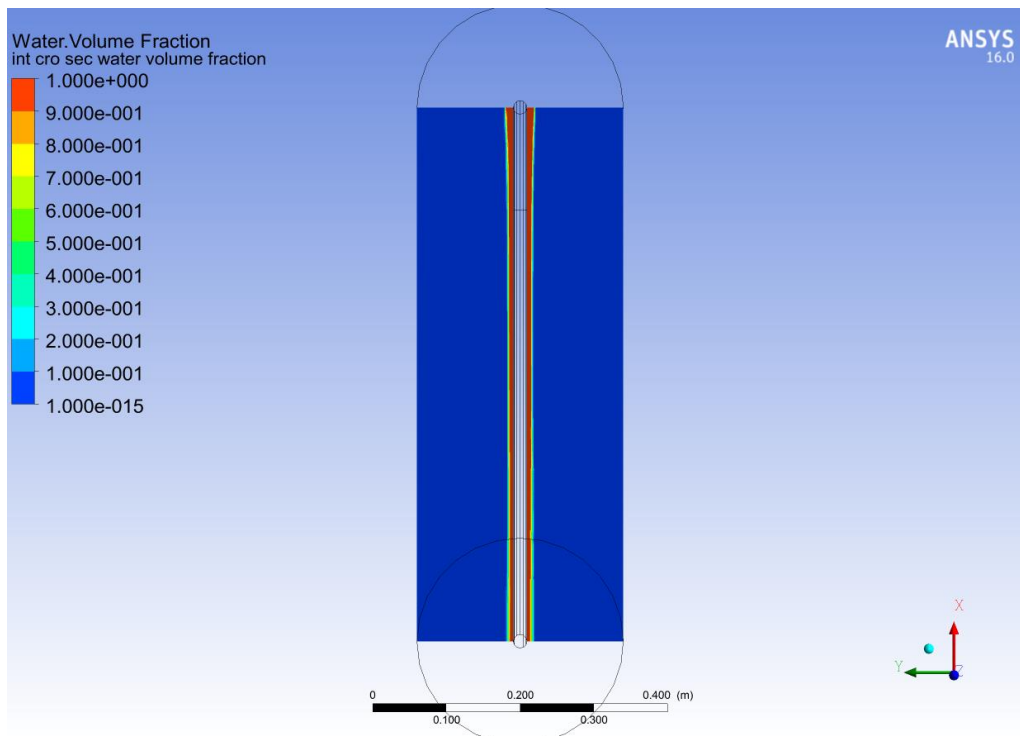


図 2-12 水の体積分率分布(Ref[2-6], Fig.5(a)より引用)。

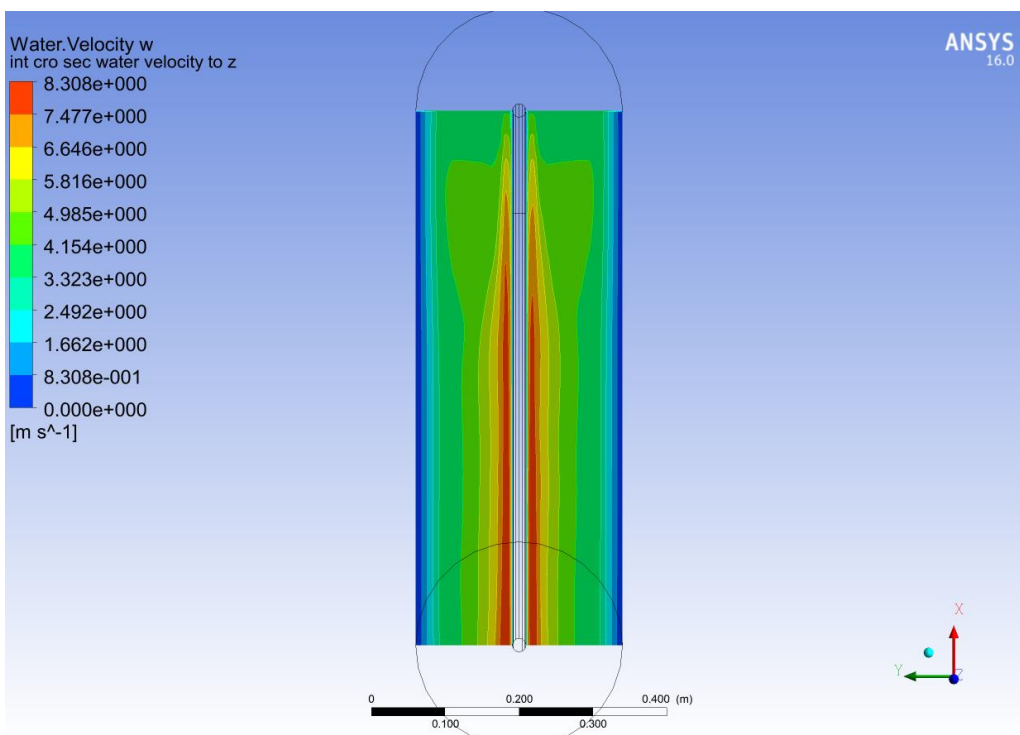


図 2-13 流体の速度分布(Ref[2-6], Fig.5(b)より引用)。

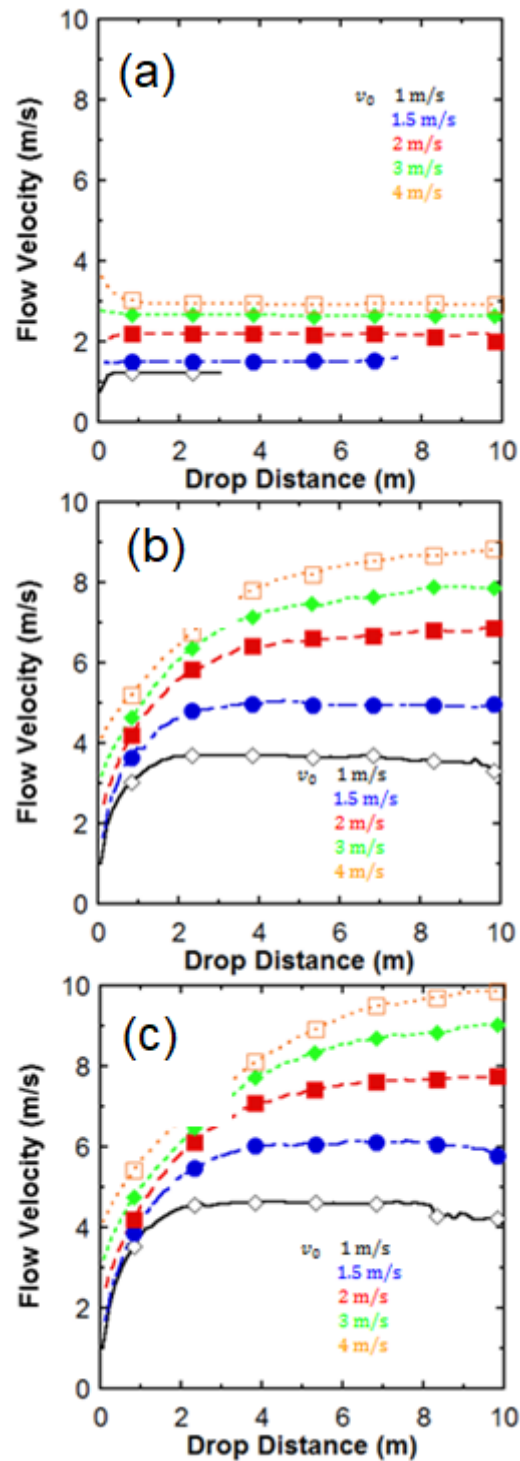


図 2-14 シミュレーション結果の例。図の横軸は落下距離、縦軸は流速を示す。内挿物半径は 8.25 mm で一定とした。ノズル半径は 10.0 mm (a)、24.5 mm (b)、30.0 mm (c) の場合を示した。シンボル及び色は初速度の違いを示す。曲線も含め、全て数値シミュレーションの結果である。異なる色／シンボル／線種は初速度の違いを示す。

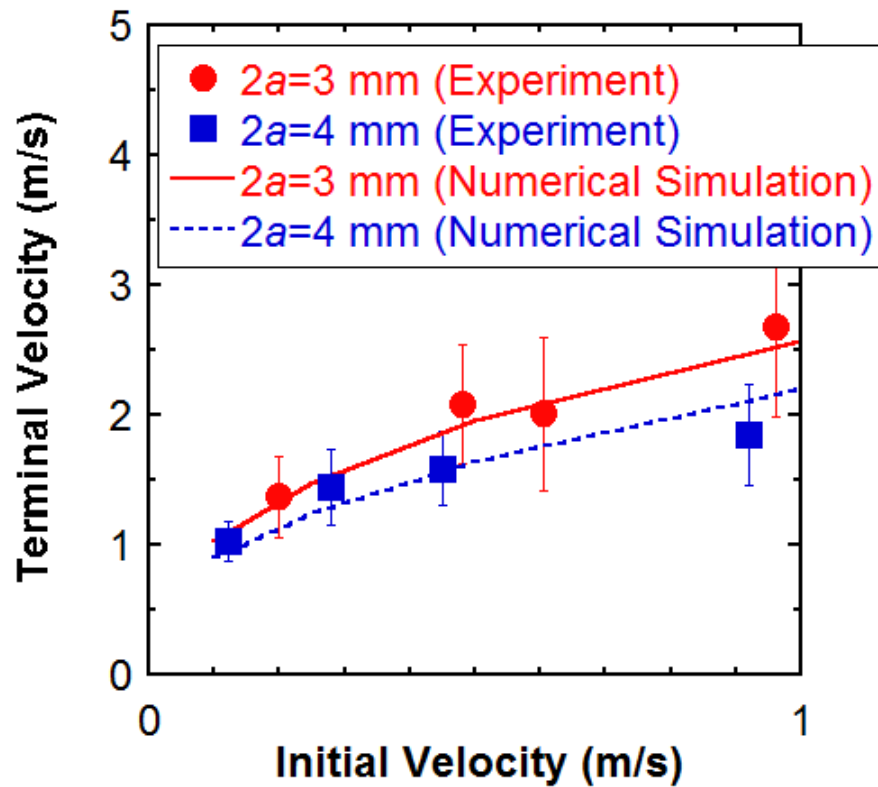
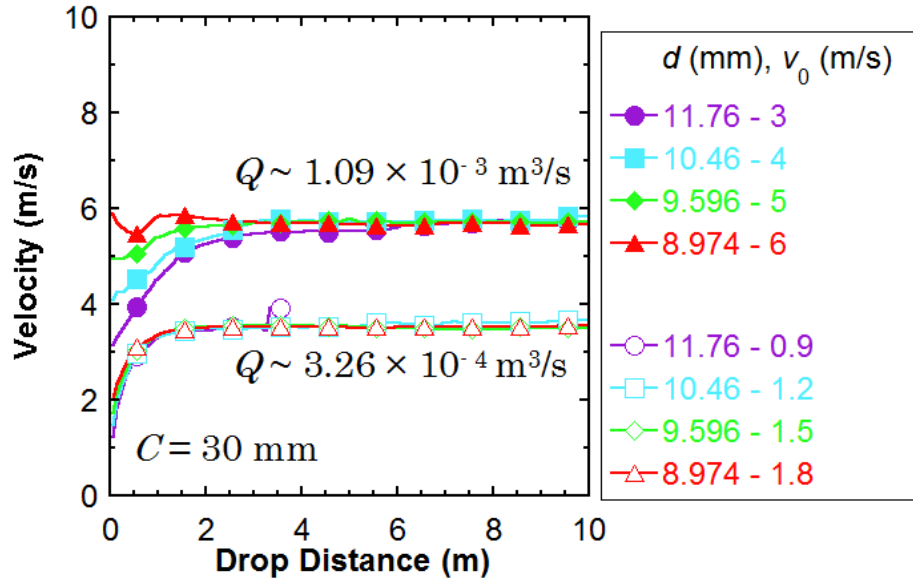


図 2-15 数値計算結果と実験結果の比較。ノズル内径は直径 9 mm、内部抵抗は直径  $2a = 3$  mm、4 mm の円柱 (木製) を用いた。計算結果が実線 (内部抵抗直径  $2a = 3$  mm)、破線 (内部抵抗直径  $2a = 4$  mm) である。実験結果が● (内部抵抗直径  $2a = 3$  mm)、■ (内部抵抗直径  $2a = 4$  mm) である。(Ref[2-6], Fig.6 より引用)。

(a)



(b)

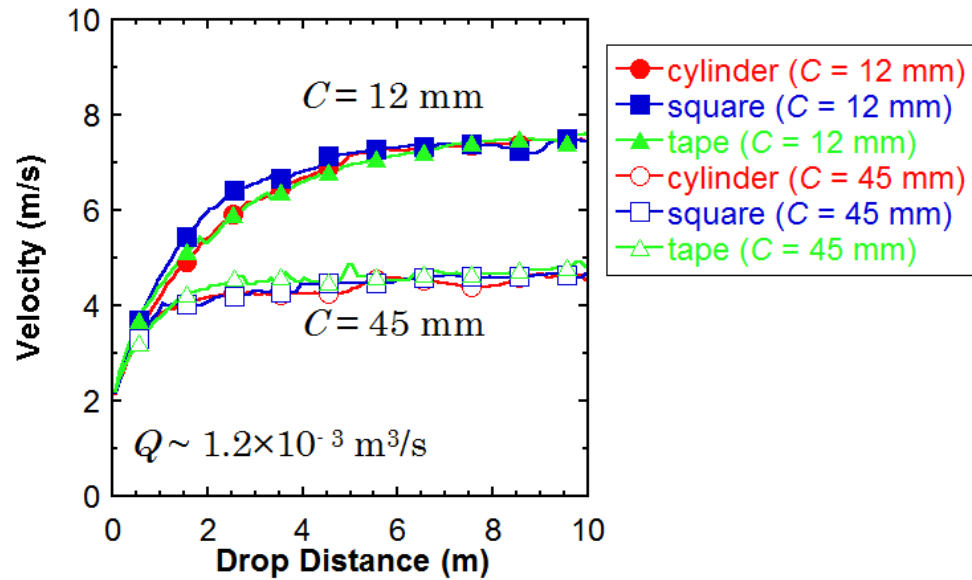


図 2-16 (a)内部抵抗周長  $C$  を一定にし、流量  $Q$  を変化させた場合の計算結果。(b) $Q$  を一定にし、 $C$  を変化させた場合の計算結果(Ref[2-6], Fig.7 より引用)。

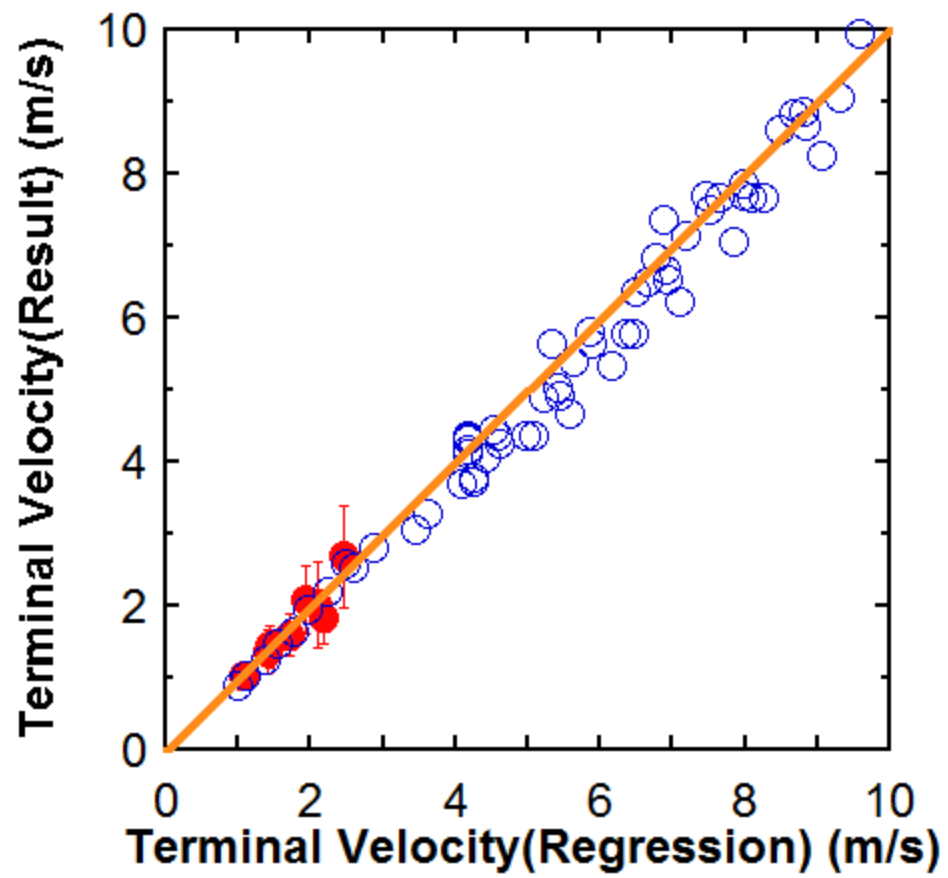


図 2-17 回帰分析結果。実験結果(●シンボル)、数値計算結果(○シンボル) (Ref[2-6], Fig.8 より引用)。

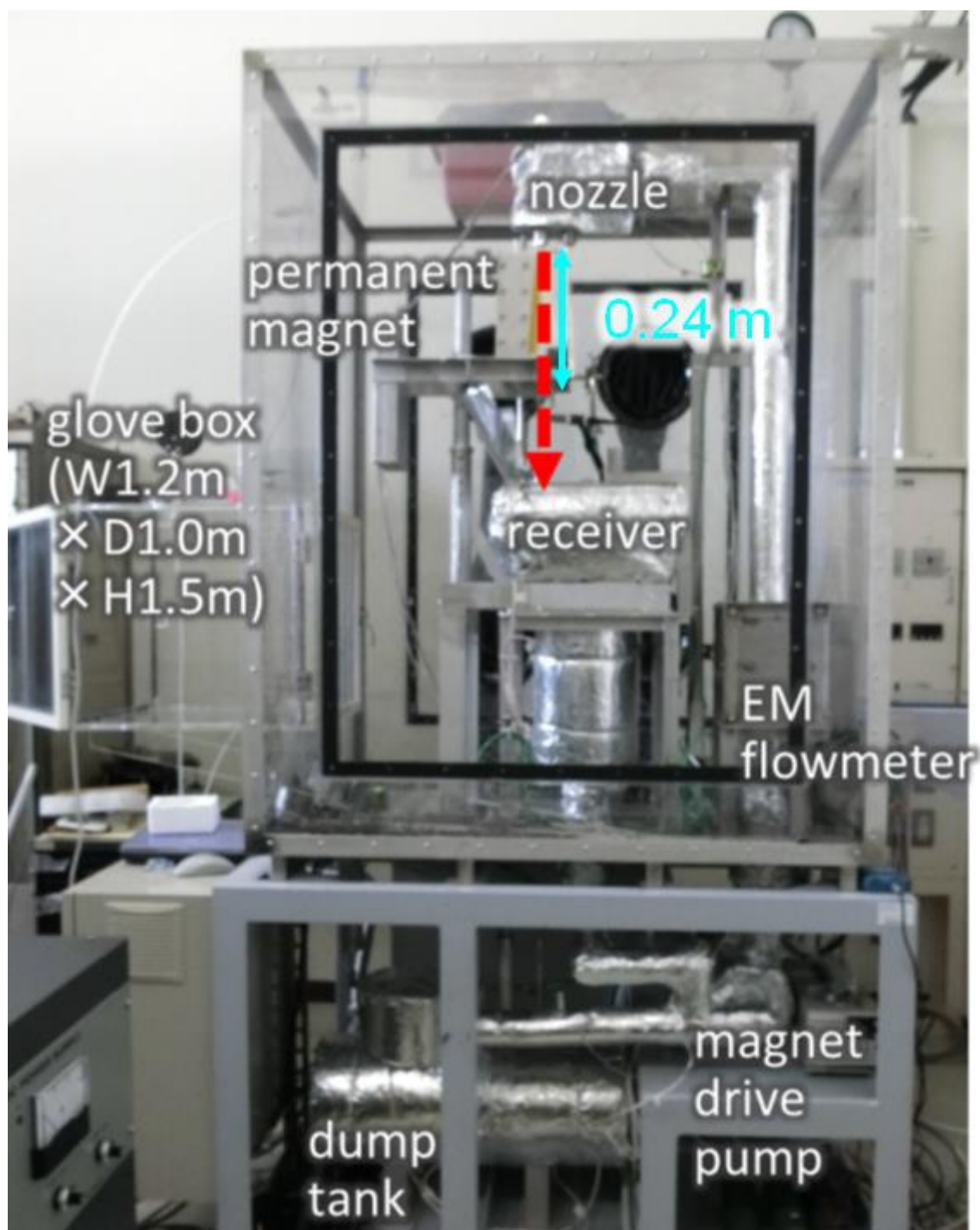


図 2-18 低融点金属循環装置の写真(Ref[2-7], Fig.1 より引用)。



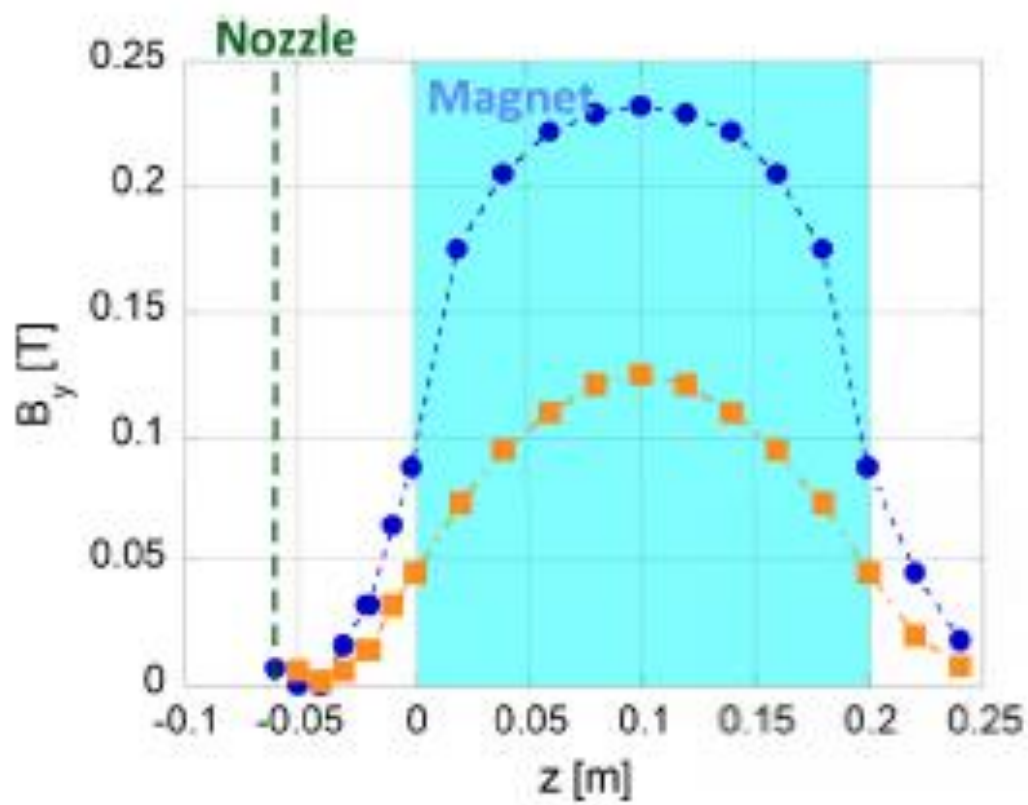


図 2-19 永久磁石の磁場強度分布、●が磁石中央で■が磁石の端の値である (Ref[2-7], Fig.3 より引用)。

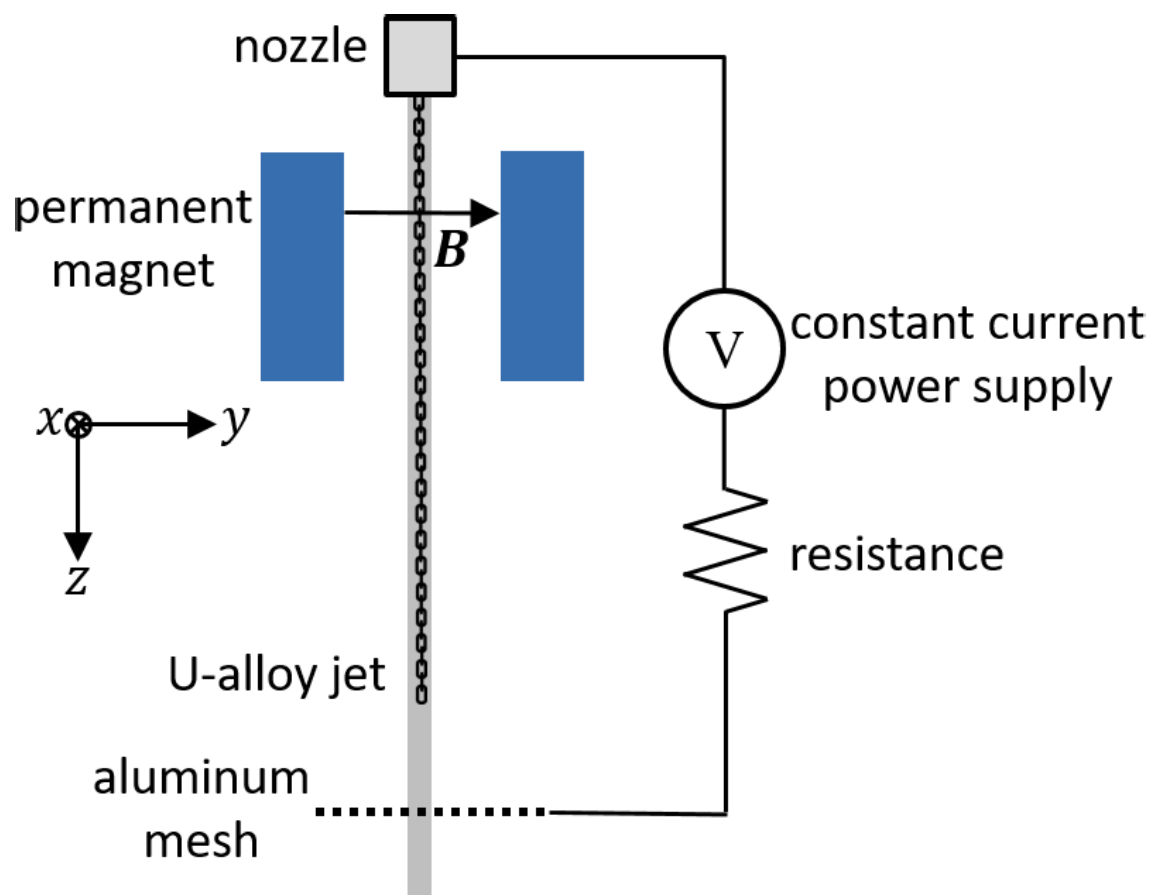


図 2-20 低融点金属循環装置概要(Ref[2-7], Fig.2 より引用)。

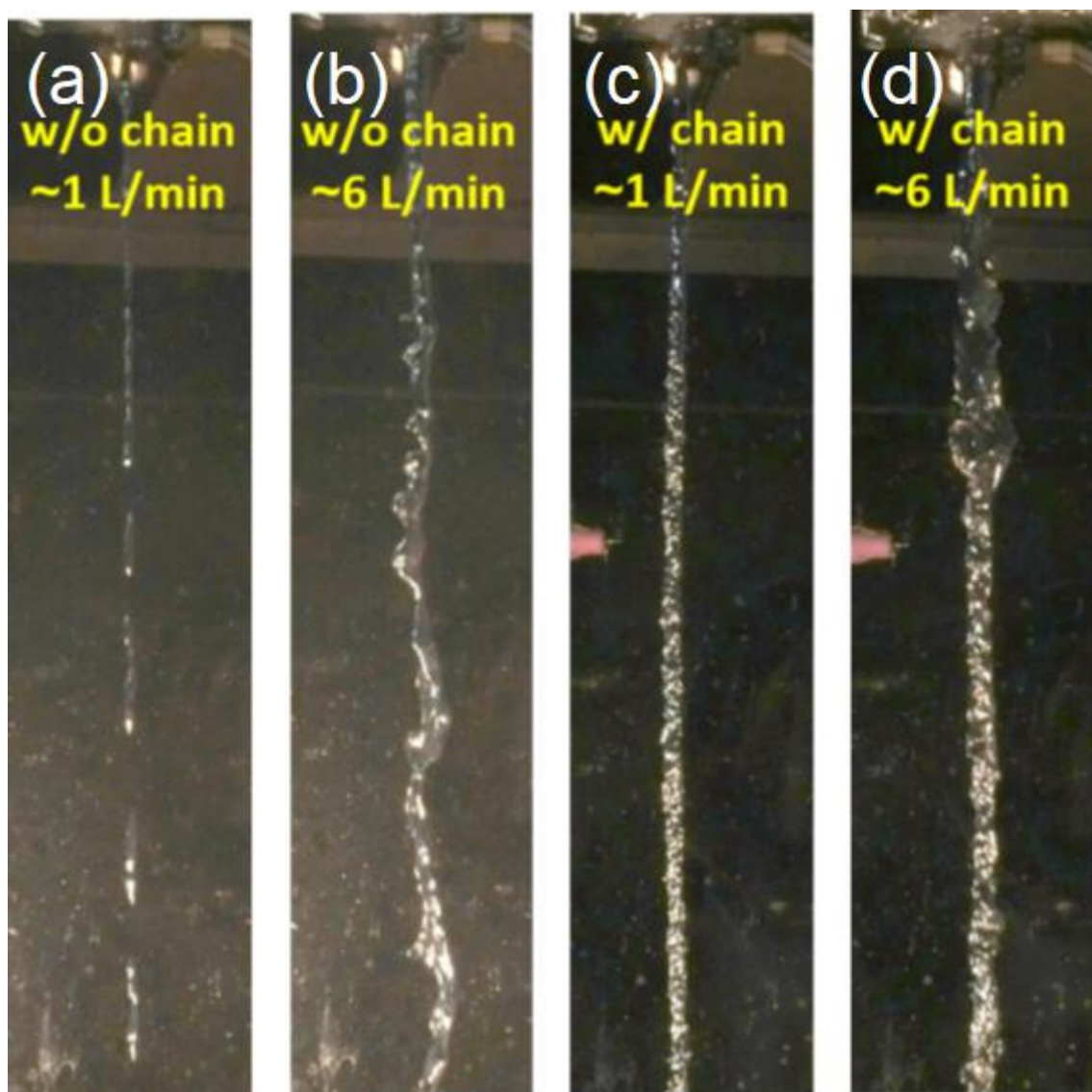


図 2-21 内部抵抗のある状態の液体金属噴流とない状態の比較(Ref[2-7], Fig.4 より引用)。

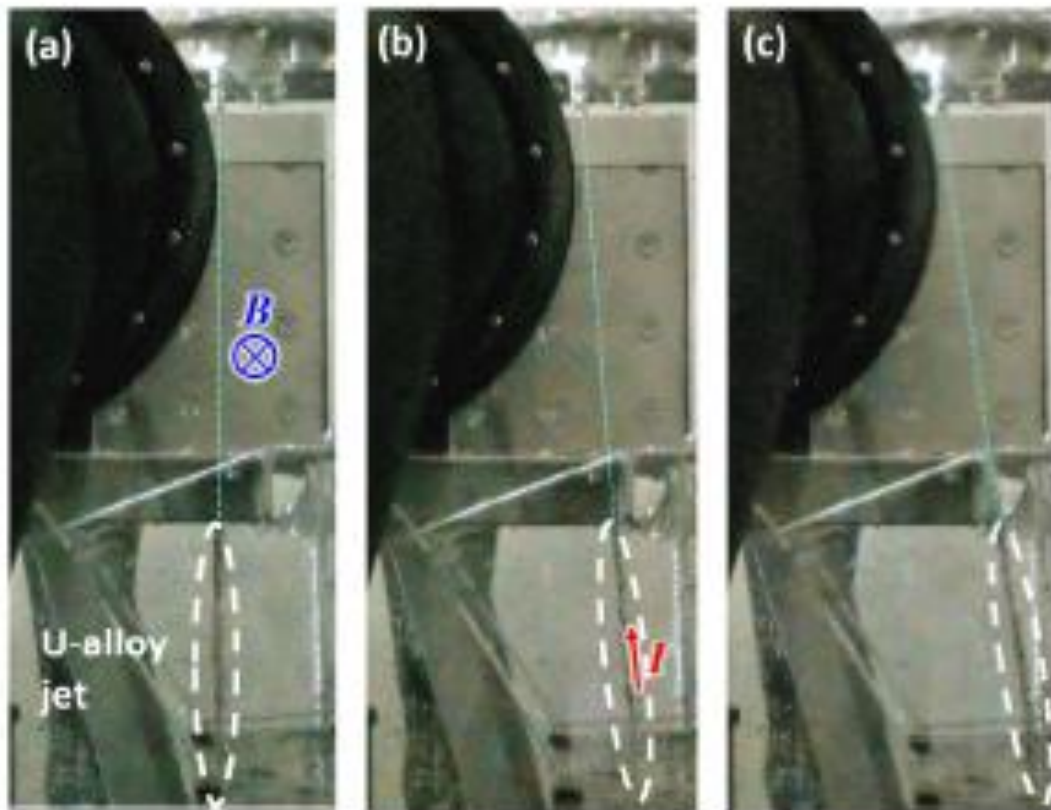


図 2-22 噴流に電流を印加した場合の軌道の変化。(a) : 0 A、(b) : 3 A、(c) : 6 A(Ref[2-7], Fig.5 より引用)。

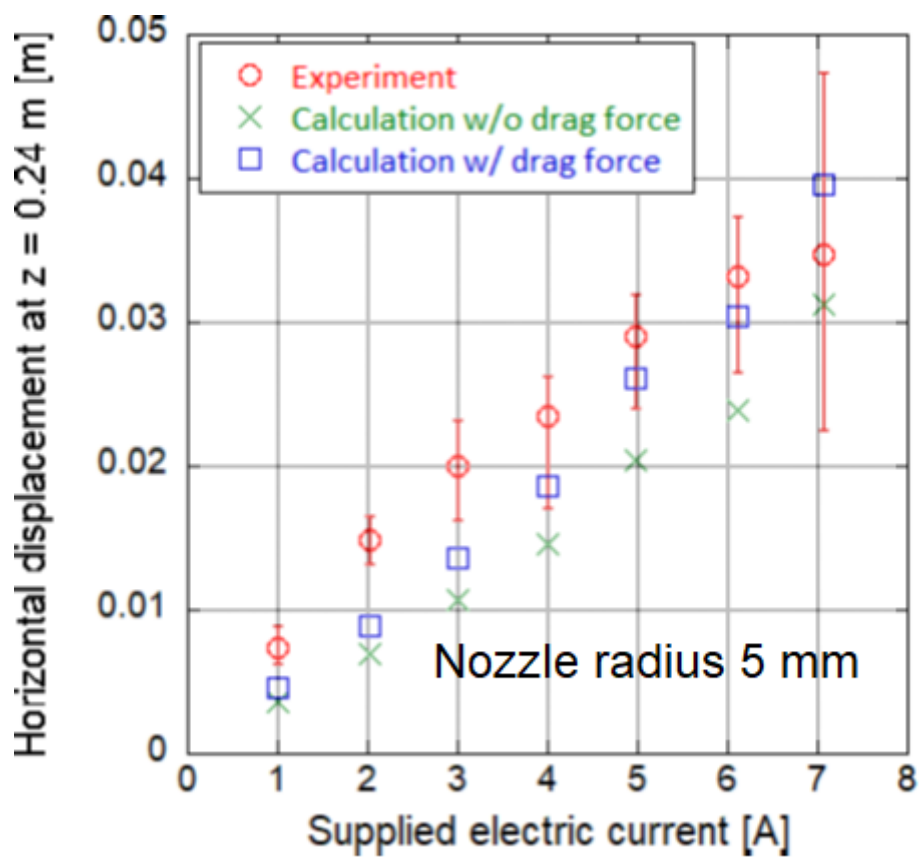


図 2-23 落下距離  $z = 0.24 \text{ m}$  の印加電流に対する噴流の移動距離(Ref[2-7], Fig.6 より引用)。

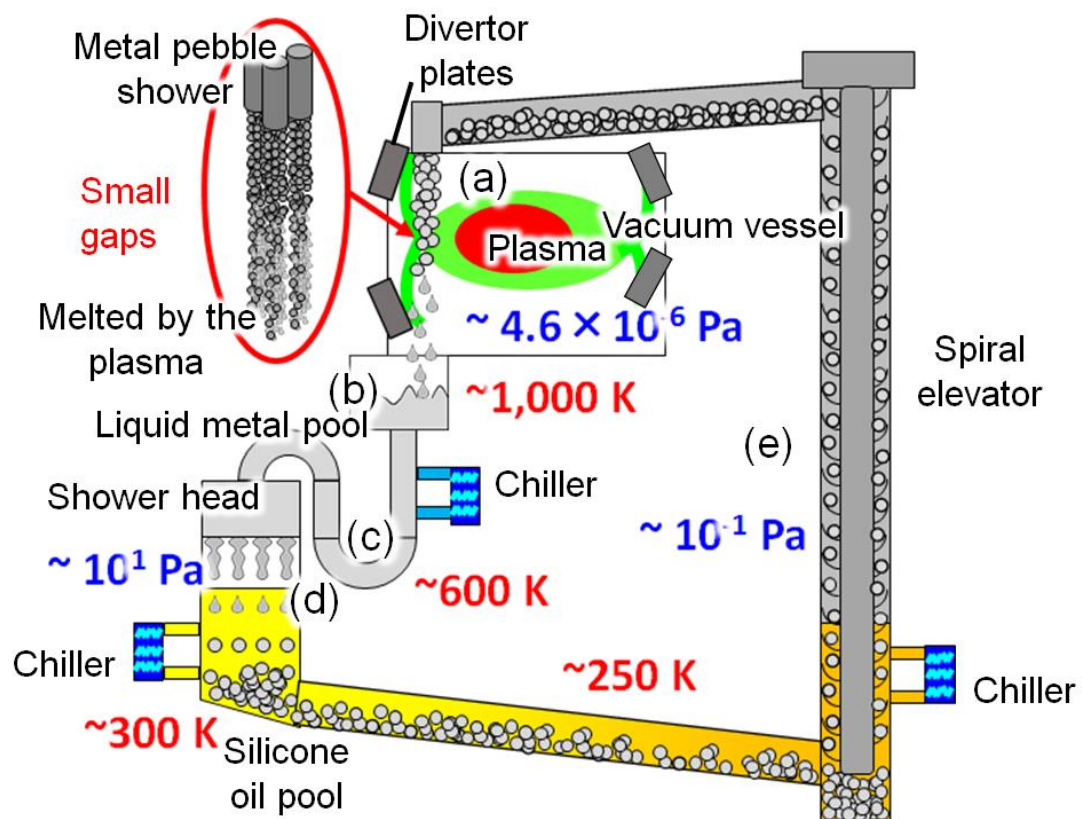


図 2-24 易融金属ペブルダイバータ概念図(Ref[2-13], Fig.1 より引用、一部修正)。

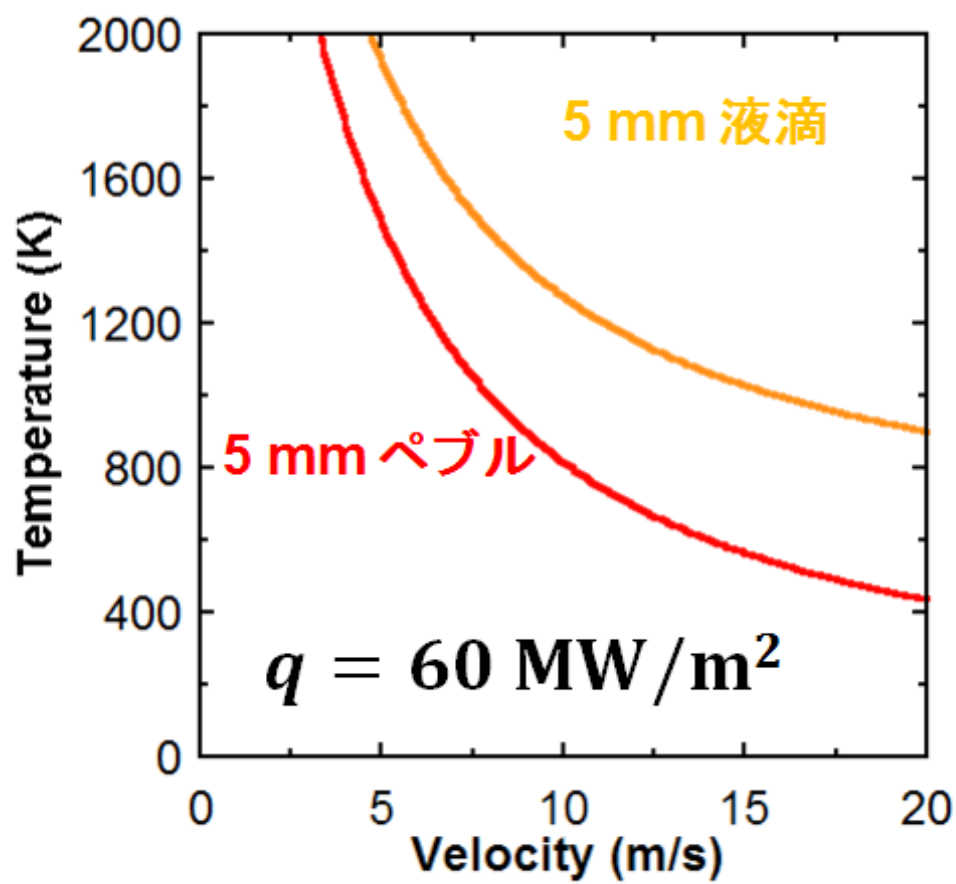


図 2-25 同一径、同一落下速度の液滴とペブルの最終的な平均温度の比較(Ref[2-13], Fig.2 より引用、一部修正)。

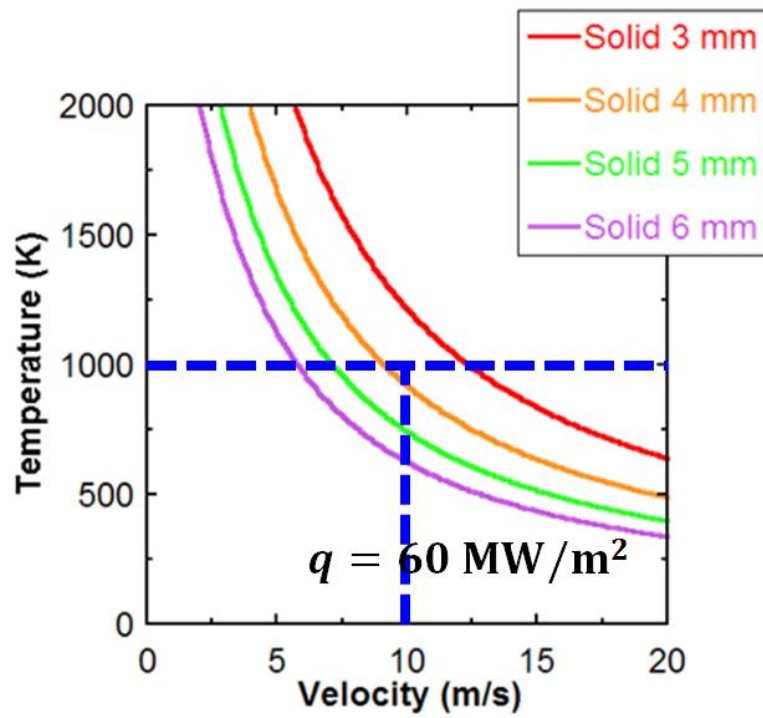


図 2-26 径の異なるペブルの落下速度に対する最終的な平均温度の比較の比較(Ref[2-13], Fig.3 より引用、一部修正)。

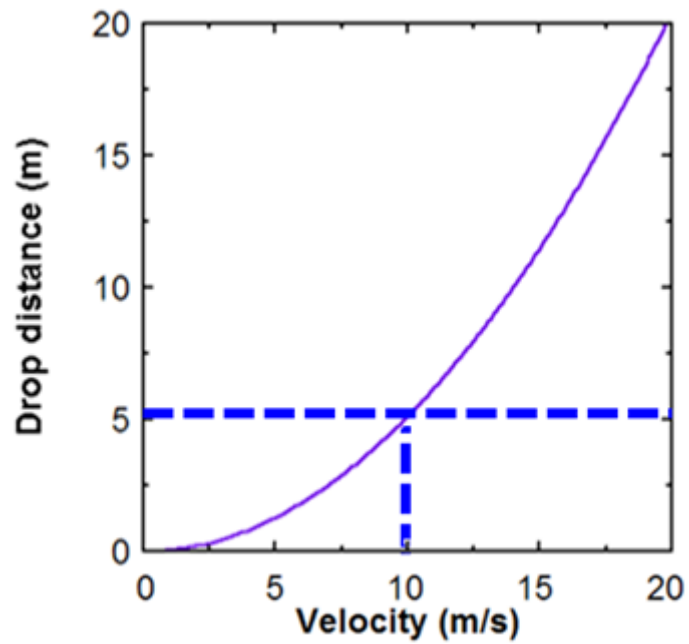


図 2-27 自由落下する物体の落下距離と速度の関係。





### 第3章 易融金属ペブルダイバータの成立性に関わる重要課題

液体スズシャワーダイバータ REVOLVER-D の噴流に働く MHD 効果を解消するため、既存の概念であるペブルダイバータ概念と液体金属シャワー方式を組み合わせた「易融金属ペブルダイバータ」概念を新たに提案した。本章では成立性に関わる特に重要な課題である、大粒径球状ペブルの高速量産手法確立、ペブル流へのプラズマ照射影響の評価、ペブル流による遮蔽率の検証に関して述べる。本章最後では、本章で得られた結果を踏まえた易融金属ペブルダイバータユニットの設計条件について述べる。

### 3.1.大粒径球状金属ペブルの高速量産手法の確立

易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 では、熱負荷によるペブルの融解、ペブルの再生、ペブルの移送プロセスを炉内で完結させる。ペブルの再生は、散弾製造法と同様の手法によって行われる。散弾製造法とは、容器から液体金属の液滴を冷媒に連続落下させ、冷媒によって液滴を冷やして凝固し、金属の粒を量産するという方法である[3-7]。この手法でペブルの量産は可能だが、条件によっては、製造されるペブルが扁平形状となる。扁平形状となった場合、ダイバータターゲットとして働く際に、プラズマの当たる角度によって耐熱負荷にばらつきが生じる。このため、ペブル形状は球状であることが望ましい。本節では、散弾製造法による大粒径 (FFHR-c1 を考慮した直径 5 mm) 球状 (アスペクト比 0.8 以上)ペブルの高速量産を目標として行った実験の結果について示す。実験では低融点金属 U-alloy78 とシリコンオイルを用いて散弾製造法によるペブル製造を行い、製造したペブルのアスペクト比とシリコンオイルの動粘度の関係を調べた。

#### 3.1.1. 高動粘度冷媒使用によるウェーバー数の減少

落下する雨粒は、図 3-1-1 のように粒径の増大に伴い扁平形状になり[3-1-1]、臨界ウェーバー数を超えると分裂する[3-1-2, 3-1-3]。これと同じ現象がペブル製造過程の冷媒中を落下する金属液滴においても発生するため、耐熱負荷性能の高い大粒径の球状ペブルを製造するためには、この変形を抑える工夫が必要である。液滴の変形を考える上では、慣性力と表面張力の比であるウェーバー数  $We = \rho_p d v^2 / \sigma$  が重要なパラメータとなる。ここで、 $\rho_p$  は液滴の密度、 $d$  は代表長 (ここでは液滴の直径)、 $v$  は液滴の移動速度、 $\sigma$  は液滴の表面張力である。ここでは直径 5 mm のスズペブルの製造を目的としているため、これらのうち液滴の密度  $\rho_p$ 、液滴の直径  $d$ 、液滴の表面張力  $\sigma$  は一定となる。従って、ウェーバー数を変化させる場合、液滴の沈降速度を変化させる必要が有る。

密度  $\rho_f$  の流体中を速度  $v$  で落下する直径  $d$ 、密度  $\rho_p$  の粒子に働く力を表す式を以下に示す。 $F_g$  は重力、 $F_r$  は抵抗力、 $F_b$  は浮力である。

$$\frac{1}{6} \pi d^3 \rho_p \frac{d^2 z}{dt^2} = F_g - F_r - F_b \dots (3.1.1)$$

$$F_g = \frac{1}{6} \pi d^3 \rho_p g \dots (3.1.2)$$

$$F_r = C_d \frac{\pi d^2}{4} \rho_f \frac{v^2}{2} \dots (3.1.3)$$

$$F_b = \frac{1}{6} \pi d^3 \rho_f g \dots (3.1.4)$$

$C_d$ は抵抗係数であり、レイノルズ数によって以下のように変化する。

$$C_d = \frac{24}{Re} (Re < 2) \dots (3.1.5)$$

$$C_d = \frac{10}{\sqrt{Re}} (2 < Re < 500) \dots (3.1.6)$$

ここで、レイノルズ数は、流体の動粘度を $\nu_f$ 、代表長さを粒子直径 $d$ 、とすると、

$$Re = \frac{vd}{\nu_f} \dots (3.1.7)$$

である。(3.1.3)、(3.1.5)、(3.1.7)式より、

$$F_r = 3\pi d\nu_f\rho_f v (Re < 2) \dots (3.1.8)$$

(3.1.3)、(3.1.6)、(3.1.7)式より、

$$F_r = \frac{5}{4} \nu_f^{\frac{1}{2}} \pi d^{\frac{3}{2}} \rho_f v^{\frac{3}{2}} (2 < Re < 500) \dots (3.1.9)$$

となる。ここで、(3.1.1)式に関して、働く力が釣り合い終端速度 $v_t$  となっている場合、(3.1.1)、(3.1.2)、(3.1.4)、(3.1.8)式を $v_t$ について解くと、

$$v_t = \frac{d^2 g}{18} \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) \frac{1}{\nu_f} (Re < 2) \dots (3.1.10)$$

同様に(3.1.1)、(3.1.2)、(3.1.4)、(3.1.9)式を $v_t$ について解くと、

$$v_t = \left( \frac{5}{24} d^{\frac{3}{2}} g \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) \right)^{\frac{2}{3}} \frac{1}{\nu_f^{\frac{1}{3}}} (2 < Re < 500) \dots (3.1.11)$$

となる。式(3.1.10)がストークスの式、式(4.11)がアレンの式である。式(3.1.10)、(3.1.11)で求められた終端速度を用いて液滴のウェーバー数を求めると、

$$We = \frac{\rho_p}{\sigma} \left( \frac{g}{18} \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) \right)^2 \frac{d^5}{\nu_f^2} (Re < 2) \dots (3.1.12)$$

$$We = \frac{\rho_p}{\sigma} \left( \frac{5}{24} g \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) \right)^{\frac{4}{3}} \frac{d^3}{\nu_f^{\frac{2}{3}}} (2 < Re < 500) \dots (3.1.13)$$

となる。ここで、ウェーバー数が小さいほど表面張力の割合は大きくなるため、液滴は球状に近づくと考えられる。どちらのレイノルズ数の場合でも液滴のウェーバー数は、周囲流体の動粘度を上昇させることで減少させることが可能である。

実際の核融合炉では、冷媒には珪素、酸素、水素から成るシリコーンオイルを用いることが検討されている。シリコーンオイルは引火点 300℃以上とスズの融点 230℃を上回っているため、安全に使用できる。また、毒性も無く、化学的に安定であり、腐食性が低く、電気絶縁性が低いといった利点もある。市販のシリコーンオイルには様々な動粘度のものがあり、これらを配合することで、0.65~1,000,000 mm<sup>2</sup>/s と幅広い動粘度の種類のもので作製することが可能である。また密度は動粘度に関わらず一定に近い[4-4]。このため、設計に適切なシリコーンオイルを動粘度のパラメータのみで選定可能である。本章で述べる実験においても、動粘度が 50~1,000 mm<sup>2</sup>/s の範囲のシリコーンオイル 5 種類を冷媒に用いた。使用したシリコーンオイルの動粘度、密度を表 3-1-1 に示す[4-4]。

表 3-1-1 使用したシリコーンオイルの動粘度と密度[3-1-4]

動粘度 mm <sup>2</sup> /s	密度 kg/m <sup>3</sup>
50	960
100	965
300	970
500	970
1,000	970

### 3.1.2 低融点合金 U-alloy78 を使用したペブル製造実験

液体金属 U-alloy78 の液滴をシリコーンオイル内に滴下する実験を行った。実際の核融合炉ではスズを用いるが、本実験では、より融点が低い実験が容易な U-alloy78 を用いた。凝固する金属液滴の周囲冷媒の動粘度に関する依存性を調べ、球状のペブルが製造可能であることを確立することであるため、U-alloy78 を用いても目的を達成することができる。の実験装置は、液体金属滴下部と冷却用のシリコーンオイル槽から構成され、滴下部は液体金属の導入部分兼液貯めとなる、アルミニウム漏斗、圧力損失増大用アルミニウムパイプ、液滴噴出用ノズルから構成され、これらはリボンヒータによって加熱する。シリコーンオイル槽は四角柱透明塩化ビニル管の片側を塞いで作製し、余分なシリコーンオイルを

排出するためのパイプと鎖を取り付けた。図 3-1-2 に実験装置の写真、図 3-1-3 に実験装置の概要を示す。液体金属導入部は図 3-1-4 のような形状になっており、アルミニウム漏斗、圧力損失増大用アルミニウムパイプはシリコーン樹脂で作られたバスボンドで接続した。表 3-1-2 にバスボンドの商品情報を示す。

表 3-1-2 バスボンドの商品情報

商品名	バスボンド Q
使用温度範囲	-40 °C ~ 150 °C
成分	シリコーン樹脂
会社名	コニシ株式会社
JAN コード	4901490 048892

漏斗部分に液体の U-alloy78 を注ぎ、螺旋状に巻かれたアルミニウムパイプを通じて、ノズル部分から滴下する。図 3-1-4 の液体金属導入部は、実験の際には周囲をリボンヒータで加熱して配管中の U-alloy78 の凝固を防いでいる。また、大粒径液滴を滴下するためにはノズル先端部分は液体金属に濡れやすい物質である必要がある。U-alloy78 のアルミニウムに対する濡れ性は悪いため、濡れ性の良いバスボンドでコーティングを施した。また、アルミパイプの内径が 0.6 mm 、 2 mm、3 mm の 3 種のものを作製した。

アルミニウムパイプが螺旋状に巻かれている理由は圧力損失を増大させ流量を絞ることによって液滴の状態での U-alloy78 を滴下するためである。管内径  $d_p = 2 \text{ mm}$  のパイプで直径  $d = 5 \text{ mm}$  のペブルを  $f = 3 \text{ Hz}$  で製造する場合、必要な体積流量  $Q$  は、管内平均流速  $v_{\text{pipe}}$  とすると、

$$Q = \frac{\pi}{4} d_p^2 v_{\text{pipe}} = \frac{\pi}{6} d^3 f \dots (3.1.12)$$

これを  $v_{\text{pipe}}$  について解くと、

$$v_{\text{pipe}} = 0.0625 \text{ m/s} \dots (3.1.13)$$

となる。ダルシー・ワイズバッハの式を用いると、満水時の円管内定常流の管壁による損失水頭  $h_f$  は摩擦損失係数  $f$ 、配管長  $L$ 、管内平均流速  $v_{\text{pipe}}$ 、管内径  $d_p$  を用いてのよう表せる。

$$h_f = f \frac{L v_{\text{pipe}}^2}{2 g d_p} \dots (3.1.14)$$

なお、この場合のレイノルズ数 $Re$ は、U-alloy78 の動粘度 $\nu_{\text{metal}} = 0.24 \text{ mm}^2/\text{s}$  から $Re = v_{\text{pipe}} d_p / \nu_{\text{metal}} = 0.0625 \times 0.002 / 0.24 \times 10^{-6} = 521$ となり、 $Re < 2000$ なので、 $f = 64/Re$ を用いる。ここで、液滴の噴出するノズル部分において、液体の圧力 $p_l$ と圧力損失 $\Delta p$ が釣り合っている場合、

$$p_l = \Delta p = \rho g h$$

$$\Delta p = \rho g h_f = \rho g f \frac{L v_{\text{pipe}}^2}{2 g d_p}$$

$$\rho g h = \rho g \frac{64}{v_{\text{pipe}} d_p / \nu_{\text{metal}}} \frac{L v_{\text{pipe}}^2}{2 g d_p}$$

$$\frac{h}{L} = \frac{32 \nu_{\text{metal}} v_{\text{pipe}}}{g d_p^2} = 0.012 \dots (3.1.15)$$

の関係が得られる。これは、配管全体の長さに対し、ノズルから液面までの鉛直距離が1.2 %であれば、設定した条件で液滴が出続けることを示す。本実験では図 3-1-4 のようにパイプを巻くことで、配管長に対するノズルから液面までの鉛直距離を短くしてこの条件を満たしている。

シリコーンオイル槽は、凝固の様子を可視化するため、透明かつ断面が正方形形状の塩化ビニル管を用いた。また確実に凝固させるために十分な液深を確保しつつ、シリコーンオイルの種類を変える際に作業がしやすくなるよう、断面は内側一辺 42 mm、高さが 1.5 m のものを選択した。金属液滴がシリコーンオイル内に落下しても液面位置が変わらないよう、余分なシリコーンオイルは排出用パイプからガイドの鎖を伝って排出し、下に設置されている容器で回収する。

実験手順を述べる。装置を固定し、リボンヒータで液体金属導入部を 130°Cまで加熱する。120°Cに加熱し融かした U-alloy78 を漏斗に入れ、液滴がシリコーンオイル内に落下するのを待つ。製造したペブルを回収し、シリコーンオイルを別の動粘度のものに交換する。この一連の工程を、ペブル形状の冷媒動粘度依存性を調べるために、各シリコーンオイル動粘度(50、100、300、500、1,000 mm<sup>2</sup>/s)、各パイプ径(0.6、2 mm)ごとに行った。これらの結果より、球状かつ大粒径のペブルの製造が可能であると予測された、動粘度 500、1000 mm<sup>2</sup>/s のシリコーンオイル、内径 3 mm のパイプを用いて実際に製造を行った。製造されたペブルは、図 3-1-1 の雨粒のように丸みを帯びた山のような形となった。ここで、山となっている方向を高さ、その方向に垂直な方向の最大値を幅として記録した。また、重量を記録した。製造したペブルを再び同一のシリコーンオイルに落とし、落下速度を計測した。

### 3.1.3. ペブル製造実験結果

製造したペブルについて、ノズル内径 0.6 mm、2 mm の場合に関して高さを縦軸、幅を横軸としてプロットしたものを図 3-1-5 に示す。右肩上がりの実線はアスペクト比が 1 であることを示す。また、右肩下がりの実線は、左側がノズル内径 0.6 mm の装置から作ったペブル、右側がノズル内径 2 mm の装置から作ったペブルを示す。いずれの大きさのペブルの場合も、動粘度が高くなるにつれてアスペクト比が上昇することがわかった。また、動粘度 500 mm<sup>2</sup>/s 以上のシリコーンオイルを用いることで、目標としていた直径 5 mm 程度、アスペクト比 0.8 以上のペブル製造にも成功した。一例を図 3-1-6 に示す。また、製造したペブルのシリコーンオイル中の落下速度は、図 3-1-7 の通り、ストークスの式、アレンの式によって予測される速度とよく一致した。製造したペブルに関して、落下中のレイノルズ数とアスペクト比の関係を調べると、図 3-1-8 の通りとなり、レイノルズ数が 3 未満のときにアスペクト比が 0.8 以上となることがわかった。U-alloy78 の表面張力をスズと同じ 0.544kg/s<sup>2</sup> と仮定し、ウェーバー数でまとめたものを、図 3-1-9 に示す。これより、ウェーバー数が 5 未満のときにアスペクト比 0.8 以上となることがわかった。以上のように、直径 5 mm 程度の大粒径ペブル製造に成功し、レイノルズ数、ウェーバー数に関する条件が明らかになった。

アスペクト比が 1 以上のペブルができた理由は、U-alloy78 液滴とシリコーンオイルの温度にあると考えている。図 3-1-5 において、高動粘度の場合にアスペクト比が 1 以上となることがあった。液滴はシリコーンオイルに落下した後に表面張力と抵抗力によって形状変化した後に凝固するが、ノズルから液滴が落下した直後の形は雫型に近い形でありアスペクト比は 1 以上である。これが着水直後に凝固する場合はアスペクト比が 1 以上となると考えられる。シリコーンオイルの温度が低い場合は液滴とシリコーンオイルの温度勾配が高くなるため熱流束が上昇し、凝固速度が上昇する。本実験条件ではシリコーンオイルの温度制御を行わなかったため、実験開始時に常温であったシリコーンオイルは 80°C 以上の U-alloy78 液滴によって熱せられ、実験を進めるにつれ温度が上昇していたと考えられる。このため、実験開始時のシリコーンオイルの温度が低い段階で製造されたペブルがアスペクト比 1 を超えたと考えられる。また、液滴の温度が低い場合も高い場合に比べて凝固点に達するまでの時間が短くなるため、凝固速度が上昇する。本実験では、液体金属導入部の配管をリボンヒータによって一定温度に加熱していたが、U-alloy78 の直接の温度制御は行っていない。実際、実験中に配管内で U-alloy78 が凝固してしまうこともあり、滴下された U-alloy78 が融点に近い低い温度である場合があったと考えられる。また、ペブルのアスペクト比のばらつきは、U-alloy78 液滴によってシリコーンオイルの温度が上昇し、動粘度が下がったためであると考えられる。実際の核融合炉においては、シリコーンオイルプールの温度は熱交換器によって一定に保つことを考えているが、滴下する溶融スズの液温を一定に保つためには、シャワーヘッドに溶融スズを流した場合の両者の温度の関係を明らかにした上でシャワーヘッド温度の計測、液体スズの流動による伝熱を考慮した設計が必



要であると考えられる。

また、FFHR-c1において必要なペブル直径は、4 mm 以上であるため、FFHR-c1 の設計条件を満たすことは可能である。しかし、装置サイズ、核融合出力を増大することで 1 GW 程度の正味電気出力を目指している FFHR-d1 では、本研究で行った方法と同様の算定方法によると必要なペブル直径は 15 mm 程度となる。このため、直径 15 mm 程度のスズペブル量産手法を確立する必要がある。ペブル直径 5 mm の場合は、動粘度 500 mm<sup>2</sup>/s 以上のシリコンオイル冷媒を使用することでアスペクト比 0.8 以上の球状に近いペブルが製造可能であった。式(4.12)より、球状ペブル製造可能となるレイノルズ数 3 未満の範囲では、目標ペブル直径を 3 倍にする場合、必要な冷媒の動粘度は 16 倍の 8,000 mm<sup>2</sup>/s であると予測される。この値のシリコンオイルは存在するため問題は無い。しかし、15 mm の液滴を滴下可能なシャワーヘッドは新たに開発する必要がある。このシャワーヘッドのノズル部分は、高い中性子照射環境である核融合炉でも使えるように、圧力損失が高く、複雑な機構を持たず、中性子照射下でもスズとの濡れ性に優れ、スズによる腐食、侵食に強いといった特性が要求される。

#### 3.1.4. ペブル製造手法確立のまとめ

高動粘度シリコンオイルを冷媒に使用した散弾製造法によって、直径 5 mm 程度の金属ペブル量産が可能であることを低融点金属 U-alloy78 を用いた実験で示した。予測どおり、製造されたペブルの形状はウェーバー数に依存し、球状のペブルが得られる条件はウェーバー数 5 未満であることがわかった。

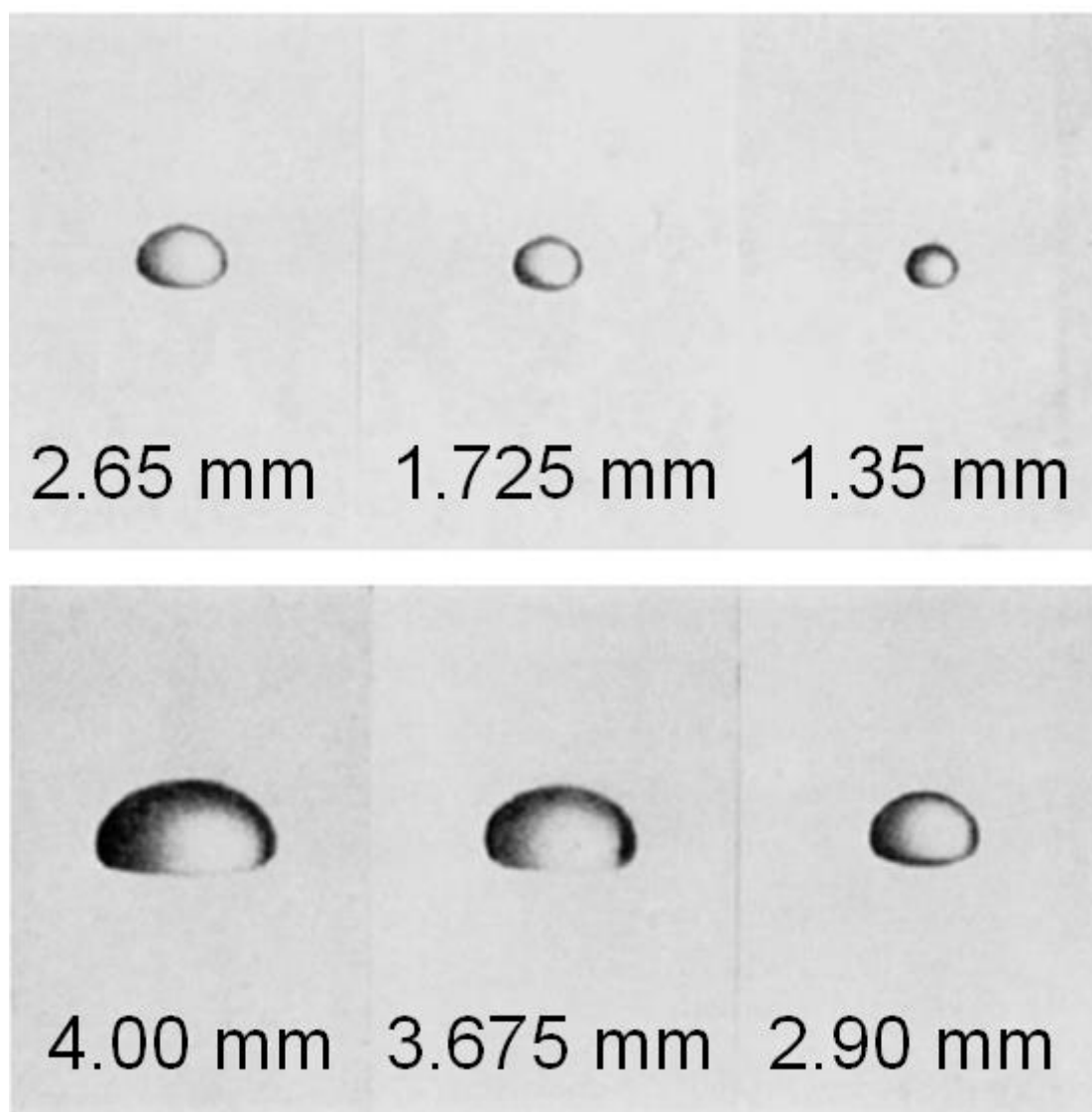


図 3-1-1 径による雨粒形状の変化(Ref[3-1-1], Fig.5 より引用、一部修正)。

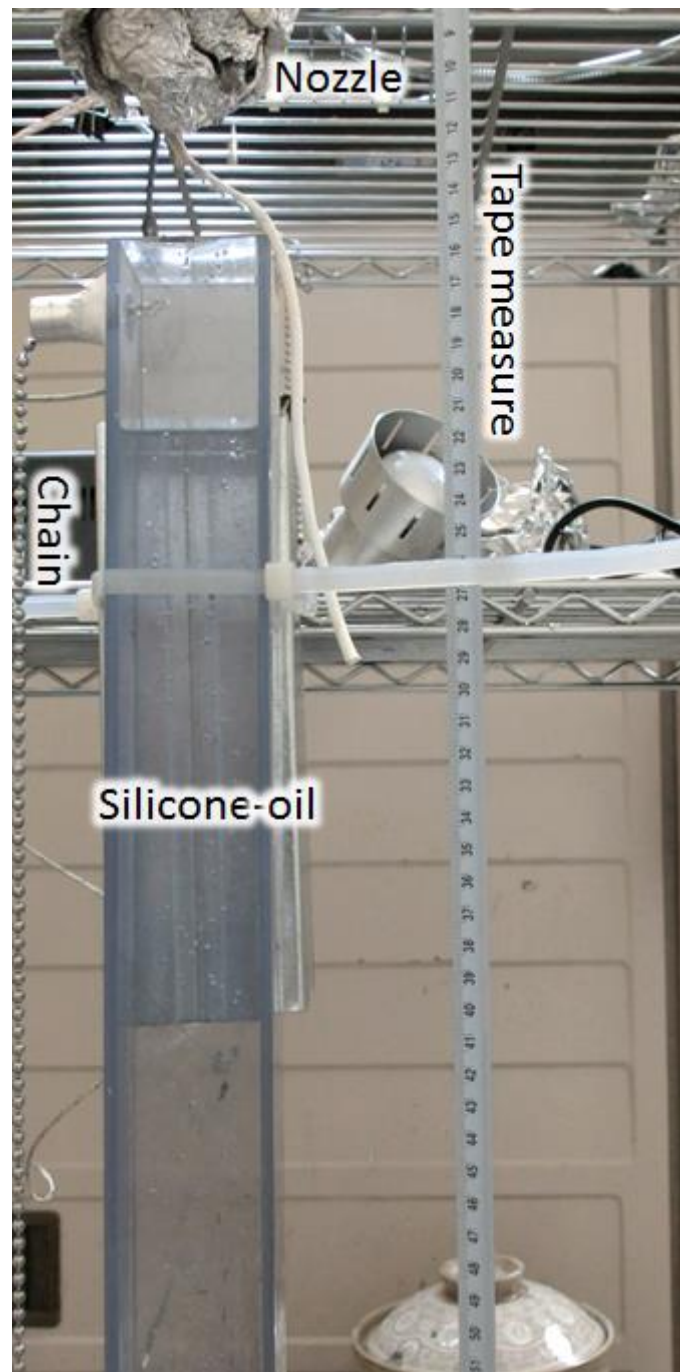


図 3-1-2 散弾製造法実験装置の写真。

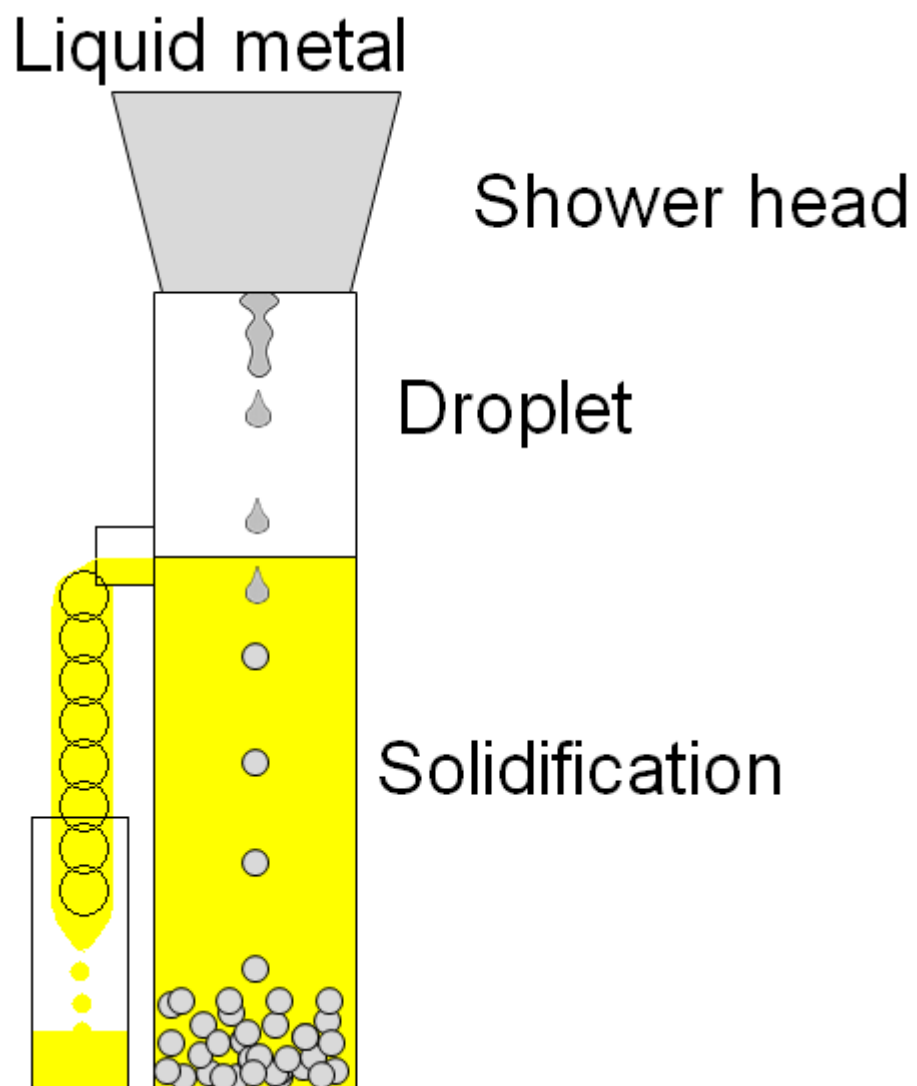


図 3-1-3 散弾製造法実験装置の概要。



図 3-1-4 実験装置の液体金属導入部分。写真下部のノズル先端をバスボンドで加工している。

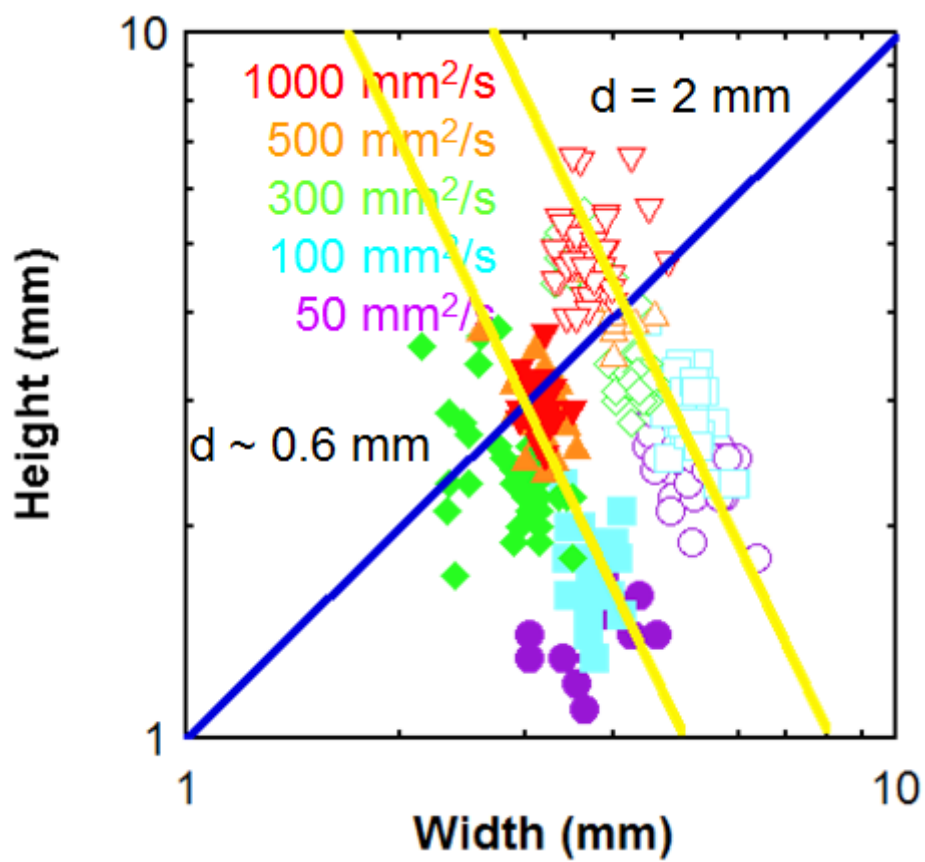


図 3-1-5 製造したペブルの高さ及び幅と使用したシリコーンオイルの動粘度の関係。  
表 3-1-3 にシンボルと条件の関係を示す。

表 3-1-3 シンボルとノズル内径、冷媒動粘度の組み合わせ

	ノズル内径 0.6 mm	ノズル内径 2 mm
動粘度 50 mm <sup>2</sup> /s	●	○
動粘度 100 mm <sup>2</sup> /s	■	□
動粘度 300 mm <sup>2</sup> /s	◆	◇
動粘度 500 mm <sup>2</sup> /s	▲	△
動粘度 1,000 mm <sup>2</sup> /s	▼	▽



図 3-1-6 製造した直径約 5 mm の U-alloy78 ペブル。

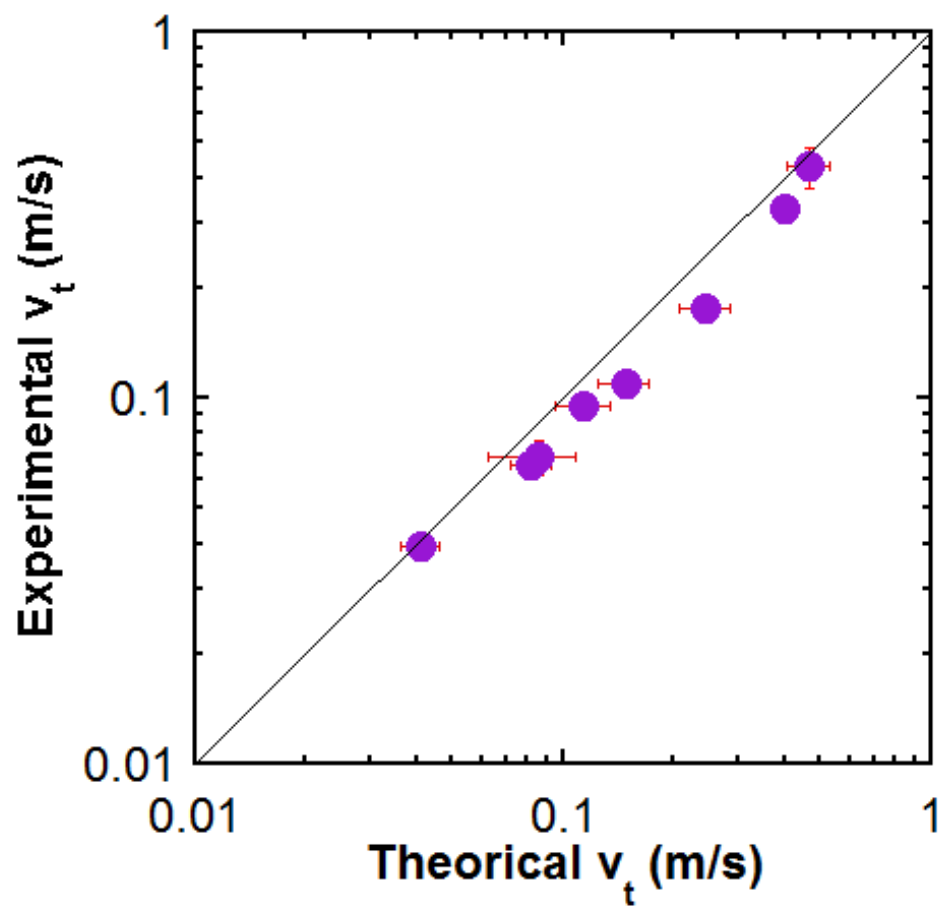


図 3-1-7 物性値から求めたストークス、アレンの式による終端速度(横軸)と計測した終端速度(縦軸)の関係。



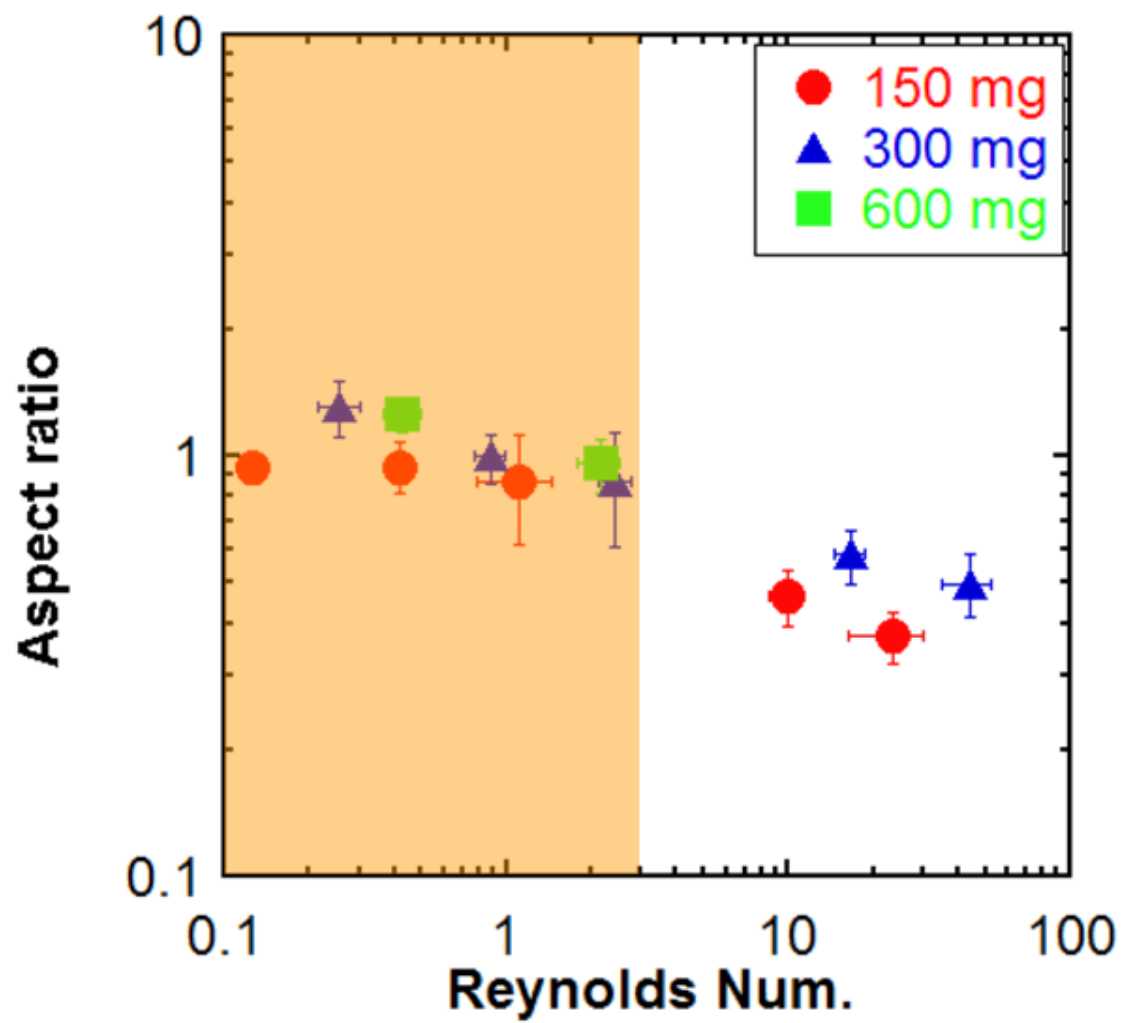


図 3-1-8 製造したペブルのアスペクト比と冷媒落下中のレイノルズ数の関係。

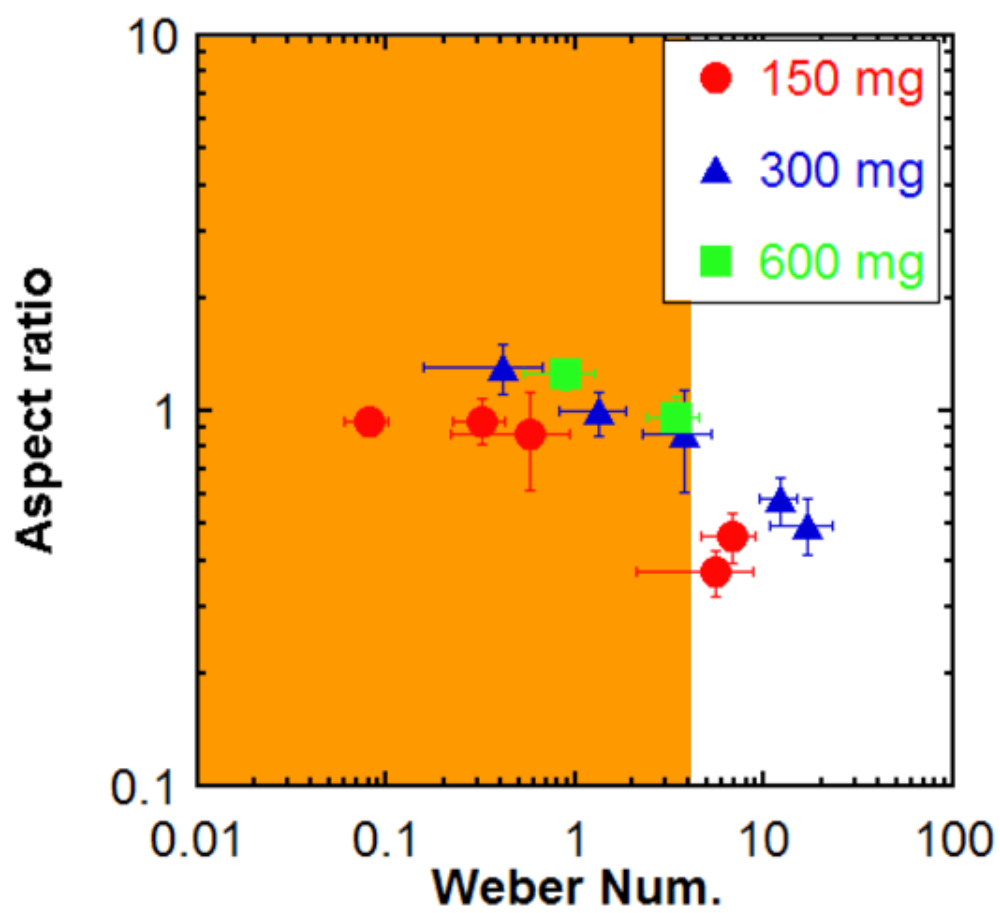


図 3-1-9 製造したペブルのアスペクト比と冷媒落下中のウェーバー数の関係。

### 3.2. ペブル流へのプラズマ照射実験

易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 では、プラズマのエルゴディック層にペブル流を流し、ダイバータターゲットとして用いる。このため、ペブル流によってプラズマの遮蔽が可能であることを実証する必要がある。また、プラズマ照射の際に、ペブルは熱負荷による温度上昇以外にも様々な影響を受ける。例えば電子フラックスによる負への帯電、粒子衝突による運動量の移動、プラズマ圧力による減速などが存在する。特に、電子フラックスによる負への帯電は、ペブル間にクーロン斥力を働かせる。この影響が大きい場合、落下ペブルが拡散し、ペブル受け用容器の面積が多く必要となり場合によっては設計が困難となるため、ペブルの挙動を明らかにする必要がある。また、ペブル流がプラズマにどのような影響を与えるのかについても実験的に明らかにする必要がある。このためシートプラズマ実験装置 TPD sheet-U を使用してペブル流へのプラズマ照射実験を行った。3.2 節はその結果について記す。

### 3.2.1. TPDsheet-U によるペブル流へのプラズマ照射実験

本章における実験では、東海大学利根川研究室の有するシートプラズマ装置 TPDsheet-U を使用した。TPDsheet-U 装置は直線型のプラズマ装置であり、直線磁場配位中にシート状のプラズマを発生させることで高効率な加熱を行い、核融合炉のダイバータの模擬や核融合炉加熱用負イオン源の開発、電気推進機の研究など、様々な基礎的・応用的研究に用いられている装置である[3-2-1, 3-2-2]。装置の概要を図 3-2-1 に示す。シートプラズマの鉛直方向の厚みは約 10 mm、実験領域の磁場は 3 T、ペブル帯電時の電荷において支配的な電子温度は最大で 20 eV、電子密度は最大で  $1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ 、プラズマの種類は軽水素である。

実験は TPDsheet-U 装置にペブル落下装置を取り付けることで実施した。図 3-2-2 に装置の概要、図 3-2-3 に装置の写真を示す。装置は図 3-2-1 において downstream と書かれた部分のほぼ中央にある、コイル間に設置された上下ポートに取り付けた。実験手順としては、次の通りである。

1. 両ゲートバルブを閉め、Main chamber を真空引きし、プラズマを発生させる。
2. ボールバルブが閉じていることを確認し、上部の蓋を開け、ペブルを入れる。
3. 上部の蓋を閉め、Sub chamber を真空引きし、両ゲートバルブを開ける。
4. ボールバルブを開放し、ペブルを落下させる。この間、ペブル落下の様子を高速度カメラで動画撮影する。また、ペブル落下中に、プローブをプラズマ領域まで移動させる。
5. ペブル落下終了後、ボールバルブ、上ゲートバルブ、下ゲートバルブの順番で閉じる。
6. Sub chamber を大気開放し、Removable Vessel 内に溜まったペブルを取り出す。

実験回数に応じて 2~6 を繰り返した。また、使用したペブルは表 3-2-1 の通りである。

表 3-2-1 使用したペブル

物質	形状	密度 $\text{kg/m}^3$	直径 mm
アルミニウム	ペレット	2700	4.5
U-alloy78	ペブル	8183	3, 4.5

動画撮影は 1/1000 秒の時間間隔で行った。ペブル流の有無の比較として動画の 1 フレームを図 3-2-4 に示す。ペブル流によるプラズマの減衰が視覚的にわかる。また、プローブに印加した電圧掃引することでプラズマの V-I 特性を得た。図 3-2-5 にその一例を示す。電圧の掃引速度は 100 Hz で範囲は -97 ~ 87 V である。プラズマの分布を調べるため、計測中に、プローブを  $h = -20 \sim 20 \text{ mm}$  の範囲にわたって 80 mm/s の速度で 1 往復させた。

### 3.2.2. ペブル流によるプラズマへの影響

V-I 特性からプラズマパラメータを求めた。図 3-2-5 の例ではイオン飽和電流 $I_{i\_sat}$ は印加電圧が負の領域で電流がほぼ一定値となる部分の平均値、電子飽和電流 $I_{e\_sat}$ は印加電圧が正の領域で電流がほぼ一定値となる部分の平均値、電子温度 $T_e$ は指数関数領域において、 $-10\text{ V} \sim 10\text{ V}$ の範囲で 5 点電流値のデータを抽出し $\ln(I)$ を取り、電圧に対する傾きを最小二乗法で求めた傾きを $d\ln(I)/dV$ とし、

$$T_e = \frac{1}{\frac{d\ln(I)}{dV}} \text{ eV} \dots (3.2.1)$$

の関係によって求めた。イオンフラックス $\Gamma_i$ は、

$$\Gamma_i = \frac{I_{i\_sat}}{eS} \dots (3.2.2)$$

の関係によって求めた。電子密度 $n_e$ は、電子飽和電流 $I_{e\_sat}$ 、電子温度 $T_e$ 、プローブ断面積 $S = 4.71 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ 、電子質量 $m_e = 5.68 \times 10^{-12} \text{ eV}/c^2$ を用いて

$$n_e = \frac{I_{e\_sat}}{eS \sqrt{\frac{T_e}{m_e}}} \dots (3.2.3)$$

の関係によって求めた。デバイ長 $\lambda_D$ は、

$$\lambda_D = 740 \sqrt{\frac{T_e}{n_e}} \dots (3.2.4)$$

の関係によって求めた。

ペブル流の有無によるプラズマパラメータの違いに関して、図 3-2-6 にイオンフラックス、図 3-2-7 に電子温度、図 3-2-8 に電子密度、図 3-2-9 にデバイ長の分布をそれぞれ示す。なお、使用したペブルは直径 3 mm の U-alloy78 ペブルであり、体積流量は約  $7.8 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ 、ペブルの流れるノズル内径は 23 mm であった。いずれも横軸はイオンフラックスのピークの位置を $h = 0$ としている。各プラズマパラメータの図より、ペブル流を流していない状態でのイオンフラックス、電子温度、電子密度には $h = 0$ をピークとした勾配が存在し、イオンフラックス、電子密度に関してはペブル流による減衰が見られた。一方、電子温度に関

しては、ペブル流を流した場合には明確な測定結果は得られなかったものの、イオンフラックス、電子密度で確認されたようなペブル流による減衰は見られなかった。また、デバイ長がペブルの無い状態で 0.17 mm、ペブルのある状態で 0.45 mm といった値となり、プラズマの中心から鉛直下向きに 20 mm 移動した部分でもデバイ長に大きな変化は見られなかった。また、ペブル径によるイオンフラックスの減衰の違いを調べるために、プローブを  $h = 0$  の位置に固定し、計測中にペブルを流しペブル流の有無でイオンフラックスを比較したものを図 3-2-10 に示す。直径 4.5 mm の U-alloy78 ペブルの場合、ペブル体積流量は約  $4.8 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$  でイオンフラックス減衰率は 33 %、直径 3 mm の U-alloy78 ペブルの場合、ペブル体積流量は約  $7.8 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$  でイオンフラックス減衰率は 50 % という結果が得られた。いずれの場合も使用したペブルの総重量は等しい。これにより、ペブル径や流量によって遮蔽率が異なることがわかった。

これらの結果から、ペブル流によってプラズマ粒子の遮蔽が発生し、ペブル流を通過するプラズマ粒子数が減ったことがわかる。これにより、ペブル流による従来型ダイバータへのプラズマ熱負荷の低減が可能であることが実験的に示された。ただし、電子温度に関しては、今回の計測では評価が難しいものの、ペブル流の有無でイオンフラックスや電子密度程の変化はしていないと考えられる。熱負荷の低減には電子温度の低減が有効であるが、ペブル流のみによる電子温度の低減は期待できない可能性がある。

### 3.2.3. プラズマ中におけるペブル流の挙動

高速度カメラで撮影した動画を用いて、図 3-2-11 のように、ノズル下 40~50 mm の範囲で、水平方向 2.5 mm の領域ごとに 300 フレーム中に存在した粒子の数をカウントした。使用したソフトは ImageJ である。結果を図 5-16 に示す。カウント結果をガウス関数でフィッティングし、全体の面積と内径 23 mm のノズル端にあるペブルがそのまま落下した場合の位置より内側の面積の比を計算し、ノズル端より内側の範囲に落下したペブルの割合を求めた、アルミニウムペレットが 91.5 %、直径 3 mm の U-alloy78 ペブルが 92.0 %、直径 4.5 mm の U-alloy78 ペブルが 92.3 % となった。この通り、いずれの場合においてもペブル流は、90 % 以上がノズル端より内側の範囲に収まる結果となった。

一方、3.2.2 節の結果より、実際に計測されたプラズマパラメータは電子密度に関しては予測時に用いた値よりも低い値となった。ここで、ペブルの挙動には、帯電によるクーロン力が大きく影響するため、1 次元のシースモデルを用いて帯電量を見積もった[3-2-3]。シース中における物体表面でのイオン密度  $n_{\text{ion}}$ 、電子密度  $n_{\text{electron}}$  は、シースエッジでのポテンシャルを  $\varphi_0$  とすると、シースエッジでの密度  $n_{\text{se}}$ 、電子温度  $kT_e$ 、素電荷  $e$  を用いて

$$n_{\text{ion}} = n_{\text{se}} \left( \frac{\varphi_0}{\varphi} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad n_{\text{electron}} = n_{\text{se}} \exp \left( \frac{e(\varphi - \varphi_0)}{kT_e} \right) \dots (3.2.5)$$

と表せる。真空の誘電率を $\varepsilon_0$ とし、以下のポアソン方程式

$$\frac{d^2\varphi}{dx^2} = -\frac{e}{\varepsilon_0}(n_i - n_e) \dots (3.2.6)$$

に代入すると、電場 $E$ は、

$$E = \frac{d\varphi}{dx} = \left( \frac{2en_{se}}{\varepsilon_0} \left( -2\varphi_0 \left( \left( \frac{\varphi}{\varphi_0} \right)^{\frac{1}{2}} - 1 \right) + \frac{kT_e}{e} \left( \exp \left( \frac{e(\varphi - \varphi_0)}{kT_e} \right) - 1 \right) \right) \right)^{\frac{1}{2}} \dots (3.2.7)$$

と表せる。ここで、シース電位は $\varphi_0 = \frac{kT_e}{2e}$ であり、ペブル表面では浮遊電位となっていると

仮定すると、浮遊電位 $\varphi_f = \frac{kT_e}{2e} \ln \left( (2\pi \frac{m_e}{m_i}) (1 + \frac{kT_i}{kT_e}) \right)$ となるため、ペブル表面の電場 $d\varphi_f/dx =$

$E_0$ はシースエッジでの密度 $n_{se}$ 、電子温度 $kT_e$ 、イオン温度 $kT_i$ から求めることが出来る。これより、ペブルの電荷 $Q$ は、

$$Q = 4\pi\varepsilon_0 r^2 E_0 \dots (3.2.8)$$

というように、ペブル半径、ペブル表面電場を用いて計算できる。図 3-2-7 から電子温度の最大値 $T_e = 25$  eV、図 3-2-8 から電子密度 $n_e$ の最大値を  $5.5 \times 10^{16} \text{ m}^{-3}$  (ペブル流なし)、 $1.0 \times 10^{16} \text{ m}^{-3}$  (ペブル流あり)であるため、 $Q = 6.3 \times 10^{-11} \text{ C}$  (ペブル流なし)、 $Q = 2.7 \times 10^{-11} \text{ C}$  (ペブル流あり)となる。ここで、電荷が $Q$ である密度 $\rho$ 、半径 $r$ の2つの球体に働くクーロン力の解析解は、初期中心間距離を $R_0$ 、真空の誘電率を $\varepsilon_0$ とすると、時間 $t$ と距離 $R$ で以下のように表せる[3-2-4]。

$$t(R) = \sqrt{\frac{4\pi^2 r^3 \rho \varepsilon_0}{3Q^2}} \left( \sqrt{RR_0(R-R_0)} - \frac{R_0^{\frac{1}{2}}}{2} \ln \left( \frac{\sqrt{R} - \sqrt{R-R_0}}{\sqrt{R} + \sqrt{R-R_0}} \right) \right) \dots (3.2.9)$$

ここで $R_0 = 2r$ 、最初の落下距離 10 mm の間はプラズマ中でデバイ遮蔽によってクーロン力が働かないと仮定し、重力方向の落下初速度 $v_0 = 1.2 \text{ m/s}$ として、(3.2.9)式と重力の解析解を用いて本実験での測定可能範囲での2つの落下ペブルの軌跡を求めると、図 3-2-13 の通りとなる。このように、どちらの場合でもクーロン力による影響は無視できることがわかる。また、図 3-2-10 に示されるデバイ長に関して、ペブル数をカウントした領域を含む高

さ 40 mm の範囲で最大でも 0.6 mm 程度であるため、ペブル数をカウントした領域ではペブル表面におけるデバイ遮蔽の影響はあったことがわかる。これら 2 つの結果を考慮すると、本実験ではクーロン力によるペブル拡散の影響を調べることはできなかった可能性が考えられる。

一方、FFHR-c1 のエルゴディック領域で想定されるイオン温度、電子温度を 200 eV、シースエッジでの密度を  $1.2 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$  とすると、ペブルの帯電は  $Q = 1.0 \times 10^{-8} \text{ C}$  となる。2 つのペブルに働くクーロン力  $F_c$ 、ローレンツ力  $F_L$ 、重力  $F_g$  は以下の通りに表せる。

$$F_c = \frac{1}{4\pi\epsilon_0} \frac{Q^2}{R^2} \dots (3.2.10),$$

$$F_L = QvB \dots (3.2.11).$$

$$F_g = \frac{4\pi r^3}{3} \rho g \dots (3.2.12),$$

ここで、 $R$  は 2 つのペブルの中心間距離、 $v$  はペブルの落下速度、 $B$  は磁場、 $r$  はペブル半径、 $\rho$  はペブルの密度、 $g$  は重力加速度である。この 3 つの力の関係を縦軸を力、横軸を  $R$  で表すと、図 3-2-14 のようになる。ただし  $2r = 5 \text{ mm}$ 、 $v_0 = 10 \text{ m/s}$ 、 $B = 10 \text{ T}$ 、スズの密度  $\rho = 7,365 \text{ kg/m}^3$  である。ローレンツ力は重力に比べ充分小さいので無視できるが、ペブル中心間距離が 14 mm 未満の場合、クーロン力は重力を上回る。この力が働く場合のクーロン力、重力の解析解による 2 つのペブルの軌跡を表したものを図 3-2-15 に示す。このようにペブル初期中心間距離が 5 mm であったものが、1.3 m 落下した後には 140 mm 程度に広がっている。このため、実際の核融合炉条件ではクーロン力の影響は重要となり得るので、将来的にはより高い粒子密度のプラズマ、中が空洞であるなどの表面積に対しての密度の低いペブルを使用し、プラズマより鉛直下方向における観測用窓が十分に確保されている装置を使ってクーロン力の影響を明らかにする必要がある。

### 3.2.4. プラズマ照射実験のまとめ

ペブル流によるプラズマパラメータの変化、プラズマ中のペブル流の挙動を明らかにするために、TPD sheet-U を使用したペブル流へのシートプラズマ照射実験を行った。シートプラズマは、イオンフラックスに関して、プラズマ中心をピークとした分布を持ち、ペブル流によってプラズマ粒子の遮蔽が発生し、電子温度は減衰しないものの、ペブル流により通過する粒子数が減ったことが確認され、ペブル流によるプラズマ熱負荷の低減が可能であることが実験的に示された。

また、ペブルの個数分布を見ることでペブルの拡散を調べた。ペブルの 90 % 以上はノズ



ル下にそのまま落下し、計測されたプラズマパラメータと比較すると、クーロン力による影響が現れていないことが明らかとなった。

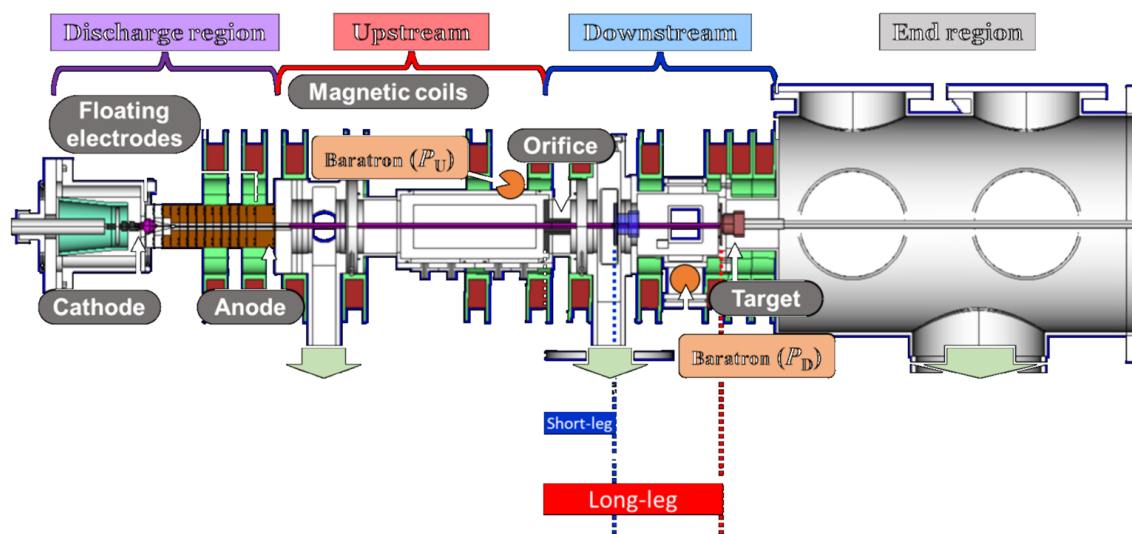


図 3-2-1 シートプラズマ装置 TPD sheet-U の概要図。

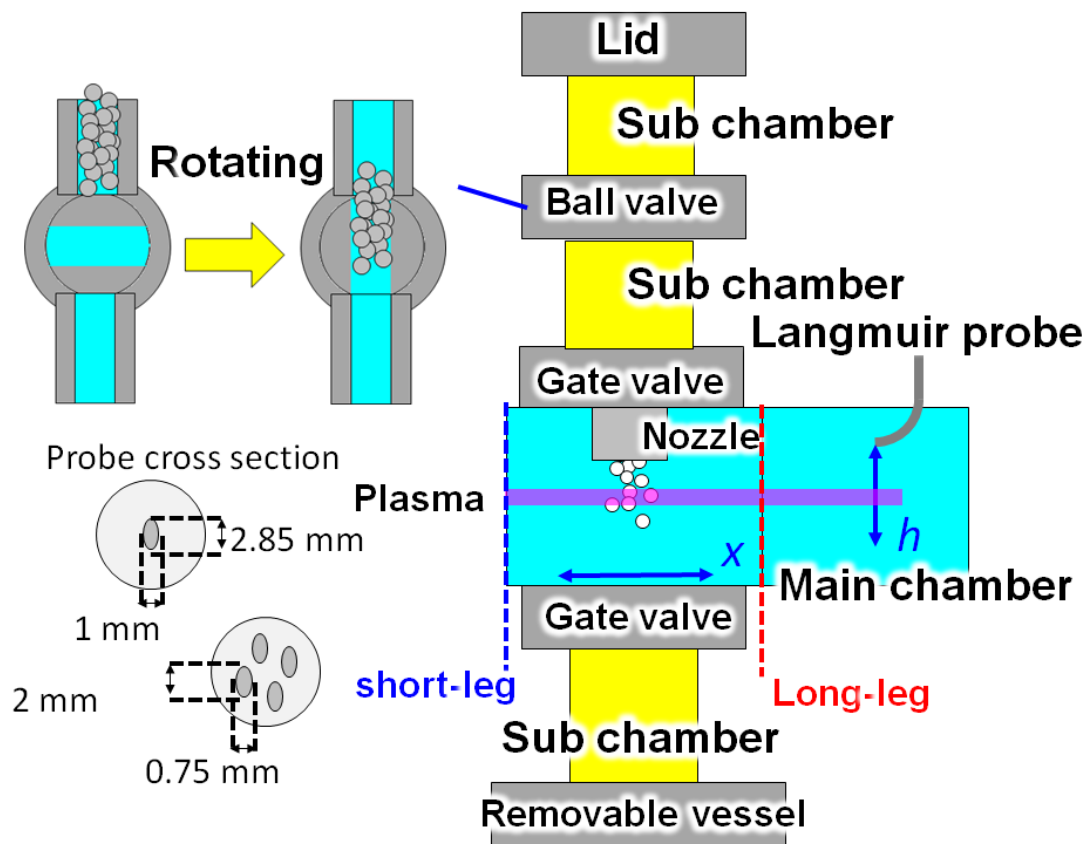


図 3-2-2 ペブル落下実験装置概要。右図中央の Main chamber は TPDsheet-U 装置本体における真空容器。左下図はラングミュアプローブの断面図である。導体が 1 つの方は図 5-14 のイオンフラックスの時間変化を計測する際に、導体が 4 つの方はイオンフラックス、電子密度、電子温度、デバイ長の鉛直方向分布を計測する際に使用した。

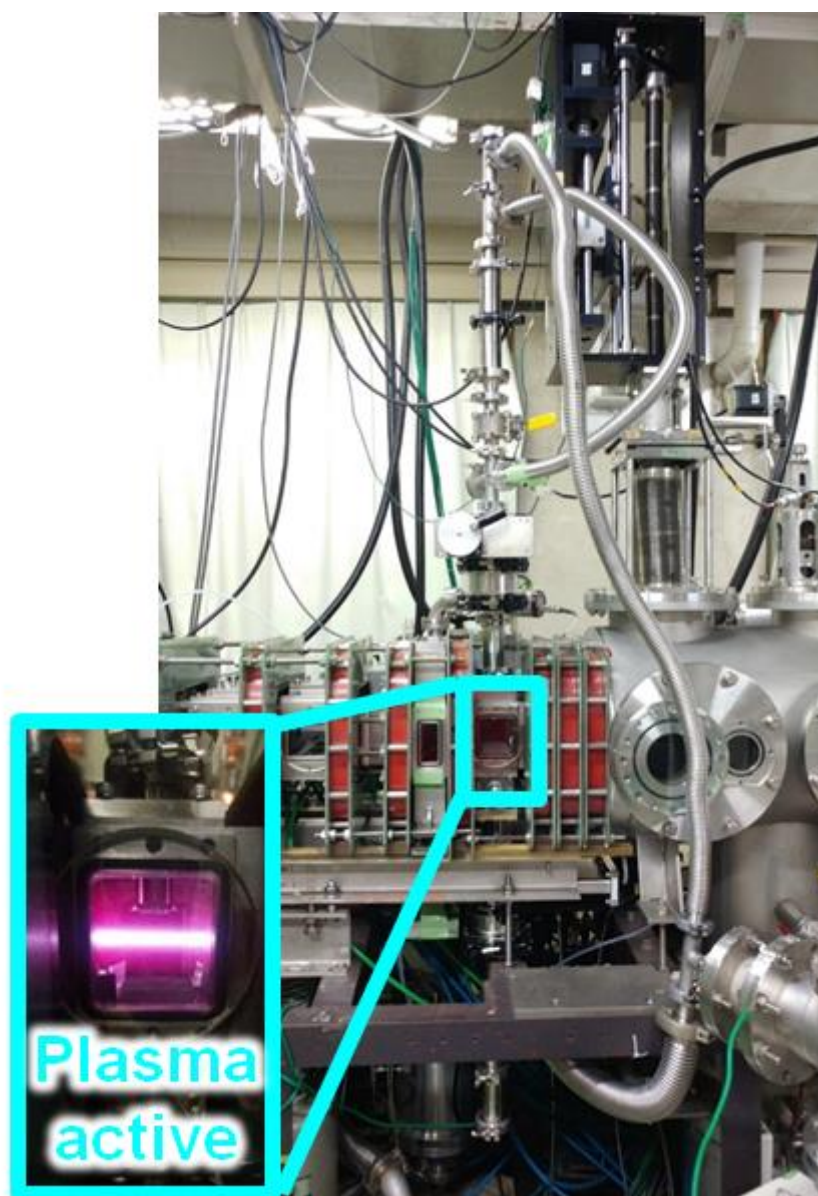


図 3-2-3 ペブル落下実験装置を取り付けた TPDsheet-U 装置の写真。



図3-2-4 側面ポートから高速度カメラで撮影した TPDsheet-U シートプラズマの写真 (撮影速度 1/1,000 秒)。(a)はペブル流の無い状態。(b)は直径 4.5 mm の U-alloy78 ペブルを流している状態。(c)は直径 3 mm の U-alloy78 ペブルを流している状態である。

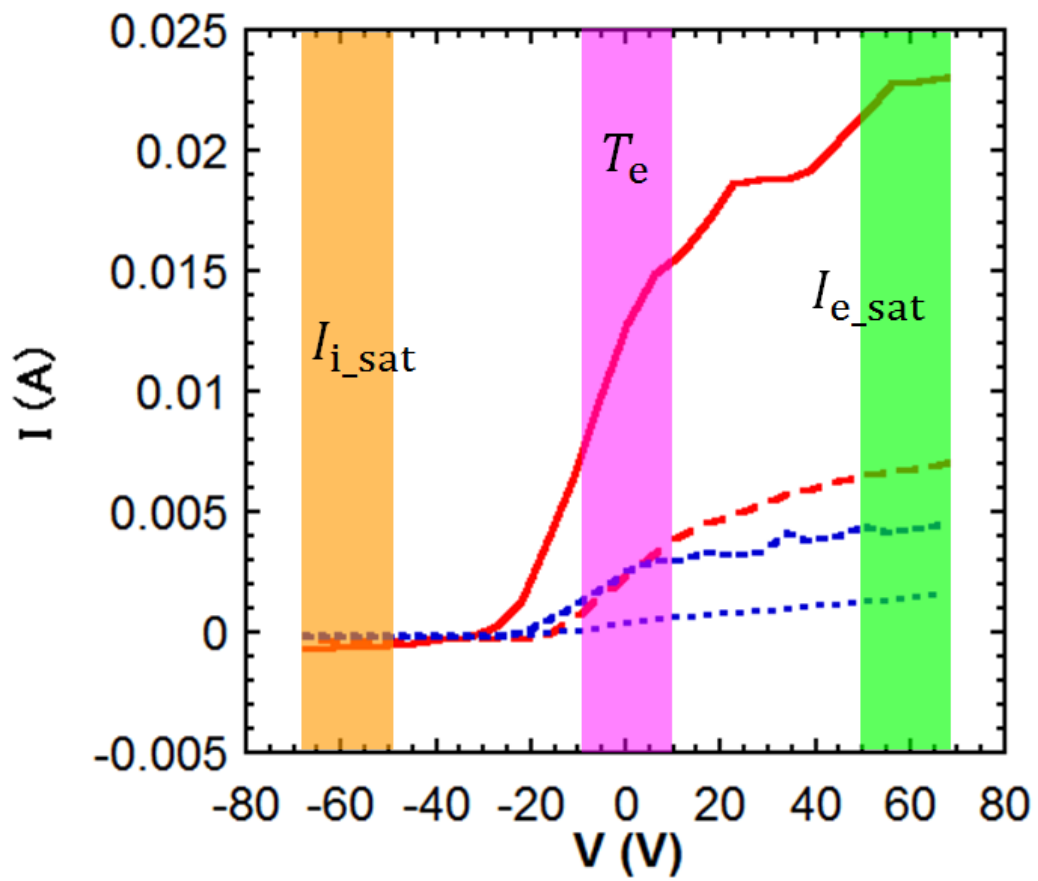


図 3-2-5 計測された V-I 特性の一例。測定位置と条件に関しては、実線がペブルの無い状態での  $h = 0$  mm、長破線がペブルの無い状態での  $h = 20$  mm、短破線がペブルの有る状態での  $h = 0$  mm、点線がペブルの有る状態での  $h = 20$  mm の場合を示す。

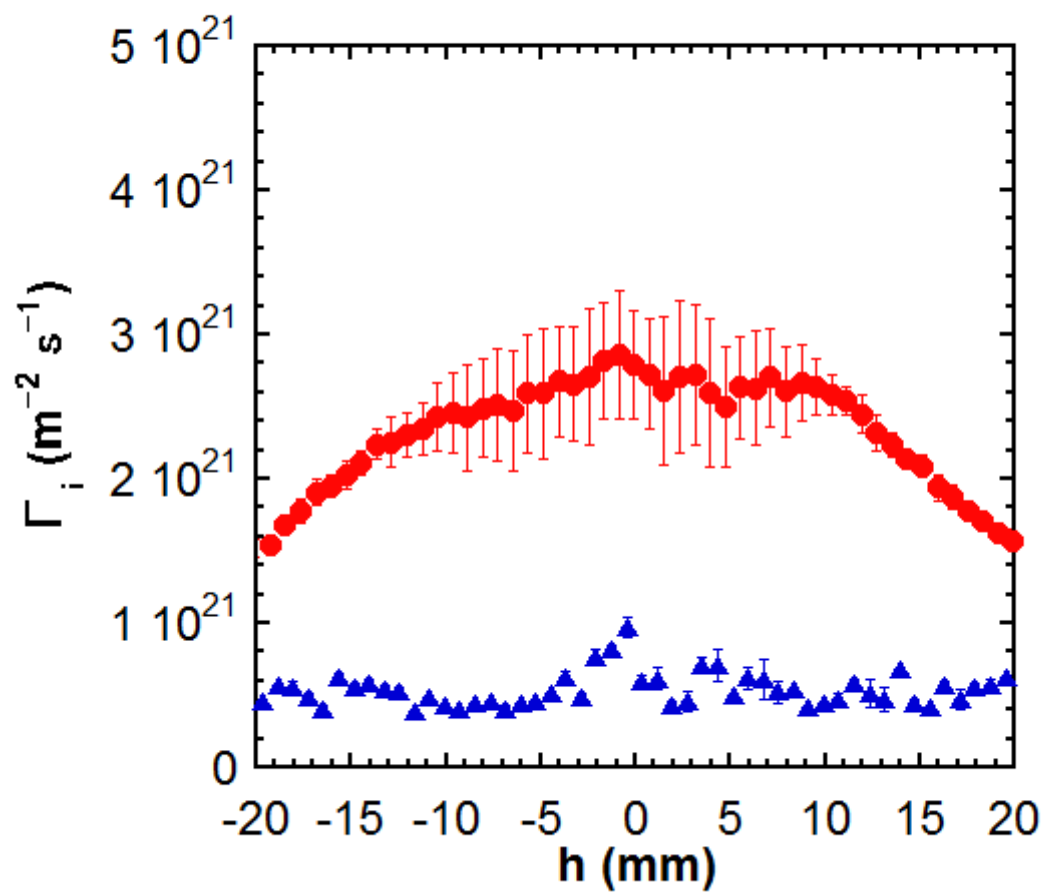


図 3-2-6 イオンフラックスの分布。●シンボルはペブル流のある状態、▲シンボルはペブル流のない状態を表す。

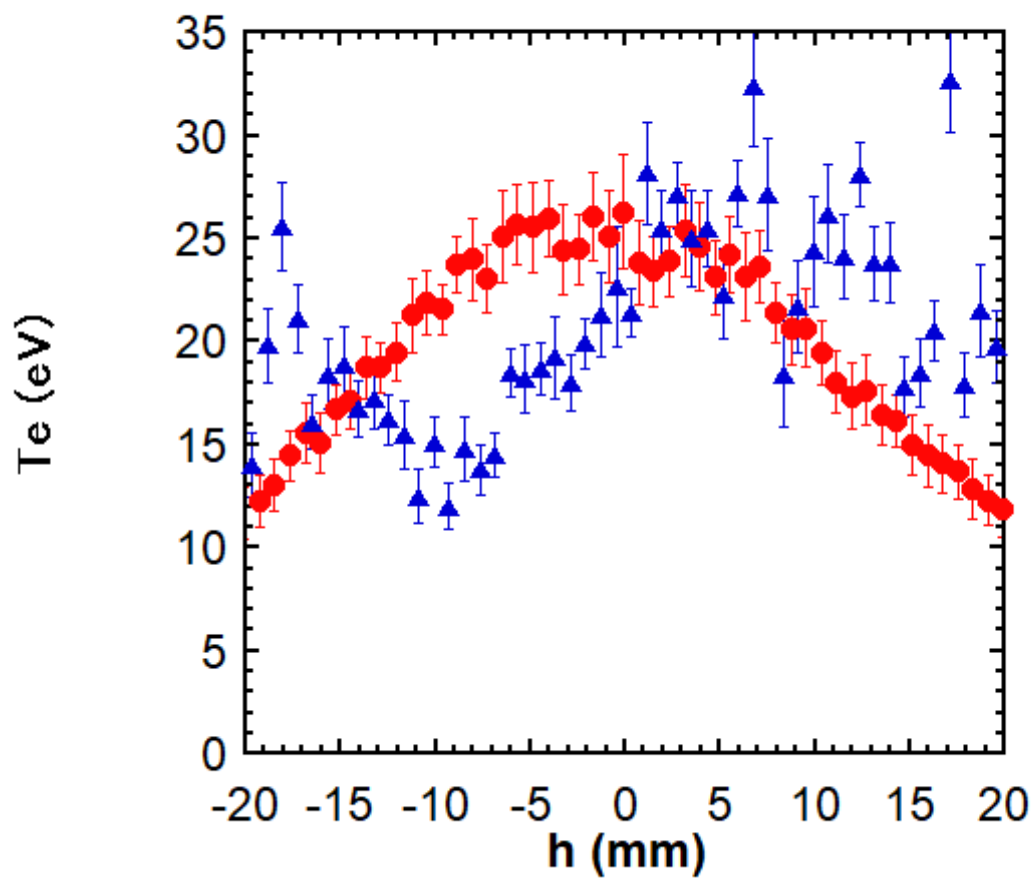


図 3-2-7 電子温度の分布。●シンボルはペブル流のある状態、▲シンボルはペブル流のない状態を表す。



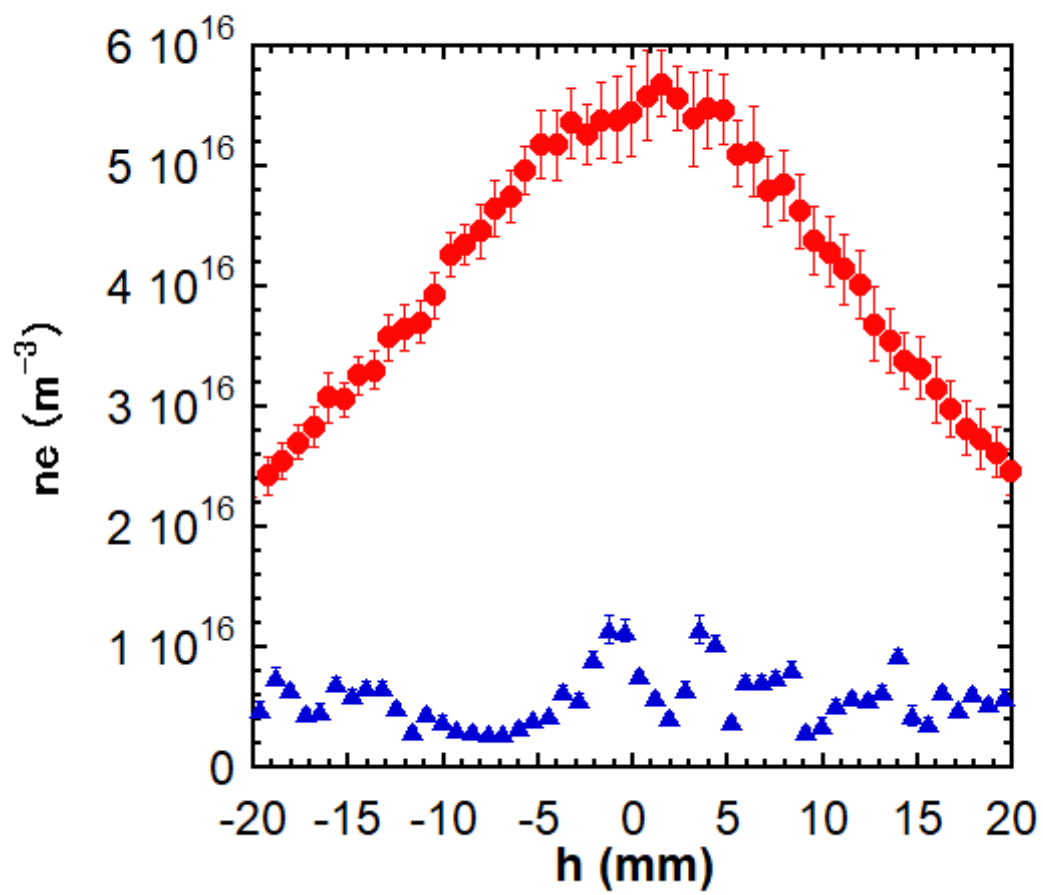


図 3-2-8 電子密度の分布。●シンボルはペブル流のある状態、▲シンボルはペブル流のない状態を表す。

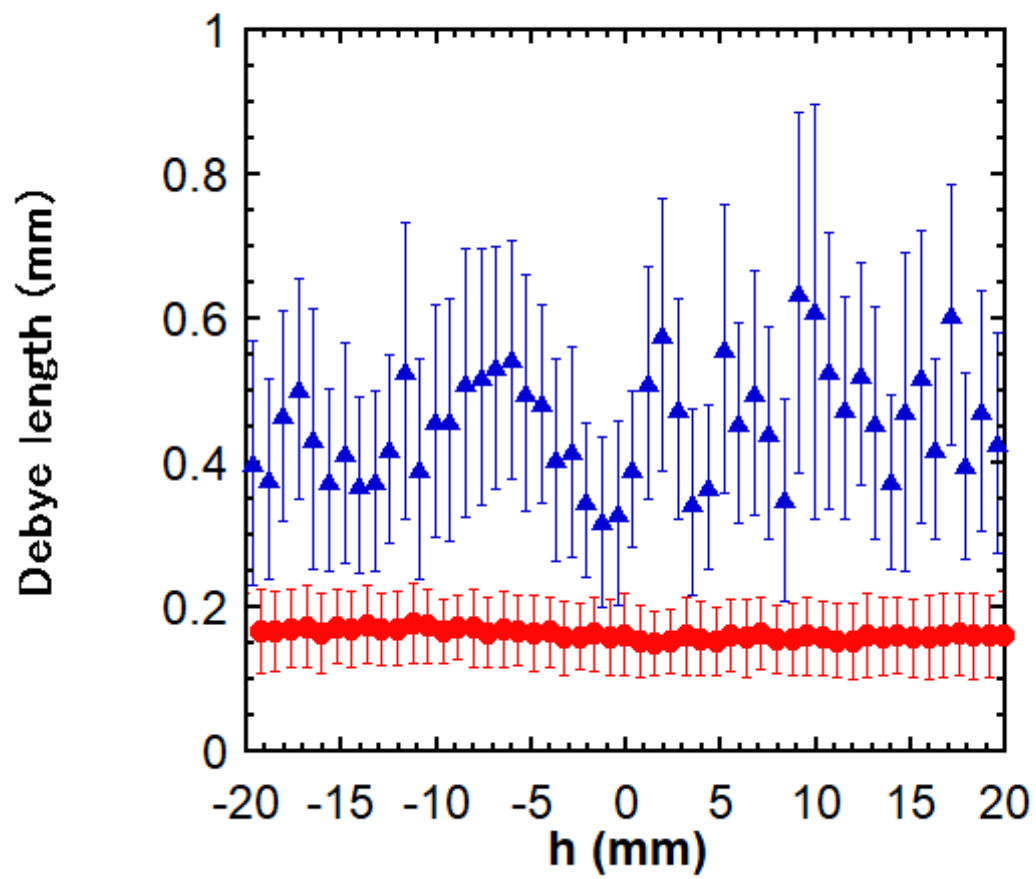


図 3-2-9 デバイ長の分布。●シンボルはペブル流のある状態、▲シンボルはペブル流のない状態を表す。

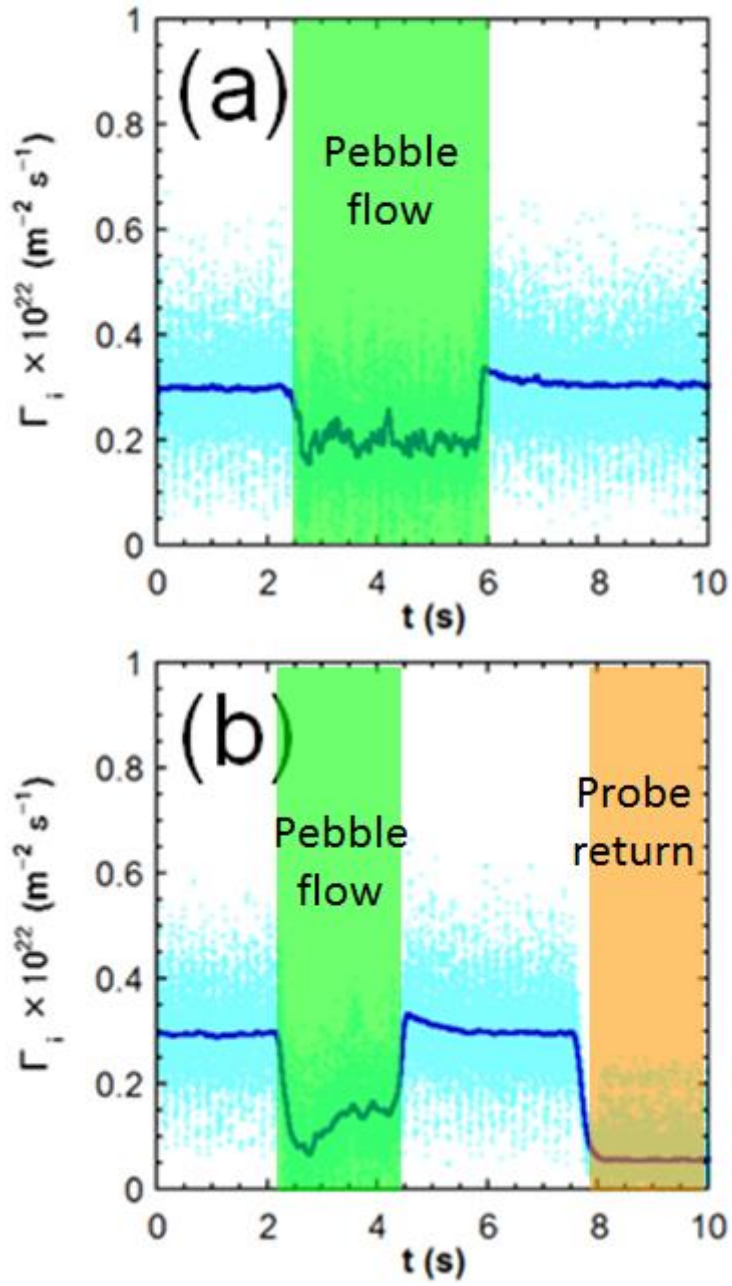


図3-2-10 ペブル流を流した際のイオンフラックスの時間変化。(a)が直径4.5 mmのU-alloy78ペブル、(b)が直径3 mmのU-alloy78ペブルの場合。Pebble flow部分でペブルを流し、Probe return部分でプローブの位置を $h = -20 \text{ mm}$ に戻している。

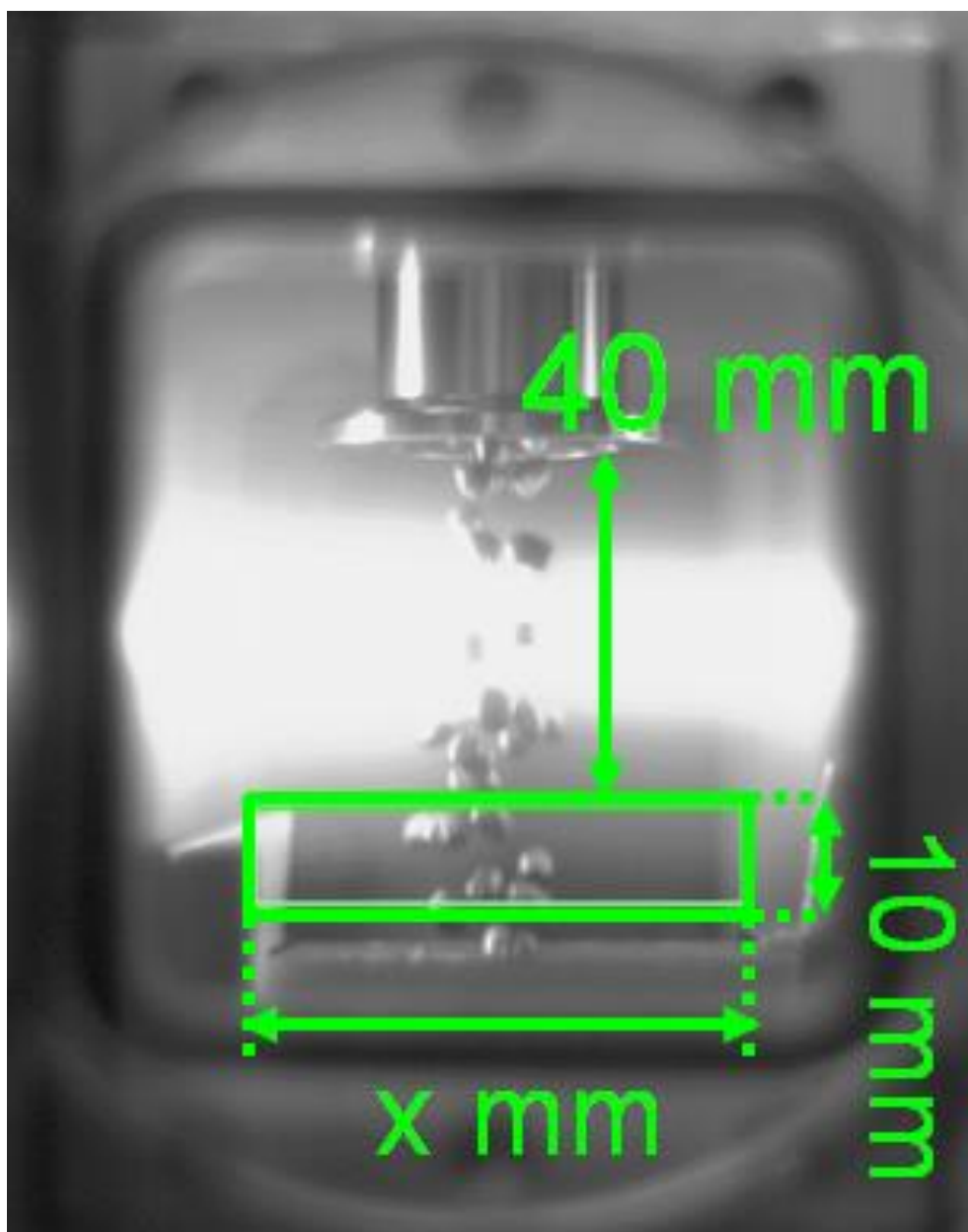


図 3-2-11 ペブル流の個数測定領域。ノズルより鉛直下向き方向に 40～50 mm の範囲で、横  
幅 2.5 mm の範囲内のペブル個数を 300 フレーム分カウントした。

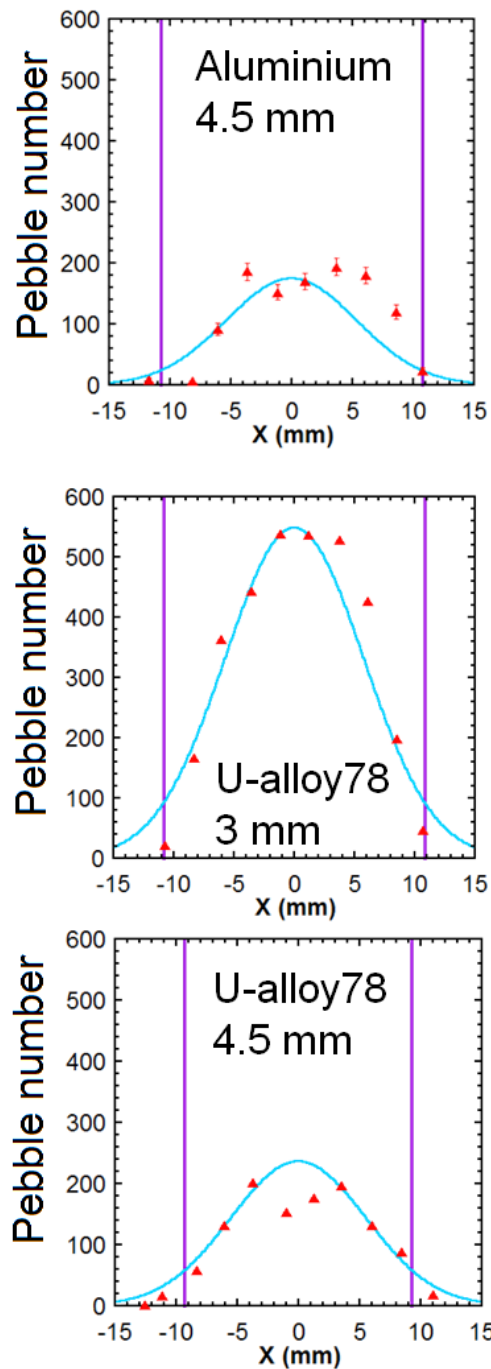


図 3-2-12 撮影した動画 300 フレーム中のペブル数の分布。▲はカウントしたペブル数、曲線は▲を元にガウス関数でフィッティングした曲線。縦線は、ノズル縁に存在しているペブルがそのまま落下した場合の落下位置である。ノズル内径は直径 23 mm である。使用したペブルはアルミニウムペレット(上)、直径 3 mm の U-alloy78 ペブル、直径 4.5 mm の U-alloy78 ペブル。

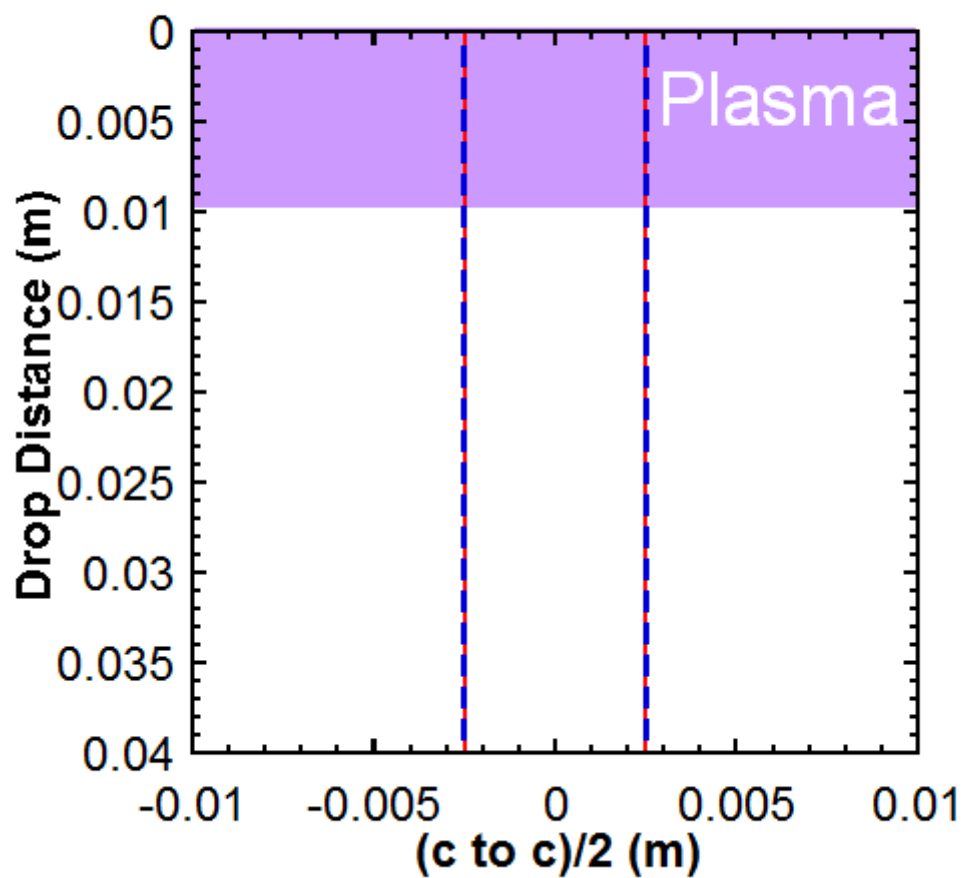


図 3-2-13 本実験により得られたプラズマパラメータを用いて計算したペブルの軌跡。実線がペブル流の無い状態、破線がペブル流のある状態の結果から求められた値を示す。

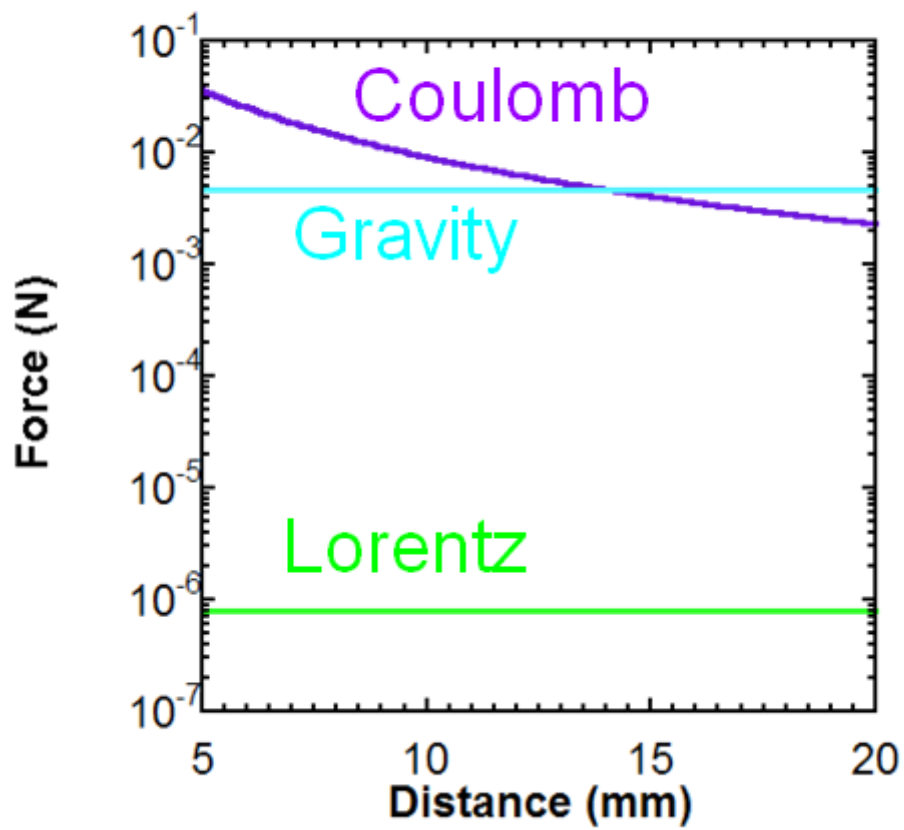


図 3-2-14 FFHR-c1 のプラズマ条件における、2つのペブルに働くクーロン力、重力、ローレンツ力と中心間距離との関係。

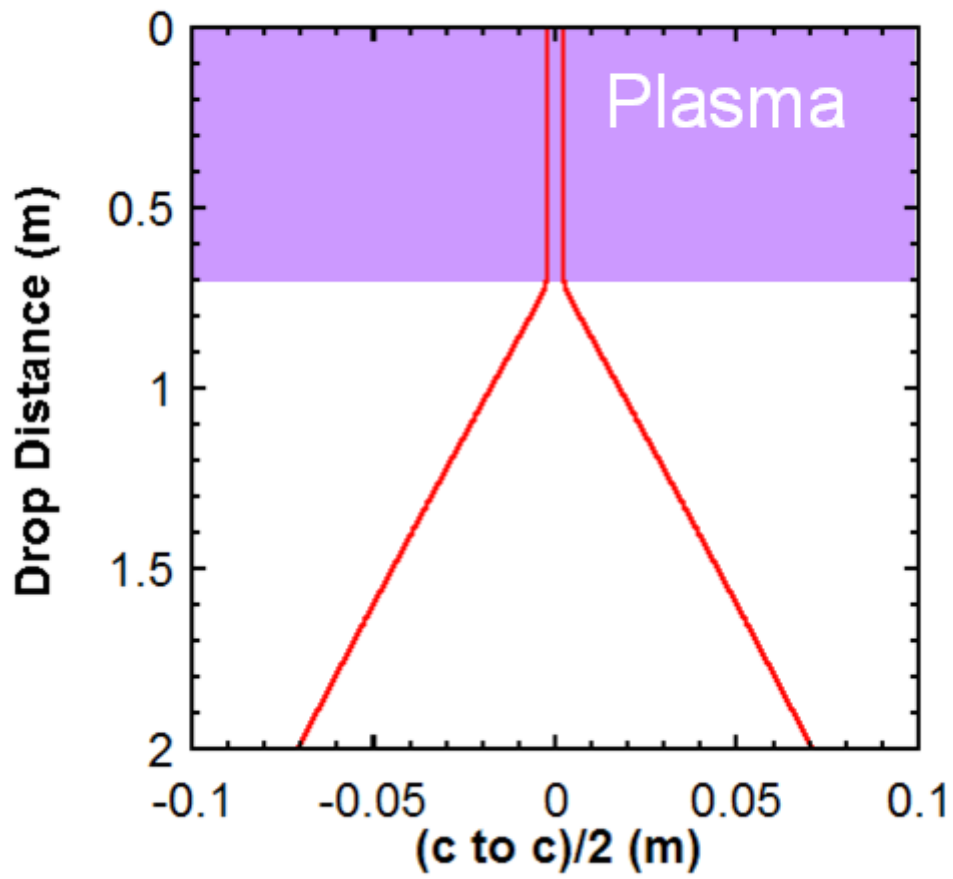


図 3-2-15 FFHR-c1 のプラズマ条件における、2つのペブルの重力とクーロン力によって予測される軌跡。プラズマ中ではデバイ遮蔽が働いている。



### 3.3. ペブル流の遮蔽率計測実験

易融金属ペブルダイバータでは、耐熱負荷性能向上のため、核融合出力 380 MW の場合の FFHR-c1 の条件で直径 4 mm 以上のペブル流を流す必要がある。3.2 節で行ったペブル流へのプラズマ照射実験では、ペブル径や流量に応じて、ペブル流によるイオンフラックスの減衰が変化するという結果となった。セラミックペブルダイバータの先行研究では、高い遮蔽率が得られることが実験的に示され、また実験結果を説明するモデルによって、遮蔽率がペブル径、数流量、落下速度、落下距離に依存することが明らかになっているが、これらは直径 1 mm の小さいペブルを用いて 40 cm 程度の落下距離において行われた実験であり、REVOLVER-D2 で想定されているペブル径 5 mm かつ落下距離 5 m で高い遮蔽率を達成する設計を行うためには、モデルの拡張と実験による検証が必要であった。本節では、レーザ計測器を用いてペブル流による遮蔽率を計測し、ペブル径、落下距離ごとの遮蔽率依存性を調べた結果について述べる。

#### 3.3.1. 遮蔽率の計算モデル

セラミックペブルダイバータの先行研究では、直径 1 mm 程度のペブルをスリットから 40 cm ほど落下させる実験が行われており、100%に近い高い遮蔽率が得られること、また実験結果がランベルト・ベールの法則より導出されたペブル流による遮蔽率の計算モデルとよく一致していることが示されている[3-3]。以下、計算モデルについて述べる。

図 3-3-1 のように、光度 $I_0$ の光が、幅 $w$ 、高さ $\Delta h$ 、奥行き $d$ で半径 $r$ の粒子が一定密度 $n$ で存在している領域を通った後の平均光度を $I$ とすると、ランベルト・ベールの法則より、

$$I = I_0 \exp(-a_\lambda d) \dots (3.3.1)$$

ここで、分光吸収係数 $a_\lambda$ はペブル投影面積が $\pi r^2$ なので、

$$a_\lambda = \pi r^2 n e_\lambda \dots (3.3.2)$$

と表せる。ペブルにプラズマが接触した場合、完全に遮断され则认为ると、吸収効率 $e_\lambda = 1$ である。また、ペブルの数流量を $N$ とすると

$$n = \frac{N \Delta t}{w d \Delta h} \dots (3.3.3)$$

である。ここで、 $\Delta t$ は、ペブルが高さ $h$ から $\Delta h$ 落下するのにかかる時間であり、高さ $h$ での落下速度を $v_0$ とすると、

$$t = \frac{-v_0 + \sqrt{v_0^2 + 2gh}}{g} \dots (3.3.4)$$

$$t + \Delta t = \frac{-v_0 + \sqrt{v_0^2 + 2g(h + \Delta h)}}{g} \dots (3.3.5)$$

$$\Delta t = \frac{\sqrt{v_0^2 + 2g(h + \Delta h)} - \sqrt{v_0^2 + 2gh}}{g} \dots (3.3.6)$$

となる。透過率は $I/I_0$ なので、式(3.3.1)、(3.3.2)、(3.3.3)、(3.3.4)より遮蔽率  $SR$  は、

$$SR = 1 - \frac{I}{I_0} = 1 - \exp\left(-\frac{2\pi r^2 N}{w} \frac{1}{\sqrt{v_0^2 + 2g(h + \Delta h)} + \sqrt{v_0^2 + 2gh}}\right) \dots (3.3.7)$$

と表せる。この式より、遮蔽率増大に寄与するのはペブル径、数流量であり、遮蔽率減少に寄与するのは落下速度、落下距離であることがわかる。しかし、体積流量、あるいは質量流量が等しい場合、数流量はペブル径の 3 乗に反比例するため、同一流量でのペブル径の増大は遮蔽率の低下に繋がる。ペブル径が大きい場合、数流量増大を図るには奥行き $d$ を増大させる必要がある。ただし、ペブルの拡散が無ければペブル流の範囲はノズルの鉛直方向断面積に等しいため、本章では、ペブル流の計測方向に垂直な幅 $w$ と奥行き $d$ は、それぞれノズルの幅と奥行きに等しいとする。

### 3.3.2 遮蔽率のペブル径依存性

遮蔽率のペブル径依存性を調べるため、透過型レーザ判別センサによる遮蔽率計測実験を行った。ペブル流は NW25 のボールバルブ (内径 23 mm) を用いて形成した。

図 3-3-2 に装置の概要図、図 3-3-3 に装置の写真、図 3-3-4 にノズル部分の概要図を示す。透過型レーザ判別センサにはキーエンスの IB-30 を用いた。これは波長 660 nm、幅 30 mm のシート状のレーザ光を投光器から発生させ、受光器側に届いたレーザ光の光量に応じた電圧信号の変化を時間分解能 1/2,000 s で測定可能な装置である。今回は直径 3 mm 及び 5 mm のアルミナボール (密度 3,600 kg/m<sup>3</sup>) を用いて、異なる 2 箇所において同時計測を行った。結果を図 3-3-5 に示す。これらの結果について、電圧が一定となっている部分について、電圧を遮蔽率に変換し、落下距離、ペブル径ごとにまとめ、(3.3.7)式と比較したものが図 3-3-6 である。今回の計測はシートレーザを用いて平面上を通過する光量を計測しているため、 $\Delta h$  はペブルがシートレーザを通過する時間 $\Delta t$ の間に進む距離 $\Delta h = 2r$  mmとした。初速度 $v_0$ と質量流量 $\rho Q$ は測定値である $v_0 = 1.2$  m/s、 $\rho Q = 0.17$  kg/sの測定値を用いた。またペブル一

つあたりの体積 $V_{\text{pebble}} = \rho \left(\frac{4}{3}\pi r^3\right) m^3$ であるので、数流量 $N = \rho Q / V_{\text{pebble}}$ として求めた。こ

のように、実験結果は式(3.3.7)とよく一致した。この結果より、ペブル径や流量が変動する場合でも遮蔽率は先行研究と同様にランベルト・ベールの法則から求めた式で見積もりが可能であることが実験的に示された。

### 3.3.3. FFHR-c1 に実装可能な遮蔽率の実証

前節の通り、実験結果はランベルト・ベールによる式とよく一致した。ここから FFHR-c1 で想定している落下距離 5 m の位置における遮蔽率を予測すると、今回の実験と同様のノズルを使う場合、直径 5 mm のペブルでは遮蔽率は 4.5 % となり、例えば 80 % を超える遮蔽率を達成するためには  $0.8 > 1 - (1 - 0.045)^{n_{\text{nozzle}}}$  を解くとノズル  $n_{\text{nozzle}} = 36$  本必要となる。この場合、使用したノズル内径の値だけで 0.8m を超え、実装には広い領域が必要となる。遮蔽率を増大し装置をコンパクトにする手段として、流量を上げることが考えられる。この流量増大による遮蔽率向上の効果を確認するため、内径の大きいスリット形式のノズルを作成し、同様の実験を行った。使用したノズルを図 3-3-7 に示す。板の上にペブルを溜め、板を抜いてペブルを流す機構である。これを用いて、直径 5 mm のペブルで遮蔽率計測実験を行った。結果を図 3-3-8 に示す。この図では縦軸は遮蔽率 =  $(5 \text{ V} - \text{測定電圧})/5 \text{ V}$  の値である。5 V が遮蔽率 0 %、0 V が遮蔽率 100 % を表すため、この関係が成り立つ。図 3-3-5 と波形が異なるのは、ノズル形状が異なるためである。電圧、即ち遮蔽率が一定となる部分について、落下距離と遮蔽率の関係を記し、式(3.3.7)と比較したものが図 3-3-9 である。初速度、質量流量については  $v_0 = 0.36 \text{ m/s}$ 、 $\rho Q = 0.81 (d = 30 \text{ mm}), 1.08 (d = 40 \text{ mm}), 1.38 (d = 50 \text{ mm}) \text{ kg/s}$  の測定値を用いた。実験結果で得られた遮蔽率は式(6.7)より低い値となった。

本実験で用いたレーザ判別センサの測定可能幅は 30 mm であり、ノズルの幅  $w$  も 30 mm であるため、ペブルが少しでも拡散する場合は、一部のペブルが計測可能領域から外れる。3.2 節で述べた通り、クーロン力の影響がほぼ無い状態の実験でも、ペブル流のうちの 10 % はノズル径よりも外側に拡散した。図 3-3-10 のような、ペブルが拡散する体系を考え、ノズルから出たペブル領域が水平方向に拡散する速度を  $v_x$ 、ペブルの存在する領域でのペブル密度を  $\rho$  と仮定する。初速度  $v_0$  で鉛直下向きに落下する場合、 $t$  秒後の  $z$ ,  $x$  座標を表すと、

$$z = \frac{1}{2}gt^2 + v_0t \dots (3.3.8)$$

$$t = \frac{-v_0 + \sqrt{v_0^2 + 2gz}}{g} \dots (3.3.9)$$

$$x = v_x t \dots (3.3.10)$$

となる。ここで、ペブル初期数流量  $N(t = 0)$  を用いて、 $z$  落下した後の領域内ペブル数  $N_{\text{rem}}$  を表すと、

$$N_{\text{rem}} = N \frac{w}{w + x} \dots (3.3.11)$$

と表せる。 $v_x = 0.05 \text{ m/s}$ と仮定し、これに(3.3.8)、(3.3.9)、(3.3.10)、を代入したものを式(3.3.7)の数流量に置き換え、補正した結果と実験結果との比較を図 3-3-11 に示す。この通り、拡散率を考慮すると、実験結果と遮蔽率の予測式はよく一致した。この拡散が FFHR-c1 でも同様に発生する場合は 5 m 落下した際の遮蔽率も下がってしまうが、FFHR-c1 で想定されているペブル落下ノズルは本実験条件のものよりも広いため、拡散によるリミター領域からのペブル損失はペブルベッド全体の端でしか発生しない。加えて、落下速度も 10 m/s と本実験条件の 27 倍程度であるため、問題は薄いと考えられる。

これらの結果を踏まえて、本実験と同様のペブル径、単位面積当たりの質量流量を持つペブル落下装置を FFHR-c1 で想定されている落下距離 5 m に適用することを考える。図 3-3-12 に、5 m 落下した際の遮蔽率とノズル幅の関係を示す。プラズマ照射方向に対する必要なノズル幅は、先行研究[3-3]や本実験の結果のようにペブル径に対し一定幅以上のノズル幅で流量とノズル幅が比例すると考えられると、220 mm 以上である。(6.7)式を 5 m まで延長したものを図 3-3-13 に示す。ここでは初速度  $v_0 = 0.36 \text{ m/s}$ 、単位面積  $dw$  当たりの体積流量  $Q/dw = 0.25 \text{ m/s}$  の本実験での値としている。これより、 $d = 220 \text{ mm}$  以上であれば遮蔽率 80 % 以上、 $d = 310 \text{ mm}$  以上であれば遮蔽率 90 % 以上が期待できる。これにより、実際の核融合炉においても高い遮蔽率が達成可能なことが示された。

#### 3.3.4. ペブル流の遮蔽率まとめ

透過型レーザ判別センサを用いて、ペブル流の遮蔽率のペブル径依存性を測定する実験を行った。ランベルト・ベールによる式を用いたペブル遮蔽率の見積もりについて、先行研究で実験との比較が行われたのは直径 1mm のペブルのみについてであったが、本研究で、直径 3 mm、5 mm のペブルにおいても実験結果との良い一致が得られることが明らかとなった。この実験条件と同様の単位面積  $dw$  当たりの質量流量  $\rho Q/dw = 906.6 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$  のノズルを使う場合、直径 5 mm のペブルでは、FFHR-c1 で想定している落下距離 5 m の位置における遮蔽率は奥行き  $d = 220 \text{ mm}$  で 80 %、 $d = 310 \text{ mm}$  で 90 % と予測され、実際の核融合炉においても十分な遮蔽率が達成可能なことが示された。

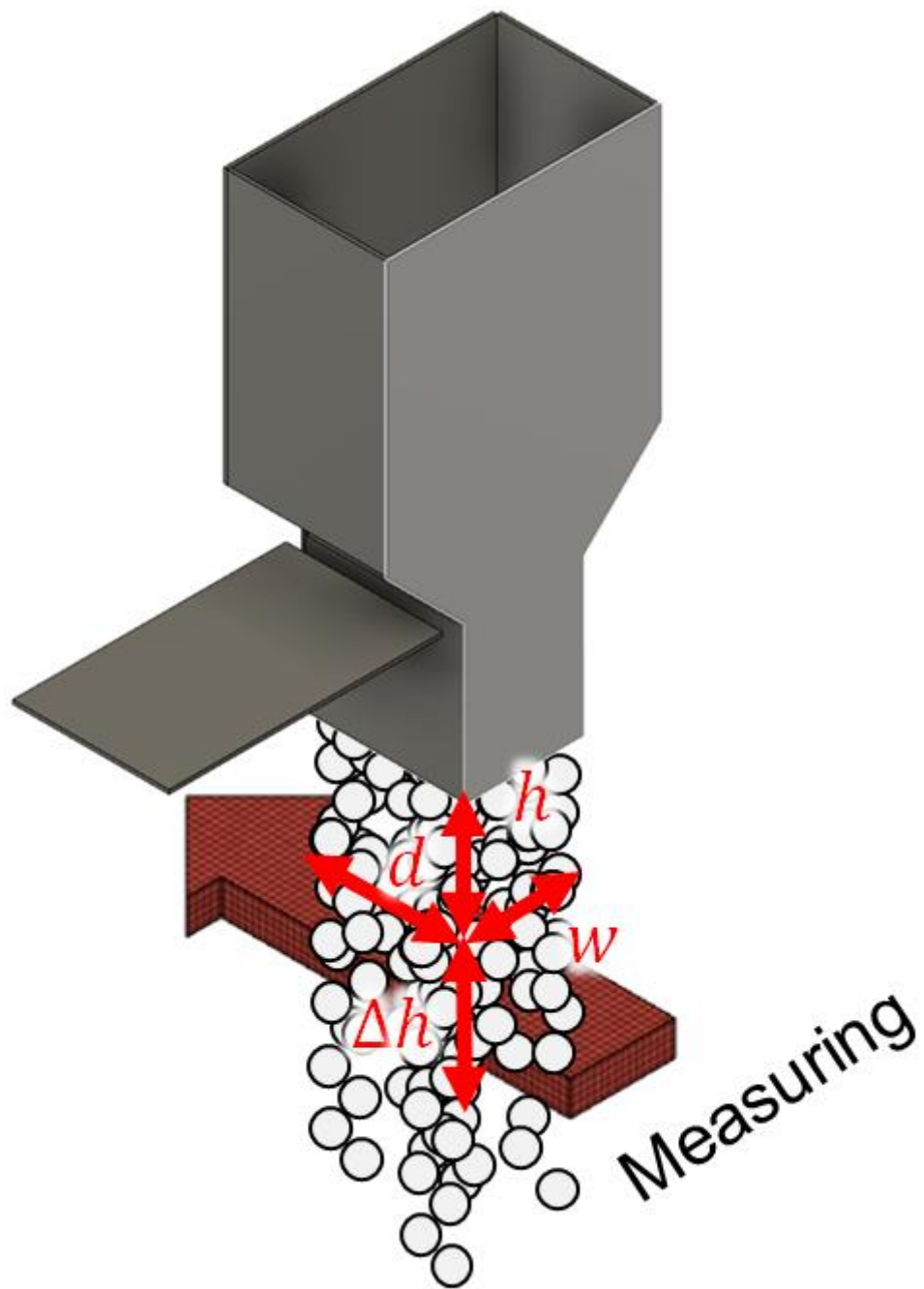


図 3-3-1 落下ペブル流による光の遮蔽を表したモデル図。計測領域は、落下距離 $h \sim h + \Delta h$ 、計測方向から見て幅 $w$ 、奥行き $d$ の直方体の範囲である。この中に $\Delta t$ 秒の間存在する $N\Delta t$ 個のペブルによる遮蔽率を計測する。

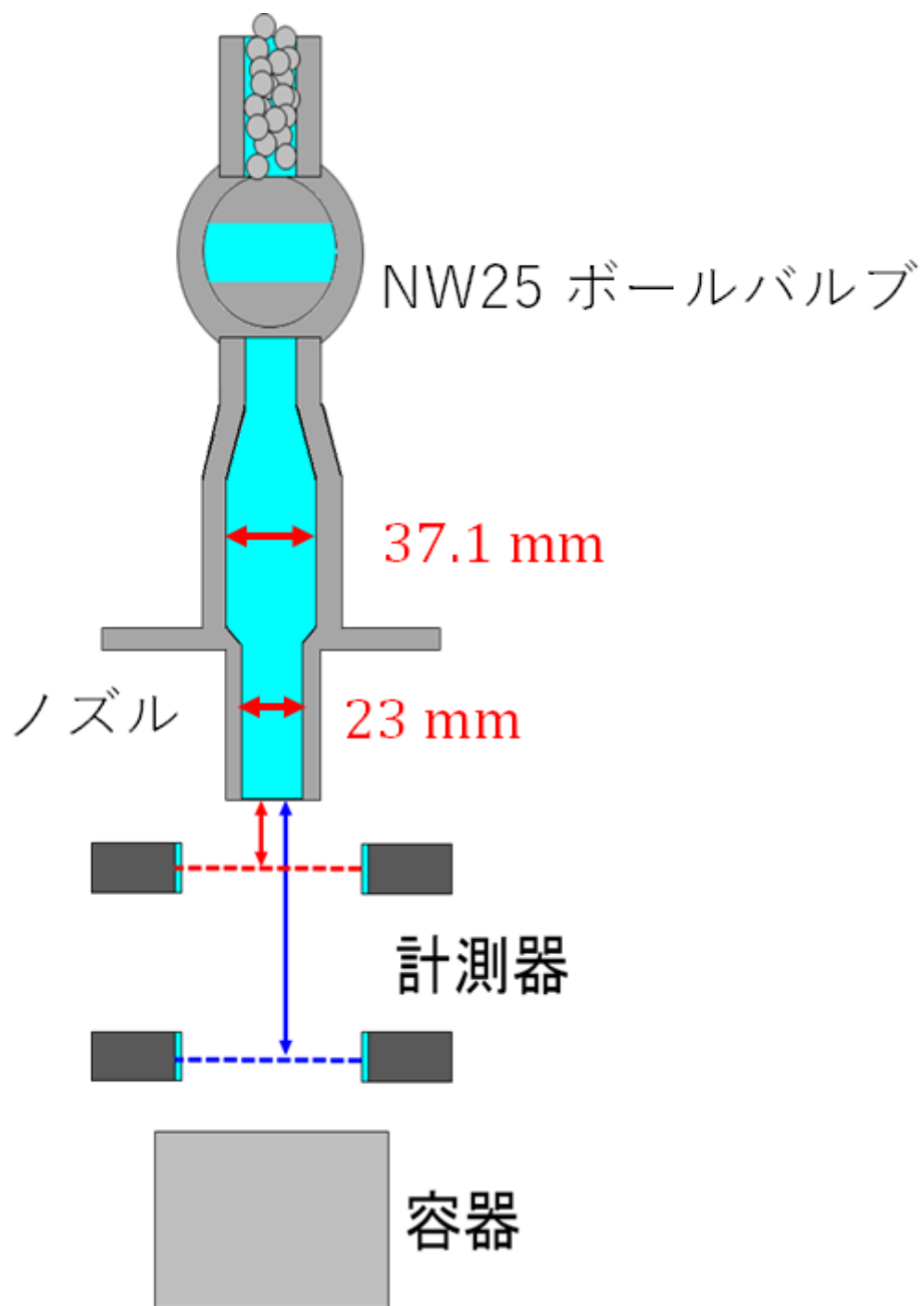


図 3-3-2 ペブル流の遮蔽率計測に用いた実験装置の概要図。ボールバルブを開くことでペブル流を形成する。ペブル流は設置されている過型レーザ判別センサの投光器と受光器の間を流れ、ペブル流によって変化した光量を計測することで遮蔽率を測定する。

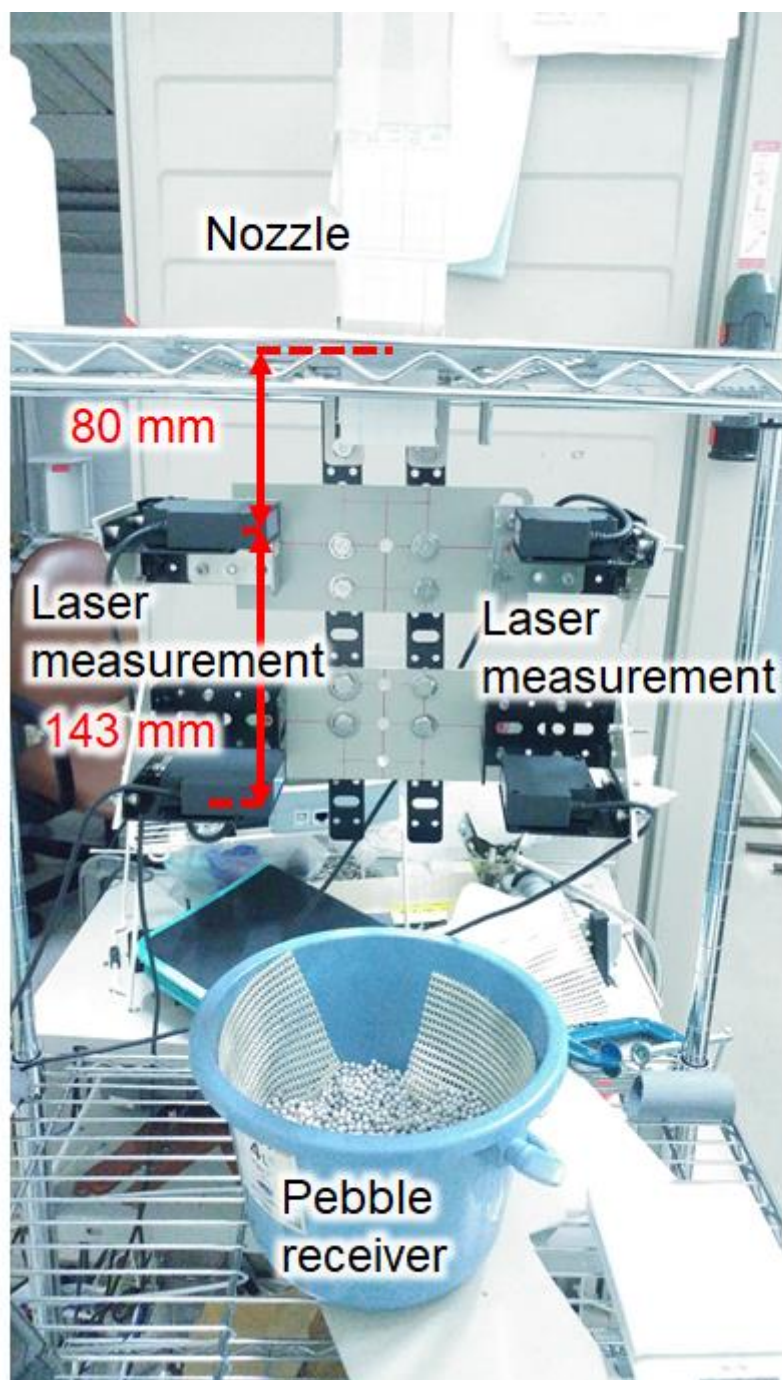


図 3-3-3 遮蔽率計測実験装置写真。

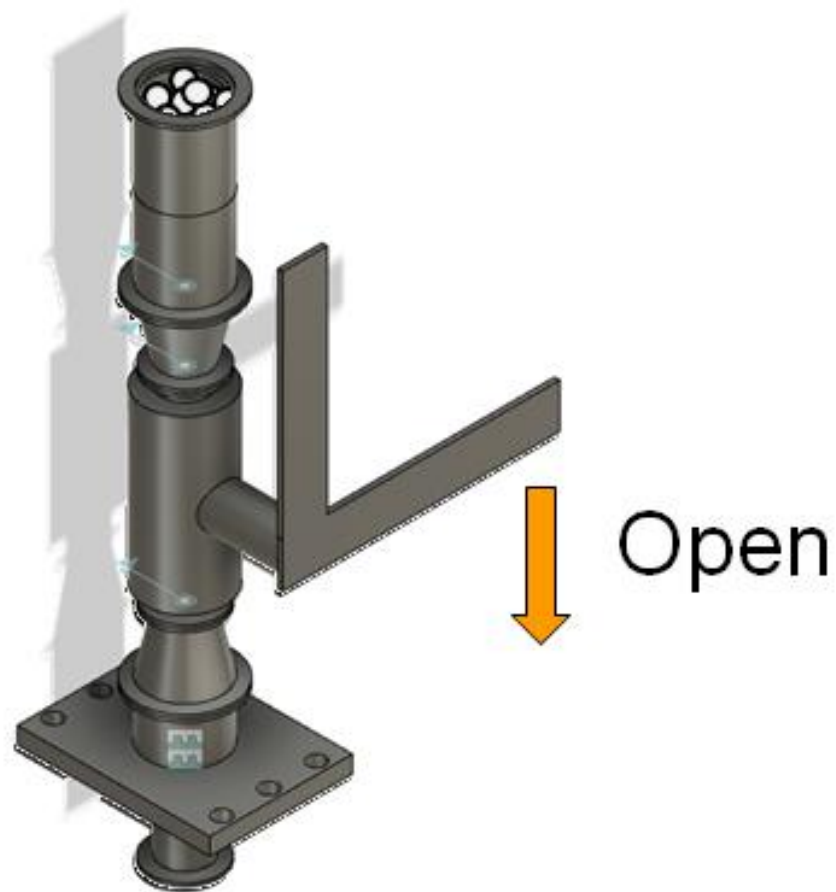


図 3-3-4 遮蔽率計測実験装置のノズル部分。



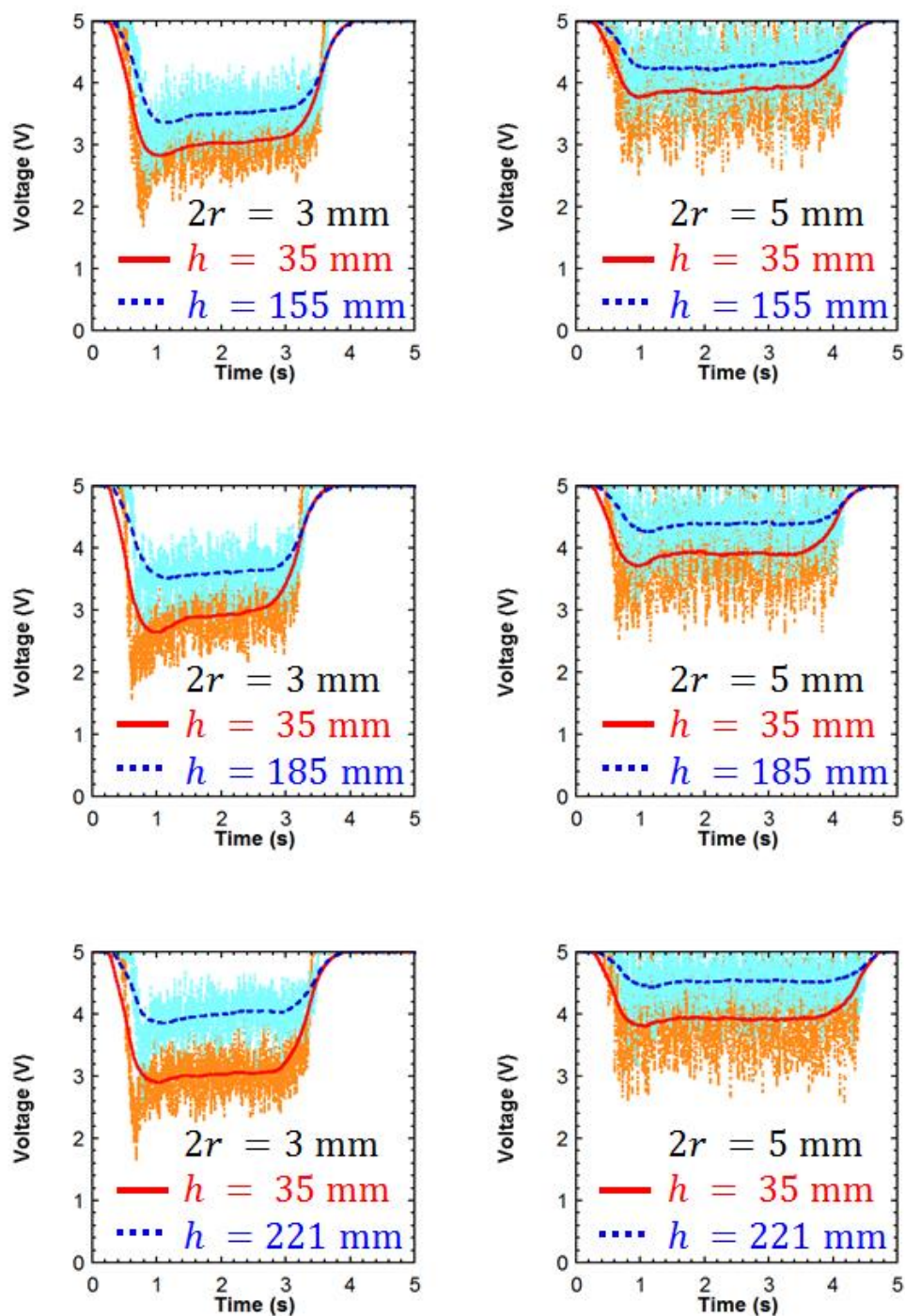


図 3-3-5 ボールバルブを用いた遮蔽率測定結果の一例。縦軸の電圧は透過率と対応し、5 V が 100 %、0 V が 0 %である。 $2r$  はペブル直径、 $h$  はノズルからセンサまでの距離を示す。

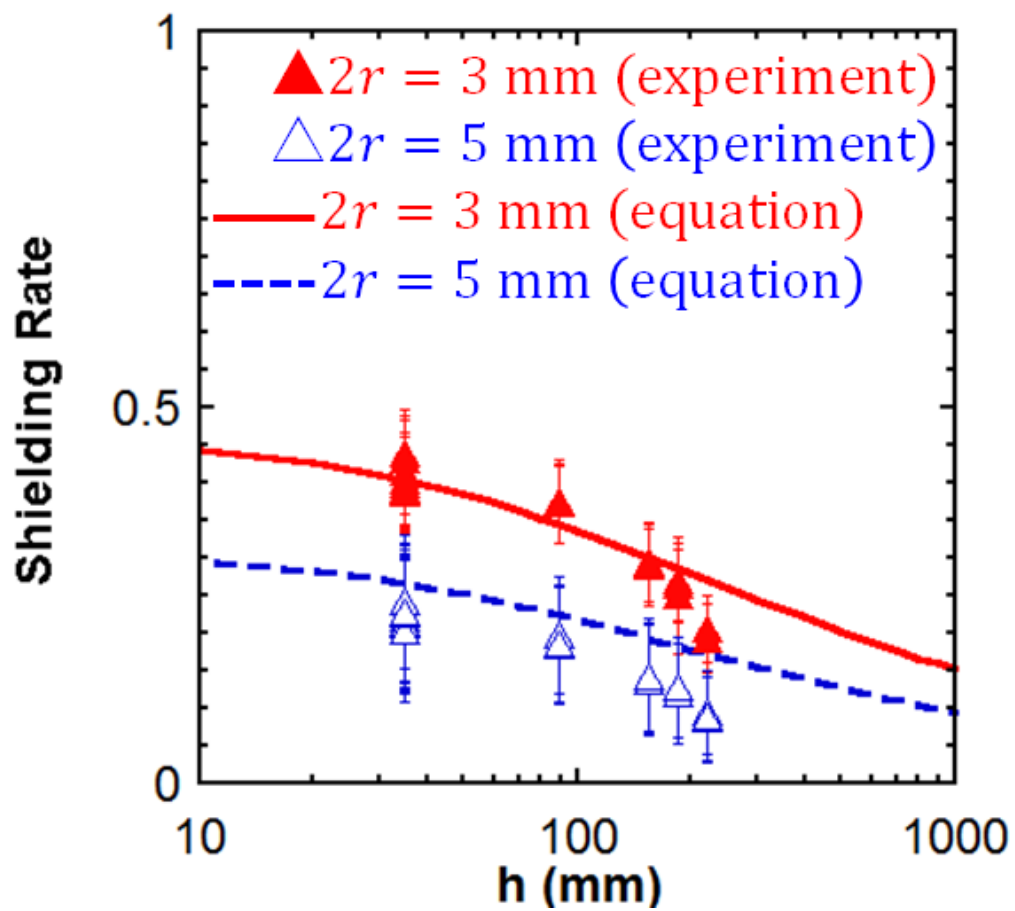


図 3-3-6 ランベルト・ベールの法則の法則より得られた式(3.3.7)による遮蔽率の予測値とボールバルブを用いた実験結果との比較。流量、初速度は実験値を用いている。実線、▲がペブル直径 3 mm、点線、△がペブル直径 5 mm の場合を示す。

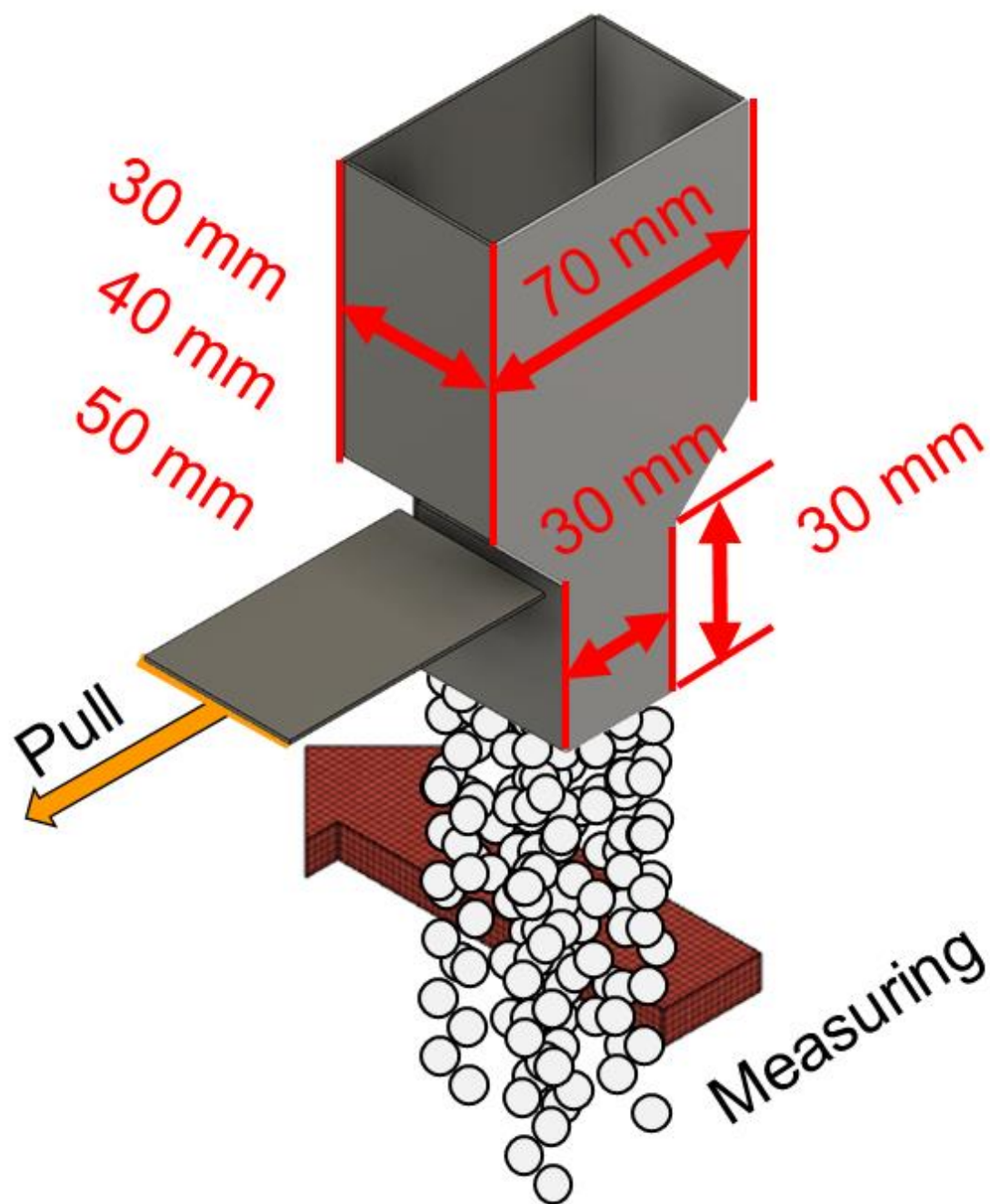


図 3-3-7 流量増大のため使用したスライド型ノズルの概要。使用したノズルの計測方向の幅は 30 mm、40 mm、50 mm であった。

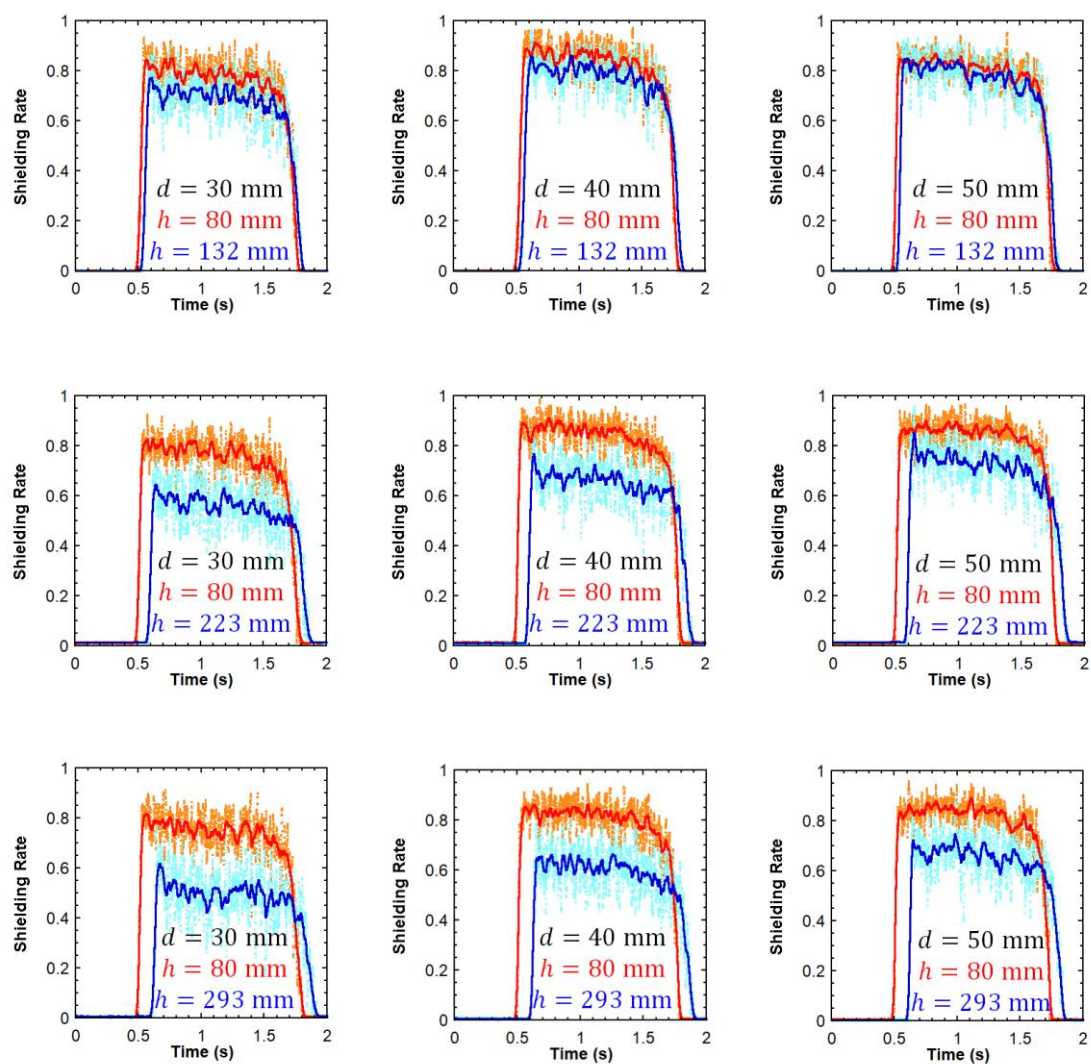


図 3-3-8 スライドノズルを用いて測定した結果の一例。縦軸は遮蔽率、横軸は経過時間である。 $d$  はスリット幅、 $h$  はペブルをせき止めている板からセンサまでの距離を示す。

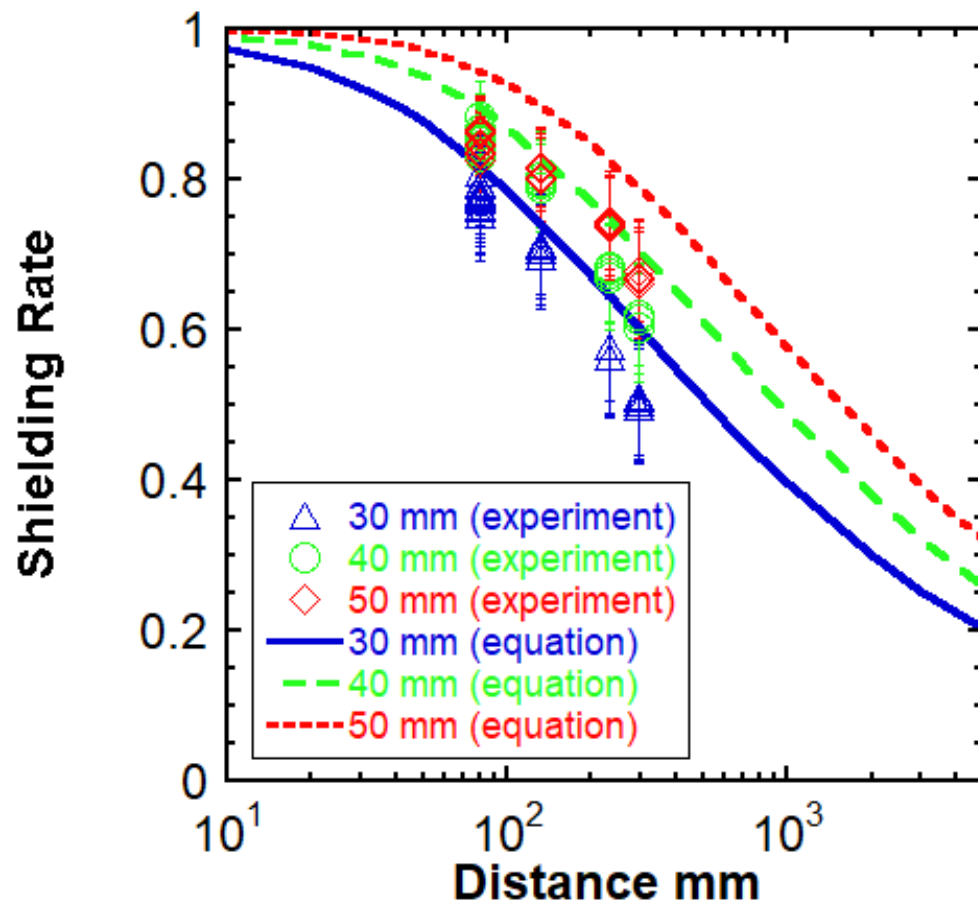


図 3-3-9 ランベルト・ベールの法則より得られた式(3.3.7)による遮蔽率予測値とスライドノズルを用いた実験結果との比較。流量、初速度は実験値を用いている。実線、△がスリット幅  $d = 30$  mm、破線、○がスリット幅  $d = 40$  mm、点線、◇がスリット幅  $d = 50$  mm の場合を示す。

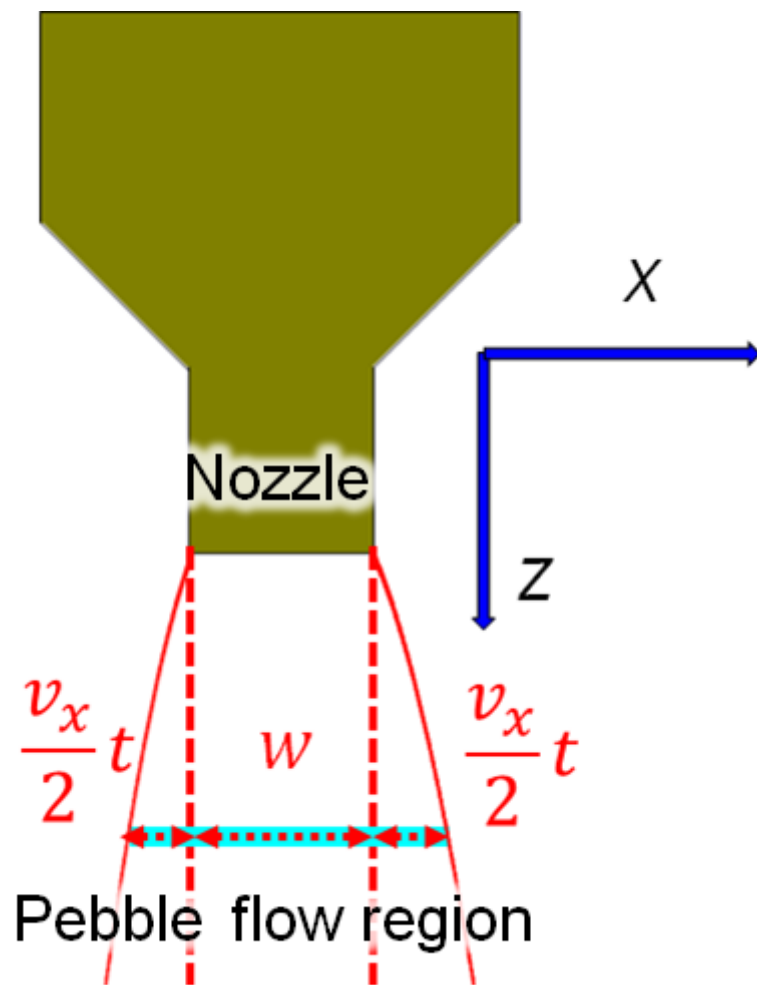


図 3-3-10 ノズルから落下するペブルが存在する領域が横方向への速度 $v_x$ での拡散を考慮した場合の概要図。

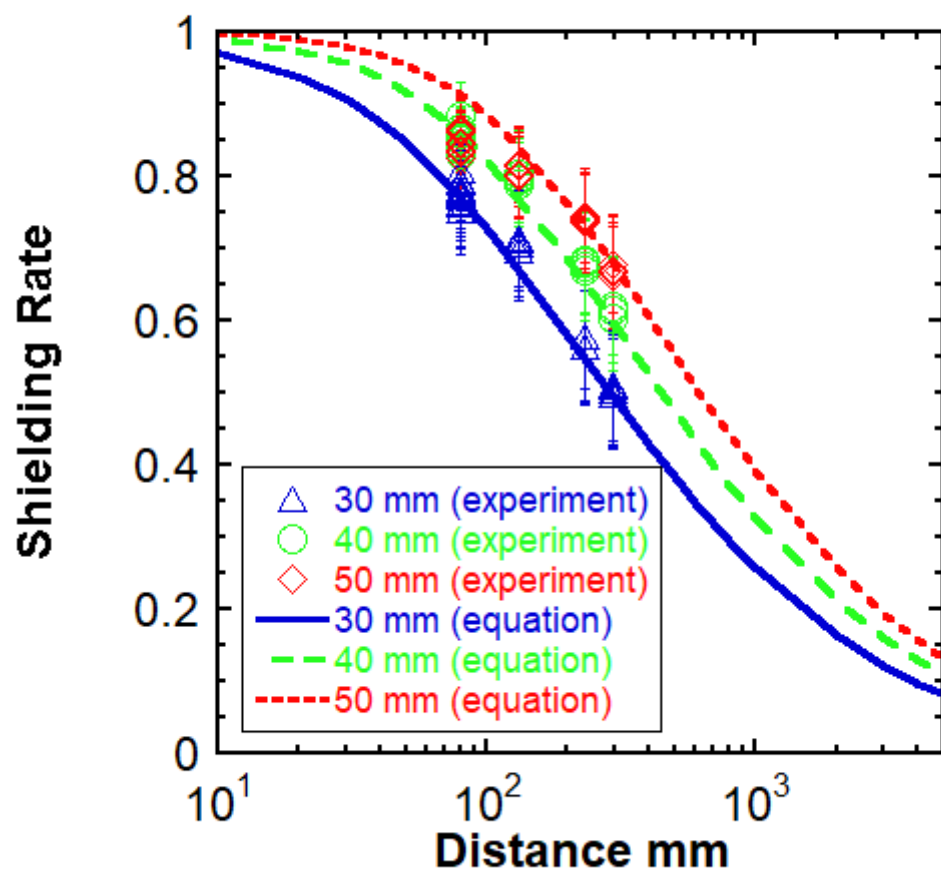


図 3-3-11 ペブル拡散による測定領域外へのペブル損失を考慮してランベルト・ベールの法則より得られた式(3.3.7)を補正して得られた遮蔽率の予測値と実験結果との比較。流量、初速度は実験値を用いている。実線、△がスリット幅  $d = 30$  mm、破線、○がスリット幅  $d = 40$  mm、点線、◇がスリット幅  $d = 50$  mm の場合を示す。



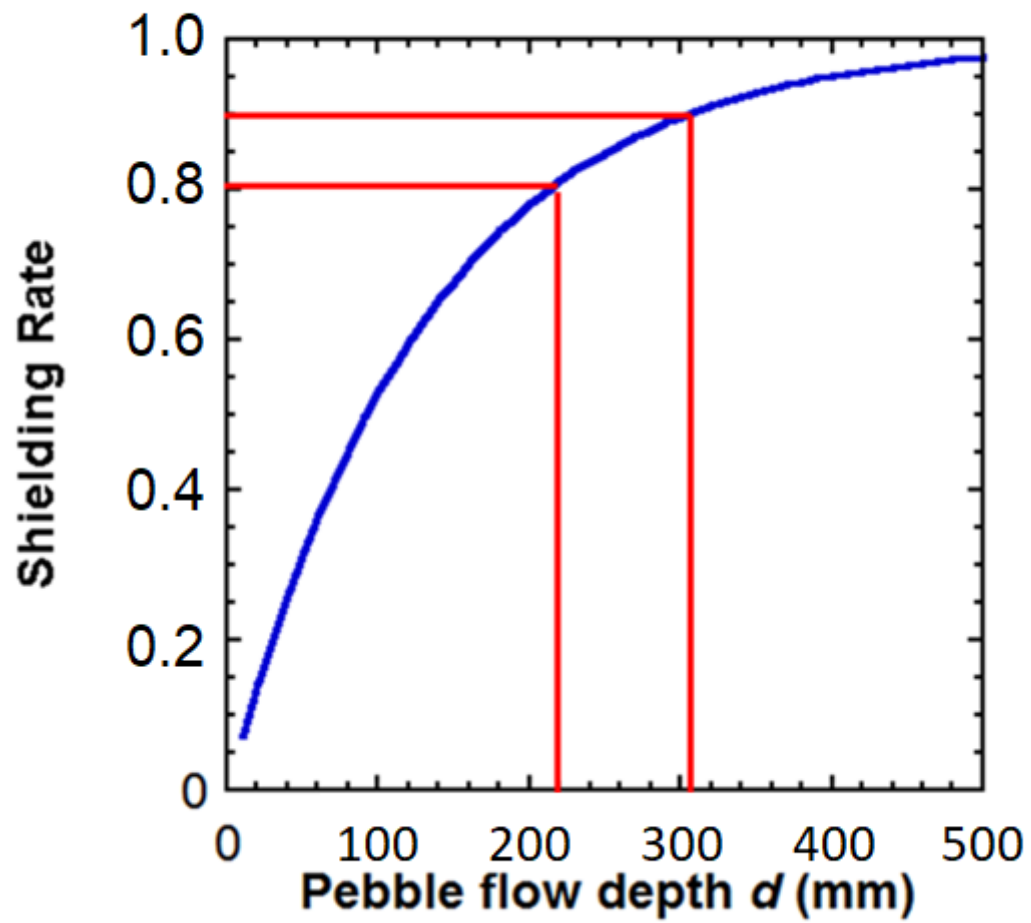


図 3-3-12 スライドノズルを用いた実験での単位面積当たりの流量、ペブル直径  $2r = 5$  mm とした場合のノズル奥行き  $d$  と遮蔽率の関係。



### 3.4. 本章結果の FFHR-cl への適用

本章の結果を考慮し、横長断面エルゴディック層内側における REVOLVER-D2 の各ユニットの設置位置を決定する。図 3-4 に示す通り、熱負荷の集中する中心 10 箇所に、主半径 7.7 m の位置を中心とした、底面 310 mm×310 mm の四角柱型の領域を確保する。エルゴディック層の 5 m 上に 310 mm×310 mm の正方形のノズルを設置し、ここから  $0.25 \text{ m/s} \times 310 \text{ mm} \times 310 \text{ mm} \times 7,365 \text{ kg/m}^3 = 637 \text{ ton/h}$  の流量でスズペブル流を落下させる。ペブル流による遮蔽率は 90 %、リミターによる熱負荷低減率は 80 %であるため、ダイバータ板に流れる平均熱流束は  $4.5 \text{ MW/m}^2 \times 1 - (0.9 \times 0.8) = 1.26 \text{ MW/m}^2$  まで低減できる。ヘリカルダイバータでは熱流束の勾配があり、最大値を平均値の 10 倍とすると最大熱流束は  $12.6 \text{ MW/m}^2$  となる。この値は、低放射化フェライト鋼を使用した場合の固体水冷却式ダイバータの許容熱負荷  $5 \text{ MW/m}^2$  を上回るため、他の熱負荷低減方法の併用は必要ではあるものの、その大部分の熱負荷がペブル流によって低減可能であるため、易融金属ペブルダイバータを実際の核融合炉に適用する意味はあるといえる。ペブルの拡散に関しては、3.2 節で述べたペブル帯電でのクーロン力による拡散から見積もり、ペブルを受け止める溶融スズプールはエルゴディック層下 1.3 m の位置でペブル落下用ノズルの周囲 70 mm を含む領域とした。一方遮蔽率も考慮して決定した総流量は、 $637 \text{ ton/h} \times 10 = 6370 \text{ ton/h}$  と 2 章で除熱性能のみから見積もった値の 5.5 倍近くとなった。このためペブル製造過程で必要なシャワーヘッドの面積も 5.5 倍になる。しかし、シャワーヘッドの位置はペブル流の直下に設置する必要は無いため、装置中心から離れた位置に設置することで必要な面積が確保可能である。このため、総流量の増大は設計上の問題とはならない。また、ペブル径 5 mm と必要落下速度 10 m/s は最も熱負荷を受けると予測される領域で見積もった値であり、ペブル落下ユニットの外側部分によって熱負荷が低減されていると予測されるペブル落下ユニットの中心部分やプラズマ下流の領域など、熱負荷が比較的小さい領域では、ペブル落下速度を下げる事が可能である。このため必要総流量の低減に加え、さらなる遮蔽率上昇も期待できる。

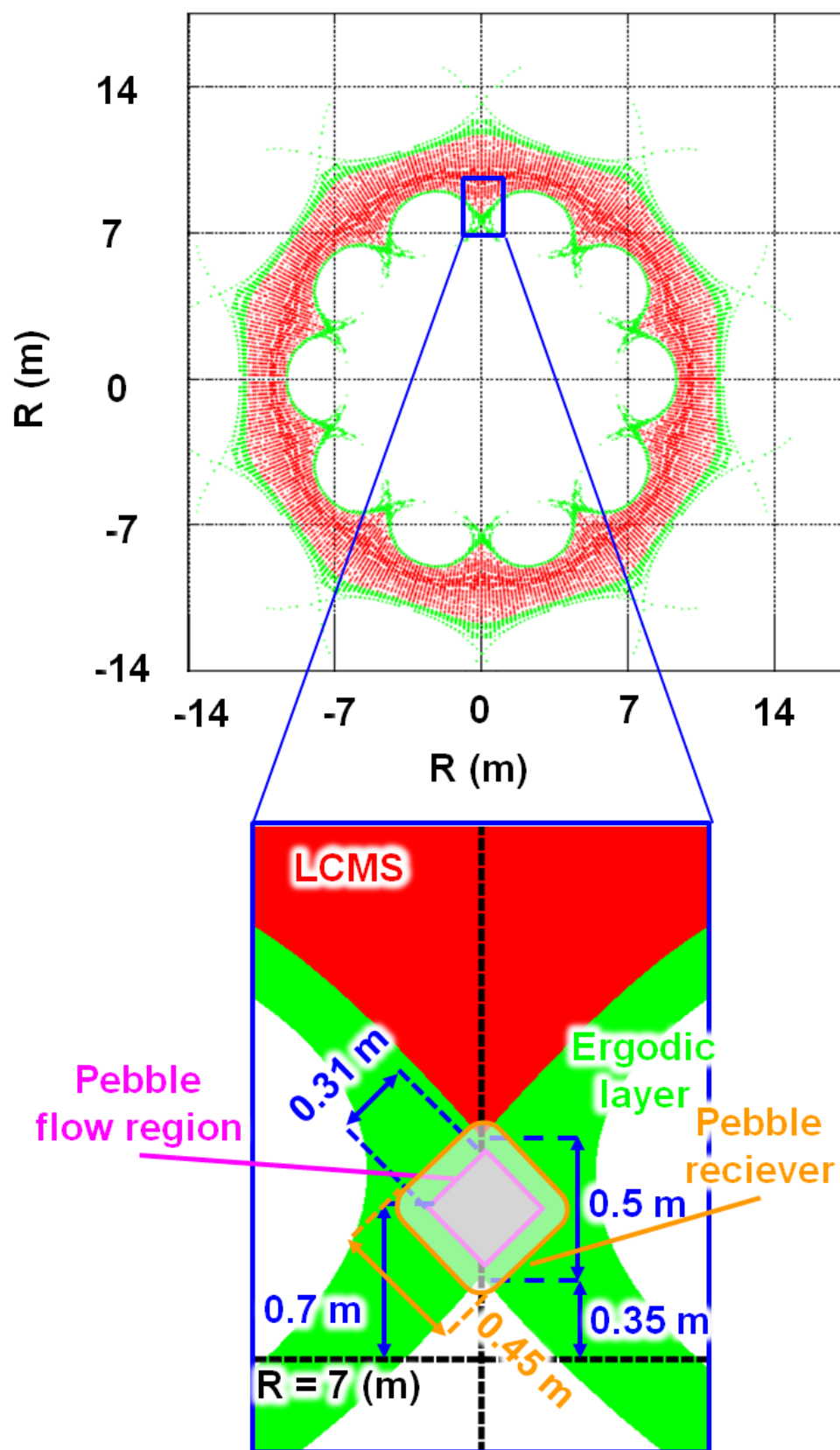


図 3-4 FFHR-cl におけるスズペブル流ユニットとペブル受けの設置位置。



## 第4章 総括

高い除熱性能を実現可能で核融合炉の高放射線環境下でも運転可能なダイバータの実現を目標とし、液体金属ダイバータ REVOLVER-D のための噴流の安定化及び連続流化、液体金属噴流に働く MHD 効果検証実験、液体金属ダイバータとペブルダイバータの概念を融合させた新たな易融金属ペブルダイバータの概念設計と課題抽出、大粒径ペブル量産手法の確立、金属ペブル流へのプラズマ照射実験、ペブル流による遮蔽率の高さ及びペブル径依存性計測実験を行った。

1 章で述べた通り、LHD では横長断面上の主半径 2.75 m の位置にリミターを設置することでリミターを設置しない場合に比べて従来のヘリカルダイバータに到達する粒子数、エネルギー流入を 80 %以上減衰可能であることが得られていた[1-42]。また、FFHR-c1 における液体金属ダイバータ REVOLVER-D のシャワーユニットは、LHD の横長断面上の主半径 2.75 m の位置に相当する主半径 7.7 m の位置に設置する計画であった。また、2 章で述べた通り、易融金属ペブルダイバータにおける必要なペブル径は、核融合出力 380 MW の FFHR-c1 の条件で直径 4 mm 以上であったため、より高い許容熱負荷が見込める直径 5 mm を条件として概念設計を行った。3.2 節で述べた通り、ペブル流によってプラズマの粒子数減衰が可能であることが実験的に示された。3.3 節で述べた通り、ランベルト・ベールの法則による遮蔽率の式は、先行研究[3-3]の条件以外でもペブル径や落下距離が異なる場合でも成立することが実験的に示され、直径 5 mm のペブル流の場合、単位面積当たりの体積流量が 0.25 m/s、スリット幅が 310 mm あればノズルより 5 m 下の領域でも遮蔽率 90 %が実現可能であることがわかった。

また、ペブル流によってダイバータ板への総熱負荷は低減できるが、3.2 節のプラズマ計測の結果より、電子温度は減衰していないと考えられるため、ダイバータへはパルス的にはあるが高熱負荷がかかると予測される。発電を目的とする FFHR-d1 の場合ではヘリカルプラズマによるダイバータ板への定常熱負荷の最大値は 270 MW/m<sup>2</sup>と考えられているため、この熱負荷を低減するためのプラズマ温度の低減及び、高熱負(30~270 MW/m<sup>2</sup>)荷の短パルス照射時のダイバータ板の寿命評価などは今後の課題である。ペブル製造時に不付着するシリコーンオイル成分の蒸発によるプラズマ温度の低減などを期待したい。

また、本研究では成立性に大きく関わる課題に関して取り組んだが、他の重要である課題としては、スズへの水素同位体の蓄積、スズのスパッタリング(特にシリコーンオイル成分のケイ素との反応)、熱負荷印加時にペブルに生じる温度分布、それを解消するためのペブル落下時の回転誘起手法の確立、ペブル製造時に付着した冷媒成分のプラズマ中における影響、FFHR-d1 を考慮した大粒径液滴滴下ノズルの開発などが存在する。他に、放射化に関しては、ペブル落下用ノズルやペブル受け容器などの交換は必要であるが、ターゲットのスズは放射化しても使いまわす構想であるが、スズの放射化特性と配管などに及ぼす影響の調査は今後の課題である。

## 結論

高い定常熱負荷に耐えることが可能で、MHD 効果の影響を受けず、高い遮蔽率の実現が可能な新たなダイバータ概念、“易融金属ペブルダイバータ”の提案と概念設計、重要課題に対する実証研究を行い、易融金属ペブルダイバータの成立性を示す、という目的で研究を行った。概念設計を通じて必要なペブル径や流量といった要求仕様を明確化し、易融金属ペブルダイバータ実現のために必要な課題を抽出した。これらの中でも特に重要である大粒径ペブル製造方法の確立、ペブル流によるプラズマ遮断の実証、プラズマがペブル落下挙動に及ぼす影響の検証、ペブル流によって達成可能な遮蔽率の検証のため、シリコーンオイルを用いたペブル製造、ペブル流へのプラズマ照射、ペブル流による遮蔽率の落下距離及びペブル径依存性調査の3つの実験を行った。

このうち、大粒径ペブル製造方法の確立については、高動粘度冷媒を使用することで、FFHR-c1 で必要とされるペブル径 4~5 mm の球状ペブルの量産に成功し、炉内でのペブル製造への見通しを得た。またペブル流によって達成可能な遮蔽率の検証に関しては、ランベルト・ベールの法則に基づく理論式での予測が FFHR-c1 で使用する直径 5 mm のペブルでも成立することを実験的に実証した。これにより FFHR-c1 でも十分な遮蔽率が得られることを確認した。ペブル流へのプラズマ照射実験に関しては、電子温度の低減、帯電時に働くクーロン力の検証に関しては課題が残るもののペブル流によってプラズマ粒子を遮断し、ヘリカルダイバータに到達する熱負荷を低減できることを実証した。これにより、易融金属ペブルダイバータの設計成立性についての見通しが得られ、実際に FFHR-c1 に適用可能な設計条件も明らかとなった。

今後はペブルへの熱負荷試験による熱除去性能の実証、落下ペブルの回転誘起手法の確立によるペブル温度上昇の均一化、ペブルから発生するスズ、シリコーンオイル由来の不純物による蒸気遮蔽効果の検証、FFHR-d1 への適用を考慮した大粒径液滴滴下ノズルの開発等の課題に取り組み、装置設計の具体化及び最適化を着実に進めることで、ダイバータ熱負荷問題を解決し、核融合発電に向けた大きな一歩を得ることは十分に可能であるといえる。



## 参考文献

- [1-1] 電気事業連合会、“発電設備と発電電力量”、2020年1月7日更新、2020年1月8日閲覧、“<https://www.fepc.or.jp/smp/nuclear/state/setsubi/index.html>”
- [1-2] 電気事業連合会、“電気事業のデータベース (INFOBASE) — 電力データ”、2020年1月9日更新、2020年1月10日閲覧  
”<https://www.fepc.or.jp/library/data/infobase/pdf/infobase2018.pdf>“
- [1-3] IAEA, “Uranium 2018”, <https://www.oecd-neo.org/ndd/pubs/2018/7413-uranium-2018.pdf>,  
2018年12月13日更新、2020年1月8日閲覧
- [1-4] “電気事業連合会、電力、発電、原子力、プルサーマル、放射性廃棄物、新エネルギー、地球温暖化対策”、2017年01月05日閲覧、2016年12月28日更新
- [1-5] 近藤育朗・栗原研一・宮健三、“核融合エネルギーのはなし”、日刊工業新聞社、1996年12月
- [1-6] 国立研究開発法人産業技術総合研究所、“地質ニュース 670号、60—69頁、2010年6月、海水、かん水からのリチウムの吸着回収技術”、2017年7月12日更新、2020年1月10日閲覧、“[https://www.gsj.jp/data/chishitsunews/2010\\_06\\_11.pdf](https://www.gsj.jp/data/chishitsunews/2010_06_11.pdf)”
- [1-7] D. E. Baldwin and B. G. Logan, “Improved Tandem Mirror Fusion Reactor”, physical review letters, volume **43**, number **18**, (1979) 1318
- [1-8] L. Spitzer, “The stellarator concept”, The Physics of Fluids 1, (1958) 253
- [1-9] 核融合科学研究所、“大型ヘリカル装置計画 / 核融合科学研究所”、2018年8月26日更新、2020年1月9日閲覧、“[https://www-lhd.nifs.ac.jp/pub/LHD\\_Project.html](https://www-lhd.nifs.ac.jp/pub/LHD_Project.html)”
- [1-10] S. Suzuki, M. Akiba, M. Saitou, Journal of Plasma and Fusion Research, “ダイバータの構造を理解する”, Vol.82, No.10 October 2006,” 2006年10月27日更新、2020年1月9日閲覧,”[http://www.jspf.or.jp/Journal/PDF\\_JSPF/jspf2006\\_10/jspf2006\\_10-699.pdf](http://www.jspf.or.jp/Journal/PDF_JSPF/jspf2006_10/jspf2006_10-699.pdf)”
- [1-11] M. Kobayashi, Y. Feng, S. Masuzaki, T. Morisaki, N. Ohyabu, H. Yamada, A. Komori, O. Motojima and LHD experimental Group, “Modelling of Impurity Transport in Ergodic Layer of LHD”, Contrib. Plasma Phys. 48 No.1-3 (2008) 255-259
- [1-12] S. Morita, C. F. Dong, M. Kobayashi, M. Goto, X. L. Huang, I. Murakami, T. Oishi, E. H. Wang, N. Ashikawa, K. Fujii, M. Hasuo, H. Kasahara, D. Kato, F. Koike, S. Masuzaki, H.A. Sakaue, T. Shikama, N. Yamaguchi and the LHD Experiment Group, “Effective screening of iron impurities in the ergodic layer of the Large Helical Device with a metallic first wall”, Nucl. Fusion 53 (2013) 093017
- [1-13] 関昌弘、“核融合炉工学概論”、日刊工業新聞社、2001年9月、p184
- [1-14] J. Schlosser, F. Escourbiac, M. Merola, S. Fouquet, P. Bayetti, J. J. Cordier, A. Grosman, M. Missirlian, R. Tivey and M. Rödig, “Technologies for ITER divertor vertical target plasma facing components” Nucl. Fusion 45 (2004) 512.
- [1-15] S. Masuzaki and N. Asakura, J. Plasma Fusion Research, “Divertor”, Vol.94, 11 (2018)

- [1-16] S. Masuzaki, T. Morisaki, N. Ohyabu, A. Komori, H. Suzuki, N. Noda, Y. Kubota, R. Sakamoto, K. Narihara, K. Kawahata, K. Tanaka, T. Tokuzawa, S. Morita, M. Goto, M. Osakabe, T. Watanabe, Y. Matsumoto, O. Motojima and the LHD Experimental group, “The divertor plasma characteristics in the Large Helical Device”, Nucl. Fusion 42 (2002) 750.
- [1-17] M. Shoji, S. Masuzaki, M. Kobayashi, M. Goto, T. Morisaki, H. Yamada, A. Komori, A. Iwamae, A. Sakaue and LHD Experiment Group, “Investigation of the Helical Divertor Function and the Future Plan of a Closed Divertor for Efficient Particle Control in the LHD Plasma Periphery”, Fusion Sci. Tech. 58 (2010) 208.
- [1-18] J. Miyazawa, S. Masuzaki, R. Sakamoto, B. J. Peterson, N. Tamura, M. Goto, M. Kobayashi, M. Shoji, T. Akiyama, H. Yamada & LHD Experiment Group, “Density Limits for the Core and Edge Plasmas Related to the Local Temperatures in LHD”, Fusion Sci. Tech. 58 (2010) 200.
- [1-19] J. Roth, “Sputtering of limiter and divertor materials”, J. Nucl. Mater. 176-177 (1990) 132-141.
- [1-20] A. Sagara, T. Tanaka, T. Muroga, H. Hashizume, T. Kunugi, S. Fukada and A. Shimizu, “Innovative Liquid Breeder Blanket Design Activities in Japan”, Fusion Sci. Tech. 47 (2005) 524.
- [1-21] S. Mirnov, “Plasma-wall interactions and plasma behavior in fusion devices with liquid lithium plasma facing components”, J. Nucl. Mater. 390-391 (2009) 876.
- [1-22] G. Mazzitelli, M.L. Apicella, A. Alexeyev, FTU Team, “Heat loads on FTU liquid lithium limiter”, Fusion Eng. Des. 86 (2011) 580.
- [1-23] F.L. Tabarés, E. Oyarzabal, D. Tafalla, A. B. Martin-Rojo, D. Alegre, A. de Castro and TJ-II Team, “First liquid lithium limiter biasing experiments in the TJ-II stellarator”, J. Nucl. Mater. 463 (2015) 1142.
- [1-24] H.W. Kugel, J. P. Allain, M. G. Bell, R. E. Bell, A. Diallo, R. Ellis, S. P. Gerhardt, B. Heim, M. A. Jaworski, R. Kaita, J. Kallman, S. Kaye, B. P. LeBlanc, R. Maingi, A. McLean, J. Menard, D. Mueller, R. Nygren and L. Zakharov, “NSTX plasma operation with a liquid lithium divertor”, Fusion Eng. Des. 87 (2012) 1724.
- [1-25] M. Ida, H. Nakamura, H. Nakamura, H. Nakamura, K. Ezato and H. Takeuchi, “Thermal-hydraulic characteristics of IFMIF liquid lithium target”, Fusion Eng. Des. 63-64 (2002) 333.
- [1-26] M.A. Abdou, The APEX TEAM A. Ying, N. Morley, K. Gulec, S. Smolentsev, M. Kotschenreuther, S. Malang, S. Zinkle, T. Rognlien, P. Fogarty, B. Nelson, R. Nygren, K. McCarthy, M. Z. Youssef, N. Ghoniem, D. Sze, C. Wong, and T. Uchimoto, “On the exploration of innovative concepts for fusion chamber technology”, Fusion Eng. Des. 54



(2001) 181.

- [1-27] B. Badger, M. A. Abdou, R. W. Boom, R. G. Brown, E. T. Cheng, R. W. Conn, J. M. Donhowe, L. A. El-Guebaly, G. A. Emmert, G. R. Hopkins, W. A. Houlberg, A. B. Johnson, J. H. Kamperschroer, D. Klein, G. L. Kulcinski, R. G. Lott, D. G. McAlees, C. W. Maynard, A. T. Mense, G. R. Neil, E. Normand, P. A. Sanger, W. E. Stewart, T. Sung, I. N. Sviatoslavsky, D. K. Sze, W. F. Vogelsang, L. J. Wittenberg, T. F. Yang, and W. D. Young, 'UWMAK-I - A Wisconsin Toroidal Fusion Reactor Design' UWFD-68(1974). <http://fti.neep.wisc.edu/pdf/fdm68.pdf>
- [1-28] R.W. Moir, "HyLife-II inertial confinement fusion power plant design", Particle Accelerators 37-38 (1992) 467.
- [1-29] J.C. Schmitt, R. E. Bell, D. P. Boyle, B. Esposti, R. Kaita, T. Kozub, B. P. LeBlanc, M. Lucia, R. Maingi, R. Majeski, E. Merino, S. Punjabi-Vinoth, G. Tchilingirian, A. Capece, B. Koel, J. Roszell, T. M. Biewer, T. K. Gray, S. Kubota, P. Beiersdorfer, K. Widmann, and K. Tritz, "High performance discharges in the Lithium Tokamak eXperiment with liquid lithium walls", Phys. Plasmas 22 (2015) 056112.
- [1-30] D.N. Ruzic, W. Xu, D. Andruczyk, and M.A. Jaworski, "Lithium-metal infused trenches (LiMIT) for heat removal in fusion devices", Nucl. Fusion 51 (2011) 102002.
- [1-31] G.Z. Zuo, J. Ren, J. S. Hu, Z. Sun, Q. X. Yang, J. G. Li, L. E. Zakharov, D. N. Ruzic, and the HT-7 team, "Liquid lithium surface control and its effect on plasma performance in the HT-7 tokamak", Fusion Eng. Des. 89 (2014) 2845.
- [1-32] M. Shimada and Y. Hirooka, "Actively convected liquid metal divertor", Nucl. Fusion 54 (2014) 122002.
- [1-33, 3-2] S.V. Mirnov and V.A. Evtikhin, "The tests of liquid metals (Ga, Li) as plasma facing components in T-3M and T-11M tokamaks", Fusion Eng. Des. 81 (2006) 113.
- [1-34] F. Okino, R. Kasada, S. Konishi, "Study on flow instability for feasibility of a thin liquid film first wall", Fusion Eng. Des. 89 (2014) 1054.
- [1-35] K. Maki, 'Tokamak Concept Innovations' IAEA-TECDOC-373 (1986) 87. 2006年8月7日更新、2020年1月1日閲覧  
"http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/\_Public/17/056/17056491.pdf"
- [1-36] Y. Hirooka, M. S. Tillack, "Modular Application of Moving-Belt Plasma-Facing Components for Particle and Heat Removal from a Steady-State Fusion System", Fusion Tech. 34 (1998) 946.
- [1-37, 2-9] M. Isobe, K. Matsuhiro, Y. Ohtsuka, Y. Ueda, M. Nishikawa, Nucl. Fusion 40 (2000) 327.
- [1-38, 2-10] M. Isobe, Y. Ohtsuka, Y. Ueda, and M. Nishikawa, "Multilayer pebbles for application to new divertor systems", J. Nucl. Mater. 258-263 (1998) 745.
- [1-39] N. Gierse, J.W. Coenen, C. Thomser, A. Panin, Ch. Linsmeier, B. Unterberg, and V. Philipps, "Conceptual study of ferromagnetic pebbles for heat exhaust in fusion reactors with short

- power decay length”, Nuclear Materials and Energy **2** (2015) 12.
- [1-40] J. Miyazawa, T. Goto, T. Murase, T. Ohgo, N. Yanagi, H. Tanaka, H. Tamura, T. Tanaka, S. Masuzaki, R. Sakamoto, J. Yagi, A. Sagara, and the FFHR Design Group, “Conceptual design of a liquid metal limiter/divertor system for the FFHR-d1”, Fusion Eng. Des. **125** (2017) 227.
- [1-41] P.J. Smith, “Chemistry of TIN”, Springer Science+Business Media B.V (1998)
- [1-42] M. Kondo and Y. Nakajima, “Boiling points of liquid breeders for fusion blankets”, Fusion Eng. Des. **88** (2013) 2556.
- [1-43] G. Kawamura, J. Miyazawa, T. Goto, M. Shoji, S. Masuzaki, Y. Auzuki and Y. Feng, “Application of EMC3-EIRENE to Estimation of Influence of a Liquid Metal Limiter on an LHD-Type Fusion Plasma”, Plasma Fusion and Research **13** (2018) 3403034
- [2-1] F. Okino, K. Noborio, Y. Yamamoto, S. Konishi, “Vacuum sieve tray for tritium extraction from liquid Pb–17Li”, Fusion Eng. Des. **87** (2012) 1014.
- [2-2] M. J. Assael, A. E. Kalyva, K. D. Antoniadis, R. M. Banish, I. Egry, J. Wu, E. Kaschnitz, and W. A. Wakeham, “Reference Data for the Density and Viscosity of Liquid Copper and Liquid Tin”, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol. 39, No. 3, 033105, 2010.
- [2-3] Galinstan – Wikipedia, 2020 年 1 月 18 日更新、2020 年 1 月 24 日閲覧  
[”https://en.wikipedia.org/wiki/Galinstan.”](https://en.wikipedia.org/wiki/Galinstan)
- [2-4] J. C. Crittenden, R. R. Trussell, D. W. Hand K. J. Howe, G. Tchobanoglous., “MWH's Water Treatment: Principles and Design, Third Edition” (John Wiley & Sons, Inc, 2012)
- [2-5] E. Matsuo, The PhD Dissertation of University of Tsukuba, 2013. “ナトリウム冷却高速炉における熔融炉心冷却性に関する研究”, [”http://hdl.handle.net/2241/00122776”](http://hdl.handle.net/2241/00122776)
- [2-6] T. Ohgo, et al., “Study on Jets Stabilized by Inserting Internal Flow Resistances for the Liquid Metal Divertor in the Helical Fusion Reactor”, Plasma Fusion and Research **13** (2018) 1405003
- [2-7] T. Goto, T. Ohgo, and J. Miyazawa, “Experimental Study on MHD Effect of Liquid Metal Sheath Jet for the Liquid Metal Divertor REVOLVER-D”, Plasma Fusion and Research **14** (2019) 1405092
- [2-11, 3-3] T. Okui, K. Matsuhira, and N. Nishikawa, “Performance characteristics of pebble flow for pebble divertor”, Fusion Eng. Des. **61-62** (2002) 203
- [2-12] T. C. Lipscombe and C. E. Mungan, “The Physics Teacher Vol. 50”, April 2012, 2020 年 1 月 24 日更新、2020 年 1 月 24 日閲覧  
[”https://www.usna.edu/Users/physics/mungan/\\_files/documents/Publications/TPT20.pdf”](https://www.usna.edu/Users/physics/mungan/_files/documents/Publications/TPT20.pdf)
- [2-13] T. Ohgo, T. Goto and J. Miyazawa, “A New Divertor System Using Fusible Metal Pebbles”, Plasma Fusion and Research **14** (2019) 3405050
- [2-14, 3-1-4] 信越シリコーン | カタログダウンロード KF-96 性能試験結果, 2015 年 4 月 14 日更新、2020 年 1 月 10 日閲覧  
[”https://www.silicone.jp/catalog/pdf/kf96\\_j.pdf”](https://www.silicone.jp/catalog/pdf/kf96_j.pdf)
- [2-15] T. Goto, J. Miyazawa, H. Tamura, T. Tanaka, R. Sakamoto, C. Suzuki, R. Seki, S. Satake, and

- M. Nunami, M. Yokoyama, “Conceptual design of a compact helical fusion reactor FFHR-c1 for the early demonstration of year-long electric power generation”, Nucl. Fusion **59** (2019) 076030.
- [3-1-1] H. R. Pruppacher and K. V. Breard, “A wind tunnel investigation of the internal circulation and shape of water drops falling at terminal velocity in air”, Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society 96 (1970) 247-256
- [3-1-2] S. S. Hwang, Z. Liu, Rolf D. Reitz, “BREAKUP MECHANISMS AND DRAG COEFFICIENTS OF HIGH-SPEED VAPORIZING LIQUID DROPS”, Atomization and Sprays 6 (1996) 353-376
- [3-1-3] W R. Lane, “Industrial and Engineering Chemistry” 43 (1951) 1312-1317
- [3-2-1] A. Tonegawa, M. Ono, Y. Morita, H. Ogawa, T. Shibuya, K. Kawamura, and K. Takayama, “Observation of molecular assisted recombination via negative ions formation in a divertor plasma simulator, TPDSHEET-IV”, Journal of Nuclear Material **313-316** (2003) 1046-1051
- [3-2-2] T. Takimoto F. Ishikawa, T. Iijima, A. Tonegawa, K. Sato, and K. Kawamura, “Experimental simulation of the Super-X divertor for detached plasma using TPD-Sheet IV”, Fusion Engineering and Design 124 (2017) 235-238
- [3-2-3] T. Okui, K. Matsuhira, M. Isobe and N. Nishikawa, “Behavior of Falling Pebble for Pebble Divertor”, Fusion Sci. Tech. **39** (2001) 934.
- [3-2-4] Coulomb 相互作用による 2 電荷の運動 - 広島大学 学術情報リポジトリ, 2012 年 10 月 21 日更新、2020 年 1 月 10 日閲覧”[https://home.hiroshima-u.ac.jp/kyam/pages/results/monograph/Ref12\\_Coulomb.pdf](https://home.hiroshima-u.ac.jp/kyam/pages/results/monograph/Ref12_Coulomb.pdf)”

## 投稿論文

### 主著者

- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, MURASE Takanori<sup>2</sup>, “*Study on Jets Stabilized by Inserting Internal Flow Resistances for the Liquid Metal Divertor in the Helical Fusion Reactor*”, Plasma and Fusion Research, Volume 13, 1405003 (2018), <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, “*A New Divertor System Using Fusible Metal Pebbles*”, Plasma and Fusion Research, Volume 14, 3405050 (2019), <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science

### 共著者

- Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>1</sup>, Takeru Ohgo<sup>2</sup>, Nagato Yanagi<sup>1, 2</sup>, Hirohiko Tanaka<sup>3</sup>, Hitoshi Tamura<sup>1</sup>, Teruya Tanaka<sup>1, 2</sup>, Suguru Masuzaki<sup>1</sup>, Ryuichi Sakamoto<sup>1, 2</sup>, Juro Yagi<sup>1, 2</sup>, Akio Sagara<sup>1, 2</sup>, the FFHR Design Group, “*Conceptual design of a liquid metal limiter/divertor system for the FFHR-d1*”, Fusion Engineering and Design, 125 (2017) 227–238, <sup>1</sup>National Institute for Fusion Science, <sup>2</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>3</sup>Nagoya University
- Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takeru Ohgo<sup>2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, “*Experimental Study on MHD Effect of Liquid Metal Sheath Jet for the Liquid Metal Divertor REVOLVER-D*”, Plasma and Fusion Research, Volume 14, 1405092 (2019), <sup>1</sup>National Institute for Fusion Science, <sup>2</sup>The Graduate University for Advanced Studies
- Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Hitoshi Tamura<sup>1</sup>, Teruya Tanaka<sup>1, 2</sup>, Nagato Yanagi<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>1</sup>, Ryuichi Sakamoto<sup>1, 2</sup>, Suguru Masuzaki<sup>1</sup>, Takeru Ohgo<sup>2</sup>, Akio Sagara<sup>1, 2</sup>, the FFHR Design Group, “*Maintainability of the helical reactor FFHR-c1 equipped with the liquid metal divertor and cartridge-type blankets*”, Fusion Engineering and Design, 136 (2018) 1278–1285, <sup>1</sup>National Institute for Fusion Science, <sup>2</sup>The Graduate University for Advanced Studies

## 国際学会発表

- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “*Stabilization of Shower Jets by Inserting Internal Flow Resistances for the Liquid Metal Divertor in the Helical Fusion Reactor FFHR-DI*”, 13<sup>th</sup> International Symposium on Fusion Nuclear Technology, 京都市勧業館, 日本, 2017 年 9 月 25-29 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “*液体金属ダイバータ REVOLVER-D のための内部抵抗を有する噴流の熱特性に関する研究*”, Plasma-Conference 2017, 姫路商工会議所, 日本, 2017 年 11 月 20-24 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “*A study on the thermal property of the jet with internal flow resistance for liquid metal divertor REVOLVER D*”, The 26th International Toki Conference on Plasma and Fusion Research, セラトピア土岐, 日本, 2017 年 12 月 5-8 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, “*A Proposal of Fusible Metal Pebble Divertor Concept*”, 30<sup>th</sup> Symposium of Fusion Technology, Atahotel Naxos Beach, Italy, 2018 年 9 月 16-21 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, “*Pebble Manufacturing by the High Viscosity Liquid Shot Tower Method for the Fusible Metal Pebble Divertor*”, The 27th International Toki Conference on Plasma and Fusion Research & The 13th Asia Pacific Plasma Theory Conference, セラトピア土岐, 日本, 2018 年 11 月 19-22 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Toshikio Takimoto<sup>3</sup>, Akira Tonegawa<sup>3</sup>, “*Plasma Irradiation Experiment on the Metal Pebble Flow in the TPD Sheet IV*”, 14<sup>th</sup> International Symposium on Fusion Nuclear Technology, Budapest Congress Center, Hungary, 2019 年 9 月 22-27 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, <sup>3</sup>Tokai University, 出席・ポスター発表

- Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Toshikio Takimoto<sup>3</sup>, Akira Tonegwa<sup>3</sup>,  
“*Experimental Study on the Plasma Irradiation to the Metal Pebble Flow in the TPDsheet-U*”,  
The 28th International Toki Conference on Plasma and Fusion Research, セラトピア土岐, 日  
本, 2019 年 11 月 5-8 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for  
Fusion Science, <sup>3</sup>Tokai University, 出席・ポスター発表

## 国内学会発表

- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “液液体金属ダイバータのための鉛直自由表面流の安定化に関する研究”, 第 32 回 プラズマ・核融合学会 年会, 名古屋大学東山キャンパス・豊田講堂, 日本, 2015 年 11 月 24-27 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・口頭発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “液体金属ダイバータのための自由表面流の流速に関する数値計算”, 第 11 回核融合エネルギー連合講演会, 九州大学伊都キャンパス, 日本, 2016 年 14-15 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Takanori Murase<sup>2</sup>, “液体金属ダイバータのための内部境界のある自由表面流に関する研究”, 第 33 回 プラズマ・核融合学会 年会, 東北大学青葉山キャンパス, 日本, 2016 年 11 月 29-12 月 2 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・口頭発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, “易融金属ペブルダイバータ REVOLVER-D2 の提案”, 第 12 回核融合エネルギー連合講演会, 滋賀県立県民交流センター, 日本, 2018 年 6 月 28-29 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・ポスター発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, “高粘度液体を使用する散弾製造法を用いた 易融金属ペブルダイバータのためのペブル製造方法に関する研究”, 第 35 回 プラズマ・核融合学会 年会, 大阪大学吹田キャンパス内 コンベンションセンター, 日本, 2018 年 12 月 3-6 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・口頭発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, “高粘度液体を使用する散弾製造法を用いた 易融金属ペブルダイバータのためのペブル製造方法に関する研究”, 第 35 回 プラズマ・核融合学会 年会, 大阪大学吹田キャンパス内 コンベンションセンター, 日本, 2018 年 12 月 3-6 日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, 出席・口頭発表
- ・ Takeru Ohgo<sup>1</sup>, Junichi Miyazawa<sup>1, 2</sup>, Takuya Goto<sup>1, 2</sup>, Toshikio Takimoto<sup>3</sup>, Akira Tonegawa<sup>3</sup>, “TPD Sheet U 装置における金属ペブル流へのプラズマ照射実験”, 第 36 回 プラズマ・

核融合学会 年会, 中部大学 春日井キャンパス, 日本, 2019年11月29日-12月2日, <sup>1</sup>The Graduate University for Advanced Studies, <sup>2</sup>National Institute for Fusion Science, <sup>3</sup>Tokai University, 出席・ポスター発表



## 謝辞

総合研究大学院大学教授 宮澤順一先生には大変お世話になりました。熱心なご指導もさることながら、特に自分の構想を認め、研究テーマとして許可して下さったことは、私の研究を進めていく上で必要な意志に繋がりました。総合研究大学院大学助教 後藤拓也先生には大変お世話になりました。研究を進める上で相談に乗ってくださった他、失敗を助けてくださったこと、泣き言を聞いてくださったことは少なくありませんでした。この大学院生活の 5 年間は大変充実した時間でした。博士課程を続けることができたのはお二方の手厚いご指導に依るものです。また、東海大学教授の利根川昭先生には、共同研究でお世話になりました。装置を使わせていただきありがとうございました。瀧本壽来生様をはじめとする利根川研究室の学生の皆様のおかげでペブル流へのプラズマ照射実験を遂行することができました。研究に対し意見交換をしてくださった NIFS の先生方、書類提出などでお世話になった事務の方々、接してくださった学生の皆様に感謝を申し上げます。