

「革新的ガラス溶融プロセス技術開発」

事業原簿【公開】

担当部	独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構 省エネルギー部
-----	------------------------------------

— 目 次 —

概 要	0-1
プロジェクト用語集	0-4
I. 事業の位置付け・必要性について	
1. NEDOの関与の必要性・制度への適合性	I-1
1.1 NEDOが関与することの意義	I-1
1.2 実施の効果（費用対効果）	I-5
2. 事業の背景・目的・位置づけ	I-7
II. 研究開発マネジメントについて	
1. 事業の目標	II-1
2. 事業の計画内容	II-2
2.1 研究開発の内容	II-2
2.2 研究開発の実施体制	II-22
2.3 研究の運営管理	II-23
2.4 研究開発成果の実用化、事業化に向けたマネジメントの妥当性	II-25
3. 情勢変化への対応	II-26
4. 評価に関する事項	II-27
III. 研究開発成果について	
1. 事業全体の成果	III-1
2. 研究開発項目毎の成果	III-2
① 気中溶解（インフライトメルティング）技術開発	III-2
② ガラスカレット高効率加熱技術開発	III-198
③ ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発	III-203
IV. 実用化、事業化の見通しについて	
1. 実用化、事業化の見通しについて	IV-1
(添付資料)	
・イノベーションプログラム基本計画(抜粋)	V-1
・プロジェクト基本計画(抜粋)	V-7
・技術戦略マップ(分野別技術ロードマップ)(抜粋)	V-16
・省エネルギー技術戦略2009(抜粋)	V-23
・事前評価関連資料(事前評価書、パブリックコメント募集の結果)	V-35
・特許論文リスト(本文中に配置)	III-227

概要

最終更新日	平成25年8月16日
事後評価分科会後に省エネ効果量等を一部修正(平成26年1月16日)	

プログラム (又は施策)名	エネルギーイノベーションプログラム		
プロジェクト名	革新的ガラス溶融プロセス技術開発	プロジェクト番号	P08019
担当推進部/ 担当者	省エネルギー技術開発部 担当者氏名 吉田正明 (H20年4月～H22年6月) エネルギー対策推進部 担当者氏名 池田浩和 (H22年7月～H23年3月) 省エネルギー一部 担当者氏名 米田幹生 (H23年4月～H25年3月) 省エネルギー一部 担当者氏名 石原寿和 (H24年9月～H25年2月)		
0. 事業の概要	<p>将来のガラス製造プロセスにおける革新的な省エネルギー技術として</p> <ul style="list-style-type: none"> ①気中溶解(インフライトメルティング)法によるガラス原料溶解技術 ②カレットの高効率加熱技術 ③インフライトメルティング法によるガラス原料融液とカレット融液とを高速で混合する技術 <p>を開発する。</p>		
I. 事業の位置付け・必要性について	<p>我が国のガラス産業は全産業の約1%に相当するエネルギーを消費するエネルギー多消費型産業である。その量は原油換算で毎年約200万KLにも及び、その大部分がガラス製造における溶融工程で消費されている。また、最近では液晶やプラズマディスプレイなどに用いられる高品質・高付加価値化ガラスの需要が増大の一途にあり、製造にかかるエネルギー消費はますます拡大する傾向にある。約150年前の技術がベースとなり踏襲し改良が続けられたガラス溶融技術は、省エネルギー化への多くの改善がなされたもののすでに限界に達したことから、ガラス製造に係る省エネルギーのための抜本的技術開発が緊急不可欠の課題となっている。</p> <p>独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(以下、「NEDO」という。)委託による「エネルギー使用合理化技術戦略的開発/エネルギー有効利用基盤技術先導研究開発/直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶解技術の研究開発」(平成17年度～平成19年度)において、酸素燃焼炎とプラズマを用いたインフライトメルティング(気中溶解)法による省エネルギー型ガラス溶解技術の有効性が確認された。この成果を踏まえて、ガラス産業における革新的省エネルギー技術を確立するため、エネルギーイノベーションプログラムの一環として本プロジェクトを実施する。</p> <p>本プロジェクトでは、インフライトメルティング法を用いて、短時間でのガラス原料溶解を実現する技術、高速で高効率にカレットを加熱する技術、及びインフライトメルティングにより生成したガラス融液とカレット融液とを高速で攪拌し均質なガラス融液とする技術の開発を行い、ガラス製造プロセスで最もエネルギーを消費するガラス原料溶解工程全般に亘る革新的技術の開発を行うことを目的とする。これらの技術は、省エネルギー分野の技術戦略における技術マップの「超燃焼システム分野」において「高効率加熱技術」「プラズマ加熱」に、また同ロードマップの「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けられている。さらに本技術は、ディスプレイパネル用板ガラスなどを製造する小型の溶解炉から、びんガラス製造に用いられている中規模炉及び建築用や自動車用として大量に製造する大規模炉まで、ガラス製造に関わる溶解プロセスの大半に適用可能な基盤技術の形成が見込まれ、我が国製造業の基盤的競争力の維持強化に資することが期待される。また、インフライトメルティング法は短時間でのガラス溶解法であると同時に溶解炉自体を小型化することも可能であることから、ガラス溶解過程のみならず、製造品種切り替えに要する時間の短縮と切り替え時に生ずる膨大な不良ガラスの排出削減にも貢献し得る省エネルギー技術として期待されている。既に特許等の申請により当該技術が海外においても認知されているところであり、我が国の省エネ対策及び国際競争力を更に高めるためには早急に技術を確立していくことが必要である。</p> <p>本開発プロセスが普及した場合、我が国のガラス業界全体で現行の溶融プロセスでの消費エネルギーを約1/3程度に低減することが期待される。</p>		

II. 研究開発マネジメントについて

事業の目標

<平成24年度最終目標>
①気中溶解（インフライトメルティング）技術開発
(1) 超高効率気中加熱技術の開発
 ・カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における溶融エネルギーとして900kcal/kg-glass以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成する。
 ・液晶用ガラスを溶融エネルギー3,000kcal/kg-glass以下で溶融する。
 ・ガラス原料造粒体1種類以上を支給し、標準的ガラスびん生産品と同等の組成均質性を有するガラスを得る。
(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発
 ・30分以上のハイブリッド加熱連続運転でプラズマ変動±10%以内を達成する。
 ・1種類以上の特殊ガラス溶融におけるプラズマおよび/またはハイブリッド加熱の実用性を判断する。
(3) 共通基板技術
 ・インフライトメルティング条件とガラス融液の性質および清澄とカレットガラス融液との混合との相関に関する科学的知見を収集し評価する。
 ・試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±5%の精度で予測する。
②ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発
 ・カレットのみを原料としてガラスを製造する場合における溶融エネルギーとして1800kcal/kg-glass以下を試験炉で達成するとともに、カレットの1200℃までの昇温時間1分以内を達成する。
 ・粗粒カレットと細粒カレットについて、プロセス全体のエネルギー、設備コスト、ハンドリングの容易さ等を考慮して最適なプロセスを選定する。
③ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発
(1) 攪拌技術の開発
 確立した評価方法で均一に混合するまでの時間として2時間以内を達成する。
(2) 均質性評価技術の開発
 ・泡や成分のムラの代表的大きさの分布を評価する。
 ・気中溶融ガラスの泡とムラを総合的に評価する。

事業の計画内容	主な実施事項	H20fy	H21fy	H22fy	H23fy	H24fy	総額
	気中溶解（インフライトメルティング）技術開発	→					1256
	ガラスカレット高効率加熱技術	→					47
	ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術	→					42
	成果とりまとめ	→					

開発予算 (会計・勘定別に事業費の実績額を記載) (単位:百万円)	会計・勘定	H20fy	H21fy	H22fy	H23fy	H24fy	総額
	一般会計						
	特別会計（一般・電源・需給の別）	需給	需給	需給	需給	需給	
	加速予算（成果普及費を含む）						
契約種類： ○をつける (委託(○)助成())	総予算額	260 (実績)	360 (実績)	250 (実績)	203 (実績)	272 (実績)	1345 (実績)
	(委託)	260 (実績)	360 (実績)	250 (実績)	203 (実績)	272 (実績)	1345 (実績)

開発体制	経産省担当原課	製造産業局住宅産業窯業建材課
	プロジェクトリーダー	井上 悟 独立行政法人物質・材料研究機構 学術連携室 室長
	委託先(*委託先が 管理法人の場合は参加 企業数および参加 企業名も記載)	東洋ガラス株式会社 旭硝子株式会社 独立行政法人 物質・材料研究機構 国立大学法人 東京工業大学 一般社団法人 ニューガラスフォーラム
情勢変化への 対応	定期的(約3ヶ月に1回)に開催している進捗会議を通じてプロジェクトの進捗状況を把握しつつ、事業の実績と成果状況に応じて実施内容の前倒し等を実施した。	
中間評価結果 への対応	実施計画を見直し、参加機関が相互に関係する課題の分担を明確化して連携を強化するとともに、液晶用ガラスおよび着色びんガラスの試験炉での熔融試験、カレットプロセスにおける粒径選定の最適化、LCA評価等の実施内容を新たに盛り込んだ。	
評価に関する 事項	事前評価	H19年度実施 担当部 省エネルギー技術開発部
	中間評価	H22年度実施 担当部 エネルギー対策推進部
	事後評価	H25年度実施 担当部 省エネルギー部
Ⅲ. 研究開発成果 について	<p>①インフライトメルティング技術開発 ソーダ石灰ガラスの熔融エネルギーとして900kcal/kg-glassを達成した。 液晶用ガラスの熔融エネルギーとして3,000kcal/kg-glassを達成した。 標準的びんガラス生産品と同等の組成均質性を有するガラスを得た。 着色びんガラスへの適用も可能であるとの見通しを得た。</p> <p>②ガラスカレット(再生材)高効率加熱技術開発 カレットを粉砕し気中にて加熱する方法により、1200℃までの昇温時間1分以内と1800kcal/kg-glass以下の熔融エネルギーを達成した。 細粒カレットの使用が、びんガラス生産に対して最適とみなされた。</p> <p>③ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発 均質性評価技術と攪拌設備を整え、2時間以内での均質化を達成した。</p>	
	投稿論文、学会発表	「査読付き」14件、「その他」80件
	特 許	「出願済」6件、「登録」0件、「実施」0件(うちPCT国際出願 3件)
	その他の外部発表 (プレス発表等)	42件
Ⅳ. 実用化、事業 化の見通しに ついて	<p>ガラス熔融炉の寿命は3~15年であることから、ガラス産業全体への普及は徐々に進み、2015年よりエレクトロニクス用等の特殊ガラスから実用化が開始される。</p> <p>2015年頃から導入が開始され、2020年には小型炉の約5割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約5割、中型炉の約3割に導入と想定。2030年には、小型炉の約7割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約7割、中型炉の約5割に導入と想定される。</p>	
Ⅴ. 基本計画に関 する事項	作成時期	平成20年3月 制定
	変更履歴	平成20年7月 イノベーションプログラム基本計画の制定により、「(1)研究開発の目的」の記載を改訂 平成23年3月 中間評価結果を踏まえ、2.(2)研究開発の目標及び(別紙)研究開発計画における研究開発内容について改訂。また、文言等の軽微な修正 平成23年7月 根拠法を変更

プロジェクト用語集

1	ソーダ石灰（ソーダライム） ガラス	ケイ砂（ SiO_2 ）、炭酸ナトリウム（ Na_2CO_3 ）、炭酸カルシウム（ CaCO_3 ）を混合して溶融することで製造するガラスの一種。最も汎用的であり、安価である。用途は窓ガラス、ガラスびん、蛍光灯、電球など。
2	無アルカリ硼珪酸ガラス	硼珪酸ガラスの中でも特にアルカリ成分をほとんど含まず、一般のソーダ石灰ガラスに比べ熱膨張率が小さい。溶融温度が高いため大量生産が難しいガラスの一つ。主な用途は液晶などのディスプレイ用ガラス基板。
3	硼珪酸ガラス	化学的、熱的に安定性が高く理化学器具などに広く用いられる。主成分である硼酸が揮発しやすいため炉材が侵食を受けやすい。耐熱性、化学的安定性に優れている。
4	無アルカリガラス	アルカリ成分をほとんど含まないガラス。低膨張率、高耐熱性を持つ。
5	シーメンス炉	ガラスを大量生産する炉として世界的に広く用いられている炉形式。製鉄用平炉形式を基にしており、ガラス製造用としては1850年代に工業化され、約1600℃の高温で原料を数日間かけて溶かすことを特徴とする。原料への加熱は燃料（液体またはガス）の燃焼熱を間接的に加える輻射方式。シーメンスの名前は燃料と空気の予熱混合で高温燃焼を得て効率的に原料を加熱溶解する方法を発明工業化したシーメンス兄弟に由来する。
6	溶解	ガラス原料を加熱して溶かすこと。ガラス原料は溶けていく過程で固液反応によりガラス化するため、この言葉が使われる。
7	溶融	カレットガラスを溶かす場合は「溶融」を使う。溶解を含めて広い意味でも使われる。
8	気中溶解 (インフライトメルティング)	ガラス原料の微細な造粒体を空中に設けた高温熱源の中を通過させる過程で高速でガラスを得る溶解方法。
	気中溶融	ガラス原料の微細な造粒体または微細なガラスカレットを空中に設けた高温熱源の中を通過させる過程で高速でガラスを得る溶融方法。
9	プラズマ（プラズマ加熱）	正電気を帯びた粒子と負電気を帯びた電子とがほぼ同じ密度で分布している粒子集団のことで、気体にエネルギーを加えて気体中の分子を原子に解離し、原子をさらにイオンと電子に電離することによって作ることができ、熱プラズマと低温プラズマに大別することができる。熱プラズマは粒子密度が高く、イオンや原子などの重い粒子も高温であるため高融点物質の融解などの熱源として利用できる特徴がある。

10	多相アークプラズマ	複数の電極に位相の異なる多相交流を用いることで放電することにより生成するプラズマ。3相アークは産業的に広く用いられているが、3相より多い多相アークは現在研究段階にある。多相アークは高温領域が広くかつ流速が遅いプラズマ領域を発生させることができ、直流アーク放電よりもプラズマ体積が大きいことや電極の条件に関する制約が少ないなどの特徴がある。
11	RF（高周波）プラズマ	無電極放電により生成するプラズマ。電極を必ず必要とする直流放電に比べ放電管の構造が簡単であり、電極物質のプラズマへの混入汚染が無いのが特徴で不純物の少ないプラズマ生成が可能である。周波数は主に数100MHz以上が用いられる。
12	酸素炎（酸素燃焼炎、燃焼炎）	液体燃料や気体燃料等を用いる燃焼バーナーに酸素を混合することにより燃焼炎の温度をより高温にしたもの。
13	ハイブリッド熱源	2種類またはそれ以上の異なる熱源を組み合わせて、各々の熱源の特徴を生かすとともに、極めて温度の高い高温場を生成すること。
14	ガラス融液	ガラス原料を溶解させてガラス化した液体またはカレット等ガラス質の材料を熔融させて液体状態となったもの。ソーダ石灰ガラスの場合は少なくとも1100℃以上に加熱される。
15	ガラス原料	実用ガラスのほとんどは、主な成分であるSiO ₂ の原料として珪砂を用いる。製造上の目的に応じてCaO、Na ₂ O、MgO、Al ₂ O ₃ 、B ₂ O ₃ 、P ₂ O ₅ などが添加されるが、その原料としては、炭酸カルシウム、炭酸ソーダ、炭酸マグネシウム、アルミナ、無水ホウ酸、リン酸ソーダなどが使われる。
16	造粒原料（造粒体）	珪砂などの溶けにくい原料と炭酸ソーダなどの溶けやすい原料等を微粉化し混合一体化した状態にして、最適な大きさの粒状に凝集（造粒体）させたもの。
17	ホウ酸（B ₂ O ₃ ）	無アルカリ硼珪酸ガラスを構成する成分のひとつ。
18	ホウ酸（またはNa ₂ O）残存率	原料として投入したホウ酸量（またはNa ₂ O量）に対してガラス中に存するホウ酸量（またはNa ₂ O量）の割合のこと。ホウ酸（またはNa ₂ O）は揮発しやすく高価のため無アルカリ硼珪酸ガラス（またはソーダ石灰ガラス）では揮発せずにガラス中の残存する割合がコスト上重要となる。
19	ガラス	非晶質固体で、ガラス転移温度を持つもの。通常は熔融体を結晶化させずに冷却し固化させた無機質固体のこと。
20	カレット（ガラスカレット）	ガラス製造工場が発生するガラス屑や市中から回収されるガラス製品を破碎し屑にしたもの。

21	ロータリーキルン	材料等を高温に均一かつ連続的に加熱するため筒状に形成した炉を回転させ、材料を攪拌しながら加熱する装置。
22	コンベヤキルン	材料を搬送コンベアの上で移動させながら連続的に加熱する装置。
23	脈理	ガラス製品の欠陥の一種。縞状や帯状になってガラス中に存在する不均質な部分を言う。
24	気泡	熔融状態のガラス中に含まれる気泡。気泡の生成原因は様々であり、原料由来のガスや炉内雰囲気ガスなどの巻き込み、炉材や燃料由来のガス、流動時の炉内雰囲気ガスの拡散などによる。
25	清澄（脱泡）	原料を溶解した直後のガラス融液中には気泡が多数存在するため、そのまま冷却しても実用製品にはならない。そのため泡を消滅させる効果を持つ成分（清澄剤）の添加や熔融状態で高温に一定期間保持することにより気泡を減少させる必要がある。この工程を清澄工程と言う。
26	シュリーレン装置	気体や液体などの透明な物体の密度差や流れを目に見えるよう可視化する光学装置。シュリーレンとは独語の空気やガラスの中のムラを意味する (shliele) が語源。
27	ガラス化率	気中溶解過程におけるガラス化反応の程度を定量化するために設定した尺度で、造粒原料を構成する珪砂（結晶体）がガラス化することにより非晶質化することを利用して、SiO ₂ 成分のX線回折法で測定して求めた。
28	ガラス転移温度	通常 Tg と称し、この温度を境にガラスが弾性体から粘弾性体に変化し、それはガラスの機械的又は熱的な性質の急激な変化の開始によって特徴づけられる。Tg は選んだ性質と測定法に依存する。熱膨張曲線から求める熱膨張法及び示差熱量計で求める DTA が代表的な測定法である。
29	スプレードライ法	粉体製造法のひとつ。溶液中に分散あるいは溶解させた原料を熱風中に微細な霧状にして噴出し瞬間的に粉状の乾燥物とする方法。加熱乾燥時間は短いため、製品性状への熱影響は小さく、連続大量生産が可能。
30	お玉サンプル	ガラス融液をお玉状の柄杓で掬ってサンプリングしたガラス
31	コアリングサンプル	炉内に溜まったガラス融液を炉ごと冷却したのちにコアリングドリルで切り出してサンプリングしたもの
32	均質性	ガラスを構成する各成分が存在する均質さのことで、脈理や色ムラなどの少なさのこと。シュリーレン装置などで光学的に評価する。
33	内包ガス	ガラス中の気泡に含まれるガス

34	リボイル	ガラスが溶融状態にあるときに、気泡が新たに生成する現象。温度変化によるガス溶解度の差、局所電池形成による電気分解、異質ガラス融液の接触などが原因。
35	スロート	ガラス溶融炉の溶解槽と清澄槽・冷却槽とを分割する接続路であり、融液表面下に設けられて融液表層の不均質なガラスを次の槽に流れ込まないようにするとともに、ガラスの温度を下げる役目を担っている。この箇所に使われる炉材は、流速の速い融液に触れるため侵食を受けやすい。
36	ガラス炉のエネルギー原単位	ガラスの原料を加熱して所定の品質のガラス融液を成形工程に受け渡すまでに必要となる投入エネルギー量のこと。単位ガラス重量当たりの熱量で表す。原料の種類、カレットの比率、炉の大きさ、要求品質などによって異なる。
37	ミクロ均質性	EPMA（電子線プローブ微細分析）などで現した成分存在の均質さのこと。どの成分が均質性の低下をもたらしているかがわかる。
38	しめ	融液状態のガラス中に存在する気泡の内部の気体成分がガラス融液中に溶解することにより、気泡内の圧力が低下して気泡は縮小する現象。小さい気泡は消滅する。

I. 事業の位置付け・必要性について

1. NEDO の関与の必要性・制度への適合性

1.1 NEDO が関与することの意義

我が国のガラス産業は全産業の約1%に相当するエネルギーを消費するエネルギー多消費型産業である。その量は原油換算で毎年約200万kLにも及び、その大部分がガラス製造における溶融工程で消費されている。また、最近では液晶やプラズマディスプレイなどに用いられる高品質・高付加価値化ガラスの需要が増大の一途にあり、製造にかかるエネルギー消費はますます拡大する傾向にある。約150年前の技術がベースとなり踏襲し改良が続けられたガラス溶融技術は、省エネルギー化への多くの改善がなされたもののすでに限界に達したことから、ガラス製造に係る省エネルギーのための抜本的技術開発が緊急不可欠の課題となっている。(図I-1-1)

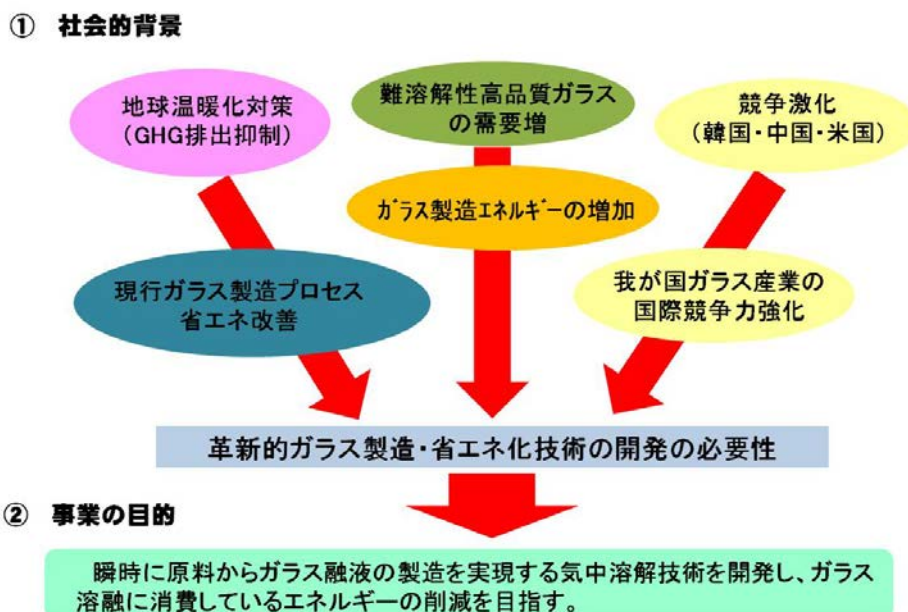


図 I-1-1 ガラス産業の社会的背景、事業の目的

独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（以下、「NEDO」という。）では、平成17年度から平成19年度にかけて「エネルギー使用合理化技術戦略的開発／エネルギー有効利用基盤技術先導研究開発／直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶解技術の研究開発」（以下、先導研究という。）において酸素燃焼炎とプラズマを用いたインフライトメルティング法による省エネルギー型ガラス溶解技術の先導的技術開発を手掛け、その有効性を確認した。

NEDOは、この先導研究成果を踏まえてガラス産業における革新的省エネルギー技術を確立するため、エネルギーイノベーションプログラムの一環として革新的ガラス溶融プロセス技術開発プロジェクト」（以下、「本プロジェクト」という。）を実施した。(図I-1-2)

本プロジェクトは、インフライトメルティング法を用いて、短時間でのガラス原料溶解を実現する技術、高速で高効率にカレットを加熱する技術、及び気中溶解により生成したガラス融液とカレット融液とを高速で攪拌し均質なガラス融液とする技術の開発を行い、最もエネルギーを消費するガラス原料溶解工程全般に亘る革新的技術の開発を行うことを目的とした。

省エネルギー分野の技術戦略における技術マップの「超燃焼システム分野」において「化学反応をうまく利用する」「高効率加熱技術」「電力・電磁気利用技術」「プラズマ加熱」に、また同ロードマップの「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けられている。(図 I-1-3、図 I-1-4、図 I-1-5、図 I-1-6)

Cool-Earth 革新技術開発計画では⑩革新的材料・製造・加工技術に位置付けられ、温室効果ガス排出抑制技術としても期待されている。(図 I-1-7、図 I-1-8)

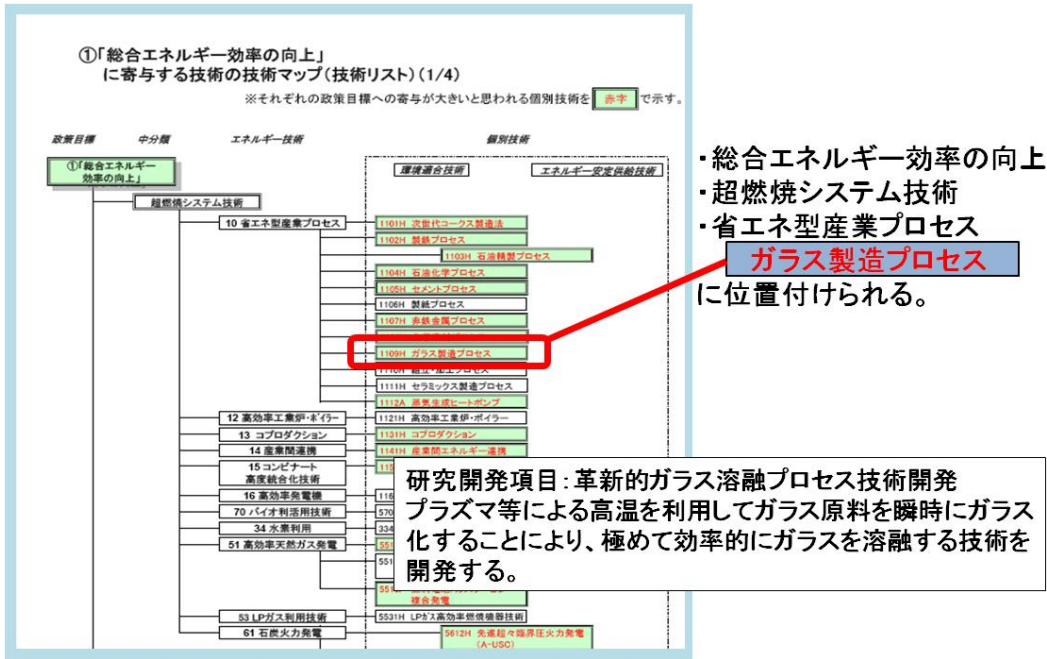


図 I-1-2 エネルギーイノベーションプログラム基本計画技術マップ抜粋

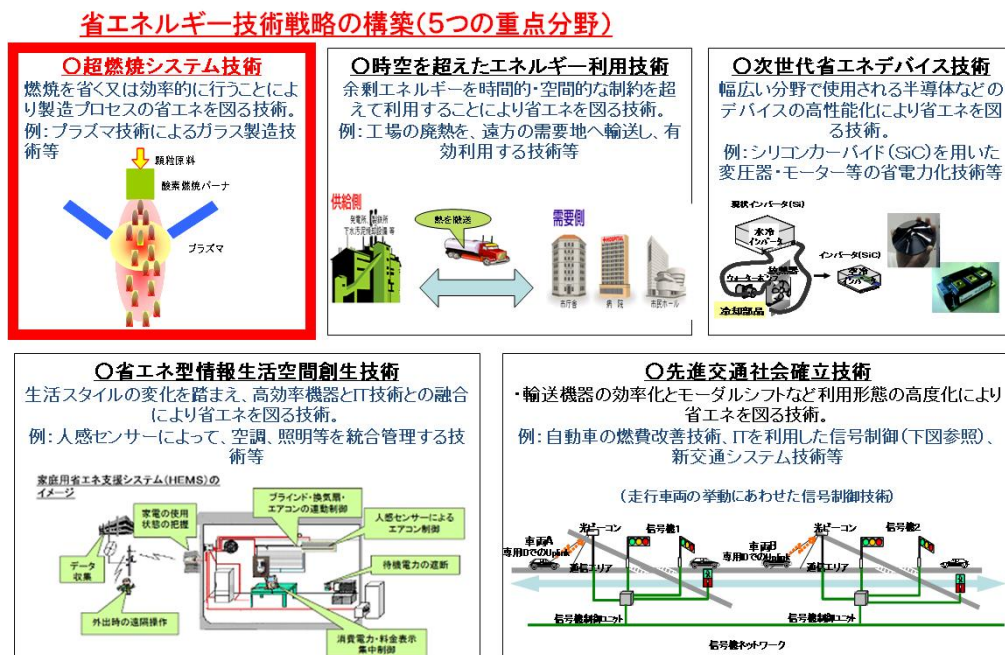


図 I-1-3 省エネルギー技術戦略の重点分野

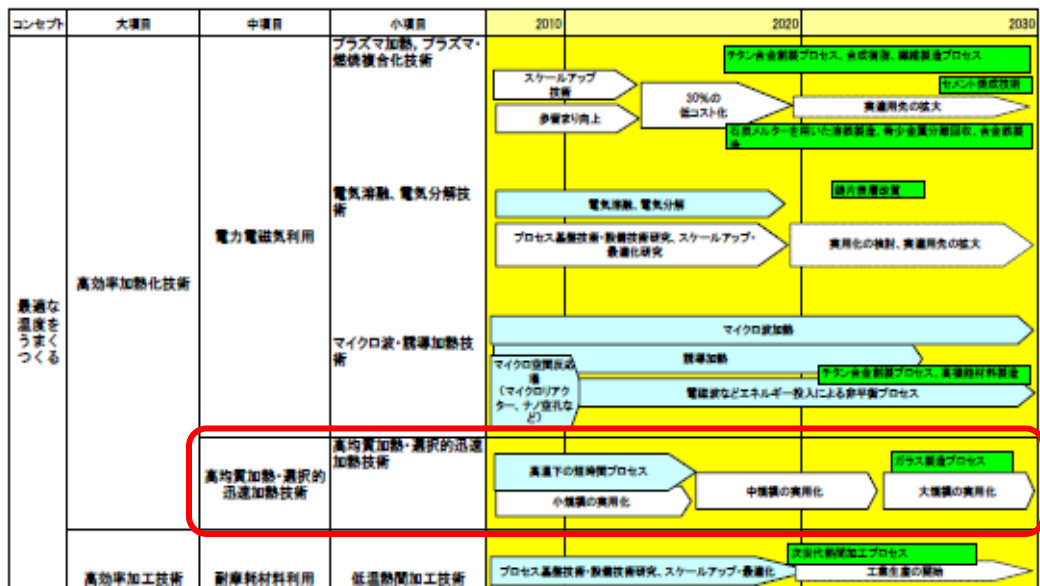


図 I-1-4. 省エネルギー技術戦略 2009（超燃焼システム技術ロードマップ）該当部抜粋

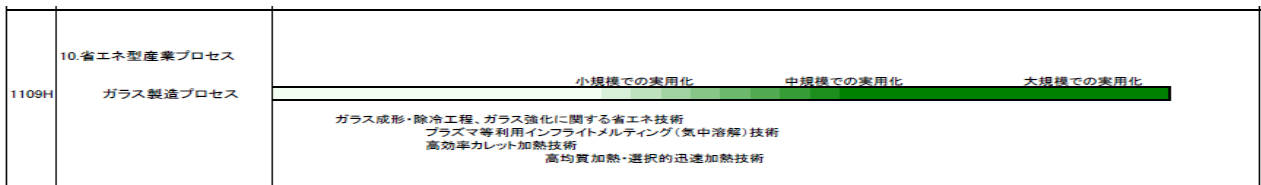
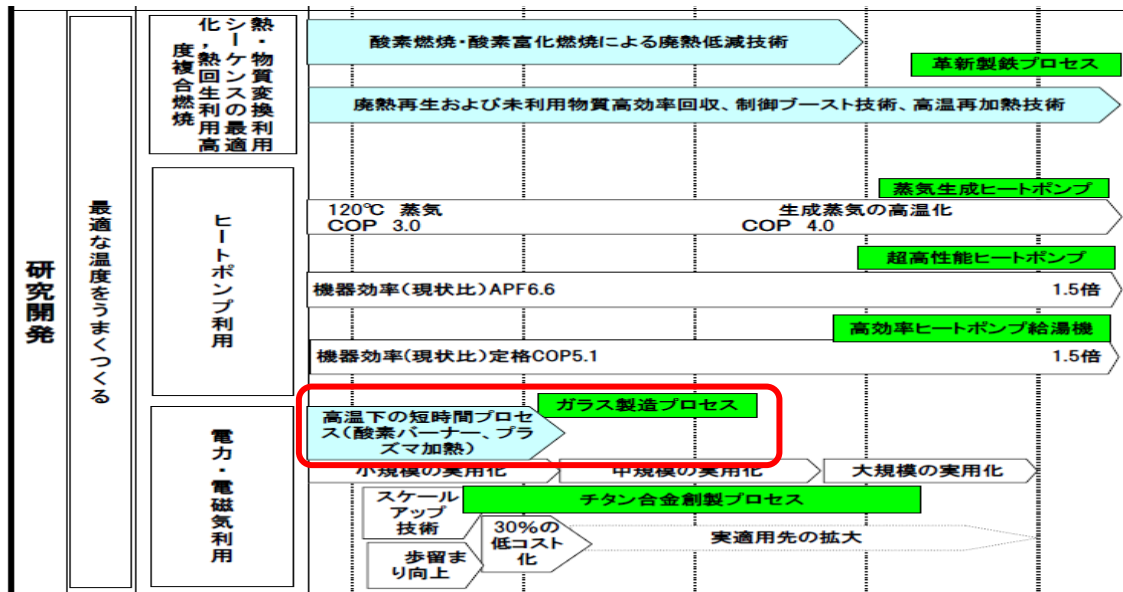


図 I-1-6. 技術戦略マップ（エネルギー分野）ロードマップ該当部抜粋

Cool Earth-エネルギー革新技術開発計画



図 I-1-7. Cool Earth エネルギー革新技術開発計画重点分野

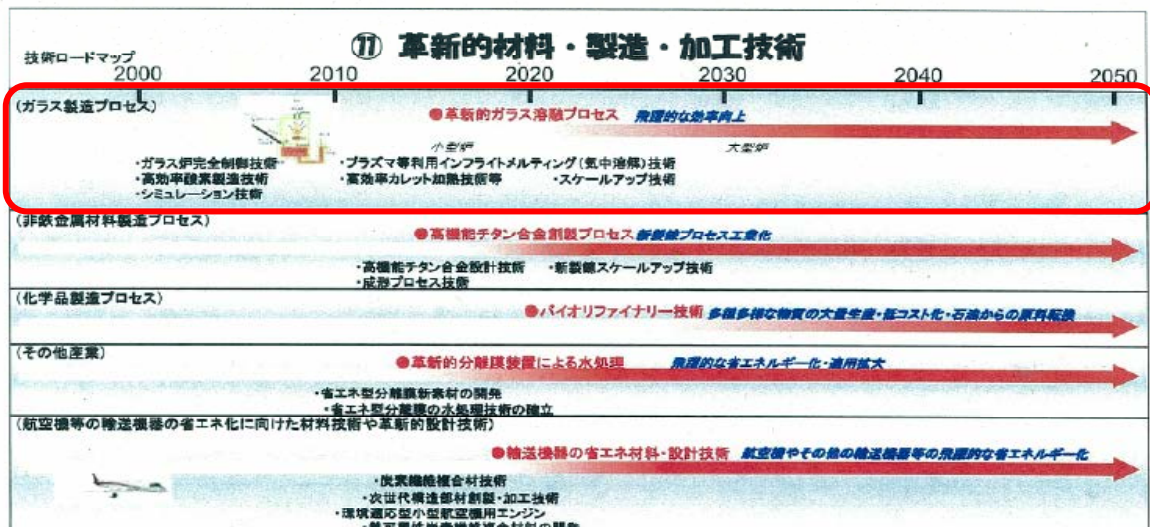


図 I-1-8. Cool-Earth 革新技術開発計画 (技術ロードマップ) 該当部抜粋

既に特許等の申請により当該技術が海外においても認知されているところであり、我が国の省エネ対策及び国際競争力を更に高めるためには早急に技術を確立していくことが必要であるが、革新的手法による基盤技術であるため開発リスクは高く、より効率的かつ効果的な開発を推進するためには、NEDOの委託によりガラス事業者と大学、独立行政法人等による複数の機関がそれぞれの持つノウハウを活かした相互補完的な研究体制を構築することが重要である。

1.2 実施の効果（費用対効果）

本プロジェクトによる技術開発が成功し、ガラス業界に普及することを前提に試算される省エネルギー効果量は下記のとおりである。

1.2.1 エネルギー削減効果の算出

(1) 開発技術の消費エネルギーと内訳

- ① 現行技術のエネルギー消費量 2,005kcal/kg-glass
- ② 本技術のエネルギー消費量 1,107 kcal/kg-glass
- ③ 現行の溶融工程の歩留り 74%
- ④ 本技術の溶融工程の歩留り 90%

・ ガラス工学ハンドブック、ガラス産業連合会環境広報部会資料、100ton/h 炉のシミュレーションに基づき算出

⑤ 現行のガラス溶融工程のエネルギー消費量：161 万 k ℓ

⑥ 2020年のガラス溶融工程のエネルギー消費量見通し（現行技術ベース）：257 万 k ℓ

※1 本プロジェクトの技術が導入されない場合のエネルギー消費量を、2005年のガラス溶融プロセスのエネルギー消費量（*）をもとに推計。フラットパネルディスプレイ用の炉については、需要の著しい伸びが予測されたため、ガラス産業連合会の見通しを考慮し、かつ、より厳しくなる品質への要求への対応のために必要となるエネルギー増加量も考慮して推計。その他の炉についても需要動向を踏まえ推計。

（*） 05年の全エネルギー消費数値（230 万 k ℓ 。ガラス産業連合会による）をもとに、生産量の推移、全エネルギー消費量の約7割が溶融プロセスにおいて消費されていることを考慮し、 $230 \text{ 万} \times 0.7 = 161 \text{ 万 k}\ell$ と想定。

・ フラットパネルディスプレイ用の炉（溶融プロセスで2005年7万k ℓ の消費量。ニューガラスフォーラム調べ）については、需要の著しい伸びが予測され、ガラス産業連合会の見通し（2020年は2005年の8倍）を考慮し、かつ、より厳しくなる品質要求への対応のために必要となるエネルギー増加量（2020年は2005年の1.84倍。ニューガラスフォーラムの推計による）も考慮して推計。その他の炉（小型炉、中型炉、大型炉）は、2020年においても需要に大きな変動は見込まれないことから2005年と消費エネルギー量が変わらないものとして推計。

・ 2005年時点の小型炉、中型炉、大型炉の割合はそれぞれ10%、60%、30%（各ガラス業界団体への調査による）より各炉のエネルギー消費量を算出。2020年時点においても各炉横ばいで推移（ただし、ディスプレイ用炉は2005年時点では中型炉のエネルギー消費量に合算されているため、その分は除く）すると想定。

・ 以上より、2020年時点の各炉の消費エネルギーは、

小型炉 : $161 \text{ 万} \times 0.1 = 16.1 \text{ 万 k}\ell$

フラットパネル用ディスプレイ炉 : $7 \text{ 万} \times 8 \times 1.84 = 103.0 \text{ 万 k}\ell$

中型炉 : $161 \text{ 万} \times 0.6 - 7 \text{ 万} = 89.6 \text{ 万 k}\ell$

(大型炉 : $161 \text{ 万} \times 0.30 = 48.3 \text{ 万 k}\ell$)

※2 2030年の国内のガラス生産量は、2020年以降需要に大きな変動は見込まれないことから横ばいと想定し、エネルギー消費量も横ばいと想定。

1.2.2 省エネルギー効果の算出

・2020年の省エネルギー効果量

1) 指標A

まず、開発技術のエネルギー削減率を計算する。①と②を用いれば、

$$\text{②} / \text{①} = (2,005 - 1,107) / 2,005 = 44.8\%$$

一方、熔融工程の歩留りが、③、④から改善されるとして、開発技術によるガラス製品単位数あたりのエネルギー削減率は、

$$(2,005 / 0.74 - 1,107 / 0.9) / (2,005 / 0.74) = 54.6\%$$

2) 省エネルギー効果量

2015年頃から導入が開始し、2020年には、小型炉の約5割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約5割、中型炉の約3割に導入と想定。

$$(16.1 \times 54.6\% \times 0.5 + 103.0 \times 54.6\% \times 0.5 + 89.6 \times 54.6\% \times 0.3) \\ = 47.2 \text{ 万 k}\ell / \text{年}$$

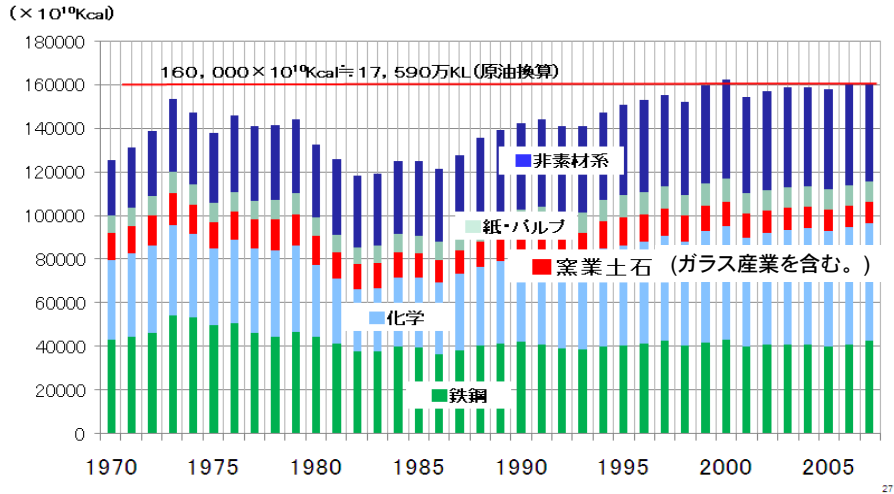
・2030年の省エネルギー効果量

2030年には、小型炉の約7割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約7割、中型炉の約5割、大型炉の3割に導入と想定。

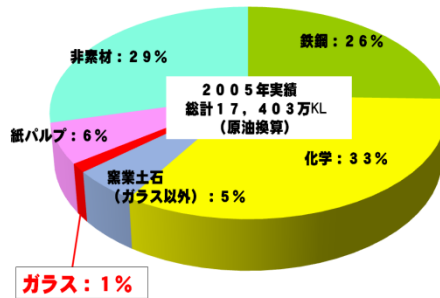
$$(16.1 \times 54.6\% \times 0.7 + 103.0 \times 54.6\% \times 0.7 + 89.6 \times 54.6\% \times 0.5 + 48.3 \times 54.6\% \times 0.3) \\ = 77.9 \text{ 万 k}\ell / \text{年}$$

2. 事業の背景・目的・位置付け

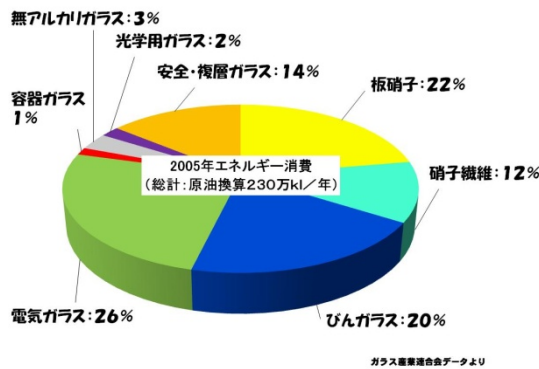
我が国のガラス産業は全産業の約1%に相当するエネルギーを消費するエネルギー多消費型産業である（図I-2-1、図I-2-2）。その量は原油換算で毎年約200万KL以上にも及び、その大部分がガラス製造における溶融工程で消費されている（図I-2-3、図I-2-4）。



図I-2-1. 国内製造業業種別消費エネルギー推移
(経済産業省総合エネルギー統計より)



図I-2-2. ガラス製造業のエネルギー消費
(経済産業省総合エネルギー統計より)



図I-2-3. ガラス製品別製造エネルギー
(ガラス産業連合会データより)

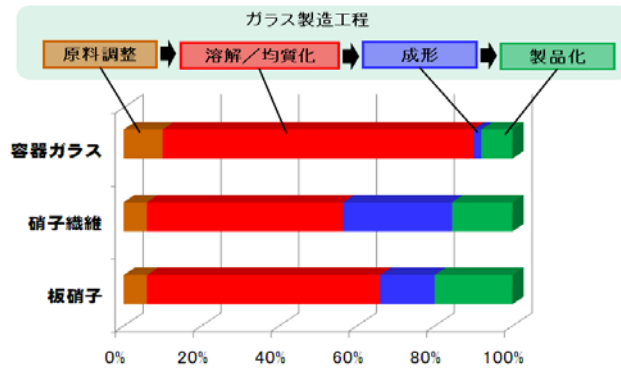


図 I-2-4. ガラス製造工程と消費エネルギー
(Industrial Glass Bandwidth Analysis 2006 より)

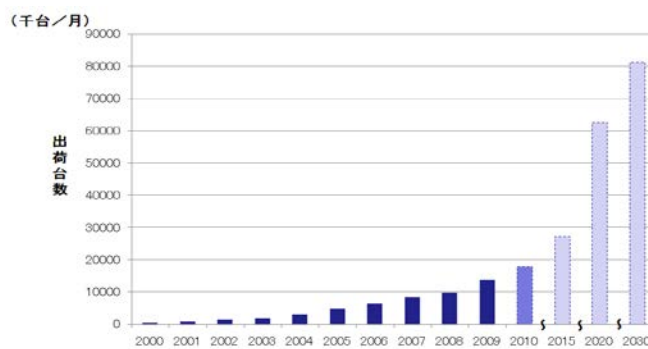


図 I-2-5. PDP・液晶テレビ国内出荷台数実績と将来予想
(JEITA 統計データより推定)

また、最近では液晶やプラズマディスプレイなどに用いられる高品質・高付加価値化ガラスの需要が増大の一途にあり (図 1-2-5)、製造にかかるエネルギー消費はますます拡大する傾向にあるため、ガラス製造に係る省エネルギーのための抜本的技術開発は重要かつ緊急の課題であるが、ガラス製造者による省エネルギー化への改善努力も約 150 年前の技術 (図 1-2-6) がベースとなり踏襲され続けているガラス溶解法の下では限界に達してきている。

現行のガラス製造プロセス

約 150 年前に開発された蓄熱式加熱法 (シーメンス炉) がベース

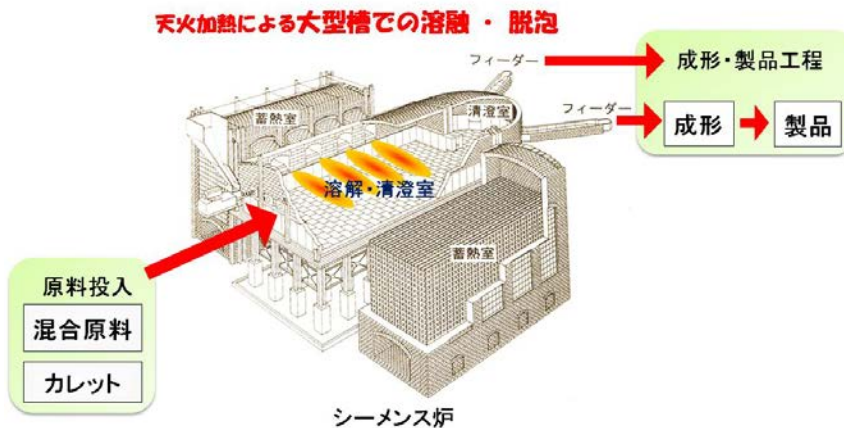
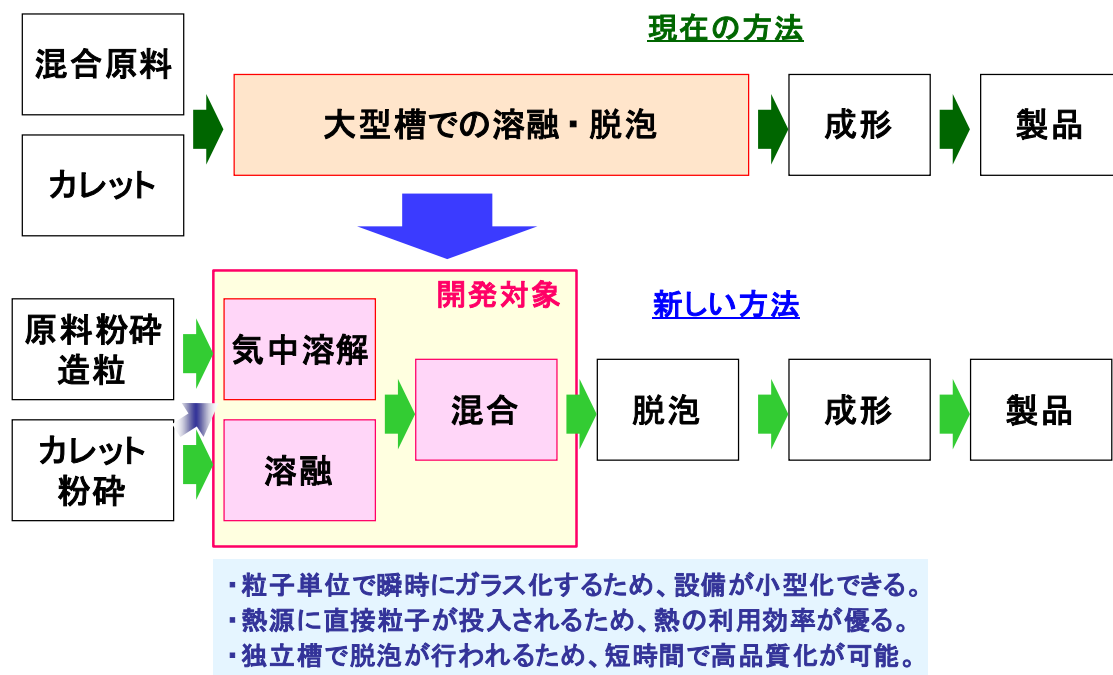


図 1-2-6. 現行のガラス製造プロセス

このため、NEDOでは、平成17年度から平成19年度にかけての先導研究において酸素燃焼炎とプラズマを用いた気中溶解（インフライトメルティング）法による省エネルギー型ガラス溶解技術の先導的技術開発を手掛け、その有効性を確認した。この先導研究成果を踏まえてガラス産業における革新的省エネルギー技術を確立するため、省エネルギー技術開発プログラムの一環として本プロジェクトを実施した。開発対象プロセスを図I-2-7に示す。



図I-2-7. 開発対象プロセス

本プロジェクトでは、気中溶解（インフライトメルティング）法を用いて、短時間でのガラス原料溶解を実現する技術、高速で高効率にカレットを加熱する技術及び気中溶解により生成したガラス融液とカレット融液とを高速で攪拌し均質なガラス融液とする技術の開発を行い、最もエネルギーを消費するガラス原料溶解工程全般に亘る革新的技術の開発を行うことを目的とした。これらの技術は、省エネルギー分野の技術戦略における技術マップの「超燃焼システム分野」において「高効率加熱技術」「プラズマ加熱」に、また同ロードマップの「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けられている。

また、気中溶解（インフライトメルティング）法は短時間でのガラス溶解法であると同時に溶解炉自体を小型化することも可能であることから、ガラス溶解過程のみならず製造品種切り替えに要する時間の短縮と切り替え時に生ずる膨大な不良ガラスの排出削減、即ち固定エネルギーの削減にも貢献し得る省エネルギー技術として期待されている。既に特許等の申請により当該技術が海外においても認知されているところであり、我が国の省エネ対策及び国際競争力を更に高めるためには早急に技術を確立していくことが必要である。

本技術の確立により、びんガラスなどの製造に用いられている小型の溶解炉からディスプレイパネル用板硝子などを製造する中規模炉及び建築用や自動車用として大量に製造する大規模炉のガラス製造に関わるいずれの溶解プロセスにも適用可能な基盤技術の形成が見込まれ、我が国製造業の基盤的競争力の維持強化の環境整備を行うことによりエネルギーイノベーションプログラムにも位置付けられる。（図I-2-8、図I-2-9）

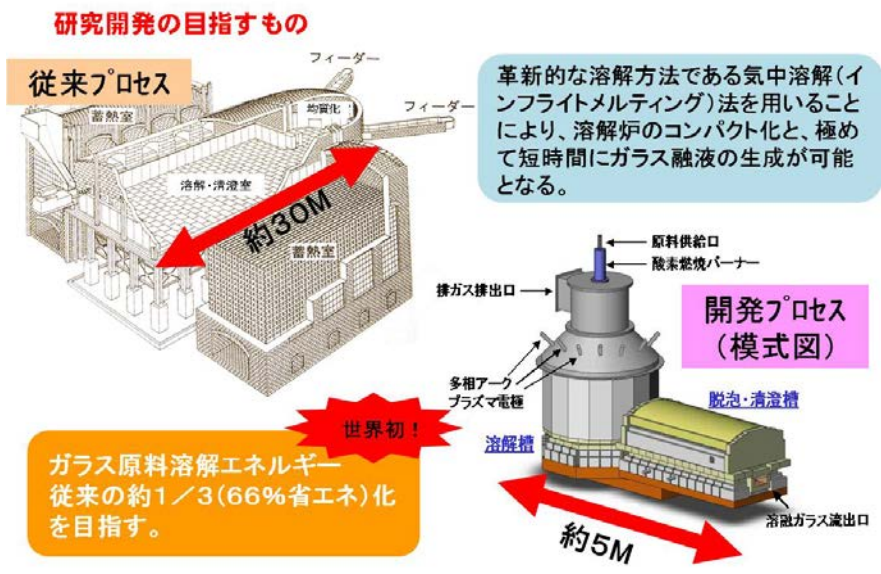


図 I-2-8 従来プロセスと開発プロセスの概略図

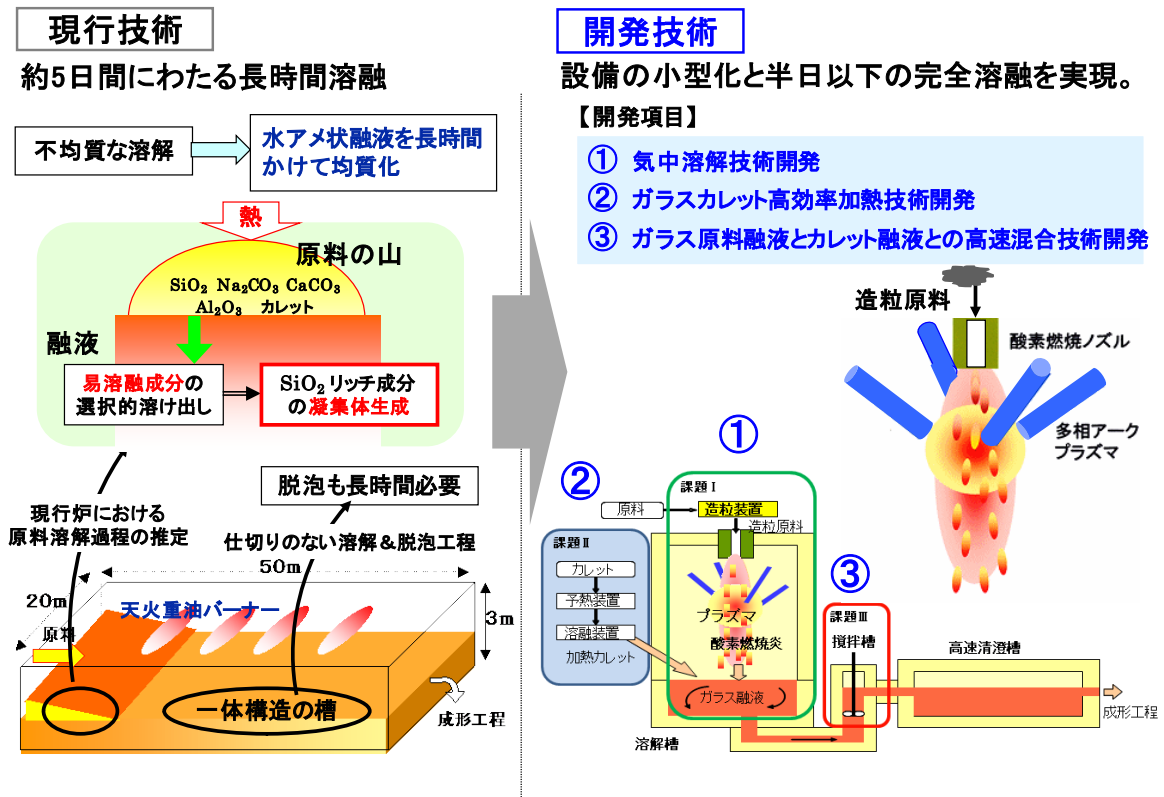


図 I-2-9 現行技術と開発技術

なお、現行のガラス製造プロセスを革新しようとする試みは、米国のAGM (Advanced Glass Melter)、SCM (Submerged Combustion Melter) など、欧米を中心に四半世紀以上前よりなされてきた(図 I-2-10)。しかし、いずれの技術もいまだ実用には至っていない。出願された特許で見るとガラス溶融技術の革新をめざした技術は、液中燃焼溶融、気中溶融およびプラズマ加熱の3種類に大別される。

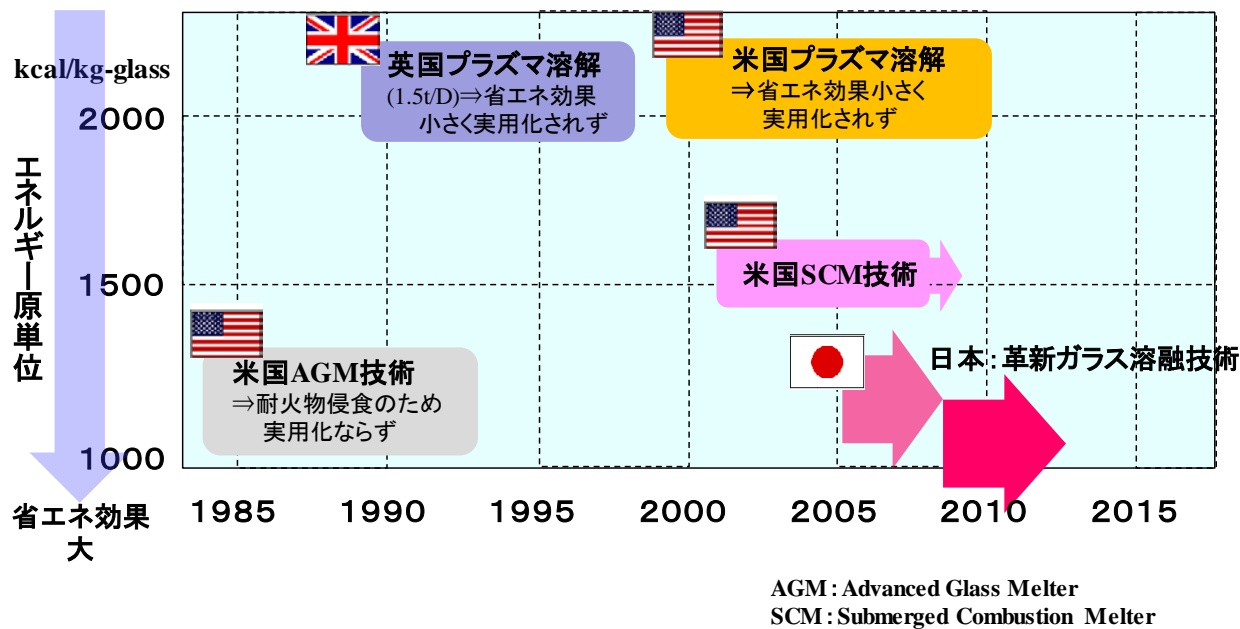


図 I-2-10 国内外の研究開発の動向、世界比較

II. 研究開発マネジメントについて

1. 事業の目標

カラーテレビなどに用いられる平面ディスプレイの市場規模は 2005～2010 年にかけて 4.8 倍に成長(*1)し、2015 年には 2005 年の 6.8 倍に達すると予想されているが、並行して平面ディスプレイ用ガラスに求められる品質レベルも年々厳しさを増すことを考慮すれば、10 年間で溶融時間は 2 倍に延長されると予想され、生産量の増大と品質向上のための溶融時間延長に伴う消費エネルギーの増大を抑制することは非常に重要である。

ガラス製造における全消費エネルギーの内、ガラス溶融プロセスでの消費は約 70% を占めており(図 II-1-1)、この過程での省エネルギー化を図ることが最も効果的である。ガラス溶融炉における消費エネルギーは、一般に大規模の炉ほど少なく効率的であり、製造する品種により数値は異なる(図 II-1-1)。

ガラス溶融プロセスにおける省エネルギーを大幅に実現する技術として、①ガラス原料を高速でガラス化する技術、②カレットを原料の一部として利用でき且つ高効率で加熱溶融できる技術、③ガラス原料の融液とカレットの融液とを高速で混合する技術を挙げ、本研究開発において①についてはプラズマ加熱等を利用したインフライトメルティング法で(ソーダ石灰ガラスの 1 ton/day 規模の炉において使用エネルギー 900kcal/kg-glass、液晶用ガラスにおいて 3,000kcal/kg-glass で)必要なガラス化率の達成、②については(使用エネルギー 1800kcal/kg-glass 以下で) 1,200℃ への上昇時間を 1 分以内、③については 2 時間以内で均一に混合することを目標として設定し、世界最高レベルの省エネルギー型ガラス溶融プロセス開発を目指す。

* 1 : JEITA 2011 年カラーテレビの世界需要動向

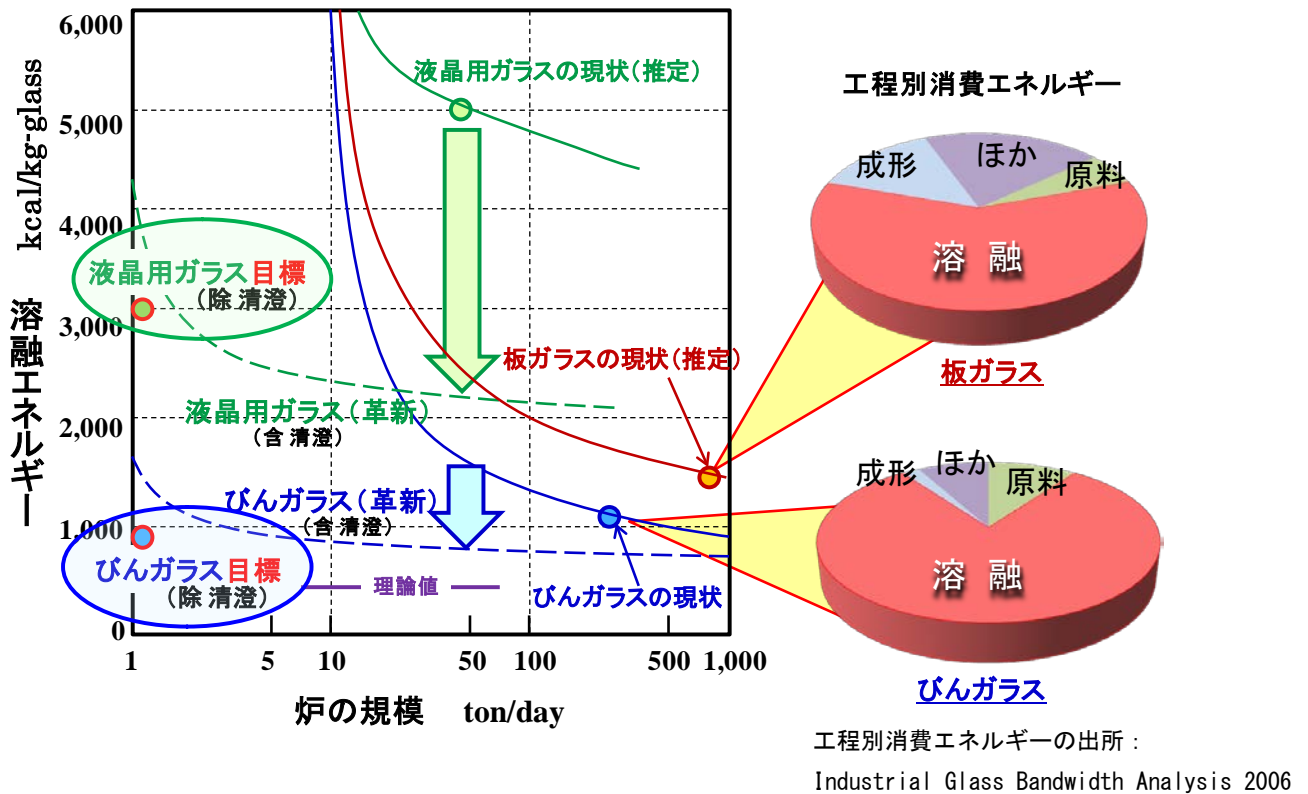


図 II-1-1 消費エネルギーの現状と目標

2. 事業の計画内容

2.1 研究開発の内容

①「気中溶融（インフライトメルティング）技術開発」

（1）超高効率気中加熱技術の開発

- a) 溶融試験炉設計・製作と改良、b) 炉条件適正化、c) 溶融運転条件の適正化、
- d) 炉材評価、e) 原料・ガラス品質評価 および f) 実用炉の概念設計による課題の抽出
(東洋ガラス)、(b)c)に関するシミュレーション技術：NGF、e)：東洋ガラスと旭硝子)

NEDO先導研究では、造粒生原料のみでインフライトメルティングが試行され、ソーダ石灰ガラス溶融は可能であることが判った。しかし溶融実験炉基本構造改良ができず、炉内部の溶融状況観察ができないなど炉設備の制約条件から運転条件等を十分に適正なものできず、実用レベルの泡、脈理（均質度）の高品質ガラスを得られなかった。更に、1回の溶融実験が数時間であり、長時間運転時の溶融エネルギー使用量、炉耐火物耐久性、ガラス品質の安定性などについて十分な評価ができなかった。

このため、先導研究での知見等を元に、均質化槽を付加したカレット加熱にも使用可能な1トン/日のインフライトメルティング炉（以下、試験炉）を新設し、炉内溶融状況観察等も行いながら長時間運転を行い、実用レベルの泡、脈理（均質度）の高品質ガラス溶融に必要な溶融炉構造（使用耐火物、貯留槽構造含む）と炉条件（炉形状、バーナー改善含む）の適正化、搬送気体量低減（最適気体流速の探索、振動付与など）等を図り、炉運転等の諸条件を得るとともに、旭硝子と分担して造粒加工して使用する原料（以下、造粒生原料）及び溶融ガラスの評価等を行い、エネルギー効率、コスト、連続生産性等の実用性判断を行う。なお、溶融ガラスの評価に関しては、東洋ガラスは特にガラスの組成、泡（数・サイズ、泡成分）、レドックスおよびシュリーレンの評価を分担する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

・平成20年度末目標：

1トン/日のインフライトメルティング試験炉を新設し、24時間以上の長時間稼働を行い、溶融炉温度条件などが定常となった状態でのガラス品質、エネルギー使用量などのデータを得、高効率化のための試験炉改造のための指針を得る。溶融エネルギー目標値を1,500kcal/kg-glas 以下、融液着地直前でのガラス化率を95%以上、炉出口でのガラス中の泡の目標値を40個/g（100個/cm³。NEDO先導研究の成果では200個/cm³）とする。

・平成21年度末目標：

試験炉構造を改善するとともに、1週間程度の長時間運転を実施しガラス品質、エネルギー使用量など実用化に向けたデータを得る。溶融エネルギー目標値を1,200kcal/kg-glass 以下、泡目標値を20個/g（50個/cm³）とする。

・平成22年度末目標：

カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における溶融エネルギーとして1,000kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成する。

・平成23年度末目標：

カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における溶融エネルギーとして 950kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成する。

酸素燃焼炎によるインフライトメルティング法で液晶ガラス生原料溶融の可能性を検証する。数種の炉材を比較検討し、最適な炉材を探索する。実用炉の概念設計を行い、実用化に向けた課題を抽出する。

・平成24年度最終目標：

カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における溶融エネルギーとして 900kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成する。液晶用ガラスを溶融エネルギー 3,000kcal/kg-glass 以下で溶融する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。なお、得られたインフライトメルティングサンプルは東工大矢野研究室と旭硝子に提供し各サブテーマの研究に活用する。

平成20年度

サブテーマ①(3)b)におけるシミュレーション試算を参考に、1トン/日の試験炉を設計/製作/購入し、設置する。設置した試験炉を使用して24時間以上の連続運転を行う。試験炉には各6ヶ所程度の観察窓とサンプリング孔を設け、カメラおよび溶融粒子計測システムの設置も可能にする。

旭硝子が作製を担当するソーダ石灰ガラス造粒生原料を使用して、連続運転下でエネルギー原単位と泡の目標値を達成するための運転条件を、炉条件の適正化、搬送気体量低減等を図ることにより探究する。

試験炉の性能評価のため、融液槽に着地する寸前のガラスおよび炉出口でのガラスをサンプリングする。なお、溶融ガラスの試料切断研磨加工、ガラス組成分析、ガス組成分析、光学的均質性測定、泡挙動実測作業等は外注で行う。

溶融ガラス中の異質ガラスや異物、炉材の損傷状況を観察・調査し、適切な炉材を検討する。モデル実験およびシミュレーションを行ない、適切な燃焼室形状・バーナー性能を検討する。なお、シミュレーションはサブテーマ①(3)b)と連携し、バーナー燃焼解析は外注で行う。

平成21年度

溶融ガラスの品質評価とモデル実験およびシミュレーションの結果より、燃焼室形状と炉材を適正化し、試験炉を更新する。また、試験炉の起動・条件変更をスムーズに行い運転状態の再現性を向上させるために試験炉自動制御設備を設置するとともに、試験炉を迅速に立ち上げ温度状態を安定させるために燃焼炎による試験炉予熱設備を組み込む。なお、シミュレーションはサブテーマ①(3)b)と連携し、バーナー燃焼解析は外注で行う。

インフライトメルティングに適したソーダ石灰ガラスの生原料調合組成・造粒生原料粒度を求めするために生原料調合組成・粒度を変更して溶融実験を行なう。

カレットを溶融可能にするために試験炉を改造するとともに、効率的なカレット加熱方法を探索するため、カレット加熱用専用バーナーを購入する。

適切な運転条件下、ソーダ石灰ガラス造粒生原料で一週間程度の連続運転を行い、5mmφ程度の長尺サンプルを連続的にサンプリングするとともに、熱精算データ、操炉データ、品質データを時系列的に収集し、エネルギー原単位とガラス品質の評価を行う。また、熱電対(TC)の増設と酸化還元センサー、排ガス流速センサーなどからなる試験炉センサー機器を購入し、諸データ

収集の充実と信頼性を向上させることにより、ガラス品質に及ぼす試験炉操業条件の影響について詳細な解明を図る。なお、熔融ガラスの試料切断研磨加工、ガラス組成分析、ガス組成分析、光学的均質度測定、泡挙動実測作業等は外注で行う。また、試験炉操業における熔融試験作業の一部は外注で行う。

試験炉ガラス槽内部での清澄や均質化プロセスを調べるために、トレーサーなどを使用してガラス流れの解明を行う。また、並み形レンガを上部構造と煙道に差し込み、炉材差し込み試験を実施する。

平成22年度

カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における熔融エネルギーとして1,000kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成するための運転条件を、熔融炉構造と炉運転条件(火炎長、貯留槽サイズなど)の適正化、搬送気体量低減等を図ることにより探求する。

着色ガラス用ソーダ石灰ガラスの造粒生原料を用いて熔融実験を行ない、市販レベルの着色品質を得るための着色ガラス熔融に必要な造粒生原料調合および運転条件を探求する。熔融ガラスの試料切断研磨加工、ガラス組成分析、ガス組成分析、光学的均質度測定、泡挙動実測作業等は外注で行う。

平成23年度

カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における熔融エネルギーとして950kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成するための運転条件を、熔融炉構造とバーナーの改造および炉運転条件(火炎長、貯留槽サイズなど)の適正化、搬送気体量低減等を図ることにより探求する。なお、試験炉運転条件等の適正化に当たっては、NGFに必要なデータを提供してサブテーマ①(3)b)のシミュレーションの精度向上を促し、その計算結果を参考に効率的に進める。

びん用着色ガラスおよび液晶用ガラスの酸素燃焼炎によるインフライトメルティングの可能性を検証する。熔融実験補助作業、バーナー改造のためのシミュレーション等は外注で行う。熔融状況観察のための炉内監視TVを導入する。

国際会議9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (AFPG -9) (豪州ケアンズ)に参加して研究成果を発表し、欧米におけるガラスの高速熔融技術開発状況の最新情報を収集する。

数種の炉材を比較検討し、最適な炉材の探索を継続する。

熔融ガラスの試料切断研磨加工、ガラス組成分析、ガス組成分析、光学的均質度測定、泡挙動実測作業等を外注で実施し、東洋ガラスと旭硝子と分担して品質を評価する。

実用炉の概念設計を行い、実用化に向けた課題抽出を行う。

平成24年度

平成23年度に引き続き、熔融炉構造とバーナーの改造および炉運転条件(火炎長、貯留槽サイズなど)の適正化、搬送気体量低減等を図り、カレットなしでソーダ石灰ガラスを製造する場合における熔融エネルギーとして900kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成する。また、液晶用ガラスを製造する場合における熔融エネルギーとして3,000kcal/kg-glass 以下の熔融をめざす。熔融実験補助作業、バーナー改造のためのシミュレーション等は外注で行う。

数種の炉材を比較検討し、最適な炉材を決定する。

(1) - e) 原料・ガラス品質評価 (旭硝子)

サブテーマ①(1) a)～d)において試験炉の製作及びエネルギー低減技術の開発を実施するが、東洋ガラスが実施する当該試験炉での連続熔融試験に必要なガラス造粒生原料等1種類以上を旭硝子が作製し評価して東洋ガラスに支給する。また、エネルギー効率、コスト、連続生産性等実用性判断に必要な情報を得るために東洋ガラスと分担してインフライトメルティングしたガラスの評価を行う。旭硝子は特にガラス中の溶存ガスおよびマイクロなガラス均質性の評価を担当し、東洋ガラスと相互に協力して課題を達成する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：熔融エネルギー目標値1,500kcal/kg-glass以下、炉出口でのガラス中の直径1mm以上の泡の目標値を40個/g(100個/cm³)とする。
- ・平成21年度末目標：熔融エネルギー目標値1,200kcal/kg-glass以下、直径1mm以上の泡目標値を20個/g(50個/cm³)とする。
- ・平成22年度末目標：ガラス造粒生原料1種類以上を東洋ガラスに支給し、連続インフライトメルティング試験熔融したガラス中に残存する直径1mm以上の気泡が0.1個/kg以下である均質なガラスを得る。
- ・平成23年度末目標：びんガラス、びん用着色ガラスおよび液晶用ガラス造粒生原料を作製供給し、液晶用ガラスの酸素燃焼炎における気中熔融法の適用の可否を明確にし、得られたガラスの品質評価を行う。
- ・平成24年度最終目標：ガラス造粒生原料1種類以上を東洋ガラスに支給し、連続インフライトメルティング試験熔融したガラスの組成均質性が標準的なガラスびん生産品の組成均質性と同等であるガラスを得る。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

平成20年度

NEDO先導研究において、数百kg規模のソーダライムガラス造粒生原料を外注により作製したが、平成20年度はサブテーマ①(1) a)～d)において東洋ガラスで実施する1トン/日のインフライトメルティング試験炉での24時間以上の長期間稼動試験のために、原料A造粒加工作業(原料A：ソーダライムガラス組成生原料)として2トン規模のソーダライム造粒生原料を複数回、外注により作製し供給する。

作製した造粒生原料の評価および長期間稼動試験で得られたガラス中の溶存ガスおよびマイクロなガラス均質性の評価により、試験炉改造のための指針を得るための補助データを東洋ガラスに提供するとともに、ガラス中の泡の目標値達成をめざす。なお、造粒生原料の組成分析、ガラスの試料切断研磨加工、成分分析、ガラス中の気泡成分分析等は外注で行う。

平成21年度

サブテーマ①(1) a)～d)において東洋ガラスで実施する1トン/日のインフライトメルティング試験炉での1週間程度の長期間稼動試験のために、原料A造粒加工作業として20トン規模のソーダライム造粒生原料を複数回、外注により作製し供給する。

作製した造粒生原料の評価および試験で得られたガラス中の溶存ガスおよびマイクロなガラス均質性の評価により、目標の熔融エネルギー、ガラス化率、全泡数を達成するための補助データを東洋ガラスに提供し、ガラス中の泡の目標値達成をめざす。なお、造粒生原料の組成分析、ガ

ラスの試料切断研磨加工、成分分析、ガラス中の気泡成分分析等は外注で行う。

平成22年度

サブテーマ①(1)a～d)において東洋ガラスで実施する1トン/日の気中熔融試験炉での1週間程度の長期間稼動試験のために、原料A造粒加工作業として20トン規模のソーダライム造粒生原料を複数回、外注により作製し供給する。

作製した造粒生原料の評価および試験で得られたガラス中の溶存ガスおよびミクロなガラス均質性の評価により、目標の熔融エネルギー、ガラス化率、直径1mm以上の泡数を達成するための補助データを提供し、ガラス中の泡の目標値達成をめざす。なお、造粒生原料の組成分析、ガラスの試料切断研磨加工、成分分析、ガラス中の気泡成分分析等は外注で行う。

平成23年度

前年度に引き続きサブテーマ①(1)a～d)において東洋ガラスで実施する1トン/日の気中熔融試験炉での試験のために、生原料の造粒加工作業として10トン規模のソーダライム(びん用ガラス、びん用着色ガラス)造粒生原料を複数回、外注により作製し供給する。作製した造粒生原料の評価および試験で得られたガラス中の溶存ガス、酸化還元度等の評価により、目標の熔融エネルギー、ガラス化率を達成するための補助データを提供する。東洋ガラスのサブテーマ②(1)b)における、カレットに造粒生原料を添加して実施する熔融実験のためにも造粒生原料を供給する。

また、東洋ガラスで実施する液晶用ガラスの酸素燃焼炎での気中熔融試験のために、生原料造粒加工作業として1トン規模の液晶用ガラス造粒生原料を外注により作製し供給する。作製した造粒生原料の評価および試験で得られたガラス中の溶存ガス、 B_2O_3 揮散率等の評価により液晶用ガラスの酸素燃焼炎による気中熔融法の適用の可否を明確にする。なお、造粒生原料の組成分析、ガラスの試料切断研磨加工、成分分析、ガラス中の気泡成分分析等は外注で行う。また、得られたガラスの品質評価を行う。

平成24年度

サブテーマ①(1)a～d)および②(1)b)において東洋ガラスで実施する1トン/日の気中熔融試験炉での試験のために、生原料の造粒加工作業として10トン規模のソーダライム(びん用ガラス、びん用着色ガラス)造粒生原料を複数回、外注により作製し供給する。

作製した造粒生原料の評価および試験で得られたのガラス品質、特性評価により、目標の熔融エネルギー、品質を達成するための補助データを提供する。なお、造粒生原料の組成分析、ガラスの試料切断研磨加工、成分分析、ガラス中の気泡成分分析等は外注で行う。また、得られたガラスの品質評価を東洋ガラスと分担して行う。

(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発

a) 複合加熱の基礎検討 および b) 電極の長寿命化 (東京工大 渡辺研究室)

NEDO先導研究「直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶融技術の研究開発」において開発したプラズマ・酸素燃焼炎加熱のハイブリッド化技術は、エネルギー効率が高い燃焼炎と高温領域を容易に発生できる多相アークを組み合わせることによる新しいインフライトメルティングのための高温発生技術である。しかしインフライトメルティング技術を実用化するには、多相アークの安定化、長寿命化、燃焼炎との組み合わせの最適化等が必要である。そのために、多相アーク発生技術の高度化、電極の材料と構造の改良、および、燃焼炎と多相アークのハイブリッド化による高温場の温度と粒子の流速の計測を行い、エネルギー効率が最適なインフライトメルティング技術を実現する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：10分以上の安定した多相アーク＋燃焼炎の組み合わせを完成する。
- ・平成21年度末目標：多相アーク電極消耗量を200mg/min以下にする。
- ・平成22年度末目標：多相アーク電極消耗量を50mg/min以下にする。
30分以上の安定したハイブリッド加熱を実現する。
- ・平成23年度末目標：多相アーク電極消耗量を20mg/min以下にする。
多相アーク炉の電極、加熱炉、排気ガス冷却システムを改造し、1時間以上の長時間安定運転を実現する。
- ・平成24年度最終目標：ハイブリッド加熱を30分以上の連続運転でプラズマ変動±10%以内を達成する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

なお、得られたサンプルは東工大矢野研究室と旭硝子に提供し各サブテーマの研究に活用し、サンプルの組成分析、TG分析、ガス分析、SEM観察は旭硝子が分担する。

平成20年度

多相アークの安定化のために、多相アーク改良電極を製作・購入し多相アークの電極構造の改良を行うとともに多相アーク炉を改修し、また、アーク発生周波数可変型電源を購入して電源部を改造することにより、燃焼炎と多相アークを組み合わせ最終的に10分以上の安定な運転が行えるようにする。造粒生原料は旭硝子より提供を受ける。

多相アークの物理現象を解明することによって安定なアーク発生を行う。具体的には多相アークの温度、流速、濃度分布を実測し、高速度カメラでアークの変動現象を解明する。

平成21年度

多相アークの電極消耗量を抑制するために、冷却システムの改良（流量の増大、冷却効率の改善等）を行い、溶融ガラスへの不純物混入が0.4%以下となる200mg/min以下（造粒生原料供給速度50g/min時）の電極消耗量をめざす。

燃焼炎と多相アークの組み合わせにおいて、パワー配分によって、溶融粒子のガラス化率、成分の揮発量に与える影響を調べる。

燃焼炎および多相アークにおけるインフライトメルティング中の溶融粒子の挙動を計測するために、溶融粒子計測装置および計測用光学システムを購入し完成させる。

平成22年度

多相アークの電極消耗量を抑制するために、電極損耗のメカニズムの解明を行う。また、得られた知見をもとに電極を改良し、熔融ガラスへの不純物混入が 0.1%以下となる 50 mg/min 以下（造粒生原料供給速度 50g/min 時）の電極消耗量をめざす。

燃焼炎、多相アーク、およびそれらの組み合わせにおける気中熔融中の熔融粒子の温度、速度を計測し、熔融粒子の高ガラス化率と成分の低揮発量を満たすための指針を得る。

多相アーク炉冷却水システムを製作・購入・設置し、燃焼炎と多相アークの組み合わせにおいて、パワー配分を変える実験を行い、熔融粒子の高ガラス化率と成分の低揮発量を満たすために必要な多相アークの最低パワーを決定する。なお、この冷却水システムの製作において、電気式冷却システムを新たに導入するとともに電極用冷却水パスを増設し、冷却水量の増大が可能なシステムに作り替えることにより、多相アーク加熱の1時間の連続運転を可能にする。研究員の増員により多相アーク開発を強化し30分間以上の安定したハイブリッド加熱を実現する。

平成23年度

酸素燃焼炎、多相アークの組み合わせにおけるインフライトメルティングにおいて、液晶用ガラス用の試験炉構築への適用に向けた多相アーク炉の電極、加熱炉、排気ガス冷却システムの改造を行い、1時間以上の運転により長時間安定運転のための技術確立を目指す。高速度ビデオカメラ観察と放電電圧計測による安定性の評価を行い、ガラス熔融試験による熔融ガラスの評価結果と合わせて、多相交流アークの最適な電極配置を検討する。

長期運転を実現するため、多相アークの電極消耗のメカニズムの解明と、熔融ガラスへの不純物混入が 0.01%以下となる 20 mg/min 以下（造粒生原料供給速度 200g/min 時）の電極消耗量を目指す。電極消耗メカニズムの解明のためには、高速度ビデオカメラを用いてアーク発生の電極現象を解明し、高速度ビデオカメラとバンドパスフィルター光学系を用いた二色放射計測温に基づく温度計測によって電極温度の評価を行う。次に、電極ロッドを直接水冷式に改善して冷却効率の向上を行い、電極ロッドの直径の変更、および電極材料の変更によって、電極寿命を改善する。

また、国際会議 AFPG -9（豪州ケアンズ）に参加して酸素燃焼炎と多相アークの組み合わせにおけるインフライトメルティングに関する研究を発表し、欧米におけるガラス熔融技術の最新情報に関する最新の知見の収集を実施する。国際会議 20th International Symposium on Plasma Chemistry (ISCP20)（米国フィラデルフィア）に参加して多相アークの放電現象、酸素燃焼炎と多相アークの組み合わせにおけるインフライトメルティング、およびインフライト熔融粒子の特性に関する3件の研究を発表し、欧米におけるインフライト熔融プロセスとガラス熔融技術の最新情報に関する最新の知見の収集を実施する。

平成24年度

酸素燃焼炎、多相アークの組み合わせにおけるインフライトメルティングにおいて、アルゴン使用量の低減を図りながら、安定な粉体供給を行うことにより変動率 10%以内の長時間安定運転のための技術確立を目指す。具体的な方策としては、光学的な粒子計測によってガラス粒子のインフライト熔融挙動を解析することによって、高精度の粉体供給器を用いた粉体導入条件が及ぼす安定性への影響を調べる。

旭硝子と共同して行う酸素燃焼炎、多相アークの組み合わせにおけるインフライトメルティングにおいて、液晶用ガラス用の試験炉構築への適用に向けた課題の抽出を行う。

また、国際会議 IEEE International Conference on Plasma Science (ICOPS2012)（英国エジンバラ）に参加して多相アークの放電現象、および酸素燃焼炎と多相アークの組み合わせにお

けるインフライトメルティングに関する2件の研究を発表し、欧米におけるガラス溶融技術の最新情報に関する最新の知見の収集を実施する。

(2) - a) 複合加熱の基礎検討 および c) 高付加価値ガラスへの適用性評価 (旭硝子)

NEDO先導研究において溶融温度が高い液晶用ガラスをインフライトメルティングするにはプラズマが必要であることがわかったが、プラズマおよびハイブリッド加熱溶融したガラスの諸物性は明らかでない。そこで、プラズマを使ってインフライトメルティングしたガラスの特徴を調べ、インフライトメルティング方法の特徴を明らかにする。また、その知見を生かし、本プロセスの特長を生かした特殊ガラス(たとえばガラス転移点 $>700^{\circ}\text{C}$ の難溶融ガラス)の溶融を試み、従来の溶融方法では製造困難なガラスに対しての本プロセスの適用性を判断する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：プラズマおよび/またはハイブリッド加熱で得られた液晶用ガラス粉体の B_2O_3 残存率90%、ガラス化率90%を実現する。
- ・平成21年度末目標：プラズマおよび/またはハイブリッド加熱で得られた液晶用ガラス溶融体の気孔率0.1vol%を達成する。
- ・平成22年度末目標：液晶用ガラスに対するプラズマおよび/またはハイブリッド加熱の特徴を明確にする。泡挙動の観察・解析が可能なブロック状メルトサンプルを作製する。
- ・平成23年度末目標：プラズマまたは酸素バーナー加熱方法を新たな難溶融性特殊ガラスに応用し、ガラス化率90%を達成する。また、得られたガラスの品質評価を行う。
- ・平成24年度最終目標：1種類以上の特殊硝子溶融におけるプラズマおよび/またはハイブリッド加熱の実用性を判断する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

なお、RFプラズマと多相プラズマとを比較するために、サブテーマ①(2)で得られたサンプルの組成分析、TG分析、ガス分析、SEM観察についても実施する。

平成20年度

先導研究において、液晶用ガラスをインフライトメルティングすると、 B_2O_3 残存率とガラス化率にはトレードオフの関係があることがわかり、目標とする高 B_2O_3 残存率と高ガラス化率を両立する条件が得られなかった。そこで旭硝子京浜工場に設置したインフライトメルティング実験装置でプラズマおよび/またはハイブリッド加熱でのインフライトメルティング実験を本プロジェクトにおいても継続して実施し、インフライトメルティング条件と得られたガラス粉体の B_2O_3 残存率、ガラス化率等との関係を明らかにし、目標レベル(B_2O_3 残存率90%、ガラス化率90%)に到達できる条件を得る。

なお、現在インフライトメルティング実験装置のプラズマリングは外注先より試用させてもらっているため、当年度に購入する。また、試験用の原料B造粒加工作業(原料B：液晶用ガラス組成生原料)および、得られたガラスの試料切断研磨加工、組成分析、気泡成分分析等は外注で行う。

平成21年度

平成20年度はプラズマおよび/またはハイブリッド加熱によりインフライトメルティングした液晶用ガラス粉体での評価により、高 B_2O_3 残存率と高ガラス化率を両立する条件を探索する

が、平成21年度はインフライトメルティングした液晶用ガラス粉体を高温の場に着地、融液状態にさせ、溶融体としてのガラスの特性、品質を調査する。そのためのメルト採取装置を製作し現インフライトメルティング実験装置に組み込む。また、酸素バーナーとプラズマトーチを新たに購入しメルト採取試験に供する。酸素バーナーとプラズマトーチは新たに購入し、得られたガラス溶融体の気孔率、均質性等を評価し、プラズマおよび／またはハイブリッド加熱での品質目標達成条件を明らかにする。

なお、試験用の原料B造粒加工作業および、得られたガラスの試料切断研磨加工、組成分析、気泡成分分析等は外注で行う。

平成22年度

平成20年度、平成21年度で得られた結果を踏まえて、プラズマおよび／またはハイブリッド加熱の特徴を明確にし、目標の B_2O_3 残存率、ガラス化率、気孔率を満足できる液晶用ガラスの最適気中溶融加熱条件を提案する。また、プラズマリングを新たに購入し、前記最適条件を得るための試験に供する。また、試験用の原料B造粒加工作業および、得られたガラスの試料切断研磨加工、組成分析、気泡成分分析等は外注で行う。

メルト採取装置の整備とバージョンアップにより、泡挙動の観察・解析が可能なブロック状メルトサンプルを作製し、ガラス中の泡挙動の観察・解析を東工大矢野研究室と共同（再溶融による泡数変化測定を分担）して実施する。これにより気中溶融特有の諸現象把握を加速させ、プロジェクト全体の加速につなげる。

平成23年度

東工大渡辺研究室と共同で、酸素燃焼炎、多相アークの組み合わせにおける液晶用ガラスのインフライトメルティングにおいて、1時間以上の運転による長時間安定運転のための技術確立を目指す。メルト採取装置を多相アーク改造炉にも設置する準備をする。

前年度までに得られた結果を踏まえて、プラズマまたは酸素バーナー加熱方法に有効な難溶融性特殊ガラスを1種類以上選定し、目標のガラス化率を満足できる最適インフライトメルティング加熱条件を提案する。なお、酸素バーナーを新たに購入し、前記最適条件を得るための試験に供する。また、試験用の生原料の造粒加工作業、および、得られたガラスの試料研磨加工、組成分析、気泡成分分析等は外注で行う。また、得られたガラスの品質評価を行う。

NGFに必要なデータを提供して、サブテーマ①(3)b)のシミュレーションの精度向上に協力する。

平成24年度

東工大渡辺研究室と共同で、多相アーク改造炉に組み込んだメルト採取装置により溶融体としてのガラス特性、品質を調査し、液晶ガラスに対するプラズマおよび／またはハイブリッド加熱の試験炉構築に向けた課題の抽出を行う。

なお、試験用の生原料造粒加工作業および、得られたガラスの試料切断研磨加工、組成分析、気泡成分分析等は外注で行う。また、得られたガラスの品質評価を行う。

(3) a) 気中溶融特有の現象と融液挙動の解明（東京工大 矢野研究室）

インフライトメルティングによる高速ガラス化反応は、ガラス生原料より構成される造粒体がプラズマ加熱あるいは酸素燃焼炎+プラズマハイブリッド加熱によって形成される超高温場を短時間で飛翔することによって達成される。そのプロセスは、これまでに研究および実用化されているどのガラスの製造プロセスにおいても経験されたことのない熱履歴をガラス溶融体に与える。気中溶

融されて得られたガラス液滴は、気中溶融炉下部に形成される溶融槽に堆積され、その後の高速清澄プロセスやカレット融液との高速混合の過程を経る。その挙動を理解するには、インフライトメルティングの特異性から、既存のガラス融液に関する知見は役に立たない。

そこで、高速清澄、高速混合を安定して行うため、インフライトメルティングにより形成される融液の性質を定量的に把握する。また、インフライトメルティング挙動（気中でのガラス造粒原料の挙動）および形成されたガラス融液の示す挙動をそれぞれその場で直接観察し、インフライトメルティングの条件との対応関係を明確にする。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- 平成20年度末目標：
インフライトメルティングによって溶融されたガラスの溶融状態の直接観察炉の設計・設置と校正、および観察に必要な透明坩堝の試作と検証を実施する。
- 平成21年度末目標：
インフライトメルティングによって作製されたガラスの融液状態の観察を実施し、融液内に発生する動的挙動の記録・解析を実施する。また、インフライトメルティングガラス融液から放出されるガスが溶融雰囲気を与える影響を調査するための観察炉の改造に着手する。ガラスに内包されているガスの分析のためのガス分析装置の設計・導入・キャリブレーションを実施し、試料ガラスの分析体制を確立する。インフライトメルティング挙動計測用装置を整備し、挙動の記録・解析を開始する。
- 平成22年度末目標：
インフライトメルティング挙動およびインフライトメルティングによって形成されたガラス融液の直接観察の実施と清澄挙動、溶融雰囲気の評価、気泡ガス分析、融液中ガス濃度測定を中心としたガラス物性の定量的評価を行う。
- 平成23年度末目標：
気中溶融ガラスの溶融状態の観察と気泡挙動の解析、および内包ガス／溶存ガスを分析評価する。また、気中溶融挙動の直接観察を実施して、インフライトメルティング条件と溶融挙動の解析を行う。
- 平成24年度最終目標：
インフライトメルティング条件とガラス化反応、形成されるガラス融液の性質に加え、ガラスカレット融液との混合も含めたガラス融液の清澄との相関に関する科学的知見を収集し評価する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

なお、インフライトメルティングガラスサンプルは、東工大渡辺研究室、旭硝子及び東洋ガラスから供給を受ける。

平成20年度

インフライトメルティングによって溶融されたガラス液滴が堆積した液溜まり内でのガラス融液の挙動を理解することを目的に、液溜まりを模した融液を透明坩堝に保持し、横方向および上部方向から観察することができる直接観察炉を設計・製作・購入・設置し、観察・記録に必要な機器の据え付け・稼働試験を実施する。

また、高温の融液状態（1,300-1,500℃の温度領域を想定）でガラス融液を保持するための坩堝の試作とテストを行い、高温状態の融液観察の実験環境を整える。インフライトメルティングされたガラスの内部に取り込まれた気泡中に内包されているガスの分析を行うためのガス分析装置を設計する。

平成21年度

前年度に設置した直接観察炉を使って、インフライトメルティングガラスを再熔融して融液を形成し、融液内に発生する泡の動的挙動を高解像動画として撮影記録する。記録を下に、気泡の発生・消失、気泡の上昇と速度など動的変化を定量的に抽出する。

また、インフライトメルティングガラス融液から放出されるガスが熔融雰囲気を与える影響について調査を実施することができるように観察炉の改造を実施し、実験環境を整える。インフライトメルティングされたガラスの内部に取り込まれた気泡中のガスの分析を行うためのガス分析装置を発注・購入・設置し、分析実施のためのキャリブレーションを行って、実際のガラス試料のガス分析を実施することができる環境を整え、インフライトメルティング試料に関する解析を開始する。

ガラス造粒生原料のインフライトメルティング挙動を直接観察するためのインフライトメルティング挙動計測用装置を整備し、挙動を記録・解析を開始する。

平成22年度

前年度に引き続き、さまざまなインフライトメルティング手法および熔融条件で作製されたインフライトメルティングガラスの再熔融挙動を直接観察し、内部で生じる動的挙動の中で清澄に関する現象を定量的に把握するが、熔融中にガラス融液から放出されるなどガスなどによって生じる熔融雰囲気の変化についてのその場評価の実験を開始し、炉内ガスモニターシステムを新たに購入・設置して、より詳細な融液挙動について調査を行う。

また、観察された融液内の気泡について、急冷後試料片を取り出してガス分析装置により分析し、インフライトメルティング条件との関係を軸にその違いを明らかにする。さらに、ガス濃度分析計およびその付帯設備を導入することにより、ガラス融液中におけるインフライトメルティング特有のガス成分等について特性を定量的に把握する。これらにより、清澄工程の正確なシミュレーションと設備設計を可能にさせ実用化を加速させる。

平成23年度

前年度に引いてさまざまなインフライトメルティング法および熔融条件で作製されたインフライトメルティングガラスに含まれる気泡についてのガス分析を実施するとともに、融液中に存在する微細な気泡の挙動を観察できるように照明／光学記録系の改良を行って再熔融挙動を直接観察／記録し、内部で生じる動的挙動の中で清澄に関連する現象を定量的に把握する。

また、再熔融中にガラス融液から放出されるガスなどによって生じる熔融雰囲気の変化についてその場評価の実験を開始し、内包する気泡中のガスおよび溶存ガスの分析データとともに、より詳細な融液挙動について調査を行う。

一方、インフライトメルティングの飛翔粒子の直接観察に着手し、高温場におけるガラス原料粒子の飛翔挙動を把握し、気中で進行するガラス化反応と、得られるインフライトメルティングガラスの持つ特徴を、熔融条件との関係を軸に明らかにする。また、国際会議 AFPG -9 (豪州ケアンズ) および International Conference on the Chemistry of Glasses and Glass-Forming Melts (英国オックスフォード) にそれぞれ参加して研究成果を発表し、欧米におけるガラス熔融技術の最新情報と、ガラス融液の評価手法および現象に関する最新の知見の収集を実施する。

平成24年度

前年度に続いてインフライトメルティングによって作製されたガラスに関する融液の性質および溶存ガス／気泡内包ガスに関する情報を収集するとともに、インフライトメルティング時における生原料のガラス化反応およびカレットの加熱に関する知見の収集を進め、インフライトメルティングガラスの生成から清澄および均質化までについて総合的に評価を行う。

(3) b) シミュレーション技術（モデル構築）

（NGF）（シミュレーションのためのデータ提供：東洋ガラス・旭硝子）

インフライトメルティングプロセスの制御方法を確立し実用化への移行を円滑化するため、シミュレーションモデルの構築とシミュレーション予測の高精度迅速化技術を開発する。

NEDO先導研究において開発したガラス溶融炉のシミュレーション技術は、炉内のガラス原料の昇温過程、ガラス融液の挙動等の定性的理解に役立ち、実機のプロトタイプ設計を可能にしたが、高い精度で定量的にそれらを予測するレベルにはない。

インフライトメルティング技術を実用化するには、実機開発を効率的に進めるための基盤作り、すなわち、ガラス溶融炉実機のシミュレーション予測を高精度かつ迅速に行えるようにすることが不可欠である。そのために、気中加熱・燃焼・伝熱・熱流動・気泡清澄・均質化など各計算モデルの連成を一段と高密度化する技術、並列計算などにより計算速度を高速化する技術等の開発、輻射伝熱を考慮した熱流動解析の改良等により、シミュレーション予測の高精度化と迅速化（Windowsマシンで10倍程度の高速化）を実現する。

また、ガラスカレット加熱において重要となるガラス生原料融液とカレット融液との高速混合において重要となる融液攪拌モデル、上記のNEDO先導研究では近似的に対処してきたプラズマ加熱モデル等についても新たに開発を行う。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：多相プラズマモデル及び液体燃焼モデルの2モデルを構築する
- ・平成21年度末目標：融液攪拌モデル及び耐火物浸食モデルの2モデルを構築する
- ・平成22年度末目標：試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±13%の精度で予測する
- ・平成23年度末目標：動的泡層プロトモデルを構築する。描画機能等を改良する
- ・平成24年度最終目標：試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±5%の精度で予測する

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

なお、シミュレーションモデルの定式化、検証等はニューガラスフォーラムが実施し、プログラム作成作業は外注にて実施する。

平成20年度

高温プラズマを電気伝導体と仮定して1対のアーク放電電極による空間発熱分布を求め、多数対電極に拡大し、流体の支配方程式と連成して空間の温度分布を求めるという方法で多相プラズマモデルを構築し、渡辺研究室または関連する多相プラズマ設備の運転データを入手して、シミュレーションの精度を検証する。

液体燃料をn-デカンで代表させることにより、液体燃料燃焼モデルを構築する。試験炉に適用し、また、従来炉においても検証計算を行う。

入出力の迅速化、計算の高速化のため、プリポスト用プログラムを全面的に改良し、各計算モジュールの繰返し数を最適化することで総合的な計算速度を向上させ、また、並列計算を可能にする。

平成21年度

ガラス生原料の融液とカレット融液との混合装置の性能を評価するため、混合攪拌モデルを構築し、混合度のシミュレーション評価を可能にする。

ガラス接液部を構成する耐火物の侵食と、浸食による形状変化を予測する耐火物侵食モデルを

作成し、カレットの高効率加熱技術において予想される耐火物浸食を予測し、炉形状と温度分布の適正化に役立てるとともに、ガラス溶融炉の耐用年数の予測を行えるようにする。

平成22年度

試験炉（東洋ガラス）の運転データを用いて実時間に近いシミュレーションを行い、シミュレーション結果と炉の測定結果とのマッチングを確かめ、必要に応じプログラムを改善することにより、現場の操炉に役立つレベル（時々刻々行うシミュレーションが炉の時々刻々の運転条件決定や条件変更に取り入れられるようになるレベル）になるよう精度向上を目指す。

試験炉の運転データを用いて、熱収支内訳をシミュレーションで求め、シミュレーションコードの問題点を抽出し、必要な改良を行うとともに、開発したシミュレーションプログラムの感度解析計算作業の一部を外注化することにより計算例を大幅に増やし、シミュレーション予測精度の向上につなげる。これにより、熱収支内訳を±13%の精度で予測できるようにし、実用化時の設備投資リスクの低減を図る。

平成23年度

当プロジェクト計画当初のインフライトメルティング過程に想定していなかった分解ガス未放出状態の溶融ガラス粒子による泡層の生成をモデル化し、融液上部および下部からの熱伝達による気泡の膨張・浮上・合体・消失、泡層の熱流動挙動、泡層の厚さ分布等を予測する動的泡層プロトモデルを開発するとともに、必要に応じ燃焼モデル等を改良することにより、泡層の低減策立案と熱収支予測の精度向上を図る。

先導研究において開発したメッシュ生成機能および平成20年度に開発した描画機能（プリポスト用プログラム）と数値計算論法を改良しシミュレーション予測の高精度化と迅速化を図る。具体的には、画一的な四面体メッシュ生成を廃して高精度化または簡略化を要する箇所についてメッシュ密度を任意に設定できるようにし、計算結果の視覚的理解を容易にするためにガラス融液の流れ方向・速度分布、気泡サイズ変化などの描画機能を改良し、さらに、計算精度に影響しない範囲で開発済みの熱流動等のモデルにおける時間微分非定常項等を省いて計算時間の負荷を軽減する。

これらの改良と試験炉運転データの収集により、熱収支内訳の予測精度±13%を立証する。国際会議 AFPG -9(豪州ケアンズ)に参加して研究成果を発表し、欧米におけるガラス溶融シミュレーション技術の最新情報を収集する。

シミュレーションによる攪拌子の形状と運転条件の適正化を検討し、東洋ガラスに提示する。

平成24年度

シミュレーション予測の精度を向上させ、大型実用炉へのスケールアップ、炉の改良・運転などに活用できるシミュレーション技術として完成させる。

具体的には、泡層動的モデルを完成させ、東洋ガラス、旭硝子等より試験データを入手して試験炉・実験炉の解析および渡辺研究室実験炉の解析、矢野研究室の気泡清澄研究成果のシミュレーション追跡等に適用して予測精度を確認する。さらに、これらの解析をとおして、造粒生原料粒子の気中加熱伝熱効率等を支配する要因を探索し効率向上のための対策の予測、感度解析の結果を反映したモデルの改良とシミュレーションコードの改善、試験炉や実験室で新たに認められる諸挙動の予測精度への影響に関する考察等を行う。

電気加熱による粗粒カレットのプリメルトについてシミュレーションにより検討し、概略設計の妥当性を確認する。

シミュレーションによる攪拌子の形状と運転条件の適正化を検討し、東洋ガラスに提示する。

②「ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発」

（１）高速高効率加熱技術の開発 および（２）カレット超予熱技術の開発 （東洋ガラス）、（（１）b）に関する原料供給：旭硝子）

NEDO先導研究では造粒生原料のみでのインフライトメルティングが試行され、熔融エネルギーの低減に必須となるカレット添加での熔融実験は実施されなかった。そこで、インフライトメルティング技術に適合し得るカレットの高速高効率の加熱技術と、カレットの予備加熱技術を新たに開発する。カレットの高速高効率加熱技術としてはカレット粒サイズ、加熱方法等を検討し、泡発生等の問題を生じない方法を見出す。

カレットの予備加熱は様々な方法が提案されているが、予備加熱による軟化、固着などの問題から実用化されているものはほとんど無い。しかし、カレットの予備加熱は更なる省エネルギーには不可欠な技術であり、既存技術も含めてエネルギー効率、連続生産性等の見直しを行うとともに、試験設備（～100kg/日）を製作してカレットの間接加熱試験を実施し、300℃前後までの加熱で融着がなく、低粉塵を可能とするカレット予備加熱技術を開発する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：
カレット供給装置（1トン/日）及びカレット予熱装置（約100kg/日）の検討を行い、最も適当と思われる装置あるいは方法を選択し、両装置を設計し、製作に着手する。
- ・平成21年度末目標：
カレット供給装置（1トン/日）を設置し、種々の粒度のカレットで24時間以上の長時間運転を行い、ガラス品質を調査し最適な粒度を選定する。熔融エネルギー目標値を2,000kcal/kg-glass以下とする。
- ・平成22年度末目標：
カレットが適用できるインフライトメルティング技術を成立させるカレット高速加熱技術の見通しを立てるとともに、カレットの1200℃までの昇温時間1分以内を達成する。
- ・平成23年度末目標：
細粒カレット（1mm以下または1～4mm）を連続して気中熔融できる条件を確立する。細粒カレット（1～4mm）を300℃以上に連続して予熱できる条件を確立する。
- ・平成24年度最終目標：
カレットのみを原料としてガラスを製造する場合における熔融エネルギーとして1,800kcal/kg-glass以下を試験炉で達成するとともに、カレットの1200℃までの昇温時間1分以内を達成する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

平成20年度

燃焼バーナーまたは炉壁から炉内にカレットを1トン/日規模で供給するためのカレット供給装置の検討を行う。カレットを約300℃までダンゴ状にならず低粉塵で加熱可能な、100kg/日規模のロータリーキルンやコンベヤキルンなどの加熱装置を調査し、予熱実験を行う。なお、カレット予熱作業は外注にて行う。カレット供給および予熱方法を決定し、装置の設計・製作に着手する。

平成21年度

製作したカレット予熱装置を使用して、最適な運転条件とカレット粒径を検討する。

試験炉に設置したカレット供給装置を使用してインフライトメルティング法による熔融方法等を適用して、カレット粒径を変えてカレット粒径（10mm～0.1mm）がエネルギー原単位および気泡発生に与える影響を調べ、熔融エネルギー目標値を2,000kcal/kg-glass以下を達成するための最適なカレット粒径を検討する。

平成22年度

ソーダ石灰ガラスカレットに造粒生原料を添加して熔融試験を行なう。添加率・添加方法を変更して気泡発生等のガラス品質とエネルギー原単位を評価し、最適な運転条件を検討する。

投入したカレットが1分以内に1200℃に達することを目標に置く。粒径1～10mmのカレットが使用できる加熱方法についても検討する。

平成23年度

細粒カレット（1mm以下または1～4mm）を用いて気中熔融を行い、連続して気中熔融できる条件を確立する。

ソーダ石灰ガラスカレットに造粒生原料（作製：旭硝子担当）を添加して熔融実験を行ない、添加率、添加方法を変更して気泡発生等のガラス品質とエネルギー原単位を評価し、適正な運転条件を検討する。カレット混合比率は用途別ガラスの種類の実態に応じた比率に合わせる。造粒生原料は旭硝子（株）より提供を受ける。

粗粒ガラス（粒径10mm以上）を電気熔融でプリメルトするための装置について検討し、概略設計を行う。

平成21年度に設置したカレット予熱用試験設備あるいはラボ試験にて、細粒カレットと粗粒カレットの熔融挙動を解析することにより、粗粒カレットを粉砕して細粒カレットとして利用するプロセスと、粗粒カレットをそのまま用いるプロセスとのエネルギー使用量および設備コストを比較し、ハンドリングの容易さ等も考慮して最適なプロセス選定の検討を行う。カレット熔融実験の補助作業は外注する。

カレット予熱装置の改良を継続し、粒径やガラスの着色に応じた最適な運転条件を追求する。改良のための実験補助作業は外注する。

平成24年度

前年度に引き続き、細粒カレット（1mm以下または1～4mm）およびソーダ石灰カレットに造粒生原料（作製：旭硝子担当）を添加した原料を用いて気中熔融を行い、連続して気中熔融できる条件を確立する。添加率、添加方法を変更して気泡発生等のガラス品質とエネルギー原単位を評価し、適正な運転条件を提案する。カレット混合比率は用途別ガラスの種類の実態に応じた比率に合わせる。造粒生原料は旭硝子より提供を受ける。

平成21年度に設置したカレット予熱用試験設備、あるいはラボ試験にて、細粒カレットと粗粒カレットの熔融挙動を解析し、粗粒カレットを粉砕して細粒カレットとして利用するプロセスと、粗粒カレットを用いるプロセスとのエネルギー使用量、設備コスト、ハンドリングの容易さ等を考慮して最適なプロセスの選定を行う。カレット熔融実験の補助は外注する。

カレット予熱装置の改良も継続し、粒径やガラスの着色に応じた最適な運転条件を追求する。改良のための実験補助作業は外注する。

③「ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発」

(1) 攪拌技術の開発（東洋ガラス）、（シミュレーション関係：NGF）

インフライトメルティング技術の実用化にはカレット使用が必須となるが、造粒生原料溶融ガラスとカレットとの組成差等や耐火物等に起因する脈理を内在した不均質ガラスとなることが予想される。このため、溶融の後工程に均質化槽を設け、例えば、高速混合のための槽形状、攪拌子形状、混合に適したガラス融液温度（粘性）などを複数試行し、均質度等をNIMS他と共同して同機構が開発する新たな方法や既存の方法等で評価し、複数試行した方法について、ソーダ石灰ガラスの場合においてエネルギー効率、コスト、連続生産性等実用性判断を行い、インフライトメルティング技術に適合し得る高速混合技術を開発する。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：既存の設備・方法も含めて高粘度物質に適する混合攪拌装置の検討を行い、混合攪拌装置を設計し、製作に着手する。
- ・平成21年度末目標：攪拌装置を試験炉に追加設置し、予備的な攪拌均質化実験を行い攪拌有無によるガラスの均質化比較を行う。脈理の減少を透過光評価により確認する。
- ・平成22年度末目標：透過光評価で均一に混合するまでの時間として4時間以内を達成する。
- ・平成23年度末目標：連続運転により、NIMSが確立した評価方法で3時間以内の均質化を達成する。
- ・平成24年度最終目標：確立した評価方法で均一に混合するまでの時間として2時間以内を達成する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

平成20年度

ガラスびん製造プロセスで使われているものと同一形状の複数の攪拌子を用いた予備的試験により、攪拌子の配置・運転条件による均質化性能を実験により評価する。
評価結果をもとに攪拌装置を設計し、製作に着手する。

平成21年度

攪拌装置を試験炉に設置し、攪拌実験を行ない、攪拌装置前後でサンプリングを行い、運転条件によるガラス均質度および気泡の増減に与える影響を透過光で評価する。
攪拌実験をもとに、攪拌子と攪拌装置の改善を行い、気泡を増加させずガラス均質化改善に効果的な攪拌装置（槽形状、攪拌子形状など）と運転条件（ガラス融液温度など）を検討する。

平成22年度

サブテーマ①（3）b)のシミュレーション結果を参考に攪拌装置と運転条件を更に適正化し、最終的に連続運転により年度末目標の達成（透過光評価で4時間以内に均質化すること）を確認する。

平成23年度

サブテーマ①（3）b)のシミュレーション結果を参考に、攪拌子の形状と運転条件を更に適正化し、最終的に連続運転により、カレット融液と生原料融液との混合に関して、NIMSが確立

した評価方法での3時間以内の均質化を達成し、最終年度末目標達成への道筋を付ける。

平成24年度

サブテーマ①(3)b)のシミュレーション結果を参考に選定した攪拌子の形状と運転条件を更に適正化し、連続運転により最終年度末目標(NIMSが確立した評価方法で2時間以内に均質化すること)を達成する。

(2) 均質性評価技術の開発(NIMS)

カレット混合試験溶融から得られるガラス試料は、均質化初期の段階であり欠点として泡と成分のムラ(脈理)の両方を多量に含んでいる。また、攪拌プロセスの追跡のためには広範囲の均質性を同一基準で定量的に評価しなければならない。従来、均質化初期段階のガラスの均質性の定量評価は余り重要ではないので行われておらず、均質化がかなり進んだ泡なしの段階で高感度干渉計などの光学的手法を用いて行われている。また、試料を破壊して粒子状にしてから定量評価する方法はいくつかあり、均質化初期の段階の評価も実施されている。本プロジェクトにおける攪拌均質化過程の評価は攪拌開始時からの均質化過程を追跡する必要があり、特に、泡と成分のムラとを分離して定量評価する必要がある。しかしながら従来法では、泡が有ると適用できない、また、破壊検査では泡の情報が消えてしまうなどの不都合があり本開発研究には適用できない。

以上の背景から泡や成分のムラを含むガラス試料片について、泡と組成ムラを分離して定量できる均質性評価法を新たに開発する。開発する方法は、試料片の光学透過像を画像解析(異物の形、大きさ、存在量の把握と分類およびスペクトル化)することにより分離定量する手法を開発する。また、透過画像としては通常の可視画像の他に成分のムラを敏感に検出できるシュリーレン像も使用する。更に、均質性評価のバックデータとして、同一試料について表面硬度やヤング率のマッピング、分光透過率のマッピングデータを収集し開発評価法と比較し、均質性と実際のガラス品質の変化との相関を調査し最適攪拌法選定の補助データとする。

本サブテーマの目標を次の通り設定する。

- ・平成20年度末目標：シュリーレン像から泡と成分のムラそれぞれに起因する情報の分離法を開発する。
- ・平成21年度末目標：泡と成分のムラの定量評価法を開発する。
- ・平成22年度末目標：泡と成分のムラを分離して検出し、その存在量変化を定量化することにより、均質性評価技術を確立させる。
- ・平成23年度末目標：平成22年度までに確立された均質度評価法による市販ガラスや研究室作製ガラスの評価値を基にガラス品質評価指標を作成する。
- ・平成24年度最終目標：試験炉において作製された様々なガラスの泡や成分のムラの代表的大きさの分布を評価する。また、23年度に作成した実用ガラス品質評価指標と照合し試験炉から得られるガラスの泡とムラの品質を総合的に評価する。

以下に5年間の研究開発内容を具体的に示す。

なお、ガラス試料は、東工大渡辺研究室、旭硝子及び東洋ガラスから供給を受ける。

平成20年度

シュリーレン装置を新規購入し、平板状ガラス試料のシュリーレン透過像を得る環境を整備する。造粒生原料をルツボにて溶融して作製したガラスより平板状試料を切り出し研磨してシュリーレン計測用の試料を作製する。作製した試料のシュリーレン像から泡と成分のムラ（脈理）の分離認識を市販の画像処理ソフトを用いて行う。認識は形状の違いを活用して行う。分離認識後、それぞれを消去処理して独立の評価用画像（泡像、成分のムラ像）を作成する。

シュリーレン像の試料厚み依存性を把握するため、試料の厚みを250 μm 間隔程度で5段階に薄くして観察を行う。観察像より分離像を作成し、その変化から均質性評価結果の表記法を検討する。

平成21年度

前年度に開発した分離法により得られた泡、脈理それぞれの独立画像より、泡については総個数を、暗化像として捉えられる脈理については、暗部の最大暗化度、総面積をそれぞれ見積もる。

また、前年度と同様に試料を作製し、評価結果と厚みの相関関係を調査して均質性評価結果の表記法を検討する。泡像、脈理像それぞれについてフーリエ変換像を作成し、その周期性の評価を行う。周期性評価結果より、泡の大きさ分布および脈理の長さ分布の評価方法を検討する。

平成22年度

前年度までの成果をまとめてシュリーレン像からの泡、脈理を独立して検出し、その量や分布幅を定量すると共に分布状態の半定量評価を行える定量評価法として完成させる。また、開発した評価方法を用いて試験炉において製造されたガラス試料の均質性を評価・集積し、混合均質化手法最適化のためのデータとする。

平成23年度

前年度までの成果をまとめてシュリーレン像からの泡、脈理を独立して検出し、その量や分布を定量すると共に分布状態の定量評価を行える定量評価法として完成させる。また、開発した評価方法を用いて試験炉において製造されたガラス試料の均質性を評価・集積し、混合均質化手法最適化のためのデータとする。さらに、評価の基準とするため、22年度に引き続き、各種市販ガラスおよび一番均質化が遅いと考えられる実験室規模での無対流条件下での坩堝溶融ガラスの均質性を評価する。また、開発した評価方法を用いて試験炉において製造されたガラス試料の均質性を評価・集積し、混合均質化手法最適化のためのデータとしてフィードバックする。

これらのデータの収集により、開発した計測法で評価した均質度評価値を、実際のガラス製品や実験室製作ガラス等を評価した評価値と対比し、均質度の実用評価指標を作成する。また、国際会議AFPG-9(豪州ケアンズ)に参加してインフライトメルティング技術によるガラス溶融技術革新と未来のガラス溶融技術への波及効果について発表し、欧米の研究者や技術者の意見を聞くと共に、欧米におけるガラス溶融技術の最新情報を収集する。

平成24年度

前年度に引き続き、実験室規模でのガラス溶融においてガラス再溶融や液相合成均一原料等を用いた均質化促進処理ガラス試料を作製して品質を評価し、開発した評価法におけるガラス品質評価指標を完成させる。試験炉において作製された様々なガラス試料の泡や成分のムラの代表的大きさの分布を評価する。また、23、24年度で完成させた実用ガラス品質評価指標と照合し試験炉から得られるガラスの泡と成分ムラに関する品質を総合的に評価する。

表Ⅱ-2-1. 予算推移

	平成20年度	平成21年度	平成22年度	平成23年度	平成24年度
	委託	委託	委託	委託	委託
実績額推移 ①需給勘定 (百万円)	260	360	250	203	272

表Ⅱ-2-2. 全体スケジュール

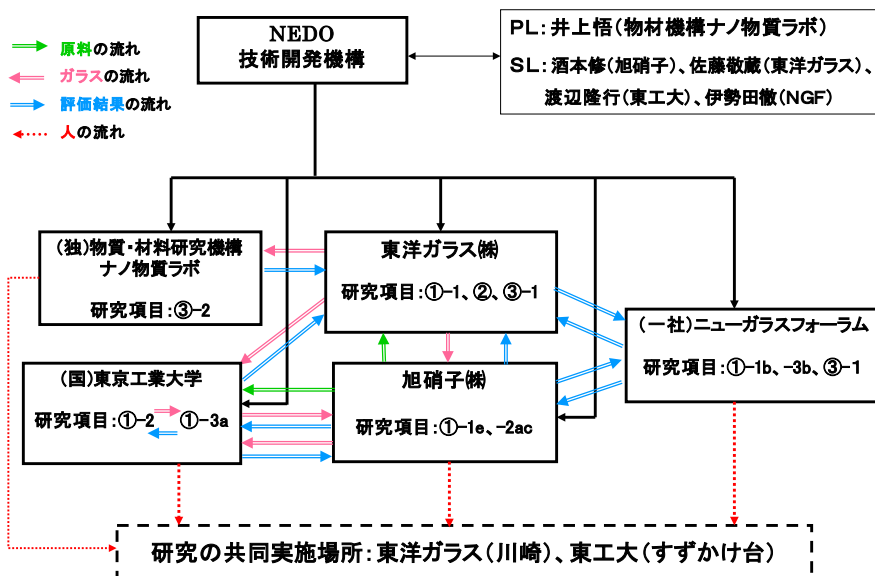
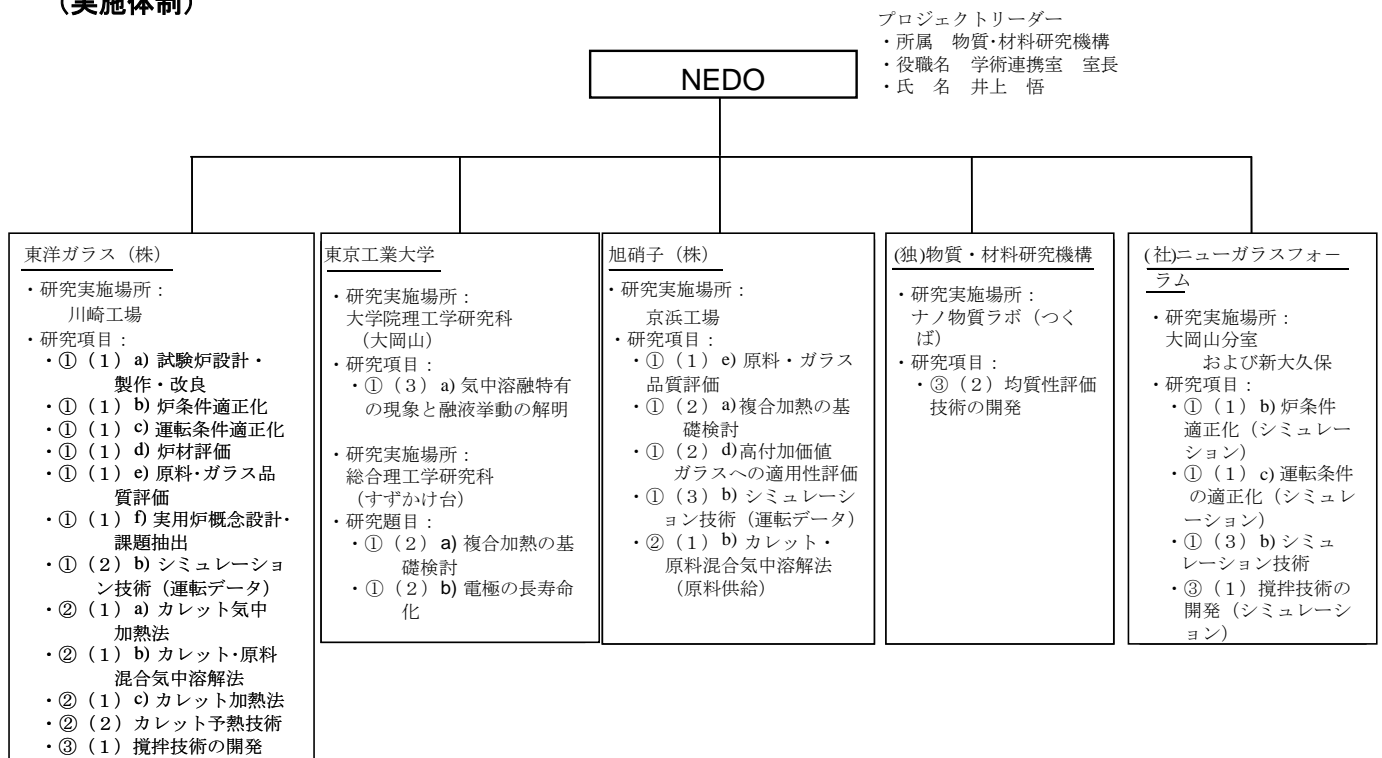
事業項目	20年度				21年度				22年度				23年度				24年度			
	第1 四半 期	第2 四半 期	第3 四半 期	第4 四半 期	第1 四半 期	第2 四半 期	第3 四半 期	第4 四半 期	第1 四半 期	第2 四半 期	第3 四半 期	第4 四半 期	第1 四半 期	第2 四半 期	第3 四半 期	第4 四半 期	第1 四半 期	第2 四半 期	第3 四半 期	第4 四半 期
① インフライトメルティング(気中溶融)法により原料を溶融する技術																				
(1) 超高効率加熱技術																				
a) 試験炉設計・製作・改良																				
b) 炉条件適正化																				
c) 運転条件適正化																				
d) 炉材評価																				
f) 実用炉設計・課題抽出 (以上、東洋ガラス)																				
e) 原料・ガラス品質評価 (旭硝子、東洋ガラス)																				
(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術																				
a) 複合加熱の基礎検討																				
b) 電極の長寿命化 (以上、東工大渡辺研)																				
c) 高付加価値ガラスへの適用性評価(旭硝子)																				
(3) 共通基盤技術																				
a) 気中溶融特有の現象と融液挙動の解明 (東工大矢野研)																				
b) シミュレーション技術 (NGF)																				
② ガラスカレットを原料として利用するための高効率で加熱する技術																				
(1) カレットの溶融技術																				
(2) カレットの予熱技術 (以上、東洋ガラス)																				
③ ガラス原料融液とカレット融液とを高速で混合する技術																				
(1) 攪拌技術 (東洋ガラス)																				
(2) 均質性評価技術 (NIMS)																				

2.2 研究開発の実施体制

本プロジェクトでは、国内大手のガラス事業者、プラズマ技術開発能力および溶融ガラス基礎技術を持つ国立大学、モデルシミュレーション開発及び均質性の評価技術開発を担当するため開発能力を有する法人との共同による研究体制を構築した。具体的には、東洋ガラス（川崎）と東京工業大学（すずかけ台）を研究の共同実施場所とし、各法人の間でガラス原料、溶融ガラス、評価結果等をやりとりすることにより効率的な研究開発をめざした（図Ⅱ-2-1）。

独立行政法人物質・材料研究機構 学術連携室長 井上 悟氏をプロジェクトリーダーとして次に示す分担体制により実施した。

(実施体制)



図Ⅱ-2-1 研究開発の共同実施体制

2.3 研究開発の運営管理

研究開発全体の管理・執行に責任を有するNEDOは、経済産業省及び研究開発責任者と密接な関係を維持しつつ、プログラムの目的及び目標、並びに本研究開発の目的及び目標に照らして適切な運営管理を実施する。具体的には、必要に応じて設置される技術検討委員会等における外部有識者の意見を運営管理に反映させるほか、年に一回技術委員会を開催し、プロジェクトリーダー等を通じてプロジェクトの進捗について報告を受けること等を行った。

技術委員会開催実績

委員会名：「革新的ガラス溶融プロセス技術開発」技術委員会

開催日・開催場所・委員

①平成20年度：

平成21年3月23日（月）

NEDO別館（ラウンドクロス川崎4F）第3会議室

出席委員：（委員長）亀山 秀雄

（委員長）亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 教授

（委員）森田 一樹 国立大学法人東京大学 生産技術研究所 教授

（委員）稲葉 次紀 中央大学 理工学部 教授

（委員）武部 博倫 国立大学法人愛媛大学大学院 教授

（委員）藤野 茂 国立大学法人九州大学大学院 准教授

②平成21年度：

平成22年1月22日（金）

NEDO別館（ラウンドクロス川崎4F）第1・第2会議室

東洋ガラス株式会社川崎工場（研究施設視察）

出席委員

（委員長）亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 教授

（委員）伊藤 公久 早稲田大学基幹理工学部応用数理学科 教授

（委員）森田 一樹 国立大学法人東京大学 生産技術研究所 教授

（委員）稲葉 次紀 中央大学 理工学部 教授

（委員）武部 博倫 国立大学法人愛媛大学大学院 教授

（委員）藤野 茂 国立大学法人九州大学大学院 准教授

③平成22年度：

平成23年2月22日（火）

東京工業大学 すずかけ台キャンパス G1棟420会議室

出席委員

（委員長）亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 教授

（委員）伊藤 公久 早稲田大学基幹理工学部応用数理学科 教授

（委員）森田 一樹 国立大学法人東京大学 生産技術研究所 教授

（委員）稲葉 次紀 中央大学 理工学部 教授

④平成23年度：

平成24年3月21日（水）

NEDO別館（ラウンドクロス川崎4F）第1・第2会議室

出席委員

- （委員長） 亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 教授
- （委員） 伊藤 公久 早稲田大学基幹理工学部応用数理学科 教授
- （委員） 森田 一樹 国立大学法人東京大学 生産技術研究所 教授
- （委員） 武部 博倫 国立大学法人愛媛大学大学院 教授
- （委員） 藤野 茂 国立大学法人九州大学大学院 准教授

⑤平成24年度：

平成24年11月6日（火）

NEDO 23階-2302、2303 会議室

出席委員

- （委員長） 亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 教授
- （委員） 伊藤 公久 早稲田大学基幹理工学部応用数理学科 教授
- （委員） 武部 博倫 国立大学法人愛媛大学大学院 教授
- （委員） 藤野 茂 国立大学法人九州大学大学院 准教授

2.4 研究開発成果の実用化、事業化に向けたマネジメントの妥当性

2.4.1 実用化、事業化につなげる戦略

我が国のガラス業界は、製造する品種により溶解炉の規模は横幅数m程度の小型のものから、数十mの大型のものまで多岐に亘っており、現行炉の寿命も補修間隔も様々である。本プロジェクトの開発技術の実用化は、まず小型炉（数 ton/日）から導入を開始し、徐々に操業実績を上げるとともに規模を拡大し、中型炉（数十 ton/日）、大型炉（数百 ton/日）へと展開することを想定している。

	生産規模	炉寿命 (または大規模補修間隔)	投資規模（現行炉）*
小型炉	10ton/day 以下	10 年	350 百万円（1,000 百万円）
中型炉	10～100ton/day	15 年	600 百万円（2,500 百万円）
大型炉	100ton/day 以上	15 年	1,600 百万円（7,000 百万円）

*：投資規模算定根拠

（参考）シーメンス炉新造費：100 ton/day 蓄熱室付き炉で 27.5 億円

気中溶解炉新造費：100 ton/day 炉で 7.5 億円

2.4.2 知財マネジメント

本プロジェクトで開発する技術は、まだ他に類を見ない独自性のある技術であるため特許性は高いものになり得るが、その要点はノウハウの集積物でもあるため、知財化による公開は模倣による権利侵害リスクも高い。従って、我が国発信の技術として価値を損なわないように知財化については慎重に進める方針である。

特許申請計画（件数）

研究開発期間（H20～H24）

6 件出願済み、うち 3 件は P C T 出願

実用化期間（H25～）

1 件以上を想定

3. 情勢変化への対応

(1) 基本計画、実施方針について

エネルギー技術戦略上の位置付けおよび開発計画については、下記の見直しを行った。

- ・平成20年7月 イノベーションプログラム基本計画の制定により、「(1) 研究開発の目的」の記載を改訂。
- ・平成23年3月中間評価結果を踏まえ、2. (2) 研究開発の目標及び(別紙) 研究開発計画における研究開発内容について改訂。また、文言等の軽微な修正。
- ・平成23年7月 根拠法を変更。

(2) 進捗状況の把握について

実施者により定期的(約3ヶ月に1回)に開催される進捗確認会議を通じてプロジェクトの進捗状況を把握するとともに、軽微な計画変更の有無、予算の前倒し・後ろ倒し可否等、状況に応じた対応を実施した。また、NEDOが主催する技術委員会(年1回開催)において、プロジェクトリーダー等から事業全体の進捗と課題の報告を受け、技術委員との意見交換を通じて開発の方向性と取り組むべき課題についての妥当性を確認した。

表 II-3-1. 主な変更履歴

変更項目	変更時期	変更機関	主な変更理由・内容
予算後ろ倒し	平成21年3月	東洋ガラス(株)	購入装置の納期遅延等による後ろ倒し
予算限度額変更(増額)	平成21年4月	東洋ガラス(株)	溶解試験装置の改造・拡充
		東京工業大学	研究員の追加登録
予算前倒し	平成21年10月	東京工業大学	溶解観察装置の改造前倒し
予算後ろ倒し	平成22年1月	旭硝子(株)	溶解試料製造量の変更
予算限度額変更(増額)	平成22年4月	東京工業大学	プラズマ装置改善工事 登録研究員追加等
		旭硝子(株)	メルト採取装置改善
		(一社)ニューガラスフォーラム	シミュレーション予測精度向上のための感度解析計算追加

4. 評価に関する事項

4.1. 評価の実施時期

事前評価：平成19年度（有識者ヒアリング）

中間評価：平成22年度（有識者ヒアリング）

事後評価：平成25年度（有識者ヒアリング）

4.2. 評価手法

事前評価：外部有識者によるヒアリング

中間評価：外部評価

事後評価：外部評価

4.3. 評価事務局

NEDO省エネルギー技術開発部（事前評価）、研究評価部（中間評価）、評価部（事後評価）

4.4. 評価項目・基準

書面審査及び採択審査は下表（表-4-1）の審査基準に則り実施した。

4.5. 評価委員

事前評価：

a. 有識者ヒアリング

実施時期 平成20年1月18日（金）14：00～16：00

外部有識者

亀山 秀雄 国立大学法人東京農工大学大学院 技術経営学科 教授

井上 悟 独立行政法人物質・材料研究機構

ナノセラミックスセンター機能性ガラスグループ
グループ長（当時）

中間評価：

a. 有識者ヒアリング

実施時期 平成22年8月26日（木）10：20～18：00

外部有識者

西澤 紘一 諏訪東京理科大学 機械システム工学科 客員教授

(株)国際技術士事務所 代表取締役社長

(株)サムライネットワーク 代表取締役社長

辰巳砂 昌弘 大阪府立大学 大学院工学研究科 物質・化学系専攻 教授

内野 隆司 神戸大学 大学院理学研究科 化学専攻 教授

中島 邦彦 九州大学 大学院工学研究院 材料工学部門 教授

中村 一男 九州大学 応用力学研究所核融合力学部門プラズマ表面相互作用分野
高温プラズマ力学研究センター高温プラズマ壁相互作用分野
大学院総合理工学府 先端エネルギー理工学専攻 教授

難波 徳郎 岡山大学 大学院環境学研究科 資源循環学専攻 教授

松岡 純 滋賀県立大学 工学部 材料科学科 教授

表Ⅱ－４－１．審査項目・基準

審査項目	審査基準
1. 研究開発の目的と目標	<ul style="list-style-type: none"> ・提案内容が基本計画の目的、目標に合致しているか。
2. 課題と技術水準	<ul style="list-style-type: none"> ・提案された内容は、新規性があり、技術的に優れ、新たな技術領域を開拓することが期待できるか。 ・技術内容・方式にオリジナリティーがあり、競合技術との比較や特許調査からも優位性が示されているか。 等
3. 省エネルギー効果	<ul style="list-style-type: none"> ・省エネルギー効果算出の考えは妥当であり、省エネルギー効果が期待できるか。 ・費用対効果の数値は妥当であるか。 ・将来的にデファクトスタンダードになることが期待できるか。 等
4. 研究開発成果の事業化について	<ul style="list-style-type: none"> ・事業化の見込みは高いか。 ・事業化に関する記述のうち、事業化時期、能力、コスト試算等は十分行われかつ妥当であるか。 ・関連分野への技術的波及効果及び経済的波及効果が期待できるか。 等
5. 目標値（中間ならびに最終目標値）について	<ul style="list-style-type: none"> ・研究開発全体並びに実施項目別の達成指標（最終目標）は、定量的かつ適性に設定されているか。 ・目標達成度を正しく判定するための指標（マイルストーンと中間目標）を適切に設けているか。 等
6. 研究体制（実績・能力）	<ul style="list-style-type: none"> ・研究計画は、実現可能か（開発期間内で技術課題を解決する見通しはあるか）。 ・複数で提案されている場合、各社（者）の提案（分担）が相互補完的になっているか。 ・適性な人員の計画で、かつ有機的な研究体制が構築されているか。 ・研究開発体制は妥当か。また研究開発責任者は資質ならびに実績から見て適切か。 等
7. 産業の競争力強化について	<ul style="list-style-type: none"> ・我が国ガラス産業の競争力強化及び新規産業創出に貢献するか。

Ⅲ. 研究開発成果について

1. 事業全体の成果・達成度（H24年度末）

目 標	研究開発成果（H24年度末）	達成度	コメント
①「インフライトメルティング技術開発」 (H24年度末最終目標) ソーダ石灰ガラスを熔融エネルギー900kcal/kg-glass以下。 液晶用ガラスを3,000kcal/kg-glass以下。	バーナーの改良と試験炉および運転条件の適正化で、ソーダ石灰ガラスについて900kcal/kg-glass以下、液晶ガラスについて2,800kcal/kg-glass以下を達成。 さらにより低いエネルギーで熔融できる可能性を得た。	○ ◎	
②「ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発」 (H24年度末最終目標) カレットを昇温時間1分以内で1200℃まで昇温し、1800kcal/kg-glass以下で熔融。	細粒カレットを使用する気中熔融法を採用することにより、1200℃までの昇温が1分以内で、1,080kcal/kg-glassの熔融エネルギーで連続熔融を達成。 300℃以上の昇温が可能なカレット予熱装置を開発。	○ ◎	
③「ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発」 (H24年度末最終目標) 均一に混合するまでの時間として2時間以内。	3対の攪拌子を使用して2時間以内の攪拌操作での均一化を達成。	○	

達成度→最終目標大幅達成：◎，本年度中に最終目標達成：○，
 最終目標達成見込み：△，最終目標未達：×

2. 研究開発項目毎の成果

① 気中溶解（インフライトメルティング）技術開発

(1) 超高効率気中加熱技術の開発

a b c) 溶融試験炉設計・製作と改良、炉条件適正化、溶融運転条件の適正化

a b c-1) 第一期試験炉（第1回～第8回）

(あ) 酸素バーナ選定

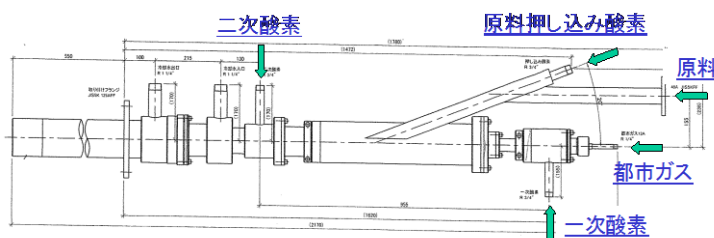
本プロジェクトに先立って行われた NEDO 先導研究「エネルギー使用合理化技術戦略的開発／エネルギー有効利用基盤技術先導開発事業／直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶解技術」で大同特殊鋼（株）が所有する「酸素バーナ火炎式灰溶融試験炉」を使用してソーダ石灰ガラス造粒原料の酸素バーナによるガラスの気中溶融試験が行われた。その結果、ソーダ石灰ガラスの気中溶融が可能であることが分かったが、①アルカリ成分（ Na_2O ）が5～7%減少する、②排ガス中のばいじん量が 14 g/Nm^3 と多い、という問題点が明確になった。

気中溶融中での原料の揮発・飛散を少なくするために、原料・燃料・酸素が平行に吐出されるバーナを選定した。燃料は CO_2 排出量が少ない都市ガス（13A）を選定した。気中溶融炉とシーメンス炉それぞれで使用されるバーナに要求される基本性能の違いを表Ⅲ-2-①-1-1に示す。

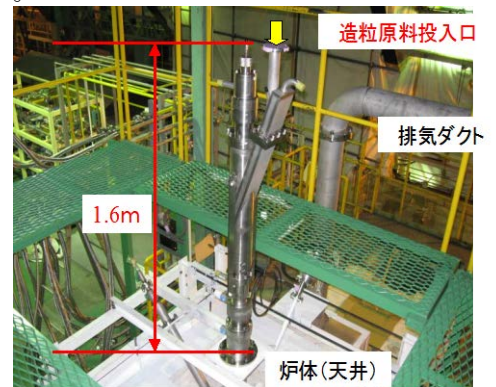
表に示した気中溶融炉用酸素バーナに必要な基本性能を満足するように選定した酸素バーナと気中溶融炉での設置状況を図Ⅲ-2-①-1-1と図Ⅲ-2-①-1-2に示す。

表Ⅲ-2-①-1-1 バーナの基本性能

	気中溶解炉	シーメンス炉	
原料加熱原理	主に対流伝熱	放射伝熱	
輝度	高いことが望ましい	可能な限り高く	
燃焼フレーム	温度	可能な限り高く	炉体を損傷しない
	長さ	液面まで届く	炉内で燃焼完了
	太さ	投入原料を包み込む太さ	フレーム間で干渉しない
原料の飛散	極力少なく	調整できる	
ガラス成分の揮発	(バーナ設計で対応)	調整できる	
燃焼	炉内で燃焼完了	炉内で完全燃焼	



図Ⅲ-2-①-1-1

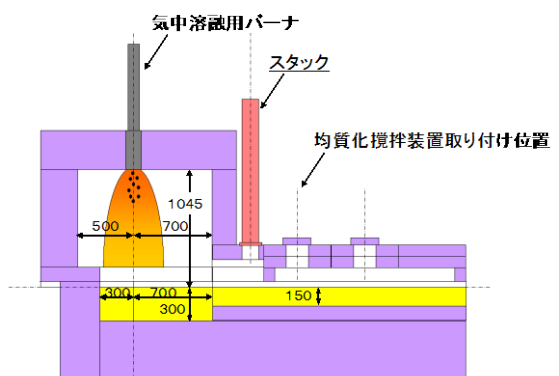


図Ⅲ-2-①-1-2 バーナ設置状況

(い) 試験炉設計・設置

気中溶融法は落下中の原料を高温の酸素燃焼炎で溶融するため、気中溶融炉を設計する上で以下の2点に留意する必要がある。

- 1) 溶融されたガラスがフレームから外れると急激に温度が低下する。条件によっては溶融ガラスは固化した状態で炉底に到達する。
- 2) 燃焼空間内での燃焼ガスの流れが乱れると原料の飛散が増加し、ガラス組成が変化する、また溶融されない原料が増加する。

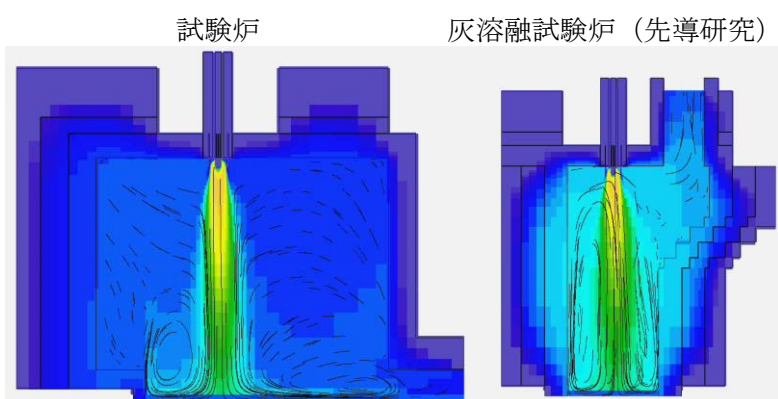


図Ⅲ-2-①-1-3 試験炉模式図

以上2点を考慮して設計した気中溶融試験炉を図Ⅲ-2-①-1-3に示す。酸素バーナ位置は燃焼実験で確認したフラーム長さより溶融ガラス面から1mとした。

また燃焼空間は先導研究で使用した灰溶融試験炉より大きくし、燃焼室壁はバーナ中心より0.5mに設置した。今回設計した試験炉と灰溶融試験炉の燃焼空間内の燃焼ガス流れのコンピュータシミュレーション結果を図Ⅲ-2-①-1-4に示す。灰溶融試験炉に比べて燃焼室空間内の燃焼ガスの流れが緩やかになり、さらに灰溶融試験炉ではフラームの直ぐ近くに速い上昇する循環流が存在するのに対し、試験炉ではフラーム近くに速い循環流は見られないことが分かる。

試験炉で溶融したガラスの組成分析値を表Ⅲ-2-①-1-2に示す。試験炉でのNa₂Oの残留率は99%程度であり、先導研究でのNa₂O残留率93~95%に比べ大幅に改善された。



図Ⅲ-2-①-1-4 燃焼ガス流れ図

表Ⅲ-2-①-1-2 溶融ガラス分析値

	mass%	
	Batch(anal.)	Molten Glass(anal.)
SiO ₂	71.4	71.8
Al ₂ O ₃	2.0	2.1
CaO	10.1	10.2
MgO	-	0.06
Na ₂ O	15.6	15.4
K ₂ O		0.04
Fe ₂ O ₃	0.1	0.1
TiO ₂	-	0.01
SO ₃	0.5	0.3
Total	99.7	100

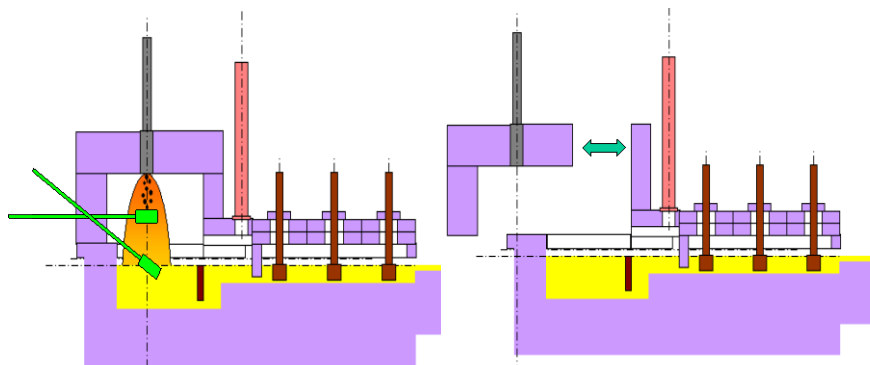
Note: Analysis is done by the AGC

試験炉に使用した炉材の一覧を表Ⅲ-2-①-1-3に示す。また、i) 燃焼室壁に飛翔原料および溶融ガラスサンプリングのための開口部設置、ii) 可動式燃焼室、という工夫をすることで溶融ガラスのサンプル採取を容易にした。これらを図Ⅲ-2-①-1-5に示す。

さらに、試験炉の投入エネルギー制御はシーメンス炉で一般的に使用される溶融ガラス温度を基準として投入エネルギー量を制御する方法ではなく、原料投入量に応じて燃料投入エネルギー量を調整する制御方法を採用した。

表Ⅲ-2-①-1-3 使用れんが材質一覧

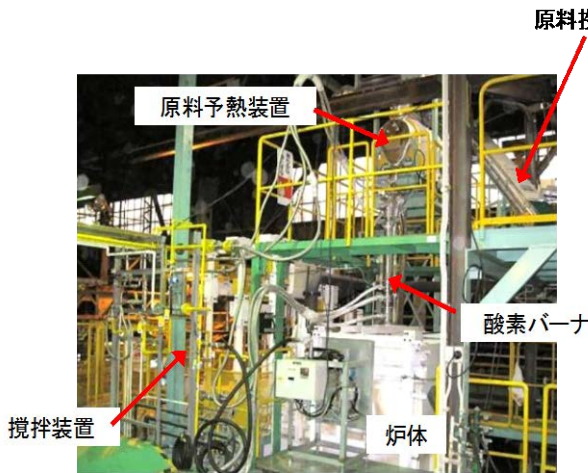
場所	れんが材質	
燃焼室	天井	AZS
	側壁	AZS、αβアルミナ、5%ZrO ₂ 含有αβアルミナ、βアルミナ
ガラス槽	側面	AZS
	ボトム	95%ZrO ₂
均質槽	上部構造	AZS
	側面	AZS
	ボトム	95%ZrO ₂
生地流し部	AZS	



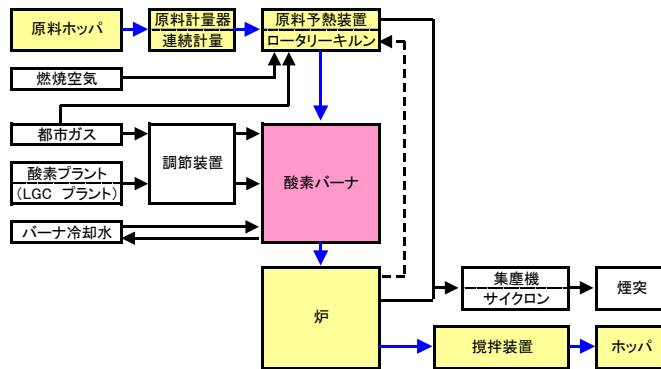
図Ⅲ-2-①-1-5 サンプル採取のための工夫

その理由は、従来のシーメンズ炉でのガラス溶融は燃焼フレームからの放射伝熱、炉体からの放射伝熱と溶融ガラスからの伝導伝熱で行われるが、気中溶融では燃焼炎との対流伝熱でガラスが溶融されるためである。

試験炉の外観を図Ⅲ-2-①-1-6 に、全体フロー図を図Ⅲ-2-①-1-7 に、試験炉主要設備の設置および改善履歴を表Ⅲ-2-①-1-4 に示す。また、溶融したガラス温度および炉体各部の温度を測定するために、設置した熱電対の位置を図Ⅲ-2-①-1-8 に示す。



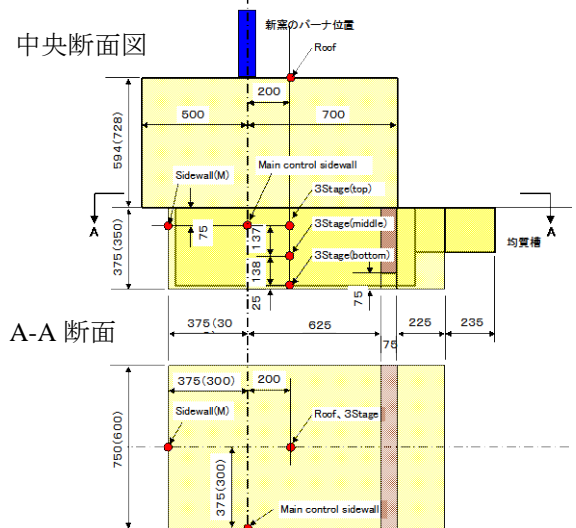
図Ⅲ-2-①-1-6 試験炉外観



図Ⅲ-2-①-1-7 試験炉全体設備フロー図

原料投入コンベヤ 表Ⅲ-2-①-1-4 試験炉設置および改善履歴

実施年月	試験炉設備履歴
2008年10月～2009年1月	試験炉設置工事
2009年8月～9月	試験炉自動制御装置設置
2009年12月	生地流し設備設置 攪拌設備設置
2010年1月	原料予熱設備設置 バーナ取り付け位置下げる(1回目)
2010年6月	泡流出防止板(スキーマ)設置
2010年12月	バーナ取り付け位置下げる(2回目)
2011年10月	試験炉改造 ・バーナ取り付け位置下げる(3回目) ・泡流出防止用スロート設置 ・ガラス槽深くする



図Ⅲ-2-①-1-8 熱電対設置位置

表Ⅲ-2-①-1-5 第一期溶融試験条件まとめ

実験番号	開始日	原料名 (粒径 μm)	原料投入速度 (kg/h)	ガス使用量 (Nm ³ /h)	溶融原単位 (kcal/kg-glass)	バーナ	バーナ高さ (生地面より)	原料予熱	スキーマ (浸漬高mm)	スロート (開口高×巾 mm)	スターラ 対×回転数(回/分)
第1回	2009/2/16～19	SL-2(D50=123)	50	15	3,423	オリジナル	1045	---	---	---	---
第2回	2009/11/30～12/3	SL-3(D50=120)	75	15	2,282	オリジナル	1045	---	---	---	---
			100		1,712						
第3回	2010/1/18～22	SL-4(D50=320)	75	15	2,282	オリジナル	1045	×	---	---	---
		SL-3(D50=120)			2,282						
第4回	2010/2/15～19	カレット(1～4mm)	75	13	1,978	オリジナル	777	×	---	---	---
		カレット(1mm篩下)		15	2,282						
第5回	2010/3/15～19	SL-3(D50=120)	80	14	1,997	オリジナル	777	○→×	---	---	1対x7.3
			100		1,597						
第6回	2010/4/12～16	SL-3(D50=120)	100	14	1,597	オリジナル	777	×	---	---	1対x10
				12	1,369						
第7回	2010/5/17～21	SL-5(D50=250)	85	14	1,879	オリジナル	777	×	---	---	1対x10
		SL-3(D50=120)		14	1,879						
第8回	2010/6/21～25	SL-3(D50=120)	85	14	1,879	オリジナル	777	○	---	---	1対x10
		SL-6(D50=120)									

(う) 溶融実験

(う-1) 実施項目

設置した試験炉を用いて、①造粒原料溶融でのエネルギー減少、②造粒原料粒度の影響、③カレットの気中溶融、の実験を行った。第一期試験炉で行った溶融実験の実験条件およびエネルギー原単位を**表Ⅲ-2-①-1-5**に示す。

原料の溶融状況および溶融されたガラスの品質評価のために、実験ごとに i) 燃焼フレーム内の原料、ii) フレーム直下の溶融ガラス、iii) 攪拌子前後の溶融ガラス、iv) 冷却後の炉内のガラス、を採取した。さらに、写真および動画で実験状況を記録した。

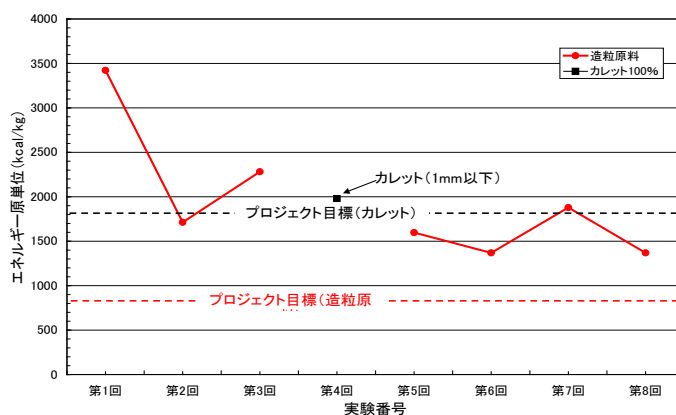
(う-2) 造粒原料での溶融エネルギー減少

スプレードライ法で作製した平均粒径(D50)約 $120\mu\text{m}$ の造粒原料を使用して、投入速度と使用ガス量をそれぞれ $50\rightarrow 100\text{ kg/h}$ 、 $15\rightarrow 12\text{ Nm}^3/\text{h}$ に変化させて、溶融エネルギー減少テストを行った。第6回実験では溶融エネルギー原単位 $1,600\text{ kcal/kg-glass}$ の条件で造粒原料が気中で溶融せず、**図Ⅲ-2-①-1-9**に示すようなガラス液面に山状に堆積する現象が発生した。また、造粒原料がバーナ先端部に付着しバーナ内部に原料が詰まるトラブルが頻発した。



図Ⅲ-2-①-1-9 堆積未溶融原

投入エネルギー減少によりフレーム長さが短くなり、液面に届かなくなった。この状況を改善するために、試験炉燃焼室高さを低くしてバーナ位置を 268 mm ($1045\rightarrow 777\text{ mm}$)下げた。第一期の溶融エネルギー削減実験結果の推移を**図Ⅲ-2-①-1-10**に示す。



図Ⅲ-2-①-1-10 原単位の推移

(う-3) 造粒原料粒度の影響

平均粒径(D50) $320\mu\text{m}$ および $250\mu\text{m}$ の原料を使用して溶融実験を行ったが飛翔中での脱泡が悪くガラス液面に多量の泡が発生した。

この結果から、今後の実験は平均粒径 $120\mu\text{m}$ の原料を使用して行うこととした。

(う-4) カレットの気中溶融

カレットも造粒原料と同じように気中溶融が可能であれば、カレット単独の溶融設備が不要になるため、気中溶融炉の実用化にとって大きなメリットがある。カレットを気中溶融することが可能か判断するために、①粒径 $1\sim 4\text{ mm}$ 、②粒径 1 mm 以下、に微粉碎した2種類のびんガラス透明カレットを使用して溶融実験を行った。その結果、粒径 $1\sim 4\text{ mm}$ のカレットは気中で全く溶けず、 1 mm 以下のカレットで気中溶融が可能であるとの感触を得た。今後は、さらに細かいカレットを使用し

て気中溶融実験を行うこととした。詳細は研究開発項目②で述べる。

a b c - 2) 第二期試験炉 (第9回～第13回)

(あ) 酸素バーナ改良

第一期試験炉では、溶融エネルギー原単位 1,600 kcal/kg-glass の実験 (第6回) で原料が溶融しないトラブルもあり、溶融原単位 1,300 kcal/kg-glass より使用エネルギーを少なくすることはできなかった。この結果からプロジェクト目標の溶融原単位 900 kcal/kg-glass を達成するには、酸素バーナの改良が必要であることがわかった。

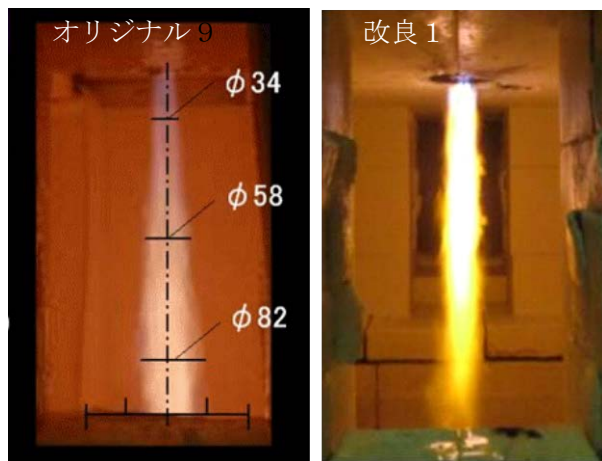
そこで、第8回までの実験で得られたデータおよびバーナフレーム温度調査 (2009年11月19日実施; 図Ⅲ-2-①-1-11) 結果をもとに、酸素バーナに投入した原料の加熱状況についてコンピュータシミュレーションを行った。

その結果、第8回実験まで使用した酸素バーナ (オリジナル) は原料の加熱能力が低く、2,000℃以上の温度部を通過する原料は28%であることが分かった。

加熱能力を改善するための設計変更を行い、新設計酸素バーナ (以下改良1バーナ) を製作した。設計変更により燃焼フレームは都市ガスが噴霧された直後から太いフレームを形成した。フレーム形状の違いを図Ⅲ-2-①-1-12 に示す。この改良で投入した原料すべてが2,000℃以上の高温領域を通過することが分かった。コンピュータシミュレーション結果を表Ⅲ-2-①-1-6 に示す。第9回実験以降はこの改良1バーナを使用した。



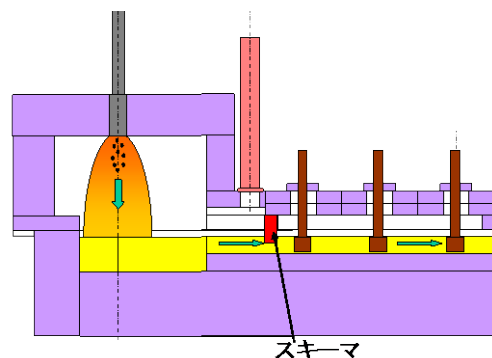
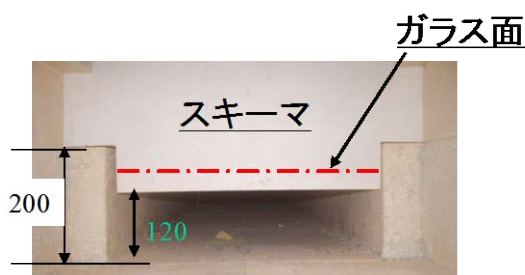
図Ⅲ-2-①-1-11 フレーム温



図Ⅲ-2-①-1-12 フレーム形状測定

表Ⅲ-2-①-1-6 原料加熱シミュレーション結

		バーナ名	
		オリジナル	改良1
ガス流量 (Nm ³ /h)		10	10
温度域	個数・割合		
1000℃未満	個数	28	0
	割合 (%)	0.28	0
1000～1500℃	個数	1296	0
	割合 (%)	12.96	0
1500～2000℃	個数	5874	0
	割合 (%)	58.74	0
2000℃以上	個数	2802	10000
	割合 (%)	28.02	100
火炎長さ (1500℃位置mm)		785	812



図Ⅲ-2-①-1-13 スキーマ設置図

(い) 試験炉改良

第一期実験で使用エネルギーを減少させると、①燃焼フレームが短くなりガラス液面に届かなくなる、②ガラス槽表面に発生した厚い泡層が均質槽へ流れ出し、ガラス均質度の測定に影響を与える、問題が発生した。

そこで、①燃焼室高さを変更してバーナ設置位置をさらに 67 mm 下げる（当初より 335 mm 下げる）、②表面の泡層流出を防止するために均質槽入り口にスキーマ（じゃま板）を設置する、改良を行った。スキーマ設置状況を図Ⅲ-2-①-1-13 に示す。

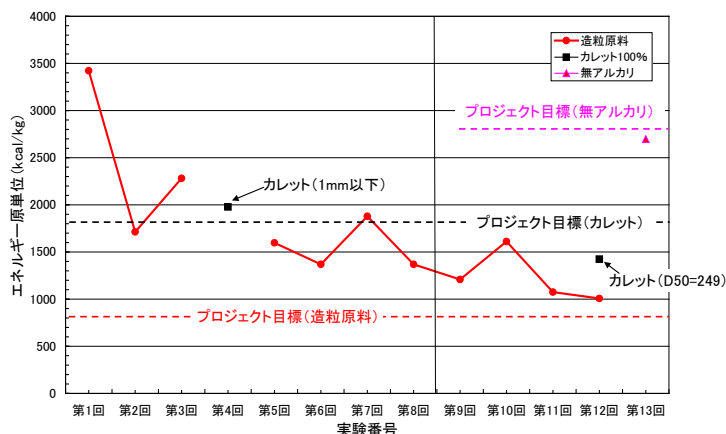
(う) 溶融実験

(う-1) 実施項目

改良1バーナを用いて、①造粒原料溶融エネルギー減少、②カレットの気中溶融、の実験を行った。また、改良1バーナの性能が優れていたため計画を変更し、③液晶用無アルカリガラス造粒原料溶融 を行った。第二期の実験条件およびエネルギー原単位のまとめを表Ⅲ-2-①-1-7 に示す。溶融ガラス品質評価のためのサンプリングと各部温度測定および写真・動画での記録は継続して行った。

表Ⅲ-2-①-1-7 第二期試験条件まとめ

実験番号	開始日	原料名 (粒径 μm)	原料投入速度 (kg/h)	ガス使用量 (Nm ³ /h)	溶融原単位 (kcal/kg-glass)	バーナ	バーナ高さ (生地面より)	原料予熱	スキーマ (浸漬高mm)	スロート (開口高×巾 mm)	スターラ 対×回転数(回/分)
第9回	2010/7/19~23	SL-6(D50=120)	85	9	1,208	改良1	777	○	○(80)		1対×10
			85	9.5	1,275						
第10回	2010/8/22~26	SL-3(D50=120)	85	12	1,611	改良1	777	○	○(80)		1対×20
第11回	2010/9/17~21	SL-7(D50=113)	85	8	1,074	改良1	777	○	○(80)		1対×20
第12回	2011/1/10~17	SL-7(D50=113)	85	8	1,074	改良1	710	○	○(145)		1対×20
		SL-8(D50=115)	85	7.5	1,007			○→×			
		カレット(D50=249)	75	11	1,424			×			
		非造粒	85	15	2,014			×			
第13回	2011/5/16~20	#7059(D50=105)	55	13	2,697	改良1	710	×			1対×20



図Ⅲ-2-①-1-14 原単位の推移

(う-2) 造粒原料での溶融エネルギー減少

平均粒径 (D50) 約 120 μm の造粒原料を使用して、原料投入速度を 85 kg/h に固定して使用ガス量を 12→7.5 Nm³/h に減少させる溶融エネルギー減少テストを行った。試験炉および酸素バーナの改良により、溶融エネルギー原単位はプロジェクト目標 900 kcal/kg-glass に近い 1,007 kcal/kg-glass まで低下した。さらに第 12 回実験では 83 時



図Ⅲ-2-①-1-15 堆積未溶融原料

間 10 分の連続溶融を行い、開発した気中溶融設備が連続生産に使用できることを確認した。第二期までの溶融エネルギー削減実験結果の推移を図Ⅲ-2-①-1-14 に示す。

第 12 回実験でガス量を 7 Nm³/h まで減少し、溶融エネルギーを 940 kcal/kg-glass で運転することを試みたが、再び図Ⅲ-2-①-1-15 に示すようにバーナ下に未溶融原料が山状に堆積したため、連続溶融を行うことができなかった。

また、溶融エネルギーを減少させるにしたがって飛翔中での脱ガスが悪くなり、厚い泡層が溶融ガラス面上に発生した。泡層の上端はガラス槽からあふれて、燃焼室下部まで達するようになった。下端は泡層流出を防止するために設置したスキーマを潜り抜け、均質槽ガラス中に泡が増加した。

第二期の実験で、①酸素バーナの改良により溶融エネルギー原単位はプロジェクト目標に近づいたが達成にはさらに改善が必要である、②泡層の流出防止対策が必要である、③現状の設備仕様で連続溶融が可能であることを確認した、との結果を得た。

(う-3) カレットの気中溶融

第 3 回実験で 1mm 以下のカレットは気中溶融に適さないことが判明したので、造粒原料の大きさに近い 106~325 μm (D 50=249 μm) のカレットを使用して気中溶融を行った。その結果、プロジェクト目標原単位 1,800 kcal/kg-glass より少ない溶融エネルギーで連続溶融を行うことができた。詳細は研究開発項目②で述べる。

(う-4) 液晶用無アルカリガラス造粒原料溶融

実験には液晶ディスプレイ用ガラスとして最初に開発された #7059 組成に相当する造粒原料を使用した。この液晶用無アルカリガラスは融点がソーダ石灰ガラスより約 200°C 高い。組成を表Ⅲ-2-①-1-8 に示す。

溶融試験の結果、目標溶融エネルギー原単位 3,000 kcal/kg-glass を下回る 2,697 kcal/kg-glass で溶融できた。しかし、ソーダ石灰ガラスに比べて原料からの揮発が多く、排風機吸い込み口で揮発物が閉塞したため約 15 時間で実験を中止した。無アルカリガラスなどソーダ石灰ガラスと組成が異なるガラスを気中溶融する場合は、試験炉の設計変更が必要である。

表Ⅲ-2-①-1-8 液晶用ガラス組

	液晶用ガラス (#7059相当)	ソーダ石灰
成分(mass%)		
SiO ₂	50	71.4
Al ₂ O ₃	10	2
B ₂ O ₃	15	---
BaO	25	---
CaO	---	10.1
Na ₂ O	---	15.6
Fe ₂ O ₃	0.1	0.1
SO ₃	0.3	0.5
Cl	0.5	---
溶融温度(°C)	1646	1427

a b c-3) 第三期試験炉 (第 14 回~第 22 回)

(あ) 酸素バーナ改良



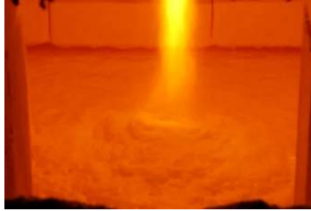
第二期の実験で酸素バーナの構造には大きな問題がないと判断し、1次酸素と2次酸素の比率の変更などを容易にできるような改良(名称;改良2)を行った。酸素バーナ改良による溶融状況の変化を表Ⅲ-2-①-1-9 に示す。

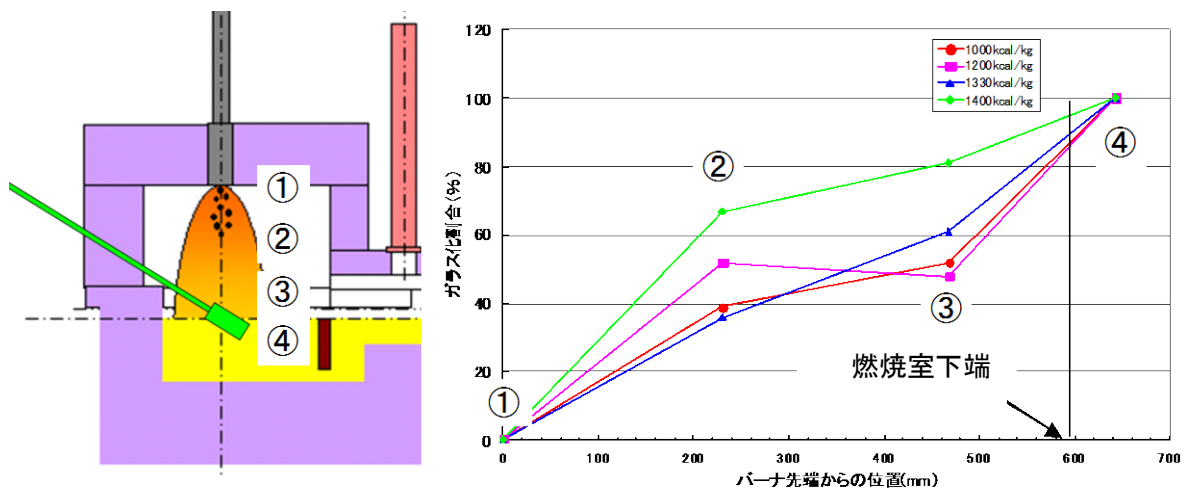
また、改良2バーナを使用時の飛翔中の造粒原料の溶融進行状況を図Ⅲ-2-①-1-16 に示す。燃焼室下端では、80%以上の造粒原料がガラス化していることが分かる。

(い) 試験炉改良

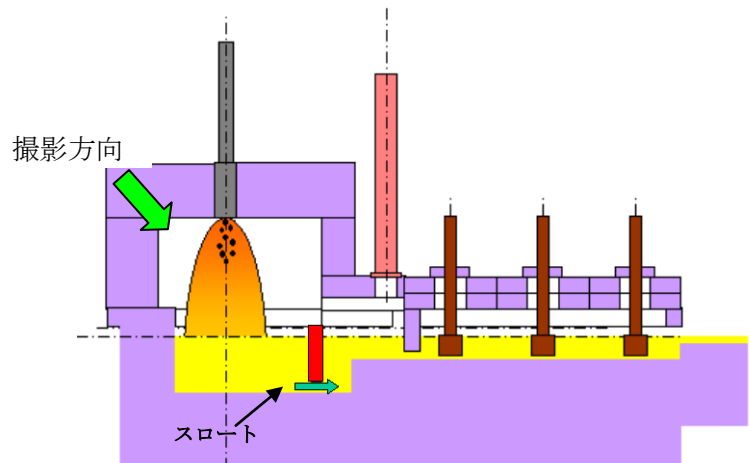
第二期実験で発生した泡層の流出トラブルを防止するため、①ガラス槽を 50 mm (350→400 mm) に深くする、②開口部 75 x 750 mm のスロートを設置する、改良を行った。スロートの設置状況は図Ⅲ-2-①-1-17 に示す。

表Ⅲ-2-①-1-9 バーナ改良による熔融状況の変化

バーナ	オリジナル	改良1	改良2
エネルギー原単位 (kcal/kg-glass)	1600	940	955
炉内状況			



図Ⅲ-2-①-1-16 飛翔中の造粒原料の熔融進行状況



図Ⅲ-2-①-1-17 スロート設置状況

また、燃料使用量を減少したことによりフレーム長さがさらに短くなったため、バーナ位置を 67 mm 下げて 594 mm にした。バーナ位置は第 1 回実験時より 402 mm 下げたことになる。

(う) 溶融実験

(う-1) 実施項目

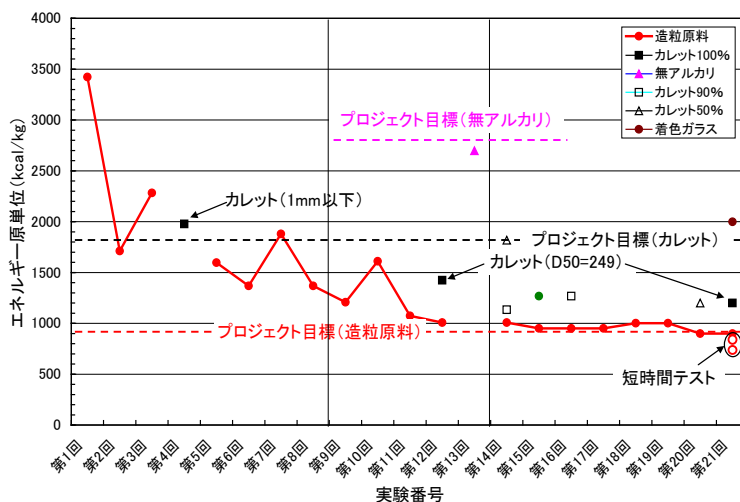
①造粒原料溶融エネルギー減少、②カレットの気中溶融、③造粒原料とカレットの混合原料の気中溶融、④着色ガラスの気中溶融、の実験を行った。さらに、⑤第20、21回実験では排ガスのガス分析を行った。実験条件およびエネルギー原単位のまとめを表Ⅲ-2-①-1-10に示す。溶融ガラス品質評価のためのサンプリングと各部温度測定および写真・動画での記録は継続して行った。

(う-2) 造粒原料での溶融エネルギー減少

第20回実験で造粒原料の溶融エネルギー原単位のプロジェクト目標である900 kcal/kg-glassを達成した。第1回実験からの溶融エネルギー削減実験結果の推移を図Ⅲ-2-①-1-18に示す。さらに第21回実験で短時間ではあるが、800 kcal/kg-glass、700 kcal/kg-glassで運転を行い、エネルギーを削減できる可能性を調査した。実験時の溶融状況を表Ⅲ-2-①-1-11に示す。


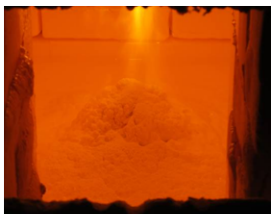

表Ⅲ-2-①-1-10 第三期試験条件まとめ

実験番号	開始日	原料名 (粒径 μm)	原料投入速度 (kg/h)	ガス使用量 (Nm3/h)	溶融原単位 (kcal/kg-glass)	バーナ	バーナ高さ (生地面より)	原料予熱	スキーマ (浸漬高mm)	スロート (開口高x巾 mm)	スターラ 対x回転数(回/分)
第14回	2011/10/31~11/7	SL-8(D50=115)	85	7.5	1,007	改良2	643	×	○(125)	○(75x750)	1対x20
		カレット50	75	13	1,818						
		カレット90	85	9.8	1,134						
第15回	2011/12/11~16	SL-8(D50=115)	90	7.5	951	改良2	643	×	○(125)	○(75x750)	1対x20
		SL-10(EG)	90	10	1,268						
第16回	2012/2/5~10	SL-8(D50=115)	90	7.5	951	改良2	643	×	○(125)	○(75x750)	1対x20
		カレット	90	10	1,079						
第17回	2012/4/8~13	SL-6(D50=120)	90	7.5	951	改良2	643	×	○(125)	○(75x750)	1対x20
		カレット	90	7.5	951						
第18回	2012/6/3~8	SL-6(D50=120)	90	11.8	1,496	改良2	643	○	○(125)	○(75x750)	3対x20
		SL-7(D50=113)	90	9.5	1,204						
		SL-7(D50=113)	90	8	1,002						
第19回	2012/9/23~28	SL-7(D50=113)	90	11.8	1,496	改良2	643	○	○(125)	○(75x750)	3対x20
		SL-8(D50=115)	90	9.5	1,204						
		SL-11(D50=118)	90	7.9	1,002						
第20回	2012/11/5~9	SL-12(D50=118)	99	7.8	899	改良2	643	○	○(125)	○(75x750)	3対x20
		カレット50	83	9.5	1,200						
第21回	2012/12/11~18	SL-11(D50=118)	90	7.1	900	改良2	643	○→×	○(125)	○(75x750)	3対x20
		SL-11(D50=118)	90	6.3	799						
		SL-11(D50=118)	90	5.5	697						
		SL-12(D50=118)	90	13	1,648						
		非造粒	90	11.8	1,496						
		カレット(D50=249)	76.6	9.5	1,200						
第22回	2013/1/17	Y100(D50=117)	50	8.8	1,999	改良2	643	×	○(125)	○(75x750)	---
		カレット	50	8.8	1,999						



図Ⅲ-2-①-1-18 原単位の推移

表Ⅲ-2-①-1-11 エネルギー減少時の熔融状況

エネルギー原単位 (kcal/kg-glass)	900	800	700
炉内状況			

(うー3) カレットの気中溶融

第12回実験で使用したカレットと同じ粒径(106~325 μm、D50=249 μm)を使用して気中溶融を行いプロジェクト目標原単位1,800 kcal/kg-glassより少ない、1,200 kcal/kg-glassの溶融エネルギーで連続24時間40分、1,080kcal/kg-glassで10時間15分にわたり溶融を行うことができた。詳細は研究開発項目②で述べる。

(うー4) 造粒原料とカレットの混合原料の気中溶融

板ガラスやびんガラスでは、カレットを含まない原料にカレットを重量比で30~90%程度混合したものを原料として使用している。そこで、造粒原料に粒径106~325 μmのカレットを重量比で50%、90%混合した原料を作成し、気中溶融を行った結果、造粒原料だけの場合と同じように気中溶融することができた。

この結果より、造粒原料と同程度の粒度のカレットを使用すれば、造粒原料とカレットを別々に気中溶融する必要がないことが実証できた。

(うー5) 着色ガラスの気中溶融

板ガラスやびんガラスでは透明ガラスだけでなく、着色ガラスを生産している。そのなかでビールびんや薬品びんに用いられる茶(以下、アンバ)色ガラスはガラス中の溶存酸素が透明ガラスより少なく、酸素雰囲気中で溶融する気中溶融では茶色に発色しない可能性がある。

シーメンス炉で使用している原料調合比を参考に第22回実験で溶融実験を行い、アンバ色ガラスを生産できることを確認した。冷却後のガラス槽の状況を図Ⅲ-2-①-1-19に示す。詳細は①-(1)-e-3)項で述べる。

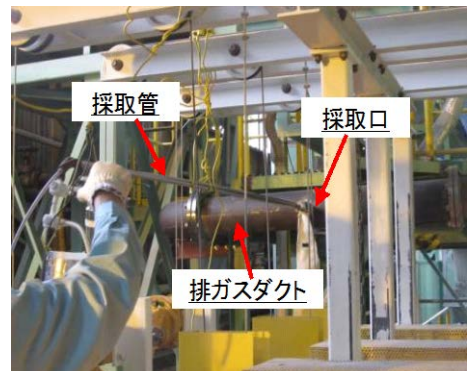


図Ⅲ-2-①-1-19 茶色ガラス

(うー6) 排ガス分析

大気汚染防止法で定められたガラス溶解炉の排ガス分析方法に準じて燃焼排ガスに含まれる煤塵量などを計測した。結果を表Ⅲ-2-①-1-12に、測定状況を図Ⅲ-2-①-1-20に示す。

シーメンス炉で使用している原料と同じ原料(非造粒)では、シーメンス炉(小型空気燃焼炉)より煤塵量が多いが、造粒原料およびカレットを溶融した場合は、シーメンス炉と煤塵量はほぼ同じである。窒素酸化物濃度は、空気燃焼より燃焼温度が高い酸素燃焼のために高い傾向にある。



図Ⅲ-2-①-1-20 排ガス測定状況

表Ⅲ-2-①-1-12 排ガス分析結果

炉形式	気中溶解炉				小型空気 燃焼炉
	造粒	カレット50	カレット	非造粒	非造粒
原料名	都市ガス13A				LPG
燃料	都市ガス13A				LPG
測定日	2012/12/15	2012/11/9	2012/12/17	2012/12/16	2008/5/13
ばいじん濃度 g/m ³ N	0.30	0.092	0.075	2.5	0.17
硫黄酸化物濃度 ppm	120	63	47	230	未測定
窒素酸化物濃度 ppm	290	680	80	470	170
ふっ素化合物 mg/m ³ N	1.9	3.4	1.1	6.8	0.98
v/v ppm					1.2
酸素濃度 %	20.4	23.5	28.7	25.4	11.0
排ガス量					
湿り m ³ N/h	76	34	59	73	1870
乾き m ³ N/h	51	22	53	46	1710
排ガス流速 m/s	4.0	1.5	2.2	3.7	9.77
排ガス温度 °C	650	504	371	600	362
排ガス水分 %	32.8	36.4	10.9	36.4	8.5
排ガス組成					
CO ₂ %	>20	>20	>20	>20	6.0
CO %	neg.	neg.	neg.	neg.	0.2未満
O ₂ %	21.0	24.0	28.0	28.0	11.0

a b c - 4) 炉条件・運転条件のシミュレーションによる適正化

火炎中でガラス原料を加熱する気中溶解システムにおいて、バーナの設計は極めて重要な要素である。気中溶解技術の将来展開を考えた場合、バーナ性能に影響する要因を明らかにする必要がある。

バーナ特性を支配する要因として、構造要因と使用条件に大別される。構造要因としては、燃料や酸化剤のノズル形状、ノズル孔数、ノズル角度の影響を明らかにしなければバーナにならない。また火炎の保持機構、燃料と酸化剤の干渉も考慮しなければならない。使用条件としては、まず燃料の種類による影響がある。工業用燃料として、天然ガス、液化石油ガス（ブタン、プロパン）、液体燃料（灯油、重油）が我が国では使用されているが、ここでは東洋ガラスが採用している都市ガス13Aについて検討する。

酸化剤としては、高濃度酸素ガスと空気の使用が考えられるが、本解析では、高濃度酸素ガスを主として取り上げ、原料搬送気体としても取り扱う。これら燃料や酸化剤の使用量、吹込み圧力、ノズルからの吹込み速度が火炎特性を決定する。また、過剰酸素の割合も燃焼状態を左右し、またエネルギー効率を高めるためでも非常に重要な要素である。

火炎特性としては、火炎の温度分布、火炎長さ、火炎の太さ（広がり）、スケーリング手法（Re数、流速、滞留時間）が重要である。ガラス化特性としては、原料粒子の経過時間ごとの温度変化、原料粒子が火炎から受取ったエネルギー量、原料粒子の滞留時間についても粒子一個毎に、また平均値として求められる。

ここで忘れてはならないのは、バーナが無限空間の中に単独に存在するのではないことである。すなわち炉壁に囲まれた燃焼空間の中でバーナから供給される燃料が燃やされる。当然、炉壁からの輻射熱が火炎の特性にも影響を及ぼす。これらの要因を考慮しつつ燃焼室の設計もなされなければならない。燃焼室設計上さらに配慮すべき点は、燃焼空間の有効な利用、燃焼室から溶解槽への伝熱効率、ガラス化反応の促進などである。

ここでは、東洋ガラスの試験炉とバーナについて解析モデルを作成し、燃焼、気中溶解加熱、溶解ガラスの熱流動の一連の解析を実施した結果を示す。また、試験炉の熱収支内訳を予測し、実測値との対比からシミュレーションの予測精度を確認する。

(あ) 使用燃料

東洋ガラス試験炉の燃料は都市ガス 13A である。都市ガス 13A は、メタン、エタン、プロパン、ブタンの混合燃料であり、体積比は表Ⅲ-2-①-1-13 に示す通りである。

表Ⅲ-2-①-1-13 都市ガス 13A 成分体積比

	化学式	体積比
メタン	CH ₄	0.885
エタン	C ₂ H ₆	0.046
プロパン	C ₃ H ₈	0.054
ブタン	C ₄ H ₁₀	0.015

計算では、燃料の組成は質量比で指定する。そこで、表Ⅲ-2-①-1-14 に示す密度を用いて、体積比を質量比に変換する。ここで、単位に添えた(ntp)は温度 0[°C]、圧力 0[Pa(G)] = 1[atm] の基準状態（ノルマル状態）における密度、(op) は操業状態（オペレーション状態）における密度を表す。操業状態の密度は式(1)から求める。

$$\rho_{op} = \rho_{ntp} \times \frac{273.15}{273.15 + T_{op}} \times \frac{101325 + P_{op}}{101325} \quad (1)$$

ここで、 ρ_{op} は操業状態における気体の密度[kg/m³(op)]、 ρ_{ntp} は基準状態における気体の密度[kg/m³(ntp)]、 T_{op} は操業状態における気体の温度[°C]、 P_{op} は操業状態における気体の圧力[Pa(G)]を表す。変換した都市ガス 13A の質量比を表Ⅲ-2-①-1-15 に示す。また、各成分の化学反応式を表Ⅲ-2-①-1-16 に示す。

表Ⅲ-2-①-1-14 都市ガス 13A 成分密度

	化学式	密度 [kg/m ³ (ntp)]	密度 [kg/m ³ (op)]
メタン	CH ₄	0.714	0.650
エタン	C ₂ H ₆	1.339	1.219
プロパン	C ₃ H ₈	1.964	1.788
ブタン	C ₄ H ₁₀	2.589	2.358

表Ⅲ-2-①-1-15 都市ガス 13A 成分質量比

	化学式	質量比
メタン	CH ₄	0.754
エタン	C ₂ H ₆	0.074
プロパン	C ₃ H ₈	0.126
ブタン	C ₄ H ₁₀	0.046

表Ⅲ-2-①-1-16 都市ガス 13A成分化学反応式

	化学反応式
メタン	$\text{CH}_4 + 2\text{O}_2 = \text{CO}_2 + 2\text{H}_2\text{O}$
エタン	$2\text{C}_2\text{H}_6 + 7\text{O}_2 = 4\text{CO}_2 + 6\text{H}_2\text{O}$
プロパン	$\text{C}_3\text{H}_8 + 5\text{O}_2 = 3\text{CO}_2 + 4\text{H}_2\text{O}$
ブタン	$2\text{C}_4\text{H}_{10} + 13\text{O}_2 = 8\text{CO}_2 + 10\text{H}_2\text{O}$

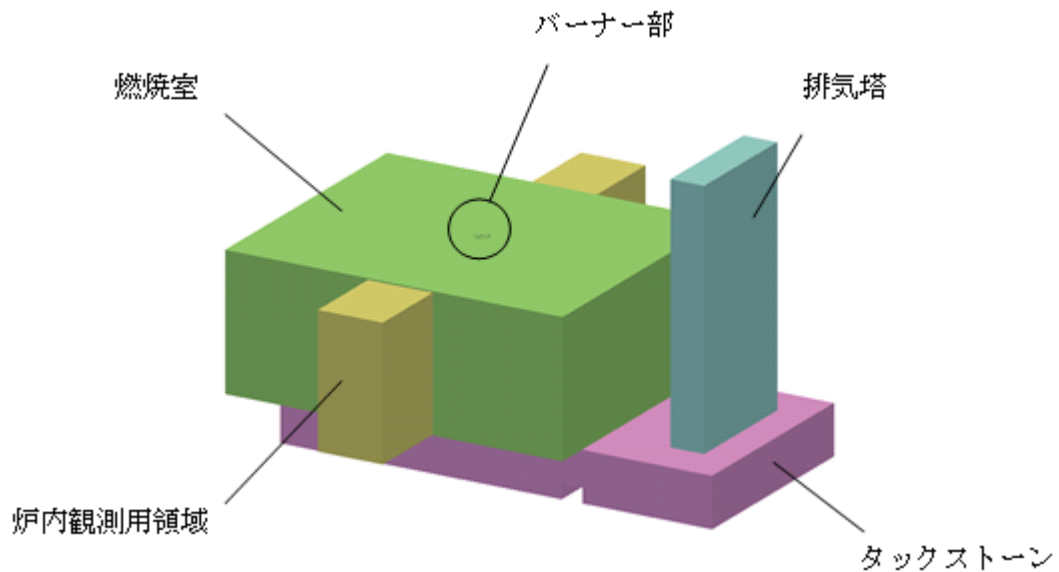
(い) 解析体系

ここでは、計算に使用する燃焼室および溶融槽の体系について説明する。

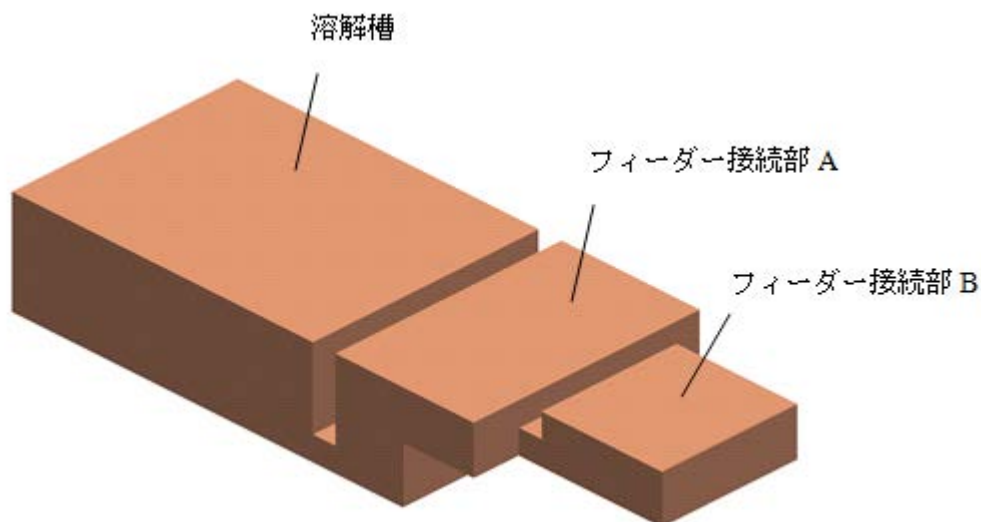
(いー 1) 燃焼室形状

燃焼室は図Ⅲ-2-①-1-21 に示すように、バーナー部、燃焼室、タックストーン、排気塔、炉内観測用領域の 5 つの領域で構成される。

燃焼室は 1,200×1,000×470、排気塔は 120×720×871[mm]の直方領域であり、それぞれ 1535×750×175[mm]のタックストーン領域に接続する。また、炉内観測用として、230×310×470[mm]の領域を炉の両脇に設けている。(燃焼室が拡張されたような形状となっている) 1 次燃料投入口、2 次燃料投入口、1 次酸素投入口、2 次酸素投入口、原料搬送用酸素投入口で構成される。



図Ⅲ-2-①-1-21 燃焼室全体図 (燃焼室の内壁をモデル化)



図Ⅲ-2-①-1-22 溶融槽全体図

(い-2) 溶融槽形状

溶融槽の全体図を図Ⅲ-2-①-1-22 に示す。溶融槽は 1,000×750×325[mm]の溶解槽と 460×325×325[mm]および 400×350×150[mm]のフィーダー接続部 A,B で構成される。溶解槽とフィーダー接続部 A の上面が燃焼室と接続する。

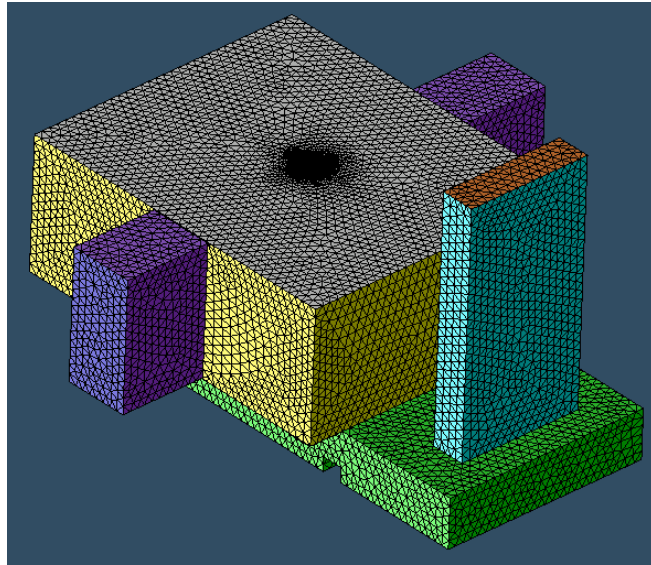
(う) 解析メッシュ

燃焼室のメッシュは四面体の非構造格子であり、フリーソフト NETGEN を用いて作成する。ただし、燃焼反応が起こる領域については細かいメッシュが推奨されるため、NETGEN のリファイン・メッシュ機能を利用して燃焼火炎に沿ったメッシュ制御を施している。

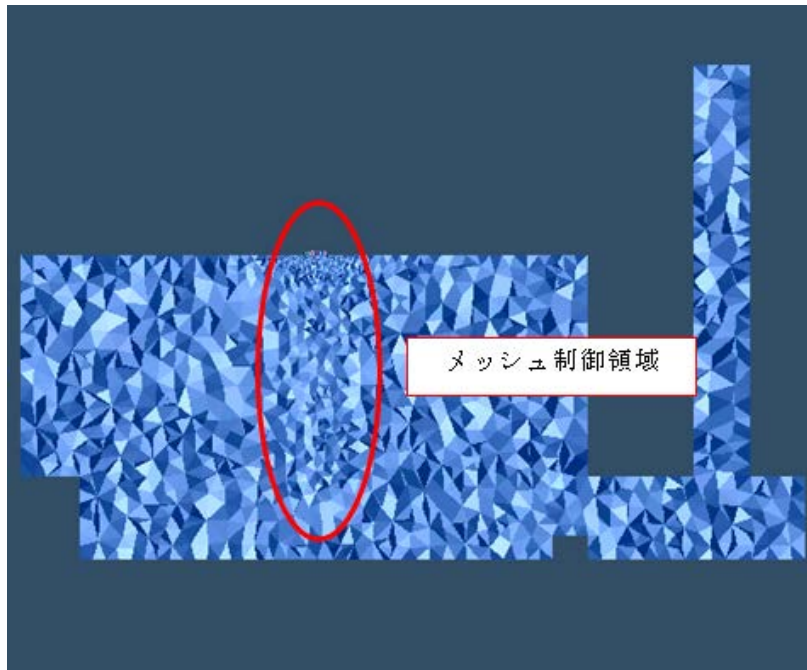
一方、溶融槽のメッシュは六面体の構造格子であり、入出力ソフト GICFLOW-MATE を用いて作成する。燃焼室および溶融槽の節点数および要素数を表Ⅲ-2-①-1-17 に示す。また、メッシュ図を図Ⅲ-2-①-1-23～図Ⅲ-2-①-1-25 に示す。

表Ⅲ-2-①-1-17 メッシュ 節点数と要素数

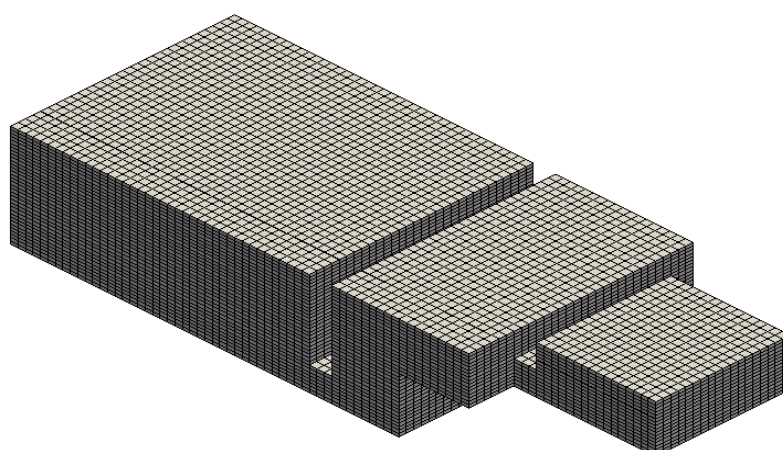
	節点数	要素数
燃焼室	88,349	401,018
溶融槽	66,469	60,060



図Ⅲ-2-①-1-23 燃焼室メッシュ図（全体）



図Ⅲ-2-①-1-24 燃焼室メッシュ図（断面）



図Ⅲ-2-①-1-25 溶融槽メッシュ図（全体）

表Ⅲ-2-①-1-18 燃料と酸素の供給量

	流量 [Nm ³ /hr]	流入流速 [m/s]
1次燃料	6.0	78.26
2次燃料	3.5	128.65
1次酸素	13.6	55.07
2次酸素	8.1	105.15
原料搬送用酸素	13.8	6.49

（え）解析条件

ここでは、燃焼室および溶融槽の解析条件を示す。

（えー１）燃焼室条件

燃料と酸素の供給量はそれぞれ表Ⅲ-2-①-1-18 に示すように、1次燃料 6.0[Nm³/hr]、2次燃料 3.5[Nm³/hr]、1次酸素 13.6[Nm³/hr]、2次酸素 8.1[Nm³/hr]、原料搬送用酸素 13.8[Nm³/hr]であり、過剰酸素比は 1.6 とする。(都市ガス 13A と完全燃焼させるために必要な酸素の体積比は 13A:O₂=1.0:2.3) なお、設計情報から算出する流入面積とメッシュモデルにおける流入面積には若干の誤差があるため、流入流速はその点を考慮して決定する。

投入原料はバッチとカレットの混合原料であり、投入量は表Ⅲ-2-①-1-19 に示すようにバッチ 41.5[kg/hr]、カレット 41.5[kg/hr]である。バッチのガラス化率を 0.85 とすると、試験炉のガラス引上量は 76.8[kg/hr]となる。ただし、FrontFlow/Red では混合原料の投入量[kg/s]とカレット率を指定するため、計算では原料投入量 0.023056[kg/s] (=83[kg/hr])、カレット率 0.5 を設定する。

表Ⅲ-2-①-1-19 原料投入量

	バッチ	カレット
投入量 [kg/hr]	41.5	41.5

壁面の境界条件を表Ⅲ-2-①-1-20 に示す。ここで、表中の A および B は表Ⅲ-2-①-1-21 の耐火物構造から求める熱束関数（温度の 1 次式）の係数、h は熱伝達係数[W/(m・K)]である。

表Ⅲ-2-①-1-20 燃焼室壁の境界条件

	滑り条件	熱的条件	A	B	h
天井	no-slip	熱束関数	2.86	-1,451.89	-
側壁	no-slip	熱束関数	3.79	-1,932.08	-
タックストーン	no-slip	熱束関数	4.09	-2,032.08	-
炉底	no-slip	熱伝達	-	-	25.0
ノズル壁面	free-slip	断熱	-	-	-

表Ⅲ-2-①-1-21 燃焼室壁の耐火物構造

	品名	MONO-S [mm]
天井	MONO-H	150
	ファイバーボード	134
側壁	MONO-S	115
	燃成ジルコン	115
	ファイバーボード	80
タックストーン	MONO-S	230
	ファイバーボード	80

また、本解析は入口条件が非常に高流速であり、計算が不安定になりやすい。安定した計算を行うためには、タイムステップは十分小さくする必要があるが計算時間は膨大となる。そこで、解を現実的な時間で得るため、以下に示すような 3 段階に分けた計算を行う。

ステップ 1 : 0~10,000 ステップ (燃焼計算)

タイムステップ 0.0001[s]として疑似定常計算 (flowcon=1) を実施する。疑似定常計算とは、解いているスカラー値 (ベクトルの場合には成分の一つ) を ϕ としたときに、n+1 ステップと n ステップの差となる増加量 $\Delta \phi$ に緩和係数を乗じて時間進行させる解法である。ここでは、圧力の緩和係数に 0.1、温度の緩和係数に 0.5 を設定する。10,000 ステップまでの計算は、おおよその燃焼場を作ることを目的としている。

ステップ 2 : 10,000~30,000 ステップ (燃焼計算)

タイムステップ 0.0005[s]として非定常計算 (flowcon=2) を実施する。10,000 ステップ以降の計算で時間進行を早め、定常状態の燃焼場を得る。

ステップ 3 : 30,000~35,000 ステップ (気中溶融計算)

タイムステップ 0.0005[s]として非定常計算 (flowcon=2) を実施。30,000 ステップ以降の計算では、定常状態の燃焼場に対して粒子を投入した気中溶融計算を行い、最終的な結果を得る。

解析で使用する主な計算パラメータを表Ⅲ-2-①-1-22 にまとめる。

表Ⅲ-2-①-1-22 燃焼室計算パラメータ

ネームリスト	変数名	設定値	
&model	flow	zero	低 Mach 数近似した圧縮性流体
	trbmdl	RNG	RNG モデル
&time	flowcon	1→2	疑似定常→非定常
&simple	iter	1	SIMPLE 法の内部反復回数
	tolsimp	0.01	SIMPLE 法の収束基準値
&fluid	cnv_vv	1st	運動量方程式の離散化スキーム
	cnv_ty	1st	エネルギー方程式の離散化スキーム
	cnv_ke	1st	k-ε 方程式の離散化スキーム
	unrelax_P	0.1 ^{*1.2.1}	圧力の緩和係数
	unrelax_T	0.5 ^{*1.2.1}	温度の緩和係数
&chemreac	model	eddybreakup	化学反応モデル
&gravity	g(3)	0, 0, 0	重力
&initial	t	300	温度の初期値[K]
	ys	0.23,0.77,0,0,0,0,0,0	初期の質量分率 (空気)
&particle_model	inj_num	10	1 回あたりの投入粒子数
	inj_inter	1	粒子投入の間隔[step]
	smd	0.0001	粒子径[mm]
	T_ini_p	503.15	粒子の初期温度[K]
&deltat	dt	0.0001→0.0005 ^{*1.2.2}	時間刻み[sec]
&time	end	40,000	計算ステップ[step]

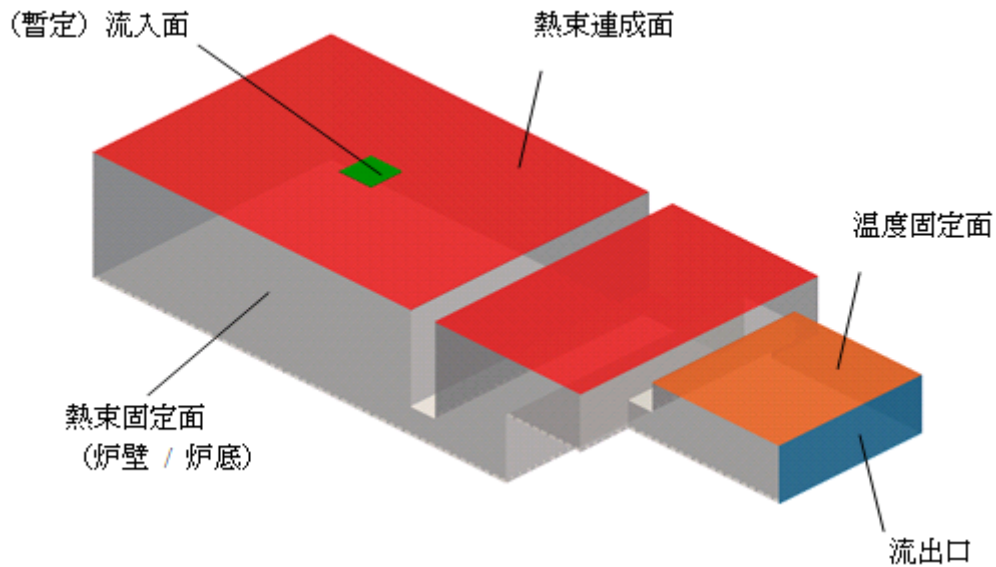
*1.2.1 : 疑似定常計算 (10,000 ステップまで) で使用

*1.2.2 : 10,000 ステップで切り替え

(えー 2) 溶融槽条件

溶融槽の境界面を図Ⅲ-2-①-1-26 に示す。バーナ直下に 100×100[mm]の暫定的な流入面を設けているが、実際の計算では気中溶融計算の結果から得られる流量分布に従って流入流速は決定される^{*1.2.3}。溶解槽およびフィーダー接続部 A の上面は熱束連成面とし、燃焼室からの熱束を境界条件とする。炉壁および炉底は熱束固定面である。また、フィーダー部の加熱の影響を模擬するため、フィーダー接続部 B の上面は温度固定とする。

*1.2.3 : 暫定的な流入面の流速と面積から求まる流量を流量分布に従って流速に換算



図Ⅲ-2-①-1-26 溶融槽境界面

表Ⅲ-2-①-1-23 溶融槽の境界条件

流入面	流入流速[m/s]	-0.000889
流出口	流出量[%]	100
熱束連成面	熱流束[W/m ²]	(連成)
温度固定面	温度[°C]	1,400
炉壁	熱流束[W/m ²]	-280
炉底	熱流束[W/m ²]	-5,500

表Ⅲ-2-①-1-24 溶融槽計算パラメータ

ネームリスト	変数名	設定値	
&time	end	7,200	計算ステップ[step]
	trbmdl	RNG	RNG モデル
&simple	iter	10	SIMPLE 法の内部反復回数
	tolsimp	0.01	SIMPLE 法の収束基準値
&deltat	dt	10	時間刻み[sec]

各境界面の条件の詳細を表Ⅲ-2-①-1-23 に示す。流入流速は、試験炉のガラス引上量 76.8[kg/hr] と流入面の面積から求める。炉壁/炉底の熱流束は、実測データから算出した値を用いている。また、フィーダー接続部 B の温度固定面の温度も実測データ（流出口温度 1,364[°C]、フィーダー先端部温度 1415[°C]）を考慮して決定する。

解析で使用する主な計算パラメータを表Ⅲ-2-①-1-24 にまとめる。

(お) 物性条件

計算で使用するバッチおよびガラスの物性を表Ⅲ-2-①-1-25 に示す。ただし、体膨張係数および粘性は溶融槽の計算（熱流動計算）のみで使用するため表中にはガラスのみ記載している。

(か) 解析結果

本節では、燃焼室における燃焼計算（30,000step）と気中溶融計算（35,000step）、および溶融槽の解析結果を示す。

(かー 1) 燃焼計算結果

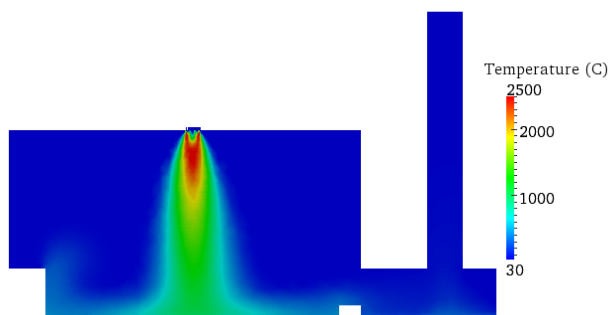
気中溶融前（粒子原料投入前）の各ステップ（10,000, 20,000, 30,000step）における温度分布の様子を図Ⅲ-2-①-1-27 に示す。10,000step で疑似定常から非定常に、タイムステップを0.0001 から0.0005 に切り替えることで炉内の温度進行が促進している様子を確認することができる。また、30,000step の結果を見ると、火炎は炉底（ガラス液面）まで達し、試験における炉内観察の報告とも一致する。

図Ⅲ-2-①-1-28 は、30,000step の結果について、バーナ中心直下から炉底に向かって燃焼火炎の温度をプロットした図である。火炎温度は噴き出し口から約0.1[m]進んだ位置でピークとなり、その温度は約3,000[°C]に達する。ピークを過ぎると火炎温度は徐々に低下し、炉底近傍で約2,000[°C]となる。

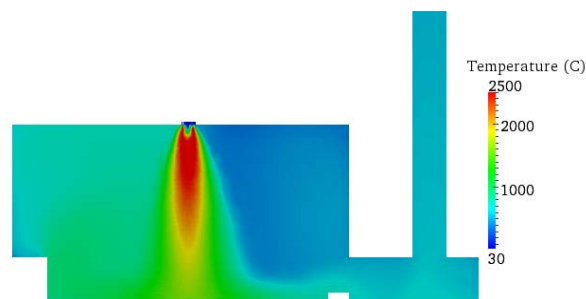
表Ⅲ-2-①-1-25 バッチとガラスの物性

	バッチ	ガラス
密度[kg/m ³]	1,400	2,400
比熱[J/(kg·K)]	1,150	1,550
熱伝導率[W/(m·K)]	1.11	70
体膨張係数[K ⁻¹]	-	0.0006
粘性[Pa·s]	-	式(2)

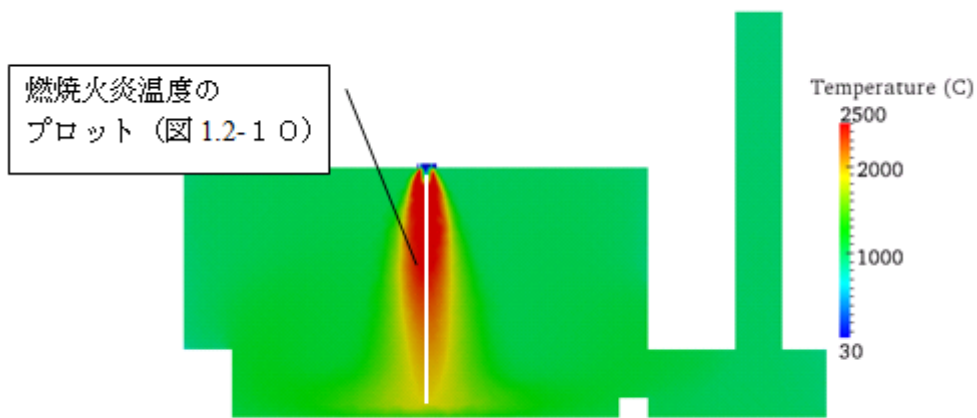
$$\nu(T) = 10^{\left[-2.58 + \frac{4332}{(T-248)}\right]} \quad (2)$$



(10,000step)

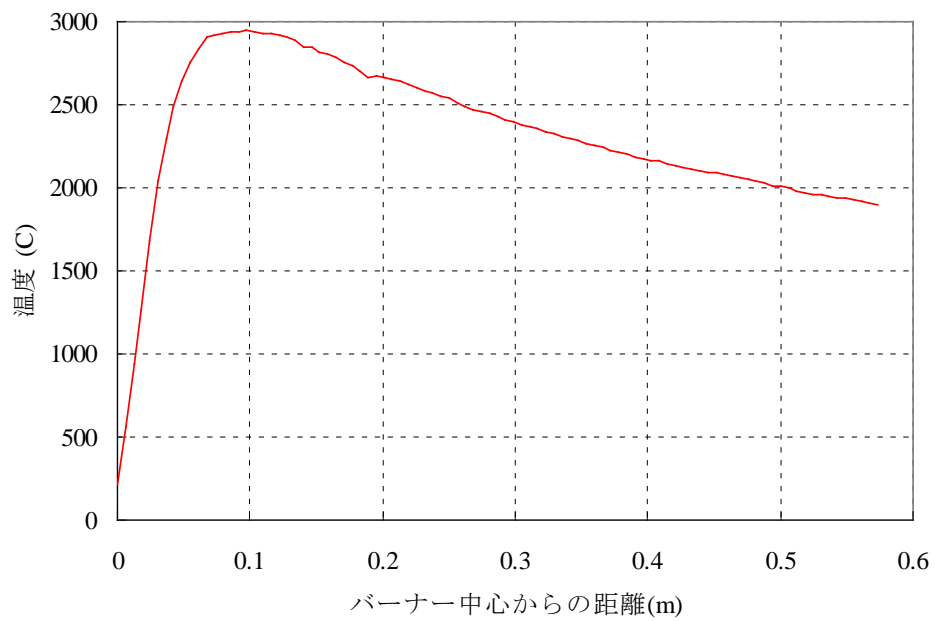


(20,000step)



(30,000step)

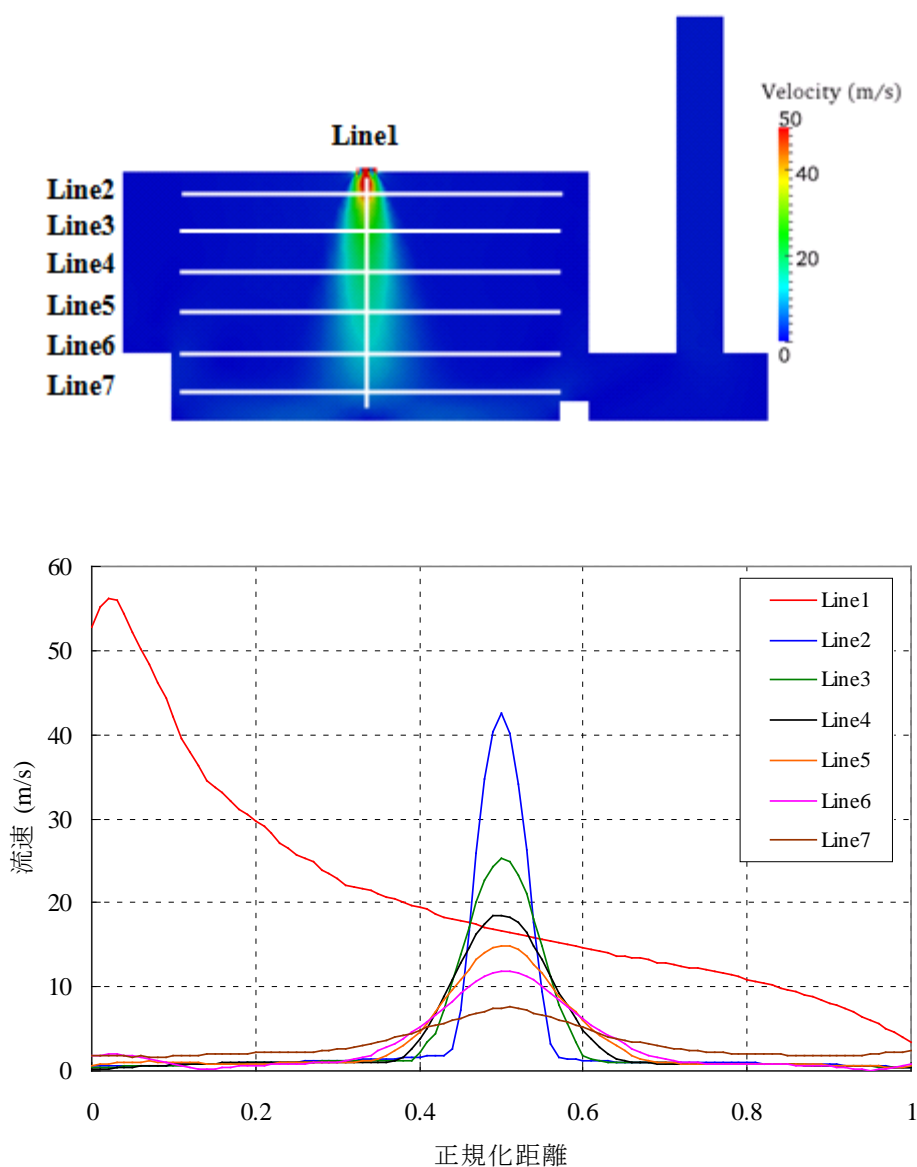
図Ⅲ-2-①-1-27 燃烧室温度分布



図Ⅲ-2-①-1-28 燃烧火炎温度 (30,000step)

続いて、30,000 step における炉内の流速場を確認する。図Ⅲ-2-①-1-29 は図中に示す Line1～Line7 に沿った流速のグラフである。ここで、X 軸はプロットラインの正規化距離である。(Line1 はライン上端を 0、Line2～Line7 はライン左端を 0) Line1 を見ると、バーナからの噴き出し直後で流速は 55[m/s]程度となっているが、その後流速は低下し、炉底近傍では 5[m/s]以下となる。Line2～Line7 はバーナ直下を中心とした軸対象の分布となり、評価ラインの位置が低くなるに従ってピーク流速は低下する。

最後に、都市ガス 13A の成分であるメタン (CH_4)、エタン (C_2H_6)、プロパン (C_3H_8)、ブタン (C_4H_{10})、酸化剤である酸素 (O_2)、そして反応生成物である二酸化炭素 (CO_2)、水 (H_2O) の各質量分率を図Ⅲ-2-①-1-30 に示す。



図Ⅲ-2-①-1-29 燃焼室内流速 (30,000 step)



メタン (CH₄)



エタン (C₂H₆)



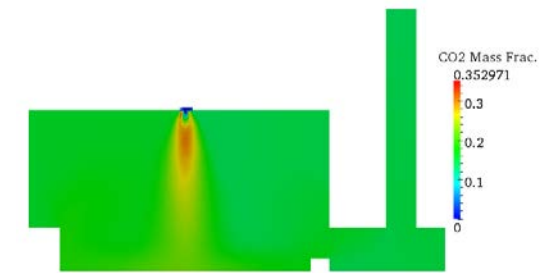
プロパン (C₃H₈)



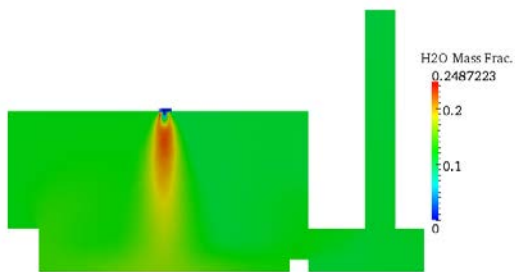
ブタン (C₄H₁₀)



酸素 (O₂)



二酸化炭素 (CO₂)



水蒸気 (H₂O)

図Ⅲ-2-①-1-30 燃焼室内ガス質量分率 (30,000 step)

(かー 2) 気中溶融計算結果

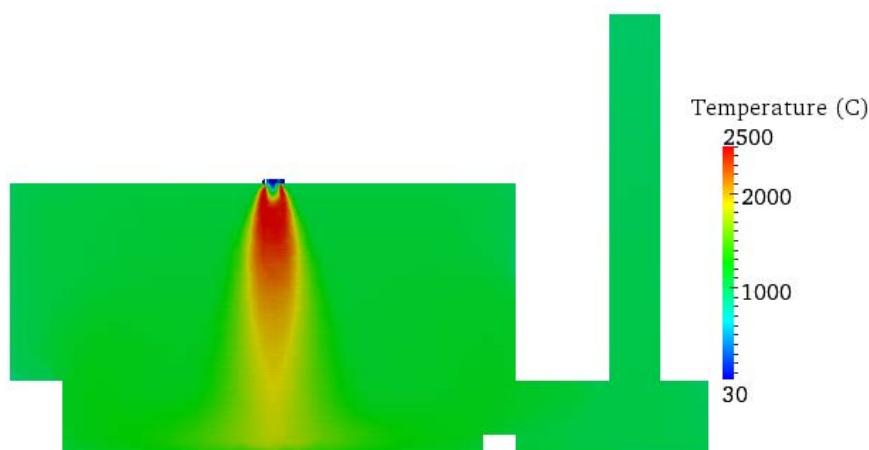
前節で得られた燃焼場に対して原料粒子を投入した気中溶融計算を実施する。天井、炉底、排ガス、および炉底に着地する原料の温度の一覧を表Ⅲ-2-①-1-26 に示す。ここで、実測データが存在する天井および排ガスの温度については、表中に併せて記載している。天井および排ガスの温度については、実測と比べて温度が若干低くなる傾向はあるものの、解析により試験炉の熱流動場を概ね再現できていると言える。

図Ⅲ-2-①-1-31～図Ⅲ-2-①-1-32 は気中溶融時の炉内温度分布と炉内流速ベクトルを示している。図Ⅲ-2-①-1-27 と比較して、火炎部の温度が下がっている様子を確認することができる。これは、原料の加熱および原料がガラス化する際の吸熱によるものである。また、図Ⅲ-2-①-1-33～図Ⅲ-2-①-1-34 は原料加熱の様子を示している。230[°C]に予熱された原料は、投入から距離にして0.3[m]、時間にして30[ms]程度で昇温が完了し、その温度は約2,000[°C]に達する。さらに、原料粒子の中心と表面の温度差を表しているグラフが図Ⅲ-2-①-1-35 である。両者の温度差は投入直後に最大となり約1.4[°C]まで広がるが、その差は徐々に小さくなり、30[ms]程度ではほぼ等しくなる。

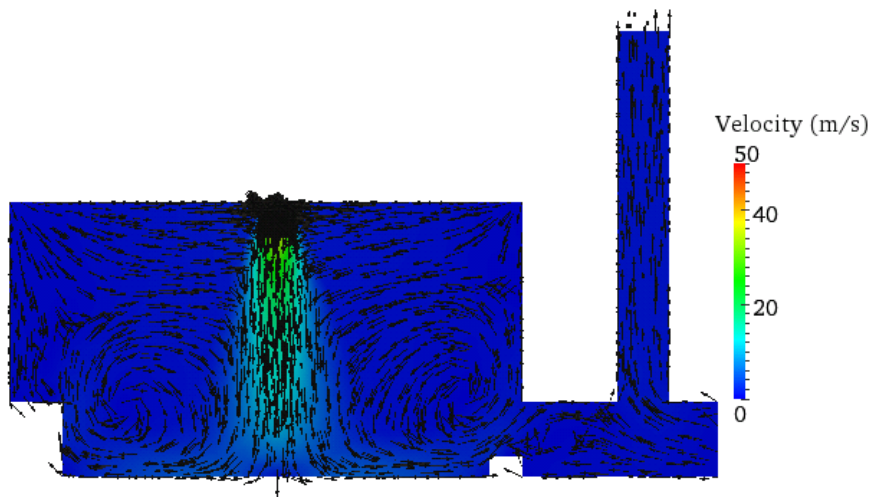
以上に示した気中溶融計算の結果は、物理的にも経験的にも傾向としては概ね妥当であると考えられる。ただし、着地原料の温度（平均値）は、後述する溶融槽の実測温度に照らし合わせると温度が高い印象を受ける。しかし、溶解槽の表面は泡層で覆われるという炉内観察報告があり、原料が泡層を通過する際の温度低下を考慮すれば妥当な値であると判断した。

表Ⅲ-2-①-1-26 実測温度との比較

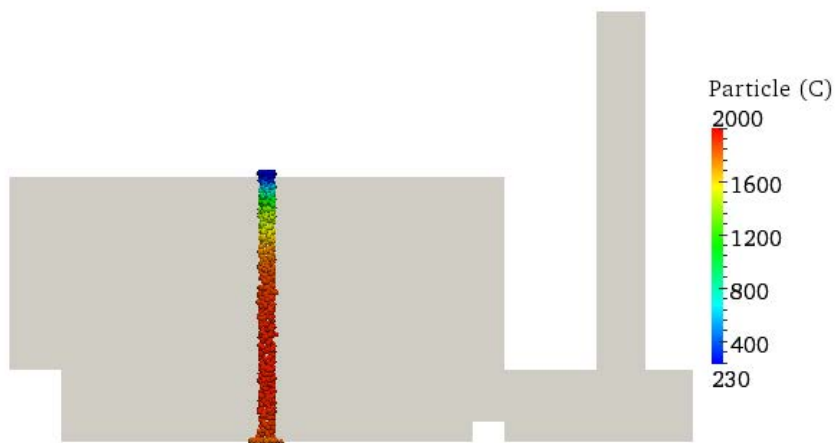
	解析温度[°C]	実測温度[°C]
天井	1,101 (-8.3%)	1,200
炉底 1 (溶解槽液面)	1,184	-
炉底 2 (フィーダー接続 A 液面)	1,060	-
排ガス	918 (-0.3%)	921
着地原料	1,813	-



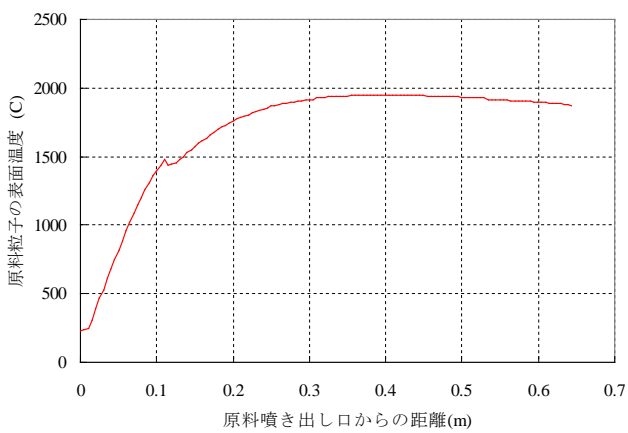
図Ⅲ-2-①-1-31 気中溶融時の温度分布 (35,000 step)



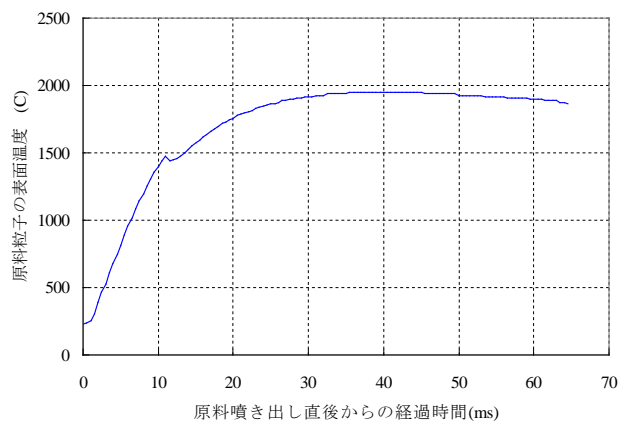
図Ⅲ-2-①-1-32 気中熔融時の流速分布とベクトル (35,000 step)



図Ⅲ-2-①-1-33 原料粒子の温度 (35,000 step)

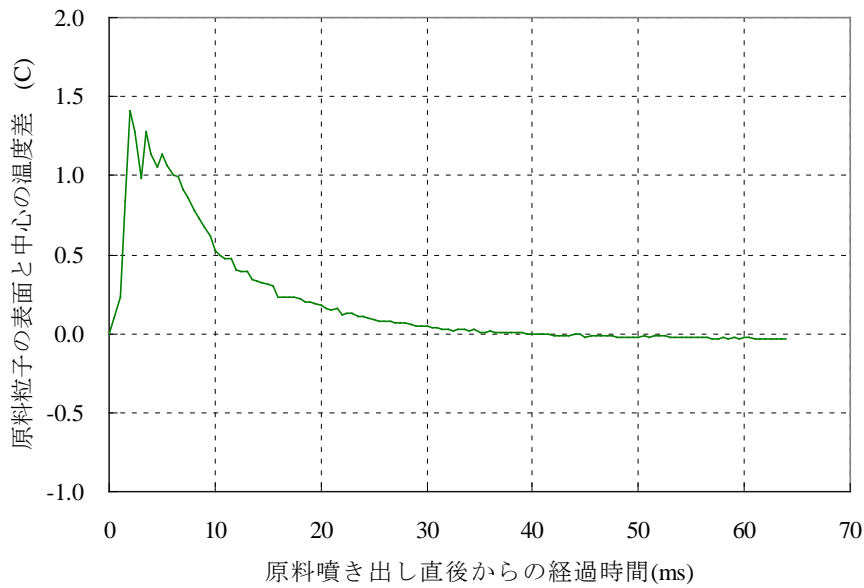


(距離—表面温度)

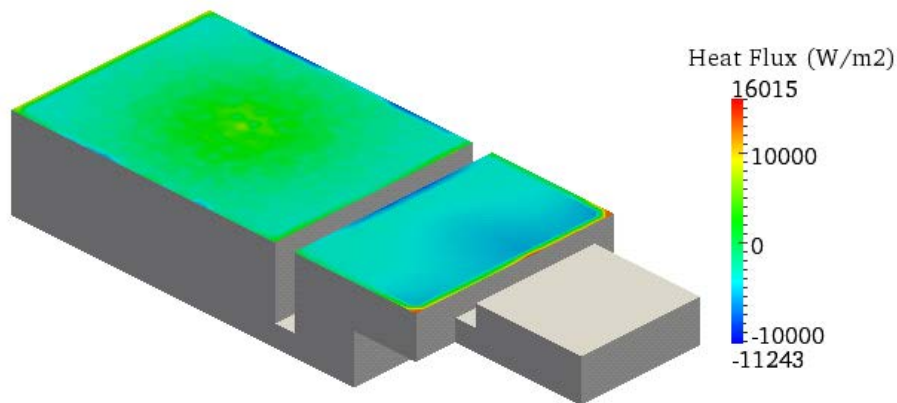


(時間—表面温度)

図Ⅲ-2-①-1-34 原料粒子の表面温度



図Ⅲ-2-①-1-35 原料粒子表面と中心の温度差



図Ⅲ-2-①-1-36 燃焼室からの熱流束分布

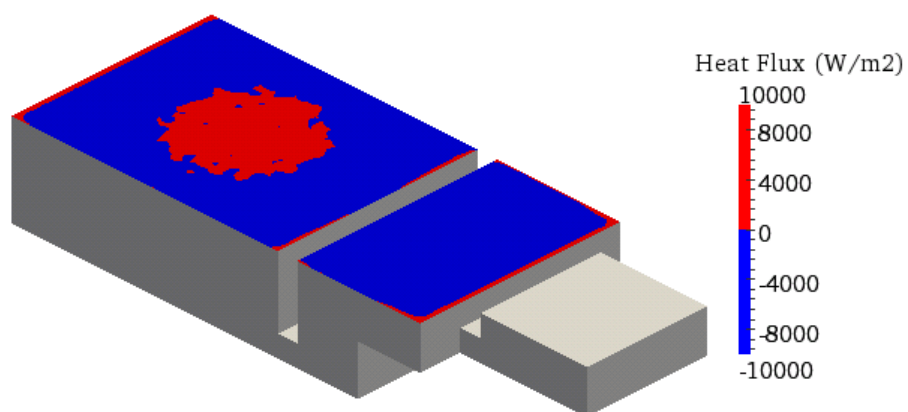
(かー 3) 溶融槽計算結果

気中溶融計算の結果を受けて溶融槽の熱流動計算を実施する前に、燃焼室からガラス液面に降り注ぐ熱流束分布 (図Ⅲ-2-①-1-36～図Ⅲ-2-①-1-37) と溶融したガラス原料の流入分布 (図Ⅲ-2-①-1-38) を確認する。図Ⅲ-2-①-1-36 より、燃焼室からの熱束はバーナ部直下で強く、そこから同心円状に徐々に弱まっていく。また、熱束を正負で二値化したものが図Ⅲ-2-①-1-37 である。図より火炎の影響が強い円形状の領域で吸熱条件、それ以外の領域で放熱条件となる。また、溶融ガラスの流入はバーナ直下に集中する。

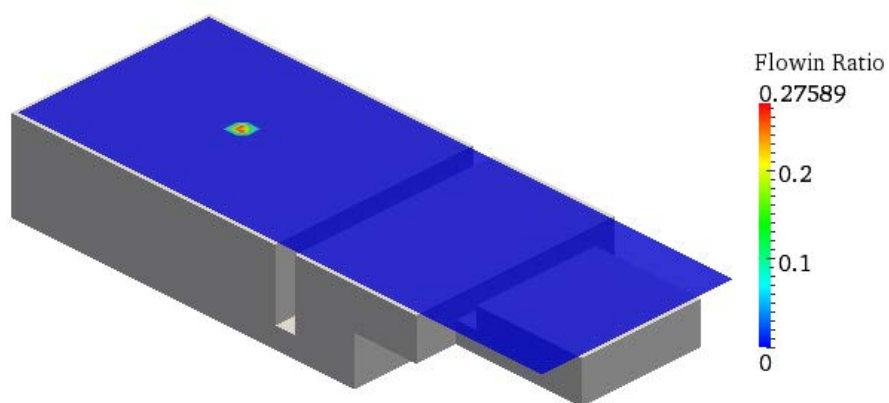
熱流束分布と流入分布を連成条件として、溶融槽の熱流動計算を実施する。溶融槽表面と Y 断面の温度分布を図Ⅲ-2-①-1-39～図Ⅲ-2-①-1-40 に示す。溶解槽の液面を見ると、バーナ直下を中心とした円状の高温領域が存在し、燃焼室から熱束の影響を受けていることがわかる。

また、図Ⅲ-2-①-1-41～図Ⅲ-2-①-1-43 は溶融槽の流れ場を示している。溶解槽液面では、バーナ直下の領域でガラス化された高温の原料が降り注ぐため、中心から壁面に向かう対流が形成される。また、Y 断面の流速ベクトルを見ると、溶解槽の液面中心から潜り込む流れ、フィーダー接続部 B

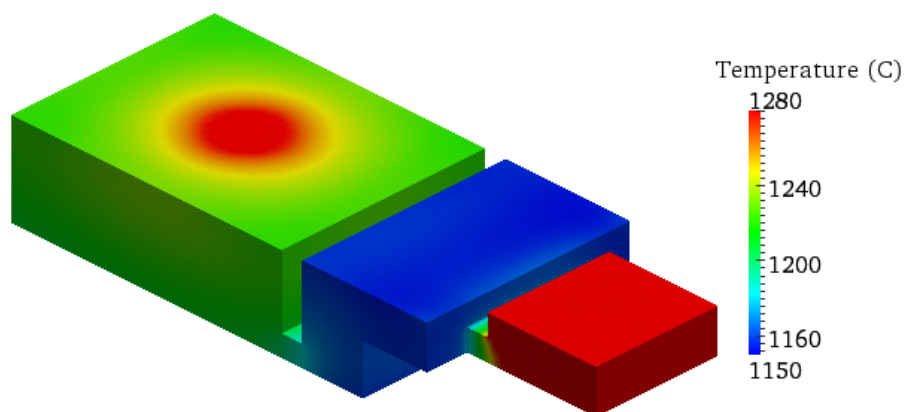
の液面では後退流を確認することができる。



図Ⅲ-2-①-1-37 燃焼室からの熱流束分布（正負で二値化）



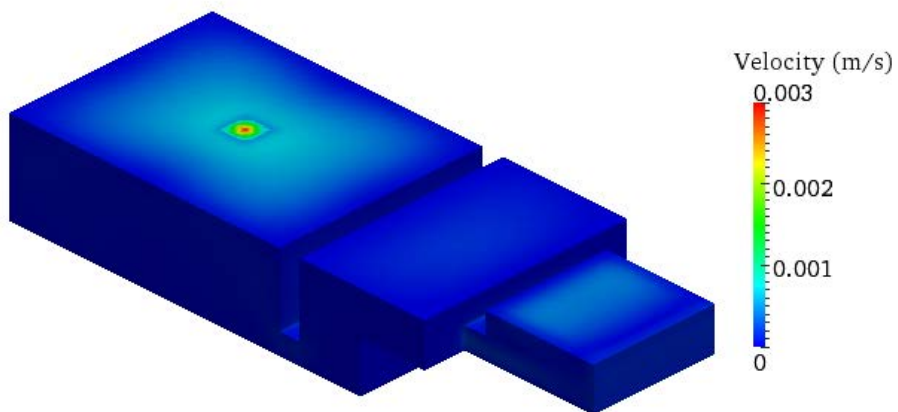
図Ⅲ-2-①-1-38 熔融ガラスの流入分布（流入比）



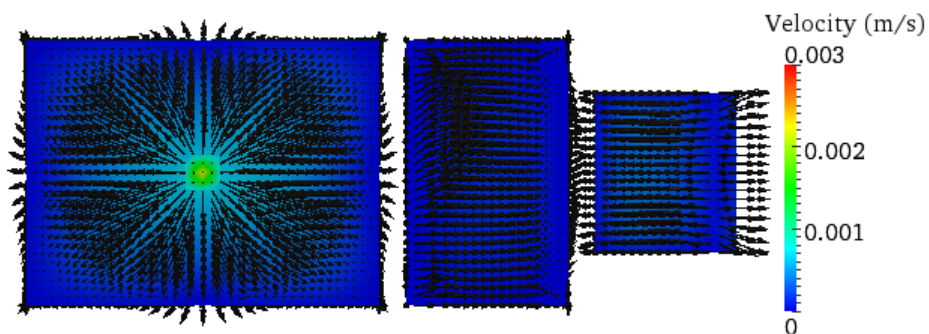
図Ⅲ-2-①-1-39 熔融槽温度分布



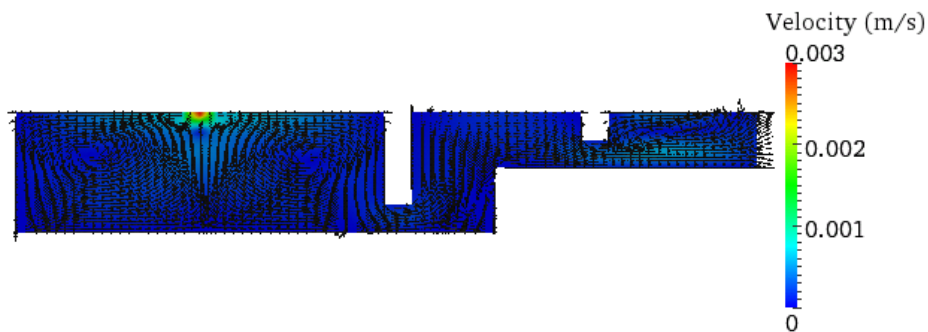
図Ⅲ-2-①-1-40 溶融槽温度分布 (Y断面)



図Ⅲ-2-①-1-41 溶融槽流速分布



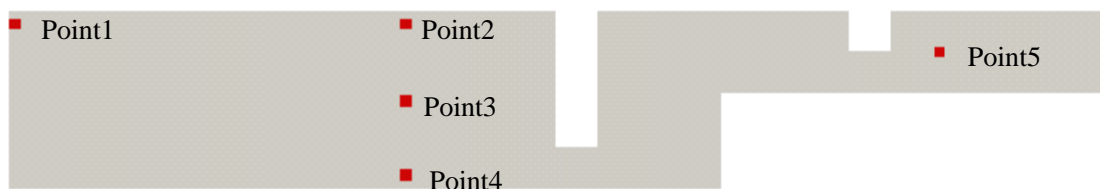
図Ⅲ-2-①-1-42 溶融槽流速ベクトル (ガラス液面)



図Ⅲ-2-①-1-43 溶融槽流速ベクトル (Y断面)

表Ⅲ-2-①-1-27 溶融槽温度データの実測点

	X 座標[m]	Y 座標[m]	Z 座標[m]
Point1	0.010	0.375	0.300
Point2	0.725	0.375	0.300
Point3	0.725	0.375	0.160
Point4	0.725	0.375	0.025
Point5	1.700	0.375	0.250



図Ⅲ-2-①-1-44 実測データとの比較位置

表Ⅲ-2-①-1-28 溶融槽実測データとの温度比較[°C]

	実測温度[°C]	解析温度[°C]	差異[°C]
Point1	1164	1227	+63(+5.4%)
Point2	1251	1249	-2(-0.2%)
Point3	1187	1227	+40(+3.4%)
Point4	1179	1214	+35(+3.0%)
Point5	1364	1335	-29(-2.1%)

続いて、表Ⅲ-2-①-1-27 および図Ⅲ-2-①-1-44 に示す 5 点の温度について実測データとの比較を行う。比較結果を表Ⅲ-2-①-1-28 に示す。実測温度との差異は最大でも+5.2[%]となっており、試験炉の流れを概ね再現できていると考えられる。

(き) 熱精算

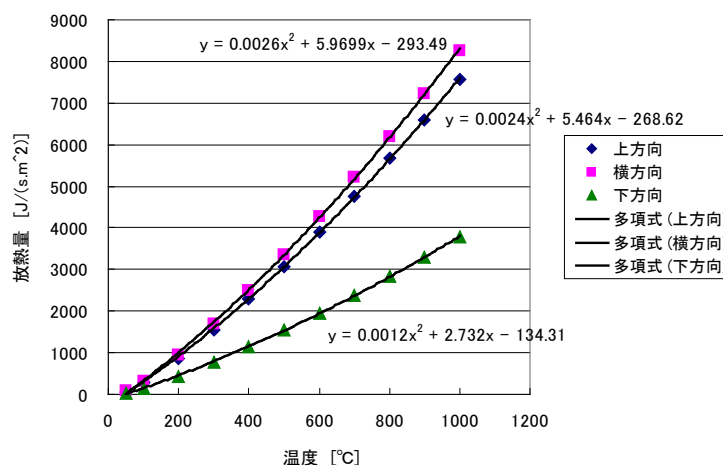
試験炉全体の熱収支についてを実測データとの比較を行う。ここで、熱精算の検討にあたり、以下の点に注意する。

<実測値>

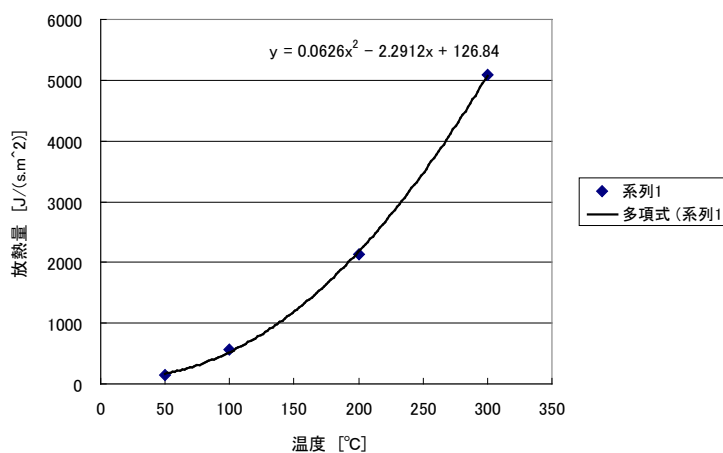
- ・燃料発熱量は都市ガス 13A の低位発熱量 40.5[MJ/Nm³]（高位発熱量は 45[MJ/Nm³]) の 0.91 倍（操業状態の密度を考慮）を使用する。
- ・炉壁損失は実測温度と図Ⅲ-2-①-1-45～図Ⅲ-2-①-1-47 に示す放熱量の見積式から推定する。

<解析値>

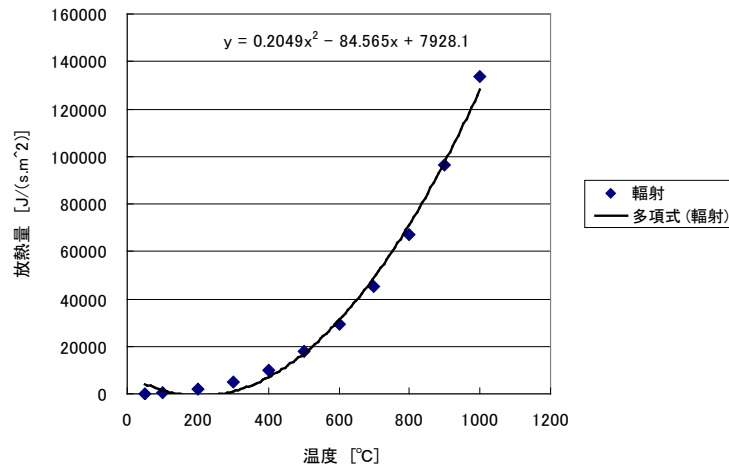
- ・燃料発熱量は各ステップにおける反応熱（reaction）の最大値を使用する。
- ・原料持込み熱量は粒子の予熱に要した熱量を表し、解析上は現れない数値である。そのため、解析値には実測値をそのまま流用する。（解析上は粒子の初期温度として設定することで考慮される）
- ・炉壁損失の解析値は、入熱に対する出熱の不足分と仮定する。
- ・ガラス化反応熱と排ガス持出熱は出力値にばらつきがあるためラスト 100 ステップの平均値を使用する。
- ・熔融ガラス持出熱は出力値のばらつきがないため最終ステップの値を使用する。



図Ⅲ-2-①-1-45 自然対流による放熱



図Ⅲ-2-①-1-46 輻射による放熱 (300°C以下)



図Ⅲ-2-①-1-47 輻射による放熱 (300°C以上)

表Ⅲ-2-①-1-29 東洋試験炉熱清算 (入熱)

	実測値[kcal/hr]	解析値[kcal/hr]	差異[%]
燃料発熱量	83,642	85,576	+2.3
原料持込み熱量	3,116	3,116	0.0
合計	86,758	88,692	+2.2

表Ⅲ-2-①-1-30 東洋試験炉熱清算 (出熱)

	実測値[kcal/hr]	解析値[kcal/hr]	差異[%]
炉壁損失	28,188	29,298	+3.9
ガラス化反応熱	3,951	4,006	+1.4
排ガス損失*1.2.4	16,597	16,128	-2.8
ガラス持出熱	38,021	39,260	+3.3
合計	86,758	88,692	+2.2

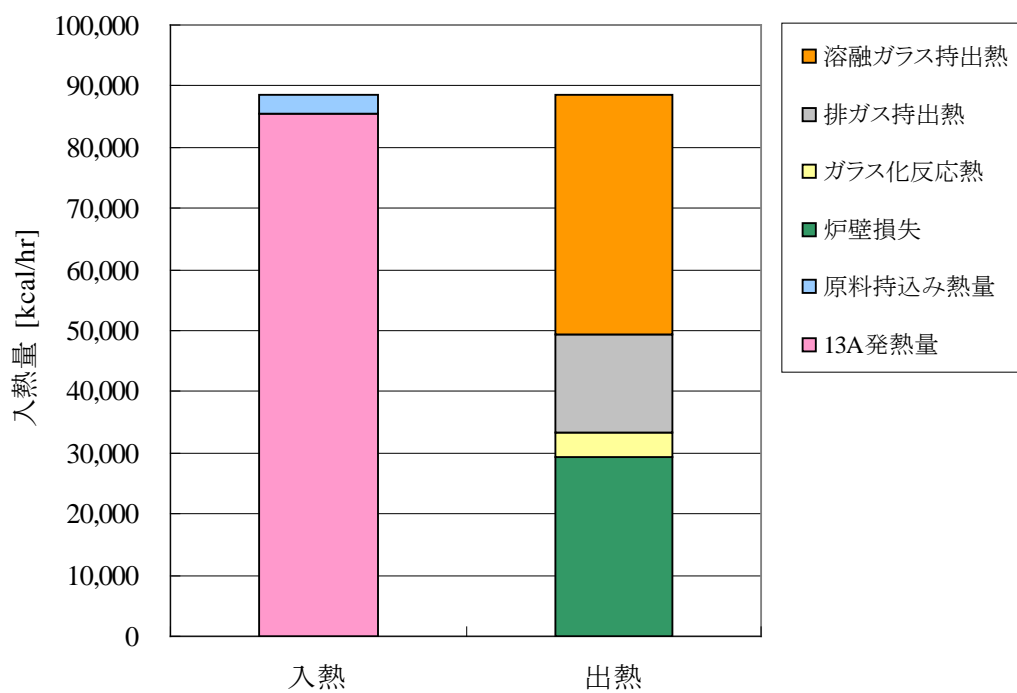
*1.2.4 : リーク空気熱は全て排ガス損失に含む

熱精算の結果について、実測値との比較結果を表Ⅲ-2-①-1-29～表Ⅲ-2-①-1-30に、解析値の熱収支および出熱量の内訳を図Ⅲ-2-①-1-48～図Ⅲ-2-①-1-49に示す。

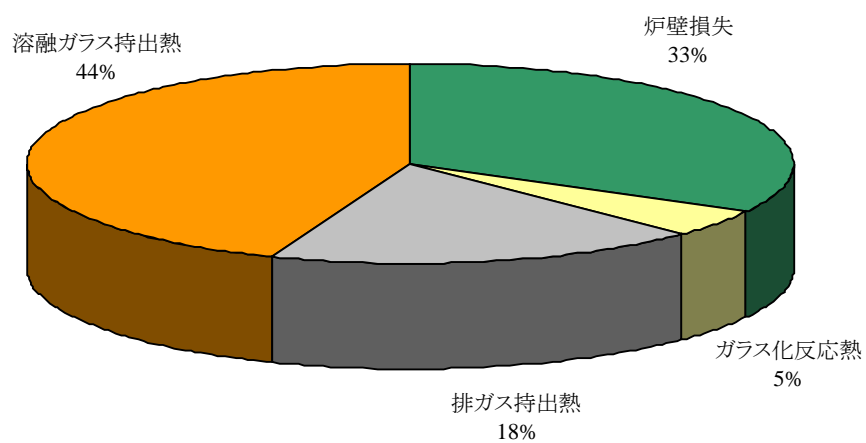
入熱においては、差異は約2[%]でほぼ一致していると言える。解析値が若干高めに評価される要因としては、各ステップにおける反応熱 (reaction) の最大値を使用しているためと考えられる。出熱においても、実測との差異は最大でも+3.5[%]となっており、高い精度で一致している。

また、出熱の内訳は炉壁損失 33[%]、ガラス化反応熱 5[%]、排ガス持出熱 18[%]、熔融ガラス持出熱 44[%]と経験的に予測される数値の範囲内といえる。

以上より、得られた熱精算の結果は概ね妥当な値を示しており、実測値におけるリーク空気の扱いに不明な点はあるものの、入熱と出熱の全ての項目で目標とする±5[%]以内の精度を達成している。



図Ⅲ-2-①-1-48 東洋試験炉熱収支

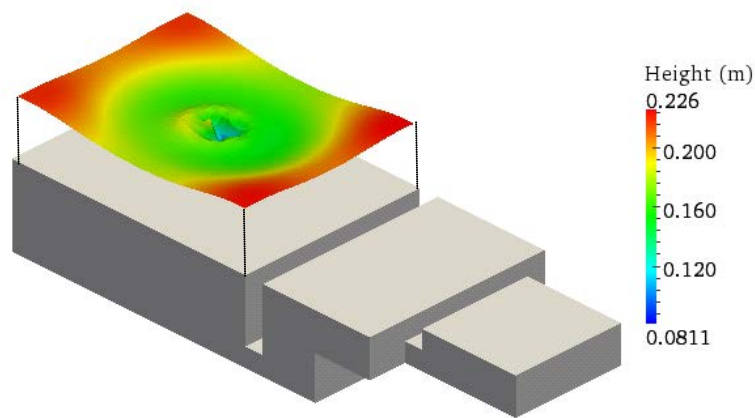


図Ⅲ-2-①-1-49 東洋試験炉出熱量内訳

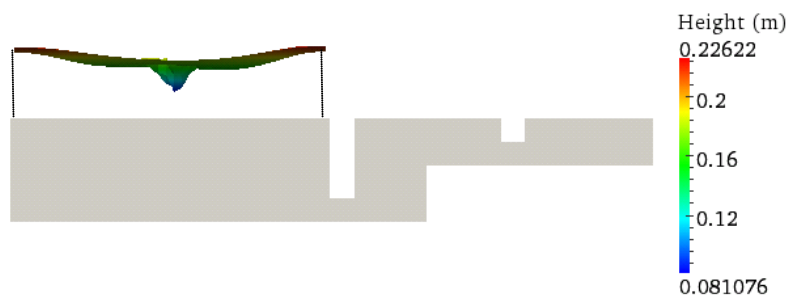
(く) 泡層評価

気中溶融プロセスでは、火炎中で加熱されたガラス原料が融液表面に到達したとき泡層となってガラス融液表面を覆う現象が観察される。この泡層は無数の気泡が積み重なって存在するために形成される。燃焼室の輻射熱は泡層内部の気泡によって散乱し、ガラス融液内部への伝熱を遮り、泡層下部の融液温度の低下、ひいては溶解効率を大きく悪化させる。

そこで、気中溶融技術の普及に伴い、泡層生成のメカニズムの解明と泡層形状の予測が重要であると判断し、泡層に関する定式化を行ったうえで形成される泡層形状のシミュレーションを実施した。結果を図Ⅲ-2-①-1-50～図Ⅲ-2-①-1-51に示す。シミュレーションの結果、泡層は高さ20[cm]程度の高原状で、バーナの直下は燃焼ガスの圧力によりカルデラのような形状となる。それらは、すべて炉内観察の報告と一致しており、泡層生成のシミュレーションが妥当であると判断できる。



図Ⅲ-2-①-1-50 泡層シミュレーションの結果



図Ⅲ-2-①-1-51 泡層シミュレーションの結果 (+Y 方向)

d) 炉材評価

第 13 回溶融実験終了後に試験炉に使用したれんがを回収して、損傷状況を調査した。れんが材質の分析は AGC セラミックス社に依頼した。

使用後のれんがに激しい損傷は見られず、れんが材質の分析結果でも異常な損傷は見られなかった。分析結果を表Ⅲ-2-①-1-31 に示す。第 13 回実験終了後の試験炉燃焼室内部の状況を図Ⅲ-2-①-1-52 に示す。

炉材評価でβアルミナ質れんがの損傷が燃焼室上部構造に使用した他の材質のれんがと差がなかったことに注目する必要がある。βアルミナ質れんがは、①AZS れんがに比べてガラスに混入してもガラスを汚染することが少ない、②急激な温度変化に強い、点で優れているが、③飛散原料による損傷を受けやすい、という欠点があるため、一般的には原料投入口などの原料飛散が多い部分には使用されない。試験炉での試験では目視観察でも他のれんがと損傷に差がなく、使用後のれんがの組成や物性試験でも損傷状況は他の材質と差がなかった。この結果は、「溶融作業の運転/停止繰り返しが容易であるという」気中溶融の特長を生かした気中溶融炉の実用化が可能であることを示唆している。



図Ⅲ-2-①-1-52 使用後の試験炉燃焼室内部

表Ⅲ-2-①-1-31 使用後れんがの調査結果

材質	AZS			高ジルコニア			AZS			αβアルミナ			5%ZrO ₂ 含有αβアルミナ			βアルミナ			
	ZB-1691 (AGCセラミックス)			ZB-X9510 (AGCセラミックス)			ZB-1681 (AGCセラミックス)			MB-G (AGCセラミックス)			F-103 (サンゴバンティエム)			MB-U (AGCセラミックス)			
使用場所	ガラス槽側壁		代表値	均質槽底		代表値	燃焼室壁中央下		代表値	燃焼室壁中央下		代表値	燃焼室壁中央下		代表値	燃焼室天井		代表値	
サンプル番号	37			43			6			15			24			47			
分析位置	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面	炉内面	炉外面			
化学分析 (mass%) (半定量)	Na ₂ O	5.5	3.3	1.9	3.4	2.2	0.4	3.6	2.3	1.3	5.3	4.6	3.5	5	5.1	3.2	6.3	7.1	6.5
	Al ₂ O ₃	41.9	43.8	50.8	1.4	2.2	0.8	46.2	48.3	52	91.7	93.0	95	87.1	87.5	90.4	90.6	92.5	93
	SiO ₂	20	24.9	12	20.1	11.1	4	22.1	22.1	13.5	2.3	1.9	0.8	2.5	2	0.9	2.3	0.3	0.2
	P ₂ O ₅	—	0.001	—	—	—	—	0.031	0.026	—	0.007	0.006	—	0.003	0.004	—	0.003	0.002	—
	SO ₃	0	0	—	0	0	—	0	0	—	0.013	0.022	—	0.004	0.022	—	0.006	0.006	—
	K ₂ O	0.02	0.03	—	0.03	0	—	0.01	0.03	—	0.01	0.01	—	0.01	0.01	—	0.01	0.00	—
	CaO	0.3	0.25	—	1.91	0.3	—	0.1	0.11	—	0.45	0.36	0.3	0.44	0.23	0.2	0.60	0.06	tr.
	TiO ₂	—	0.09	0.06	—	0.23	0.15	0.07	0.08	0.04	0.01	—	tr.	—	—	—	—	—	tr.
	Fe ₂ O ₃	0.06	0.06	0.12	0.06	0.06	0.05	0.07	0.07	0.1	0.02	0.02	tr.	0.03	0	—	0.02	0.01	tr.
	ZrO ₂	31.7	27.6	35	72.5	83.9	94.5	27.8	26.9	33	0.07	0.01	—	4.9	5	5.1	0.00	0.00	—
BaO	0.499	0.029	—	0.594	0	—	0.024	0.02	—	0.026	0.023	—	0.033	0.033	—	0.042	0.015	—	
X線回折	αアルミナ	+	+	—	—	—	+	+	—	+	+	—	+	+	—	+	+	—	
	βアルミナ	—	—	—	—	—	—	—	—	++++	++++	—	++++	++++	—	++++	++++	—	
	ムライト(3Al ₂ O ₃ ・2SiO ₂)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
	バドライト(ZrO ₂)	++++	++++	—	++++	++++	—	++++	++++	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
	ジルコン(ZrO ₂ ・SiO ₂)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
ホフェリン(2Na ₂ O・Al ₂ O ₃ ・2SiO ₂)	tr.	tr.	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
一般物性	気孔率(%)	2.7	3.2	—	0.7	3.2	—	2.4	1	—	0.7	2.2	—	3.6	4.6	4	14.8	11.8	—
	かさ比重	3.6	3.58	3.80(VF)	5.02	5.2	5.35	3.52	3.55	3.72(VF)	3.42	3.42	3.40(VF)	3.33	3.42	3.50	2.75	2.84	3.00(VF)
	見かけ比重	3.7	3.7	—	5.05	5.37	—	3.61	3.59	—	3.44	3.50	—	3.45	3.59	—	3.23	3.22	—
	圧縮強度(MPa)	227	261	350	393	311	400	222	269	350	245	247	200	194	89	250	68	23	30

e) 原料・ガラス品質評価

e-1) 原料

旭硝子（株）は本開発において、東洋ガラス（株）が実施する 1t/d 規模の酸素燃焼火炎場での気中溶融試験に供する造粒体を作製し、同試験の所産である気中溶融サンプル（高温場に投入された造粒体が融液表面に至る途中で採取された飛翔粒子、および溶融ガラス）の評価を通じて本技術の実用性判断の情報を提供する任務を担当した。対象としたガラスは主として汎用ガラスであるソーダ石灰ガラス（以下 SL）であり、標準のクリア（無色）ガラスのほか、瓶ガラス製品の代表色であるグリーンガラスおよびアンバーガラスを取り扱った。また、無アルカリのアルミノホウケイ酸ガラス（以下 BS）の酸素燃焼火炎場での気中溶融試験の実施に際してそのサンプル評価を担当した。

(あ) パイロット気中溶融試験用造粒体の作製

東洋ガラスでの気中溶融試験計画に応じて、SL 組成造粒体 82 トン（内、クリア 73.9 トン、グリーン着色 2.3 トン、アンバー着色 5.8 トン）及び BS 組成造粒体 1.3 トンを作製した。造粒体の作製方法は、先導研究と同じく噴霧乾燥法（SD 造粒）によった。

なお、本気中溶融試験では、カレットを含むバッチおよび非造粒の原料混合物（非造粒）も使用しているが、前者は旭硝子製造のフロート板ガラスを東洋ガラスにて粉碎して作製、後者は東洋ガラスが自己調達した。

(あ-1) 供試造粒体の概要

パイロット気中溶融試験用に作製した造粒体の概要を表Ⅲ-2-①-1-32 に示した。SL ガラス用に 13 回（内、クリア 10 回、グリーンガラス 2 回、アンバーガラス 1 回）、BS ガラス用に 1 回、造粒体を作製した。

表には製造日と製造に供した噴霧乾燥造粒設備（Y1, Y2, M）を示した。M は乾燥塔の直径 7.0m の大型機、Y1・Y2 は同 4.3、4.8m の中型機である。得られる造粒体のサイズは、設備に大きく依存し、目標とする 100 μm 程度の造粒体の作製には中型機の方が適していることが分かった。

SL 組成造粒体については、標準のクリアガラスのほか瓶ガラス製品の代表色であるグリーンおよびアンバーの造粒体も作製した。着色剤の導入量は、東洋ガラスより提示された参考値に従った。

清澄剤である硫酸ナトリウムの導入量は、従来方式のガラス溶融において標準的な SO₃=0.5%/BMG に相当する量でスタートしたが、気中溶融試験において泡層が厚くなることが判明したため、造粒体作製の後半より（SL-7 以降）SO₃=0.25% に低減した。その結果が表の分析値に反映されている。

表Ⅲ-2-①-1-32 パイロット気中溶融試験用造粒体の概要

	SL-1	SL-2	SL-3	SL-4	SL-5	SL-6	SL-7	SL-8	SL-9	SL-10	SL-11	SL-12	SL-13	BS-400
	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Green	Green	Clear	Clear	Amber	BS
造粒開始日	81021	81125	90223	91026	91109	100511	100720	101005	110831	111103	120827	120918	120925	110307
造粒装置	Y1	Y1	Y1	M	M	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2
造粒体組成(%/BMG)														
SiO ₂	71.8	72.0	71.4	71.7	71.7	71.8	71.9	72.0	72.0	71.8	72.0	72.1	71.6	50.3
Al ₂ O ₃	2.0	2.0	2.0	2.2	2.1	2.0	2.0	2.0	2.0	1.9	1.9	1.9	1.8	9.1
CaO	10.4	10.2	10.1	9.9	9.9	10.0	10.0	10.0	10.1	10.1	10.1	10.2	10.4	
Na ₂ O	15.6	14.9	15.6	15.2	15.1	15.4	15.5	15.6	15.2	15.6	15.8	15.5	15.3	
Fe ₂ O ₃	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	0.10	0.10	0.02	0.17	0.16	0.00	0.00	0.26	0.1
SO ₃	0.50	0.43	0.52	0.60	0.60	0.51	0.30	0.28	0.19	0.26	0.19	0.22	0.47	0.3
Cr ₂ O ₃									0.18	0.17				
BaO														25.0
B ₂ O ₃														14.3
Total	100.4	99.7	99.7	99.6	99.7	99.9	99.8	99.9	99.9	99.9	100.0	99.9	99.9	99.1
Ig Loss	16.1	15.9	16.6	15.7	15.7	16.5	17.1	17.1	15.9	16.0	17.7	17.7	17.7	6.3
製品量(ton)	2.1	2.6	9.3	7.9	6.4	10.3	12.2	11.7	0.3	2.0	5.6	6.1	5.8	1.3
含水率	0.2	0.1	0.2	0.3	0.3	0.0	0.1	0.1	0.3	0.0	0.1	0.1	0.3	1.0
D50	125	125	110	310	240	109	112	115	130	105	118	118	116	102
微粉率	3	3	3	1	1	7	4	4	4	4	3	2	3	4

得られた造粒体の組成は四ホウ化リチウムを融剤としてガラスビードに加工の後、蛍光X線で分析した値を、各回の平均値で示した。この方法により造粒体と熔融品の組成を同じ BMG (Batch Molten Glass、ガラス化後の重量割合基準) で評価できることが判明した。本方法による各元素の測定精度は±0.05%である。

当初、気中熔融後のガラスの酸化還元度の指標を得るため $\text{Fe}_2\text{O}_3=0.1\%$ を添加したが、造粒体 SL-11 以降、熔融槽内の熔融ガラスでの輻射伝熱を促進するため添加をカットし、事実上 $\text{Fe}_2\text{O}_3=0.0\%$ の組成とした。

なお、グリーンガラスは Fe, Cr の多価イオンによる発色であるため、東洋ガラス提示の参考値に従い $\text{Fe}_2\text{O}_3=0.2\%$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3=0.2\%$ を添加した。

アンバー着色は Fe^{3+} と S^{2-} の積により決定されることが知られているが、それぞれの状態での存在量は熔融ガラスの酸化還元状態に強く影響されるとともに、硫黄分 S が熔融過程で SO_2 として系外に逃散するためガラスに保留される量を確定し難い。そこで、 Fe_2O_3 については参考品と等量、硫黄については硫酸ナトリウム Na_2SO_4 と還元剤であるグラファイトの量を調整して、目標の発色条件を探索して決定した。

また、灼熱損失 (Ignition Loss) の値は 17% であり、ガラス原料構成からの計算値とほぼ一致した。噴霧乾燥造粒体の代表特性として、含水率、平均径のほか、気中熔融において揮発・飛散しやすいとされる $50\mu\text{m}$ 以下の微小粒の割合 (微粉率) を表に示した。造粒体作製時にその含水率は 0.3% 以下に管理された。大型機・中型機で作製した造粒体の粒度分布を 図 III-2-①-1-53 に示した。平均径は中型機 (Y1) 製品で $110\mu\text{m}$ 、大型機 (M) 品で $300\mu\text{m}$ 程度のものが得られた。また、微粉率はおおむね 5% 以内であり、気中熔融中の揮発・飛散量は微少であると判断された。

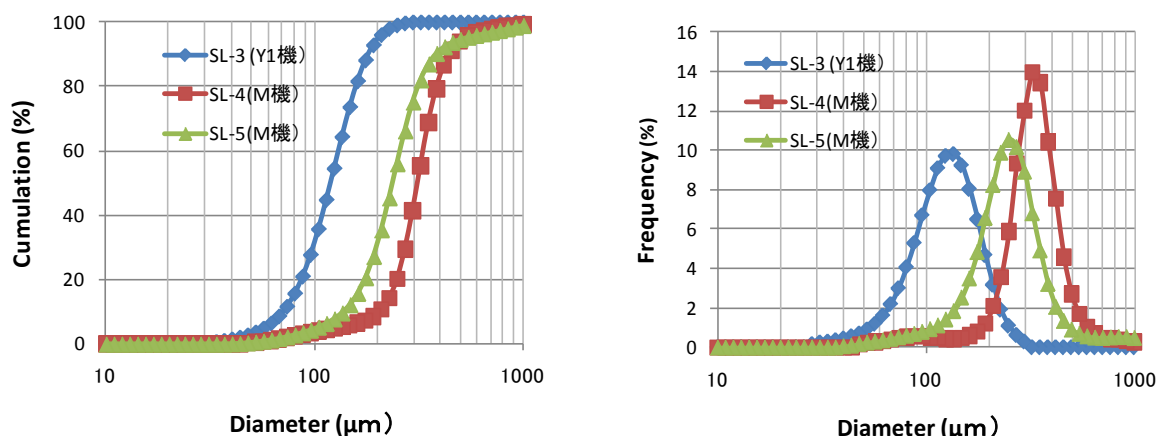


図 III-2-①-1-53 SL 造粒体の粒度分布例

パイロット気中熔融試験において一回だけホウケイ酸ガラス BS 造粒体の熔融を行った (第 13 回試験、以下 T13 と略称する)。そのために約 1.3 ton の BS 造粒体を作製した。この気中熔融に際して、揮発・飛散の大きなことが当初から懸念され、これを低減すべく、バインダーの選定等、原料構成面から事前検討してきた。その経緯については、III-2-①-(2)-c) 項で別途記述するが、その結果を踏まえ、スラリー構成 Y304 (表 III-2-①-2-4 参照) に準じて造粒体 BS-400 を作製した。

固形分率が低く、乾燥負荷が大きいため造粒体の作製には長時間を要したが、得られた造粒体の特性は表 III-2-①-1-32 の下段に示す通りで、目標を満たすものであった。

組成は、ホウ素分については湿式分析、その他の成分はガラスビードとして蛍光 X 線法で分析した。ホウ酸の存在のため灼熱損失を直接測れなかったため組成分析値から算出した Oxide Yield 値で Ig Loss 値を示したが、ほぼ小規模造粒品 Y304 の値に一致した。

造粒体中のホウ酸分は 110℃では HBO_2 の形であるものが冷却の間に H_3BO_3 に戻り、この変化は可逆的である。このため、冷却後の造粒体の含水率の測定値は 1 %程度の値になっているが、乾燥は十分であると考えられる。造粒体の平均径は $100\mu\text{m}$ 強、微粉率は 5%以下で、気体搬送時の破損も起こりにくいと考えられ、造粒体としての製品特性は良好であったが、嵩密度が 0.4g/cc 程度と小さいため取扱の上で飛散しやすいことが懸念された。

(い) SL 造粒体の作製

パイロット気中熔融試験に供したソーダ石灰 SL 組成造粒体はすべて噴霧乾燥法で作製した。作製の手順等は先導研究報告に準ずるが、噴霧乾燥装置は Y1, Y2, M2 の 3 系列を使用した。その概要および造粒体製造仕様を表Ⅲ-2-①-1-33 に示す。

(い-1) 調合

SL 系造粒体作製のための調合票の一例を表Ⅲ-2-①-1-34 に示した。乾燥負荷を軽減するため噴霧乾燥法による造粒ではスラリー固形分を高めることが有利であり、そのため一次原料のシリカの粒径としてはできる限りで大きなものを選定すべきである。SL 組成造粒体の作製においては当初から平均径 $8\mu\text{m}$ の比較的大きなシリカ C を使用し、問題がなかったため、一貫してシリカ C を用いた。

表Ⅲ-2-①-1-33 造粒体の作製に用いた噴霧乾燥装置の概略仕様

	Y-1	Y-2	M-2
熱源	LPG	LPG	重油
乾燥塔径(m)	4.3	4.8	7
乾燥塔高(m)	6+3.6	3+3.7	30
乾燥処理能力(kg/h)	500	200	4000
入口最高温度 (C)	500	300	500
出口最高温度 (C)	150	150	-
噴霧方式	ディスク	ディスク	ノズル
SL 製造速度(kg/h)	70	80	1000
ミル容量(L)	2000	2000	4000

表Ⅲ-2-①-1-34 ソーダ石灰 SL 組成造粒体の調合票

原料	D50 μm		SiO ₂ 72.0	Al ₂ O ₃ 2.0	Na ₂ O 16.0	CaO 10.0	SO ₃ 0.5	Fe ₂ O ₃ 0.1	Total 100.6
シリカC	8	72.00	72.00						
アルミナ	7	2.00		2.00					
ソーダ灰(軽灰)	-	46.11			0.585 26.98				
石灰石	4	17.86				0.560 10.00			
硫酸ナトリウム	-	0.89			0.437 0.39		0.563 0.50		
酸化第二鉄(試薬)	2	0.10						1.000 0.10	
バッチ合計		138.96							

(い-2) 造粒条件

造粒体の作製条件の一覧を表Ⅲ-2-①-1-35 に示した。SD 造粒にあたっては、できるだけ高い固形分のスラリーを供給することで、乾燥熱負荷を軽減し、造粒速度を高めるのが有利である。また、寒冷時にスラリー中で炭酸ナトリウムが析出・成長するのを防ぐため、ミルへの仕込み時に温水を使用し、スラリー貯留タンクにヒータを設置するとともに攪拌を強化する、各タンク類外壁に保温

材を巻きスラリー温度の低下を抑える等の施策を施し、当初の固形分 50%から 60%まで上げることができた。

Y1 および Y2 の噴霧乾燥造粒機では、平均径 D50 を 100 μm 以上とするため、アトマイザの回転数をできるだけ下げる方向で運転条件を探索したが、巨大液滴が乾燥室内壁へ付着する問題から 6,500 rpm 程度で下げ止まった。製品歩留は最終的には 85%まで高められたが、サイクロン部での集捕集される微粉分 9%のほか、乾燥塔内壁付着・バグフィルターでの捕集等 6%がロスとなった。サイクロン捕集分および壁付着品を原料全体の 7%までリサイクル使用しても造粒体の特性に悪影響の無いことを SL-3 で確認した。

造粒体の増産を狙い大型の噴霧乾燥機 M2 での造粒を試みた。ノズルでの閉塞に対する懸念と、できるだけ造粒体の平均径を 100 μm に近づけるため、スラリー固形分を 33% (SL-4) および 50% (SL-5) で造粒し平均径 310 μm および 240 μm の造粒体を得た。これらの造粒体は若干乾燥不足(水分 0.3%)であったことと、製品造粒体を梱包するフレキシブルコンテナの湿気遮断対策が不十分であったこと (本来はビニル樹脂製の内袋で梱包する仕様) から、使用までに長時間保管する間に造粒体同士が固化し、熔融試験での大量使用に耐えないものとなった。

グリーン造粒体の作製に関しては、調合に着色剤を多量に含ませたこと (Cr₂O₃=0.25%、Fe₂O₃=0.2%)以外、スラリー調製上の変更がなかったため、クリア品と同じ条件で造粒可能であった。

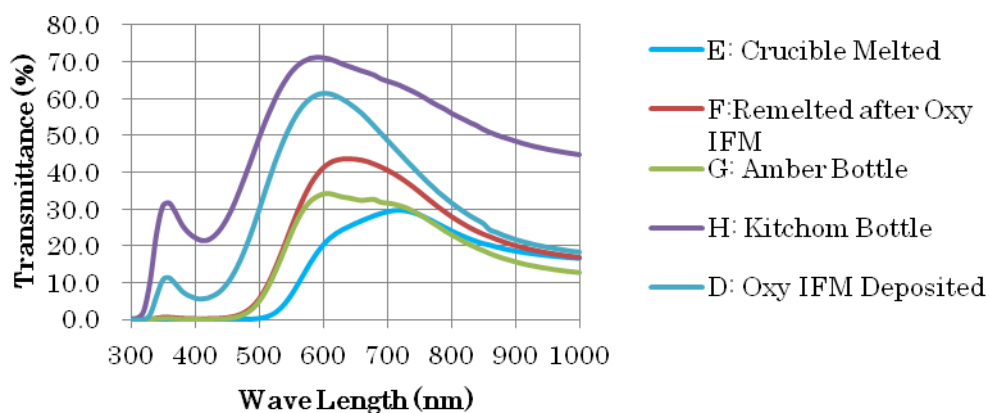
アンバー造粒体の作製に際しては、アンバー発色のための還元剤としてグラファイトを導入したが、その量の調整と造粒体強度の低下に対する対策のために、実験室でスラリー特性を把握するテーブルテストを繰り返し行った。着色剤の最終構成として Fe₂O₃ = 0.29%/BMG, Na₂SO₄=0.5%SO₃/BMG, グラファイト (D50=5 μm 品) =0.2%/BMG とした。スラリー段階でグラファイトが浮遊・分離する傾向が見られたため、界面活性剤=0.1%、製品造粒体の強度が若干低いのでメタケイ酸ナトリウムを 0.1%Na₂O/BMG を加え、BMG 相当の固形分 55%で造粒した。得られた造粒体 SL-13 の特性は、表の通りでクリア造粒体とほぼ同等であることを確認した。

表 III-2-①-1-35 供試造粒体の作製条件一覧

	SL-1	SL-2	SL-3	SL-4	SL-5	SL-6	SL-7	SL-8	SL-9	SL-10	SL-11	SL-12	SL-13	BS-400
	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Clear	Green	Green	Clear	Clear	Amber	BS
造粒開始日	81021	81125	90223	91026	91109	100511	100720	101005	110831	111103	120827	120918	120925	110307
造粒装置	Y1	Y1	Y1	M2	M2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2	Y2
固形分	50	50	55	33	50	55	55	55	60	60	60	60	55	15
入口温度	500	→	→	500	500	300	→	→	→	→	→	→	→	→
出口温度	150	→	→	-	-	150	→	→	→	→	→	→	→	→
Disk rpm														
製造速度	74	72	67	330	1000	80	75	68	65	79	82	82	80	13
仕込み量 ton	3.5	3.5	15.2	10.0	10.0	15.0	15.0	15.0	0.4	2.4	7.2	7.2	7.2	2.2
SD製品 ton	2.1	2.6	9.3	7.9	6.4	10.3	12.2	11.7	0.3	2.0	5.6	6.1	5.8	1.3
一次歩留%	60	74	61	79	64	69	81	78	63	83	78	85	81	60
含水率%	0.2	0.1	0.2	0.3	0.3	0.0	0.1	0.1	0.3	0.0	0.1	0.1	0.3	1.0
D50 μm	125	125	110	310	240	109	112	115	130	105	118	118	116	102
微粉率 %	3	3	3	1	1	7	4	4	4	4	3	2	3	4

造粒体 SL-13 およびその酸素火炎中での熔融捕集粒子を、空気雰囲気・アルミナるつば中で 1400℃・1 時間熔融して得られたガラス E および F がアンバー発色することを確認した。図 III-2-①-1-54 に、それらのガラス E、F の分光透過率の測定結果を示す。図には、今回の発色目標とするアンバー G と淡色アンバー H の透過率曲線も示した。造粒体を電気炉で熔融した E は目標アンバーガラス G に比べ発色が強かったが、気中熔融粒子の再熔融品 F では淡色アンバー H との中間に位置する程度の発色であった。アンバー発色条件の尺度となる硫黄分の残存量及び鉄のレドックス

(Fe²⁺/t-Fe) の測定結果を表Ⅲ-2-①-1-36 に示した。十分な着色を実現するには、S²⁻の量を確保するために硫黄の総量(SO₃換算)を0.03%以上に保ちつつ、熔融雰囲気酸素分圧調整でレドックス値を77%程度に高める必要がある。



図Ⅲ-2-①-1-54 SL-13 造粒体熔融品およびアンバー瓶ガラスの透過率曲線

表Ⅲ-2-①-1-36 SL-13 造粒体のアンバー着色条件

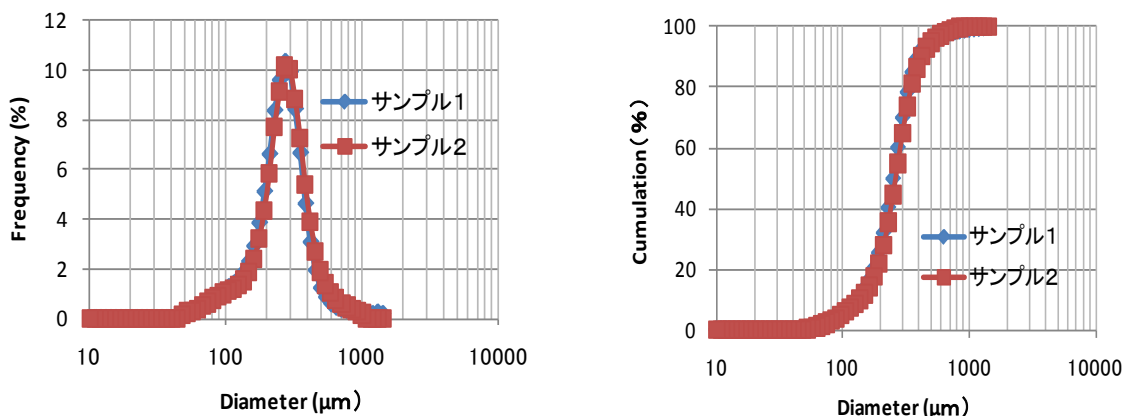
Sample Code	E	F	G
	AMB-X1	AMB-NR1	Toyo Amber Bottle
	Granule SL-13 Melted in Alumina Crucible at 1400C for 1h under Air Atmos	Oxy-IFM Particles Remelted in Alumina Crucible at 1400C for 1h under Air Atmos	As Received
Fe ₂ O ₃ (%)	0.28	0.29	0.33
Redox(Fe ²⁺ /t-Fe)%	69	74	77
SO ₃ (%)	0.08	0.03	0.03
Amber 着色	◎	○	◎

表Ⅲ-2-①-1-37 供試カレットの組成

	Cullet	Granule SL-8
SiO ₂	72.0	72.0
AL ₂ O ₃	1.8	2.0
CaO	8.0	10.0
MgO	4.2	0.1
Na ₂ O	13.2	15.6
K ₂ O	0.5	0.0
Fe ₂ O ₃	0.08	0.02
SO ₃	0.21	0.28
Total	100.0	100.0
Ignition Loss (%)	0	17.1
β -OH (mm ⁻¹)	0.173	
Redox (Fe ²⁺ /t-Fe)	0.28	

(う) 供試SLカレットの特性

東洋ガラスにおける熔融試験ではカレットの熔融試験も行うことを計画しており、そのためのカレットとして旭硝子が提供したフロート板ガラスを東洋ガラスにて粉碎して用意した。カレットと造粒体の組成を表Ⅲ-2-①-1-37に、また粉碎カレットの粒度分布を図Ⅲ-2-①-1-55に示した。カレットは旭硝子の商用ガラスを用いたため、造粒体と比較してアルカリ成分 $\text{Na}_2\text{O}/\text{K}_2\text{O}$ とアルカリ土類成分 CaO/MgO の含有量にそれぞれ違いがある。平均径は $250\text{-}260\ \mu\text{m}$ である。なお、本カレットの水分量 ($\beta\text{-OH}$) は $0.173\ (\text{mm}^{-1})$ 、Redox 値($\text{Fe}^{2+}/\text{t-Fe}$)は 28%であった。



図Ⅲ-2-①-1-55 供試粉碎カレットの粒度分布

表Ⅲ-2-①-1-38 パイロット試験用 BS 造粒体 Y400 調合計算票

			SiO ₂	B ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	BaO	Fe ₂ O ₃	SO ₃	Cl	
		目標組成	50.0	15.0	10.0	25.0	0.1			100.1
		調合組成	50.0	18.0	10.0	25.0	0.1	0.3	0.5	103.9
原料名	化学式	D50 (μm)								
										1.000
シリカA	SiO ₂	2	50.0	50.0						
ホウ酸	H ₂ BO ₃	-	32.0	18.0	0.563					
アルミナ	Al ₂ O ₃	1	10.0		10.0					1.000
炭酸バリウム	BaCO ₃	5	30.0			23.3				0.777
ベンガラ(酸化鉄)	Fe ₂ O ₃	1	0.1				0.1			1.000
塩化バリウム(2水塩)	BaCl ₂ ·2H ₂ O	-	1.7			1.1				0.627
硫酸バリウム	BaSO ₄	1	0.9					0.343		0.657
合計			124.7							

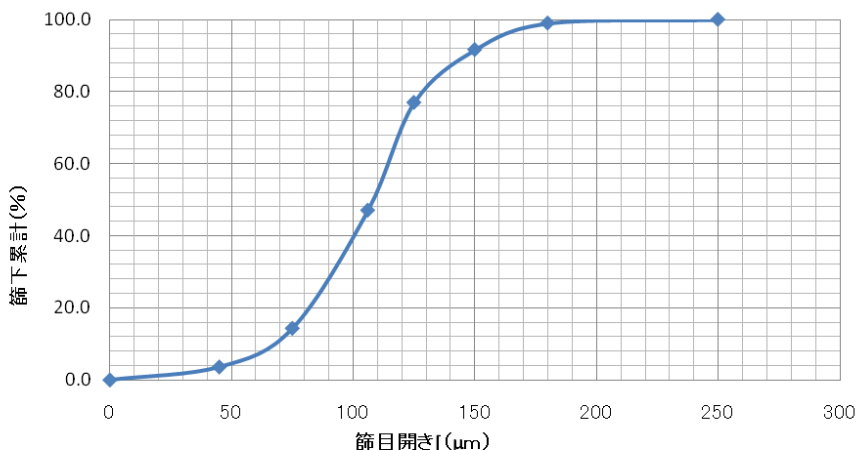
表Ⅲ-2-①-1-39 BS 造粒体 Y400 の特性

項目	測定法	単位	平均値	標準偏差
残留含水率	ケット水分計：110℃・15分	%	0.94	0.25
流動性	JIS測定器：φ2.63：15g	sec	123	5
高密度	Non tap：100ccの重量	g/cc	0.39	0.02
	25cc：10g：100回tap	g/cc	0.44	0.02
	25cc：10g：1000回tap	g/cc	0.45	0.02
Hausner比		-	1.15	0.02
時間収量	チャンバー下 (60メッシュ)	g/cc	12.9	1.7
平均粒径	篩分け・D 5 0	μm	109	4
微粉率	篩分け・4 5 μm下	%	3.6	0

(え) BS 造粒体の作製

東洋ガラスにおけるホウケイ酸 BS 組成気中溶融試験用に 1.3 ton の造粒体 (BS-Y400) を作製した。原料構成は BS 造粒体の改善検討の結果を踏まえ、清澄剤として硫酸塩と塩素を含む Y304 に準じた。

表Ⅲ-2-①-1-38 に Y400 の調合計算票を示す。微細シリカ A を使用することから、BMG 固形分は 15%に限られたため、作製に長時間 (24 時間稼働で 6 日間) を要した。また、スラリー中でのホウ酸の析出を抑えるため、50°Cの水を原料に一括投入し、以後 25°Cを保持しながら 90 分間ミリングした。得られた造粒体の特性を表Ⅲ-2-①-1-39 に、粒度分布を図Ⅲ-2-①-1-56 に示す。平均径は 100 μm を超え、微粉率 4%と目標を達成したが、高密度が 0.4g/cc と低く、取扱時の飛散が懸念された。



図Ⅲ-2-①-1-56 BS 造粒体 Y400 の粒度分布

表Ⅲ-2-①-1-40 BS 造粒体 Y400 の組成

成分(wt%)	目標組成	フレコンNo. 1	フレコンNo. 2	フレコンNo. 3	平均
SiO ₂	50	50.4	50.5	49.8	50.3
Al ₂ O ₃	10	9.0	9.1	9.3	9.1
B ₂ O ₃	17.5	14.3	13.9	14.6	14.3
Fe ₂ O ₃	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
BaO	25	25.0	25.1	25.0	25.0
SO ₃	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Cl	0.5	0.4	0.4	0.4	0.4
Total		99.5	99.5	99.5	99.5
Oxide Yield		93.8	93.6	93.8	93.7

造粒体の組成を表Ⅲ-2-①-1-40 に示す。アルミナおよびホウ酸が目標に対して下回った。アルミナは貯留タンクの底に沈降していたことが確かめられたが、ホウ酸についてはサイクロン品、乾燥塔内壁、バグ捕集品に富化されたものがなく、微細粒子ないしは蒸気として失われたものと考えられる。なお、造粒体としての歩留は 60%であり、サイクロンでの捕集 20%、乾燥塔壁への付着 15%であった。

e-2) ガラス品質評価 1

(あ) ソーダ石灰 SL 組成

東洋ガラスにおける酸素火炎場での気中溶融試験サンプルを図Ⅲ-2-①-1-57 の①～⑥の各点で採取

し、飛翔中の溶解反応の進展（①～④）とガラス素地面に着地した初期メルト（④～⑥）の特性を評価した。

（あー１）飛翔過程での溶融反応の進展

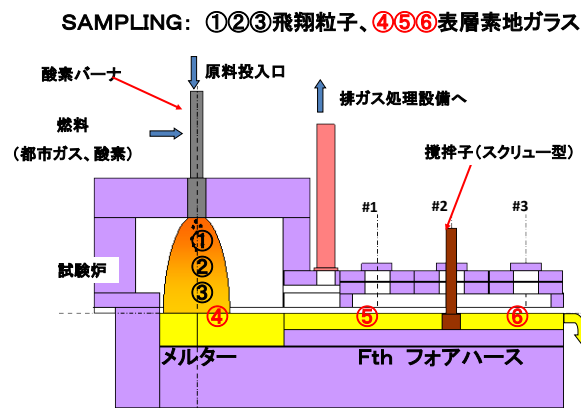
飛翔過程での溶融反応の進展を①原料ガス化成分の放出（灼熱損失）、②原料シリカの非晶質化（ガラス化率）、③清澄ガス SO₂ の放出、④揮発成分 Na₂O の減損の観点から追跡した。

（あー１－１）原料ガス化成分の放出

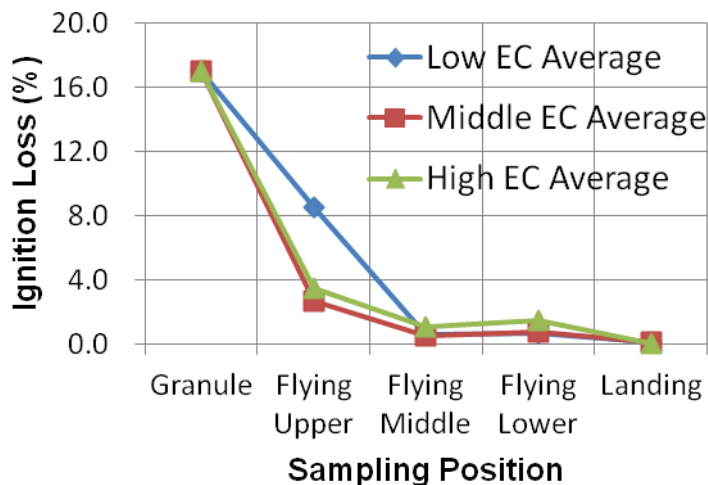
原料造粒体中のガス化成分（例えば CO₂）の放出量を灼熱損失 Ignition Loss で評価した。結果を図Ⅲ-2-①-1-58 に示す。以下で、エネルギー原単位の高・中・低の平均値でデータを纏めたが、その区分は表Ⅲ-2-①-1-41 の通りである。

短時間で脱ガスが完了していること、原単位を下げても着地寸前の飛翔粒子中の灼熱損失は小さな値を保っていることが確認された。

1t/d 規模気中溶解炉(東洋ガラス) 模式図



図Ⅲ-2-①-1-57 気中溶融試験における飛翔粒子および表層素地ガラスのサンプリング位置



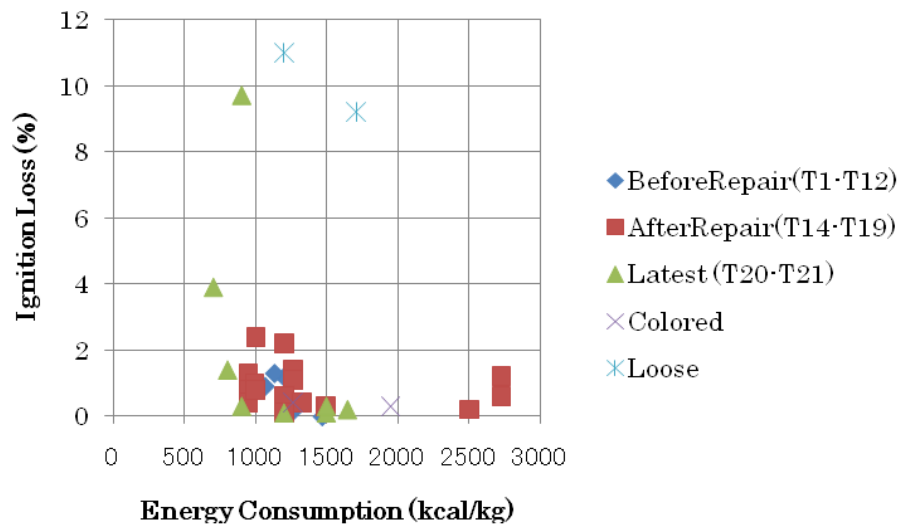
図Ⅲ-2-①-1-58 気中溶融過程での原料ガス化成分の放出

表Ⅲ-2-①-1-41 エネルギー原単位によるデータ区分

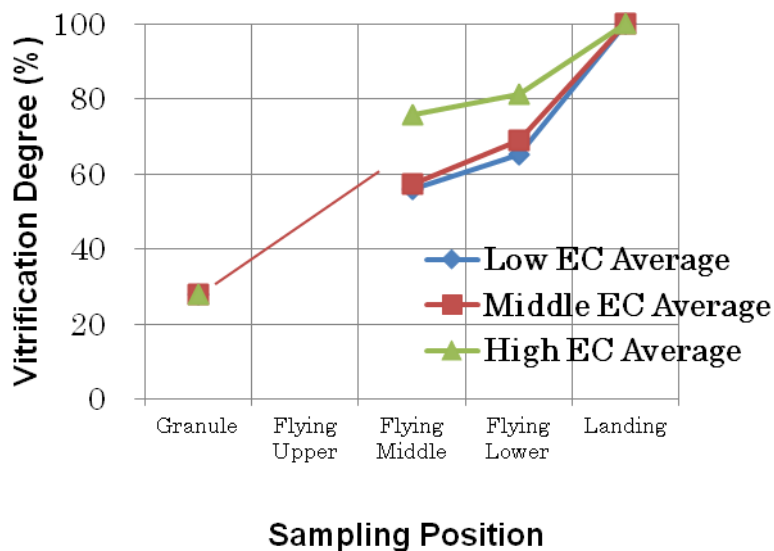
	エネルギー原単位区分	平均値 kCal/kg	データ範囲 kCal/kg	サンプル 点数
Low EC	低	960	948-1004	7
Middle EC	中	1240	1071-1327	9
High EC	高	2600	2502-2730	3

着地寸前の飛翔体について熔融負荷(原単位)との関係を調査した結果を図Ⅲ-2-①-1-59に示す。データは試験時期により冷修以前(T1-T12)・冷修後の前半(T14-T19)・後半(直近のT20-T21)に分類して標記した(東洋ガラスにおける第x回試験をTxで表記した)。

着色ガラスを含め、ガスの放出はほぼ完了していること、1,500 kcal/kg以下の条件でガス化成分の残存が僅かに増加することが確認された。なお、非造粒(Loose)では10%程度のガス化成分が残存していた。



図Ⅲ-2-①-1-59 ガス化成分の残存とエネルギー原単位との関係



図Ⅲ-2-①-1-60 気中熔融過程でのガラス化の進展

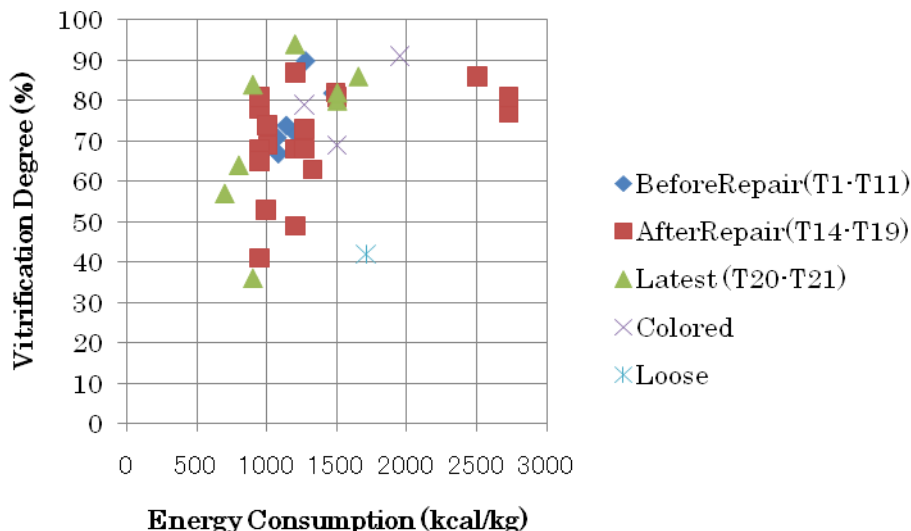
(あー1-2) 原料シリカの非晶質化

結晶質シリカの残存量を X 線回折で測定し、下記の定義でガラス化率を算出し、ガラス化反応の進展を評価した：

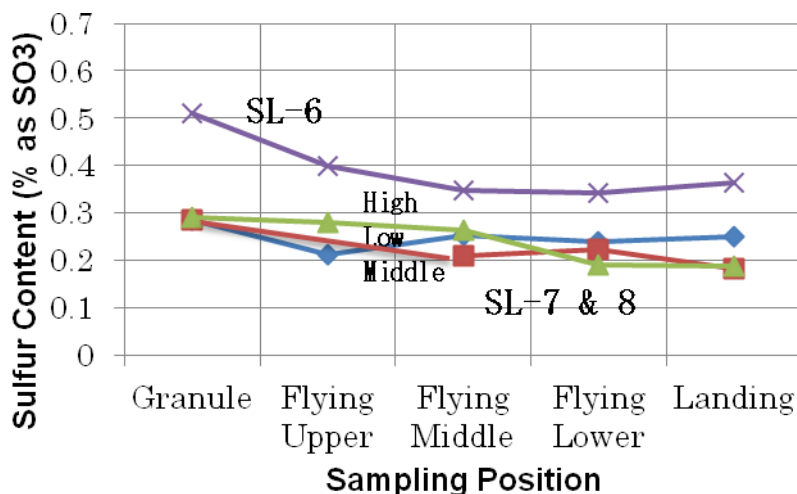
$$\text{ガラス化率 (\%)} = 100 - \text{未溶融シリカ重量 (\%)}$$

結果を図III-2-①-1-60 に示した。飛翔過程でのガラス化率は 60-80%程度であるが、着地サンプルでは完全にガラス化しており未溶融シリカは検出されていない。原単位 (EC) の影響は小さく、950 kcal/kg の省エネ条件でも 60%以上のガラス化率が確保されている。

着地寸前の飛翔粒子のガラス化率とエネルギー原単位との関係を図III-2-①-1-61 に示す。ガス放出と同様、1,500 kcal/kg 以下の原単位条件でガラス化率が低下し始める傾向が見られるが、700 kcal/kg の極限条件でも 60%ほどのガラス化率であった。色ガラスのグリーンおよびアンバーもクリアガラスと同等に位置づけられる。非造粒ではガラス化率は 40%程度で、ほとんど反応していない。



図III-2-①-1-61 ガラス化率とエネルギー原単位との関係



図III-2-①-1-62 気中溶融過程での清澄ガス SO₂ の減少

(あー1-3) 清澄ガス SO₂ の放出

清澄ガスである SO₃ の気中溶融過程での SO₂ 放出を調査するため、サンプル中の硫黄量を蛍光 X 線（ビード法）で分析した。結果を図 III-2-①-1-62 に示す。飛行過程で順次減少しているが、出発造粒体中の SO₃=0.5% の SL-6 では 0.35% まで、SO₃=0.25% の SL-7, SL-8 では 0.2% まで低下している。着地時点の残存 SO₃ は泡層生成、清澄効果の発現に重要な因子であるが、従来の溶融方法における溶解開始（溶け落ち）時点のガラス中と同等の値であることが確認された。

残存 SO₃ 量とエネルギー原単位との関係を図 III-2-①-1-63 に示す。原単位と共に SO₃ 残存量が減少する傾向は着地寸前の飛行粒子、着地後の採取素地のいずれにおいても読み取れるが、同じ原単位区分内の偏差は大きい。また、冷修前の方が冷修後より小さな値である。

アンバーでは着地前後の差が大きい、飛行中に保持されていた還元性の硫黄分が、前実験ですでに滞留していた酸化性のガラスと接触して SO₂ を放出したものと考えられる。

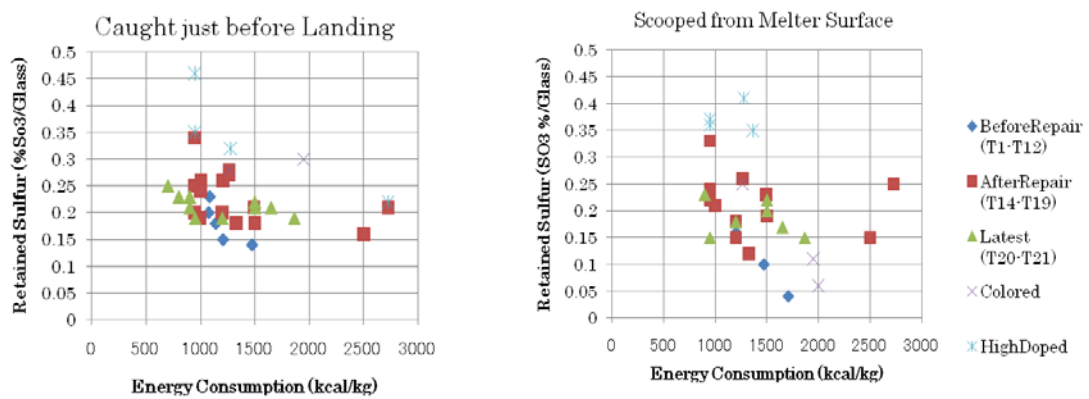


図 III-2-①-1-63 着地寸前の飛行粒子、着地後の採取素地における SO₃ 残存量と原単位との関係

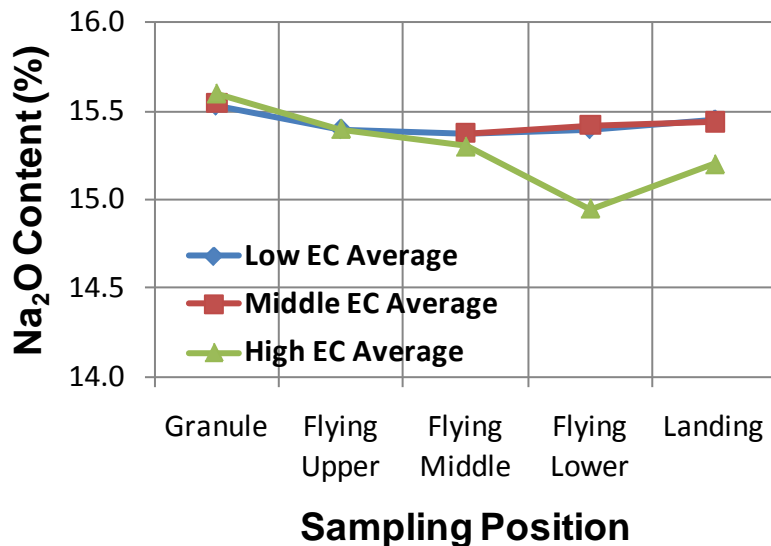


図 III-2-①-1-64 気中溶融過程でのアルカリの減損

(あ-1-4) 揮発成分 Na₂O の減損

気中溶融過程での原料・溶融体中のアルカリ量 (Na₂O%/BMG) の変化を図Ⅲ-2-①-1-64 に示す。出発造粒体から着地素地との間の減損は、15.1%から 14.9%と微小であることが確認された。過剰加熱の高い原単位の条件では着地後のアルカリ量の低減が僅かに (0.4%) 認められた。

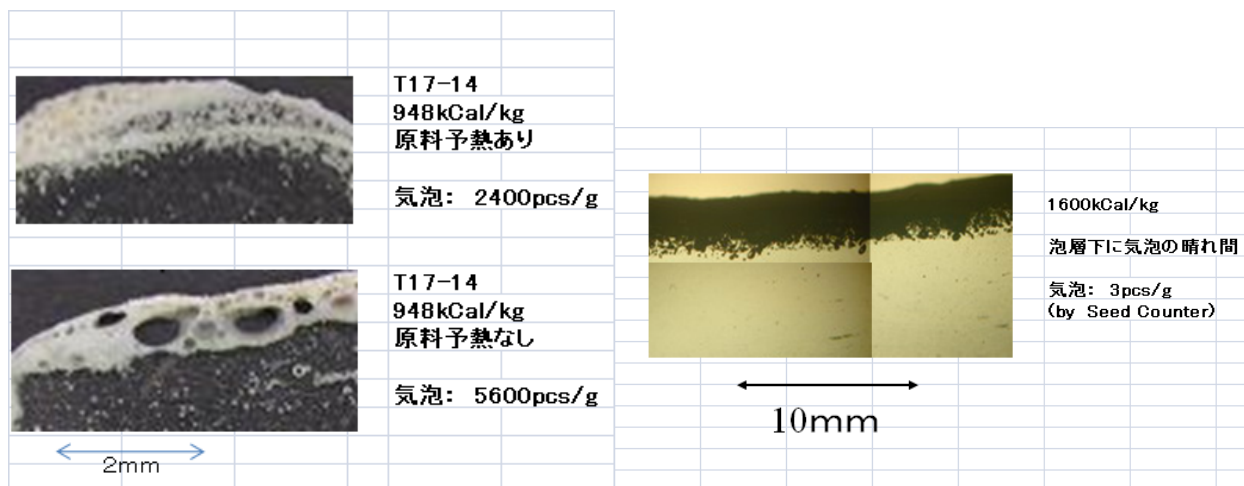
(あ-2) SL 気中溶融メルトの特性

気中溶融したガラス粒子はバーナ下の素地面に堆積する。その表層ガラスを初期メルトとして、また下流フォアハースの表層ガラスを気中溶融ガラスの代表として採取し、その特性を評価した。

採取したメルトの特性代表値を表Ⅲ-2-①-1-62 にまとめた。従来窯からの採取メルト (FL) と比べて、水分が多く、Redox はやや酸化性であることが分かった。

表Ⅲ-2-①-1-42 SL 採取メルトの特性代表値

項目	代表値		参考値(FL)
	メルター(バーナー直下)	フォアハース	
未溶融物	光学顕微鏡下で検出されず		
気泡数(pcs/g)	1000pcs/g	100pcs/g	
気泡内ガス	CO ₂ -N ₂ 主体 (還元性ガスH ₂ S,COS共存)	CO ₂ -N ₂ -SO _x (減圧泡)	
Na ₂ O	15.4%(造粒体は15.5%)	15.4%	
SO ₃	0.22%(造粒体平均0.28%)	0.19%	0.1-0.2%
Redox (Fe(II)/tFe)	21%	20%	25-30%
β-OH(1/mm)		0.42-0.45	0.17



図Ⅲ-2-①-1-65 メルターバーナ直下採取メルトの状況(垂直断面)

(あ-2-1) 堆積ガラスの状況

酸素火炎中に送入された造粒体は加熱・溶融されて 100 μm 程度の均質組成液滴として堆積する。その堆積速度は 0.1 mm/sec 程度であり、液滴の重なり合いによる雰囲気巻き込みの可能性はある。また、着地するガラス素地面は火炎の余熱によって加熱され、稠密な泡層を生じるとともにその下部にはほとんど無気泡のガラスメルトが存在するのが確認された。この初期メルトはスロートを介してフォアハースに流れ、攪拌により均質化されて先端より流下・排出される。

バーナ直下で採取したメルトの断面を、原単位の低い条件下での造粒体の予熱の有無 (T17) および原単位が比較的高く (1,600 kcal/kg) 泡層が比較的薄い場合で例示した (図 III-2-①-1-65)。前者の場合、予熱の有無によって泡層の厚みが異なるのが認められる。後者の場合、製品検査で用いられる Seed Counter で 3 pcs/g の気泡レベルに達しており、製品水準に肉薄している。

予熱の有無に対応する気泡カウントの結果を図 III-2-①-1-66 に示す。図で累積泡密度とは横軸の泡サイズより大きな気泡の存在密度を示す。メルターでは 1g あたり数千個、フォアハースでは百個程度レベルであり、メルターからフォアハースに至る間に 200 μm 以下の小さな気泡が著しく減少している。計数には泡層との境界が不明瞭なサンプルもあり、気泡の絶対数を比較するのは難しい。特に、プロジェクトの目標とする「1 mm 以上のサイズの気泡 0.1 pcs/kg 以下」を評価するには、別途サンプリングして評価する必要がある。

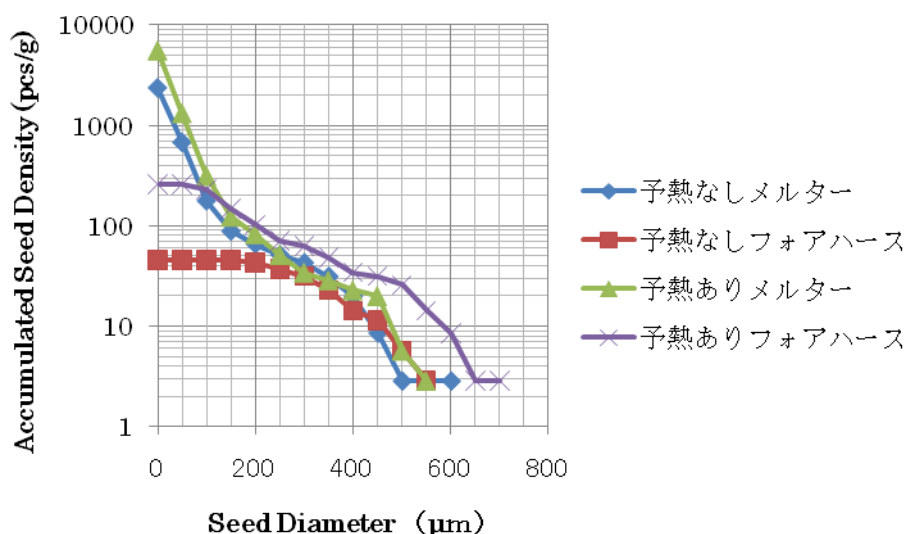


図 III-2-①-1-66 原料予熱の有無による熔融ガラス中の気泡密度の差異

表 III-2-①-1-43 気中溶融した各種色ガラスの平均組成

	Clear (T19)			Green (T15-70)			Amber (T22)		
	Granule	AVERAGE	STDEV	Granule	AVERAGE	STDEV	Granule	AVERAGE	STDEV
SiO2	72.0	72.2	0.16	71.8	72.1	0.16	71.6	72	0.30
Al2O3	2.0	2.0	0.06	1.9	1.9	0.01	1.8	1.9	0.03
CaO	10.0	9.9	0.39	10.1	10.0	0.08	10.4	10.3	0.13
Na2O	15.6	15.2	0.53	15.6	15.3	0.20	15.3	15.2	0.26
Fe2O3	0.0	0.0	0.03	0.16	0.2	0.00	0.26	0.3	0.01
SO3	0.3	0.2	0.03	0.26	0.3	0.03	0.49	0.3	0.23
Cr2O3				0.17	0.2	0.00			
Total	99.9	99.5		100.0	99.9		99.9	99.9	

メルター採取ガラス中の気泡分析の結果は、CO₂-N₂を主体とし還元性ガス H₂S および COS と共存するものであった。この様な構成のガスは、先導研究における気中溶融ガラスにも見られ、また従来型のガラス溶融炉でバッチ山近辺で採取したガラスにも散見されるものであるが、その生成機構は不明である。

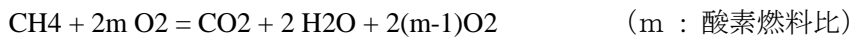
フォアハース採取素地中の気泡は CO₂-N₂系の減圧泡でその内壁に SO_x 系の凝縮物が認められるものである、これらのガスはソーダ石灰ガラス製品中の気泡のガス構成として典型的なものである。

(あ-2-2) ガラス組成

本プロジェクトでは採取した SL ガラス約 200 検体の組成分析を行った。表Ⅲ-2-①-1-43 にクリア・グリーン・アンバーの色ガラス別に、造粒体の平均組成とその気中溶融サンプルの平均組成(標準偏差)を示した。気中溶融過程で、大きな組成変化なく溶融できていることが確認された。

(あ-2-3) 気中溶融雰囲気のリット特性への反映

東洋ガラスの気中溶融熱源は都市ガスの酸素燃焼であるため、次式で表わされる燃焼反応により、造粒体が加熱・溶融する場の雰囲気は40%以上の水蒸気で満たされている。

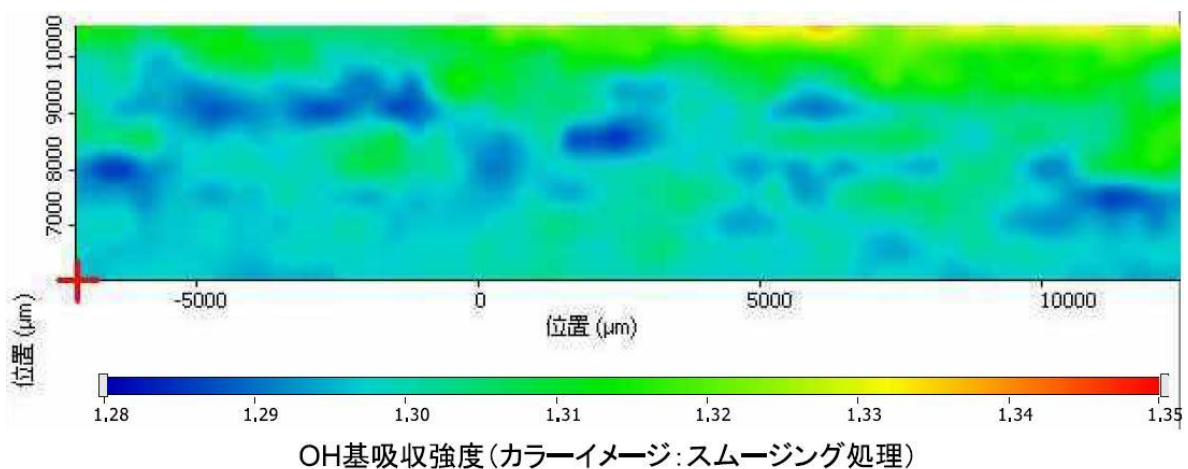


そのため、溶融ガラス中の水分($\beta\text{-OH}$)が高くなることが予測される。メルターでの採取ガラスの $\beta\text{-OH}$ 測定値を表Ⅲ-2-①-1-44に示すが、平均 0.43 mm^{-1} 程度であり、フロート窯製品ガラスの値 0.17 mm^{-1} よりかなり高い値になっている。原料投入速度が増すと水分が僅かに低下する傾向が見られるが、同じ原料投入速度では造粒体の粒径による差異は認められない。

バーナ直下の表層ガラス断面の水分の分布状況をマイクロラマン法で測定した結果(図Ⅲ-2-①-1-67)から、水分は表層で多いことが示されたが、濃淡が島状に存在することは上部雰囲気からの単なる拡散だけでは説明できない。なお、図に示した強度は厚さ3mmのサンプルに対するものであり、3で除した値が $\beta\text{-OH}$ に対応する。

表Ⅲ-2-①-1-44 気中溶融 SL ガラス中の水分測定値($\beta\text{-OH}$)

造粒体	FeedRate	Beta OH
SL-3(120 μm)	50kg/h	0.448
SL-3(120 μm)	75kg/h	0.431
SL-3(120 μm)	100kg/h	0.419
SL-4(290 μm)	75kg/h	0.432
SL-4(290 μm)	炊き込み30分	0.421

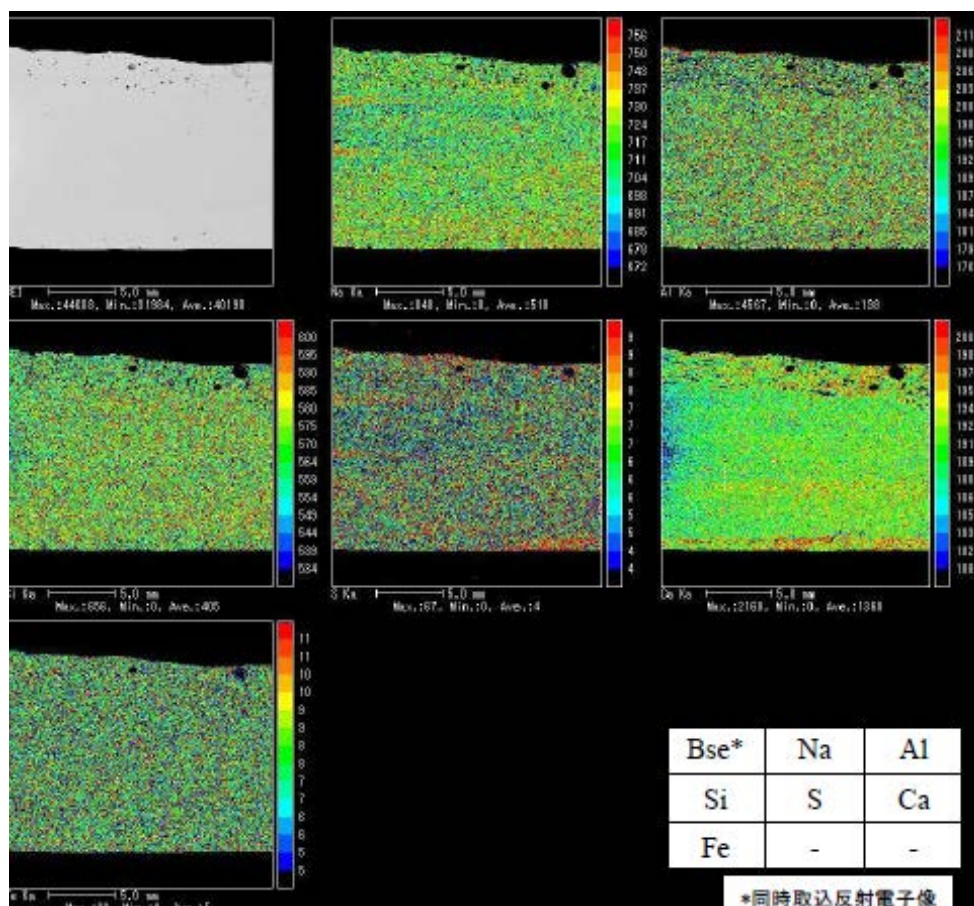


図Ⅲ-2-①-1-67 バーナ直下表層ガラス断面の水分の分布状況

熔融雰囲気酸素分圧は酸素比によって大きく変わるが、東洋ガラスでの気中熔融試験では高い酸素比で燃焼していたため、採取した熔融ガラスは酸化性になる傾向にある。ガラスの酸化還元度の尺度としてガラスの鉄の Redox を取り上げた。ここで、全鉄量は酸分解して得られた溶液を ICP 法にて測定、二価の鉄量は酸分解して得られた溶液を o-フェナントロリン吸光光度法にて測定した。気中熔融試験前半のメルター M、フォアハース F からの採取ガラスの Redox 測定結果を表Ⅲ-2-①-1-45 に示す。Redox の値はかなり変動しているが、試験の進展とともに値が小さくなる(酸化性)方向に推移しており、熔融条件を酸化側に移行させているように見える。ちなみにフロート窯製品の板ガラスの Redox 値は 25~30%の範囲にある。

表Ⅲ-2-①-1-45 SL 気中熔融サンプルガラスの Redox 推移

Glass Sample		Content (wt %)			Fe ²⁺ /t-Fe
Test No	Sampling Position	t-Fe	Fe(2+)	SO ₃	Redox
T1	M	0.078	0.021	0.20	26.9
T3	M	0.079	0.027	0.17	34.2
T5	F	0.076	0.025	0.23	32.9
T6	F	0.079	0.025	0.25	31.6
T7	F	0.078	0.024	0.28	30.8
T8	M	0.072	0.019	0.22	26.4
T8	F	0.073	0.020	0.25	27.4
T9	M	0.074	0.015	0.29	20.3
T9	F	0.074	0.014	0.37	18.9
T10	M	0.074	0.017	0.16	23.0
T10	F	0.075	0.015	0.20	20.0
T11	M	0.075	0.017	0.16	22.7
T11	F	0.076	0.017	0.20	22.4



図Ⅲ-2-①-1-68 バーナ直下のガラス中での各構成元素の分散状況(SL-3: 100 kg/h)

(あ-2-4) ミクロ均質性の評価

気中溶融では従来の溶融方式とは異なり各粒の組成が均一な造粒体の形で原料が投入される。それが、バーナ直下から採取したガラスの成分の分散状況にどのような影響を持つか関心が持たれる。

図Ⅲ-2-①-1-68 に標準的造粒体 SL-3 (D50=120 μm) を原料投入速度 50 kg/h で溶解した場合の表層ガラスの元素分布を電子線マイクロプローブアナライザ (EPMA) で測定した結果を示す。電子ビーム径は造粒体より小さな 73 μm とした。

バーナ直下採取ガラスのミクロ均質性を比較するため、ビーム径を造粒体の径と同等の 73 μm とし、出来る限り測定条件を合わせて主要構成成分の分散状況を調査した。結果を表Ⅲ-2-①-1-46 に示す。ここで AVE は EPMA のカウント数の平均値を示し、STDEV はそれらの標準偏差、CV は変動計数を示している。カウント数の平均値はほぼ同一であり測定条件の合わせ込みができていと考えられるが、造粒体・カレット・非造粒で Si, Na, Ca, Si の各元素のカウント値の偏差が異なることが分かる。例えば、Ca の CV 値がカレットで 0.024 であるのに対して造粒体では 0.027-0.029、非造粒では 0.059 であり、造粒体はカレットとほぼ同一のミクロ均質性を有することが分かった。

表Ⅲ-2-①-1-46 バーナ直下採取ガラス中の各元素の分散状況

	SL3 on SL3 100kg/h			SL3 on SL5 85kg/h			Cullet on SL8 75kg/h			LB on Cullet 60kg/h		
	AVE	STDEV	CV	AVE	STDEV	CV	AVE	STDEV	CV	AVE	STDEV	CV
Al	178	14.0	0.079	157	13.1	0.083	169	13.2	0.078	114	37.1	0.325
Ca	1772	51.8	0.029	1667	45.2	0.027	1791	43.2	0.024	1667	97.7	0.059
Na	610	26.7	0.044	644	26.3	0.041	678	26.3	0.039	654	37.9	0.058
Si	710	28.5	0.040	676	26.8	0.040	618	25.2	0.041	620	34.2	0.055

表Ⅲ-2-①-1-47 アンバーガラス気中溶融試験のサンプル測定結果

T21採取ガラス						T22採取ガラス				
採取位置	飛翔体 中段	飛翔体 下段	着地素地	Fth	窯外素地	飛翔体 上段	飛翔体 中段	飛翔体 下段	着地素地	固結素地 深度中央 部
着色			一部茶	青	茶				茶	茶
Sample Code	T21-82	T21-83	T21-84	T21-85	OBG	T22-11	T22-12	T22-13	T22-14	T22-15
SiO ₂	71.9	72.0	72.4	73.0	72.0	71.7	72.0	72.3	72.3	71.7
Al ₂ O ₃	1.9	2.0	1.9	1.9	2.0	1.9	1.9	1.9	1.9	2.0
CaO	10.2	10.2	9.9	9.1	9.7	10.0	10.3	10.3	10.3	10.3
MgO	0.1	0.1	0.6	1.6	0.7	0.1	0.1	0.1	0.0	0.1
Na ₂ O	15.1	15.1	14.8	13.9	15.1	15.4	15.1	14.9	15.1	15.6
K ₂ O	0.0	0.0	0.1	0.2	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Fe ₂ O ₃	0.26	0.27	0.22	0.13	0.18	0.28	0.27	0.27	0.26	0.26
SO ₃	0.42	0.30	0.11	0.07	0.05	0.62	0.39	0.19	0.08	0.08
Total	100.0	100.0	100.0	99.9	99.9	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0
Ig Loss	0.5	0.3	0.0	0.0	0.0	2.1	0.9	0.4	0.2	0.1
Vitrification	85	91				80	69	95		
Redox			55	46	73				70	69

(あ-2-5) アンバーガラスの気中溶融

気中溶融試験 T21 の最後にアンバー組成の造粒体 SL-13 を投入して、その溶解特性を調査した。その結果、泡層が厚くなりガラス素地への熱伝達が不足することと、ガラス素地がほとんどアンバー発色しないことが判明した。ここでは、アンバーガラスの気中溶融特性について略述の後、アンバー発色しなかった原因を考察、再試行の T22 での発色確認に至る過程を説明する。

表Ⅲ-2-①-1-47 に T21 および T22 試験で採取した飛翔粒子およびガラスのガラス化率、レドックス等の測定結果を一覧で示した。

T21 では、泡層の発達およびガラスの赤外吸収による炉内溶融ガラスでの熱効きの悪さを考慮して、比較的高負荷 (2,000 kcal/kg) での気中溶融を実施した。そのため、ガスの放出は飛行中にはほぼ終了し、90%を超えるガラス化率となった。アルカリの損失は軽微で、減量は0.5%以内であった。ガラス中の気泡はメルター泡層下およびフォアハース採取品で 20 pcs/g で、かなり低密度であった。

飛翔粒子の組成は造粒体組成に一致したが、T21 の着地ガラス採取品にはアンバーガラス溶融試験に先行して溶融したカレットの成分 (Mg, K) が含まれ、先行試験のガラスとの混合組成になっていることが判明した。着色成分である Fe₂O₃ も低減しているほか、Redox 値も造粒体の値よりもかなり低くなっている。バーナ直下の素地には一部アンバー着色が認められたが、フォアハース素地では完全に青色のガラスになっており、下素地との混合が進んで酸化性側にシフトしているものと理解された。なお、溶解炉の煉瓦目地から窯外に流出した素地は薄いアンバー色を呈していたが、高い Redox 値を示すことからアンバーの発色条件を満たすことは理解できるものの、組成は同じく先行素地との混成素地であり、還元を引き起こした原因は不明である。

以上の結果を踏まえ、アンバー発色を確認するため、同質の下素地ガラスの上にてできる限り低酸素雰囲気条件で気中溶融したガラスを堆積させる形で溶融試験 T22 を実施した。得られた着地素地ガラス (高温で採取) および冷却して固結したガラスは薄めではあるがアンバー発色しており、そ

の Redox 値は 70%、残存 S 量は SO_3 で 0.08% であった。(固結ガラス D の分光透過率の測定結果を、図Ⅲ-2-①-1-54 に併記した。) S 量としてはアンバー発色に十分なので、熔融雰囲気条件をさらに還元側に調整することで目標の 77% 超の Redox のガラスを実現すれば、所期のアンバー発色が達成されるものと判断される。

(い) ホウケイ酸 BS 組成

Ⅲ-2-①-1-e-(e-1)-(え) で作製した BS 組成造粒体を用いて東洋ガラスにて酸素火炎中での第 13 回気中熔融試験 T13 を実施した。表Ⅲ-2-①-1-48 に示す 4 水準の試験の結果、搬送過程での原料飛散・排気ダクトの閉塞等の設備の適合性に問題はあったが、2,800 kcal/kg 以上の原単位条件下でガラス温度の低下なく継続運転が可能であると判断された。ここでは採取した飛翔粒子およびガラスの特性評価の結果を報告する。

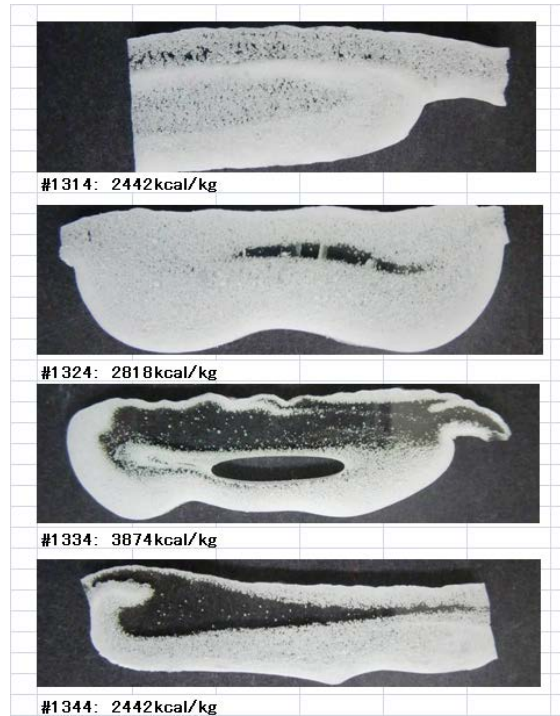
表Ⅲ-2-①-1-48 BS ガラス気中熔融試験 T13 運転条件表

水準番号	採取時刻	投入 (kg/h)	ガス (m ³ /h)	原単位 (kcal/kg)	継続運転 可能性
10	9:10	55	13	2442	○
20	11:30	55	15	2818	◎
30	14:20	40	15	3874	◎
40	17:20	55	13	2442	○

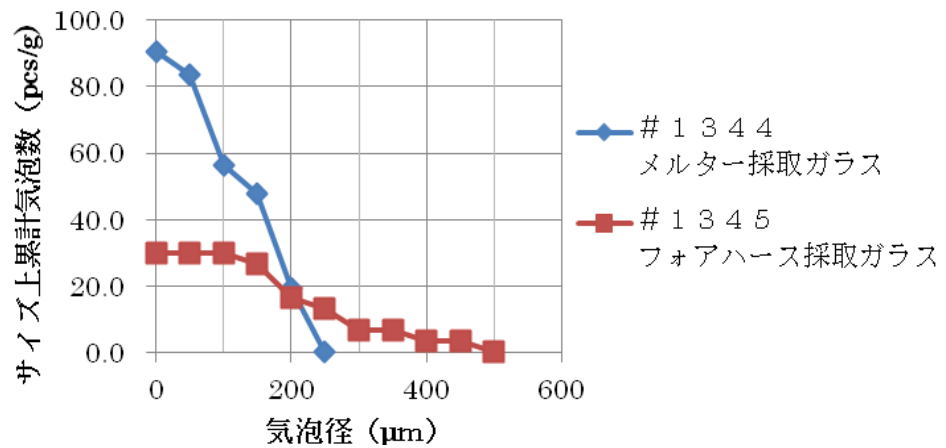
メルター採取ガラスの断面写真を図Ⅲ-2-①-1-69 に示す。厚い泡層に囲まれている内部には気泡の少ない透明なガラスが見られ、着地後の脱泡が活発であることを示唆する。

メルター泡層下およびフォアハース表層採取ガラス中の気泡数の一例を図Ⅲ-2-①-1-70 に示す。メルターで 100 pcs/g、フォアハースで 30 pcs/g 程度であり、SL ガラスの場合より一桁少ない水準である。サイズの的には、メルターに比べフォアハースの気泡は大きめであり、メルターからフォアハースに移動する間に 200 μm 以下の小さな気泡が減少していることを示している。

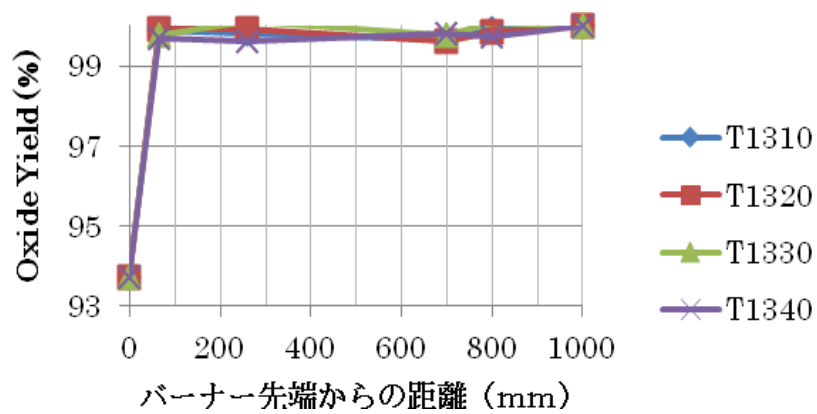
気中熔融過程での造粒体からのガス放出程度をガラスの組成分析で求められる Oxide Yield で追跡した。結果は図Ⅲ-2-①-1-71 の通りで、上段で採取した飛翔粒子の Oxide Yield が既に 100% に近いことから、造粒体に含まれる約 6% のガス成分はごく短時間に失われていることが分かる。



図III-2-①-1-69 BS ガラス空中熔融時・メルター表層採取ガラス



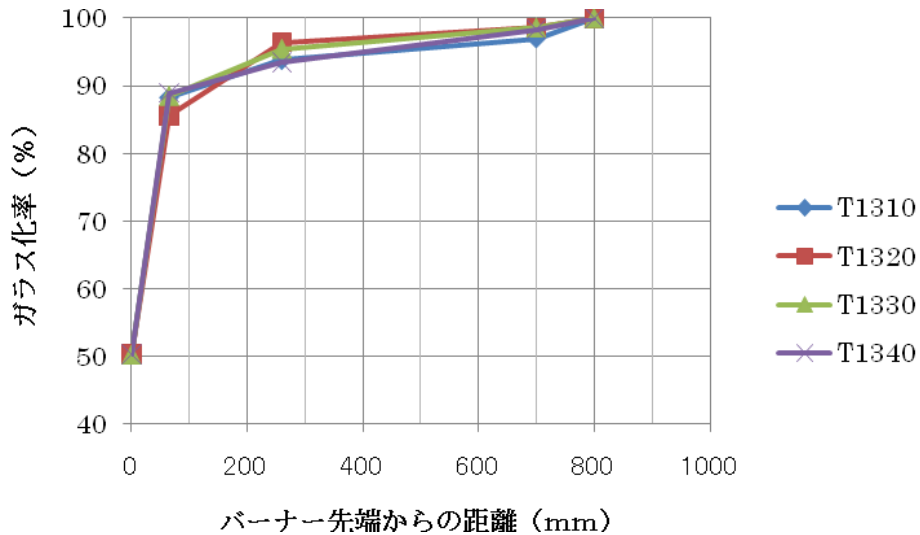
図III-2-①-1-70 BS 熔融時採取サンプル中の気泡数



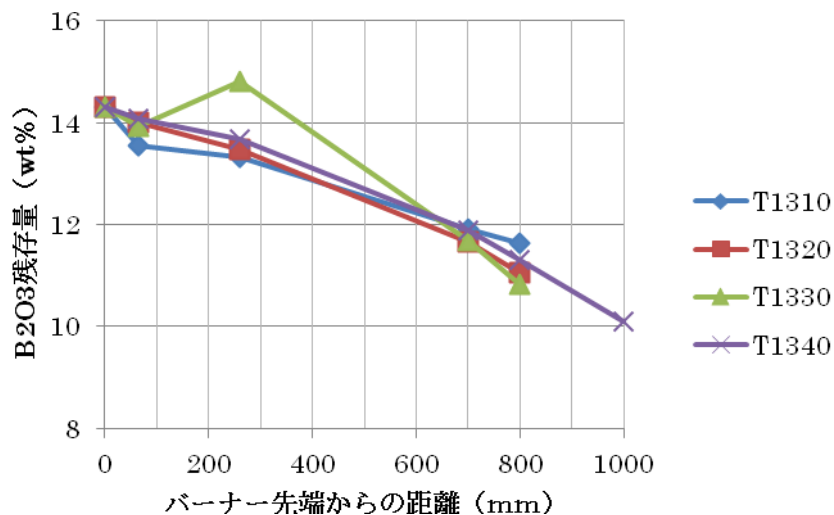
図III-2-①-1-71 BS 空中熔融過程でのガス化成分の逃散

ガラス化の進行も早く、**図Ⅲ-2-①-1-72**に示すように飛行行程の3割程度で90%以上のガラス化率に到達している。実験した範囲では、溶融負荷によるガラス化率の差異は小さく、過大なエネルギー原単位条件下で溶融していた可能性があるかと判断される。

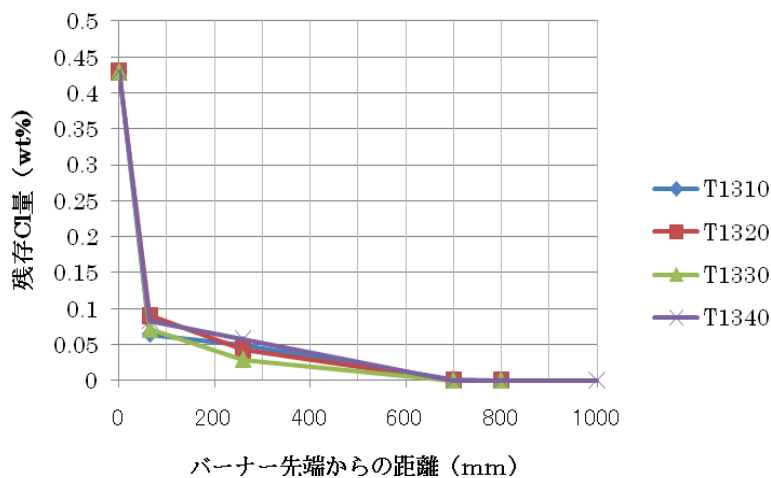
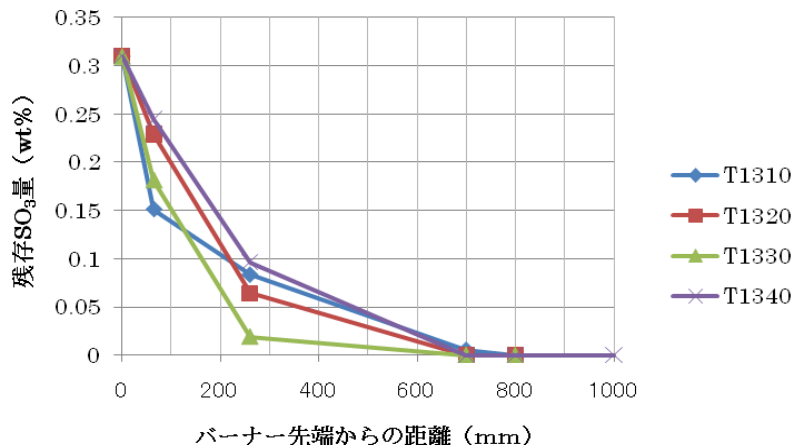
ホウ酸分の減損過程を採取飛翔粒子の組成分析結果から追跡した結果を**図Ⅲ-2-①-1-73**に示す。 B_2O_3 含有量は出発造粒体で14.3%、着地素地中で11.5%程度であり、飛翔中に約20%が失われている。飛行行程の3割程度(バーナー先端から250 mm下)までのロスが6%程度で比較的軽微である。試験条件の範囲内で、原単位の違いによる残存 B_2O_3 量の有意差は認められない。



図Ⅲ-2-①-1-72 BS 気中溶融過程でのガラス化反応の進展



図Ⅲ-2-①-1-73 BS 気中溶融過程での B_2O_3 の減損



図III-2-①-1-74 気中溶融過程での清澄ガス SO₂および Cl の推移

気中溶融過程での清澄ガス SO₂および Cl の推移を図III-2-①-1-74に示す。清澄ガス SO₂は気中溶融の進展とともに逃散し、着地時点では添加量の1割以下に低下する。飛行行程3割時点では添加量の15%程度が残存するが、ここでは原単位による差異が認められる。Clの逃散もSO₃と同様、飛行行程の3割時点で約15%が残存するが、着地時点ではほぼゼロとなっている。

溶融ガラスの評価の結果として、比較的高い原単位での溶融であったため、酸素火炎単独の加熱で十分にガラス化が進み、得られたガラス中の気泡もSL並みに減少することが確認された。しかし、B₂O₃、SO₃、Cl等の成分が飛翔過程で逃散することが分かり、気中溶融で得られるガラスの組成の保全、以後の工程での清澄効果の発現という観点からは、穏やかな加熱条件下での溶融を考える必要がある。今回試験での物質収支ではガス化成分を考慮したガラス収率は87%に留まり、溶融炉系外への逃散分を無視することはできず、収率向上を図ることが重要と考えられる。

e-3) ガラス品質評価3

(あ) 溶融ガラスの酸化還元度の評価

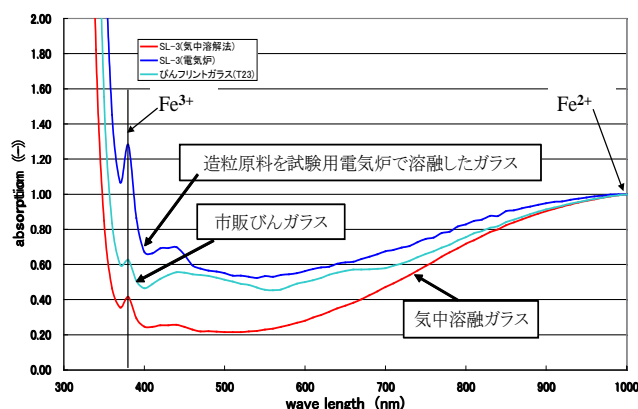
気中溶融法では原料を高温の酸素燃焼炎中に直接投入するため、原料の飛散やアルカリ原料の揮発だけでなく、高温かつ酸素が多い状態で溶融することにより溶融ガラスの酸化還元状態が従来の方法で溶融したガラスと異なる（例えば、高温になるほど元素は還元された状態になる、酸素が多い雰囲気では溶融すると元素は酸化された状態になる）可能性がある。そこで、a) 透明（フリント）

ガラス中に含まれる鉄元素 (Fe) の酸化還元状態と、b) 透明 (フリント) ガラス中の酸素活性度、c) アンバガラスの色調、について気中溶融したガラスとシーメンズ炉・試験用小型電気炉 (以下、電気炉) で溶融したガラスと比較調査した。

(あ-1) 透明 (フリント) ガラス中に含まれる鉄元素 (Fe) の酸化還元状態

鉄元素の酸化還元状態は、①造粒原料を気中溶融したガラス、②同じ造粒原料を電気炉 (大気雰囲気) で溶融したガラス、③市販びんガラス、それぞれのガラスから薄いガラス板を作製し、 Fe^{3+} および Fe^{2+} の吸光度を測定し評価した。測定結果を図III-2-①-1-75に示す。

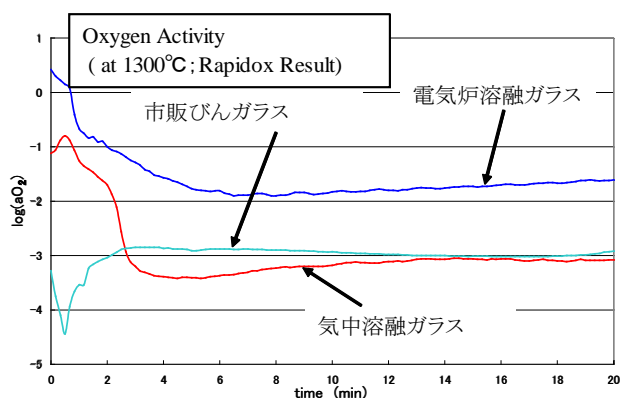
造粒原料と市販びんガラスとは鉄分の含有量が異なるため、 Fe^{2+} の吸光度を合わせ Fe^{3+} の吸光度の違いを比較した。この結果 Fe^{3+}/Fe^{2+} の比は、電気炉溶融ガラス ≫ 市販びんガラス > 気中溶融ガラスとなった。透明 (フリント) ガラスでは市販びんガラスと気中溶融ガラスでは鉄の酸化還元度に大きな差はなかった。



図III-2-①-1-75 吸光度測定結果



図III-2-①-1-76 Rapidox 装置



図III-2-①-1-77 酸素活性度測定結果

(あ-2) 透明 (フリント) ガラスの酸素活性度

鉄の酸化還元度測定と同様に、①造粒原料を気中溶融したガラス、②同じ造粒原料を電気炉 (大気雰囲気) で溶融したガラス、③市販びんガラス、を試料とした。それぞれのガラスを溶融し、図III-2-①-1-76に示す酸素分圧測定装置 Rapidox を用いて溶融ガラス中の酸素活性度を測定した。透明 (フリント) ガラスの酸素活性度は、電気炉溶融ガラス > 市販びんガラス = 気中溶融ガラス、となった。測定結果を図III-2-①-1-77に示す。

透明 (フリント) ガラス中に含まれる鉄元素 (Fe) の酸化還元状態、および透明 (フリント) ガ

ラスの酸素活性度の調査により、気中熔融法で作製された透明（フリント）ガラスの酸化還元度は従来法で作成されたガラスとほぼ同じであることが分かった。

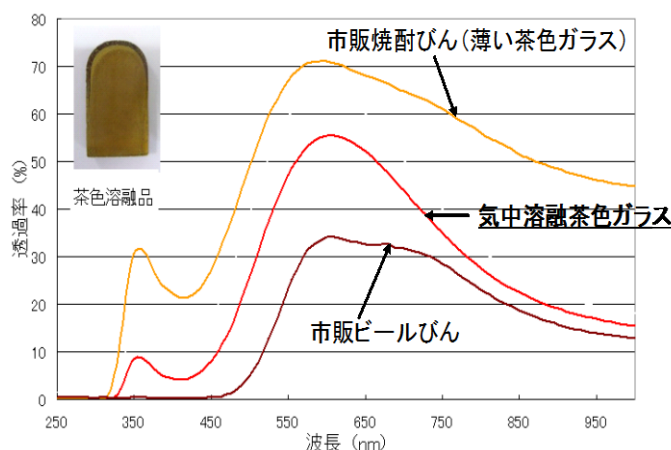
（あ-3）茶色（アンバ）ガラスの色調

ビールびんなどに使用される茶色（アンバ）ガラスは透明（フリント）ガラスに比べガラス中の酸素分圧が低い。茶色（アンバ）ガラスでの酸化還元度の違いを調査するために、市販びんガラス用茶色（アンバ）ガラスの調合比に合わせて作製した造粒原料を熔融して得た茶色（アンバ）ガラスと市販茶色びんガラスの色調を比較した。

気中熔融法で作製した茶色（アンバ）ガラスは、市販びんガラスの茶色（アンバ）ガラスより発色が弱くなった。透過率の測定結果を図Ⅲ-2-①-1-78に示す。

茶色（アンバ）ガラスの色調測定結果から、茶色（アンバ）ガラスは市販びんガラスより酸化されることが分かった。酸素燃焼炎の影響を受けて、ガラスが従来法よりわずかに酸化されたと考えられる。

以上の結果から、気中熔融法で熔融されたガラスの酸化還元度はシーメンス炉で熔融されたガラスと大きな違いはないと考えられる。ただし、透明ガラスに比べてガラス中の酸素分圧が低い茶色ガラスでは酸素分圧が高くなる（酸化される）傾向があるので注意が必要である。



図Ⅲ-2-①-1-78 茶色ガラス透過率測定結果

f) 実用炉の概念設計による課題の抽出

1 ton/d 規模の試験炉での熔融実験の結果から 100 ton/d 規模の実用炉を検討する場合、以下の課題が明らかになった。

- 1) 使用できる造粒原料の大きさ
- 2) バーナ能力、形状
- 3) 発生した泡層の流出
- 4) 炉体に使用する耐火物

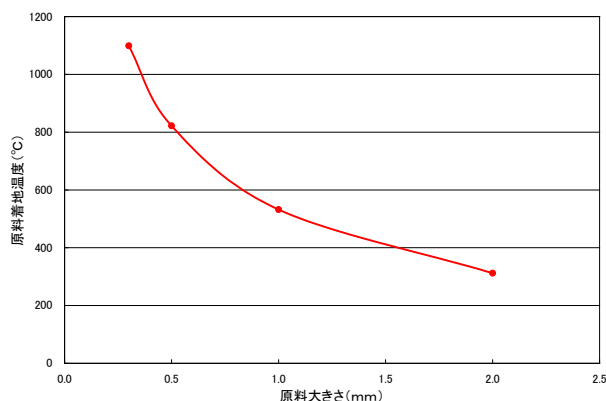
これらの課題について、これまでに得られたデータから考察を行う。

（あ）使用できる造粒原料の大きさ

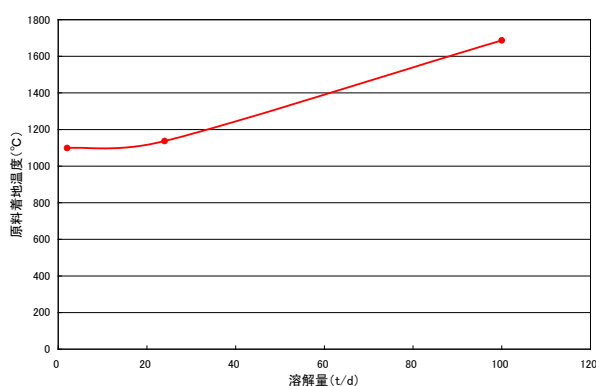
微細原料をスプレードライ法で 120 μm 程度に造粒した原料を使用する気中熔融炉では、シーメンス炉に比べ原料コストが高い。試験炉で使用した $D_{50}=120\ \mu\text{m}$ 程度より少しでも粗い原料を使用できれば、大きなコストダウンになる。

酸素バーナ性能を改良するためにシミュレーションソフトを用いて、原料の大きさと熔融ガラス面に着地時の原料温度の推定を行った。エネルギー原単位は 900 kcal/kg-glass の条件で行った計算結果を図Ⅲ-2-①-1-79に示す。

この結果から、現在使用している造粒原料の大きさは酸素バーナに対して適切な大きさであることが分かった。100 ton/d 規模の実用炉では試験炉より熔融ガラス面からバーナまでの距離が大きくなり、気中での滞在時間が長くなり、大きな粒径の造粒原料の熔融には有利になると考えられるが、使用できる原料の大きさは 0.5 mm 程度が限界であると考えられる。



図Ⅲ-2-①-1-79 原料サイズと着地時温度



図Ⅲ-2-①-1-80 溶解量と着地時温度

(い) バーナ能力、形状

現在一般的に使用されているシーメンス炉の天井高さに対して、酸素炎の長さが大幅に長くなると既存の工場建屋内に入らなくなる。既存の建屋の改造または新たな工場の設置は多額の費用が発生するため実用化が難しくなる。

そこで、100 ton/d の実用炉で熔融ガラス面からバーナまでの距離を 2.5 m (シーメンス炉での一般的な天井高さ) として、上記シミュレーションソフトを用いて原料の着地時の温度を求めた。エネルギー原単位は上記と同様に 900 kcal/kg-glass、原料の粒径は 0.3 mm とした。計算結果を図Ⅲ-2-①-1-80に示す。

計算から、100 ton/d 規模の実用炉では、着地温度が 1,600°C を超える可能性があることが分かった。1,600°C を超える温度での運転は炉材に大きな損傷を与える可能性があるため、バーナ位置の変更を考慮する必要がある。しかし、この結果は、①使用エネルギー量を減少させる、②原料の大きさを大きくする、ことで着地温度を炉体に損傷を与えない 1,500°C 程度まで低下できる可能性がある

ことも示唆している。①または②の方法が実現できれば、燃料費または原料費のコストダウンが可能となる。

バーナの火炎長さや加熱能力の推定結果から試験炉と同じ設計思想でバーナを設計しても、大きな問題はないと考えられる。

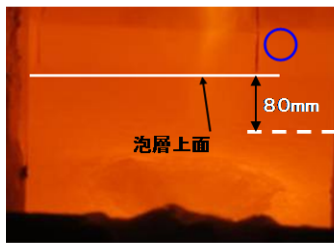
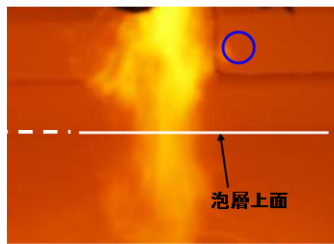
(う) 発生した泡層の流出

エネルギー使用量を減少させると飛翔中での脱ガス率が減少し、熔融ガラス面に多量の泡層が発生することが分かった。この泡層が後工程の清澄槽に流出すると清澄時間の増加やガラス中の泡が増えることによる品質低下が懸念される。

実用炉では、①気中での滞在時間が長くなるため着地温度が上昇する、②熔融ガラス槽に対する表面積の割合が低下して炉壁放熱量が減少しガラス温度が上昇する、ために泡が抜けやすくなり、試験炉より泡層の厚さは薄くなると推定されるが、泡層がなくなることは考えられない。したがって、試験炉と同様にスロートを通して清澄槽へガラスを供給することが良いと考えられる。

また、造粒原料にカレットを混合して使用することは発生する泡層を減少させることに効果がある。造粒原料とカレットを 50%混合した原料を同じ熔融エネルギー原単位で気中熔融した時の泡層高さの違いを参考として表Ⅲ-2-①-1-49 に示す。

表Ⅲ-2-①-1-49 カレット混合の効果

原料	造粒原料	カレット50%
熔融エネルギー (kcal/kg glass)	1200	
泡層位置		

(え) 炉体を使用する耐火物

試験炉で使用した耐火物の調査結果では、耐火物には従来より激しい損傷はなかった。しかし、100 ton/d を想定したシミュレーションでは、熔融ガラスの着地温度は試験炉の場合より上昇し、1,600℃付近に達することが予想されるため、現行のシーメンス方式の酸素燃焼炉と同様に、熔融ガラス接触部は AZS 電鍍れんが、上部燃焼室はアルミナ質電鍍れんが（ α β アルミナまたは β アルミナ）が良いと考えられる。

(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発

a) 複合加熱の基礎検討

a-1) ハイブリッドプラズマの安定化

(あ) エンタルピープローブを用いた多相アークプラズマの温度・速度分布の測定

エンタルピープローブシステムは高温の熱プラズマの診断を行う装置であり、プラズマの温度、速度、ガス濃度を測定することができる。エンタルピープローブによるプラズマ診断は、特に直流プラズマジェットや RF 誘導結合型熱プラズマのような定常的な場を有する熱プラズマで用いられており、現時点で多相アークプラズマに関して用いられた研究報告例は存在しない。多相アークプラズマの温度分布、速度分布を得ることは、多相アークプラズマを用いたインフライト溶融技術の応用に向けて非常に重要である。本実験では、エンタルピープローブを用いた多相アークプラズマの温度・速度分布の測定を、多相アークプラズマの出力、電極の酸化防止のために流すアルゴンシールドガス流量、及び粉末投入の際に用いる空気キャリアーガス流量を変化させて行い、各々の条件における影響を調べた。

(あ-1) 多相交流アーク発生装置とエンタルピープローブシステム

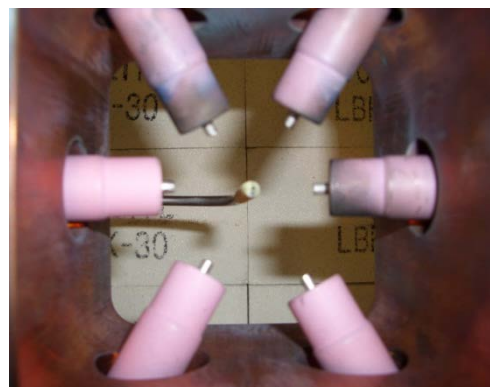
本実験で用いた6本の電極から構成される6相アークプラズマ発生装置の写真を図Ⅲ-2-①-2-1に、概略図を図Ⅲ-2-①-2-2に示す。この装置は福井県工業技術センターにある装置であり、交流電源は60 Hzの周波数を持つ。以下には、6相アークプラズマ発生装置を構成する電極部、発生炉について示した。本装置の発生炉は銅製であり、内部に冷却水を循環させる構造をとっている。発生炉の内径は90 mm 四方、高さは190 mmである。発生炉の上部は、粉末投入の際に用いる空気キャリアーガスを想定して、ガス投入用の銅管(内径3.8 mm)を設置できる仕組みにしている。

エンタルピープローブシステム(Tekna Plasma Systems 社製)の概略図を図Ⅲ-2-①-2-3に示した。エンタルピープローブシステムは質量分析計(Prisma QMS200, PFEIFFER VACUUM 社製)につながれており、エンタルピープローブ、ガスサンプリングライン、水冷循環システムから構成される。プローブはステンレススチール製の水冷三重管構造になっており、プローブの中心部はサンプリングガスの通り道となる。本実験では、プローブの外径が4.76 mm、内径が1.27 mmのもの(ENT-476 probe)を用いた。プローブの先端表面は電氣的絶縁のため、酸化ジルコニウムで覆われている。

(a)

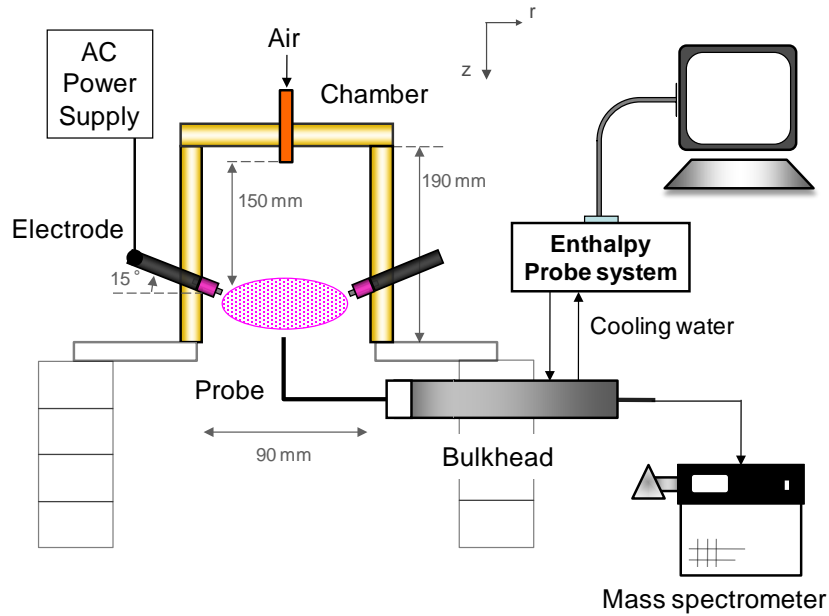


(b)

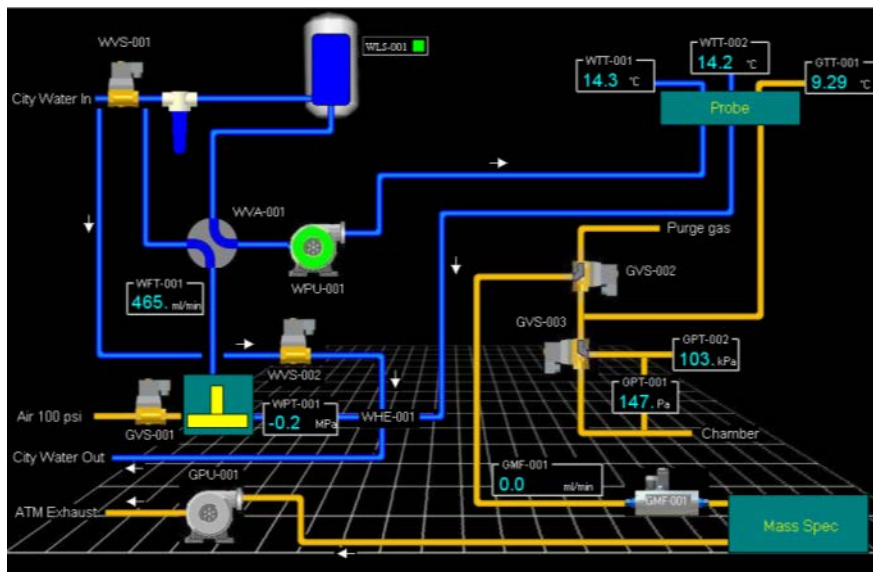


図Ⅲ-2-①-2-1 6相交流アーク発生装置の写真。

(a)装置全体像、(b)電極とエンタルピープローブの位置関係



図Ⅲ-2-①-2-2 エンタルピープローブを用いた6相交流アークプラズマの計測システム概略図



図Ⅲ-2-①-2-3 エンタルピープローブシステム概略図

ガスサンプリングラインは質量流量計(GMF 001)、絶対圧力ゲージ(GPT 002)、差圧計(GPT 001)が設置してあり、真空ポンプ(GPU 001)で循環させている。水冷循環システムは、冷却用の水に含まれる有機物の除去および脱イオン化を行う装置、タービン式流量計(WFT 001)が設置してあり、再循環ポンプ(WPU 001)により流量を制御している。

以下には、エンタルピープローブシステムの測定理論について示した。エンタルピープローブによる測定は、水冷循環における2段階のエネルギー収支に基づいたものである。プローブの中央部よりガスをサンプリングした時(flow)に冷却水が受ける熱負荷とサンプリングしない時(no flow)に冷却水が受ける熱負荷を測定し、これらの値を熱エネルギーの項として連立することで、プローブ

の外側を流れるプラズマからの熱負荷を相殺してサンプリングポイントでのプラズマのエンタルピーを得る。この時のエネルギー収支式は以下で表わされる。

$$h_p = h_0 + \frac{m_w}{m_g} C_{p_w} [(\Delta T_w)_{flow} - (\Delta T_w)_{no\ flow}] \quad (2.2.1)$$

h_p はプラズマのエンタルピー[kJ/kg], h_0 は冷却されたプラズマガスのエンタルピー[kJ/kg], m_g はプローブに流入するプラズマガスの質量流量[kg/s], m_w は冷却水の流量[kg/s], C_{p_w} は冷却水の比熱[kJ/kg・°C], ΔT_w は冷却水の出入口の温度差である[°C]。プローブに流入したプラズマガスの温度および冷却水の出入口の温度は熱電対を用いて測定される。

プラズマの温度は、局所熱平衡状態と仮定することでプラズマのエンタルピーより、表データを用いて計算できる。この方法で、純ガスの場合においては簡単に計算することができるが、混合ガスの場合には、標準混合則を用いてある混合ガス濃度におけるエンタルピーと温度の表を作製する。標準混合則は以下に式で表わされる。

$$h_{mix}(T) = \sum_{i=1}^n x_i h_i(T) \quad (2.2.2)$$

$h_i(T)$ はある温度 T におけるガス成分 i のエンタルピー[kJ/kg], x_i はガス成分 i の質量分率, n は混合されたガス成分の数である。

プラズマの速度に関しては、ピトー管としてプローブを使用し、動圧値を求めることで得ることができる。ここで求められる速度はマッハ数が小さく、流れが非圧縮性である場合に適用される。速度は以下のベルヌーイの式で表わされる。

$$v_0 = \sqrt{\frac{2}{\rho} (P_{stag} - P_{atm})} \quad (2.2.3)$$

P_{stag} はよどみ点圧力[Pa], P_{atm} は大気圧[Pa], $P_{stag} - P_{atm}$ は動圧[Pa], ρ はガス密度[kg/m³]である。

(あ-2) 実験条件

エンタルピープローブを反応炉内に直接挿入し、電極間に発生させた6相アークプラズマの温度、速度、ガス濃度の測定を行う。6相アークプラズマの電極間距離は80 mmと一定にし、半径方向の分布はこの間を10 mm間隔でエンタルピープローブの先端位置を移動させて測定することで得る。軸方向には、電極から下向きの距離15, 30, 40 mmの位置で変化させた。

表III-2-①-2-1 エンタルピープローブ計測における測定条件

Enthalpy probe	
Water flow rate	989-992 ml/min (Setting value: 1000 ml/min)
Gas flow rate	420-530 ml/min (Water pump: 100%)
Measurement conditions	
No flow cycle period	40 s
Flow cycle period	40 s
Idle time period	15 s
Record interval	5 s
Average value in second	5 s
Number of cycle per position	2

エンタルピープローブの測定条件は表Ⅲ-2-①-2-1に示した。6相アークプラズマの条件としては、出力を14, 18, 22 kWで変化させ、アルゴンシールドガス流量を24, 30, 36 L/minで変化させた。電極1本当たりのアルゴンシールドガス流量は4, 5, 6 L/minとなる。また、空気キャリアーガスの投入は電極から上方150 mmの位置で行い、流量は0, 5, 10 L/minで変化させた。

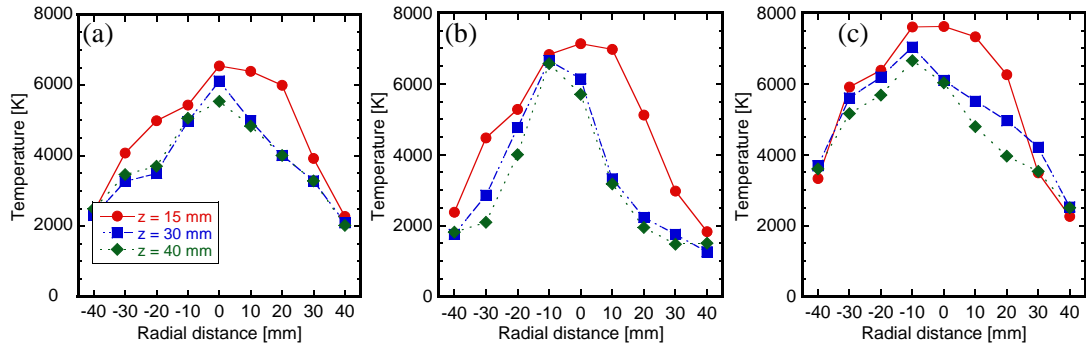
(あ-3) 実験結果および考察

・出力の影響

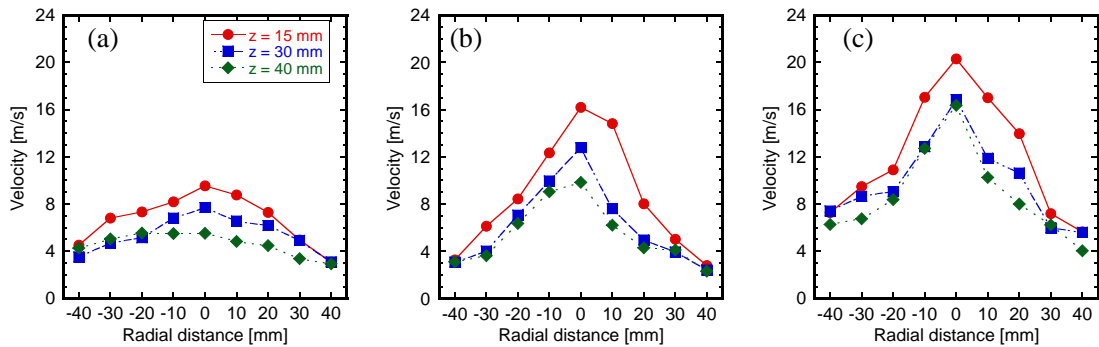
図Ⅲ-2-①-2-4に出力を14, 18, 22 kWとして測定した各々の条件での、6相アークプラズマの温度分布を示す。分布の半径方向は対極の電極との中心を0 mmとしてあり、電極の先端位置を+40 mm及び-40 mmとしている。温度分布より得られる全体の傾向として、まず軸方向では電極位置から離れるにつれて温度の低下が考えられるが、電極位置から一番離れた40 mmでもその変化は大きくなかった。半径方向では電極間の中央部で温度が高く、電極近傍で温度が低くなる傾向がみられ、その温度は3,500 K~5,500 K程度変化していた。これは電極に吹き付けているシールドガスによって、電極の近傍が冷却されているものと考えられる。出力の変化においては、出力の増加に伴い温度が増加傾向にあり、出力が22 kWの条件では、出力が14 kWの条件と比較して電極間の中央部で約1000 Kの増加がみられた。出力と電流値は正の相関があるため、出力が増加すると高活性な電子の量が増えて温度は増加する。出力が22 kWの条件では、電極間の中央部で約7,600 Kの高温が得られた。これは、ガラス原料をインフライト処理するのに十分な温度であると考えられる。

図Ⅲ-2-①-2-5に出力を14, 18, 22 kWとして測定した各々の条件での、6相アークプラズマの速度分布を示す。速度分布より得られる全体の傾向としては、温度分布の測定結果と似ており、軸方向ではあまり大きな変化はないが、半径方向では電極間の中央部で速度が速く、電極近傍で速度が遅くなるということがわかった。半径方向における速度は6~13 m/s程度の変化があった。出力の変化においては、出力の増加に伴い速度が増加傾向にあり、出力が14 kWの条件と出力が22 kWの条件とを比較すると電極間の中央部で約10 m/sの変化がみられる。これは、出力の増加に伴ってプラズマの温度が上昇したために、密度が低下して速度が増加したものと考えられる。しかし、6相アークプラズマは出力が22 kWの条件でも、電極間の中央部での速度が約20 m/sと、RF誘導結合型熱プラズマ同等の比較的遅い速度を示し、ガラス原料のインフライト処理において、原料の長い滞留時間を得ることができると考えられる。

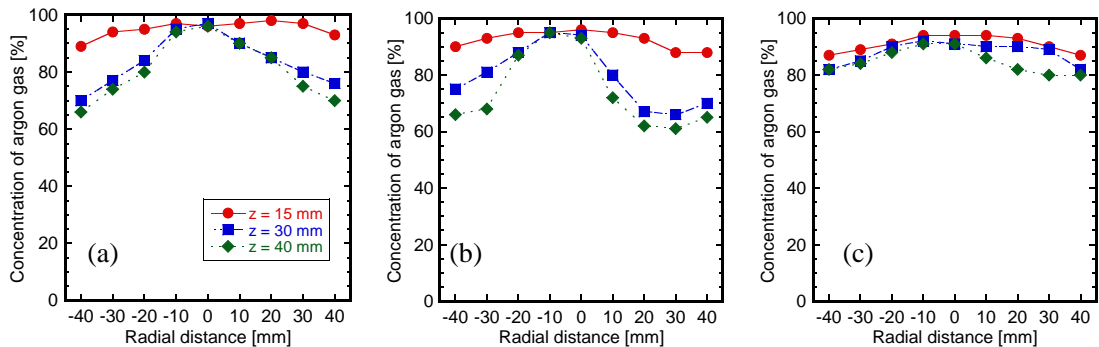
図Ⅲ-2-①-2-6に出力を14, 18, 22 kWとして測定した各々の条件での、6相アークプラズマのアルゴンガス濃度分布を示す。本実験では、ガスとしてアルゴンのみを用いているが、発生炉の下部が開放状態にあるので、アルゴンに加えて空気の混入が考えられる。よって、分布のアルゴンガスの濃度以外は空気ガス濃度である。グラフより、軸方向15 mmの位置での分布では90%以上がアルゴンガスの濃度を示しており、本実験における6相アークプラズマ中でのガス濃度の大半はアルゴンガスであることがわかった。出力の変化においては、あまり大きな違いは得られなかった。



図III-2-①-2-4 6相アークプラズマの半径方向温度分布：(a) 14 kW, (b) 18 kW, (c) 22 kW



図III-2-①-2-5 6相アークプラズマの半径方向速度分布：(a) 14 kW, (b) 18 kW, (c) 22 kW



図III-2-①-2-6 6相アークプラズマの半径方向アルゴン濃度分布：(a) 14 kW, (b) 18 kW, (c) 22 kW

・シールドガス流量の影響

図III-2-①-2-7にシールドガス流量を24, 30, 36 L/minとして測定した各々の条件での、6相アークプラズマの温度分布を示す。温度分布より得られる全体の傾向としては、2.2.5.1節で前記したものと同様であった。シールドガス流量の変化においては、シールドガス流量の減少に伴って電極間の中心部の温度が低下しており、シールドガス流量が24 L/minの条件では、流量が36 L/minの条件の時と比較して約1,000 Kの低下がみられた。また、シールドガス流量が24 L/minの条件では、半径方向に均一な温度分布が得られている。これは、シールドガス流量を少なくしたことで、電極近傍でのガスによる冷却効果が小さくなったこと、アークがより絞られないこと等が理由として考えられる。この結果は、ガラス原料のインフライト処理において、原料をより均一に加熱することができると考えられる。

図Ⅲ-2-①-2-8 にシールドガス流量を 24, 30, 36 L/min として測定した各々の条件での、6 相アークプラズマの速度分布を示す。シールドガス流量の変化においては、シールドガス流量の減少に伴って速度の低下がみられ、シールドガス流量が 24 L/min の条件では、流量が 36 L/min の条件の時と比較して約 6 m/s 低下していた。これは、2.2.5.1 節で前記したように速度は温度との相関があるので、シールドガス流量の減少に伴ってプラズマの温度が減少したために、密度が増加して速度が低下したものと考えられる。

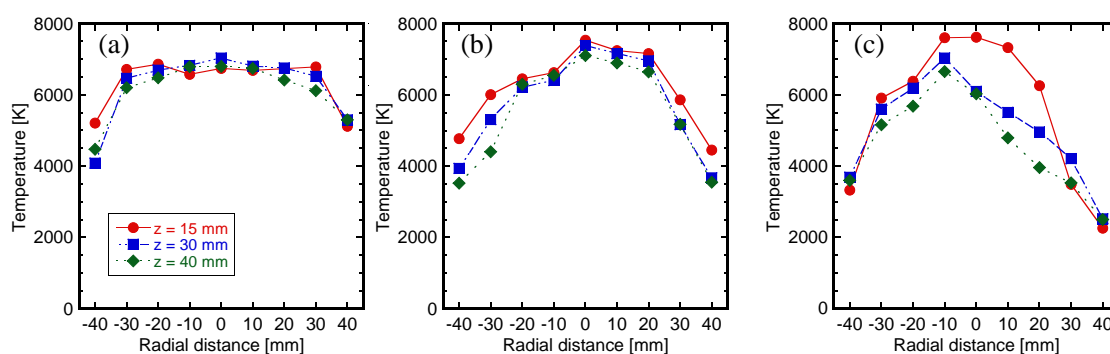
図Ⅲ-2-①-2-9 にシールドガス流量 24, 30, 36 L/min として測定した各々の条件での、6 相アークプラズマのアルゴンガス濃度分布を示す。アルゴンガス流量を少なくしたことによって、アルゴンガス濃度が低下している様子が確認できる。

・ キャリアーガス流量の影響

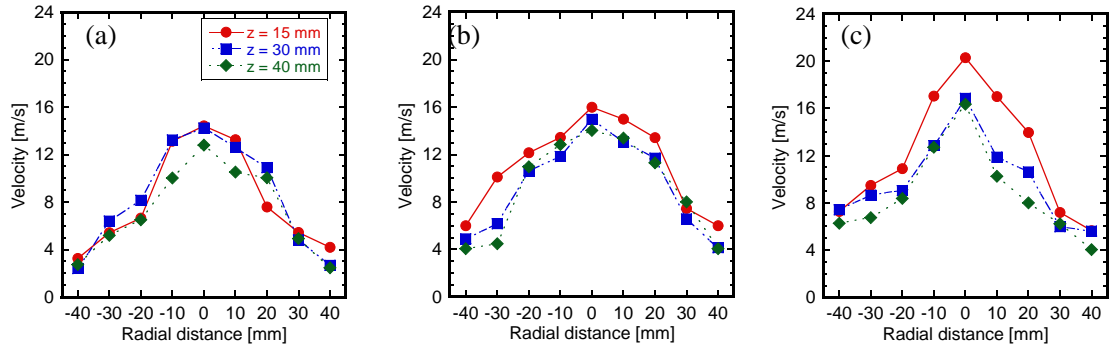
図Ⅲ-2-①-2-10 にキャリアーガス流量を 0, 5, 10 L/min として測定した各々の条件での、6 相アークプラズマの温度分布を示す。キャリアーガスの投入によって、分布の温度が全体的に低下している様子がみてとれる。これは、キャリアーガスの投入位置が電極位置より上方 150 mm と離れており、かつ今回の流量が最大でも 10 L/min と少なかったために、キャリアーガスが半径方向に広がっているものと考えられる。また、軸方向が 15 mm の位置で測定した分布より、キャリアーガスを流量 10 L/min で投入した時は、温度が約 2,000 K 程度低下することがわかった。

図Ⅲ-2-①-2-11 にキャリアーガス流量 0, 5, 10 L/min で測定した各々の条件での、6 相アークプラズマの速度分布を示す。キャリアーガスの投入によって、電極中心部における速度の低下がみられた。これも前記したように、空気の混入によってプラズマの温度が下がり、速度が低下したものと考えられる。

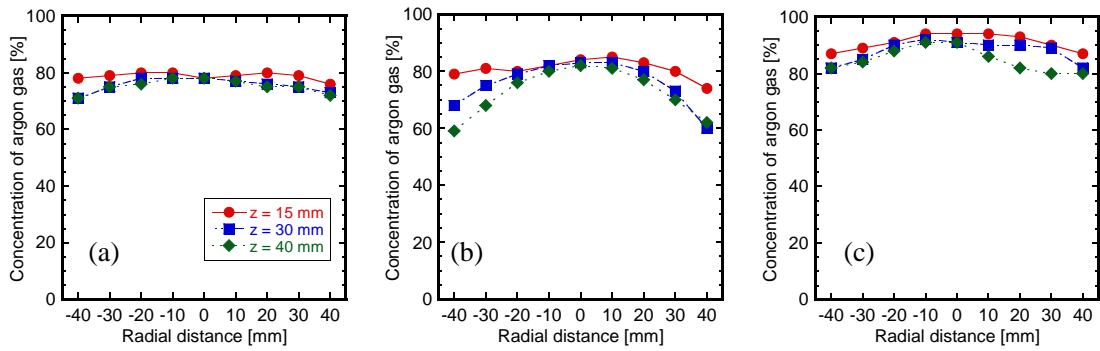
図Ⅲ-2-①-2-12 にキャリアーガス流量を 0, 5, 10 L/min として測定した各々の条件での、6 相アークプラズマのアルゴンガス濃度分布を示す。キャリアーガスの投入によって、全体的に分布のアルゴンガス濃度が低下している様子がみてとれる。この結果より、前記したようにキャリアーガスは半径方向に広がっているものと考えられる。



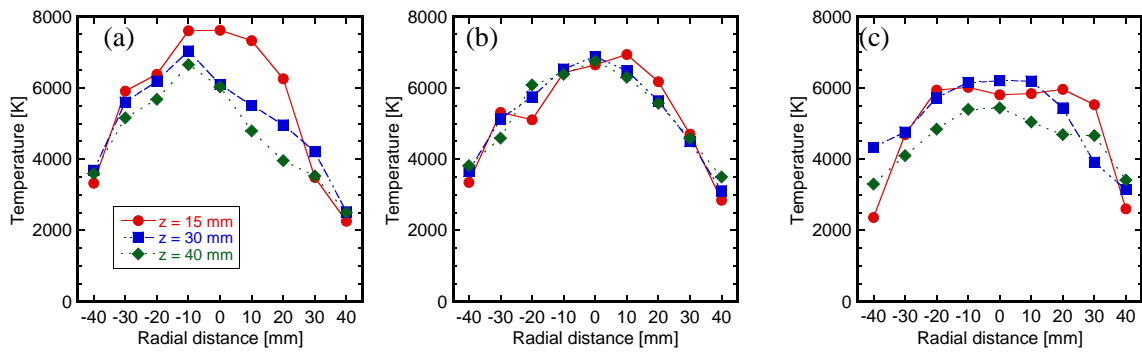
図Ⅲ-2-①-2-7 6 相アークプラズマの半径方向温度分布：
(a) シールドガス流量；24 L/min, (b) 30 L/min, (c) 36 L/min



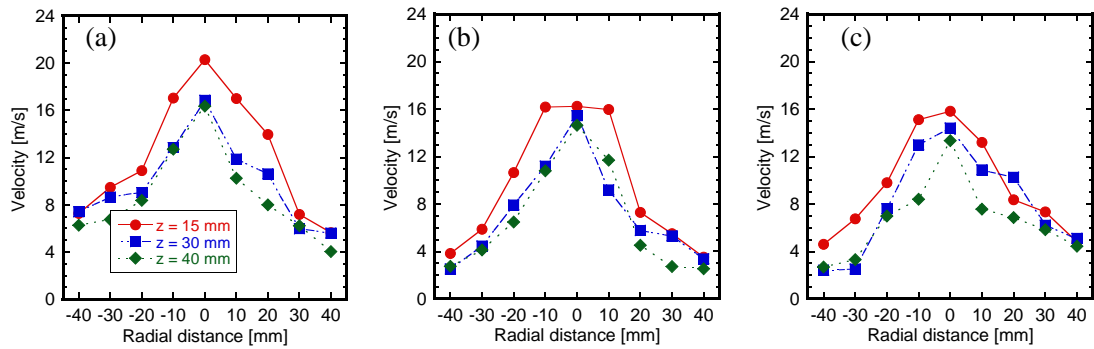
図Ⅲ-2-①-2-8 6相アークプラズマの半径方向速度分布：
 (a) シールドガス流量；24 L/min, (b) 30 L/min, (c) 36 L/min



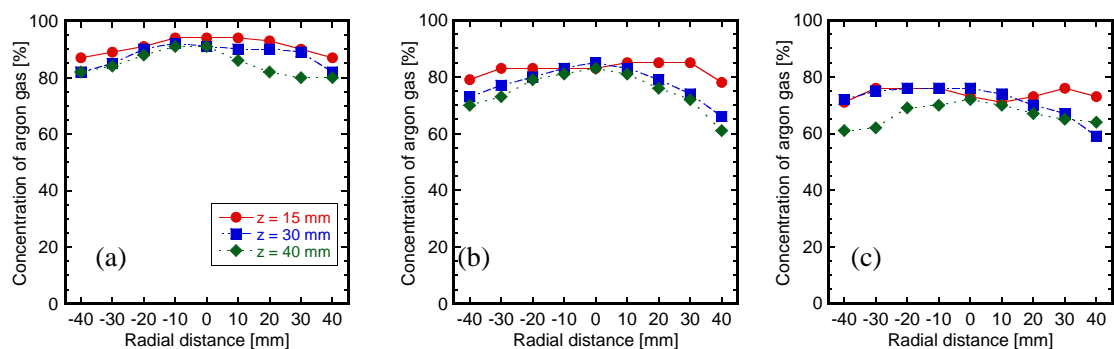
図Ⅲ-2-①-2-9 6相アークプラズマの半径方向アルゴン濃度分布：
 (a) シールドガス流量；24 L/min, (b) 30 L/min, (c) 36 L/min



図Ⅲ-2-①-2-10 6相アークプラズマの半径方向温度分布：
 (a) キャリアーガス流量；0 L/min, (b) 5 L/min, (c) 10 L/min



図Ⅲ-2-①-2-11 6相アークプラズマの半径方向速度分布：
 (a) キャリアーガス流量；0 L/min, (b) 5 L/min, (c) 10 L/min



図Ⅲ-2-①-2-12 6相アークプラズマの半径方向アルゴン濃度分布：
 (a) キャリアーガス流量；0 L/min, (b) 5 L/min, (c) 10 L/min

(い) 多相アークと燃焼炎の複合加熱の安定化

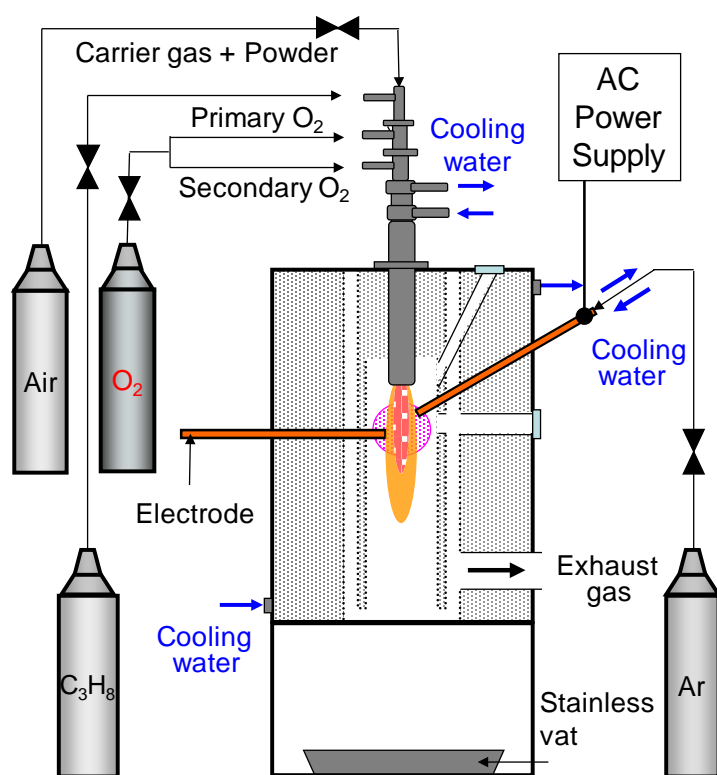
多相交流アークを用いたインフライト溶融ガラス製造技術は、ソーダ石灰ガラス、無アルカリガラスに関して検討が行われており、どちらの原料に関しても多相交流アークを用いることでガラス製造が可能であることが示されている。本章では、多相交流アークと比較してより効率的なガラス製造を行うことを目的とし、多相交流アークと燃焼炎を組み合わせた温度場(ハイブリッドプラズマ)の検討を行った。しかし、このハイブリッドプラズマは、プラズマ場に燃焼炎由来の分子の導入及びガスの流れが生じ、放電の持続が困難となる可能性が考えられた。そのためここでは、ハイブリッドプラズマの安定性の評価を行うことで、安定なハイブリッドプラズマが得られる方法を検討した。さらに、そこで得られたハイブリッドプラズマを用いてガラス原料の溶融を行い、多相交流アークとハイブリッドプラズマを用いた際のインフライト溶融挙動の検討を行った。

(い-1) 実験方法

本実験で用いた多相アークおよびハイブリッドプラズマ発生装置の概略図を図Ⅲ-2-①-2-13に示す。この装置は多相交流アークの装置上部に酸素バーナを設置したものであり、その他の構成についてはⅢ-2-①-2-b節で述べた通りである。酸素バーナは上下方向に位置を調節することができるため、原料の投入位置を自由に設定することが可能である。以下には酸素バーナについての説明を示す。

本実験で用いた酸素バーナ(B-53 バーナ, 太陽日酸社製)の写真を図Ⅲ-2-①-2-14に示す。銅製の

ノズルとステンレス製の本体から構成され、熱的保護のため冷却水によって本体を冷却している。外径は 63.5 mm、長さは 1,050 mm である。この酸素バーナはプロパンガスと酸素ガスを別々にノズル先端の燃焼室に供給し、火炎を形成する構造となっている。原料粉体はノズル中心軸に沿って燃焼室に投入されるため、最高温部を原料粉体が通過することが可能となっている。形成される火炎の温度は 2,000 K から 3,000 K であり、原料は最大 18 kg/h で供給が可能である。バーナノズル先端部において、キャリアガス及び原料粉体の噴出孔はノズル中心部にあり、その外側にプロパンガス、酸素ガスの噴出孔がある。酸素ガスの供給は 1 次酸素と 2 次酸素に分けられ、旋回流や斜行流、平行流などの噴出方法を選択することができる。また、1 次酸素と 2 次酸素の流量は個別に制御することができる。



図Ⅲ-2-①-2-13 多相交流アークと酸素燃焼炎の複合加熱によるハイブリッドプラズマを用いたガラス溶融システム概略図



図Ⅲ-2-①-2-14 燃焼バーナ

(いー 2) 実験条件

ハイブリッド運転中での多相交流アークの出力は 50 kW、各電極の電流値は 100 A で一定とした。酸素バーナの条件は、酸素ガス流量を 30 L/min、プロパンガス流量を 6 L/min とし、出力を 9 kW とした。原料供給の条件は、原料供給量を 30, 50, 80, 150 g/min、キャリアガス流量を 20 L/min、原料投入位置を電極位置より上方 300 mm とした。

(い-3) 解析方法

・電圧波形における変動率の算出方法

通常の交流アークでは交流アーク特有の電圧が 0 V の時に生じる消弧, 及び再点弧といった現象が生じる. そのため, 粉体処理等のプラズマ場を乱す外乱がある環境では, アーク消弧後, 再点弧が不可能となり, 放電の持続が極めて困難となる. これに対して, 多相交流アークでは, 常にいずれかの電極間にアークが存在しているため, 通常の交流アークと比較して再点弧が容易となり, 安定な放電を行う事ができると考えられる. しかし, 現実的にはアーク消弧, 及び再点弧の現象が生じているため, 放電の安定性の定義を行い, 比較, 検討を行う必要がある. そこで, ここでは放電の安定性の定義を行うため, 電圧波形から変動率を(2.2.4), (2.2.5)式のように定義した.

$$\sigma_{F.D.,i} = \sqrt{\frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} [V_i(t) - \langle V_m \sin(\omega t) \rangle]^2 dt} \quad (2.2.4)$$

$$F.D. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\sigma_{F.D.,i}}{V_e} \quad (2.2.5)$$

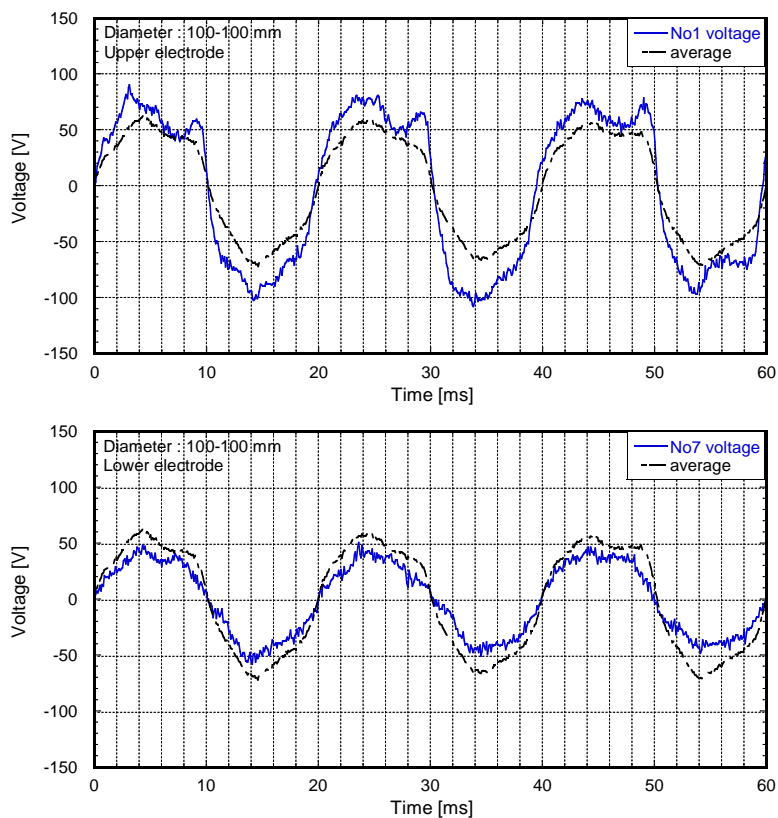
$i = 2, 3, \dots, 12$ である。

(2.2.4)式の, $\sigma_{F.D.,i}$ は測定電圧と理想電圧の標準偏差であり, τ は測定時間, V_m は電圧振幅となっている. また, (2.2.5)式の $F.D.$ は変動率, V_e は実効値, n は電極数である.

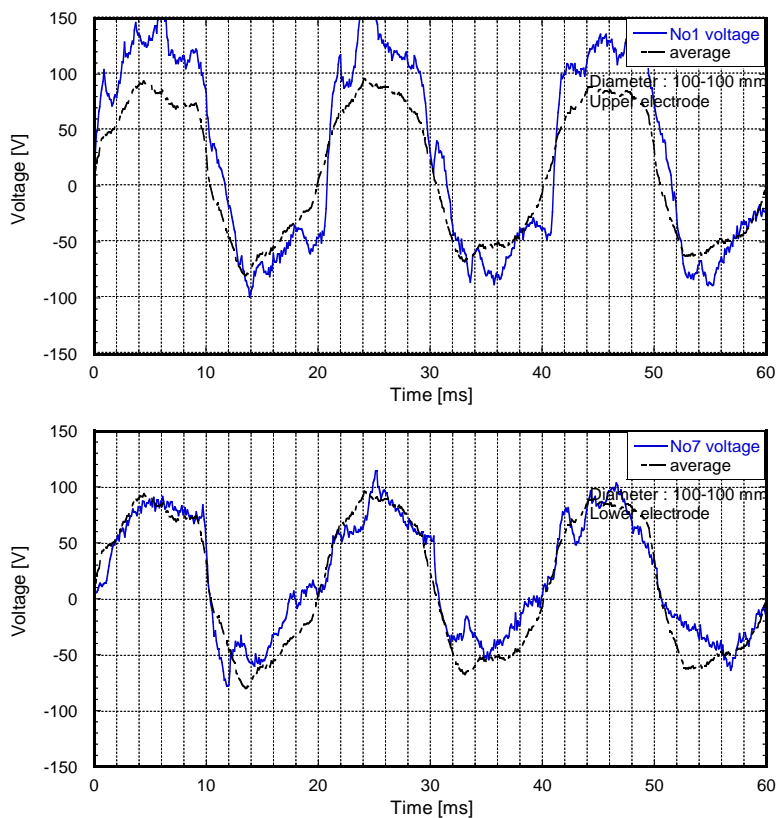
(2.2.5)式の変動率 $F.D.$ は標準偏差を実効値で割ったばらつきを示す無次元数となっている. (2.2.4)式, (2.2.5)式が示すように, 定義した変動率は理想電圧であるサイン波形からの標準偏差を測定電極数で割った値となっている. そのため, 変動率が小さければ理想的なサイン波形に近い傾向となる.

(い-4) 実験結果と考察

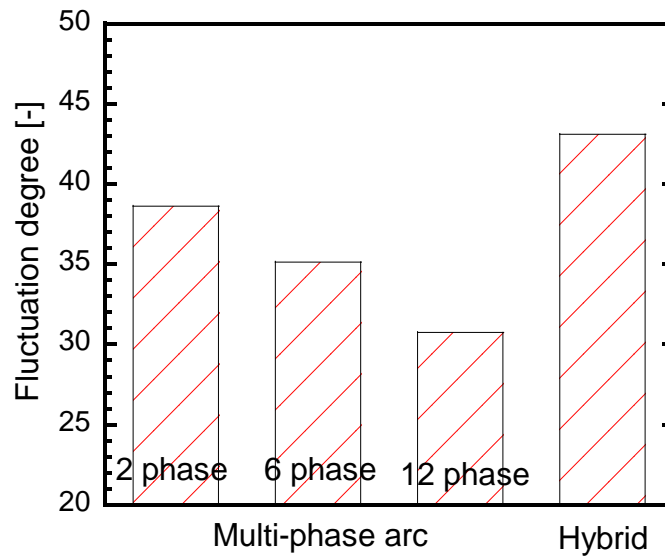
図Ⅲ-2-①-2-15 に 12 相放電における上段電極の電圧波形と下段電極の電圧波形を示す. これらの図には全電極の平均電圧波形も示している. 図 2.2-15 より, 上段電極の電圧波形の最大電圧は 70 V 程度であるのに対して, 下段電極の電圧波形の最大電圧は 50 V 以下となり大きく異なっていることが分かった. これは上段電極と下段電極において炉への挿入角度が異なること, 及びガス流によりアークが下方向に引き伸ばされることにより下段電極ではより放電しやすい条件となり電圧が下がったと考えられる. これにより上段, 下段電極の電圧波形は共に平均電圧から大きなばらつきが生じることが分かった. 次に図Ⅲ-2-①-2-16 にハイブリッド運転時の上段電極と下段電極の電圧波形を示す. 燃焼炎を加えることで上段電極では 150 V 以上, 下段電極では 100 V 程まで最大電圧が増加することが分かった. さらに, 多相交流アークにおいてすでに上段電極の電圧が高いことより, ハイブリッド運転時においても上段電極の電圧が特に高くなることが分かった. この時の変動率を図Ⅲ-2-①-2-17 に示す. 多相交流アークにおける電圧の変動率は 2 章で述べたように相数を増やすことで減少し, 安定な放電が可能となる. この影響もあり 2 相, 及び 6 相放電のような変動率が高い条件ではハイブリッド運転を行うことができなかった. しかし, より変動率の低い 12 相放電ではハイブリッド運転が可能となることが分かった. 唯一ハイブリッドプラズマが可能であった 12 相放電の条件では図Ⅲ-2-①-2-17 のようにハイブリッドプラズマにおいて変動率が大きくなり, 多相交流アークと比較して放電が不安定になることが分かった.



図III-2-①-2-15 多相交流放電中の代表的な電圧波形：(a)上段電極，(b)下段電極



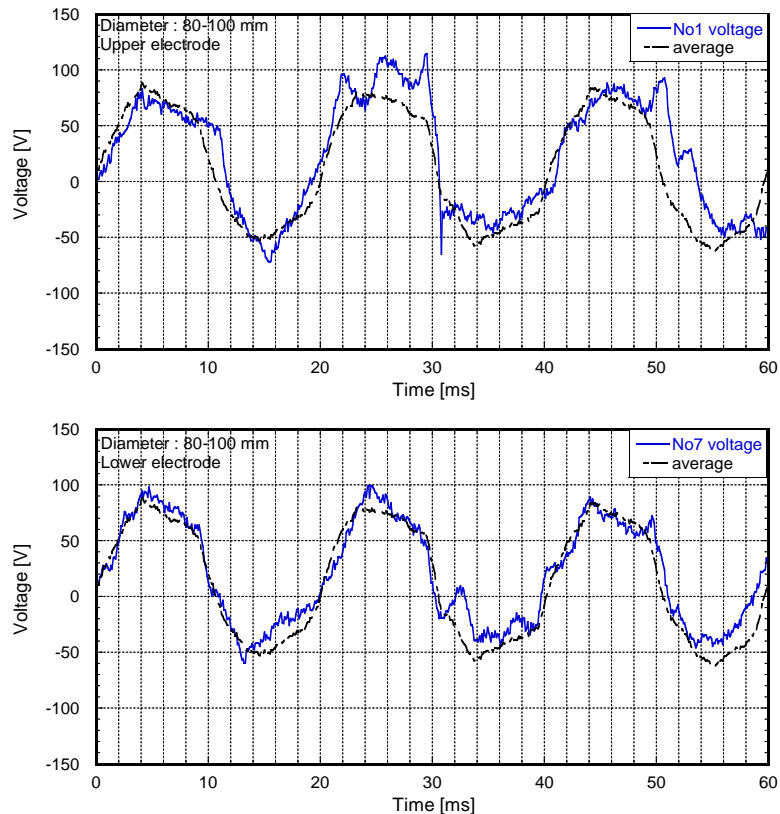
図III-2-①-2-16 ハイブリッドプラズマ運転中の代表的な電圧波形：(a)上段電極，(b)下段電極



図Ⅲ-2-①-2-17 各プラズマ運転条件における変動率の比較

これらよりハイブリッド運転を行うと最大電圧が増加し、不規則な電圧波形を示すことで変動率が大きくなり、放電の持続が困難になることが分かった。これらを考察すると、まずハイブリッド運転時の放電電圧が増加する理由は、多相交流アークに燃焼炎を組み合わせることにより、燃焼炎のガス分子が導入されること、及び燃焼炎のガスの流れによりアークが下方向に引き伸ばされることにより放電電圧が高くなり、放電の持続が困難となったと考えられる。この放電の持続が困難となることから電圧波形は大きく変動し、理想電圧であるサイン波形から大きく外れてしまったと考えられる。特に上段の電極の電圧が高いことから、下段電極と比較してより放電が困難となっていると考えられる。実際に、この状態でのハイブリッド運転では放電が不安定であり、数分間でアークが消滅していた。

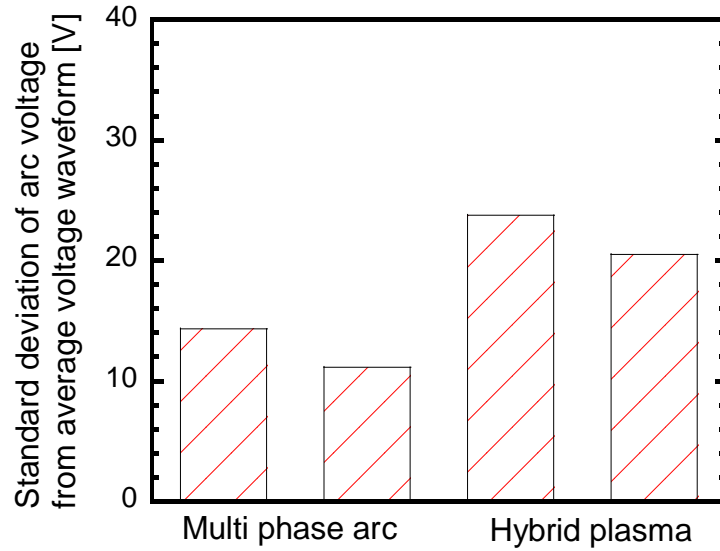
この放電が不安定な理由として、図 2.2-15 および 16 のように上段の電極と下段の電極で電圧のばらつきが生じていることが一つの要因として考えられる。特に上段電極の電圧が極めて高いことが問題と考えられた。そこでより安定的な放電を実現するため、電極間距離 100 mm の実験条件 I から、上段電極の電極間距離を 80 mm、下段電極の電極間距離を 100 mm の実験条件 II に設定した。この条件におけるハイブリッド運転時の電圧波形を図Ⅲ-2-①-2-18 に示す。ハイブリッド運転時の最大電圧は上段、下段電極共に 100 V 程となり、電極間距離 100 mm の時と比較すると、上段電極の電圧が 50 V 程低下した。さらに上段電極と下段電極の電圧波形において平均電圧からのばらつきが小さくなることが分かった。



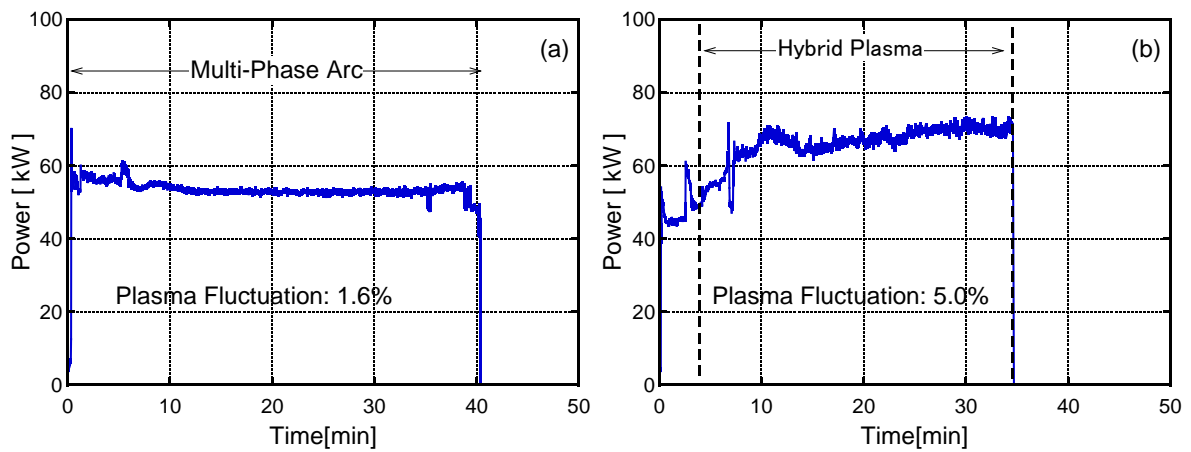
図III-2-①-2-18 電極間距離等調整後のハイブリッドプラズマ運転中の電圧波形：
(a)上段電極，(b)下段電極

この電極間距離 100 mm の実験条件 I と上段電極間距離 60 mm，下段電極間距離 80 mm の実験条件 II における平均電圧からの標準偏差の関係を図III-2-①-2-19 に示す. 多相交流アークにおいても，ハイブリッドプラズマにおいても，平均電圧からのばらつきは直径 100 mm の実験条件 I から，上段電極の直径を 60 mm，下段電極の直径を 80 mm の実験条件 II にすることでばらつきは小さくなった. そして実験においても電極間距離 100 mm の条件では数分しかハイブリッド運転を継続することができなかったのに対して，電極間距離を調整すること等で安定に 1 時間以上の運転を行うことが可能となった. これらのことから，多相交流アークでは複数の電極を有しているため，各電極の電圧波形のばらつきが放電の安定性に影響を与え，安定な放電を行うためにはこれらのばらつきを小さくすることが必要と考えられた. 特に放電の持続が困難であるハイブリッド運転時においては電圧波形のばらつきを改善することにより安定な放電を行うことができたため，電圧波形のばらつきを考慮しハイブリッド運転を実行することが不可欠であると考えられた.

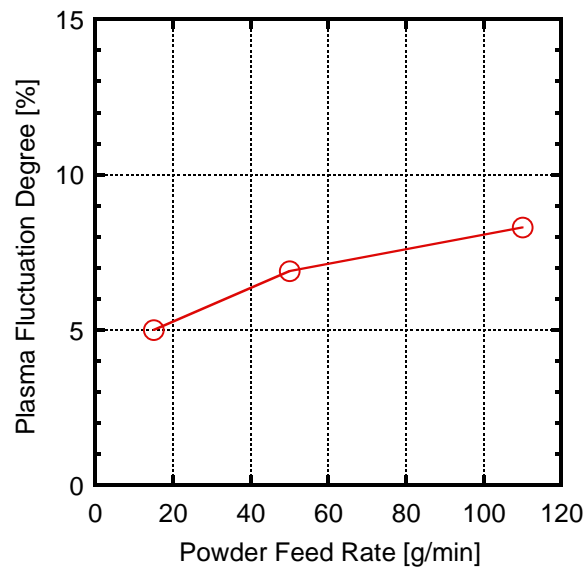
図III-2-①-2-20a に多相アークまたはハイブリッド運転中のプラズマ電力変動を示す. 図III-2-①-2-20a (a)に示す通り，多相アークのみの運転時は，上述の通りハイブリッドプラズマ運転時と比較して安定であるため，約 40 分間の運転においてプラズマ変動は 1.6%と低い値を示した. 一方，図III-2-①-2-20a (b)より，ハイブリッドプラズマでは，30 分間の運転中でのプラズマ変動は 5.0%という値が得られた. なお，原料供給量を増したときのプラズマ変動は 110 g/min の供給量においても 10%以内の変動に収まった. これは，多相アークのみの運転と比較すると相対的に高い数値であるが，十分に安定な運転が実現できたと結論付けられ，±10%以内で 30 分以上の運転を行うという本プロジェクトの目標を達成している. 以上より，放電相数の増加により放電電圧変動を低減化させること，および上下段電極における電圧の均一性を改善することで，安定なハイブリッドプラズマ運転が実現できることが示された.



図Ⅲ-2-①-2-19 電極間距離が及ぼす電圧均一性への影響



図Ⅲ-2-①-2-20a 運転中のプラズマ変動：(a)多相アーク，(b)ハイブリッドプラズマ



図Ⅲ-2-①-2-20b 原料供給量とプラズマ変動の関係（ハイブリッド加熱時）

表Ⅲ-2-①-2-2 ハイブリッドプラズマによるインフライト溶融実験の実験条件

Conditions of arc discharge	
Pressure	Atmospheric Pressure
Power	50-70 kW
Current	320 A
Voltage	190 V
Flow rate of argon shield gas	60 L min ⁻¹
Conditions of oxygen burner	
Power	9 kW
Gas flow rate	C ₃ H ₈ : 6 L min ⁻¹
Primary O ₂ flow rate	O ₂ : 6 L min ⁻¹
Second O ₂ flow rate	O ₂ : 24 L min ⁻¹
Conditions of powder treatment	
Powder	Alkali-free glass
Powder feed rate	30, 50, 80, 150 g min ⁻¹
Flow rate of air carrier gas	20 L min ⁻¹
Distance from powder injection position to electrodes	300 mm

(う) ガラス原料のインフライト溶融実験

前節では、多相交流アークの放電特性を理解し、変動を低減し、放電の均一性を向上させることで、安定にハイブリッドプラズマ運転を行う条件を見出した。本節では、多相交流アークと酸素燃焼炎の複合加熱源（ハイブリッドプラズマ）を用いた無アルカリガラス原料のインフライト溶融実験を行った。特に、多相交流アーク、ハイブリッドプラズマと異なる熱源を用いた際のインフライト溶融挙動を比較した。

(う-1) インフライト溶融に用いた実験装置

本実験で用いたハイブリッドプラズマ発生装置は前節で示した通りである（図Ⅲ-2-①-2-13）。この装置は多相交流アークの装置上部に酸素バーナを設置したものである。酸素バーナは上下方向に位置を調節することができるため、原料の投入位置を自由に設定することが可能である。実験条件は表Ⅲ-2-①-2-2に示す。

(う-2) 溶融前の原料および溶融処理後粉体サンプルの分析方法

本実験では無アルカリガラスの原料粉体を用いた。原料組成を表Ⅲ-2-①-2-3に示す。溶融後の粉体サンプルの分析方法を以下に示す。

・電子プローブマイクロアナライザーによる成分分析

電子プローブマイクロアナライザー(JXA-8621, 日本電子社製)を用いて、粒子断面における成分分析を行った。電子プローブマイクロアナライザーは加速した電子線を物質に照射して、放出する特性 X 線のスペクトルから構成元素の検出及び同定と、各構成元素の比率(濃度)を分析することができる。電子線の照射領域は約 1 μm³である。

・粉末 X 線回折によるガラス化率の算出

粉末 X 線回折装置(Miniflex, Rigaku 社製)を用いて、原料粒子または溶融後に捕集した粒子の物質同定を行った。XRD の測定条件は、X 線源に CuK α 、電圧値を 30 kV、電流値を 15 A、step size を 0.04 deg、scan speed を 2 deg/min、angle range を 3-90 deg とした。溶融後の粒子については、X 線回折の内部標準法に基づきガラス化率を算出した。ガラス化率は、ガラス化の進行を定量的に扱うために試料中の SiO₂ の非晶質割合を求めるものである。これはガラス化反応が SiO₂ の結晶が消失する反応であるため、その理論に基づく評価方法である。

・溶融後サンプル組成の定量

蛍光 X 線を用いて、インフライト溶融前後の組成分析を行った。その際、ガラス化剤を用いて粉末資料を溶解しガラス化して分析することで定量性を向上させて分析を行った。

表Ⅲ-2-①-2-3 無アルカリガラス原料組成と目標組成

Target	SiO ₂	B ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	BaO	Sb ₂ O ₃	Total
[wt%]	49	15	10	25	1	100
Raw material	SiO ₂	H ₃ BO ₃	Al ₂ O ₃	BaCO ₃	Sb ₂ O ₃	Total
[wt%]	49	26.6	10	32.2	1	118.8

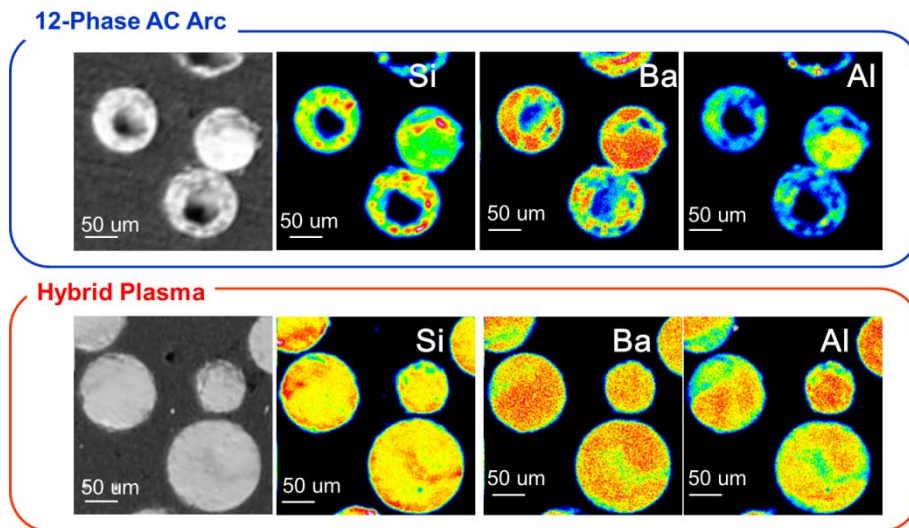
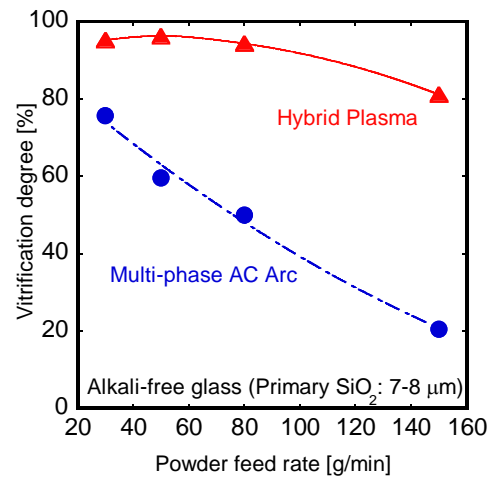
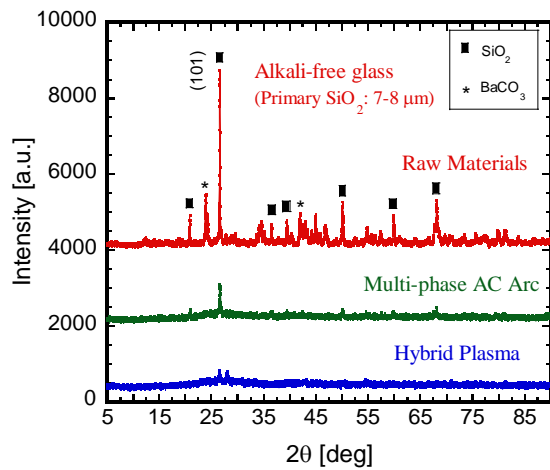
(う-3) 実験結果

図Ⅲ-2-①-2-21 に、インフライト処理後サンプル断面の代表的な EPMA マッピング像を示す。多相交流アークとハイブリッドプラズマを比較すると、ハイブリッドプラズマ処理時の方が粒子内の各成分の均質性が高いことがわかる。

図Ⅲ-2-①-2-22 に、原料供給量を 30 g/min とした際の、インフライト処理後サンプルの XRD パターンを示す。多相交流アークとハイブリッドプラズマのいずれの熱源においても、処理後サンプルは回折ピーク強度が減衰していることがわかる。これは、インフライト加熱処理されることで、原料が十分に溶融、ガラス化したためである。SiO₂ の結晶ピークより算出したガラス化率と粉体供給量との関係を図Ⅲ-2-①-2-23 に示す。原料供給量の増加に伴い、ガラス化率が減少していることがわかる。これは、原料供給量が増加することにより、プラズマ中の温度が低下し、各粒子への伝熱量が低下するためだと考えられる。多相交流アークとハイブリッドプラズマを比較すると、ハイブリッドプラズマでの処理時の方が高いガラス化率が得られている。これは、多相交流アーク処理時の供給電力が 50 kW 程度何に対して、ハイブリッドプラズマでは、多相アーク発生分で約 60 kW、燃焼炎で 9 kW、合計約 70 kW のエネルギーが系に印加されていることが理由の一つである。しかし、単位原料当りに供給するエネルギーを一定として比較した際でも、ハイブリッド処理時の方が高いガラス化率が得られていることより、ハイブリッドプラズマの方がより効率的に粒子にエネルギーを伝達できていると結論付けられる。

今回用いた無アルカリガラス原料中では、最も揮発しやすい成分はホウ酸である。そこで、ホウ酸組成に着目し、粉体供給量と処理後サンプルのホウ酸組成との関係を図Ⅲ-2-①-2-24 に示す。原料供給量の増加に伴い、処理後サンプル中のホウ酸成分の残存量が増加していることが確認できる。これは、ガラス化率と同様に、原料供給速度の増加によりプラズマ場の温度が低下したためだと考

えられる。以上のことより単位原料あたりの供給エネルギーを増加させることによりガラス化率は増加することができる。しかし、ホウ酸の揮発率が増加することが問題となる。このことから“促進が必要な”ガラス化反応と“抑止が必要な”原料の揮発は相反する現象であり、最適な条件を検討する必要があることが分かった。



図Ⅲ-2-①-2-21 処理後粉体サンプル断面の EPMA マッピング像

図 2.2-22 無アルカリガラス造粒原料と処理後サンプルの XRD パターン

図 2.2-23 粉体供給量とガラス化率の関係

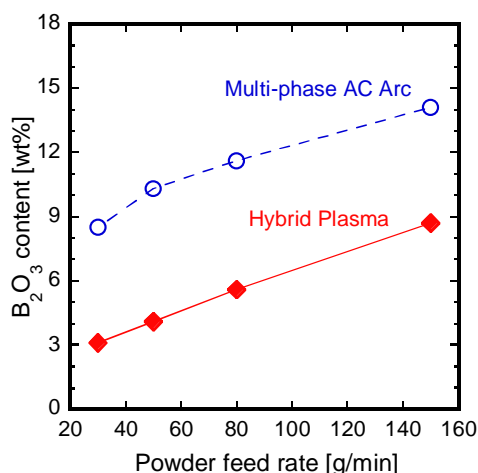


図 2.2-24 原料供給量とホウ酸残存量の関係

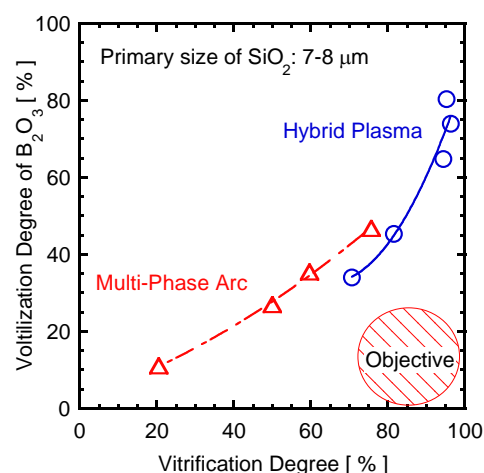


図 2.2-25 ガラス化率とホウ酸揮発率の関係

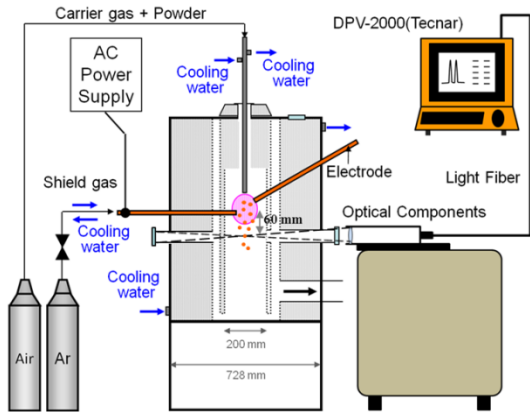
そこで、ガラス化率と揮発率の関係を図Ⅲ-2-①-2-25 に示す。同じガラス化率が得られている条件で多相交流アークとハイブリッドプラズマを比較すると、ハイブリッドプラズマの方がホウ酸揮発率を抑制できていることがわかる。これは、ハイブリッドプラズマでは 10,000℃近い熱プラズマのみでなく、2,000-3,000℃程度の燃焼炎場が存在することにより、粒子の熱履歴を制御しやすくなったためだと考えられる。

(え) インフライト溶融粒子の計測

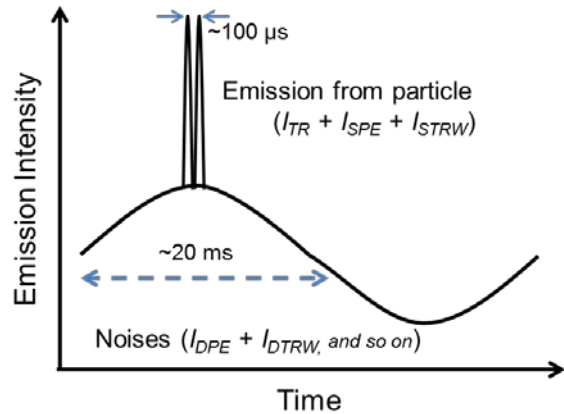
(えー1) 実験装置と計測システム

多相交流放電アークによるインフライトガラス溶融装置の概略図を図Ⅲ-2-①-2-26 に示す。溶融炉には電極を 12 本配置しており、炉上方からガラス原料粉体をキャリアガス（乾燥空気）により導入している。溶融炉下方において排ガス系統へと接続されており、溶融炉の下に設置したステンレス製容器によって溶融後ガラス粉体を回収する。なお、炉内壁部には全面断熱材を配置しており、ガラス溶融におけるエネルギー効率の向上を図っている。

粒子計測は炉側面部の粒子観測窓から行っており、この観測窓は電極面すなわち放電領域から 60 mm 程下流側に配置している。ここで用いた粒子計測装置は、上述した DPV-2000 (Canada, Tecnar 社製) である。溶融中粒子からの発光は、レンズで集光しスプリッターで光路を分岐させた後、バンドパスフィルターを経て光検出部へと導入される。温度計測は二波長放射測温法で行われており、用いている波長は 787±25 nm, 995±25 nm である。なお、本計測装置は、ファイバー手前に入射スリットを二つ設けており、飛翔時間より粒子速度を計測している。



図Ⅲ-2-①-2-26 多相交流アークによるインフライト溶融装置の概略図



図Ⅲ-2-①-2-27 DPV-2000 における発光強度の時間変動の模式図。

(えー 2) 温度計測方法とその補正

DPV-2000 においては、異なる波長 1 と波長 2 において、被計測物質の放射率が等しいと仮定することで、Planck の放射則を基に導かれる以下の式を用いて、すなわち二色放射测温法より温度を評価している。

$$T = \frac{hc(\lambda_1 - \lambda_2)}{k\lambda_1\lambda_2} \left[\frac{1}{\ln\left(\frac{I(\lambda_1)}{I(\lambda_2)}\right) + 5 \ln\left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2}\right)} \right] \quad (2.2.6)$$

ここで、 I : 光の強度($\text{W m}^{-3} \text{sr}^{-1}$), λ : 波長(m), T : 表面温度(K), h : プランク定数($6.6260 \times 10^{-34} \text{ J s}$), c : 光速($2.9979 \times 10^8 \text{ m s}^{-1}$), k : ボルツマン定数($1.3806 \times 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$)である。

従来のプラズマ溶射の分野では、この式より評価された計測結果を鵜呑みにして溶射粒子の温度計測が行われることがあった。しかし、検出される発光強度は被計測物質の放射光由来の I_{TR} 以外に、以下の式(2.2.7)に示すような他の発光が入射してくることが考えられるため、計測結果は正確な溶射粒子の温度ではないことがある。

$$I_{Total} = I_{TR} + I_{DPE} + I_{SPE} + I_{DTRW} + I_{STRW} \quad (2.2.7)$$

ここで、 I_{Total} は検出器にて検出された全発光強度、 I_{DPE} (Direct Plasma Emission) は直接入射したプラズマ由来の発光、 I_{SPE} (Scattered Plasma Emission) は溶融中粒子によって反射されて入射したプラズマ由来の発光、 I_{DTRW} (Direct Thermal Radiation from Wall) は直接入射した断熱材からの発光、 I_{STRW} (Scattered Thermal Radiation from Wall) は溶融粒子により反射した断熱材由来の放射光である。このように、溶融粒子の温度計測においては、種々の光源からの影響を検討する必要がある。さらに本実験装置ではプラズマ由来の発光に加えて、断熱材由来の放射光も検討することが必要である。

それでは、本稿で取り上げている DPV-2000 という粒子計測装置の場合、どのような対応が必要になるかを述べていきたい。まず、図Ⅲ-2-①-2-27 に DPV-2000 で得られる発光強度の経時変化の模式図を示す。発光体が DPV-2000 の測定範囲を通過する際、二つの入射スリットに対応した二つのピークが得られる。プラズマ由来、断熱材由来のそれぞれの発光の場合、温度計測において重要となるのがその時間変動の周期である。この周期が粒子由来の二本の発光ピークより充分長い時間であれば、直接入射光を分離して考えることができる。多相放電アークの場合、プラズマからの発光

の周期は、多相放電アークの交流成分由来の 20 ms 程度であると考えられ、粒子が測定領域内を通過する時間（この場合約 0.1 ms）と比較して充分長い。また、断熱材由来の直接光は大きな時間変動があるとは考えにくい。したがって、今回の系では直接入射光は影響を与えないと判断することができる。このように、直接入射光の場合、その発光の時間変動と粒子が測定領域を通過する時間とを比較して確認することが重要となる。

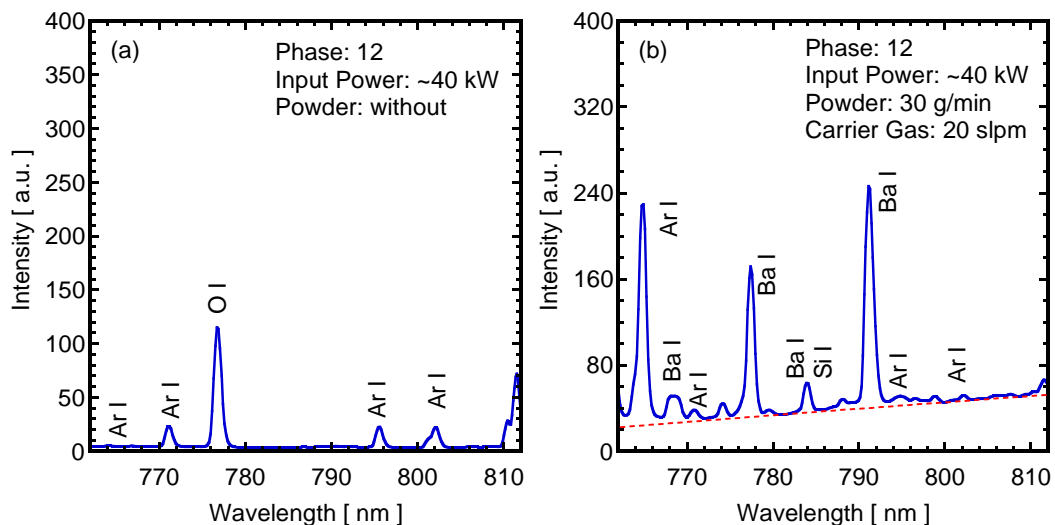
粒子によるプラズマの反射光は粒子と同じタイミングで検出器に入射してしまうため、直接光と比較して、さらに慎重に取り扱う必要がある。まず、断熱材由来の放射光が粒子で反射された光がどの程度計測に影響を及ぼすかを確認することが必要である。そこで、放電アーク発生直後から断熱材表面温度が上昇し定常温度となるまでの間、粒子計測を行った。その結果、断熱材温度が上昇しており、熔融粒子による断熱材由来の反射光 I_{STRW} が増加し続けているにも関わらず、特に粒子温度（および発光強度）に目立った経時変化は見られなかった。すなわち、断熱材由来の粒子での反射光の影響は無視できる程度であったと結論付けられる。

ここまで述べてきた種々の発光に対する検討より、最終的に検出器に入射する発光は、被計測物質の放射光由来の I_{TR} と熔融粒子によるプラズマ由来の反射光 I_{SPE} のみに絞ることができたと考えられる。すなわち、計測機器が示す温度は以下の強度比から算出された温度である。

$$\frac{I_{Total}(\lambda_1)}{I_{Total}(\lambda_2)} = \frac{I_{TR}(\lambda_1) + I_{SPE}(\lambda_1)}{I_{TR}(\lambda_2) + I_{SPE}(\lambda_2)} \quad (2.2.8)$$

粒子の温度計測には、この熔融粒子によるプラズマ由来の反射光 I_{SPE} の影響を正確に評価することが重要となる。このためには、分光計測が重要な役割を担う。

図Ⅲ-2-①-2-28 に原料未導入時および導入時における発光スペクトルを示す。原料未導入時は、アルゴンと酸素由来の線スペクトルが確認できる。一方、原料導入時では、原料からの揮発成分由来の発光ピークが確認されたのに加えて、連続スペクトルも確認できる。これは、高温に加熱された原料粒子からの放射光由来の連続スペクトルである。ここで、注目すべき点として、アルゴンからの線スペクトルの発光強度が原料未導入時と比較して、原料導入時の方が著しく強くなっていることである。本来、ガラス原料などの粉体をプラズマ中に導入した場合、プラズマの励起温度等は低下するため（電子温度は除く）、発光強度は小さくなることが予想される。しかしこの場合、原料導入時の方が、発光が著しく強くなっていることより、以下の仮定を考えることができる。



図Ⅲ-2-①-2-28 多相交流放電アーク下流部における発光スペクトル：
(a)原料未供給時、(b)原料供給時

$$I_{SPE} \gg I_{DPE} \quad (2.2.9)$$

すなわち、原料導入時においては、分光計測の観測視野からの線スペクトルは、反射入射光と比較して直接入射光をほとんど無視できるという仮定である。

熔融粒子の真の温度は、粒子の放射光のみの強度比からでないと正確に求めることができないので、以下に定義するような補正係数 R を用いて計測値の補正を行う。

$$R(\lambda) = \frac{I_{TR}(\lambda)}{I_{TR}(\lambda) + I_{SPE}(\lambda)} \quad (2.2.10)$$

この補正係数を式(2.2.8)の両辺にかけることにより、

$$\frac{I_{Total}(\lambda_1)}{I_{Total}(\lambda_2)} \times \frac{R(\lambda_1)}{R(\lambda_2)} = \frac{I_{TR}(\lambda_1) + I_{SPE}(\lambda_1)}{I_{TR}(\lambda_2) + I_{SPE}(\lambda_2)} \times \frac{R(\lambda_1)}{R(\lambda_2)} \quad (2.2.11)$$

粒子由来の放射光の強度比を左辺にすると、

$$\frac{I_{TR}(\lambda_1)}{I_{TR}(\lambda_2)} = \frac{I_{Total}(\lambda_1)}{I_{Total}(\lambda_2)} \times \frac{R(\lambda_1)}{R(\lambda_2)} \quad (2.2.12)$$

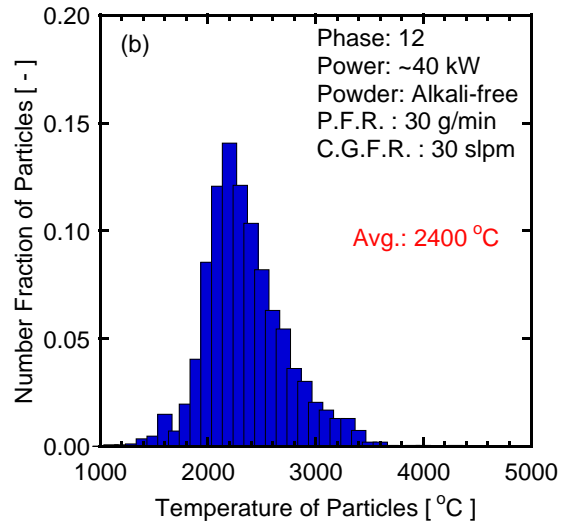
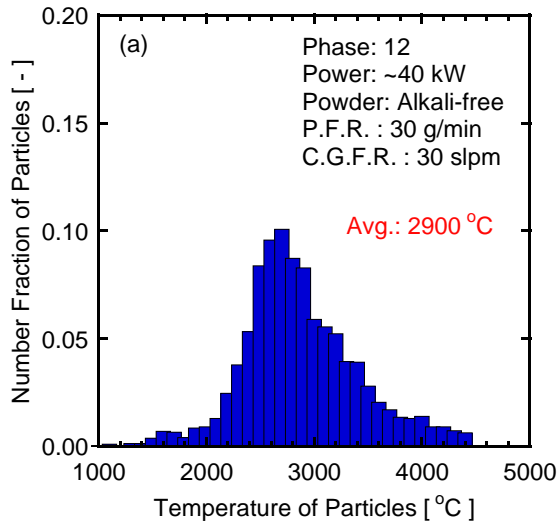
と表すことができる。このように補正することにより、適切な熔融粒子の温度計測が可能となる。

(え-3) インフライト熔融粒子の計測結果

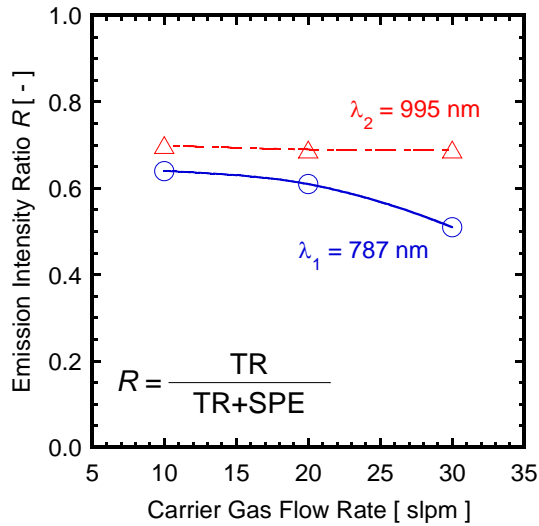
ここからは、多相交流放電アークによるガラス原料のインフライト熔融プロセスにおける粒子計測結果を示す。図III-2-①-2-29 はそれぞれ補正前、補正後の熔融中ガラス粒子の温度分布を示す。補正前の温度分布では、4,000°C以上の高温の粒子が無視できないほど計測されており、熔融粒子の温度の計測結果としては現実的ではない。それに対し、補正後の温度は現実的な温度の範囲内に分布している。平均温度は補正前が約2,900°Cであるのに対し、補正後は2,400°C程度となっており、反射光の影響で温度を過大評価していたことがわかる。

図III-2-①-2-30 に補正係数 R へのキャリアガス流量の影響を示す。キャリアガス流量の増加に伴い、特に低波長側の R 値が減少傾向であることがわかる。これは、キャリアガス流量が増加するにつれて、粒子の高温での滞留時間が短くなり、粒子温度が低下するため、粒子の放射光と比較して反射光の寄与が大きくなったためであると理解できる。図III-2-①-2-31 に粒子平均温度へのキャリアガス流量の影響を示す。補正前は、キャリアガス流量の増加に伴い平均温度が増加するという、物理的には考えにくい結果が得られている。このような結果が得られてしまうのは、先に述べたように、キャリアガスの増加に伴い、反射光が及ぼす影響が大きくなってしまうためである。一方、補正後の平均温度はキャリアガス流量が増加するにつれ平均温度が減少傾向にあることより、補正の妥当性も示されていると言える。このように、二色放射測温法のような高温測定計測機器が示す結果を鵜呑みにしてしまわずに、物理的な現象を理解し、得られた結果を適正に取り扱うことが非常に重要であるということが示されている。

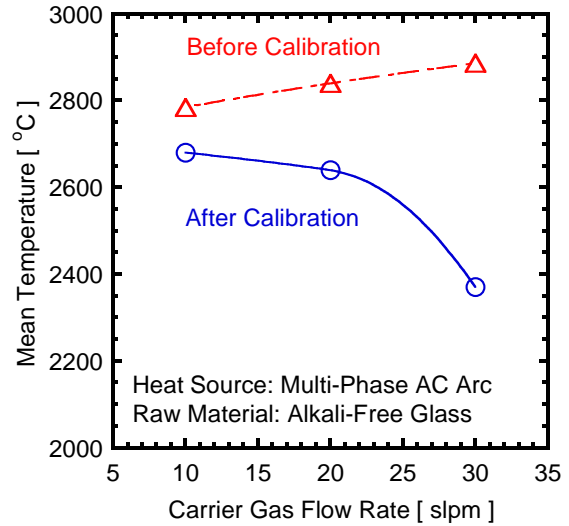
図III-2-①-2-32 にインフライト熔融中ガラス粒子の速度分布を示す。平均速度が約10 m/sであり、これは直流放電アークなどを用いた他のインフライト処理と比較して一桁程度遅い速度である。したがって、高温領域での滞留時間が長くなり、効率的な加熱処理が可能であることがわかる。



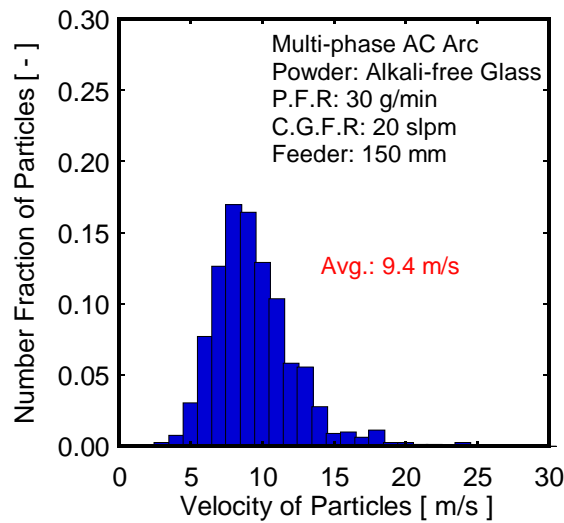
図Ⅲ-2-①-2-29 (a)補正前のインフライト熔融ガラス粒子の温度分布および(b)同補正後



図Ⅲ-2-①-2-30 補正係数 R のキャリアガス流量の影響.



図Ⅲ-2-①-2-31 インフライト熔融中ガラス粒子温度へのキャリアガスの影響



図Ⅲ-2-①-2-32 インフライト熔融中の粒子速度分布

a-2) 液晶用ガラスの気中溶融特性

NEDO 先導研究で、溶融温度が高い無アルカリのアルミノホウケイ酸系（組成：50SiO₂-25BaO-10Al₂O₃- 15B₂O₃ (wt%)）の液晶用ガラス（以下 BS ガラス）を気中溶融する上で熱源としてプラズマの可能性が示されたが、その加熱場で溶融したガラスの特性は明らかにされていない。そこで、プラズマで気中溶融方法とそこで得られたガラスの特徴を明らかにすることを目的とした。

先導研究において、BS ガラスを気中溶融した場合、B₂O₃ 残存率とガラス化率にトレードオフの関係があることがわかった。そこで旭硝子に設置した装置で RF プラズマまたは酸素火炎加熱での気中溶融実験を実施し、気中溶融の条件と得られたガラス粉体の B₂O₃ 残存率、ガラス化率等との関係を明らかにし、目標レベル（B₂O₃ 残存率 90%、ガラス化率 90%）に到達することを第一の課題とした。目標達成の上で、ガラス原料として送入する造粒体の改善も重要であった。

次に、気中溶融した BS ガラス粉体を高温の場に着地させ、溶融体として採取し、その特性、品質を調査することとした。そのためのメルト採取装置を RF プラズマと酸素火炎加熱装置を備えた現気中溶融実験装置に組み込み、得られたガラス溶融体を評価し、品質目標（指標として気孔率 0.1vol.%）を達成することを第 2 の課題とした。

また、東京工業大学渡辺研究室における酸素燃焼炎 - 多相アークのハイブリッド加熱装置で BS ガラスを 1 時間以上の長時間安定運転する技術の確立を踏まえ、同炉にメルト採取装置を設置し、ガラス溶融体を採取し、その特性、品質を調査した。BS ガラスに対するプラズマおよび/またはハイブリッド加熱の試験炉構築に向けた課題の抽出を行うことを第 3 の課題とした。

なお、東洋ガラスでの 1 ton/d 規模気中溶融試験の一環として、BS ガラスの酸素火炎加熱場での溶融試験が行われたが、そのサンプルの評価を担当した。これについては別途、III-2-①-1-e-(e-2)-(い)で報告した。

以下、検討手順に従って下記の項目について結果を報告する。

- 1) BS 造粒体の改善： 「ガラス化率 90%・B₂O₃ 残存率 90%」の目標達成のために造粒体の作製方法の改善を通じて、気中溶融に適合する特性の造粒体を作製する。
- 2) BS 気中溶融の特性： RF プラズマまたは酸素火炎加熱場での気中溶融実験での採取飛翔体で「ガラス化率 90%・B₂O₃ 残存率 90%」の目標を達成する。
- 3) BS 気中溶融体の評価： RF プラズマまたは酸素火炎加熱場で溶融体を採取し、その評価で「気孔率 0.1vol.%」の実現を確認する。
- 4) プラズマ・酸素燃焼炎のハイブリッド加熱場での BS 気中溶融体の評価： 東京工業大学渡辺研究室と共同で、多相アークプラズマ and/or 酸素火炎加熱場での溶融体採取とその評価を実施する。

(あ) BS 造粒体の改善

気中溶融技術を用いて BS ガラスで「ガラス化率 90%・B₂O₃ 残存率 90%」を同時達成するために、造粒体の特性の改善面から検討を加えた。造粒体の作製方法は噴霧乾燥法（以下 SD 法）に限定し、因子としてスラリー作製条件を取り上げた。造粒体の作製に当たっては、1 kgBMG 規模のスラリーテーブルテストでの予察結果から候補を絞り、100 kgBMG 規模で SD 造粒を行った。

気中溶融に適った SD 造粒体の条件は、①B₂O₃ の揮発・飛散を抑制するために、50μm 以下の微粉を少なくすること、②気体搬送および加熱場で破損して微粉を発生させない程度の強度を有すること（気体搬送耐性）、③軽負荷の加熱条件でガラス化が進むこと、である。①②は造粒体の更なる高強度化を目指すものであり、原料の粒度構成の見直しと適切なバインダーの探索が必要である。③は造粒体構成粒子間の接触を改善することで、一次原料、特にシリカの粒度を細かくすることが

有効であると考えられた。

スラリーテーブルテストではミリング時間に対して以下の項目をチェックし、適合するスラリーが得られるよう加水量を調整した。スラリー中の **BMG** 固形分 (%) が加水量の指標となる。この値が小さいと **SD** 造粒工程で蒸発させる水分が多くなり、製造効率は落ちるが、造粒体の特性改善に主眼を置き、適切なスラリーの調整を優先した。

スラリーテストのチェック項目は以下の通りである：

- * スラリー粘度 (経験的に 100-1,000 mPa·s が適当と判断した)
- * pH (粒子の分散性に影響を及ぼす)
- * ガス発生 (発生するとミル内圧が高まる、スラリーがムース状になる等の問題がある)
- * スラリーの安定性 (固形分の沈殿分離等の観察)

テーブルテスト結果から選定された第1次 (6点)、第2次 (3点)、第3次 (9点) の計 18 種類のスラリーを用い、中規模 **SD** 機 (M2) で造粒し、各 50 kg 程度の造粒体を得た。

BS 造粒体改善テストの結果を表III-2-①-2-4に示した。表には、スラリー作製条件として、

- * 原料配合 (バインダー等の添加物について標準調合 (表III-2-①-1-38 参照) との違いを表示)
- * シリカ粒度 (平均径 1 μm 、4 μm 、8 μm 品を A, B, C で表示)
- * 固形分 (加水量の尺度としてスラリー中の **BMG** 固形分を表示)
- * ミル時間 (ホウ酸を後発として投入した場合、先発・後発のミル時間 (h) を表示)

また、造粒体特性として、

- * 造粒体の平均径 (乾式粒度分布計 (マイクロトラック) で測定したメディアン径 **D50**)
- * 微粉率 (乾式粒度分布計で測定した 50 μm 以下の微粉の体積割合を表示)
- * 気体搬送耐性 (粒度分布測定の際、圧空を吹き付けた場合の微粉発生の程度から判定)
- * **B₂O₃** (湿式分析による造粒体中の **B₂O₃** 量を対 **BMG** で表示)
- * 嵩密度 (ノントップの値を示す、g/cc)
- * **Oxide Yield** (組成分析結果から求めた造粒体中の **BMG** 成分の合計、100%との差分がガスとして逃散する部分 (灼熱損失=Ignition Loss) に対応する)

を表示した。

表Ⅲ-2-①-2-4 BS 造粒体改善テスト結果

BS 造粒体改善テスト結果										
スラリー調製条件		造粒体特性								
Code	Comment	シリカ 粒度	固形分 (BMG%)	ミル時間(h) 先発+後発	D50 (μm)	微粉率	気体搬送 耐性	B ₂ O ₃	嵩密度	Oxide Yield
Y100	C Std	C	40	1.5	110	2	×	15.7	0.48	93.3
Y101	A Std	A	20	1.5	103	2	◎	14.4	0.57	93.3
Y102	B Std	B	20	1.5	96	4	△	13.3	0.58	93.6
Y103	水酸化Ba	B	20	1.5	107	2	△	16.3	0.51	94.4
Y104	ベントナイト	B	20	1.5	96	4	△	13.4	0.63	93.6
Y105	カオリン	B	20	1.5	101	2	34	13.1	0.51	93.6
Y106	長時間	B	20	7.5	98	2	△	15.4	0.58	93.6
Y201	水酸化Ba	B	30	15+5	104	22	×	16.8	0.52	91.7
Y202	長時間	B	20	15+5	104	1	○	15.7	0.49	92.6
Y203	硝酸Ba	B	30	15+5	115	4	△	12.3	0.51	83.0
Y301	A Std	A	15	1.5	130	2	◎	15.4	0.47	94.5
Y302	有機分散剤セルナ	A	20	1.5	156	2	○	13.8	0.49	93.0
Y303	硝酸Al	A	19	1.0+0.5	173	1	○	12.6	0.59	79.3
Y304	清澄剤添加	A	16	1.5	131	2	◎	16.0	0.61	94.1
Y305	ホウ酸後発	A	16	1.0+0.5	128	1	◎	15.8	0.55	94.2
Y306	水酸化Ba	A	20	1.0+0.5	142	1	×	16.5	0.49	94.1
Y307	微細Al	A	17	1.0+0.5	126	3	△	15.9	0.58	94.4
Y308	ホウ酸Ba全量	A	22	1.5	166	1	◎	16.7	0.38	94.1
Y309	ホウ酸Ba半量	A	24	1.5	149	1	◎	16.7	0.42	96.4

造粒体強度の指標である微粉率・気体搬送耐性で好結果を得た造粒体(Y101, Y301, Y304, Y305, Y308, Y309)はいずれも 1 μm のシリカ A を使用したものである。清澄剤として $\text{SO}_3=0.3\%$ (硫酸バリウムで導入)及び $\text{Cl}=0.5\%$ (塩化バリウムで導入) を添加した Y304 でも同様の結果で問題はなかった。

調査計算上 17.5%加えているのに、造粒体中の B_2O_3 は平均 15.7%まで低下している。水酸化物を使用した Y103, Y201, Y306 で B_2O_3 量が 16.5%で高く、硝酸塩を使用した Y203, Y303 で 12.5%と低いことから、アルカリ性のスラリーでホウ酸の分散が良好であるのに対して酸化性の領域ではホウ酸は析出・沈降したものと考えられる。また、メタホウ酸バリウム BaB_2O_4 を使用した Y308, Y309 の B_2O_3 量は 16.7%と高い値を示した。Oxide Yield の値は 94%程度であり、調査から想定される値の 84%から逸脱しているが、ホウ酸バリウムを使用した場合と同等の値であることから、造粒過程でバリウムのホウ酸塩が生成している可能性がある。硝酸塩使用の Y203, Y303 で Oxide Yield が低く、調査値に近いことから、この場合はホウ酸の形を留めているものと考えられる。

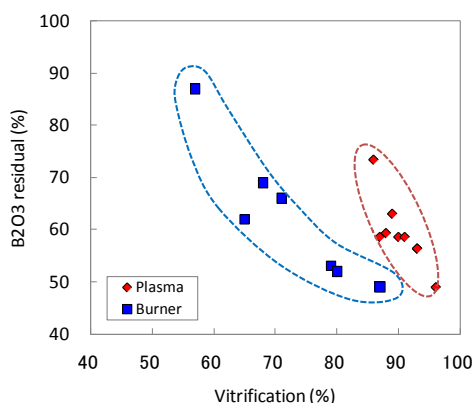
そのほか、無機バインダーとしてベントナイト、カオリン、有機分散剤、微細なアルミナを試みたが、好結果は得られなかった。また、得られた造粒体の嵩密度はいずれも 0.5 g/cc 程度の低い値で、飛散しやすいことが懸念される。

作製した造粒体は、旭硝子に設置した RF プラズマおよび酸素火炎加熱の気中溶融設備で溶融・飛翔粒子を凍結採取するプロセスを通じて気中溶融への適合性を評価した。性能の良かった Y301(Y101 に同じ)及びこれに清澄剤を加えた Y304 の造粒体は、旭硝子および東京工業大学渡辺研究室での気中溶融試験に供されたほか、別途 Y304 と同じ構成で 1.3 ton の造粒体を作製、Y400 として東洋ガラスでの酸素火炎場での気中溶融試験 T13 に供した。Y400 の作製条件・造粒体特性についてはⅢ-2-①-e-(e-1)-(え)に記述した。

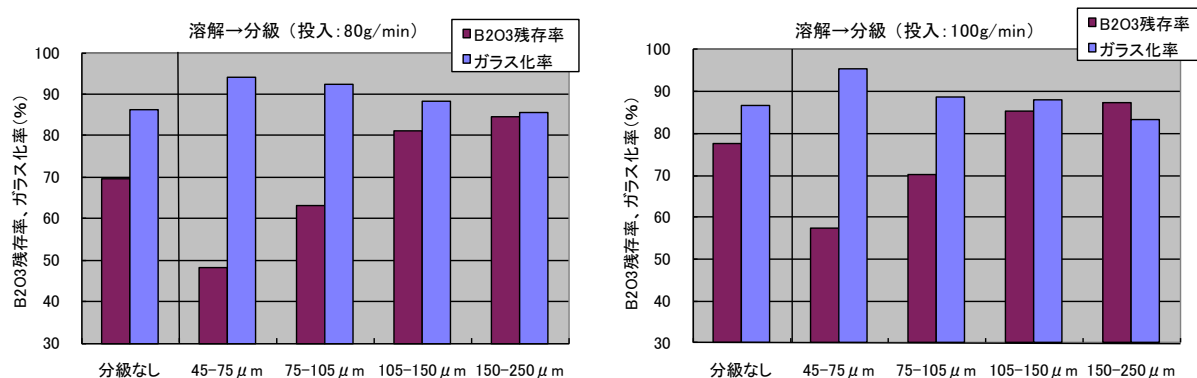
(い) BS 造粒体の気中溶融特性

(いー1) 先導研究における液晶用ガラス気中溶融結果

先導研究において、BS ガラスを気中溶融すると、**図III-2-①-2-33**に示すようにガラス化率とホウ酸残存率がトレードオフの関係にあり、目標レベル（ガラス化率：90%、ホウ酸残存率：90%）を両立することが困難であった。しかしながら、ボールミルによる一次原料の粉碎・混合工程を経て作製したスプレードライ造粒体を使用すること、および加熱源として酸素燃焼炎より高周波（RF）プラズマ加熱で気中溶融すると目標に近づく方向性を見出した。本開発ではこれらの知見をベースにして目標のガラス化率とホウ酸残存率を実現するためにさらなるアプローチを試みた。



図III-2-①-2-33 先導研究における液晶用ガラス気中溶融品のガラス化率とホウ酸残存率の関係

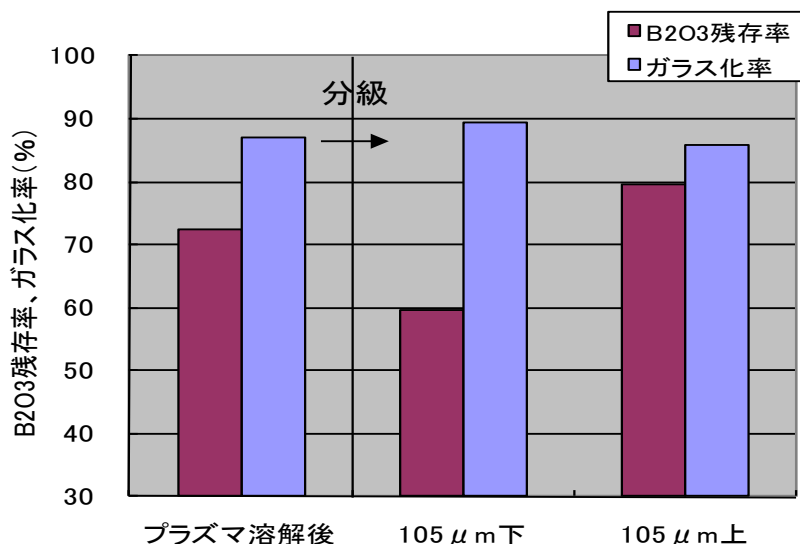


図III-2-①-2-34 RF プラズマ溶融した粒子と分級後粒子における粒径とガラス化率、ホウ酸残存率との関係

(いー2) 先導研究で作製した造粒体の RF プラズマ気中溶融

まず、先導研究で作製した造粒体を用いて RF プラズマで気中溶融し得られた粒子のガラス化率とホウ酸残存率を調査した。プラズマ出力 100 kW、投入速度 80 g/min または 100 g/min で気中溶融し、さらにその溶融粒子を分級し粒径毎にガラス化率とホウ酸残存率を測定した。その結果を**図III-2-①-2-34**に示す。どちらの条件でもホウ酸残存率が特に低く、先導研究のようにやはり目標には到達しない。但し、それらを分級して溶融粒子の粒径との関係を解析してみると、小さい粒度の溶融粒子は、高いガラス化率、低いホウ酸残存率であり、粒度が大きくなるにつれ、低ガラス化率、高ホウ酸残存率になっていくことがわかった。さらにガラス化率に比べて、ホウ酸残存率は粒径の

依存性が強く、比較的大きい粒子がガラス化率を大きく下げずにホウ酸残存率を高め得ることがわかった。その結果、投入速度 80 g/min では粒径 150~250 μm 、100 g/min では 105~150 μm の造粒体を溶融すると、比較的玻璃化率、ホウ酸残存率のバランスがとれ、目標に近いレベルになることがわかった。



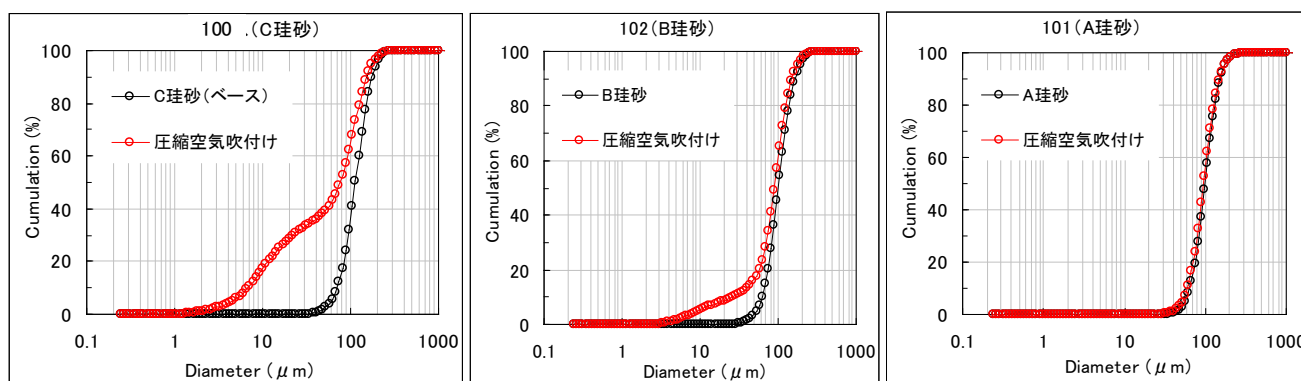
図Ⅲ-2-①-2-35 粒径 105~150 μm の造粒体の RF プラズマ溶融粒子とそれを分級した粒子のガラス化率とホウ酸残存率の関係 (投入速度:100 g/min)

そこで溶融前に適正な粒度の造粒体に揃えて、比較的大きい粒径の造粒体を高投入速度で溶融するのがよいと考え、あらかじめ 105~150 μm に分級した造粒体を投入速度 100 g/min で気中溶融した。しかしながら、図Ⅲ-2-①-2-35 に示すように、予想に反して、先に述べた投入速度 100 g/min で溶融後 105~150 μm に分級した結果と比べて、分級後溶融した結果の方がホウ酸残存率がかなり低くなることがわかった。得られた粒子を 105 μm 上下で分級してガラス化率とホウ酸残存率を調べてみると、105 μm 以下の細かい粒子のホウ酸残存率がかなり低く、その細かい粒子の存在により、ホウ酸残存率を下げていることがわかった。もともと 105~150 μm の造粒体を使用したので 105 μm 以下の細かい造粒体の多くは搬送あるいは、気中溶融中に壊れたものと考えられる。従って、高ガラス化率、高ホウ酸残存率を満足するためには、適正な粒度に揃えた造粒体であって、壊れて細かい粒子にならない高強度の造粒体を使用するのがよいことが示唆された。

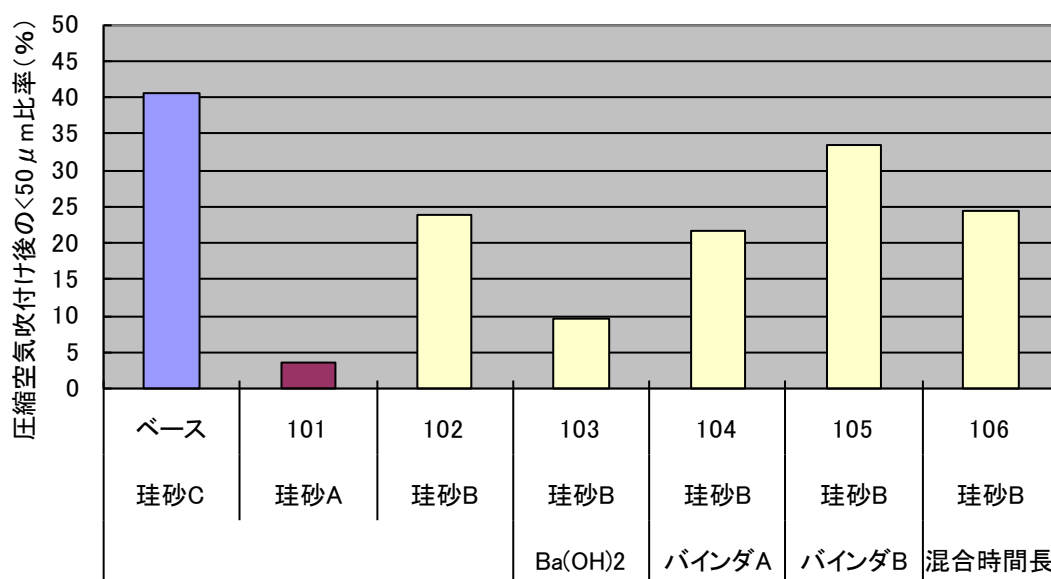
(い-3) 高強度造粒体による RF プラズマ溶融

以上の知見より造粒体の高強度化を目指して、Ⅲ-2-①-2-a-(a-2)-(あ)に記載したように、一次原料種の変更、バインダー種の添加、スプレードライ時のスラリー条件の変更等、種々の方策を実施した (Y101~Y106、Y100 が従来条件)。できた造粒体の強度評価は、乾式粒度分布計に付属している圧縮空気吹き付け機能を利用して、造粒体に直接圧縮空気を吹き付けた後の粒度分布を測定することによって行った。圧縮空気吹き付けによって発生する 50 μm 以下の微粉の割合で定量評価した。図Ⅲ-2-①-2-36 に圧縮空気吹き付け前後の造粒体の粒度分布の典型例を示したが、珪砂の粒径を細かくしていくと強度の改善がみられ、粒径 D50 で約 8 μm の珪砂 (シリカ C) を使った従来の造粒体 Y100 に対し、約 1 μm の超微粒珪砂 (シリカ A) を使った造粒体 Y101 は圧縮空気を吹き付けても微粉はほとんど発生せず強度が向上していることがわかった。また、中間の約 4 μm の粒度のシリカ B を用いた造粒体 Y102 の強度はそれらの中間に位置することがわかった。

一方、珪砂粒度以外の施策については、強度向上にはあまり効果がなかった。Y100 と比較した Y106 までの微粉率をまとめた結果を図 2.2.2-37 に示す。



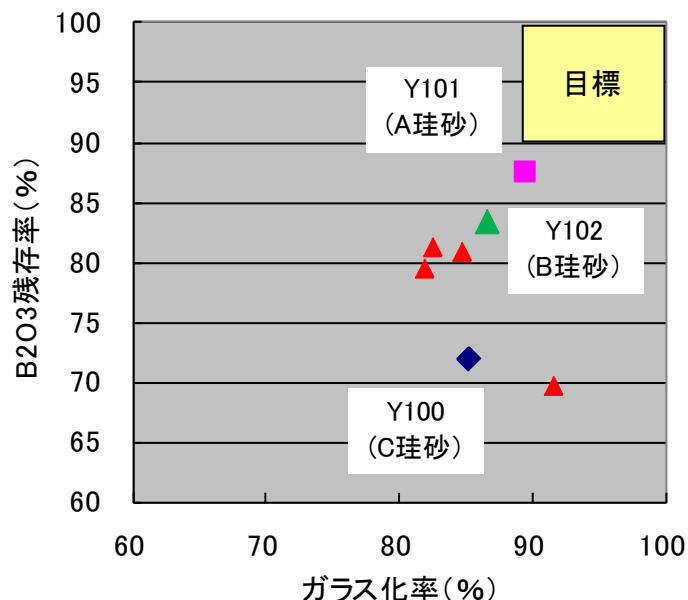
図Ⅲ-2-①-2-36 種々の粒度の珪砂で作製した造粒体の粒度と圧縮空気吹き付け後の粒度変化



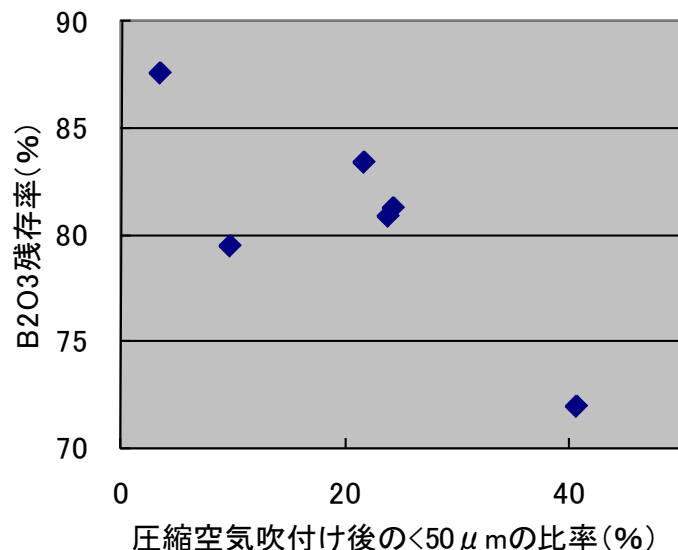
図Ⅲ-2-①-2-37 種々の方法で作製した造粒体の強度比較

それらの造粒体の粒度を 105~150 μm に分級し揃えたのち、投入速度 120 g/min の条件で RF プラズマ気中溶融し、できた粒子のガラス化率とホウ酸残存率を図 2.2.2-38 にプロットした。その結果、期待どおり強度評価にて微粉発生之最も少なかった超微粒珪砂を使った Y101 は、従来の Y100 と比べて、ガラス化率、ホウ酸残存率とも増加し、ほぼ目標領域に到達した。また、Y101 ほどではないが Y102 についても改善が認められた。

これらの造粒体強度とホウ酸残存率の関係をまとめたものが図 2.2.2-39 である。強度が増加するにつれて、ホウ酸残存率が高くなる傾向が認められた。以上の結果より、高ガラス化率と高ホウ酸残存率を両立させるためには、先導研究で得られた方策に加えて、ホウ酸残存率を著しく下げる細かい粒子を発生させないような高強度の造粒体をつくることが重要であることがわかった。



図III-2-①-2-38 種々の造粒体を気中溶融したときのガラス化率とホウ酸残存率の関係



図III-2-①-2-39 造粒体強度と気中溶融粒子のホウ酸残存率の関係

(う) 気中溶融した液晶用ガラスのメルト採取とその評価

前章までは、気中溶融したガラス粒子をステンレス容器に回収して評価を行っていたが、ガラスブロック体での品質、特性面の知見を得るため、下部に加熱したるつぼを待機させて気中溶融粒子を受け、メルトを採取した。

製作したメルト採取実験装置の模式図を図III-2-①-2-40に示す。既設の気中溶融実験装置の下部サンプリング室に白金るつぼを加熱するための電気炉本体をセットする。電気炉は、W200×H200×D200mmの加熱室をもち、周囲に最高1,700℃まで加熱できる二珪化モリブデンヒーター（カンタルスーパー1800、発熱部寸法φ3×160mm）が12本配置されている。電気炉天井にφ120mmの開口部を設け、そこから白金るつぼを挿入し所定の位置にセットし気中溶融粒子を採取しメルトにする。ここで気中溶融加熱手段であるRFプラズマまたは酸素バーナの先端から白金るつぼ底までの間隔は約740mmとした。気中溶融空間には、周囲に断熱材を巻いたムライト管を設置した。また、白金るつぼの外側面に熱電対を近接させ、その温度をるつぼ待機温度とした。

実験には、超微粒珪砂を使用したY101相当のBSガラス造粒体を供した。るつぼ待機温度が所望

の温度になるように調節した電気炉で白金るつぼを加熱したのち、RF プラズマまたは酸素燃焼炎により 10 分間さらに予熱し、1 kg の造粒体を投入速度 80~90 g/min で気中溶融して溶融粒子を白金るつぼで採取した。実験終了後採取したメルトをるつぼに入れたまま、徐冷しガラスブロック体を得た。

出力 100 kW の RF プラズマまたは 38 kW ないし 57 kW の酸素燃焼炎で種々のるつぼ待機温度で気中溶融、メルト採取したときの残存泡数の評価結果を図 III-2-①-2-41 に示す。残存泡数は、気中溶融の加熱源、出力によらず、るつぼ待機温度に大きく依存し、るつぼ待機温度を上げていくと泡数が減少することがわかった。それらの泡径を測定し気孔率を求めると、100 kW の RF プラズマで気中溶融した粒子をるつぼ待機温度 1,640°C で採取すると目標の気孔率 0.1vol% 以下になることがわかった。以上より、気中溶融直後は必ずしも泡は少なくないので、泡を所望のレベルまで削減するためには、通常の溶融方法と同様に着地後できるだけ高温で加熱清澄できるような設備が必要であるといえる。

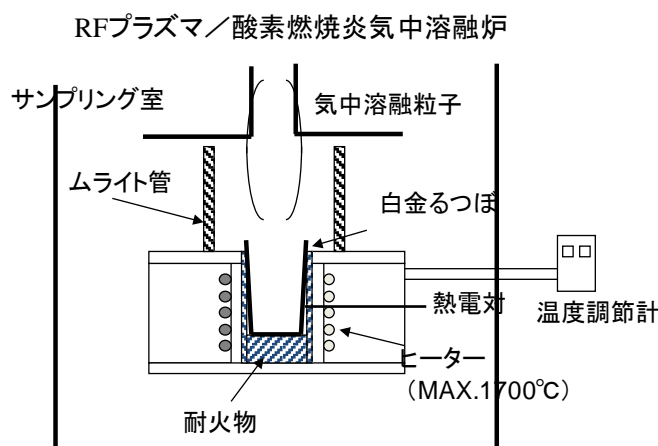


図 III-2-①-2-40 メルト採取実験装置模式図

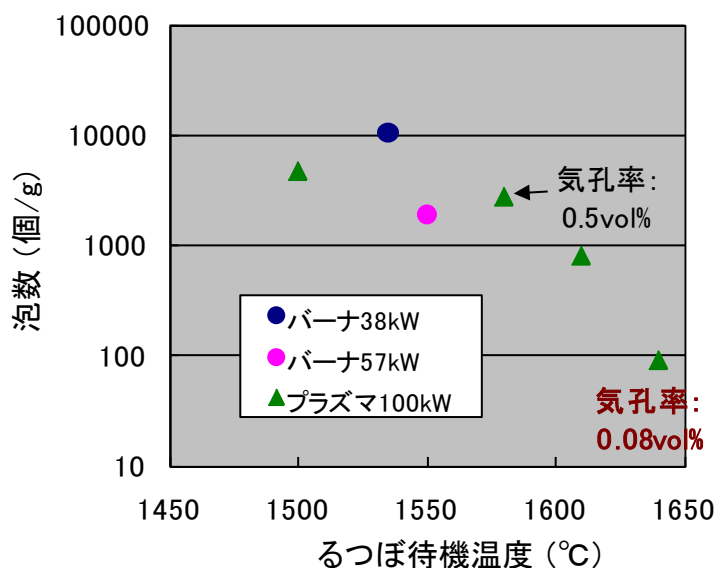
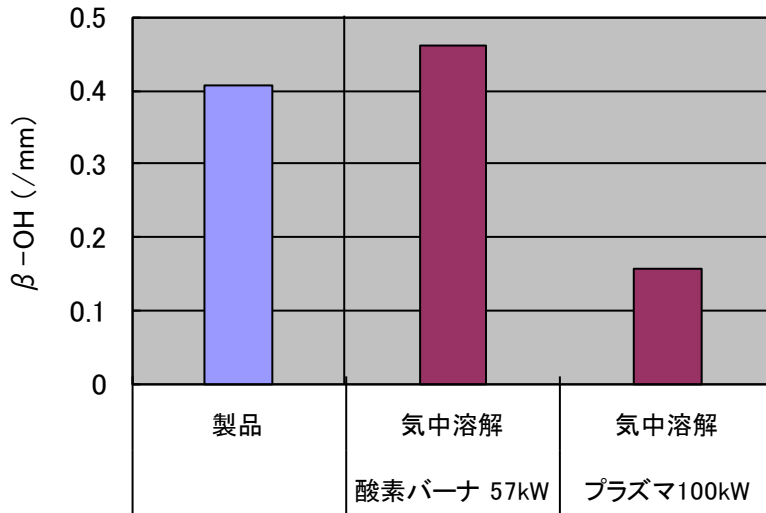


図 III-2-①-2-41 気中溶融したガラスブロック体におけるるつぼ待機温度と泡数の関係

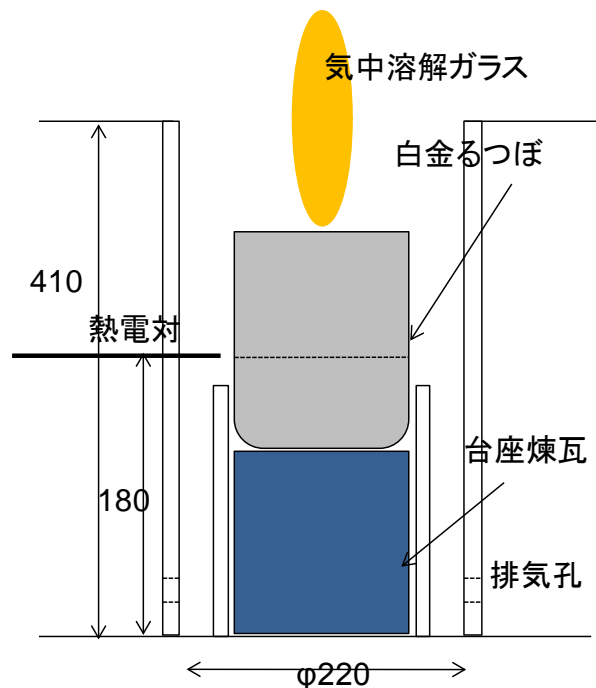
次に気中溶融したガラスブロック体を得ることができたので、赤外スペクトル法を用いて、RFプラズマと酸素燃焼炎で気中溶融したガラスの含水量 (β -OH) を測定した。比較のために市販品も測定した。結果を図Ⅲ-2-①-2-42に示すが、RFプラズマで気中溶融したガラスは市販品や酸素バーナで気中溶融したガラスと比べて、約 1/3 の低い水分含有量であることが明らかになった。



図Ⅲ-2-①-2-42 気中溶融ガラスと市販品の含水分量の比較

(え) プラズマ・酸素燃焼炎のハイブリッド加熱場での BS 気中溶融体の評価

東京工業大学渡辺研究室で多相アークプラズマおよび/または酸素バーナを用いた BS ガラスの気中溶融技術の基礎研究が進められている。しかしながら、本研究設備で得られた気中溶融ガラスは粉体で回収されるため、実用上のガラス特性、品質に関する知見が十分得られるとは言い難い。そこで、旭硝子で開発した新メルト採取炉を東工大の上記気中溶融炉の下部に組み込み、ガラスブロック体を採取、評価することにより、多相アークプラズマおよび/または酸素バーナを用いた気中溶融ガラスの特徴と能力を明らかにし、実用化に向けた試験炉構築に向けた課題の抽出を行うことを目的とする。



図Ⅲ-2-①-2-43 新メルト採取炉加熱室模式図

(え-1) 新メルト採取炉仕様

新メルト採取炉の加熱室模式図を図Ⅲ-2-①-2-43に示す。これを上部の多相アークプラズマ/酸素バーナハイブリッド炉と一体化する。そしてメルト採取炉の中央にセットした白金るつぼを加熱した状態でガラスの気中溶融を実施し、気中溶融したガラス液滴をるつぼで受けてメルトとして採

取して、実験終了後、冷却、固化する。

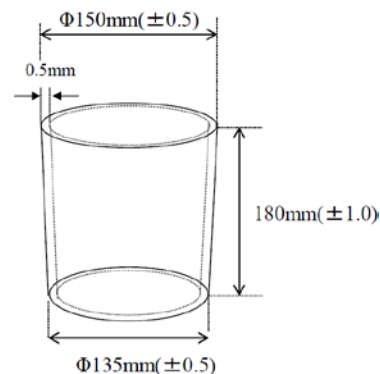
新メルト採取炉は、周囲から二珪化モリブデンヒーター（カンタルスーパー1800、発熱部寸法、 $\phi 6 \times L174$ mm）8本で加熱される。加熱室の最高温度は $1,600^{\circ}\text{C}$ 、加熱室寸法は $\phi 220 \times H410$ mmである。白金るつぼは加熱室の中心部に設置し、目標のるつぼ温度に調整可能な位置になるよう台座の高さを変えることによってレベルを調節した。なお、標準は炉底より85 mm高い位置にした。また、白金るつぼ温度を測定する熱電対は、白金るつぼ外面近辺に、炉底より180 mm高い位置にセットした。排ガスは加熱室下部より $\phi 20$ mmの孔を8箇所明けて、炉体1箇所に取り付けた $\phi 50$ mmの排気口を通して炉外に導いた。

（えー2）実験方法

ガラス品質評価のために、渡辺研究室に設置された多相アーク／酸素バーナハイブリッド炉と下部新メルト採取炉を用いて気中熔融粒子を高温のまま採取し、バルク状ガラスを作製した。気中熔融実験にはY-304造粒体を使用した。バルクガラス採取実験の方法を述べる。

下部炉内に設置してガラスを採取する坩堝には90%白金10%ロジウム合金の坩堝を使用した。坩堝の形状を図III-2-①-2-44に示す。

下部電気炉の加熱ヒーター一部は熔融ガラスによる汚染を避けるために、坩堝を設置するエリアとはアルミナ製のマッフルで隔離されている。このマッフルが気中熔融熱源により急速昇温して割れることを防ぐため、また、気中熔融したガラス粒子が坩堝に捕集された後も一定温度で融液の状態を保つために、気中熔融開始前にヒーターを昇温させておいた。下部メルト採取炉のヒーターエリアに設置された熱電対が $1,000^{\circ}\text{C}$ になるように2時間で昇温させた。その後、気中熔融熱源である酸素バーナまたは多相アークプラズマ、またはその両方を点け、坩堝横に設置した熱電対が目標温度である約 $1,500^{\circ}\text{C}$ になるまで坩堝周辺を昇温させた。坩堝横の熱電対が目標温度に到達後、造粒体を投入速度50 g/minまたは110 g/minで投入開始した。この時の気中熔融熱源の出力はそれぞれ、酸素バーナ単独時は40 kW、多相アークプラズマ単独時は50 kW、酸素バーナ・多相アークハイブリッド時は酸素バーナ9 kW・多相アークプラズマ60 kWとした。造粒体投入後は坩堝横の熱電対の温度を維持するよう、下部電気炉のヒーター出力を調節した。2 kgのY304相当（清澄剤として $\text{SO}_3=0.3\%$ 、 $\text{Cl}=0.5\%$ 添加）のBS造粒体を投入完了後、気中熔融熱源を消した。造粒体投入終了後は急冷による坩堝内バルクガラスの割れを防ぐため、 500°C まで約2時間かけて温度を下げた。



図III-2-①-2-44 メルト採取に用いた坩堝

気中熔融熱源として、酸素バーナのみ、多相アークプラズマのみ、酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッドの3条件で実験を行った。造粒体投入中の坩堝横に設置された熱電対の指示温度を表III-2-①-2-5に示す。造粒体投入速度50 g/minの時に3熱源で比較すると、坩堝横熱電対の指示温度は酸素バーナ単独の時に最も高い結果となった。ガラスの入った坩堝の重量を測定し、坩堝の重量の差分を得られたガラスの重さとした。各熔融実験で得られたガラスの収率を表III-2-①-2-6に示す。なお、造粒体がガラス化した重量は造粒体の90%となる。

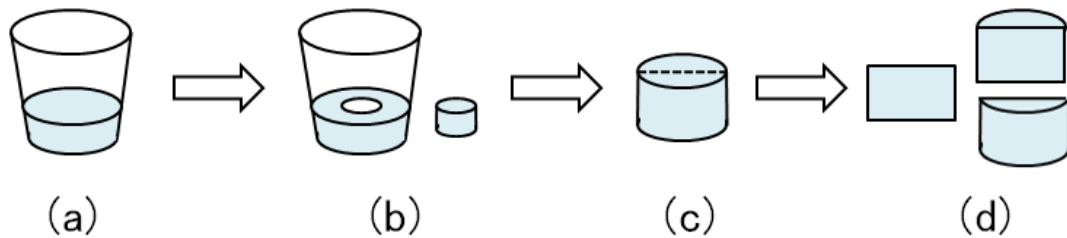
渡辺研究室で気中熔融ガラスを坩堝で採取した後、ガラスの入った坩堝を旭硝子京浜工場に移した。ガラスの加工フローを図III-2-①-2-45に示す。電気炉で徐冷した後(a)、坩堝底部に溜まったガラスの中央部分の直径75 mmをくり抜き(b)、そのガラスから1 mmの板状サンプルを作製して(c, d)、光学顕微鏡観察、泡数及び泡径の計測、含水量の測定を行った。また、坩堝からくり抜いたガラスの一部を組成分析に供した(d)。

表Ⅲ-2-①-2-5 気中溶融実験中の坩堝横に設置された熱電対温度範囲

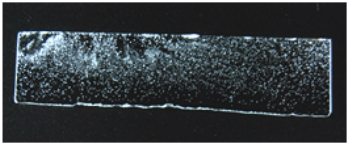
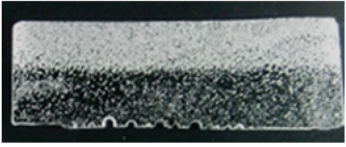

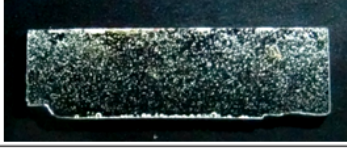

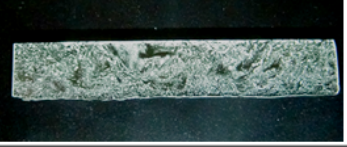
造粒体投入速度	酸素バーナ	多相アークプラズマ	酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min	1510～1610℃	1480～1560℃	1520～1560℃
110g/min	1580～1620℃	1500～1560℃	1500～1560℃

表Ⅲ-2-①-2-6 気中溶融ガラスの回収量

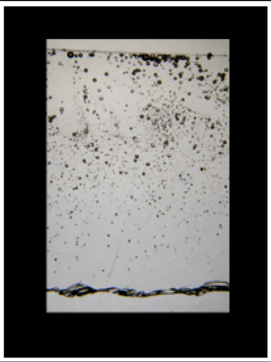

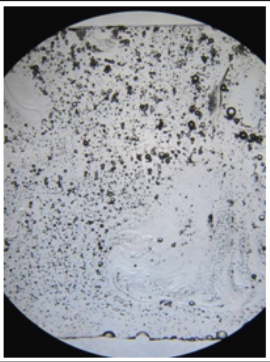
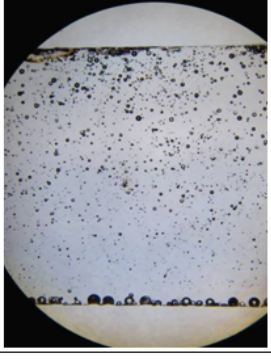
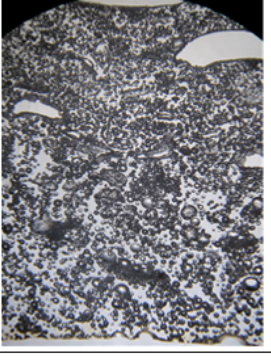
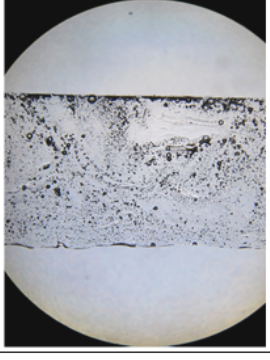
造粒体投入速度	酸素バーナ	多相アークプラズマ	酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min	39%	55%	55%
110g/min	49%	71%	53%



図Ⅲ-2-①-2-45 ガラスの加工フロー図

造粒体投入速度	酸素バーナー	多相アークプラズマ	酸素バーナー・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min			
110g/min			

10mm

造粒体投入速度	酸素バーナー	多相アークプラズマ	酸素バーナー・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min			
110g/min			

2mm

図III-2-①-2-46 厚さ 1 mm に加工したガラスバルク (上表：全体写真、下表：光学顕微鏡写真)

(えー 3) バルクガラス評価結果と考察

ガラスバルクを前述のフローにより 1 mm の板状サンプルにしたものの様子とサンプル中央部の光学顕微鏡写真を図III-2-①-2-46 に示す。サンプル上下は気中熔融実験時と同じ向きである。

造粒体の蛍光 X 線分析および湿式定量分析 (B_2O_3) により求めた組成を表III-2-①-2-7 に示す。 SO_3 と WO_3 は蛍光 X 線分析の検出限界以下であったため、 SO_3 は誘導結合プラズマ発光分光分析 (ICP-AES)、 WO_3 は誘導結合プラズマ質量分析 (ICP-MS) による分析も行った。この結果を表III-2-①-2-8 に示す。 B_2O_3 の残存率はハイブリッド気中熔融時が最も高く、多相アークプラズマ単独時もほぼ同じ残存率であった。酸素バーナ単独で気中熔融を行った場合はガラスに含まれる B_2O_3 は造

粒体の 71~85%まで減少していた。旭硝子で行った気中溶融ビーズガラスの分析でも RF プラズマ熱源の方が酸素バーナ溶解時よりも高い傾向があり、本実験のバルクガラスも同じ傾向になることが示された。B₂O₃の揮発を低減させるプロセスとしてプラズマ熱源を利用することが有効であることを示している。一方、SO₃については多相アークプラズマ単独時のみ比較的多く残っているのもルトの実温度履歴が低かったものと思われる。WO₃については、熱源にかかわらず同レベルで含有しているので、プラズマ点火による混入というより、長期間の実験による炉内の汚染程度の差が主因かと思われる。

バルクガラスに含まれる水分量(β-OH)を赤外分光分析により測定した。造粒体投入速度 110 g/min の多相アークプラズマで気中溶融した時に得られた試料は全域に多くの泡が含まれており透過率測定に不適であったため、結果から除外した。

表Ⅲ-2-①-2-9 より、ガラスに含まれる水分は酸素バーナで気中溶融したときが最も高く、多相アークプラズマ単独のときが最も少なかった。ハイブリッド気中溶融時はそれらの中間の含水量であった。酸素バーナの燃料にはプロパンガスを使用しているため、酸素バーナ単独およびハイブリッド熱源による気中溶融時は炉内に水蒸気が存在する。この水がガラスに溶け込むため、バルクガラスの含水量は酸素バーナ加熱の比率順に、酸素バーナ単独、ハイブリッド、多相アークプラズマの順になったと考えられる。

表Ⅲ-2-①-2-7 バルクガラスの組成分析結果(蛍光 X 線分析による)

成分 (wt%)	造粒体 平均	酸素バーナ		多相アークプラズマ		酸素バーナ・多相アーク プラズマハイブリ ッド	
		50g/min	110g/min	50g/min	110g/min	50g/min	110g/min
SiO ₂	50.0	53.3	52.2	51.5	51.2	51.1	51.5
Al ₂ O ₃	8.9	9.6	9.6	9.7	9.6	9.4	9.4
B ₂ O ₃ (B ₂ O ₃ 残存率)	16.0	11.4 (71%)	13.6 (85%)	14.0 (87%)	14.3 (89%)	14.6 (91%)	14.4 (90%)
BaO	24.3	25.3	24.3	24.4	24.5	24.5	24.4
SrO	0.3	0.29	0.28	0.30	0.29	0.28	0.27
Fe ₂ O ₃	0.1	0.08	0.08	0.08	0.08	0.08	0.08
SO ₃	0.4	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
WO ₃	---	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Total	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0

表Ⅲ-2-①-2-8 バルクガラスの組成分析結果(ICP-AES および ICP-MS による)

成分 (wtppm)	造粒体 平均	酸素バーナ		多相アークプラズマ		酸素バーナ・多相アーク プラズマハイブリ ッド	
		50g/min	110g/min	50g/min	110g/min	50g/min	110g/min
SO ₃	4000	25 未満	25 未満	50	474	25 未満	25 未満
WO ₃	---	227	122	119	9	277	95

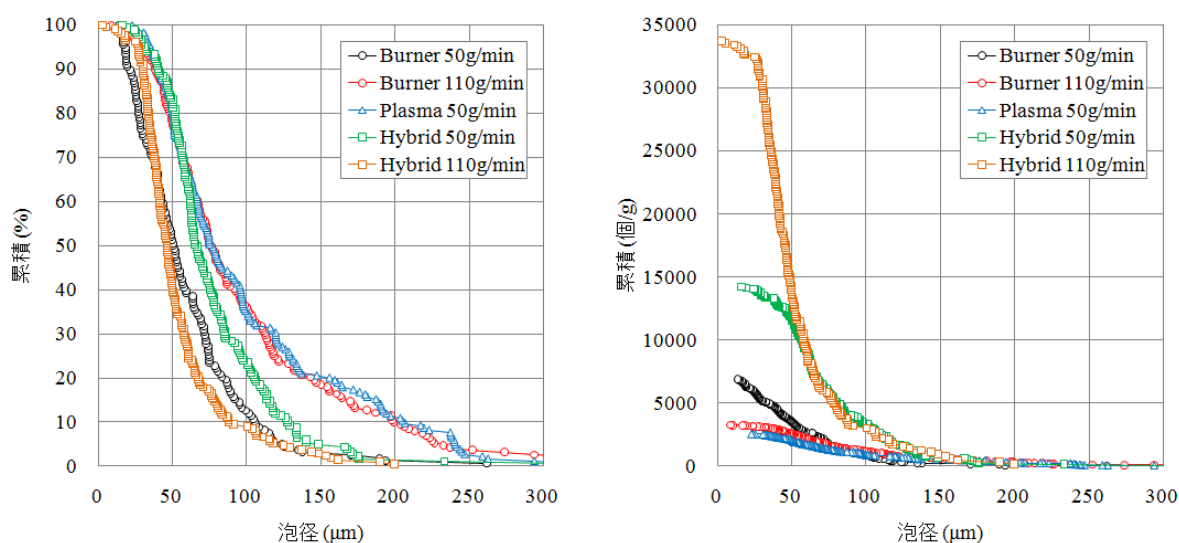
光学顕微鏡観察で計数して算出した単位重量当たりのバルクガラスの泡数を表Ⅲ-2-①-2-10 に示す。また、泡径の累積グラフを図Ⅲ-2-①-2-47 に示す。表Ⅲ-2-①-2-10 には泡数と泡径から求められる気孔率も示した。多相アークプラズマ気中溶融における造粒体投入速度 50 g/min で得られたガラスバルクはサンプル上半分には大きな泡が多数残っており、溶融時に浮上した泡が上部に残っているように見られた。泡数および泡径の評価には、大きな泡が浮上した後であるサンプル下部を対象とした。さらに前述の水分量の測定と同様に、多相アークプラズマ気中溶融における造粒体投入速度 110 g/min で得られたガラスバルクは全域に渡って泡が分布し、光学顕微鏡で試料を観察すると泡が重なって見えることから、泡の計数および泡径測定が不可能であった。表Ⅲ-2-①-2-10 より、造粒体投入速度が 50 g/min のときと比較すると、気中溶融熱源が酸素バーナ単独時と多相アークプラズマ単独時は泡数および気孔率が同程度であるのに対し、ハイブリッド時は泡数が 1 桁多く、そのため気孔率も大きい結果となった。造粒体投入速度 110 g/min の時も酸素バーナ単独時に比べ、ハイブリッド時の泡数は 1 桁多かった。

表Ⅲ-2-①-2-9 バルクガラスに含まれる水分量を示す β -OH 測定結果

造粒体投入速度	酸素バーナ	多相アークプラズマ	酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min	0.55	0.16	0.35
110g/min	0.52	測定不可	0.37

表Ⅲ-2-①-2-10 バルクガラスに含まれる泡数と気孔率

造粒体投入速度	酸素バーナ	多相アークプラズマ	酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッド
50g/min	6900 個/g 0.20 vol%	下部：2600 個/g 0.36 vol%	14000 個/g 0.70 vol%
110g/min	3300 個/g 0.55 vol%	計測不可	33000 個/g 0.65 vol%



図Ⅲ-2-①-2-47 バルクガラスに含まれる泡の泡径分布
(大きい径の泡より積算、左：累積割合、右：累積個数)

ハイブリッド溶融時と他の実験条件のガラス温度は表Ⅲ-2-①-2-5の坩堝横熱電対温度から類推すると、大きく異なることはないと考えられ、ハイブリッド溶融時の泡数増大は気中溶融により坩堝捕集前の清澄剤残存量に左右されていると考えられる。そこで、東京工業大学渡辺研究室でメルト採取実験に用いたものと同じY304造粒体を投入速度50 g/minで気中溶融しガラスビーズとして採取する実験を行い、その組成分析を行った。蛍光X線分析により測定された気中溶融ガラスビーズに含まれるSO₃濃度を表Ⅲ-2-①-2-11に示す。ハイブリッド気中溶融のSO₃残存量は酸素バーナ単独および多相アークプラズマ単独時に比べて最も低いことが分かった。造粒体投入速度一定の条件であること、また、熱源出力もハイブリッド溶融時が最も高かったこと等により、三熱源間の実験ではハイブリッド溶融時に最も気中で清澄剤が揮発したためメルト採取後に十分清澄されずガラスに多量の泡が残ったと考えられる。

表Ⅲ-2-①-2-11 気中溶融ガラスビーズに含まれるSO₃濃度

造粒体投入速度	酸素バーナ	多相アークプラズマ	酸素バーナ・多相アークプラズマハイブリッド
50 g/min	0.4 wt%	0.2 wt%	0.1 wt%

(えー4) 多相アークプラズマおよび/または酸素バーナを用いた気中溶融ガラスの品質、特性面での特徴と今後の課題

多相アークプラズマ/酸素バーナハイブリッド炉下部に新メルト採取炉を組み込み、BSガラスを多相アークプラズマ加熱またはプラズマ・酸素燃焼炎でのハイブリッド加熱で気中溶融したガラスブロックを採取した。プラズマ、ハイブリッド加熱とも、約40分間連続で安定的に気中溶融でき、約1kgのガラスブロックを得ることに成功した。プラズマ加熱、ハイブリッド加熱品とも未溶融物のないガラスであり、比較として採取した酸素燃焼炎単独加熱品と比べて、ホウ酸の揮散率が少ないことがわかった。懸念された多相アークの電極材であるタングステンの混入も0.03%未満と少ないレベルであった。ガラス中の水の含有量はプラズマ、ハイブリッド、酸素燃焼炎の順で多くなることもわかった。但し、ハイブリッド加熱品において、泡が多い課題があることがわかった。泡を抜くための清澄ガスが気中溶融中に揮発してしまうことが原因であると考えられる。従って、揮発しにくい清澄剤の選定、気中溶融後の高温清澄設備の設計、製作等が必要であると考えられる。

b) 電極の長寿命化

(あ) 多相交流アークの放電現象の解析

(あー1) 多相交流アーク発生装置と計測システム

・多相交流アーク発生装置

本研究で使用した多相交流アークの写真を図Ⅲ-2-①-2-48、概略図を図Ⅲ-2-①-2-49に示す。12本の電極を炉側面より挿入しており、アーク体積を上下方向に拡大するため二段に分割している。隣り合う電極同士の角度は30度であり、12本の電極は放射状に均一に配置されている。上段電極は水平から30度下向きに設置しており、下段電極に対し5度下向きに傾いている。全体構成としては、多相交流アーク発生装置の他に熱交換器、冷却タンク、チラーユニット、集塵機から成る。12相交流アークでは図Ⅲ-2-①-2-50のように各電極に位相の異なる電圧を印加しており、各電極の電圧は式(2-1)で示される。

$$V_i = V_m \sin \left[\omega t - \frac{2\pi(i-1)}{12} \right] \quad (2.1.1)$$

$i = 1, 2, 3, \dots, 12$ である。 $2\pi(i-1)/12$ は位相を表しており、各々の電極で 30 度每位相が異なっている。同様に、6 相放電の場合では、位相が 60 度、2 相放電の場合、位相が 180 度異なっている。

・プラズマトーチ

電極は 2wt% トリア入りタングステン棒 ($\phi = 3.2 \text{ mm}$) を用い、熱的保護のために電極ケーシング部を水冷している。絶縁のため電極とケーシング間にセラミックノズルが取り付けられており、セラミックノズルの内側はアルゴンシールドガスの通り道となる。装置上部から撮影したアーク点火前の電極の写真を図 III-2-①-2-51 に示した。

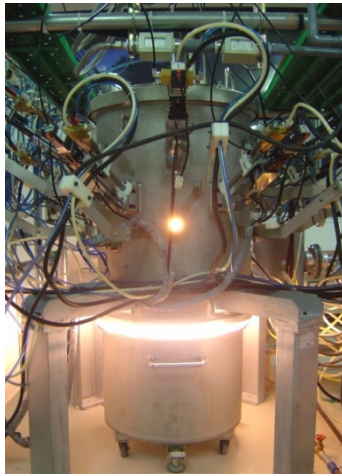


図 III-2-①-2-48 多相交流アーク発生装置

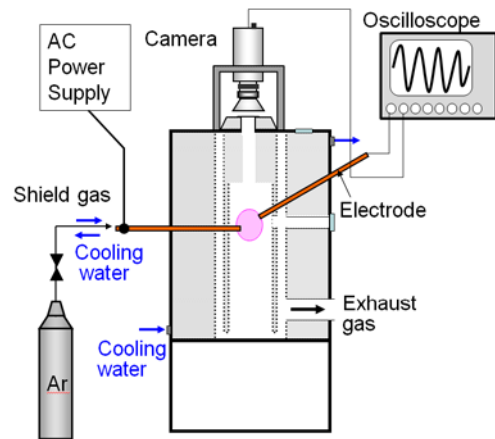


図 III-2-①-2-49 多相交流アーク発生装置の概略図

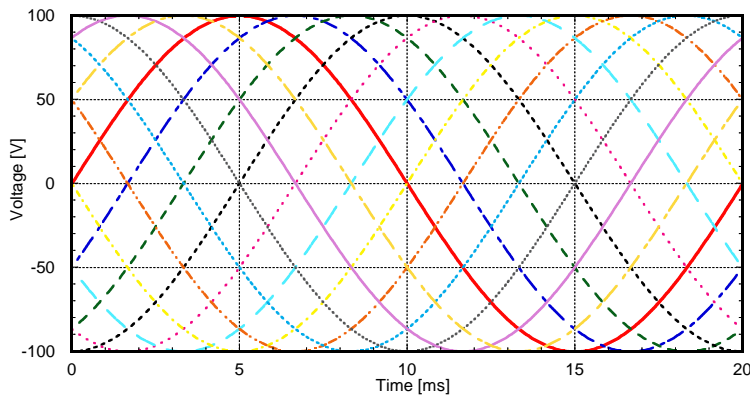


図 III-2-①-2-50 12 相交流電源電圧



図 III-2-①-2-51 放電電極部の点火前写真

・計測システム

本実験では、相数による放電挙動と電圧の関係を調べるため、Vision Research 社製の高速度カメラ Phantom V710 と Keyence 社製のデータロガー GR-7000 を用いて電圧波形と放電画像の同期計測を行った。同期計測方法として、高速度カメラの同期信号、及び撮影開始時の信号をデータロガーによって取り込む事で電圧波形と放電画像の同期を行った。高速度カメラの測定条件は、露光時間 $1 \mu\text{s}$ 、フレーム速度は 20000 fps にて撮影を行った。データロガーの測定条件として、高速度カメラの露光時間と同じ計測間隔であるサンプリング速度 1 MS/s で計測を行った。データ量が膨大になるため、高速度カメラから得られた動画については 10 周期分である 200 ms のみの保存とした。

(あー 2) 実験条件

多相交流アークでは、使用電極の本数によって放電相数の異なる放電を行う事ができる。そこで、本項では 2 相放電では基本の電極配置である位相を反時計回りに 180° 毎、6 相放電では 60° 、12 相放電では 30° 毎ずらした条件において実験を行った。電極間距離は 60, 80, 100 mm の 3 条件で実験を行った。電流は 100 A に固定し、シールドガスである Ar ガス流量は 5 L/min に設定した。図 III-2-①-2-49 のように装置上部に設置した高速度ビデオカメラを用いて、電極間に発生したアーク放電の撮影を行った。

(あー 3) 解析方法

・解析方法 1 (発光面積の変動)

高速度カメラ(20,000 fps) により得られた 0.05 ms 間隔の放電画像に対して、設定したしきい値の 2 値化処理を行う事で、発光面積を算出した。しきい値には 2000, 2400, 2800, 3200, 3600, 4000 の 6 条件を設定した。10 周期分のしきい値毎の発光面積の変動から、多相交流アーク放電の特徴的な周期について検討した。また、その発光面積の時間変動における変動係数を求めた。変動係数とは発光面積の標準偏差を平均値で割った値であり、無次元のばらつきを表すものである。以下に画像処理の方法及び手順を示した。

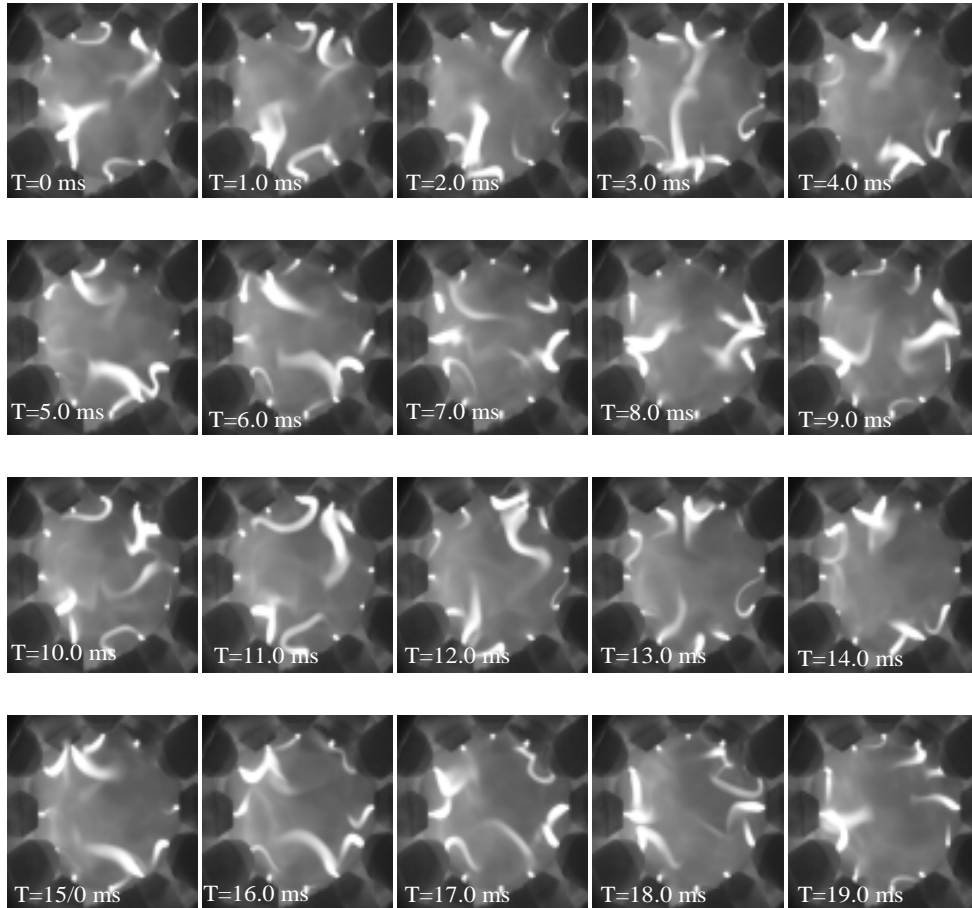
・解析方法 2 (1 周期中に現れるしきい値以上の発光の存在領域の検討)

多相交流アークでは時々刻々と放電経路が変化する。そのため、ある瞬間の画像に着目しても多相アークの特徴は捉える事ができない。そこで、ここでは 1 周期分である 20 ms の画像を重ね合わせる事により、高温領域がどのような分布を示すかを調べた。この画像解析の方法を以下に示す。

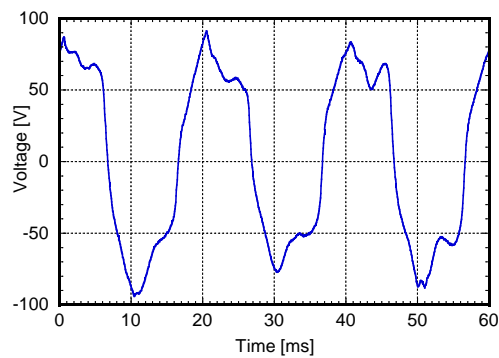
(あー 4) 結果と考察

・多相アークの放電挙動

図 III-2-①-2-52 に高速度カメラを用いて撮影した電極間距離 100 mm の 12 相放電における 1.0 ms 毎のスナップショットを示す。電極一本に着目するとアーク消弧、及び再点弧が繰り返されているが、いずれの瞬間においても必ずアークが存在している様子が確認された。さらに 10 ms 間隔でほぼ同様の放電経路を示す事が確認された。図 III-2-①-2-53 は代表的な放電電圧波形を示す。通常の交流放電特有の、極性変化時の再点弧による電圧ピークがないことがわかる。これは、多相交流放電とすることにより、再点弧が容易となり、放電の維持がしやすく安定な放電が得られていることを示す。



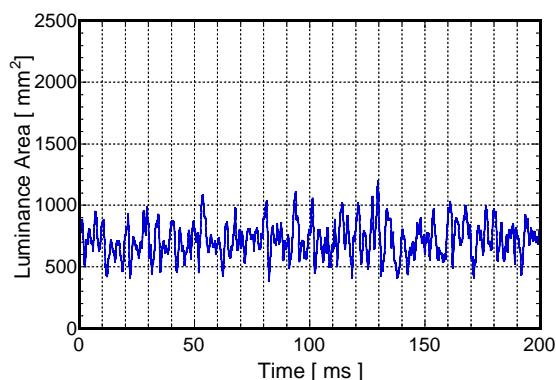
図Ⅲ-2-①-2-52 12相交流放電中の高速度カメラのスナップショット



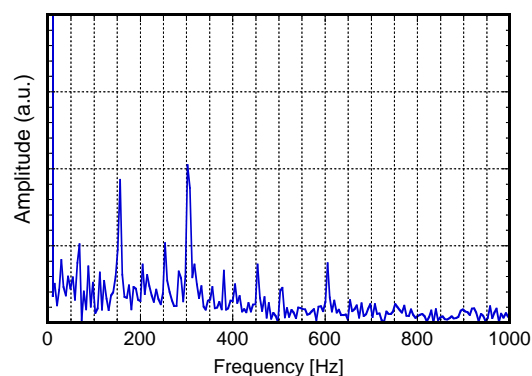
図Ⅲ-2-①-2-53 12相交流放電中の代表的な放電電圧

図Ⅲ-2-①-2-54は電極間距離 100 mm の 12 相放電における発光面積の変動を示す。この画像解析の変動の FFT 解析結果を図Ⅲ-2-①-2-55 に示す。FFT 解析結果より、12 相放電では 300 Hz と 600 Hz に強い周波数が表れる事が分かった。300 Hz の周波数が表れる原因として、上段と下段の 12 本の電極でアークを発生している事が挙げられる。上段と下段の影響によって高速度カメラによって観察されたアーク領域は大きく異なり、300 Hz の周波数が表れた。また、600 Hz に関しては、相が一

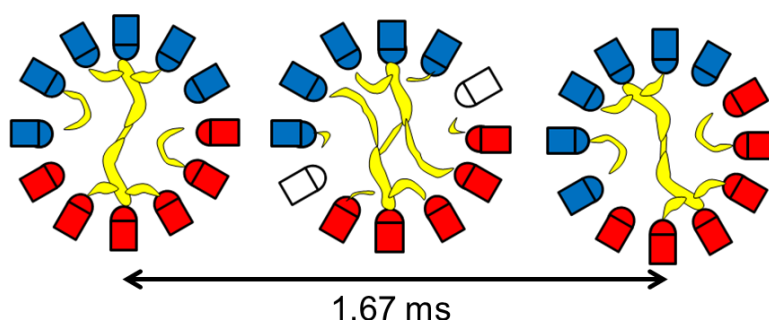
一つ移動する事で生じる周波数だと考えられる。12相放電では、相が一つ移動するのに600 Hzとなるため、この周波数が表れたと考えられる。二つの放電パターンのモデルを図III-2-①-2-56に示す。これより、相が一つ移動する1.67 ms (600 Hz)の間に二つの放電パターンを繰り返す事が分かった。6相放電では3.33 msの間に二つの放電パターンが繰り返されているのに対して、12相放電では1.67 msの間に二つの放電パターンを繰り返す事がわかった。



図III-2-①-2-54 12相放電中の発光面積変動



図III-2-①-2-55 発光面積変動の
FFT スペクトル



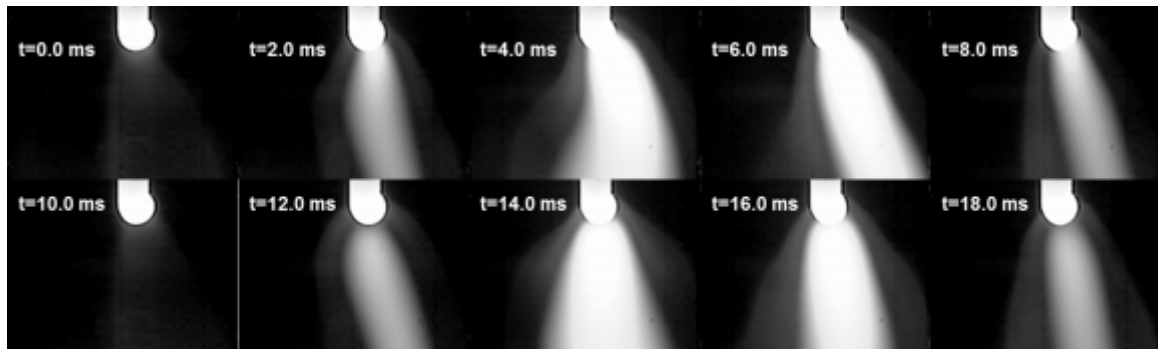
図III-2-①-2-56 12相交流アークの放電パターン模式図

・電極近傍のアークの高速カメラ観察

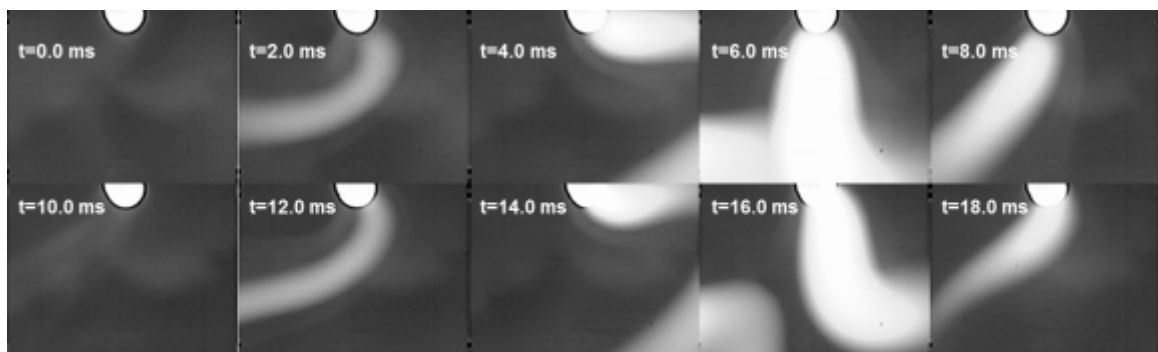
図III-2-①-2-57, 図III-2-①-2-58に高速カメラを用いて撮影した電極間距離100 mmの2相, 12相放電における2.0 ms毎のスナップショットを示す。図III-2-①-2-57より, 2相放電ではアークの再点弧, 及び消弧が確認されるが, アークは基本的に移動しない。それに対して図III-2-①-2-58より, 12相放電ではアークの再点弧, 及び消弧は現れるが, アークが大きく横に振れる様子が確認された。特に $t = 4.0$ msのスナップショットで確認されるようにアークが180度以上振れている様子が観察された。

2相, 6相, 12相放電における一周期の重ね合わせにより得られたアークの存在時間分布を図III-2-①-2-59に示す。2相放電では, アークが基本的に中央部に集中していることが分かる。そのためアークが1周期の間, 横方向には移動せず常に同じ位置に現れている様子が観察される。それに対して6相放電では, アークが長時間存在する場所は中央部に集中しているが, アークは広範囲に存在している様子が観察された。さらに12相放電では, 6相放電と比較してさらに広範囲に存在して

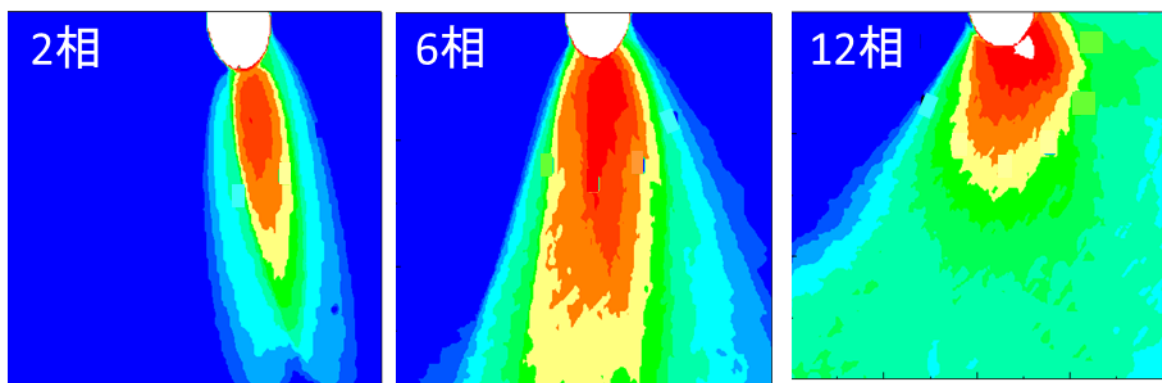
いる様子が観察された。これらのことから、12相放電では最もアークが左右に振れている様子が確認された。これより、相数を増やすことでアークが横方向に振れることで発光面積が増加され、より均一な温度場を作ることができると考えられる。これらから、1周期の間のアークの挙動の重ね合わせより、相数を変化させることにより、どのような高温場を作り出せるかを検討することができた。



図Ⅲ-2-①-2-57 電極近傍における2相交流アークのスナップショット



図Ⅲ-2-①-2-58 電極近傍における12相交流アークのスナップショット



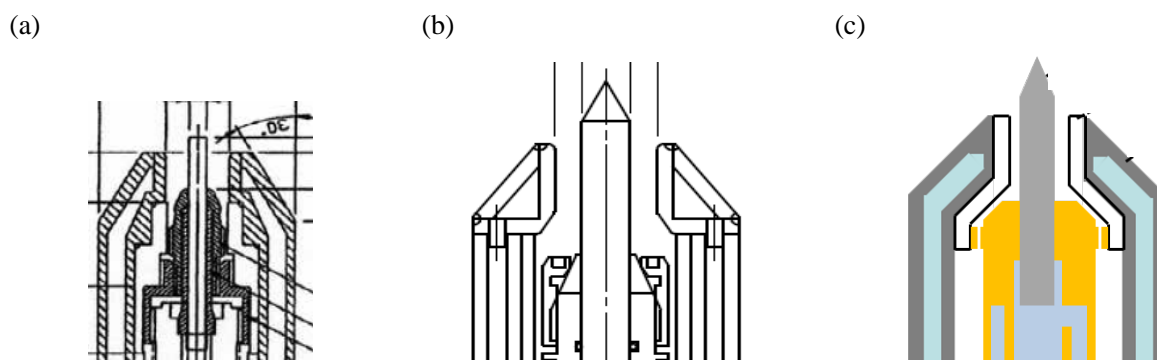
図Ⅲ-2-①-2-59 電極近傍におけるアークの存在時間分布

(い) 電極消耗量の低減化

(いー 1) 電極消耗実験に用いたプラズマトーチ

電極には2wt%トリア入りタングステン棒($\phi=3.2$ mm, 6.0 mm)を用いた。電極トーチの断面図を図Ⅲ-2-①-2-60に示す。図Ⅲ-2-①-2-60 (a)は、 $\phi 3.2$ mm タングステン電極専用のトーチである。水冷方式は、銅を介した間接冷却方式である。トーチ全体の熱的保護のため、水冷ステンレスをジャケットとして用いている。図Ⅲ-2-①-2-60 (b)は、電極径 6.0 mm としたプラズマトーチであり、直接水冷方式である。電極放電部から水冷部までの距離が 45mm となっている。図Ⅲ-2-①-2-60(c)は同様に直接水冷方式の電極径が 6.0 mm のプラズマトーチである。改良点として、電極放電部から水冷部までの距離は、15mm となっている。また、絶縁のために電極とジャケット間にセラミックノズルが取り付けられており、セラミックノズル内側の電極周辺部を通過してアルゴンシールドガスが流れる。

多相交流アークプラズマ点弧前のタングステン電極の先端形状を図Ⅲ-2-①-2-60に示す。先端突出し長さは 5 mm、先端角度は 60 度としている。アルゴンシールドガス流の不均一は、電極消耗に大きく影響するため、タングステン電極のセンターリングは入念に確認する必要がある。



図Ⅲ-2-①-2-60 電極消耗実験に用いたプラズマトーチの概略図。

(a) $\phi 3.2$ mm, 間接水冷型, (b) $\phi 6.0$ mm, 直接水冷型, (c) $\phi 6.0$ mm, 直接水冷改良型

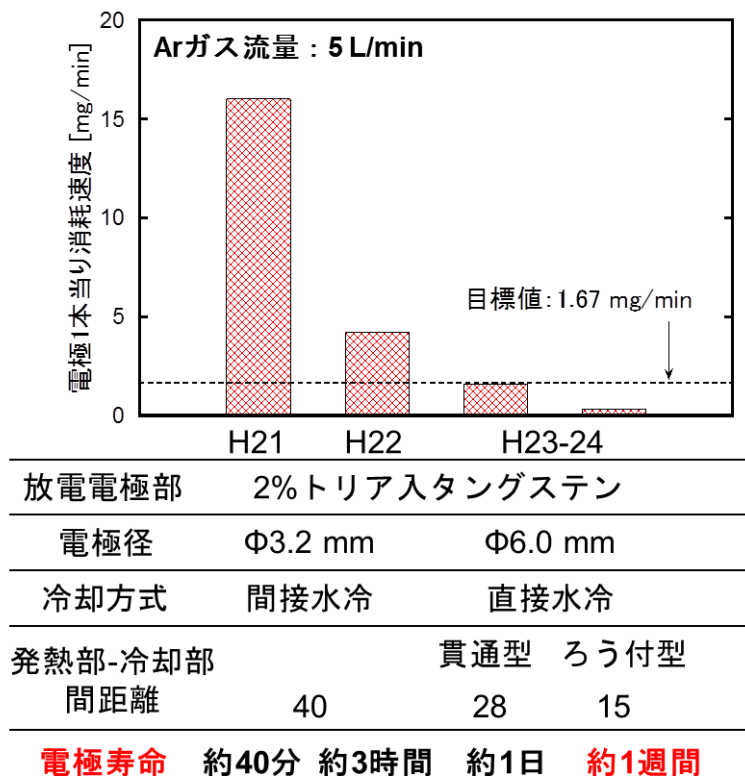
(いー 2) 結果と考察

電極消耗速度を測定するために、タングステン電極の消耗試験を試みた。年度毎の電極消耗速度の低減化過程を図Ⅲ-2-①-2-61に示す。ここで、アルゴンシールドガス流量は 5 L/min とし、消耗速度は 10 分間の放電前後の重量減少分より算出した。年度毎に問題点を明確にし、改良を重ねたことにより、最終的に 12 本合計で 3.6mg/min まで低減でき連続運転時間を数十分から約 1 週間にまで延長することを実現した。

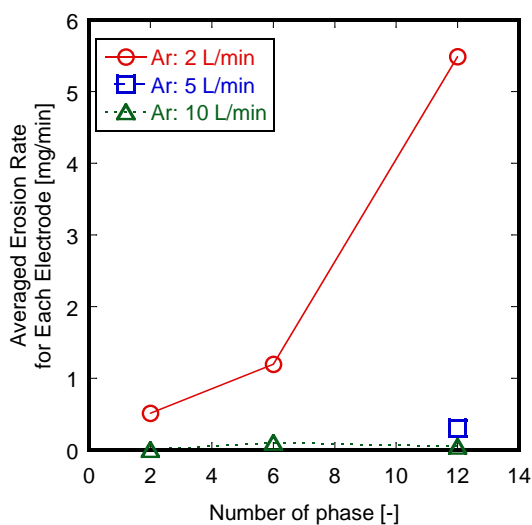
図Ⅲ-2-①-2-62は放電相数と電極一本当たりの消耗速度の関係を示す。アルゴン流量が 5, 10 L/min の条件においては、タングステン電極の消耗が極めて少ないのに対して、アルゴン流量が 2 L/min の条件においては、顕著な電極消耗が確認できた。また、相数を増加させることにより消耗速度が急激に増加する傾向を確認することができた。特に、12 相放電、アルゴンガス流量が 2 L/min の条件では 5 mg/min 以上の消耗速度となった。これは、アルゴンガスによるシールド効果が減少し、タングステンの酸化が促進されたことに起因する。酸化タングstenはタングstenよりも融点、沸点が低いため、一度酸化されてしまうと容易に蒸発し消耗する。このため、低アルゴン流量条件において、電極の蒸発が促進されると考えられる。

低いアルゴン流量条件下での顕著な電極消耗は、上述の通り、アルゴンによるシールド効果が弱まることに強く由来するためである、しかし、放電相数の増加とともに電極消耗速度が増加する

原因については、明らかでない。これらの現象を解明することを目的として、本章では次に電極近傍における発光種の動的挙動観察を行った。本章で行った発光種の動的挙動観察には高速度カメラとバンドパスフィルターを用いているため、ミリ秒オーダーで起こる電極消耗現象を解析するのに適していると考えられる。



図III-2-①-2-61 電極消耗量の低減化過程

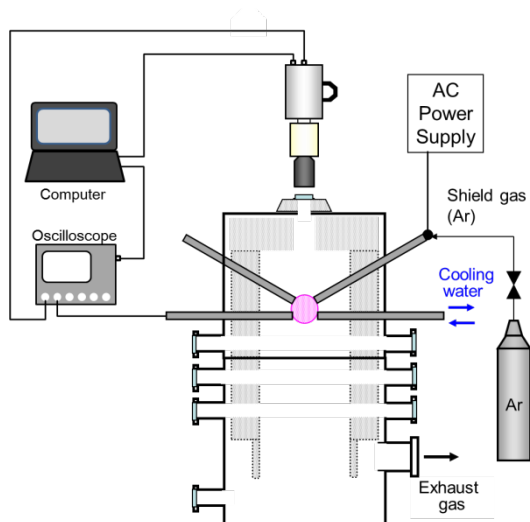


図III-2-①-2-62 電極消耗量の放電相数の関係

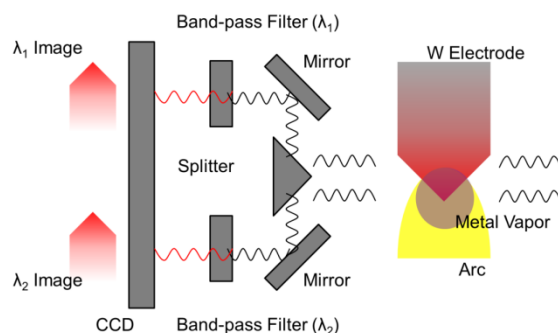
(う) 電極消耗機構の解析

(う-1) 高速度ビデオカメラを用いた計測システム

実験装置図を図Ⅲ-2-①-2-63 に示す。高速度カメラによる撮影は、多相交流アーク装置上部にある観測窓より行った。高速度カメラは、FASTCAM SA5 (Photron 社製)を用いた。高速度カメラには、レンズから入った光を二分割にするため二光路分光システム MSI2 (Photron 社製)が取り付けられている。二光路分光システム概略図を図Ⅲ-2-①-2-64 に示す。さらに、高速度カメラ、コンピュータ、オシロスコープをそれぞれ同期させることにより、高速度カメラ撮影と電流電圧波形の同期計測を行った。



図Ⅲ-2-①-2-63 高速度ビデオカメラシステムを設置した多相交流アーク発生装置概略図



図Ⅲ-2-①-2-64 電極温度計測システムの概略図

(う-2) 解析方法

本論文での電極温度算出には、赤外線二色放射测温法を用いた。赤外線二色放射测温法は、非接触式测温法であるため熱電対等を用いる必要がなく、画像解析により容易に温度分布を算出することができる。放電中の多相交流アーク電極を対象とした場合、プラズマアークからの輻射(200~400nm 付近)を受けにくいこと、また単色放射测温法と比較して、放射率の変動に影響されにくい测温方法であるため、放電中の多相交流アーク電極には、赤外線二色放射测温法による温度測定が適していると考えられる。

赤外線二色放射测温法は、プランクの法則の法則を応用した测温法である。以下に放射率 ε を用いて、単位波長あたりに換算した灰色体の分光放射輝度を表す式を示す。

$$I_{\lambda} = \varepsilon \frac{2hc^2}{\lambda^5} \frac{1}{\exp\left(\frac{h\nu}{k\lambda T}\right) - 1} \quad (2.1.2)$$

(2-2)式においての、 h はプランク定数、 c は光速、 ν は振動数、 k はボルツマン定数を示しており、分光放射輝度 I_{λ} は、波長 λ と温度 T の関数であることを示している。式(2-2)の定数項を $C_a=hc^2$ 、 $C_b=h\nu/k$ を用いて整理すると式(2-3)のようになる。

$$I_\lambda = \varepsilon \frac{2C_a}{\lambda^5} \frac{1}{\exp\left(\frac{C_b}{\lambda T}\right) - 1} \quad (2.1.3)$$

放射率 ε が等しいと仮定し、また $\exp(x)$ の x が十分大きい場合に $\exp(x)-1$ は $\exp(x)$ に近似できることを用い、(2-3)式の比をとると以下のようなになる。

$$R = \frac{I_1}{I_2} = \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^5 = \frac{\exp\left(\frac{C_b}{\lambda_2 T}\right)}{\exp\left(\frac{C_b}{\lambda_1 T}\right)} \quad (2.1.4)$$

(2-4)式を T について解くと以下のような式が導かれる。

$$T = \frac{C_b(\lambda_1 - \lambda_2)}{\lambda_1 \lambda_2} \left[\frac{1}{\ln R + 5 \ln\left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2}\right)} \right] \quad (2.1.5)$$

(2-5)式より放射率が等しく、異なる二波長を選択しそれぞれの発光強度を求めることで温度を算出することができる。

(う-3) 結果と考察

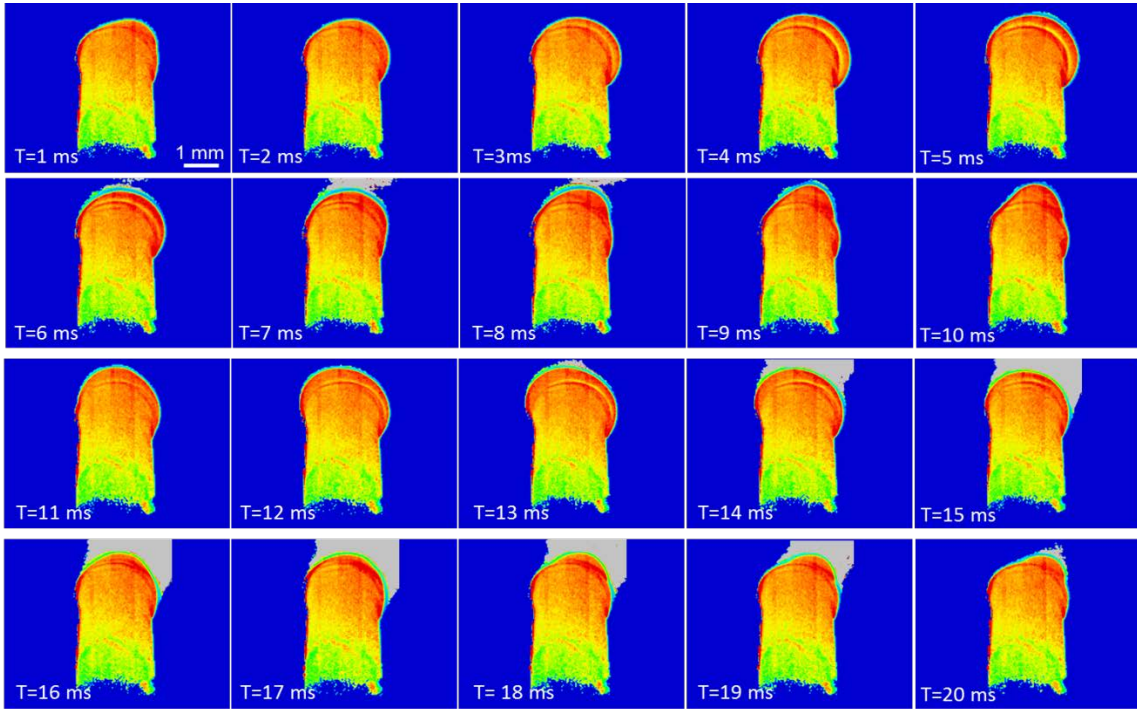
・電極温度計測結果

図Ⅲ-2-①-2-65 に $\phi 3.2$ mm タングステン電極の表面温度測定結果を示す。温度分布中の灰色で示された領域は、参考としてアークを示している。前半の 10 ms 間は電極は陽極時、後半は陰極時である。いずれの時間においても、電極先端部はタングステンの融点(3695 K)以上となり、溶融していることがわかる。特に、先端の大部分が溶融し、その融液が球形になり、表面張力で保たれている様子が見てとれる。また、その球形融液の直径は、電極径である 3.2 mm より大きくなっていることがわかる。図Ⅲ-2-①-2-66 に、2 相放電中の電極先端からの軸方向電極温度分布を示す。ここで、青線は陰極時、赤線は陽極時を示している。いずれの極性においても、先端から約 2.5 mm までは融点以上で溶融していることがわかる。また、陽極時の方が若干ではあるが高い温度を示している。これは、陽極時と陰極時で、アークから流入する熱量が異なり、陽極時の方が高いことに起因する。陰極時と陽極時のアークから電極へと伝わる総伝熱量は、下記の式にて表される。

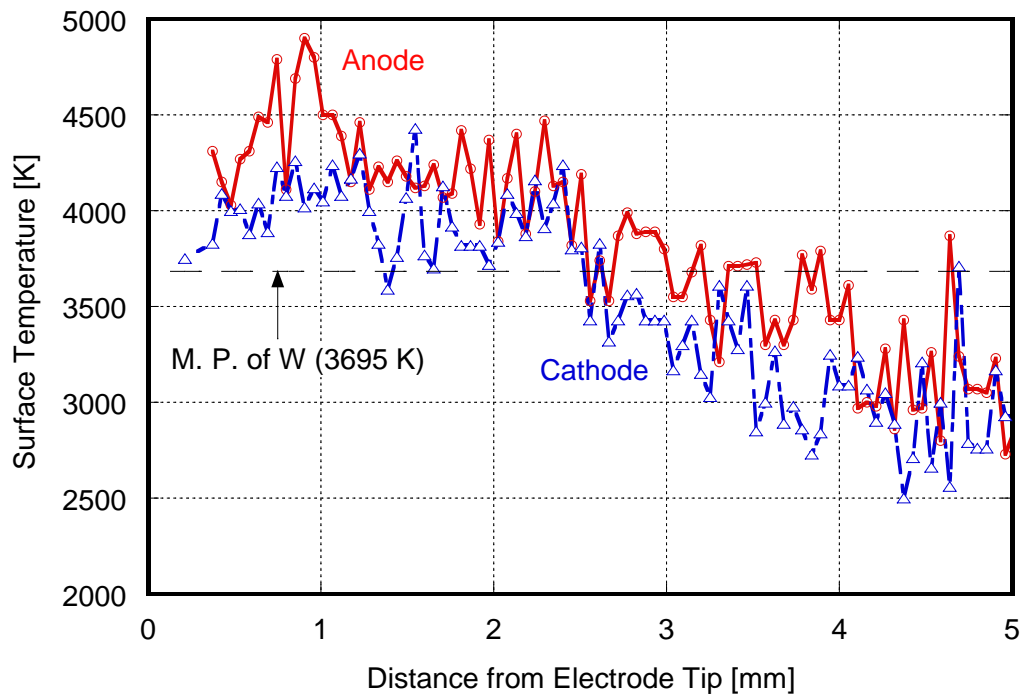
$$q_{total,C} = -j_e \phi_w + j_i V_i + q_{con,C} + q_{ra,C} - q_{re,C} \quad (2.1.4)$$

$$q_{total,A} = j_e \phi_w + j_e V_{AF} + \frac{5j}{2e} k_B T_e + q_{con,A} + q_{ra,A} - q_{re,A} \quad (2.1.5)$$

ここで、 q は電極への熱流束とし、 j は電流密度、 ϕ_w は電極材料の仕事関数、 V_i はイオン化エネルギー、 V_{AF} は陽極降下電圧、 k_B はボルツマン定数、 T_e は電子温度である。なお、添え字 C は陰極時、 A は陽極時、 con は対流、 ra はプラズマ側からの輻射熱の流入、 re は電極からの輻射熱の放出の意味をそれぞれ示す。陽極時では、電子凝縮のための熱量が電極に伝わる一方で、陰極時は熱電子放出として熱量を失う。以上より、陽極時の方が総伝熱量が大きくなるため、陽極時の方が電極表面温度が高温になることがわかった。



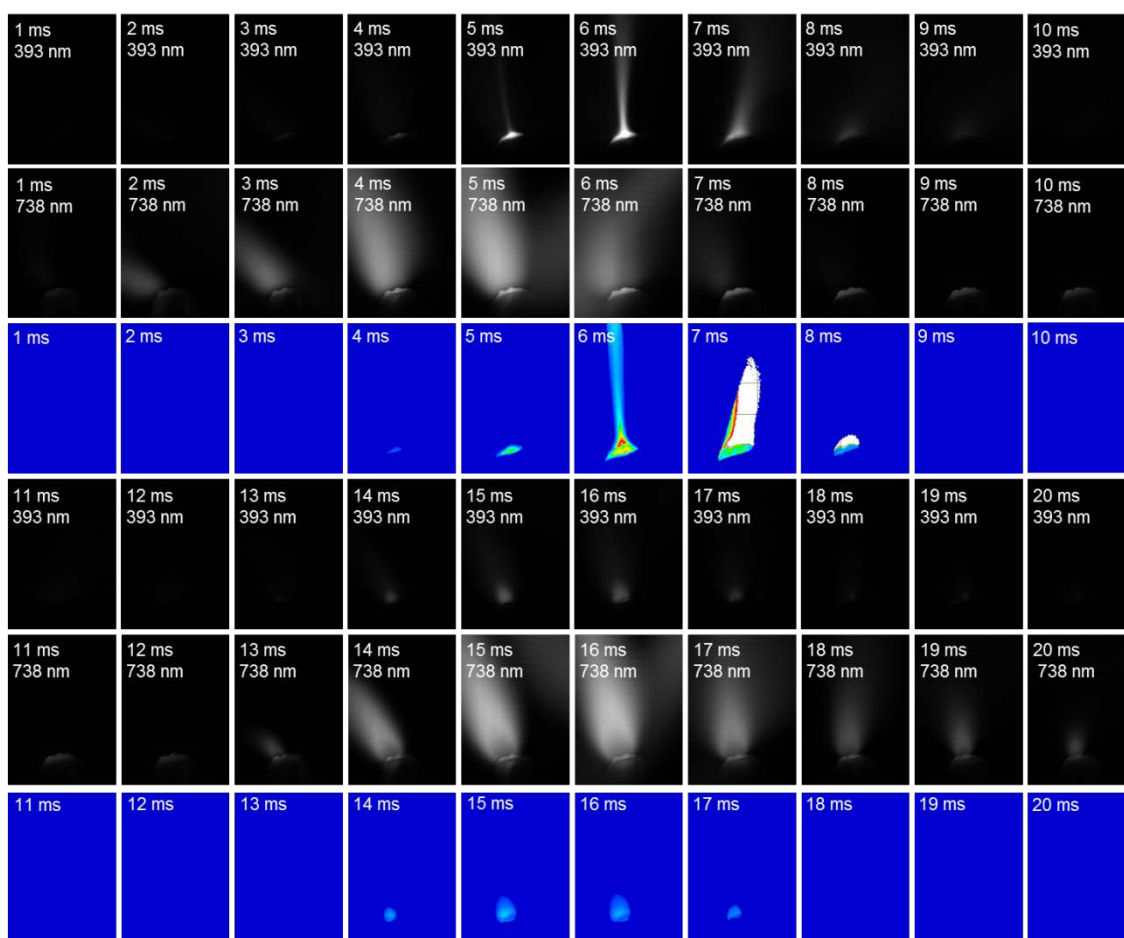
図III-2-①-2-65 電極表面温度分布の交流一周期分のスナップショット



図III-2-①-2-66 電極先端からの軸方向電極温度分布

・電極近傍の蒸気の動的挙動

12相放電，アルゴン流量が2 L/minの条件におけるタングステンの蒸発挙動観察の結果を図III-2-①-2-67に示す．図中1, 4段目はタングステン蒸気を観察したスナップショット，2, 5段目はアルゴンの発光を観察したスナップショット，また3, 6段目はアルゴンに対するタングステンの相対強度分布を示している．前半10枚のスナップショットは，陽極時のものであり，後半10枚のスナップショットは陰極時のものである．相対強度分布より，タングステン蒸気は陽極時において特徴的な蒸発挙動を示すことが確認された．陽極時の電流ピーク直後に，電極からタングステン蒸気が蒸発し，またアークが緊縮している様子が見てとれる．一方，陰極時におけるタングステン蒸気はわずかに確認できる程度であった．このことより，電極消耗が起こるのは陽極時が主であるということが確認された．これは，先述の温度計測結果とも一致する．すなわち，陽極時にはアークから電極への総伝熱量が大きいことに起因し，電極の蒸発が生じることが明らかになった．



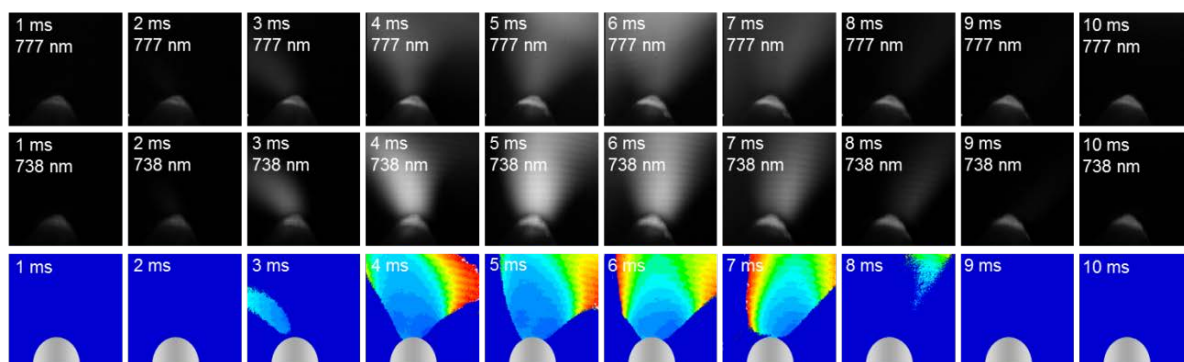
図III-2-①-2-67 電極近傍における電極由来のタングステン蒸気の相対強度分布

酸化が起きる要因である電極近傍の酸素に着目し，アルゴンに対する酸素の相対強度を測定した．放電相数を12相，6相，2相と変化させ，相数変化が及ぼす相対強度への影響を検討した．また，アルゴン流量は2 L/minに設定した．また，バンドパスフィルターの波長には酸素の発光を観察するために777 nm (± 1.5 nm)，アルゴンの発光を観察するために738 nm (± 1.5 nm)を用いた．高速度カメラにより，多相交流アーク装置上部の観測窓からNo7電極の観察を行った．

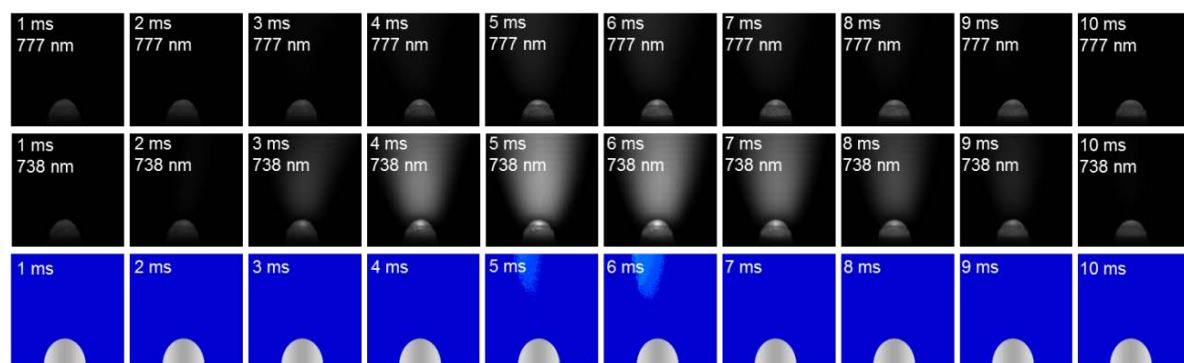
12相放電，アルゴン流量が2 L/minにおいて，アルゴンに対する酸素の相対強度を測定した結果

を図Ⅲ-2-①-2-68に示す。図中1段目は酸素の発光を観察したスナップショット、2段目はアルゴンの発光を観察したスナップショット、また3段目はアルゴンに対する酸素の相対強度分布を示している。アーク中には酸素原子が含まれており、電極のごく近傍においても酸素原子が存在している様子が確認される。この結果から、12相放電は酸化が起こりうる条件であるといえる。2相放電、アルゴン流量が2 L/minにおいて、アルゴンに対する酸素の相対強度を測定した結果を図Ⅲ-2-①-2-69に示す。陽極時のピークにおいて電極近傍には、ほとんど酸素が存在しないことがわかる。この結果から、2相放電では、12相放電、6相放電と比較し、最も酸化が起きにくい条件であるといえる。

12相において酸素濃度が高くなるのは、図Ⅲ-2-①-2-59に示したように、アークスイング域が6相、2相放電と比較し広範囲であるため周囲に存在している酸素を電極近傍に巻き込むためであると考えられる。一方、2相放電では、アークは正面方向にのみ発生するため、周囲の酸素を巻き込みにくい。このため、放電相数が増加するとともにアルゴンに対する酸素の相対強度も増加する。上述の機構により、放電相数が増加することにより酸化が促進され消費速度も上昇すると考えられる。



図Ⅲ-2-①-2-68 12相放電中の電極近傍における酸素蒸気の相対強度分布



図Ⅲ-2-①-2-69 2相放電中の電極近傍における酸素蒸気の相対強度分布

c) 高付加価値ガラスへの適用性評価

複合加熱の検討を通じて、液晶基板用ホウケイ酸ガラス（BS ガラス）のプラズマ加熱による気中溶融の方法と得られたガラスの特徴を明らかにしてきた。ここでは、本プロセスの特長を生かした特殊ガラスの溶融を試み、従来の溶融方法では製造困難なガラスに対しての本プロセスの適用性を判断することを目的とした。

目的達成のため、以下のプロセスに従って検討した：

- 1) 組成選定： プラズマまたは酸素バーナ加熱方法に有効な難溶融性特殊ガラスを選定するのが目標である。RO-Al₂O₃-SiO₂ (アルカリ土類金属 R=Mg, Ca, Sr, Ba)系から CAS, MAS 系の2種を選定した。
- 2) 選定組成の造粒体の作製： 上記 CAS, MAS 組成の気体搬送に耐える強度を有する造粒体の作製条件を噴霧乾燥法 (SD 法) で検討し、供試用の造粒体 CAS-401 および MAS-201 を得た。
- 3) 気中加熱溶解特性の把握： RF プラズマおよび酸素火炎場で最適気中溶融条件を探索し、目標のガラス化率 90%の達成を確認した。
- 4) 溶融体の品質評価： 後続過程での挙動予測データの採取を目的とし、得られたガラスの特性を評価した。

(あ)「難溶融性特殊ガラス」の選定

これまで、液晶基板用ガラスの基本ガラスとして無アルカリのアルミノホウケイ酸系ガラス BS の造粒体を対象に気中溶融の検討を進めてきた。その結果、BS ガラスの気中溶融でガラス化率の確保とホウ酸揮発抑制とはトレードオフの関係にあることが判明した。ホウ酸の導入はガラス商品としての要求特性を満たすことと製造に当たり溶融を容易にすることにあるが、液晶基板用ガラス市場の要求は歪点のより高い難溶性のガラスの方向にあり、そのための組成はアルカリ土類酸化物 RO の組み合わせの見直しとホウ酸の低減に向かっている。

ガラスメーカー各社はそれぞれの組成で液晶基板用ガラスの供給を行っており、次世代組成への検討も上記方向で進められている。そこで単純な無ホウ酸・無アルカリ組成 (RO-Al₂O₃-SiO₂) を検討の対象とした。

相図からは、すべてのアルカリ土類金属酸化物 RO のアルミノケイ酸塩ガラスが候補として考えられたが、Ba および Sr 組成系は結晶化ガラスを目的とするもので、液相温度が非常に高く、ガラス体としての成形が難しいので除外し、Ca, Mg 系から選定することにした。

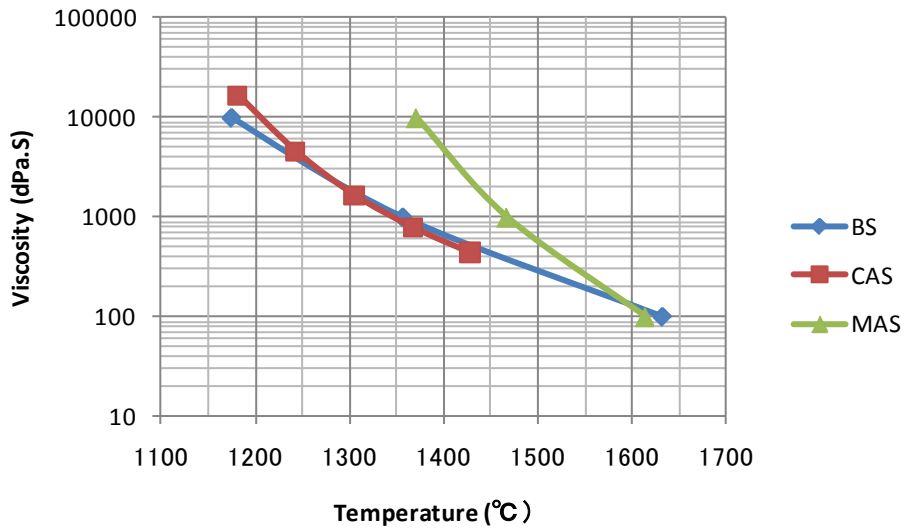
CaO-Al₂O₃-SiO₂ 系, MgO-Al₂O₃-SiO₂ の相図を参照し、その共融組成を候補とした。CaO-Al₂O₃-SiO₂ 系の共融組成 23.3CaO-14.6Al₂O₃-62.1SiO₂ は、ファイバーガラス用の E 組成 (53SiO₂-15Al₂O₃-8B₂O₃-21CaO-3XO)、ECR 組成 (58SiO₂-11Al₂O₃-22CaO-9XO) の基礎ガラスとして知られているので、この共融組成ガラスを目標に選定した (以下 CAS ガラスと呼称)。

MgO-Al₂O₃-SiO₂ 系の共融組成からは 10MgO-25Al₂O₃-65SiO₂、21MgO-19Al₂O₃-60SiO₂ の二点が考えられたが、ファイバーガラス用の S ガラス (10MgO-25Al₂O₃-65SiO₂) 組成に一致する前者の組成を選定した (以下 MAS ガラスと呼称)。

CAS および MAS ガラスの特性を BS ガラスと比較して表Ⅲ-2-①-2-12 に、粘性を図Ⅲ-2-①-2-70 に示す。液晶基板用ガラスで耐熱性の指標とされる歪点は BS ガラスに比べ 100℃以上高い。

表III-2-①-2-12 CAS, MAS ガラスの組成と特性

	CAS		MAS		BS	
組成(wt%)	CaO	23.3	MgO	10	BaO	25
	Al ₂ O ₃	14.6	Al ₂ O ₃	25	Al ₂ O ₃	10
	SiO ₂	62.1	SiO ₂	65	SiO ₂	50
					B ₂ O ₃	15
軟化点	°C	957	970		844	
徐冷点	°C	772	810		639	
歪点	°C	728	766		593	
液相温度	°C	1229	1440		970	
比重		2.6	2.49		2.76	
膨張係数	(x10 ⁷ /°C)	54.7	29		46	



図III-2-①-2-70 CAS, MAS ガラスの粘性

表III-2-①-2-13 CAS 造粒体の作製条件と製品特性

	CAS-101	CAS-102	CAS-103	CAS-104	CAS-105	CAS-106	CAS-201	CAS-202	CAS-301	CAS-302	CAS-303	CAS-304	CAS-401	CAS-402
使用SD機	P	P	P	P	P	P	Y	Y	S	S	S	S	Y	Y
添加物等	Standard	AlPhos 1%	UAC 1%	UAC 2%	HAC 2%	CaSil 2%	PVA 1%	Sumecton 2%	PVA 1%	PVA 1%+ Sumecton 1%	PVA 1%+ SunLovely 2%	SunLovely 2%	PVA 2%	Sumecton 2%
使用シリカ	B	B	B	B	B	B	A	A	A	A	A	A	A	
BMG固形分(%)	50	50	50	48	48	38	50	50	50	45	45	45	50	45
スラリー状態	◎	◎	◎	△ ダマになりやすい	△ ダマになりやすい	× ダマ解消せず	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎
D50	78	77	99	84	103	*	120	112	72	67	66	44	101	124
微粉率	34	37	18	35	23	*	6	1	14	18	20	55	3	4
気体搬送耐性	×	×	×	×	×	*	◎	○	○	○	○	○	×	◎

(い) CAS, MAS 造粒体の作製

(いー 1) CAS 造粒体

CAS 造粒体の作製条件と得られた造粒体の特性を表Ⅲ-2-①-2-13 に示す。CAS 造粒体の作製にあたり、当初シリカを含め平均径：4 μm 程度の一次原料を用い、5 種類の無機系バインダーの効果を試したが空気搬送に耐える強度を有する造粒体を得られなかった。そこで、シリカ B (4 μm 品) をシリカ A (1 μm 品) に変え、計 6 回の造粒試験を継続し、有機バインダー系で所定の強度を有する造粒体 CAS-401 が得られたのでこれを気中溶融試験に供することとした。

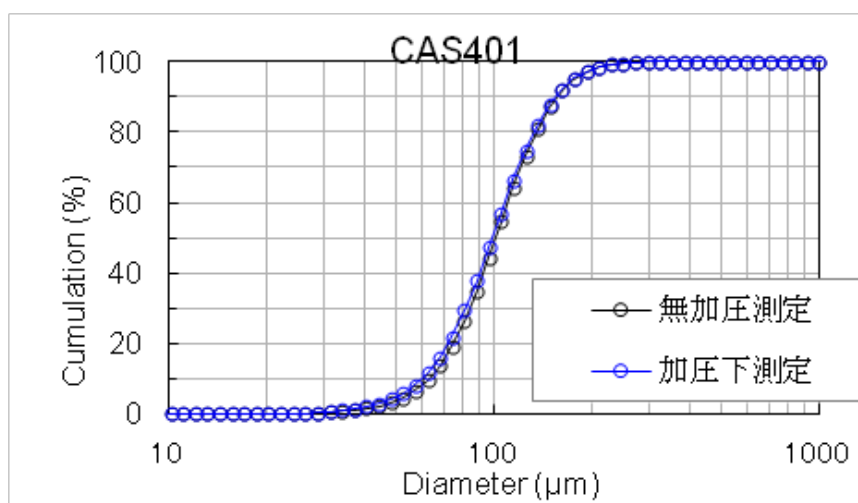
供試造粒体 CAS-401 の特性は以下の通りである：

組成： ビード法・蛍光 X 線による造粒体の組成分析結果を表Ⅲ-2-①-2-14 に示す。ほぼ目標の組成の造粒体を得られた。

粒度分布： 乾式粒度分析計による測定結果を図Ⅲ-2-①-2-71 に示す。平均径は 100 μm でほぼ目標の値であり、30 μm 以下の微粉は殆ど存在しない（無圧下測定）。測定気流の圧力条件を厳しくしても微粉の発生はなく、気体搬送に耐える強度を有することが確認された。

表Ⅲ-2-①-2-14 CAS-401 造粒体の組成

成分(wt%)	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	Fe ₂ O ₃	SO ₃	Total	Ig Loss
調合組成	62.1	14.6	23.3	0.1	0.25	100.0	16.9
CAS-401 造粒体	61.3	14.4	23.9	0.1	0.18	99.8	16.7



図Ⅲ-2-①-2-71 CAS-401 造粒体の粒度分布

(いー 2) MAS 造粒体

BS、CAS の造粒体作製の経験を踏まえて、MAS 系の造粒体の作製の基本条件を以下のように定めた。

目標組成： 65SiO₂-25Al₂O₃-10MgO

目標粒径： 100 μm

造粒方式： 噴霧乾燥法(使用造粒機 S)

清澄剤： SO₃=0.2% (石膏使用)

主原料： シリカ A、水酸化マグネシウム、アルミナ(いずれも平均径=1 μm)使用

MAS 造粒体の作製に当たって、有機系のバインダー8種類、無機系バインダー4種類を用いた計22種類のスラリーについてテーブルテストを行い、スラリー作製上の問題点を抽出するとともに、造粒実施候補のスラリー加水量（固形分）を決定した。造粒は無機系・有機系バインダー使用のそれぞれ2種類を試みた。結果を表III-2-①-2-15に示したが、無機系バインダー使用の2種類で目標特性の達成を確認した。スラリー構成の単純な MAS-101 を気中溶融試験に供することとし、同一の造粒体 MAS-201 約 30 kg を追加作製した。

供試の MAS-201 造粒体の特性は以下の通りである：

組成： 造粒体の組成分析値を表III-2-①-2-16に示す。ほぼ目標の造粒体である。

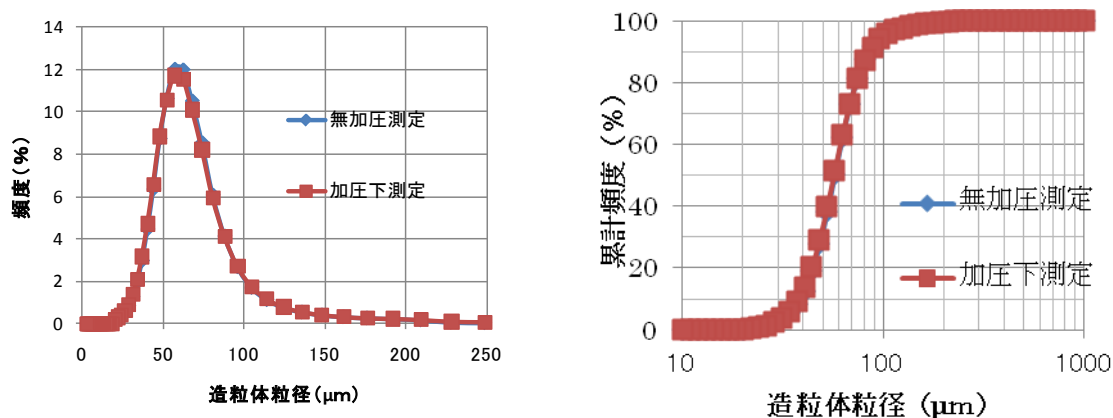
粒度： 粒度分布の測定結果を図III-2-①-2-72に示す。小型のSD機を用いたため、平均径60 μm とやや細かな造粒体となったが、25 μm 以下の微粉が皆無であり、圧空吹き付け下での測定値が完全に元の値に重なることから気体搬送時の破壊の恐れがないことが確認された。

表III-2-①-2-15 MAS 造粒体の特性

バインダー	無機系		有機系		無機系
	S101	S102	S103	S104	
スラリー固形分(% as BMG)	30	30	50	45	30
平均径D50 μm	60	56	65	58	57
微粉率(25 μm 以下)%	1.4	2	2	2	1.3
気体搬送耐性	◎	◎	△	△	◎
残留含水率 %	0.4	0.6	0.2	0.4	0.7

表III-2-①-2-16 MAS-201 造粒体の組成

成分(wt%)	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	SO ₃	CaO	Total	Ig Loss
目標組成	64.8	25.0	10.0	0.2	0.1	100.1	4.4
MAS-201 造粒体	64.8	25.6	8.8	0.3	0.2	99.7	5.0



図III-2-①-2-72 MAS-201 造粒体の粒度分布

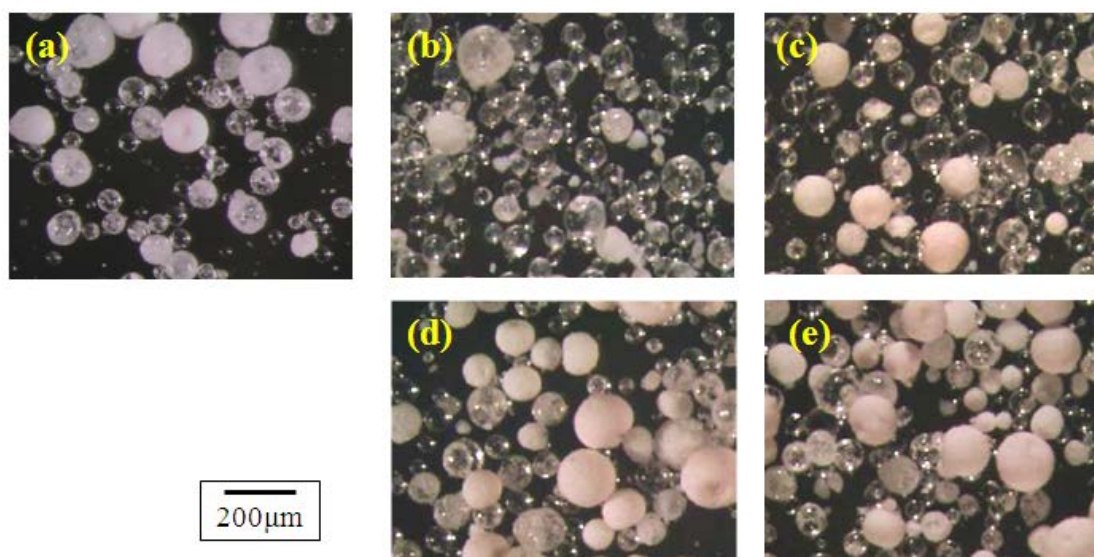
(う) CAS ガラスの気中溶融

難溶融ガラス組成の1つであるCASガラスの気中溶融実験について述べる。気中溶融実験には、圧空吹付け評価で最も高強度であった造粒体CAS-401を用いた。38 kWのプロパンを燃料とした酸素バーナまたは100 kWのRFプラズマを用いて気中溶融した後のガラスビーズを評価した。表III-2-①-2-17に造粒体と気中溶融後のガラスビーズの蛍光X線分析による組成分析結果を示す。尚、成分の重量割合は下表に記載の酸化物で100%となるよう規格化した。酸素バーナで気中溶融したガラスビーズは主成分(SiO₂, Al₂O₃, CaO)の組成がほぼ造粒体と等しく、また、SO₃が分析の検出限界以上は存在していないことが分かった。RFプラズマで気中溶融したガラスビーズは最大3.0%のSiO₂の減少が見られたが、大きく組成が変わることはなかった。また、SO₃残存量は酸素バーナで気中溶融したものより多いことが分かった。

図III-2-①-2-73にはこれらのガラスビーズの光学顕微鏡写真を示す。RFプラズマで気中溶融したガラスビーズの写真(造粒体投入速度順に図中b~e)は造粒体の投入速度が大きくなるにつれ、透明なガラスビーズが減少している様子が分かる。

表III-2-①-2-17 CAS ガラス気中溶融ビーズの組成分析結果

成分	造粒体 平均 (wt%)	酸素バーナ 出力: 38 kW	RF プラズマ 出力: 100 kW			
		75 g/min	33 g/min	63 g/min	91 g/min	106 g/min
SiO ₂	61.6	62.1	58.6	60.1	60.1	60.2
Al ₂ O ₃	14.5	14.4	15.7	15.1	15.0	15.0
CaO	23.6	23.4	25.6	24.6	24.6	24.5
Fe ₂ O ₃	0.10	0.10	0.09	0.09	0.09	0.09
SO ₃	0.23	0.00	0.01	0.10	0.13	0.14
Total	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0	100.0



図III-2-①-2-73 CAS 気中溶融ガラス

(熱源と造粒体投入速度: (a) 酸素バーナ 75 g/min, (b) RF プラズマ 33 g/min, (c) RF プラズマ 63 g/min, (d) RF プラズマ 91 g/min, (e) RF プラズマ 106 g/min)

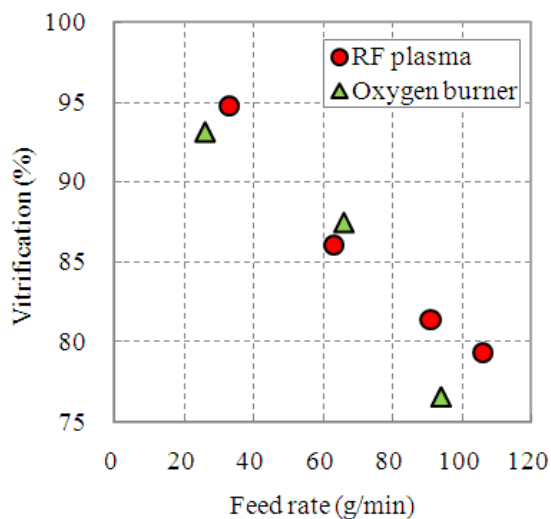
これらのガラス化反応程度を定量評価するため、X線回折（XRD）分析により気中熔融後のガラスビーズに残存する結晶性物質の評価を行った。主成分であるSi, Al, Caの化合物である、SiO₂およびAl₂O₃、CaCO₃、CaOの結晶残存量の定量評価を下記の手順で行った。

まず、CAS造粒原料を電気炉で十分に熔融して未溶解物の無いガラスバルクを用意した。その後、例えばSiO₂の定量評価には、そのガラスとSiO₂結晶である珪砂を所望の重量割合で混ぜて、さらにその混合物に対して混合物重量の10%のZnOを加えて粉碎・混合したものをXRD分析した。得られたXRD曲線から2θ=26.0~27.0°に現れるSiO₂のピークと2θ=31.3~32.3°のZnOのピークの積分値の比率を算出した。同じ操作をZnOの混合割合は同じままSiO₂の混合割合を変えて行い、定量のZnOに対するSiO₂の該ピーク積分値の関係から結晶性SiO₂重量濃度の検量線を作成した。他の結晶性物質、Al₂O₃（2θ=34.8~35.4°）、CaCO₃（2θ=28.9~30.0°）、CaO（2θ=37.0~37.6°）に対しても同じ操作を行って、それらの検量線を作成した。気中熔融実験で得られたガラスビーズにガラスビーズ重量の10%のZnOを混合・粉碎したもののXRD分析を行い、各結晶に他応するピークとZnOのピークの積分値比率より、検量線から重量割合に換算した。

これらの評価により求められた結晶性物質の重量割合を表III-2-①-2-18に示す。また、これらの結晶性物質重量割合を100%より差し引いた値をガラス化率とし、造粒体の投入速度とガラス化率の関係を図III-2-①-2-74に示す。表よりSiO₂である珪砂が最も溶けやすく、次いでアルミナが溶けにくいことが分かった。また、図から、造粒体の投入速度に反比例してガラス化率が低下し、CASガラスの気中熔融においては酸素バーナとRFプラズマの投入速度に対するガラス化率への影響に明確な差は見られなかった。

表III-2-①-2-18 CASガラス気中熔融ビーズに含まれる結晶性物質重量割合

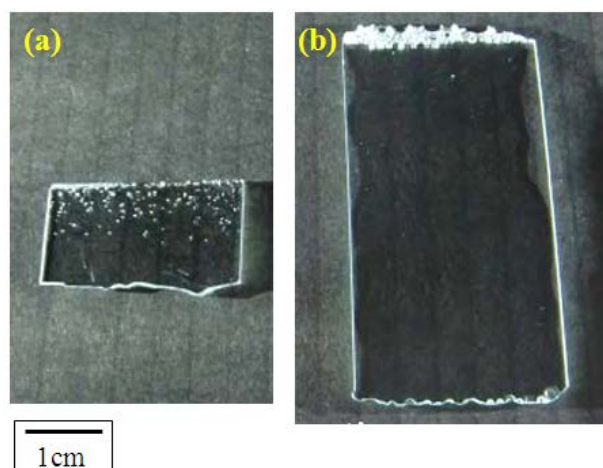
熱源	酸素バーナ			RFプラズマ			
	投入速度	26 g/min	66 g/min	94 g/min	33 g/min	63 g/min	91 g/min
SiO ₂	3.5 %	7.2 %	12.4 %	2.7 %	7.2 %	9.1 %	10.9 %
Al ₂ O ₃	2.2 %	3.4 %	7.9 %	1.0 %	3.8 %	5.0 %	5.6 %
CaCO ₃	1.2 %	1.7 %	2.1 %	1.5 %	2.8 %	4.2 %	3.6 %
CaO	0.0 %	0.3 %	1.0 %	0.0 %	0.1 %	0.3 %	0.5 %
合計	6.9 %	12.6 %	23.4 %	5.2 %	13.9 %	18.6 %	20.5 %
ガラス化率	93.1 %	87.4 %	76.6 %	94.8 %	86.1 %	81.4 %	79.4 %



図III-2-①-2-74 CAS造粒体の投入速度とガラス化率

次に、気中溶融実験炉内に図Ⅲ-2-①-2-40 に示したメルト採取実験装置を設置し、ガラスバルクを採取した。気中溶融熱源には酸素バーナ（出力 38 kW）または RF プラズマ（出力 100 kW）を用いた。熱源の差によるガラスバルク物性の違いを評価するため、造粒体の投入速度はそれぞれ酸素バーナを用いた時は 76 g/min、RF プラズマ時は 74 g/min とほぼ等しくして合計 1 kg の造粒体を投入した。電気炉のつぼ部温度は両者とも 1,610°C にして実験を行った。電気炉に設置した坩堝に得られたバルクガラスの中心部分を 30 mm の円柱状にくり抜き、そこから厚み 1 mm に切りだして鏡面研磨を施したサンプルの様子を図Ⅲ-2-①-2-75 に示す。これらのガラスに含まれている泡を光学顕微鏡で計数した。但し、サンプル上部の泡は溶融中に浮上したものの融液表面で破れずに残ってしまったものとして計数から除外した。気中溶融熱源に酸素バーナを用いた (a) のガラスには 230 個/g、RF プラズマを用いた (b) のガラスには 0.7 個/g の泡が含まれていた。また、両ガラスバルクに未溶解原料が含まれていないことを光学顕微鏡観察により確認した。ガラスバルク採取実験時の造粒体投入速度では、表Ⅲ-2-①-2-18 より両熱源ともに気中で 10% 程度の未溶解原料が存在していたと類推されるが、それらのガラスビーズがバルクを採取する坩堝に到達すると含まれていた未溶解原料はただちに溶解したと考えられる。

各気中溶融熱源を用いた時に得られたガラスバルクの一部を用いて蛍光 X 線分析により得られた組成を表Ⅲ-2-①-2-19 に示す。組成は表中に記載の酸化物の合計が 100% になるように規格化した。また、気中溶融熱源によるガラスの酸化還元状態の違いを評価するため、全 Fe の重量割合に対する Fe^{2+} の重量割合の比率である Fe Redox も併記する。尚、全 Fe は酸分解-ICP-AES 法、 Fe^{2+} は酸分解-オフェナントロリン吸光光度法により求められた。図Ⅲ-2-①-2-75 の板状鏡面研磨サンプルを用いて赤外分光分析により求められた水分量 ($\beta\text{-OH}$) も併せて同表に示す。表Ⅲ-2-①-2-18 で示したガラスビーズと同じように、RF プラズマにより気中溶融して得られたガラスバルクは 1% 程度 SiO_2 が減少していた。また、両ガラスバルクで清澄剤成分である SO_3 は検出限界以下であった。RF プラズマで造粒体投入速度 63 g/min, 91 g/min で気中溶融したガラスビーズには SO_3 が 0.1% 残存しており、ガラスビーズがバルク採取用の坩堝に到達した以降に失われたと考えられる。一方、酸素バーナで造粒体投入速度 75 g/min で気中溶融したガラスビーズは既に気中で SO_3 がほとんど失われていた。両ガラスバルクの泡数の差は気中での SO_3 の残存量が影響したと考えられる。また、水分量を示す $\beta\text{-OH}$ は酸素バーナよりも RF プラズマを用いた時の方が圧倒的に低い値となった。これは溶融雰囲気の水蒸気量に依存していると考えられ、酸素バーナで作られる高温雰囲気は燃料であるプロパンガスの燃焼に伴い発生した水蒸気が多く含まれるのに対し、RF プラズマを熱源とした場合は水を発生する燃焼反応を伴わない為、酸素バーナの時に比べ高温雰囲気に含まれる水蒸気は格段に低くなる。その結果、ガラスバルクに含まれる水分量に大きな差が出たと考えられる。両ガラスバルクの Fe Redox には差は見られなかった。



図Ⅲ-2-①-2-75 CAS ガラスバルク（気中溶融熱源: (a) 酸素バーナ, (b) RF プラズマ）

表Ⅲ-2-①-2-19 気中溶融ガラスバルクの組成と Fe Redox 及び水分量

成分 (wt%)	造粒体平均	酸素バーナ	RF プラズマ
SiO ₂	61.6	61.7	60.5
Al ₂ O ₃	14.5	14.5	14.9
CaO	23.6	23.7	24.4
Fe ₂ O ₃	0.10	0.10	0.10
SO ₃	0.23	0.00	0.00
Total	100.0	100.0	100.0
Fe Redox (%)	-	38	38
β-OH (/mm)	-	0.42	0.08

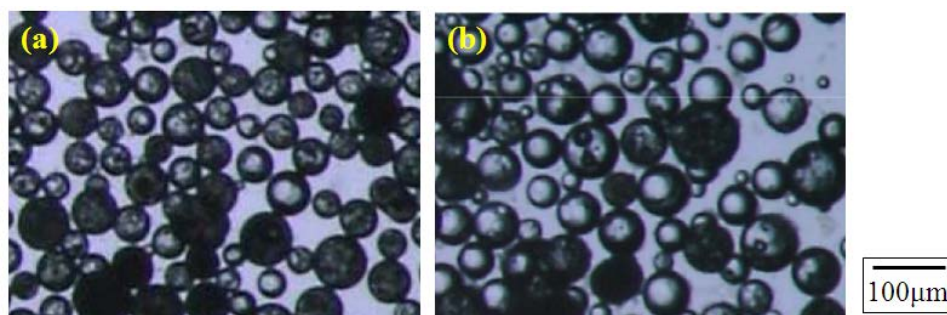
(え) MAS ガラスの気中溶融

CAS ガラスよりも歪点の高い MAS ガラスの気中溶融実験を行った。実験には MAS-101 造粒体を用いた。気中溶融熱源には 38 kW のプロパンを燃料とした酸素バーナまたは 100 kW の RF プラズマを用い、気中溶融後に得られたガラスビーズを評価した。表Ⅲ-2-①-2-20 に造粒体と気中溶融後のガラスビーズの蛍光 X 線分析による組成分析結果を示す。数値は下表に記載の酸化物で 100% となるよう規格化した。酸素バーナで気中溶融したガラスビーズは主成分 (SiO₂, Al₂O₃, MgO) の組成がほぼ造粒体と等しく、また、SO₃ が分析の検出限界以上は存在していないことが分かった。CAS 系ガラスの気中溶融実験でも見られたように、RF プラズマで気中溶融したガラスビーズは 2.4% の SiO₂ が減少していたが、大きく組成が変わることはなかった。

図Ⅲ-2-①-2-76 にはこれらのガラスビーズの光学顕微鏡写真を示す。気中溶融熱源に酸素バーナと RF プラズマを用いた時で造粒体の投入速度がほぼ同じであったのに対し、酸素バーナで気中溶融したものの中に完全に透明になっているものが、RF プラズマで気中溶融したものより少ないように見られた。

表Ⅲ-2-①-2-20 MAS ガラス気中溶融後の組成分析結果

成分 (wt%)	造粒体平均	酸素バーナ	RF プラズマ
		出力: 38kW 64g/min	出力: 100kW 66g/min
SiO ₂	64.7	65.0	62.3
Al ₂ O ₃	26.2	26.2	28.0
MgO	8.9	8.9	9.6
Fe ₂ O ₃	0.02	0.02	0.02
SO ₃	0.25	0.00	0.00
Total	100.0	100.0	100.0



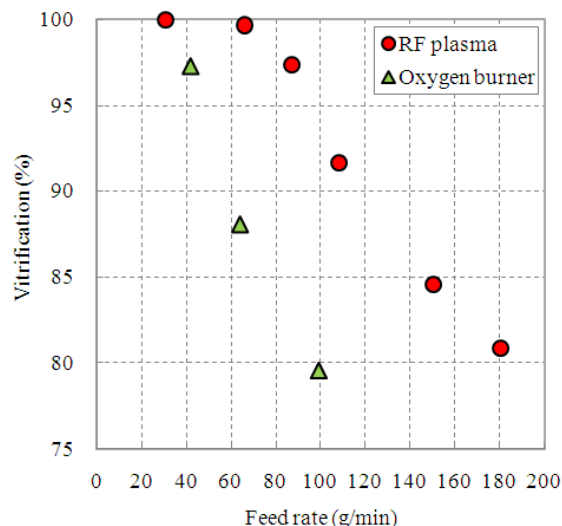
図Ⅲ-2-①-2-76 MAS 気中溶融ガラス
(熱源と造粒体投入速度: (a) 酸素バーナ 64g/min, (b) RF プラズマ 66g/min)

MAS ガラス気中溶融ビーズのガラス化率の評価を行うため、CAS ガラスビーズのでも行った手法を用いて XRD 分析によりガラスビーズに含まれる結晶性物質の定量を行った。MAS においては、 SiO_2 と Al_2O_3 、 $\text{Mg}(\text{OH})_2$ ($2\theta=36.8\sim39.0^\circ$)、 MgO ($2\theta=41.3\sim44.3^\circ$) に対して評価を行った。表Ⅲ-2-①-2-21 に気中溶融ガラスビーズに含まれる結晶性物質の定量結果を示す。但し、 $\text{Mg}(\text{OH})_2$ は造粒体の XRD 曲線には小さなピークが認められたものの気中溶融後のガラスビーズにはピークは見られず、 MgO のピークも見られなかった為、Mg を含む結晶性物質は気中溶融後のビーズには含まれなかったとして、表から除外した。また、これらの結晶性物質重量割合を 100%より差し引いた値をガラス化率とし、造粒体の投入速度とガラス化率の関係を図Ⅲ-2-①-2-77 に示す。CAS ガラスビーズの時と同様に、未溶解物として含まれているのは SiO_2 が最も多かった。図からは造粒体投入速度を大きくしていくとガラス化率が低下していく様子が見られるが、CAS の時と異なり RF プラズマを用いた方が酸素バーナで気中溶融した時よりもガラス化率が高い傾向にあることが分かった。

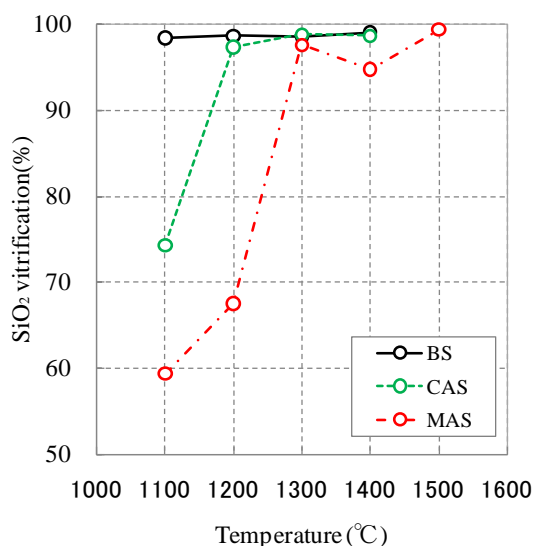
表Ⅲ-2-①-2-21 MAS ガラス気中溶融ビーズに含まれる結晶性物質重量割合

熱源	酸素バーナ		
投入速度	42 g/min	64 g/min	99 g/min
SiO_2	2.7 %	9.0 %	11.5 %
Al_2O_3	0.0 %	2.9 %	8.9 %
合計	2.7 %	11.9 %	20.4 %
ガラス化率	97.3 %	88.1 %	79.6 %

熱源	RF プラズマ					
投入速度	31 g/min	66 g/min	87 g/min	108 g/min	150 g/min	180 g/min
SiO_2	0.0 %	0.3 %	2.5 %	6.5 %	9.9 %	12.0 %
Al_2O_3	0.0 %	0.0 %	0.1 %	1.8 %	5.5 %	7.1 %
合計	0.0 %	0.3 %	2.6 %	8.3 %	15.4 %	19.1 %
ガラス化率	100.0 %	99.7 %	97.4 %	91.7 %	84.6 %	80.9 %



図Ⅲ-2-①-2-77 MAS 造粒体の投入速度とガラス化率



図Ⅲ-2-①-2-78 30 分の熱処理を施した無アルカリガラス造粒体原料の SiO₂ のガラス化率

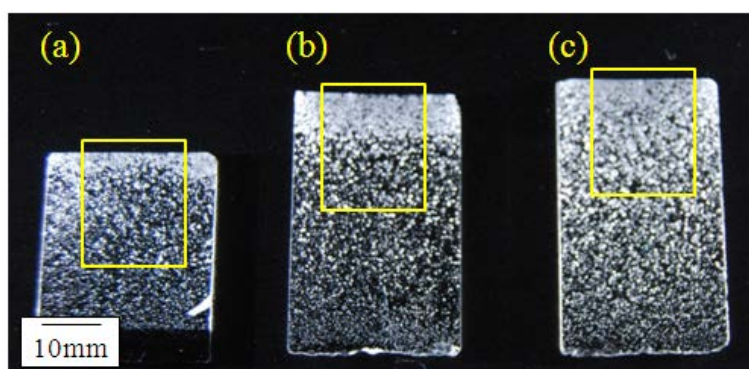
組成とガラス化率の関係を調べるため、BS、CAS、MAS 造粒体 30 g を 100 cc のアルミナ坩堝に入れ各温度で 30 分間熱処理し、それらの SiO₂ のガラス化率を測定した。結果を図Ⅲ-2-①-2-78 に示す。

図Ⅲ-2-①-2-78 より、CAS はこれまで本プロジェクトで検討を行ってきた BS よりもガラス化しにくいガラスであり、さらに MAS は CAS よりもさらにガラス化しにくいガラスであることが確かめられた。例えば CAS では、1,200°C で 30 分の熱処理によりほぼ SiO₂ のガラス化が完了するが、MAS では造粒体に含まれる SiO₂ の 3 割以上が結晶のまま残っている。但し、気中溶融においては高温場において造粒体が分散して飛翔しているため気中でのガラス化率は造粒体の粒径に強く依存すると考えられ、造粒体の平均粒径が異なる CAS と MAS の投入速度に対するガラス化率の絶対値は比較することは出来ない。CAS では投入速度に対するガラス化率が酸素バーナと RF プラズマに差が見られなかったのに対し、MAS では明確にその差が見られた背景には両組成系のガラス化に必要な温度の違いが影響した可能性がある。CAS では酸素バーナと RF プラズマの加熱能力に差は見られなかったが、MAS では同投入速度において RF プラズマ熱源の方がガラス化率は高かったこと

から、酸素バーナよりもプラズマの方が高温の雰囲気を提供できる為ガラス化率が高くなったと考えられ、難溶解性ガラスの気中溶融熱源にはプラズマが向いていると言える。

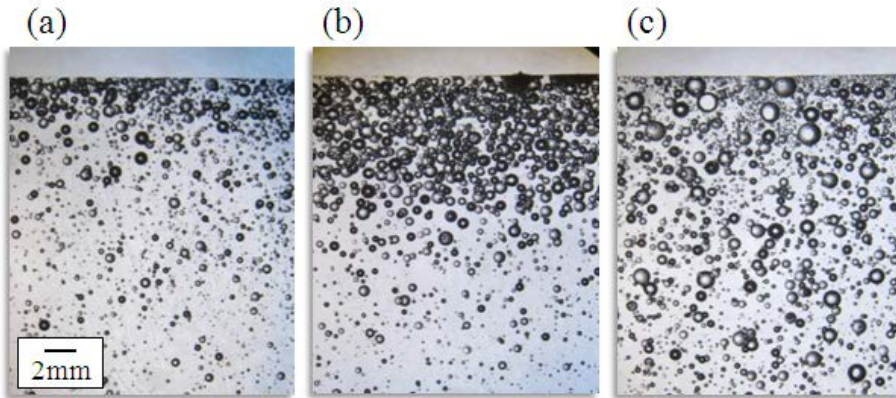
酸素バーナよりも RF プラズマを用いた方が効率的に気中でガラス化できることから、RF プラズマを熱源に用いて CAS と同様の手順でガラスバルクの採取実験を行った。造粒体の投入速度は 50, 76, 109 g/min の 3 水準で合計 1kg の造粒体を投入した電気炉のつぼ部温度は 3 水準とも 1,620°C にして実験を行った。得られたガラスバルクを前述の通り厚さ 1 mm に鏡面研磨したサンプルの様子を 図Ⅲ-2-①-2-79 に示し、図中に示した黄色で囲った範囲を光学顕微鏡で観察した写真を 図Ⅲ-2-①-2-80 に示す。得られたガラスバルクは BS や CAS よりも多くの泡を全体に含んでおり、ガラスバルク中央部で投入速度 50, 76, 109 g/min のそれぞれに 1g あたり 2,900 個、4,100 個、3,600 個の泡が含まれていた。図Ⅲ-2-①-2-80 に示すように、ガラスバルクには未溶解の原料は見られなかった。気中で数%の未溶解原料を含んでいても、CAS 系と同様にガラスビーズが坩堝に到達すると未溶解原料はただちに溶解したと考えられる。

造粒体投入速度 76 g/min のときに得られたガラスバルクの一部を用いて蛍光 X 線分析により組成分析を行った。表Ⅲ-2-①-2-22 に表に記載の酸化物で規格化した組成分析結果を示す。ガラスビーズの組成分析と同様に僅かに SiO₂ が減少したほか、SO₃ もビーズと同様に検出限界以下であった。



図Ⅲ-2-①-2-79 RF プラズマ気中溶融で得た MAS ガラスバルク
(造粒体投入速度: (a) 50 g/min, (b) 76 g/min, (c) 109 g/min)

図Ⅲ-2-①-2-79 の板状鏡面研磨サンプルを用いて赤外分光分析により求めた水分量を表す β -OH の値を表Ⅲ-2-①-2-23 に示す。RF プラズマを熱源とした気中溶融で得られたガラスバルクであるため、CAS の項で述べた理由から全て低い β -OH となっている。また、造粒体投入速度が小さくなるにつれ β -OH の値が小さくなっている。気中溶融及びガラスバルク雰囲気において存在する水は RF プラズマ装置のパージェアー及び造粒体搬送空気、炉内に侵入する空気、それと造粒体に含まれる水である。造粒体には製造時の残存水分や保管時に吸着した水分、及び原料の水酸化マグネシウムが含まれており、加熱により吸着水等は蒸発し水酸化マグネシウムは分解して水蒸気となる。RF プラズマの条件は実験によらず一定であるため、造粒体投入速度によって変化するものは、原料からの脱水反応のみと考えられる。造粒体の投入速度が遅いほど気中の滞在時間が長くなり、造粒体に含まれる水分は気中で十分に蒸発して乾いた粒子状態となる。このようにして出来た水分の少ないガラスビーズによってできたガラスバルクは、造粒体の投入速度に比例して水分量が変化したと考えられる。



図Ⅲ-2-①-2-80 RF プラズマ気中溶融で得た MAS ガラスバルクの上
部
(造粒体投入速度: (a) 50 g/min, (b) 76 g/min, (c) 109 g/min)

表Ⅲ-2-①-2-22 MAS ガラス気中溶融後の組成分析結果

成分 (wt%)	造粒体 平均	RF プラズマ 出力: 100 kW
		76 g/min
SiO ₂	64.7	63.4
Al ₂ O ₃	26.2	27.3
MgO	8.9	9.3
Fe ₂ O ₃	0.02	0.02
SO ₃	0.25	0.00
Total	100.0	100.0

表Ⅲ-2-①-2-23 RF プラズマで得られた MAS ガラスバルクの水分量

造粒体投入速度	50 g/min	76 g/min	109 g/min
β -OH	0.11	0.15	0.19

(3) 共通基盤技術

a) 気中溶融特有の現象と融液挙動の解明

はじめに

気中溶融技術は、プラズマ、酸素燃焼火炎およびそれらのハイブリッドにより生成させた超高温場の中にガラス原料を直接投入し、原料と加熱源との接触を直接的に行うことで極めて短い時間でガラス化（ガラス融液の生成）を実現し、そのままガラス融液として高温場下の融液槽に堆積させる。本プロジェクトが研究としてカバーしているのはいわゆるガラスの「粗溶融」までの範囲である。しかし、ガラスを製品として完成させるにあたっては、用途に応じた融液の「品質」を確保する必要がある。ガラス原料の溶解に必要なエネルギー（エネルギー原単位）を現状の溶解技術と比較して大きく低減させるには、粗溶融以降、過度にエネルギーを追加投与すると省エネルギー効果を低減させてしまう可能性もあり、望ましくない。したがって、気中溶融技術により生成されるガラス融液について、高品質化に向けた「清澄」についての評価を行っておくことが望ましい。

ガラス融液は、高温においても粘調であるために外部の雰囲気と平衡をとるためには長時間を要し、現実的には不可能に近い。故に製造されるガラスは溶融初期からの熱履歴に大きく影響を受けることが知られている。気中溶融ガラス融液の特徴を理解するためには、溶融過程の最上流の「気中溶融（In-Flight）」状態に遡って段階を追い解析／評価を行わなければならない。

本節では、東洋ガラスにおいて構築された都市ガス／酸素燃焼火炎を用いた1トン／日規模の気中溶融炉において形成されたガラスを主たる研究対象とした。気中溶融炉でのその場観察による気中溶融過程の観察、製造されたガラスおよび溶融工程でホットサンプリングされたガラス試料の分析により気中溶融ガラスの特徴を明らかにする。また、高品質化が達成できるのか否かを判断しその必要条件を明らかにするための融液の直接観察も実施し、粗溶融後の清澄工程を設計するための指針を得ることを目的としている。

本節では、気中溶融の上流から下流までの工程を経ながら以下の評価を行った結果を示す。

- 1) 気中溶融高温場を飛翔するガラス原料のその場観察
- 2) 気中溶融溶解槽に堆積したソーダライムガラスの溶存ガスの分析
- 3) 気中溶融溶解槽に堆積したソーダライムガラスの中に残存する気泡のガス分析
- 4) 気中溶融ソーダライムガラス融液のボルタノグラム測定による融液の性質の評価
- 5) 気中溶融ソーダライムガラス融液の長時間観察による気泡挙動の解析／評価

最後に、以上の結果を総合的に評価して、気中溶融ソーダライムガラスの示す現象の解明と清澄による高品質化の可能性について総括した。

(あ) 気中溶融高温場を飛翔するガラス原料のその場観察

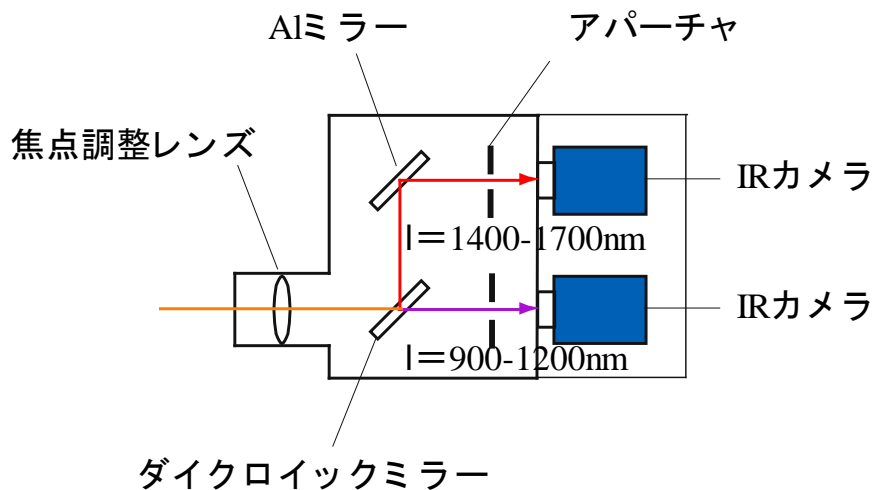
気中溶融法では、高温場の中へ直接ガラス原料あるいはカレットを投入／飛翔（In-flight）させ、高温場の熱源と物質とを直接的に接触させることで熱の伝達の効率化を進める。用いられる高温場には、前節までに説明されているように、プラズマ（RF高周波プラズマや多相アークプラズマ）、酸素燃焼火炎を用いることができ、前者では1万°C程度、後者では2,800°C程度の高温場が形成され、ガラス原料はこれらの中を数から数十ms程度の短い時間飛翔滞留し、熱を受け取る。本プロジェクトで用いられる原料造粒体は、平均粒径が約120μmのスプレードライ法で調製された原料であるが、ケイ砂や石灰、ソーダ灰などに微細な素原料を使ったスラリーから出発することで、一つ一つの粒子が、所望の組成比の原料を含み、加熱によりそれぞれがソーダライムガラス融液（液滴）

を形成でき、ガラス化反応が急速に進行する。このような超高温場の中を飛翔する粒子の挙動を観察するためには、それに応じた光学系を設計し、瞬間を捉えることが可能な高速撮影が望ましい。本プロジェクトでは、0.9~1.7 μm 帯の光に対して高速に応答する赤外線カメラ (図Ⅲ-2-①-3-1) を用い、気中熔融炉酸素燃焼炎内の約 3 cm 四方の領域を測定した。

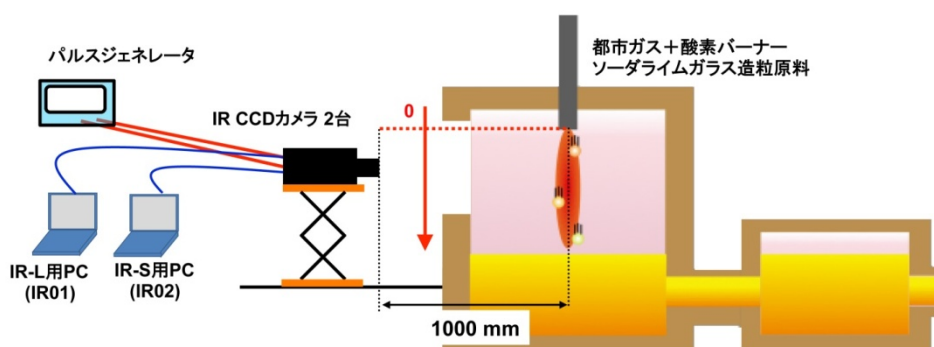
東洋ガラス気中熔融炉にて、種々の酸素燃焼バーナオペレーション条件のもと、燃焼バーナノズルの先端からの距離を変えながら 2 種の露光時間 (10 μs 、150 μs) で測定を行い、粒子からの輻射光を 0.9~1.1 μm と 1.4~1.7 μm 帯の二つの波長帯イメージを 2 台のカメラで同期させて取得した。(図Ⅲ-2-①-3-2)

図Ⅲ-2-①-3-3 に 10 μs で測定したイメージの一例を示す。バーナへの都市ガス供給量を変化させた場合の飛翔粒子からの輻射光強度の違いをカラー表示している。バーナ先端からの距離によっても輻射光強度が異なっている。また、図Ⅲ-2-①-3-4 に 150 μs で測定したイメージの一例を示す。露光時間を長くしたことにより、粒子軌跡が線状に記録され、この長さより造粒体原料のバーナ中の飛翔速度を見積もることができる。

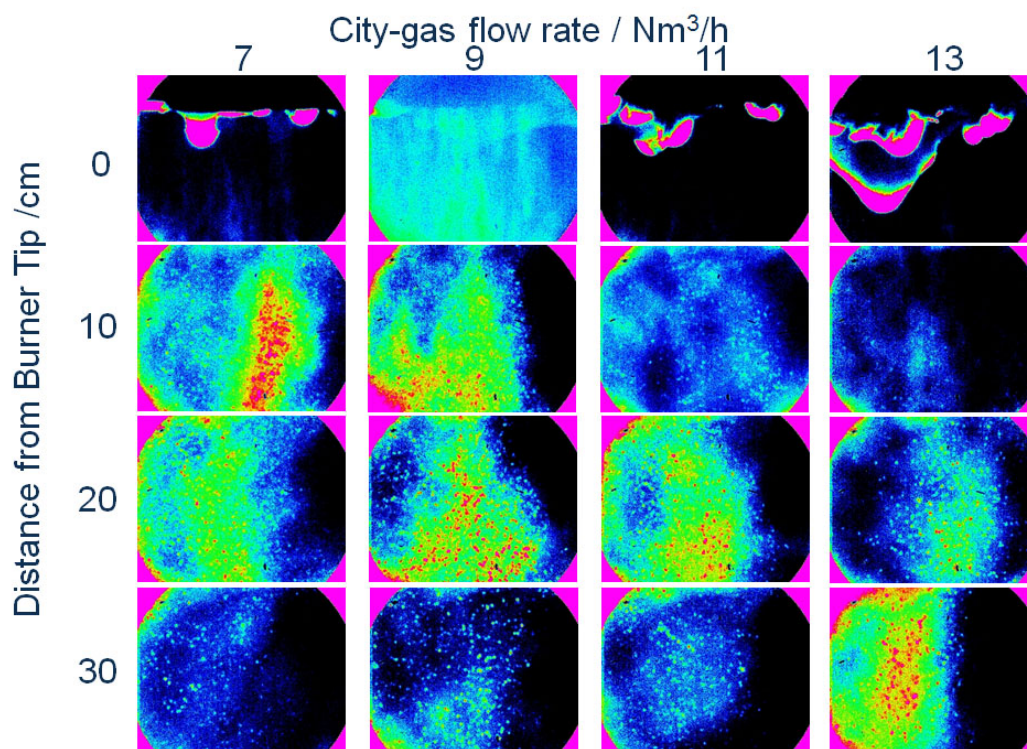
図Ⅲ-2-①-3-5 に粒子の平均飛翔速度を示す。粒子飛翔速度は、バーナ先端からの距離および燃焼条件により異なっている。粒子はバーナ先端から離れるほど加速され、速度は増大していく。しかし、観察ができなかったさらに下方の位置では一定速度に収束していく傾向を有すると考えられる。そこで、飛翔速度を距離のべき乗関数に近似し、1 m 飛翔するのに要する時間を見積もったところ、都市ガス流量 7 Nm³/h で 31 ms、9 Nm³/h で 21 ms、11 Nm³/h で 23 ms、13 Nm³/h で 18 ms となり、気中での滞留時間は供給ガス流量が大きいくほど初期速度も大きく、徐々に短時間となる傾向を示すことが分かった。この短い滞留時間の中に火炎より熱エネルギーを受け、粒子の加熱/ガラス化反応は進行している。粒子からの輻射光強度のバーナ先端からの位置による違いを図Ⅲ-2-①-3-6 に示す。都市ガス流量の増加とともにバーナより離れた位置で強くなる傾向を示したが、これは、造粒原料の飛翔速度が最も遅い 7 Nm³/h の場合、バーナより近い位置で熱エネルギーを一方向的に受け、それ以降は授受がバランスを取るためと考えられる。一方、火炎中の燃焼状態 (温度分布) もガス流量によって変るものと考えられ、都市ガス流量の大きなバーナオペレーションの方が輝度の高い粒子が多く観測され、粒子温度の平均は高くなっている。すなわち、燃焼場が供給可能な熱総量 (燃焼場温度の高さとその領域の大きさ) と熱を受け取る粒子密度との関係にも依存すると考えられる。どのような火炎を形成するかが粒子の加熱状態を支配しており、製造パラメータとして重要であることを示している。飛翔粒子が経験する最高到達温度については、異なる波長帯のイメージの比較より、酸素燃焼火炎中で 1800~2000°C 程度と推定され、燃焼条件により異なることも把握することができた。しかし、火炎中の水蒸気による光吸収等が生じることにより、異なる波長帯の輻射光の比較から正確な粒子温度を導くことは困難であった。気中熔融のプロセスにおいて、ガラス化反応の進行過程を把握するうえで、飛翔粒子の速度と温度の評価は必要不可欠であることから、今後装置および解析/補正方法の改良を行い、その場評価が可能な飛翔粒子観察装置の構築を進めていくべきである。



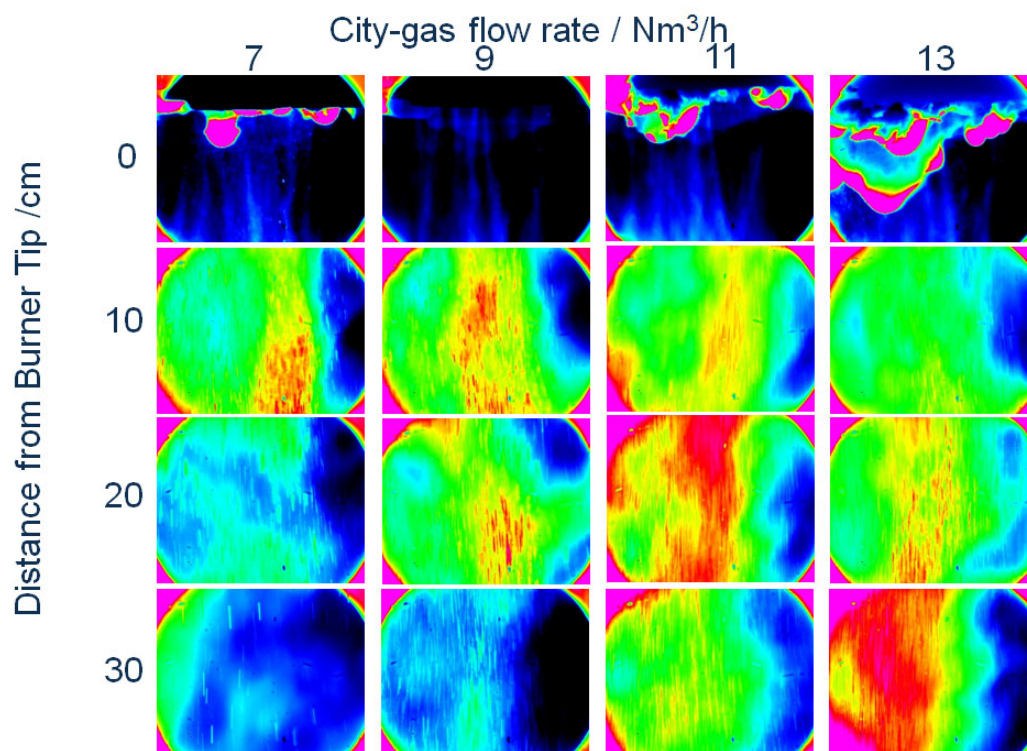
図III-2-①-3-1 気中飛翔粒子観測装置の概要



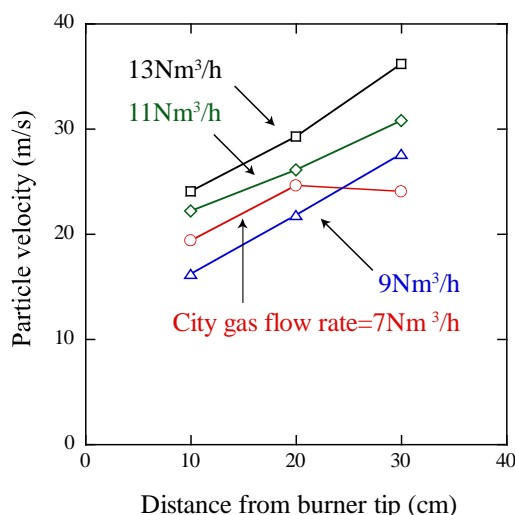
図III-2-①-3-2 酸素燃焼炎中の飛翔粒子観測実験概略図



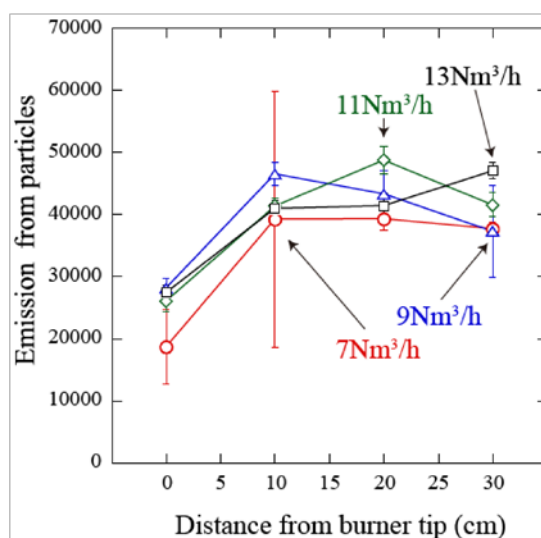
図Ⅲ-2-①-3-3 露光時間 10 μs で撮影した飛翔粒子のイメージ測定例。
都市ガス流量およびバーナ先端からの距離の違い。赤色ほど高輝度。



図Ⅲ-2-①-3-4 露光時間 150 μs で撮影した飛翔粒子のイメージ測定例。
都市ガス流量およびバーナ先端からの距離の違い。赤色ほど高輝度。



図III-2-①-3-5 バーナ先端からの距離に対する飛翔粒子の平均飛翔速度との関係。
図中の数字は都市ガス供給速度。



図III-2-①-3-6 バーナ先端からの距離に対する飛翔粒子の平均輝度との関係。
図中の数字は都市ガス供給速度。

(い) 気中溶融ガラス中の溶存ガス

ガラス融液は、原料が持ち込む水蒸気や吸着分子、溶解過程で生成する分解ガスおよび燃焼火炎等で生成される溶解槽内に存在するガスなどと直接触れ、ガラス形成過程及びその後の高温保持される間に様々な気体を溶解あるいは放出する。そのため、気中溶融から溶解槽に堆積して保持されるまでのガラス融液の履歴が溶存ガスの種類、ガス量を決定し、その後の高品質化に大きな影響を与えると考えられる。気中溶融法で製造されたガラス融液に含まれている溶存ガスは、造粒原料を出発原料としていること、気中にて数十 ms の瞬時にガラス化反応が進行すること、および酸素燃焼火炎あるいはプラズマの形成する高温場との直接的な熱のやり取りを行うために、その雰囲気の影響を大きく受け、現在使用されているシーメンス型溶融炉での溶解プロセスとは異なる熱履歴を経ている可能性がある。また、気中溶融では、気中飛翔時の外場温度が最も高い温度であり、その

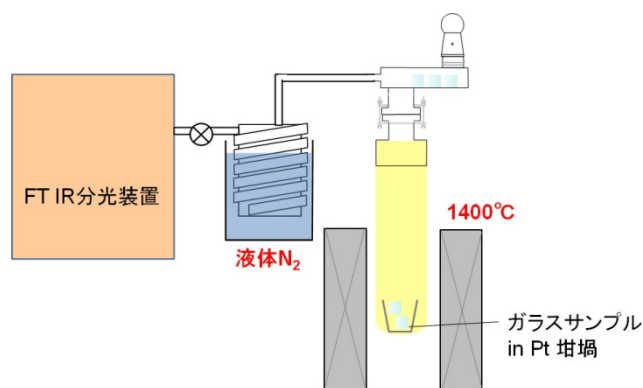
後のプロセスは省エネルギーの観点から再度高温状態にさらされることなく高品質化（清澄）が進行することが望まれる。気中溶融ガラスの特徴を考えるうえで、溶存ガスの分析結果は重要な知見であり、その後の清澄による高品質化を考える上で欠くことができない。

酸素燃焼火炎を用いる気中溶融では、メタンを中心とした都市ガス燃料の燃焼場を通過するため、さまざまな溶存ガスが考えられる。そこで本研究では、一回の評価で多種の分子を同時に定量評価できる手法として高温ガスの赤外吸収分光測定法を用いることとした。具体的には、水蒸気も含めた多種同時測定が可能な FT 赤外吸収法を採用した。このようなガラス溶存ガス分析装置は市井では販売されていないため、**図Ⅲ-2-①-3-7**に示す溶存ガス分析装置を独自に設計・構築し、気中溶融ガラスの評価に用いた。

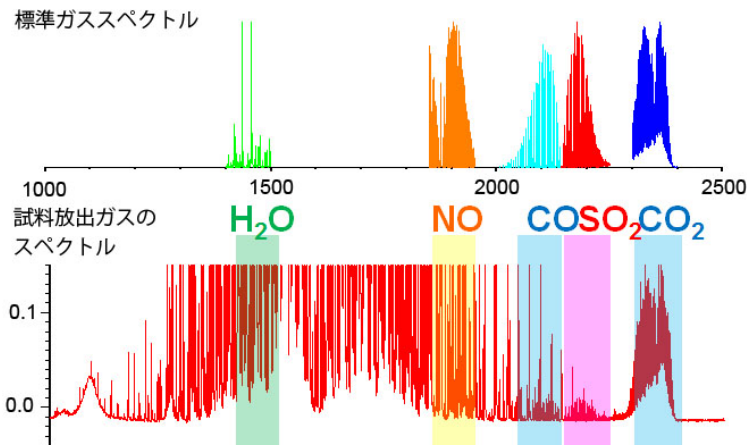
気中溶融ガラスをダイス状に切り出し、十分に洗浄した後、真空下、 1400°C にて白金るつぼ中で溶融した。ガラスに溶存しているガスは融液から放出され、液体窒素トラップ装置に捕集される。十分な時間保持して溶存ガスを取り出したのち、捕集されたガスは 150°C に加熱されて FTIR セルへ導入され、吸収スペクトルが測定される (**図Ⅲ-2-①-3-8**)。種々の気体のモル吸光係数は既知であるため、干渉効果がなければスペクトルから溶存ガス量を定量化することができる。なお、本実験では、赤外活性な分子のみに注目しており、酸素や窒素などの等核二原子分子は赤外不活性であるため測定対象に含めていない。

図Ⅲ-2-①-3-9に気中溶融ガラスに含まれている H_2O 量とエネルギー原単位 (SEC) の関係を示す。気中溶融ガラスはおおよそ 600 ppm かそれ以上の水分を含有しており、一般のシーメンズ炉で製造されているガラス (約 200~300 ppm 程度) に比べて含水量の多いガラスが生成されていることがわかる。SEC の減少に対し水分含有量は緩やかに増加傾向にあり、省エネルギーを進めるほどに含水率は高まるといえる。

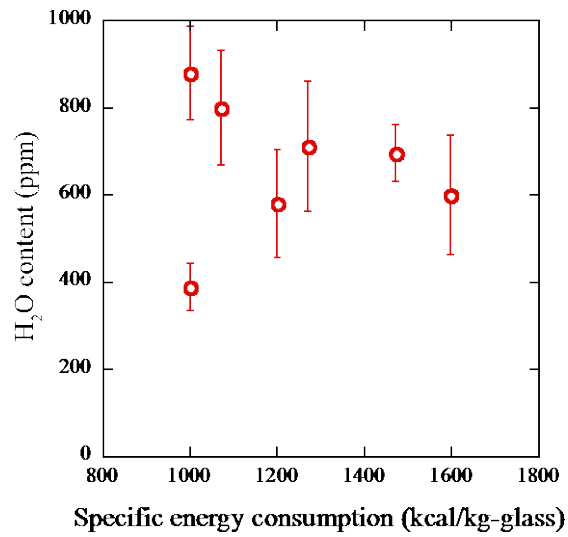
一方、 CO_2 量と SEC との関係 (**図Ⅲ-2-①-3-10**) をみると、SEC の低下に対し、1,200 kcal/kg-glass 近傍で最大となるものの、徐々に含有量は低下する傾向にある。 H_2O に比較して 100 分の 1 程度の含有量となっている。また、 CO ガスも検出されるものの、その量は CO_2 のさらに 100 分の 1 程度であり、装置の検出限界に近く、含有量は極僅かであるといえる。造粒原料に添加された芒硝に由来する SO_2 ガスは極わずかに観測された (**図Ⅲ-2-①-3-11**)。SEC < 1,500 kcal/kg-glass の領域では、SEC の大小に関わらずほぼ一定の放出量となっている。ガスの放出処理温度は $1,400^{\circ}\text{C}$ で真空中であることから溶存している SO_3 は分解して放出される可能性は十分あるが、原料の添加量 (0.25~0.5wt%)、化学分析法による気中溶融後の残存率の分析結果 (**図Ⅲ-2-①-3-12**) と比較すると、溶存ガス分析の条件で放出された量はその一部であり、ガラス融液中にはまだ SO_3 が多く溶存していると考えられる。



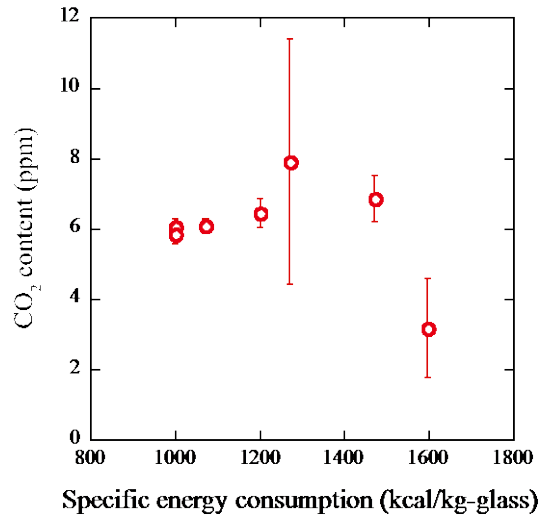
図Ⅲ-2-①-3-7 溶存ガス分析装置の構成図。



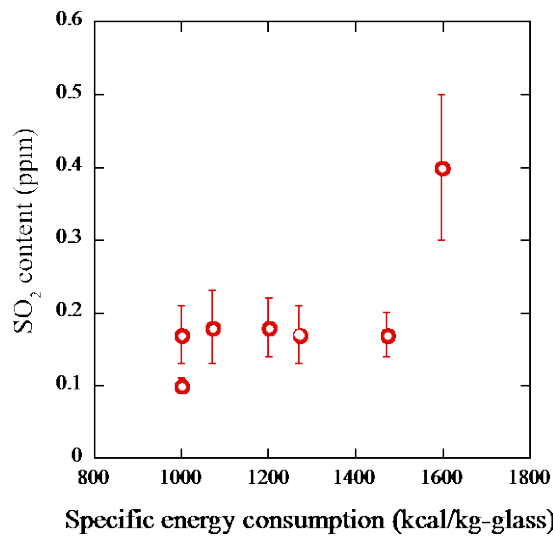
図III-2-①-3-8 溶存ガスの分析スペクトルの一例。
上：標準ガスのスペクトル、下：サンプルガスのスペクトル。



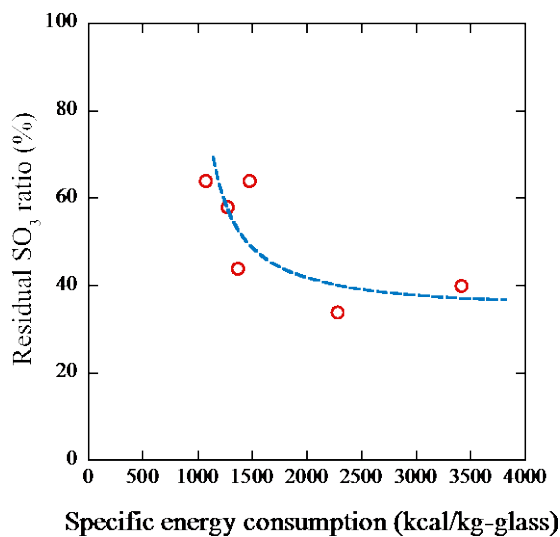
図III-2-①-3-9 種々の SEC 条件で溶融された気中溶融ガラス中の水分放出ガス量。



図III-2-①-3-10 種々の SEC 条件で熔融された気中熔融ガラス中の CO₂ 放出ガス量。



図III-2-①-3-11 種々の SEC 条件で熔融された気中熔融ガラス中の SO₂ 放出ガス量。



図III-2-①-3-12 種々の SEC 条件で熔融された気中熔融ガラス中の SO₃ 残存率。湿式分析法による。原料中の SO₃ 導入量は 0.25 または 0.5 wt%。

(う) 気中溶融ガラス中に残存する気泡のガス分析

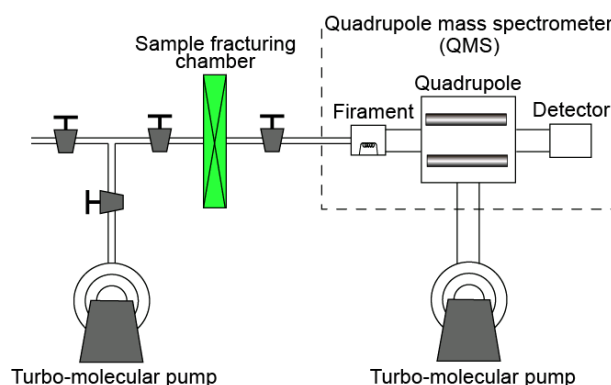
ガラスの品質を決定する因子の中で、ガラス内部に残留している気泡は非常に重要であり、それらの大きさや数密度は特に注意を払う必要がある。従来法であるシーメンス炉における溶融では、ガラス融液の液面上に投入されたバッチ（山）は上方の火炎からの輻射熱と下方融液からの伝導伝熱により加熱され、ガラス化反応がバッチ山の外側から内部に向かって温度勾配を作って進行する。これが多数の欠陥を生み、それらを取り除いて高品質化するために数日におよぶ長時間、ガラス融液を溶解槽内に対流・滞留させなければならない。気中溶融法の開発のコンセプトは、この要因を取り除くことで大幅な省エネルギーを達成しようとするところにある。従って、気中溶融により得られた粗溶融されたガラス融液を、新たに加えるエネルギーができるだけ少ない状況で高品質化させられることが望ましい。気中溶融法では、造粒原料を火炎に投じることで所望の組成のガラス液滴の生成を気中で済ませ、ガラス融液を形成させるものの、堆積したガラス融液にはまだ気泡が含まれていることがわかっている。気泡を取り除くための有効な手立てを得るには、気泡に閉じ込められているガス組成を知る必要がある。本節では、東洋ガラスにおいて都市ガス／酸素燃焼火炎を用いた気中溶融ソーダ石灰ガラス中の残留気泡のガス分析を系統的に行った。サンプルは、溶融時に長尺のお玉で融液をすくって採取し、その場で急冷した「お玉ガラス」と、溶融実験終了後、炉体が冷却されたあとでガラス溜から切り出した「徐冷ガラス」である。採取場所は、火炎の直下のガラス溜の「バーナ下」と、溶解槽からスロートを経て攪拌子の前後部分で採取したそれぞれ「スターラー前」または「スターラー後」である。

採取されたサンプルにはそれぞれに気泡が残存し、それらの位置に応じて切り出した小片をクラッシュチャンバー内にセットする。十分な予備排気の後、試験片を破断して放出されたガスを質量分析器にて連続分析する。各質量数について積算信号強度を求め、予め求めておいた検量線を用いて気泡内ガスの組成を求める。本実験のために作製した泡分析装置の概略図を図Ⅲ-2-①-3-13に示す。

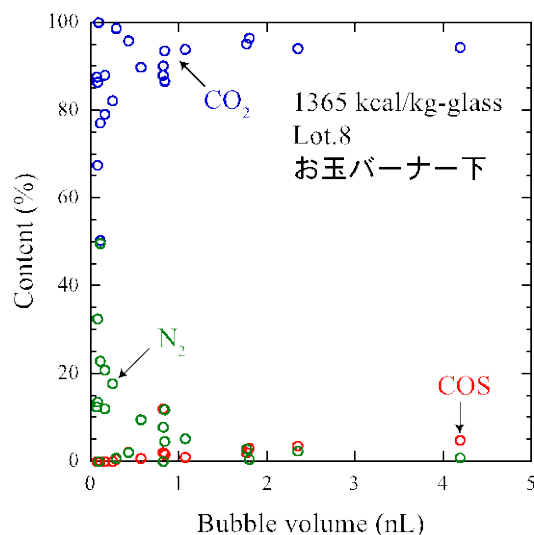
図Ⅲ-2-①-3-14～17に、ガラス溶融に投入したエネルギー（SEC）が異なる気中溶融ソーダ石灰ガラスのお玉ガラス（バーナ下）、徐冷ガラス（バーナ下）、お玉（スターラー後）、徐冷ガラス（スターラー後）に存在していた気泡内ガス組成の気泡体積依存性をそれぞれ示す。気泡内ガスの主成分はCO₂であり、90%以上を占める。溶融時に採取・急冷した「お玉ガラス」には、共通してCOS（硫化カルボニル）が第2成分として含まれている。バーナ下およびスターラー後のお玉ガラスにはそれぞれCOSが観測されたが、その含有割合はSECの大きさに依存し、またバーナ下よりもスターラー後の方が大きくなる傾向を持つ（図Ⅲ-2-①-3-14と16）。スターラー後のお玉ガラスについて得られたCOSとCO₂の割合の関係をおよびCOS割合とSECの関係を図Ⅲ-2-①-3-18、19にそれぞれ示す。また、燃焼バーナノズルの違い（図Ⅲ-2-①-3-19の赤○とそれ以外）によってもその割合は変化することから、火炎中の履歴を強く反映するとともに、溶融炉内での滞留時間に依存し、融液内の気泡ガス成分は時間とともに変化していることを表している。一方、徐冷ガラスにおいては、お玉ガラスに観測されたCOSは検出限界以下であり、バーナ下およびスターラー後においても観測されない（図Ⅲ-2-①-3-15と17）。徐冷される過程で気泡内ガス組成は大きく変化していると理解できる。COSは原料中に含まれているSO₃を反応物とし、強還元性物質との反応によって生成されたと考えられ、火炎中のたとえばCOなどが反応物として考える。このことは、造粒原料が飛翔過程で火炎の形成する雰囲気と作用したことを示しているが、それらが直接的かあるいは間接的な因果関係の結果か否かは現時点では判断できない。

気泡内ガスの成分変化は、お玉ガラスにおいても、徐冷ガラスにおいても、気泡の大きさが十分に小さくなると明瞭に観察され、特に気泡体積が1 nL以下の領域で組成は大きく変化する。例えば図3.1-15に代表されるように、微細な気泡では急激な組成変化を示し、大きな気泡では無視できるほど少なかったN₂ガスが、その割合を高めていく。気泡体積1 nLは、約124 μm直径の気泡に相当し、組成が大きく変化する0.2 nLは約70 μmの大きさを持つ気泡であり、100 μm程度を境とし

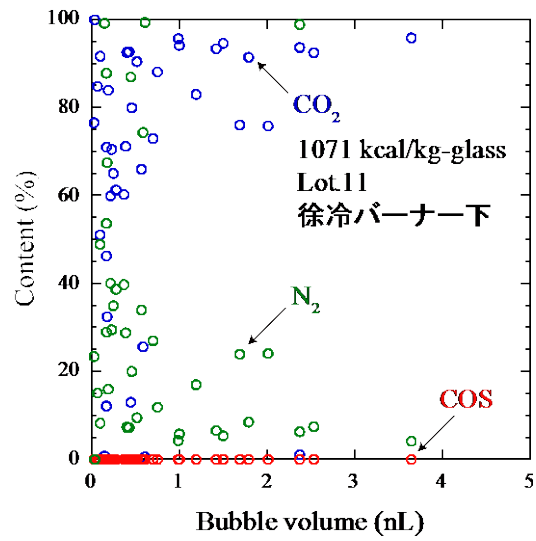
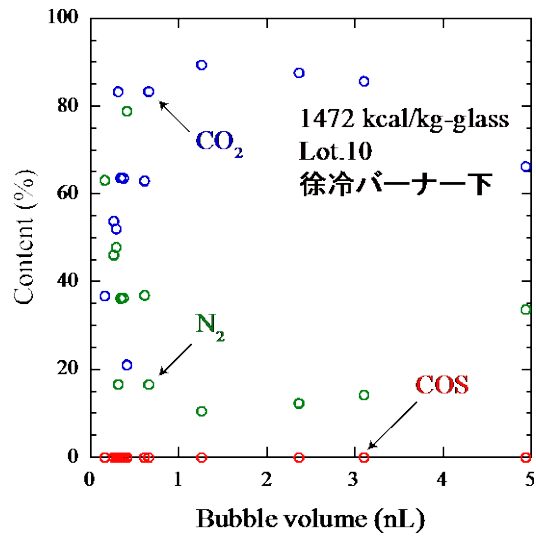
てガラス融液との間でガスのやり取りが速やかに進行することがわかる。一つには、気泡内ガスの主成分であった CO_2 がガラス融液に溶け込むことで割合が低下し、その分、他の成分の割合が大きくなるか、あるいは N_2 ガスがガラス融液から気泡内へ放出されるなどの過程が生じている可能性を示唆している。溶存ガス分析の結果では、SEC に関わらず気中溶融ガラス中にはおおよそ数 ppm 程度のわずかな CO_2 が溶存している。一般的に、温度の低下とともに、 CO_2 の飽和溶解度は増大する傾向を示すことから、気泡内の CO_2 の融液への溶解が気泡組成変化を引き起こした一つの原因と考えられる。このことは、気中溶融過程で原料が酸素燃焼火炎という燃焼による CO_2 濃度の高い領域を経てきたにもかかわらずガラス融液へ気泡内 CO_2 がまだ溶解し得る性質を有していることを示す。



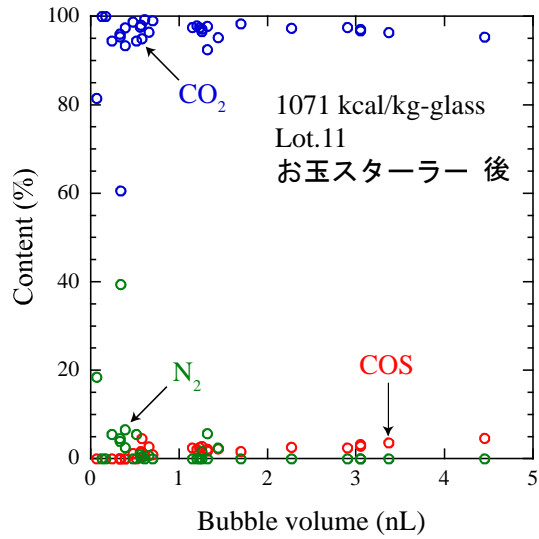
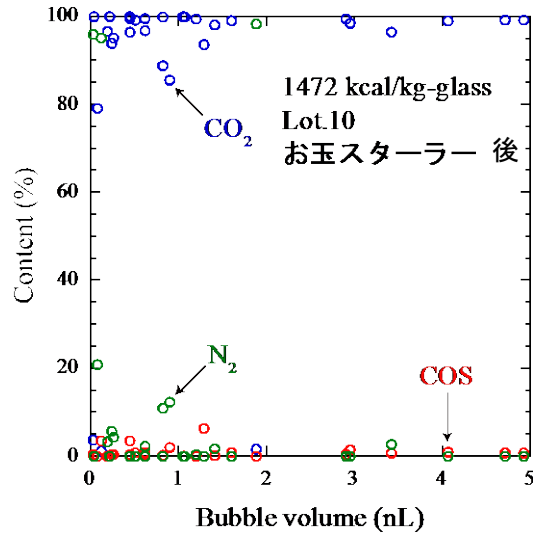
図III-2-①-3-13 気泡ガス分析装置の概略図



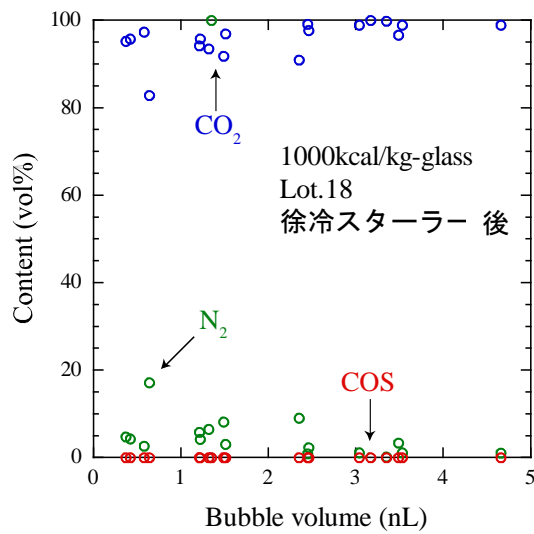
図III-2-①-3-14 バーナー下よりその場採取したお玉ガラス中の残存気泡ガス組成



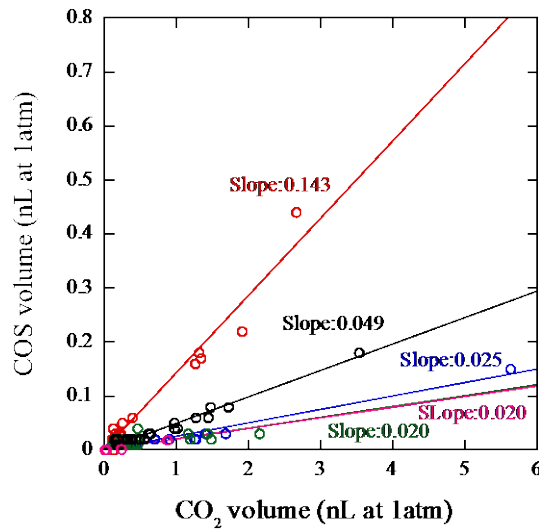
図Ⅲ-2-①-3-15 冷却後にバーナー下より取り出した徐冷ガラス中の残存気泡ガス組成



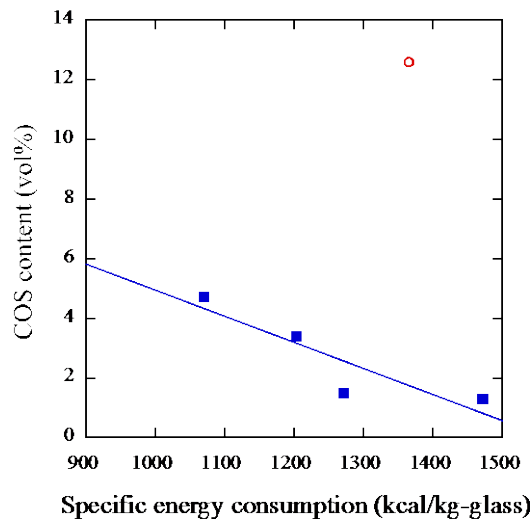
図III-2-①-3-16 スターラー後でその場採取したお玉ガラス中の残存気泡ガス組成



図III-2-①-3-17 スターラー後で冷却後に取り出した徐冷ガラス中の残存気泡ガス組成



図Ⅲ-2-①-3-18 スターラー後でその場採取したお玉ガラス中の COS ガスの体積と CO₂ ガスの体積の関係



図Ⅲ-2-①-3-19 スターラー後でその場採取したお玉ガラス中の COS ガス体積割合とエネルギー原単位 SEC の関係

(え) 気中溶融ガラスのボルタノグラム測定

気中溶融ガラスは、通常の溶融法とは異なり原料が超高温場を經由して溶解されるため、ガラス化反応、ガラス融液の構造あるいは含有する微量成分の種類や化学状態に影響を受けている可能性がある。気中溶融ガラスの状態を理解するには、冷却した室温のガラスだけでなく、高温融液状態の評価を行うことが望ましい。気中溶融法によって形成されたガラス融液の清澄過程を理解する上で、ガラス中に含まれている微量成分の状態や溶融条件による違いは重要であり、それらの化学反応を検出する上で電気化学的手法であるボルタンメトリーは有力な方法である。特に本研究で用いた矩形波ボルタンメトリーは、短冊状の電位の挿引により電極界面での微量な電気化学反応を感度

良く信号として得ることができる利点を有する。気中溶融ガラスを溶融条件によって比較する、一般的なシーメンズ炉で製造されたガラスと比較するという点で簡便な方法である。本実験では、種々の気中溶融ソーダ石灰ガラス、市井にて流通しているソーダ石灰ガラスおよびカレットとして再利用されるガラスのボルタノグラムをそれぞれ測定し、これらの違いについて検討を行った。

ボルタンメトリー測定に用いたガラスは、東洋ガラス気中溶融炉で都市ガス/酸素燃焼火炎を用いて製造された気中溶融ガラス3種と、市井の板ガラス、カレットである。用いた気中溶融ガラスの溶解条件を表3.1-1に示す。また市井ガラスは $72\text{SiO}_2\text{-}13\text{Na}_2\text{O}\text{-}8\text{CaO}\text{-}4\text{MgO}\text{-}2\text{Al}_2\text{O}_3\text{-}1\text{K}_2\text{O}$ (wt%) の組成を有し、気中溶融ソーダ石灰ガラスの原料は、 $72\text{SiO}_2\text{-}16\text{Na}_2\text{O}\text{-}10\text{CaO}\text{-}2\text{Al}_2\text{O}_3$ (wt%) を基本組成とし、これに SO_3 、 Fe_2O_3 が添加されているとともに、気中溶融条件の違いによって含水量も異なっている。表III-2-①-3-1にサンプルの気中溶融条件、微量成分含有量も示す。これらに加えて、造粒原料+カレットの気中溶融 (C) で用いられた同じカレットをるつば再溶融して測定を行った。

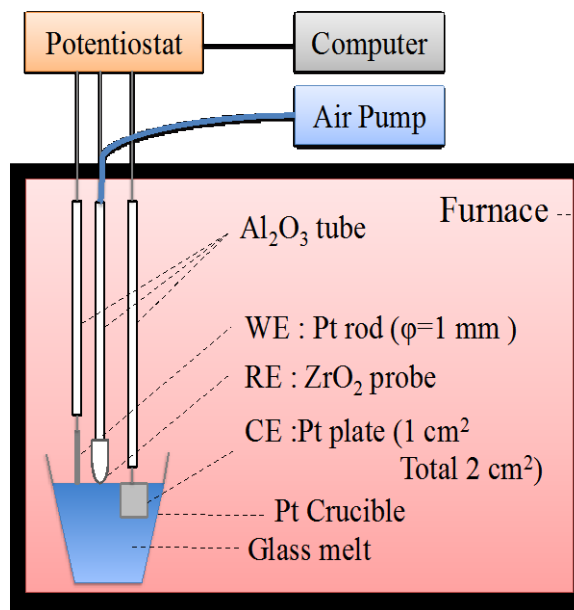
図III-2-①-3-20に用いたボルタノグラム測定装置の概略図を示す。作用極 (WE)、対極 (CE) には白金を用い、参照極 (RE) には Y_2O_3 安定化 ZrO_2 を用いた。溶融るつばには白金製を用い、電気炉にて昇温し、 1200°C に達したのち3電極を融液に所定の位置まで浸漬し、矩形波パルス幅 τ を5、10、20、50、100 ms と変えて測定を行った (図III-2-①-3-21)。設定温度を変え、温度が所定の温度に達して安定するまで待ったのち測定を行った。

図III-2-①-3-22~26に、測定されたサンプルの $1,200$ 、 $1,250$ 、 $1,300^\circ\text{C}$ で測定されたボルタノグラムを示す。各試料のボルタノグラムは、温度、パルス幅 τ の大きさによってそれぞれ特徴的な線形を示している。図III-2-①-3-22と23を比較すると、どの温度域においてもほぼ同様のボルタノグラム曲線を示している。 $-0.3\sim-0.4\text{V}$ 、 $-0.5\sim-0.6\text{V}$ の範囲において、それぞれ S^{4+}/S^0 および $\text{Fe}^{3+}/\text{Fe}^{2+}$ 、 S^0/S^{2-} の電気化学反応を示すことがわかっている。 Fe_2O_3 添加の有無、予熱の有無による違いは生じていないことを示す。また水分の含有量についても大きな影響を与えていない。一方、造粒原料とカレットを合わせて気中溶融したボルタノグラムは (図III-2-①-3-24)、造粒原料のみのボルタノグラムと比べて電流が低く、また曲線形状が異なっている。特に S^0/S^{2-} の電気化学反応に起因するピークの強度は小さい。異なるソースを同時に気中溶融することで、異なる電気化学反応の平衡状態を生じていると考えられる。一方、市井のソーダ石灰ガラスのボルタノグラムは温度による電流変化は気中溶融ガラスよりも小さく、 S^0/S^{2-} の電気化学反応は認められるものの、 S^{4+}/S^0 および $\text{Fe}^{3+}/\text{Fe}^{2+}$ のピークに比較して小さい。矩形波ボルタノグラムでは、電流値は反応種の濃度に比例することから、硫黄の化学状態とその分率が市井のガラスと気中溶融ガラスとで異なっていることを示している可能性があり、造粒原料+カレットの気中溶融においてもまた異なっていると推定される。カレットガラスカレットは、例えば容器ガラスの製造分野では高い比率でリサイクルされていることから、気中溶融においてどのような融液を形成されるか、注意を払う必要がある。またこれらの違いがその後の清澄工程へどのような影響をもたらすかさらに検討を進めていく必要がある。

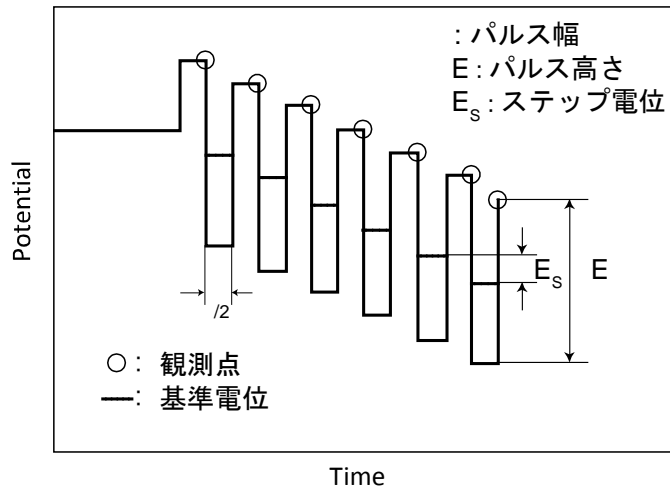
表III-2-①-3-1 ボルタノグラム測定を行った気中溶融ガラスの微量成分組成と溶融条件

	気中溶融ガラス A	気中溶融ガラス B	気中溶融ガラス C	市井流通窓板
SO ₃ (wt%)	0.2	0.2	0.2	0.2
Fe ₂ O ₃ (wt%)	0.1	0	0	0.1
水分量(ppm)*	880	330	650	300
原料	造粒原料「	造粒原料	造粒原料 + カレット	バッチ + カレット
原料予熱	なし	あり	なし	
溶融投入エネルギー SEC(kcal/kg-glass)	1000	1000	1200	シーメンス炉にて 製造

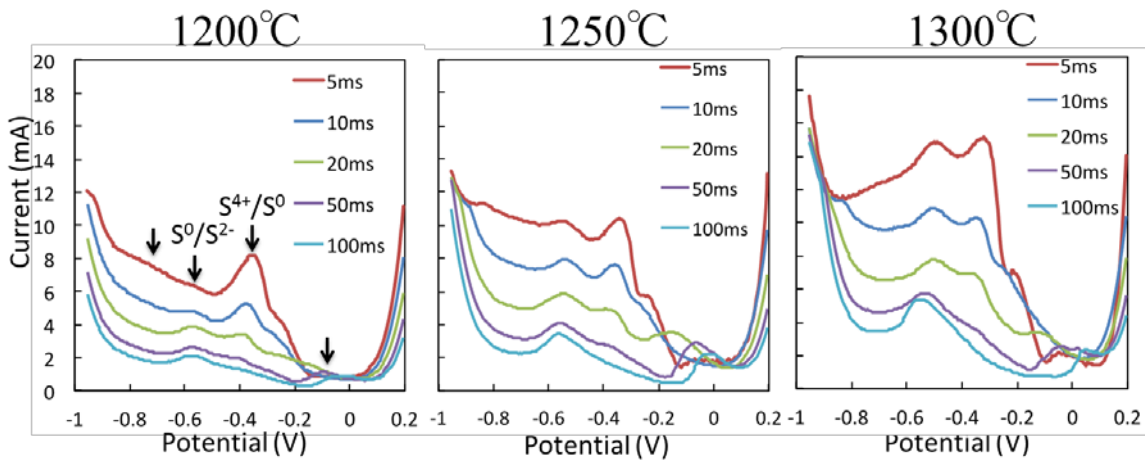
*水分量は、溶存ガス分析値より引用。第（2）節を参照。



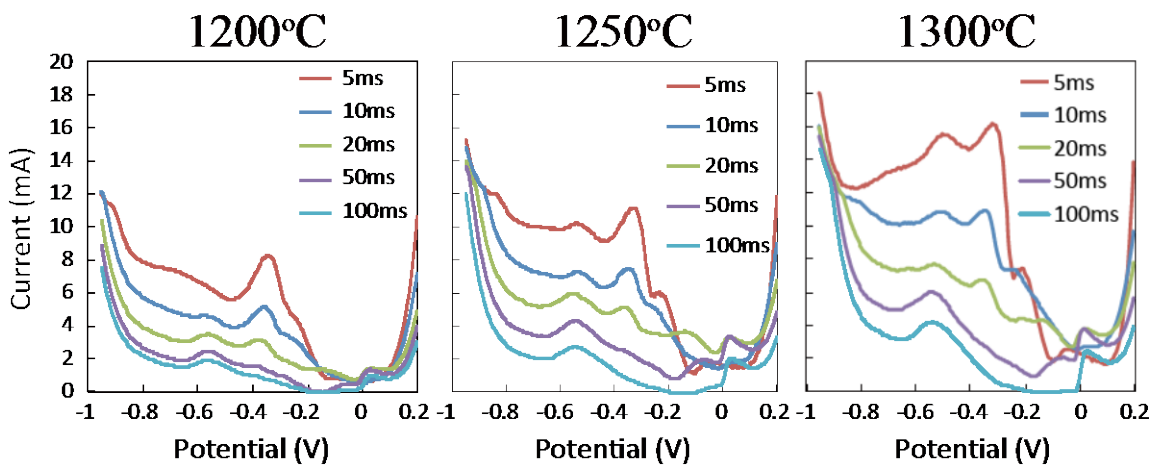
図III-2-①-3-20 矩形波ボルタノグラム測定装置の概略図



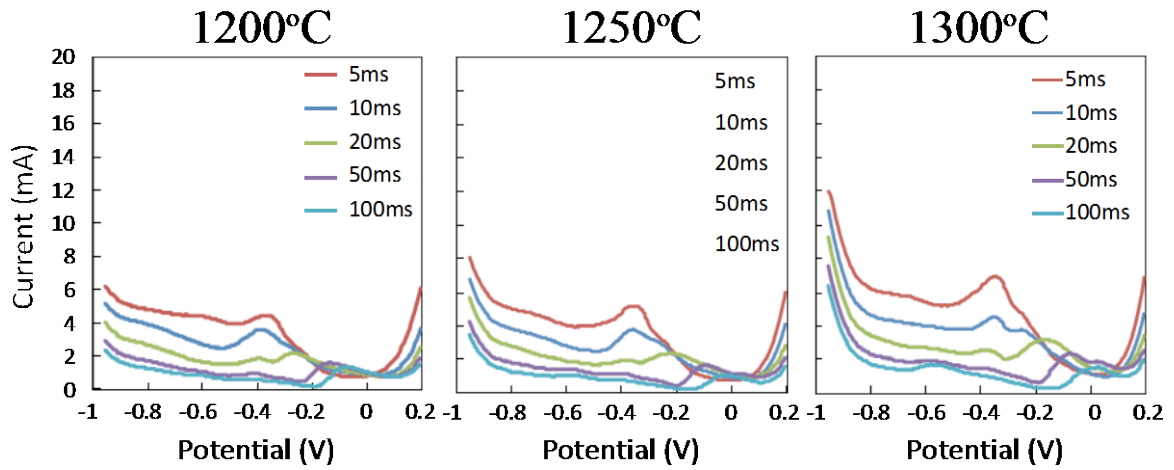
図III-2-①-3-21 矩形波ボルタノグラム測定で用いるポテンシャル波形の模式図。



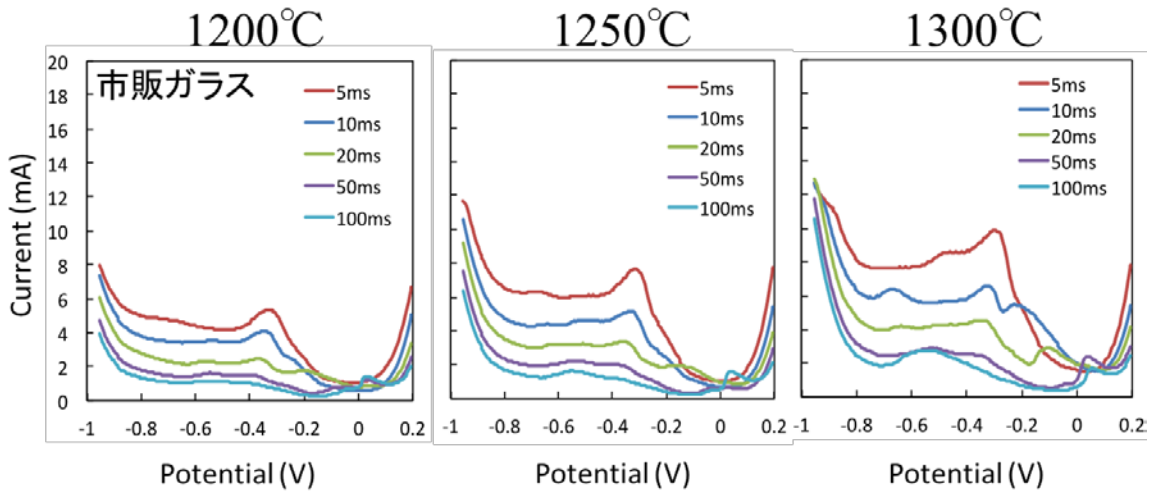
図III-2-①-3-22 気中溶融ソーダ石灰ガラス (A) の矩形波ボルタノグラム



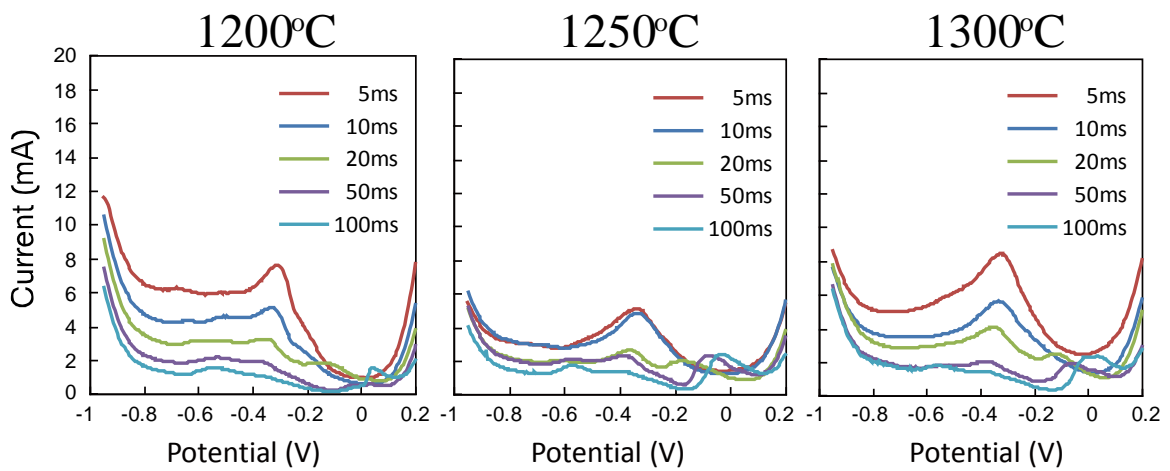
図III-2-①-3-23 気中溶融ソーダ石灰ガラス (B) の矩形波ボルタノグラム



図Ⅲ-2-①-3-24 気中熔融ソーダ石灰ガラス (C) の矩形波ボルタノグラム



図Ⅲ-2-①-3-25 市井流通窓板ガラスの矩形波ボルタノグラム



図Ⅲ-2-①-3-26 市井ガラスカレットの矩形波ボルタノグラム

(お) 気中溶融ガラスの再溶融による気泡挙動の長時間直接観察

ガラス形成反応が終了したガラスは、その反応過程で生成する気体成分が融液中に閉じ込められて多くの気泡を残存させる。シーメンス炉におけるバッチの反応では、バッチ山表面から反応、ガラス化が進行するために内部で発生した気体は閉じ込められやすく、多くの気泡が残存し、その除去には融液をより高い温度（一般的には 1,500°C 以上）を経験させることで清澄剤の分解反応を誘起し、気泡の大きさを大きくすることで浮上脱泡を実現している。しかし、溶解槽に長い時間滞留させることにつながるため、エネルギーを多く投入する必要がある。

気中溶融法は、原料の反応／ガラス化のほとんどを気中で終らせることができるため、バッチ山のように内部での多量の気体発生は起こりにくいが、液滴の堆積段階で融液表面に泡層を形成し、融液中に泡が残存する。これらは高温にさらすことなく浮上あるいは「しめ」による清澄により除泡できることが望ましい。

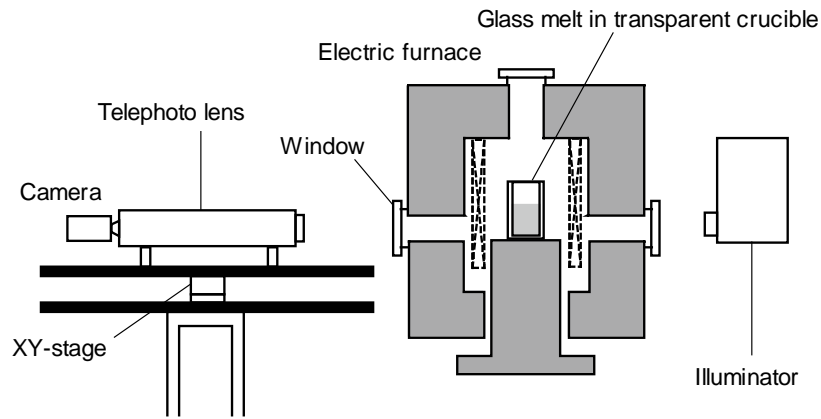
本節では、東洋ガラス気中溶融炉で製造された気中溶融ソーダ石灰ガラスについて、透明なつぼを用いた融液の観察を長時間に渡って実施し、融液内の気泡の状態を記録してその変化（しめ）の現象を確認した。また、その気泡の大きさの変化から気泡収縮速度を求め、消泡の達成が可能と考えられる温度範囲を求めた。

サンプルは、東洋ガラス気中溶融炉で都市ガス／酸素燃焼火炎を用い造粒原料を出発原料として製造したもので、バーナ下で堆積したガラス溜から炉体が冷却した後、ブロック状に切り出したものを用いた。図Ⅲ-2-①-3-27 に融液観察実験系装置の概略図を示す。融液は、サファイア窓を有する耐火煉瓦つぼに収め、観察窓付電気抵抗炉にて升温した。雰囲気は大気とした。図Ⅲ-2-①-3-28 に、観察に使用した温度プログラムを示す。バーナ下の温度を 1,300°C と想定し、それ以降、フォアハースまで 12 時間かけて運ばれながら流れ、成形工程へ供給されると想定したもので、毎分 0.55°C の冷却速度で 900°C まで温度を下げ、3 時間保持して観察を終了した。観察後の試料は坩堝よりガラス片として回収し、残留気泡の状態についても調査した。

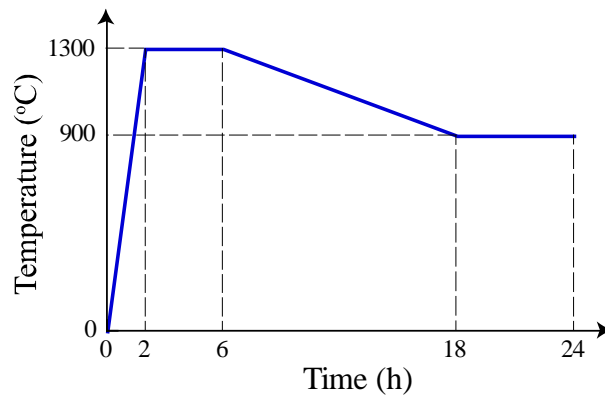
図Ⅲ-2-①-3-29 にガラス融液のスナップショットを示す。時間とともに黒点状に観測される気泡数は減少した。浮上により消失するものに加え、泡径が小さくなることで消失（観察限界以下）するものがある。1,200°C 以下の温度域になると、微小な気泡も観察限界以下となり、消泡されていることがわかる。より詳細な気泡観察により、時間（温度）とともに生じる気泡変化を解析したところ、時間とともに収縮して消泡に至る「しめ」の現象が生じていることを確認した。1,300~1,200°C 域での気泡径の変化の結果を一例として図Ⅲ-2-①-3-30 に示す。気泡は線形的に径を減少させ、40 μm の大きさ以下で観察できなくなった。観測した 1300~900°C の温度範囲では、温度が高いほど収縮速度は大きく、しめが生じるのは 900°C 以上の温度域に限られることが分かった。

図Ⅲ-2-①-3-31 に冷却後に試料に残存していた気泡について解析した結果を示す。試料に残留していた気泡は平均直径 30 μm で 50 μm 以下のものがほとんどであり、数密度も直接観察前に比較して大きく減少していることがわかった。特に、浮上では消失できない小さな径をもつ気泡数も減少し、「しめ」による消泡効果によるものといえる。内包しているガス成分は、径が小さいために定量化が難しいが、CO₂ が残存し、COS も検出された。なお、この気中溶融試料においては、お玉ガラスに含まれる気泡内にも COS が検出されており、ガス分析結果はこれを反映している。（う）節で示したように、気中溶融ガラスに残存している主たる成分は CO₂ であり、ガラス融液への CO₂ 溶解速度がしめの効果の大小を決定している重要な要因としてあげられる。

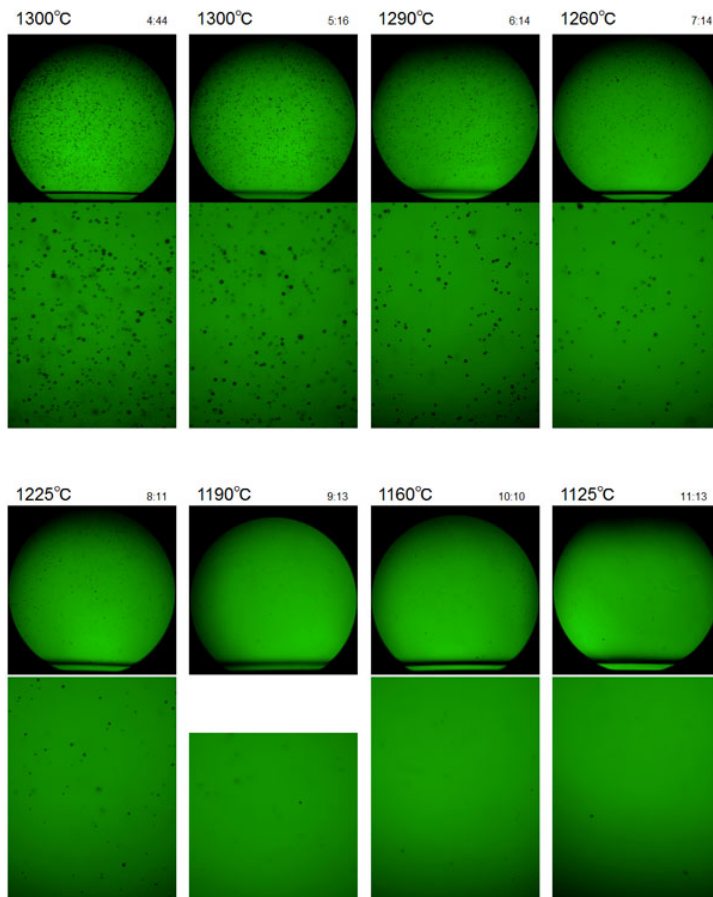
直接観察による融液中に残存していた気泡の挙動解析から、気中溶融ガラスは、粗溶融後の清澄工程を適切に設計することで清澄を十分に達成できる可能性があることが示された。清澄工程を考える上で、観測された気泡の収縮速度は指針として利用でき、シミュレーションと対比させて活用する必要がある。しかし、気中溶融ガラスの溶存ガス種や溶存量との関係においてさらに議論が必要であり、より詳細な基礎的調査が必要であると考えられる。



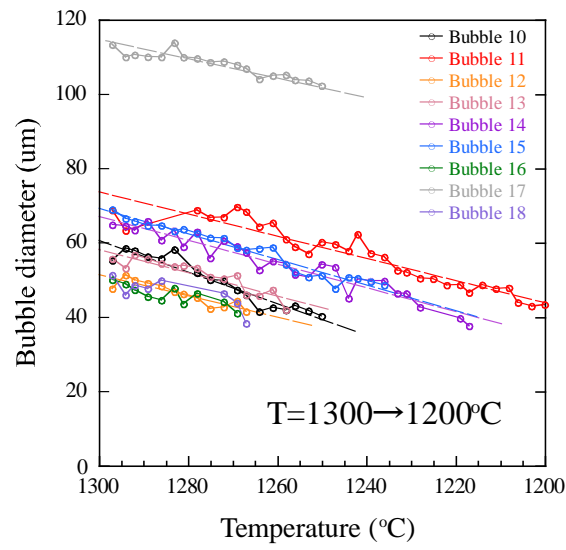
図Ⅲ-2-①-3-27 気中溶融ガラス融液直接観察装置概略図



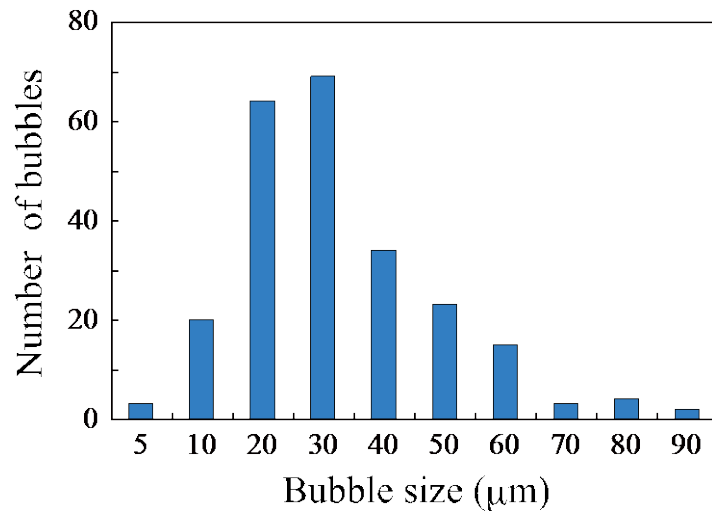
図Ⅲ-2-①-3-28 直接観察に使用した温度プログラム



図Ⅲ-2-①-3-29 バーナー下から採取した気中溶融ガラスの再溶融観察実験のスナップショット。各上段は低倍率像（ズーム最小）、下段は高倍率像（最大）。イメージ上の数字は観察時の温度、時刻を示す。



図III-2-①-3-30 1,300~1,200°C域における気泡径の変化の一例。



図III-2-①-3-31 観察実験終了後の冷却試料から測定した気泡径分布。

b) シミュレーション技術

b-1) シミュレーションコードの概要

本プロジェクトにおいてシミュレーションコードを開発する目的は、コンピュータの中に仮想的なガラス溶解炉を構築し、その性能を評価することである。ガラス溶解炉の性能とは、たとえば、一定の性能を引き出すために必要なエネルギー、気泡・脈理・砂利などのガラス欠陥の含有割合を示すガラス品質、溶解炉を構成する耐火物の耐用年数などである。これらの情報を知ることによって、ガラス炉の設計や運転条件の設定に資する。

NEDO 先導研究において開発したガラス熔融炉のシミュレーション技術 GICFLOW は、炉内のガラス原料の昇温過程、ガラス融液の挙動等の定性的理解に役立ち、実機のプロトタイプ設計を可能にしたが、高い精度で定量的にそれらを予測するレベルにはない。インフライトメルティング技術を実用化するには、実機開発を効率的に進めるための基盤作り、すなわち、ガラス熔融炉実機のシミュレーション予測を高精度かつ迅速に行えるようにすることが不可欠である。

そのために、すでに構築した気中加熱・気体燃焼・伝熱・熱流動・気泡清澄・均質化など各計算モデルの連成を一段と高密度化する技術、並列計算などにより計算速度を高速化する技術等の開発、輻射伝熱を考慮した熱流動解析の改良等により、シミュレーション予測の高精度化と迅速化を図った。また、ガラスカレット加熱において重要となるガラス原料融液とカレット融液との高速混合において重要となる融液攪拌モデル、上述の NEDO 先導研究では近似的に対処してきたプラズマ加熱モデル等についても新たに開発を行った。

上述の目的を達成するため具体的に開発したモデル群は、①多相プラズマ解析モデル、②液体燃料燃焼解析モデル、③攪拌解析モデル、④耐火物侵食解析モデル、⑤熱精算解析モデル、⑥動的泡層解析モデル、⑧描画機能の改良、⑨熱流動解析モデルの高速化、である。以下順次詳述する。

b-2) 多相プラズマ解析

(あ) プラズマ加熱効果を反映するプログラムの概要

プラズマ加熱効果を解析するために次の項目を考慮した解析モデルを開発した。解析は、3次元流体解析プログラム FrontFlow/red の電磁場解析機能を使用することにより行なった。

[a] 電流分布、ジュール熱、ローレンツ力の計算（以下、「電磁場解析」という）

[b] 燃焼流動場解析（以下、「流れ場解析」という）

[c] 「電磁場解析」および「流れ場解析」のプログラムは非構造格子系に対応し、同一計算メッシュを使用する。

(い) 電磁場解析プログラム

(い-1) 電磁場解析プログラムの概要

[a] マクスウェル方程式より導出されるベクトルポテンシャル A とスカラーポテンシャル ϕ に関する方程式を解く。

[b] ベクトルポテンシャル A とスカラーポテンシャル ϕ からジュール熱とローレンツ力を求め、それぞれ運動量保存式とエネルギー保存式のソース項とする。

[c] 計算格子（メッシュ）は、非構造格子を用いて作成し、顕著な電場を示す電極近傍に集中して密に配する。

(いー2) 電磁場解析プログラムの基礎方程式

(いー2-1) マクスウェルの方程式

以下の式を電磁界における基礎方程式を示す。

・ファラデー・マクスウェルの法則：

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (1)$$

・アンペール・マクスウェルの法則：

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (2)$$

・電束に関するガウスの法則：

$$\nabla \times \mathbf{D} = \rho \quad (3)$$

・磁束に関するガウスの法則：

$$\nabla \times \mathbf{B} = 0 \quad (4)$$

これに以下に示す物質の性質に関する式が加わって、方程式系が閉じる。

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} = \mu_0 \mathbf{H} + \mu_0 \mathbf{M} \quad (5)$$

$$\mathbf{D} = \varepsilon \mathbf{E} = \varepsilon_0 \mathbf{E} + \mathbf{P} \quad (6)$$

上式に使用した記号の意味を以下の表Ⅲ-2-①-3-2 に示す。

表Ⅲ-2-①-3-2 物理量のリスト

変数	名称
B	磁束密度ベクトル
D	電束密度ベクトル
E	電場ベクトル
H	磁場ベクトル
J	電流密度ベクトル
M	磁化ベクトル
P	分極(誘電体)ベクトル
ρ	電荷密度
$\varepsilon, \varepsilon_0$	誘電率、真空中誘電率
μ, μ_0	誘磁率、真空中誘磁率
t	経過時間

(いー2-2) 電荷の連続(保存)式と電磁ポテンシャル

電荷保存則は次のようになる。

$$\nabla \cdot \mathbf{J} + \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (7)$$

電流密度は次のようになる。

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_0 + \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) \quad (8)$$

ローレンツ力は次のようになる。

$$\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B} \quad (9)$$

ジュール熱は次のようになる。

$$\mathbf{Q} = \sigma^{-1} \mathbf{J} \cdot \mathbf{J} \quad (10)$$

式(4)により磁束密度 \mathbf{B} はソレノイダル場なので、 $\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A}$ の関係を満たすベクトルポテンシャル \mathbf{A} が存在する。これを式(1)に代入すると

$$\nabla \times \left(\mathbf{E} + \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \right) = 0 \quad (11)$$

となる。 $(\mathbf{E} + \partial \mathbf{A} / \partial t)$ は保存場になっているので、式(12)の関係を満たすスカラーポテンシャル ϕ が存在する。従って電場 \mathbf{E} 、磁束密度 \mathbf{B} はスカラーポテンシャル ϕ 及びベクトルポテンシャル \mathbf{A} を用いてそれぞれ

$$\mathbf{E} = -\nabla \phi - \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \quad (12)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (13)$$

と定義することができる。上式に使用した記号を表III-2-①-3-3に示す。

表III-2-①-3-3 物理量のリスト

変数	名称
A	磁気ベクトルポテンシャル
F	ローレンツ力
J ₀	入力電流 (強制電流)
Q	ジュール熱
φ	電気スカラーポテンシャル
σ	電気伝導率
v	流体の速度ベクトル

(いー2-3) 磁気ベクトルポテンシャルと電気スカラーポテンシャルについての基礎式

定常電流の場合には、アンペール・マクスウェル法則の式(2)は、

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (14)$$

となる。連続電荷保存式は、オームの法則により以下の式が成り立つ。

$$\mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) \quad (15)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (16)$$

式(14)と式(15)が等しいことにより

$$\nabla \times \mathbf{H} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) \quad (17)$$

が成り立つ。式(5)に示す磁場構成式

$$\mathbf{H} = \frac{1}{\mu} \mathbf{B} \quad (18)$$

および、ベクトルポテンシャル定義式(13)を式(17)に代入すると、ベクトルポテンシャル \mathbf{A} についての方程式が得られる。

$$\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \times \mathbf{A} \times \mathbf{v} + \nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} \right) = -\sigma \nabla \phi \quad (19)$$

式(15)の発散を取り、電荷保存式(16)を使うと、以下の関係式が得られる。

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = \nabla \cdot \sigma (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) = 0 \quad (20)$$

式(12)、(13)よりこの式を変形すると以下の式のようになり、

$$\nabla \cdot [\sigma (\mathbf{E} + (\mathbf{v} \times \mathbf{B}))] = \sigma \nabla \cdot \left[-\nabla \phi - \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{v} \times \nabla \times \mathbf{A} \right] \quad (21)$$

最終的にはスカラーポテンシャル ϕ におけるポアソン式になる。

$$\nabla \cdot \sigma \nabla \phi = -\frac{\partial (\sigma \nabla \cdot \mathbf{A})}{\partial t} + \nabla \cdot \sigma (\mathbf{v} \times \mathbf{B}) \quad (22)$$

式(19)、式(22)を解くことにより、ベクトルポテンシャル \mathbf{A} およびスカラーポテンシャル ϕ が得られる。

(いー2-4) 磁気ベクトルポテンシャルと電気スカラーポテンシャルにおける輸送方程式の定式化

ベクトルポテンシャル \mathbf{A} の輸送方程式は、式(8)より上記と同様に導出すると以下のようになる。

$$\nabla \times (\nu \nabla \times \mathbf{A}) + \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \phi + \sigma (\nabla \times \mathbf{A}) = \mathbf{J}_0 \quad (23)$$

ここで $\nu (=1/\mu)$ は磁気抵抗率である。式(14)の発散をとると以下の式になり、式(15)は電荷保存式としての性質をもつ。

$$\nabla \cdot \left[\sigma \left\{ \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla \phi + (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v} \right\} \right] = 0 \quad (24)$$

式(23)と式(24)は本質的には4元3連立方程式の関係にあり、方程式が1つ足りないので、以下に示す一般的なクーロンゲージ条件を使用する。

$$\nabla \cdot \mathbf{A} = 0 \quad (25)$$

式(25)の条件を加えることにより、式(23)は簡単化されて以下のようになる。

$$-\nu \nabla^2 \mathbf{A} + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \phi + \sigma (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v} = \mathbf{J}_0 \quad (26)$$

電流密度 \mathbf{J} は、式(12)、(13)、(24)より、磁束密度 \mathbf{B} は式(13)より以下のようになる。

$$\mathbf{J} = -\sigma \left(\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \nabla \phi + (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v} \right) \quad (27)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (28)$$

(い-2-5) 電磁場の数値解法

交流電磁場を計算する場合には、電磁場が単一周波数の正弦波状に時間変化するものとして、式(24)、式(26)、式(27)、式(28)を時間に関してフーリエ変換すると以下ようになる。

$$-\nu \nabla^2 \mathbf{A} + i\omega \sigma \mathbf{A} + \sigma \nabla \phi + \sigma (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v} = \mathbf{J}_0 \quad (29)$$

$$\nabla \cdot [\sigma \{i\omega \mathbf{A} + \nabla \phi + (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v}\}] = 0 \quad (30)$$

$$\mathbf{J} = -\sigma (i\omega \mathbf{A} + \nabla \phi + (\nabla \times \mathbf{A}) \times \mathbf{v}) \quad (31)$$

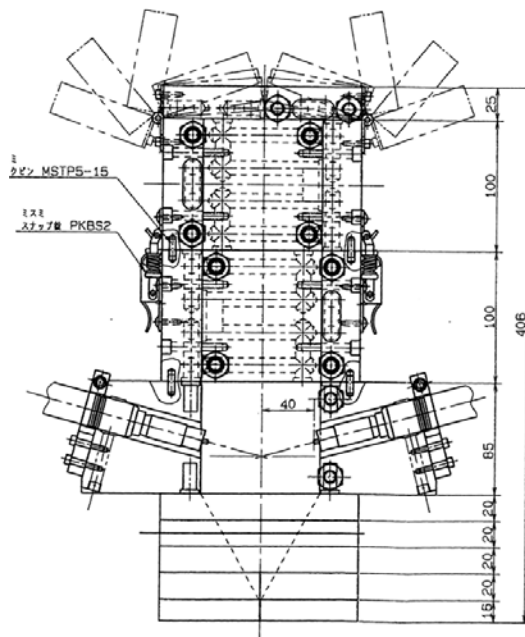
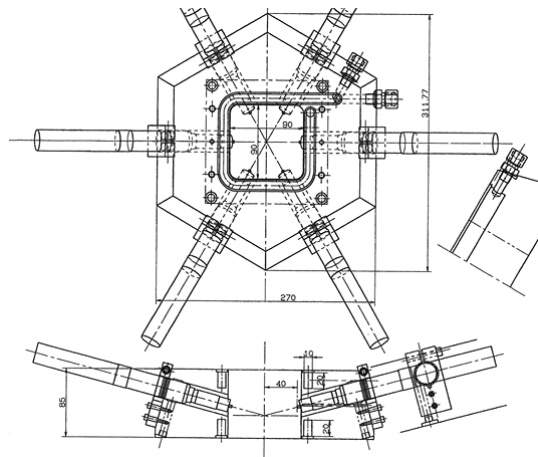
$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (32)$$

角周波数 ω を一定値とすると、式(29)、(30)の独立変数は空間のみとなる。 ω 、 σ を入力値、 \mathbf{J}_0 、 \mathbf{v} は各時刻 t の値を使用して、式(29)、(30)における実部と虚部の偏微分方程式を解く。これにより \mathbf{A} 、 ϕ を求め、さらに式(31)、(31)よりそれぞれ電流密度 \mathbf{A} 、磁束密度 \mathbf{B} を求める。

(う) 検証解析

福井県工業技術センターが所有するアークプラズマ炉を対象とし、解析を行った。対象とした炉(図Ⅲ-2-①-3-32)は6本の電極を円周状に配置し、加熱空間の大きさは、縦90mm、横90mm、高さ185mmである。印加電圧は22-27V、1本当たりの電流は105-111A、投入電力は24.8kw、電極1本当たりのアルゴンシールドガスは5ℓ/minであった。これらの条件をもとに、表Ⅲ-2-①-3-4に示す3つのケースについてFrontFlow/Redを用い、Intel(R) Xeon(R) X5650 2.67GHzを搭載しているマシンを利用して、解析を行った。

上述した条件を基に行った解析結果を示す。ここで示す結果と図の番号の対応を表Ⅲ-2-①-3-5にまとめる。また、実験値との比較に対応する図の番号を表Ⅲ-2-①-3-6にまとめる。



図Ⅲ-2-①-3-32 検証計算に用いたアークプラズマ炉
 上：平面図、 中：断面図、 下：立面図

表Ⅲ-2-①-3-4 ケース名と壁面温度、輻射の条件

	ケース 1	ケース 2	ケース 3
壁面温度[K]	3500	500	500
ガスの吸収係数	0.001	0.001	0.0(ガスの吸収なし)
側壁の輻射率	0.001		
側壁の吸収率	0.001		

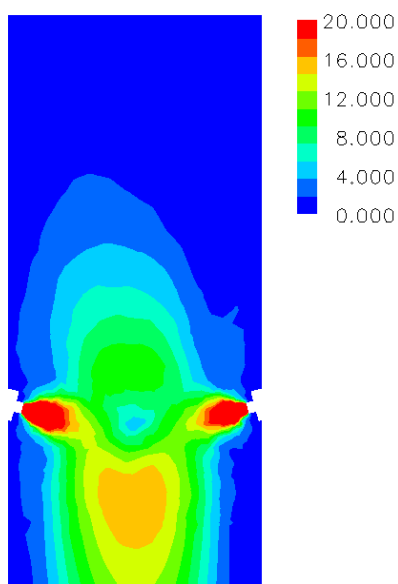
表Ⅲ-2-①-3-5 解析結果と図番号の対応

	ケース 1	ケース 2	ケース 3
x=0mm の平均流速	図Ⅲ-2-①-3-33	図Ⅲ-2-①-3-37	図Ⅲ-2-①-3-41
x=0mm の平均温度	図Ⅲ-2-①-3-34	図Ⅲ-2-①-3-38	図Ⅲ-2-①-3-42
z 断面の平均流速(注 4)	図Ⅲ-2-①-3-35	図Ⅲ-2-①-3-39	図Ⅲ-2-①-3-43
z 断面の平均温度(注 4)	図Ⅲ-2-①-3-36	図Ⅲ-2-①-3-40	図Ⅲ-2-①-3-44

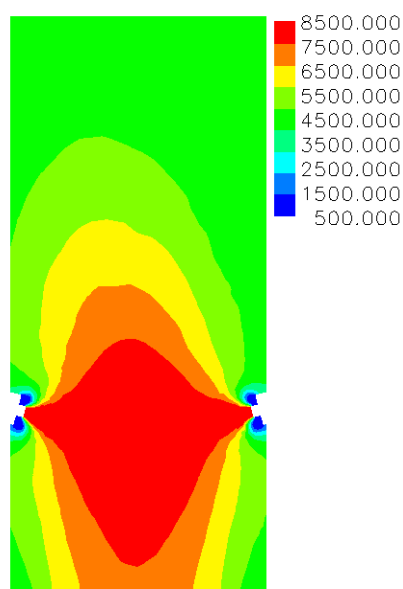
[注] 電子の放出面を(a)、電子の放出面から 15mm を(b)、電子の放出面から 30mm を(c)、電子の放出面から 40mm を(d)に示している。

表Ⅲ-2-①-3-6 実験値との比較に対応する図番号

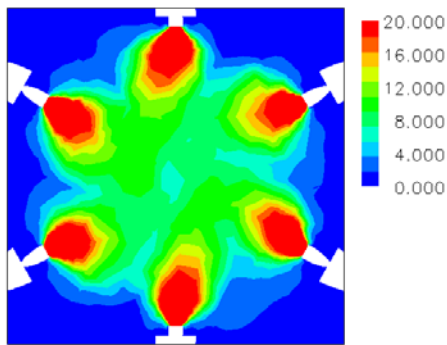
	ケース 1	ケース 2	ケース 3
平均流速	図Ⅲ-2-①-3-45	図Ⅲ-2-①-3-47	図Ⅲ-2-①-3-49
平均温度	図Ⅲ-2-①-3-46	図Ⅲ-2-①-3-48	図Ⅲ-2-①-3-50



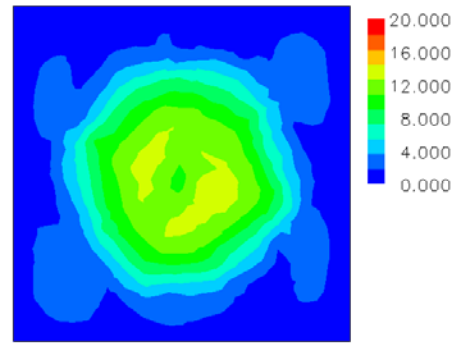
図Ⅲ-2-①-3-33 ケース 1 の x=0.0mm 上での鉛直方向の流速の平均値[m/s]



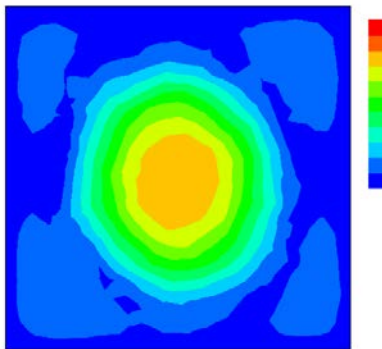
図Ⅲ-2-①-3-34 ケース 1 の x=0.0mm 上での鉛直方向の温度の平均値[K]



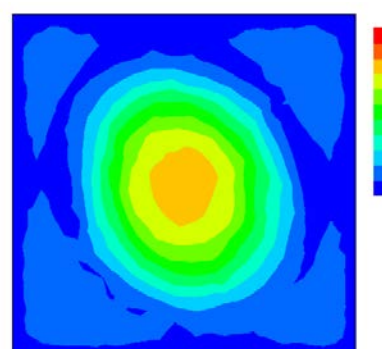
(a) 電流の放出面



(b) 電流の放出面から 15mm

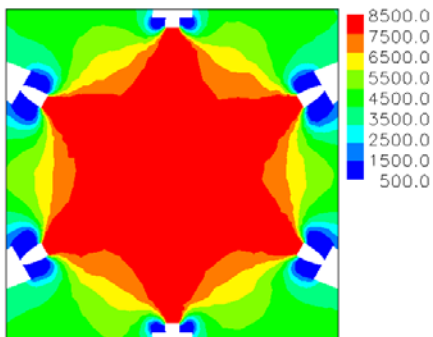


(c) 電流の放出面から 30mm

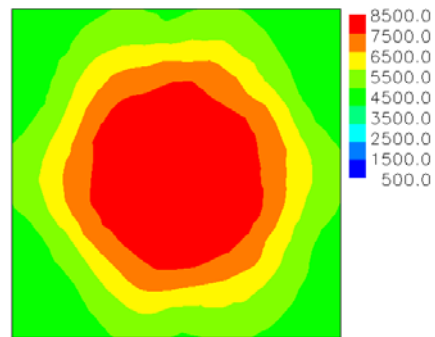


(d) 電流の放出面から 40mm

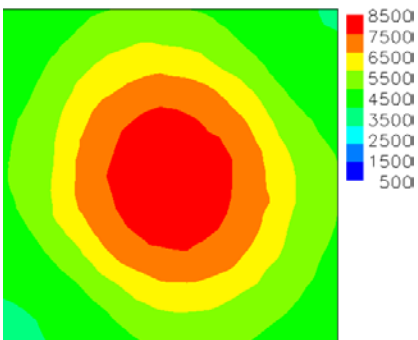
図III-2-①-3-35 ケース 1 のそれぞれの z 断面での流速の平均値[m/s]



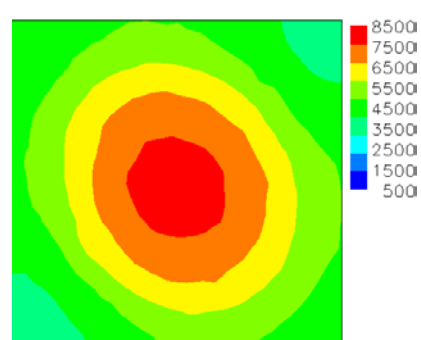
(a) 電流の放出面



b) 電流の放出面から 15mm

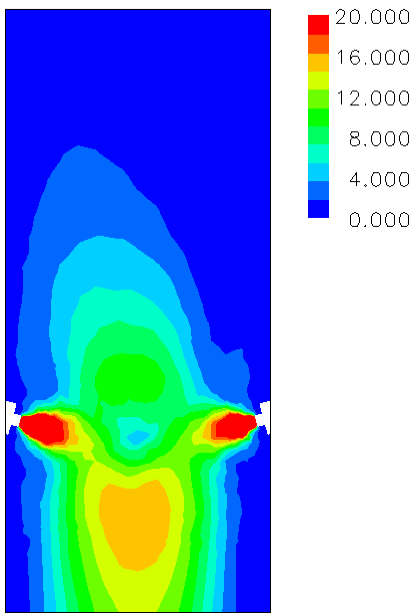


(c) 電流の放出面から 30mm

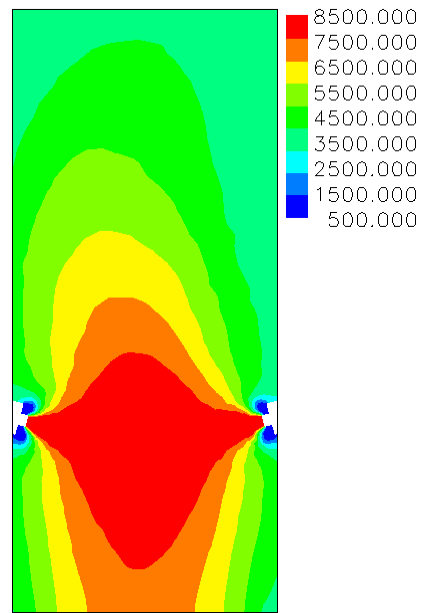


(d) 電流の放出面から 40mm

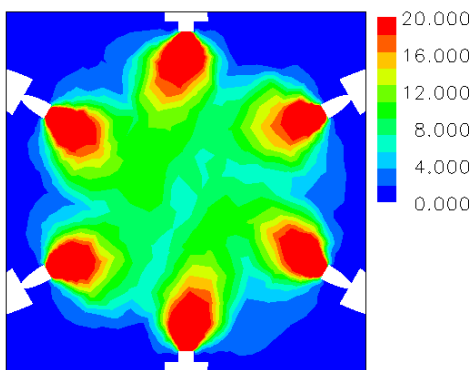
図III-2-①-3-36 ケース 1 のそれぞれの z 断面での温度の平均値[K]



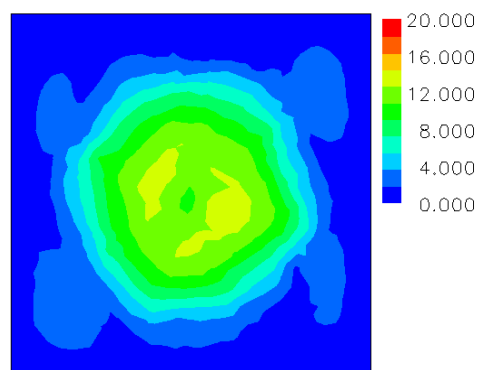
図III-2-①-3-37 ケース 2 の $x=0.0\text{mm}$ 上での鉛直方向の流速の平均値[m/s]



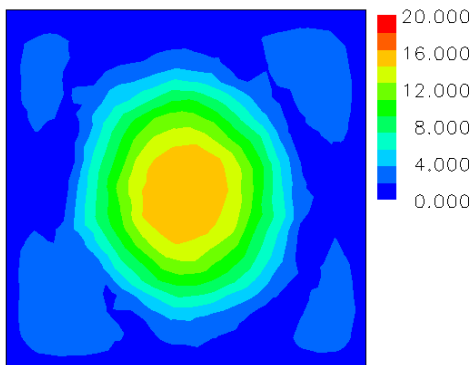
図III-2-①-3-38 ケース 2 の $x=0.0\text{mm}$ 上での鉛直方向の温度の平均値[K]



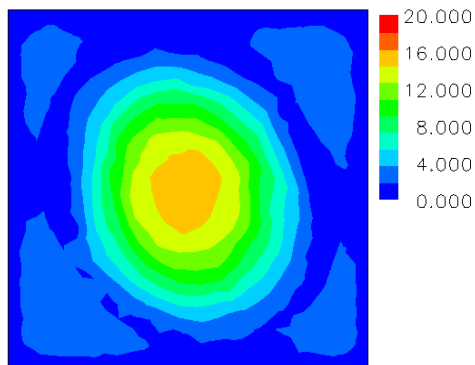
(a) 電流の放出面



(b) 電流の放出面から 15mm

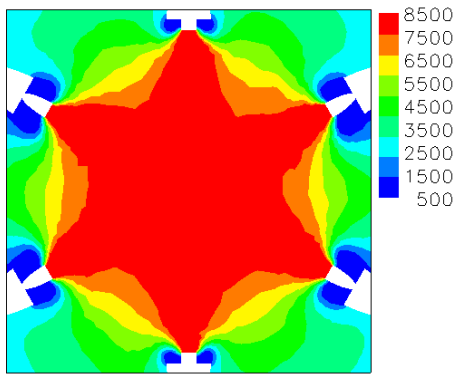


(c) 電流の放出面から 30mm

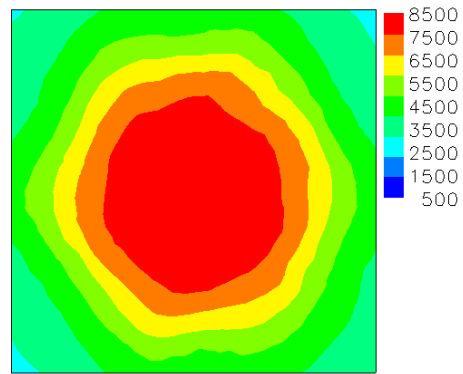


(d) 電流の放出面から 40mm

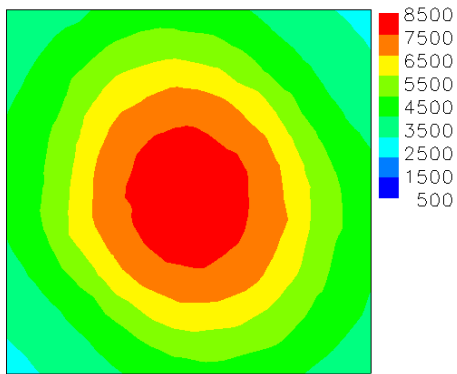
図III-2-①-3-39 ケース 2 のそれぞれの z 断面での流速の平均値[m/s]



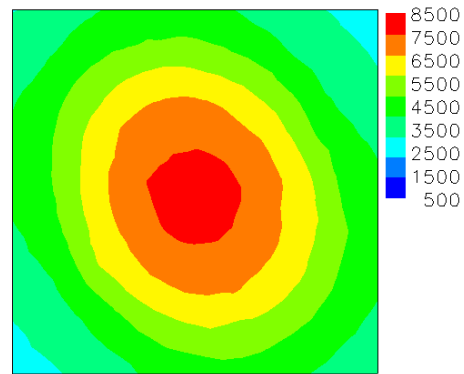
(a) 電流の放出面



(b) 電流の放出面から 15mm

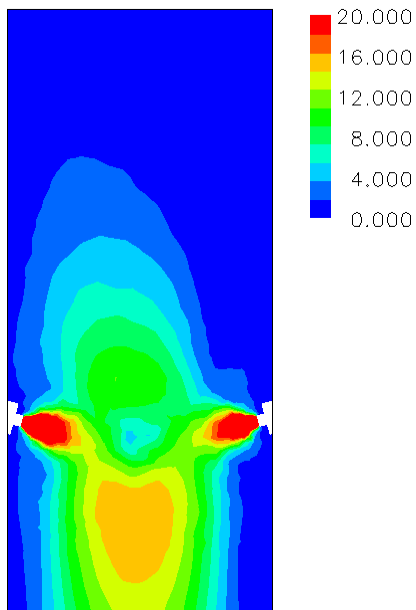


(c) 電流の放出面から 30mm

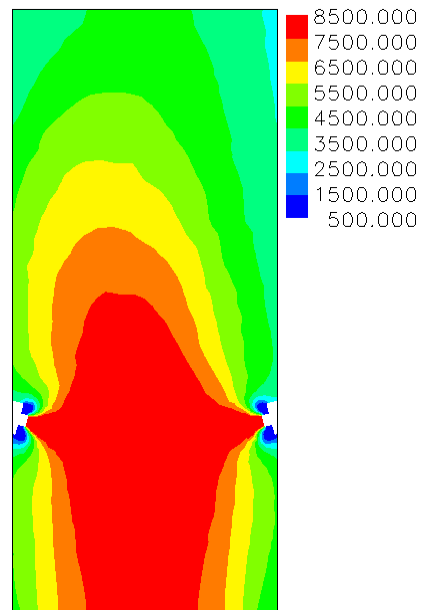


(d) 電流の放出面から 40mm

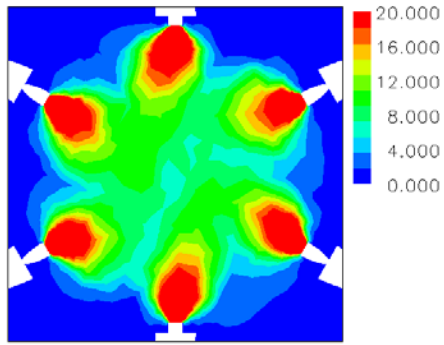
図Ⅲ-2-①-3-40 ケース 2 のそれぞれの z 断面での温度の平均値[K]



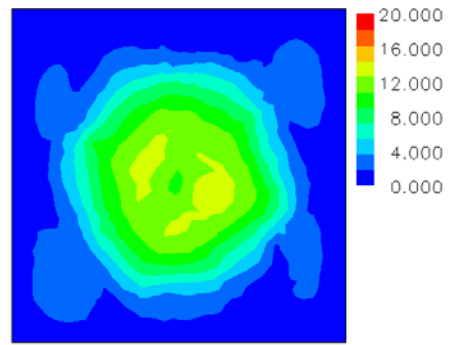
図Ⅲ-2-①-3-41 ケース 3 の $x=0.0\text{mm}$ 上での鉛直方向の流速の平均値[m/s]



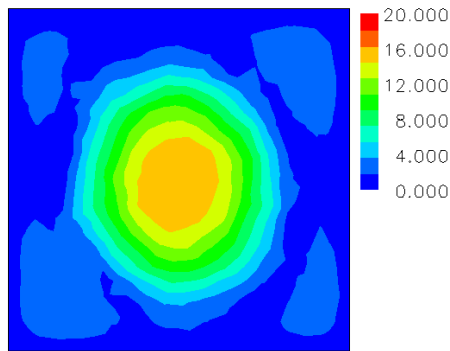
図Ⅲ-2-①-3-42 ケース 3 の $x=0.0\text{mm}$ 上での鉛直方向の温度の平均値[K]



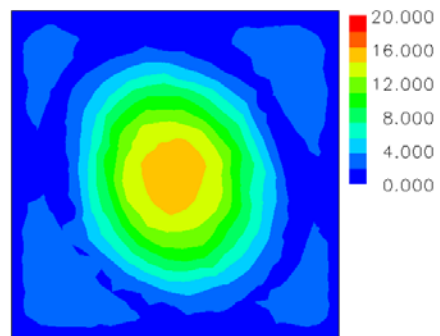
(a) 電流の放出面



(b) 電流の放出面から 15mm

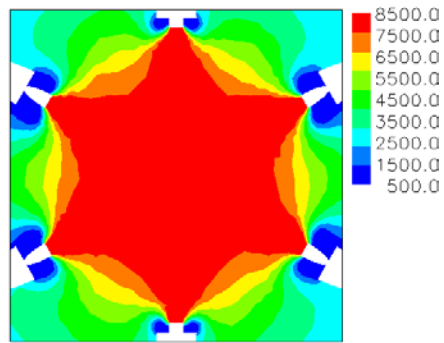


(c) 電流の放出面から 30mm

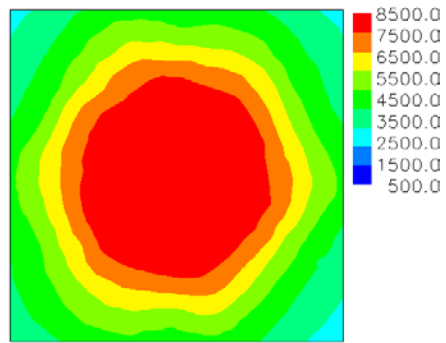


(d) 電流の放出面から 40mm

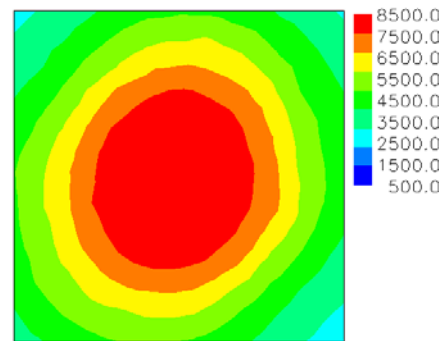
図III-2-①-3-43 ケース 3 のそれぞれの z 断面での流速の平均値[m/s]



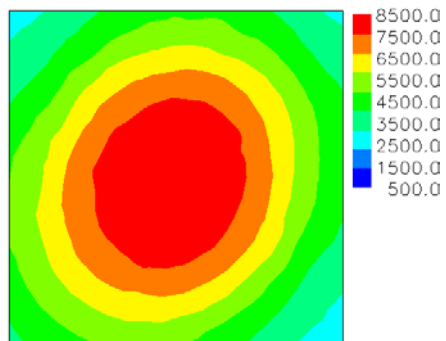
(a) 電流の放出面



(b) 電流の放出面から 15mm

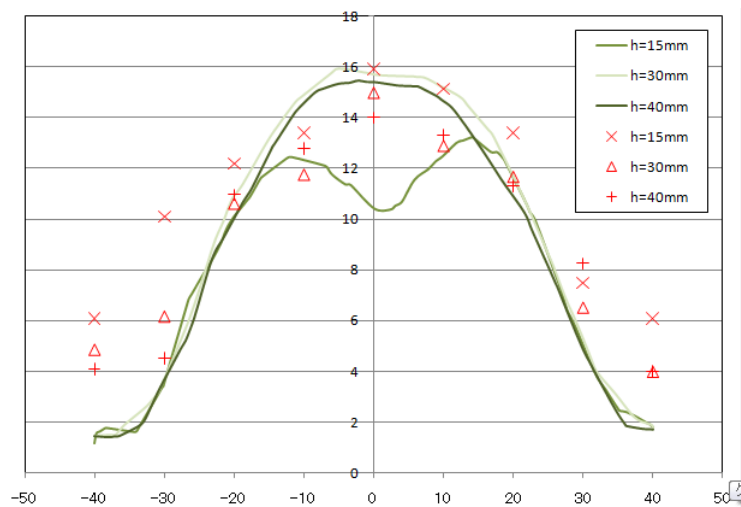


(c) 電流の放出面から 30mm



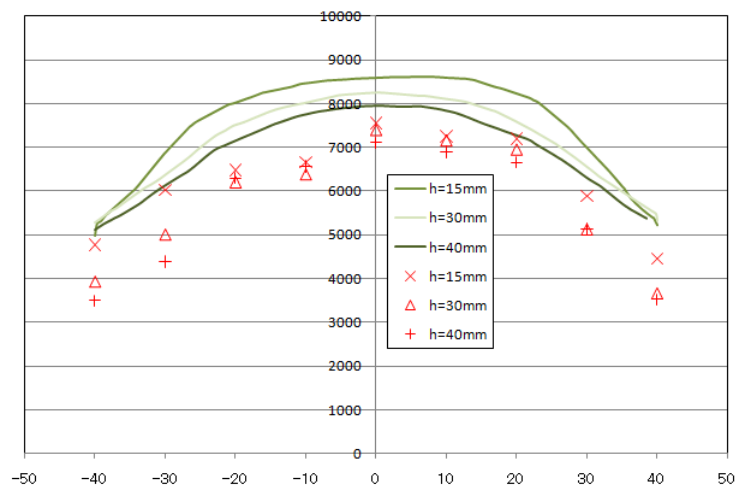
(d) 電流の放出面から 40mm

図III-2-①-3-44 ケース 3 のそれぞれの z 断面での温度の平均値[K]



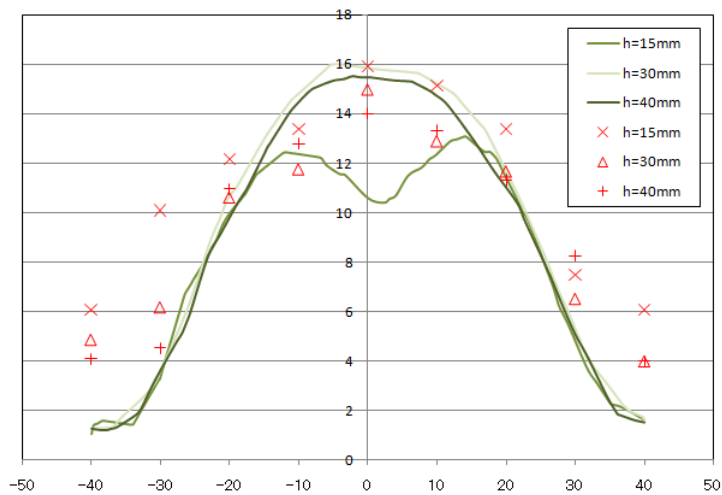
図III-2-①-3-45 ケース 1 の電子の放出面から 15mm($z=30\text{mm}$)、電子の放出面から 30mm($z=15\text{mm}$)、電子の放出面から 40mm(5mm)と $x=0\text{mm}$ の軸上の流速[m/s]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：流速[m/s]
 線：計算値、プロット：実験値



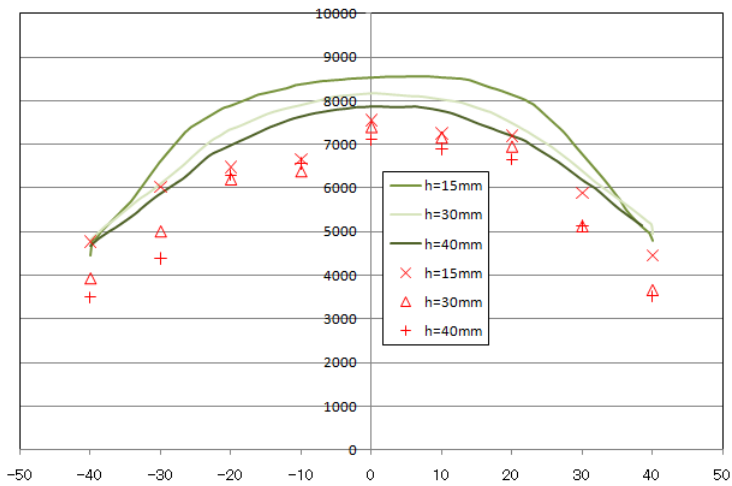
図III-2-①-3-46 ケース 1 の電子の放出面から 15mm($z=30\text{mm}$)、電子の放出面から 30mm($z=15\text{mm}$)、電子の放出面から 40mm(5mm)と $x=0\text{mm}$ の軸上の鉛直方向下向きの温度[K]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：温度[K]
 線：計算値、プロット：実験値



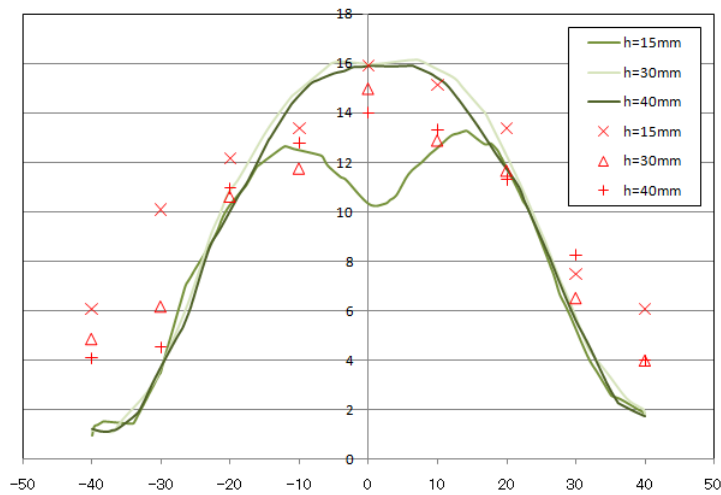
図Ⅲ-2-①-3-47 ケース 2 の電子の放出面から 15mm($z=30\text{mm}$)、電子の放出面から 30mm($z=15\text{mm}$)、電子の放出面から 40mm(5mm)と $x=0\text{mm}$ の軸上の流速[m/s]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：流速[m/s]
 線：計算値、プロット：実験値



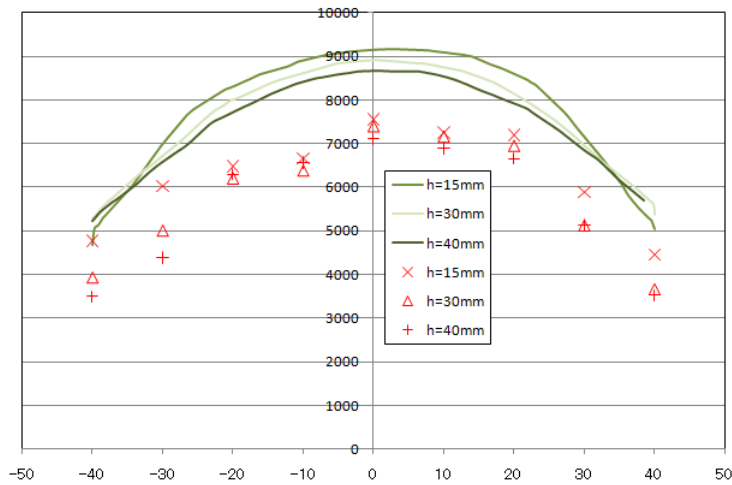
図Ⅲ-2-①-3-48 ケース 2 の電子の放出面から 15mm($z=30\text{mm}$)、電子の放出面から 30mm($z=15\text{mm}$)、電子の放出面から 40mm(5mm)と $x=0\text{mm}$ の軸上の鉛直方向下向きの温度[K]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：温度[K]
 線：計算値、プロット：実験値



図Ⅲ-2-①-3-49 ケース 3 の電子の放出面から 15mm(z=30mm)、電子の放出面から 30mm(z=15mm)、電子の放出面から 40mm(5mm)と x=0mm の軸上の流速[m/s]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：流速[m/s]
 線：計算値、プロット：実験値



図Ⅲ-2-①-3-50 ケース 3 の電子の放出面から 15mm(z=30mm)、電子の放出面から 30mm(z=15mm)、電子の放出面から 40mm(5mm)と x=0mm の軸上の鉛直方向下向きの温度[K]

横軸：炉の x 座標[mm]、縦軸：温度[K]
 線：計算値、プロット：実験値

図Ⅲ-2-①-3-45、47、49 を見ると、いずれのケースとも実験結果をよく再現できた。従って、ローレンツ力を充分再現できたと予想される。また、図Ⅲ-2-①-3-46、48、50 を見ると、いずれも実験値と比較して 1,500K 程度高い温度が求められた。しかし、過去の結果では炉の中心近傍で周囲の温度より低い温度が求められていたが、この点が解消された。この結果もローレンツ力が適切に評価できたことに起因すると考えられる。一方、温度が高く見積もられた原因として、

[a]ジュール発熱を過剰に見積もったことが原因と考えられる。温度場の支配方程式であるエネルギー方程式のソース項は、本解析ではジュール発熱である。ジュール発熱は電流密度の二乗で表されるため、電流密度を十分な精度で評価する必要がある。

[b]側壁は銅製であるため、電流が側壁を通して本解析領域から流れ出る可能性もある。また、本解析領域外部に磁場が形成されることも考えられる。従って、銅製壁面での電磁場の境界条件を検討することが今後の課題となる。

[c]高温アルゴンガスがプラズマになると、熱物性が大きく変わることがあり、特に比熱比や電気伝導度、熱伝導率などの温度依存性が著しく顕在化する。分子衝突理論に基づく高精度の物理モデルの導入が今後必要である。

[d]壁での熱伝達を考慮し、壁面温度を 500K とすることにより、壁面近傍で求められた温度が実験値に近くなった。壁面での温度の境界条件は適切な条件であると考えられる。

なお、本解析では、有限体積法による GRAY ガス輻射モデルを用いた。今後、アルゴンプラズマの周波数輻射特性や、ガス吸収率・放射率など高精度な輻射モデルの開発が必要である。

b-3) 液体燃料燃焼解析

(a) モデルの概要

液体燃料の蒸発モデルには、液体の温度が沸点を超えると瞬時に蒸発すると仮定したモデルを採用した。気流と液滴の熱伝達係数は、ランツ・マーシャルの式より見積もった。炉に投入された液体燃料は気流からの伝熱により温度が上昇する。液体燃料の温度が沸点に到達すると、燃料が気化する。気化した燃料と酸素により燃焼反応が起きる。燃料と酸素の反応は総括一段反応とし、反応モデルは渦消散モデルを採用した。また、窒素は不活性ガスとした。

(a-1) パーセル近似モデル

計算負荷を減らすために、多数の燃料液滴 n 個を含んだ仮想的な燃料液滴を追跡し、単滴の蒸発量を n 倍して全体の蒸発量を与えるパーセル近似モデル[1][2]を使用した。この近似を使用するため、燃料液滴群としての密集効果は考慮しない。液体燃料の流量が少ない場合にはパーセル近似モデルを使用しないで、実際の燃料液滴全てを扱うことができる。

(a-1-1) 考慮する化学種

基本ケースとして、解析で考慮する化学種は、 $C_{10}H_{22}$ (n-デカン)液体、 $C_{10}H_{22}$ (n-デカン) 気体、 O_2 、 CO_2 、 H_2O 、 N_2 の 6 個である。なお、ユーザーが $C_{10}H_{22}$ 以外の化学種を設定することも可能である。

(a-1-2) n-デカンの液体物性

基本ケースとして、以下に示す n-デカンの液体物性を使用する。

[a]密度：850 kg/m³

[b]比熱：2520.5 J/(kgK)

[c]熱伝導率：0.1055 W/(mK)

[d]分子量：142 g/mol

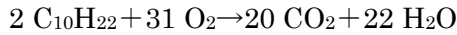
[e]蒸発潜熱：2.8×10⁵ J/kg (沸点 477.7K の値を仮定)

(あー 1 - 3) n-デカン、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の気体物性

n-デカン、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の気体物性については、化学種の熱力学データベースファイル therm.dat ファイルを利用して、NASA 多項式で与える。

(あー 1 - 4) n-デカン蒸発後の気相反応式

n-デカン蒸発後の気相反応式は、以下の 1 段総括反応式を使用する。



(あー 1 - 5) 蒸発モデル

燃料液滴の蒸発は、燃料液滴の温度 T_p が蒸発温度 T_{vap} [K] と沸点 T_{bp} [K] の間にある場合、また燃料液滴 m_p [kg] が非揮発分率 $1 - f_{v,0}$ を下回らない場合に考慮する。

$$T_{vap} < T_p < T_{bp} \quad (1)$$

$$m_p > (1 - f_{v,0})m_0 \quad (2)$$

ここで、 m_0 は燃料液滴の初期質量である。燃料液滴の蒸発率 N_i [kgmol/m²-s] は、以下の式で表される。

$$N_i = k_c (C_{i,s} - C_{i,\infty}) \quad (3)$$

ここで、

$$k_c = \text{mass transfer coefficient [m/s]}$$

$$C_{i,s} = \text{vapor concentration at the droplet surface [kgmol/m}^3]$$

$$C_{i,\infty} = \text{vapor concentration in the bulk gas [kgmol/m}^3]$$

である。

$C_{i,s}$ は燃料液滴の表面で蒸気圧と、燃料液滴温度 T_p での飽和圧力 p_{sat} とが等しいと仮定し以下の式で与える。

$$C_{i,s} = \frac{p_{sat}(T_p)}{RT_p} \quad (4)$$

$C_{i,\infty}$ は化学種 i の輸送方程式の解として以下で与える。

$$C_{i,\infty} = X_i \frac{p}{RT_\infty} \quad (5)$$

ここで、 X_i は化学種 i のモル分率、 p は全圧、 T_∞ はガス温度である。

k_c は Sherwood 数の相関式を用いて求める。ここで Re_d は粒径と、粒子と流体との相対速度に基づいたレイノルズ数であり、 Sc はシュミット数、 $D_{i,m}$ は蒸気の拡散係数[m²/s]、 d_p は粒径である。

$$\text{Sh}_{AB} = \frac{k_c d_p}{D_{i,m}} = 2.0 + 0.6 \text{Re}_d^{1/2} Sc^{1/3} \quad (6)$$

これらから、燃料液滴質量は以下の式に従って減少する。

$$m_p(t + \Delta t) = m_p(t) - N_i A_p M_{w,i} \Delta t \quad (7)$$

ここで、 A_p は燃料液滴の表面積、 $M_{w,i}$ は化学種 i の分子質量である。

燃料液滴への熱伝達は

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = h A_p (T_\infty - T_p) + \frac{dm_p}{dt} h_{fg} + A_p \varepsilon_p \sigma (\theta_R^4 - T_p^4) \quad (8)$$

で与える。ここで c_p [J/kg-K] は燃料液滴の比熱、 h [W/m²-k] は熱伝達係数、 T_∞ [K] は流体の温度、 h_{fg} [J/kg] は潜熱、 ε_p は粒子 emissivity、 σ [5.67e-8 W/m²-K⁴] はステファンボルツマン定数、 θ_R は輻射温度である。

燃料液滴の温度 T_p が沸点 T_{bp} [K] を超える場合、また燃料液滴の質量 m_p [kg] が非揮発分率 $1 - f_{v,0}$ を下回らない場合には燃料液滴の沸騰を考慮する。

燃料液滴の温度が沸点に近付くとき、粒径変化の式は以下のように表される。

$$\frac{d(d_p)}{dt} = \frac{4k_\infty}{\rho_p c_{p,\infty} d_p} \left(1 + 0.23\sqrt{\text{Re}_d}\right) \ln \left[1 + \frac{c_{p,\infty}(T_\infty - T_p)}{h_{fg}}\right]$$

ここで、 $c_{p,\infty}$ [J/kg-K] はガスの比熱、 ρ_p [kg/m³] は燃料液滴密度、 k_∞ [W/m-K] はガスの熱伝導率である。

(あー 1 - 6) 燃料液滴に対する基礎方程式

以下に示す燃料液滴の基礎方程式はラグランジュ座標系で計算する。

[a] C₁₀H₂₂ の燃料液滴に対する運動方程式

[b] C₁₀H₂₂ の燃料液滴に対するエネルギー方程式

(あー 1 - 7) 気相に対する基礎方程式

以下に示す気相の基礎方程式オイラー座標系で計算する。

[a] C₁₀H₂₂ の気体、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の各化学種に対する質量保存方程式

[b] C₁₀H₂₂ の気体、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の混合気体に対する運動方程式

[c] C₁₀H₂₂ の気体、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の混合気体に対するエネルギー方程式

[d] C₁₀H₂₂ の気体、O₂、CO₂、H₂O、N₂ の混合気体に対する RNG k-ε モデル

(あー 1 - 8) 燃焼モデル

燃焼モデルは渦消散モデルとアレニウス型モデルのどちらかを選択して使用する。

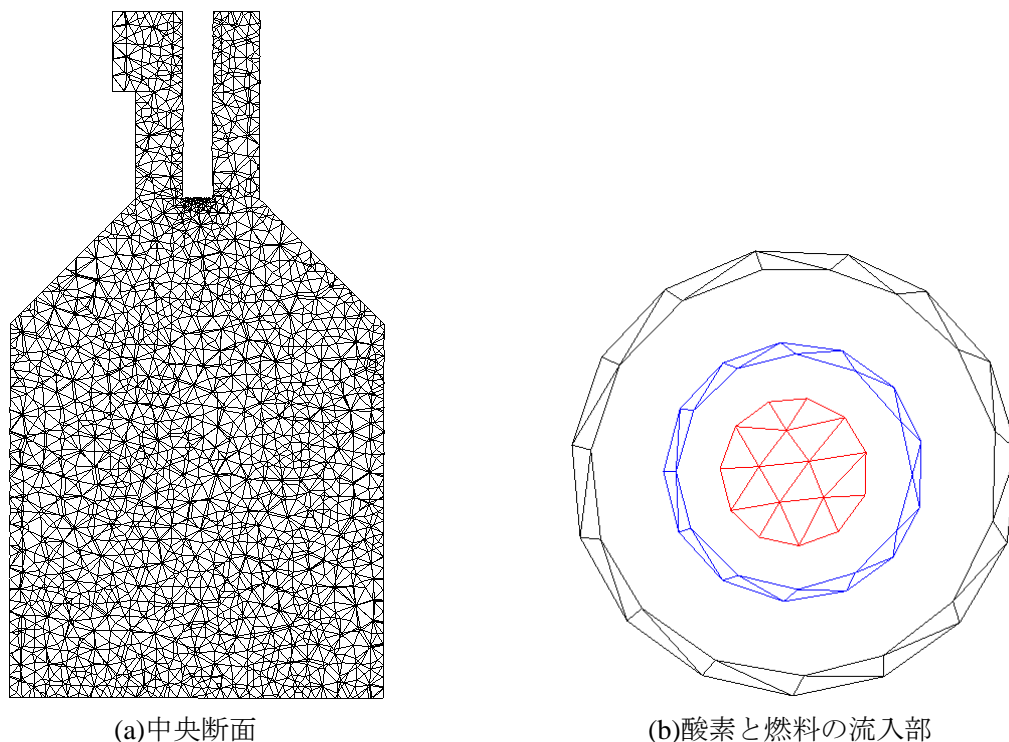
い) 気中溶融炉に対する解析

n-デカンを使用した液体燃料による燃焼解析と、メタンを使用した気体燃料による燃焼解析[3]を実施して、本解析モデルが液体燃料の特徴を再現できるかどうかを検査した。以下に解析条件と解析結果を示す。

(い-1) 解析条件

(い-1-1) 計算格子

液体燃料による燃焼解析と気体燃料による燃焼解析で同じ計算格子を使用した。使用した計算格子を図 3.2.3-1 に示す。



図III-2-①-3-51 計算格子

気体燃料による燃焼解析では、図III-2-①-3-51(b)において、本来の条件通り

- ・ 黒色(境界名'O2-2') : 酸素を流入
- ・ 青色(境界名'O2-1') : 酸素を流入
- ・ 赤色(境界名'gas') : メタンを流入

とした。液体燃料による燃焼解析では、上記の方法で計算すると液滴の流れがスムーズにならず火炎が不安定になったため、酸素を全て中央部から流入させ

- ・ 黒色(境界名'O2-2') : 酸素流入なし
- ・ 青色(境界名'O2-1') : 酸素流入なし
- ・ 赤色(境界名'gas') : 酸素と液体燃料を流入

という条件にした。

(い-1-2) 燃焼モデル

液体燃料による燃焼解析と気体燃料による燃焼解析で、燃焼モデルは式(9)に示す渦消散モデルを使用した。

$$\omega_f = C_{Rl} \frac{\rho \varepsilon}{k} \min\left(Y_f, \frac{Y_0}{r}\right) \quad (9)$$

ここで、 ω_f は反応速度（燃料の質量消滅速度）、 C_{Rl} はモデル定数（反応速度を實現象に合わせるための定数）、 ρ は混合気の密度、 k は乱流エネルギー、 ε は乱流エネルギーの散逸率、 Y_f は燃料の質量分率、 Y_0 は酸素の質量分率、 r は理論混合比である。

渦消散モデルは、酸素が過剰な場合には燃料の渦の散逸速度が反応速度を律速し、燃料が過剰な場合には酸素の渦の散逸速度が反応速度を律速するモデルである。

(いー 1 - 3) 流入境界条件

[a] 気体燃料による燃焼解析に使用した流入境界条件

気体燃料による燃焼解析で使用した流入境界条件を以下に示す。

- ・ 化学反応式： $\text{CH}_4 + 2\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2 + 2\text{H}_2\text{O}$
- ・ メタンの質量流量：0.05972[kg/s]
- ・ メタンの単位質量当たりの発熱量：13,000[kcal/kg]
- ・ メタンの単位時間当たりの発熱量：0.05972[kg/s]×13,000[kcal/kg]=776.4[kcal/s]
- ・ メタンの密度：0.6020[kg/m³]
- ・ メタンの体積流量：0.05972[kg/s]／0.6020[kg/m³]=0.09920[m³/s]
- ・ 酸素の体積流量：0.09920[m³/s]×2×1.05=0.2083[m³/s]（完全燃焼より 5%過剰）
- ・ メタンの流入面積：0.003300[m²]
- ・ メタンの流入速度：0.09920[m³/s]／0.003300[m²]=30.06[m/s]
- ・ 酸素の流入面積(2 箇所合計)：0.007013[m²]
- ・ 酸素の流入速度：0.2083[m³/s]／0.007013[m²]=29.70[m/s]
- ・ 酸素の密度：1.206[kg/m³]
- ・ 酸素の質量流量：1.206[kg/m³]×0.2083[m³/s]=0.2512[kg/s]
- ・ メタンの流入温度：300K
- ・ 酸素の流入温度：300K

[b] 液体燃料による燃焼解析に使用した流入境界条件

液体燃料による燃焼解析で使用した流入境界条件を以下に示す。燃料の単位時間当たりの発熱量を気体燃料と同じ条件にした。

- ・ 化学反応式： $2\text{C}_{10}\text{H}_{22} + 31\text{O}_2 \rightarrow 20\text{CO}_2 + 22\text{H}_2\text{O}$
- ・ n-デカンの単位時間当たりの発熱量：776.4[kcal/s]
- ・ n-デカンの単位質量当たりの発熱量：10,989[kcal/kg]
- ・ n-デカンの質量流量：776.4[kcal/s] / 10,989[kcal/kg]=0.07065[kg/s]
- ・ n-デカンの密度：5.768[kg/m³]
- ・ n-デカンの体積流量：0.07065[kg/s]／5.768[kg/m³]=0.01225[m³/s]
- ・ 酸素の体積流量：0.01225[m³/s]×15.5×1.05=0.1994[m³/s]（完全燃焼より 5%過剰）
- ・ 酸素の流入面積：0.003300[m²]
- ・ 酸素の流入速度：0.1994[m³/s]／0.003300[m²]=60.42[m/s]
- ・ 酸素の密度：1.206[kg/m³]
- ・ 酸素の質量流量：1.206[kg/m³]×0.1994[m³/s]=0.2405[kg/s]
- ・ n-デカン(液体)の流入速度：60.42[m/s]（液滴で投入するので流入面積に無関係）
- ・ n-デカン(液体)の代表液滴径：300[μm]

- ・ n-デカン(液体)の流入温度：300K
- ・ 酸素の流入温度：300K

(い-1-4) 流出境界条件

[a] 気体燃料による燃焼解析に使用した流出境界条件

気体燃料による燃焼解析では、流出境界条件として燃焼後の排気流量を与えた。計算に使用した排気流量を以下に示す。

- ・ 燃焼後の排気流量： $0.05972[\text{kg/s}] + 0.2512[\text{kg/s}] = 0.3109[\text{kg/s}]$

[b] 液体燃料による燃焼解析に使用した流出境界条件

液体燃料による燃焼解析では、流出境界条件として燃焼後の排気流量を与えた。計算に使用した排気流量を以下に示す。

- ・ 燃焼後の排気流量： $0.07065[\text{kg/s}] + 0.2405[\text{kg/s}] = 0.3111[\text{kg/s}]$

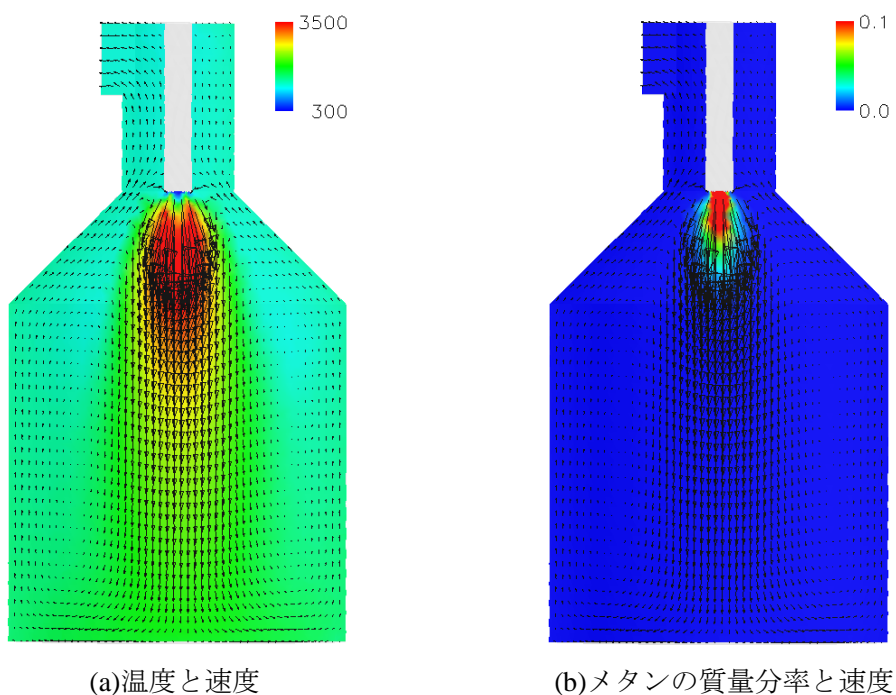
(い-1-5) 壁面の熱境界条件

壁に接する流体温度を 1700K、融液面温度を 1623.15K で与えた。

(う) 解析結果

(う-1) 気体燃料による燃焼解析の結果

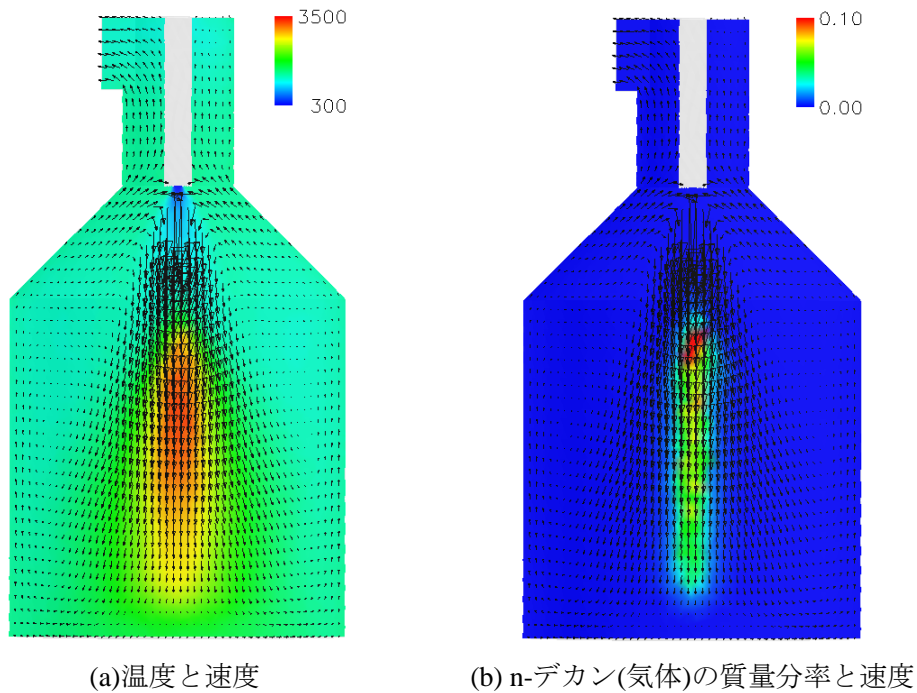
時間刻み 0.005sec で 2,000step 後、現象時間で 10sec 後の解析結果を図Ⅲ-2-①-3-52 に示す。



図Ⅲ-2-①-3-52 気体燃料による燃焼解析の結果

(う-2) 液体燃料による燃焼解析の結果

時間刻み 0.005sec で 2,000step 後、現象時間で 10sec 後の解析結果を図Ⅲ-2-①-3-53 に示す。



図Ⅲ-2-①-3-53 液体燃料による燃焼解析の結果

(う-3) 気体燃料と液体燃料の解析結果の比較

先導研究で概念設計を行った気中溶融炉について、メタン及び n-デカンを用いて、単位時間当たりの発熱量を同じにして計算した結果、以下の結論が得られた。

[a] 炉内の温度について

図Ⅲ-2-①-3-52 と図Ⅲ-2-①-3-53 の温度分布を比較すると、炉内の温度が理由もなく低い領域は見られなかった。

[b] 液体燃焼のもつ鋭い火炎の再現性について

図Ⅲ-2-①-3-52 と図Ⅲ-2-①-3-53 の燃料質量分率を比較すると、図Ⅲ-2-①-3-53 の燃料質量分率の方が細長い分布になった。火炎を燃料質量分率で評価すると、液体燃料の方が気体燃料より火炎が鋭い形状になり、妥当な傾向が得られた。

[参考文献]

- [1] 馬場,赤松, ” 噴霧燃焼の数値解析” ,日本流体力学会流体力学部門 Web 会誌,第 11 巻,第 5 号,2003 年 11 月,pp155. <http://www2.nagare.or.jp/jscfd/j-jscfd/114/114p3.pdf>
- [2] 赤松, ” 噴霧火炎の数値計算” ,
<http://www-combu.mech.eng.osaka-u.ac.jp/mpe06009/HomePage/SprayFlameNumericalSimulation.pdf>
- [3] NEDO : 平成 17~19 年成果報告書「直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶解技術の研究開発」(2008)

b-4) 攪拌解析

(あ) モデルの概要

フィーダーに設置したスターラーによる攪拌機能をシミュレーションによって予測するためのモデルを開発した。本機能では、スターラーを含む系（フィーダー）とスターラーを含まない系（溶解炉）は基本的に直交格子メッシュを用いることとし、両者においては求められる空間精度が異なるため、両者の解析は互いに独立したメッシュを用いて実施し、連成機能を用いて接合することを前提とした。

(い) スターラー近傍領域に運動量の外力項を与えるモデル

(い-1) スターラー形状データを読み込み機能

(い-1-1) 軸方向の制約

実機において、スターラーは通常、その軸を鉛直方向に固定する。そのため、本プログラムにおいてもスターラーの軸は鉛直方向に限定して取り扱う機能とした。ただし、任意軸回りの回転が可能である。

(い-1-2) データ作成方法

スターラーの図面（1 ケース）に従い、CAD ソフトウェアによって stl ファイルなどの 3 次元データを作成した。

(い-1-3) 抽出データ内容

上記の stl ファイルからスターラーの表面上の面素群のデータを作成する機能を開発・実装した。ただし、格子と同じデカルト座標系を採用した。なお、当初計画では点群データを作成することにしてはいたが、スターラーの固体部分を識別するために、スターラー面の法線ベクトルも算出することにした。

(い-1-4) その他条件

- ・スターラーには太い耐火物製と細い白金製がある（最大直径 200mm）。本機能は、両者への対応を可能とすることを目的とする。
- ・複数のスターラーの間が十分離れていない（密メッシュにして 1、2 メッシュ程度）場合、複数のスターラーを包括する領域を 1 つの密メッシュ領域として設定する。

(い-2) スターラー形状データを反映したスターラー周りの領域における流動場の計算機能

(い-2-1) メッシュの作成

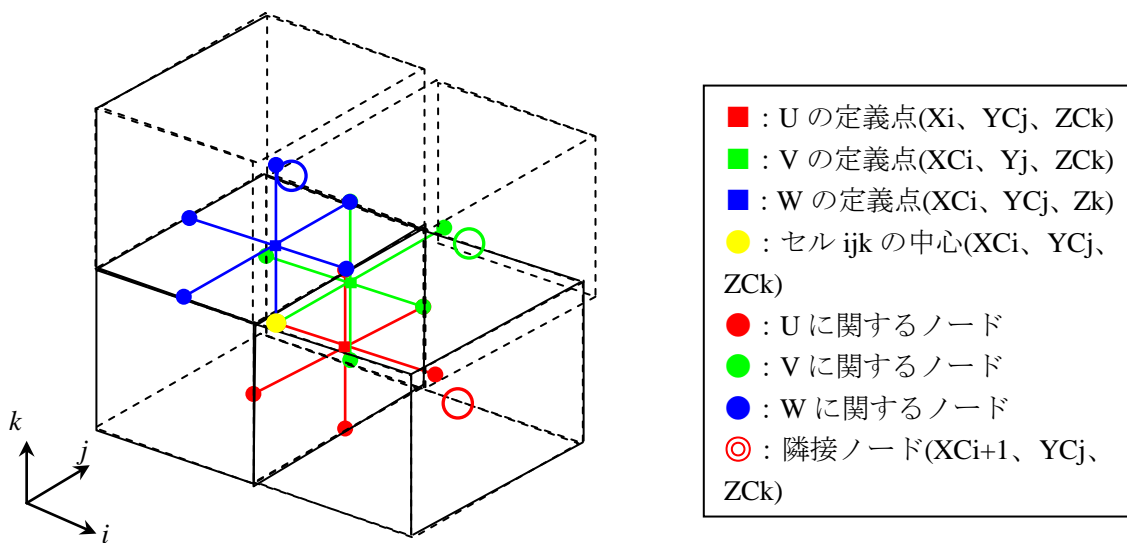
スターラー近傍領域の直交格子メッシュを作成する機能である。メッシュ間隔は、上記の stl ファイルから抽出した座標系上の面素群のデータを読み込むのに十分なものと想定する。また、x、y、z 方向それぞれの方向におけるメッシュは、ユーザー指定の分割数で元のメッシュを等分割する（x、y、z の 3 方向のメッシュ間隔 dx 、 dy 、 dz は等しくなくてもよい）。ここで、スターラー近傍領域の直交メッシュは、後に次項目「スターラー近傍領域と外部とを連成する手法」に述べる手順において全系（フィーダー）のメッシュに反映させる。

STL 形式で記述されたスターラーの形状は以下の手順で探査される。

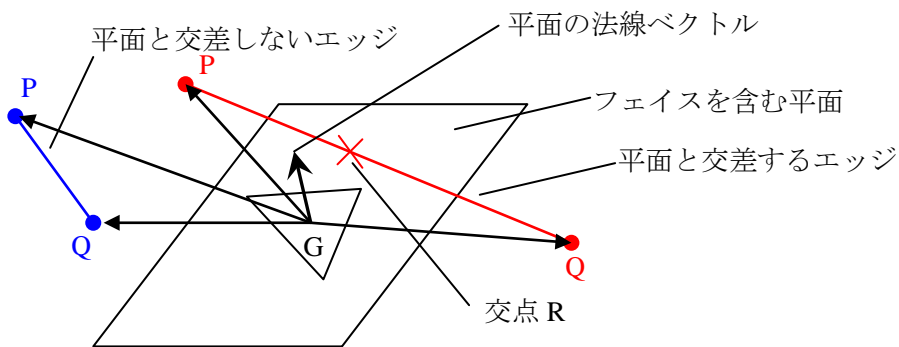
- [a] ファイルの読み込みおよびフェイスの格納
- [b] コントロールボリュームを構成するエッジとフェイスの交差判定
- [c] エッジとフェイスの位置関係から内側にフェイスが存在するコントロールボリュームのみを検出
- [d] 流体のみ、スターラー表面が存在、スターラー内部のコントロールボリュームを特定

GICFLOW は非等間隔直交格子のスタガード格子系であるため、 u 、 v 、 w の各速度成分に対応するエッジに対してフェイスとの交差を判定する。図III-2-①-3-54に、考慮する9本のエッジを示す。なお、圧力のコントロールボリュームに関しては、これらを流用して、セル内に存在する3本のエッジ (u に関するエッジの x 方向、 v に関するエッジの y 方向、 w に関するエッジの z 方向) を用いる。

フェイス (三角形) とエッジ (線分) の交差判定では、始めにフェイスを含む平面とエッジが交差するかどうかを判定する。ここでは、フェイスの重心 G とエッジを構成する2つのノード (P 、 Q) それぞれを結ぶベクトルとフェイスの法線ベクトルの内積の積、 GP ベクトルと法線ベクトルの内積と、 GQ ベクトルと法線ベクトルの積が負なら P と Q は平面を挟んで反対側にあるが、正ならば P と Q は平面に対して同じ面にあることから、線分 PQ とフェイスを含む平面の交差を判定している。この様子を図III-2-①-3-55に示す。



図III-2-①-3-54 エッジの定義



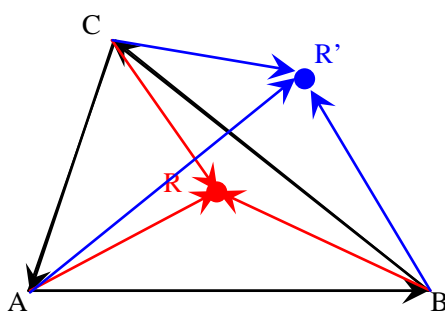
図III-2-①-3-55 平面と線分の交差判定

次に、エッジとフェイスを含む平面が交差した組に対して、エッジと平面の交点 R の座標を算出する。

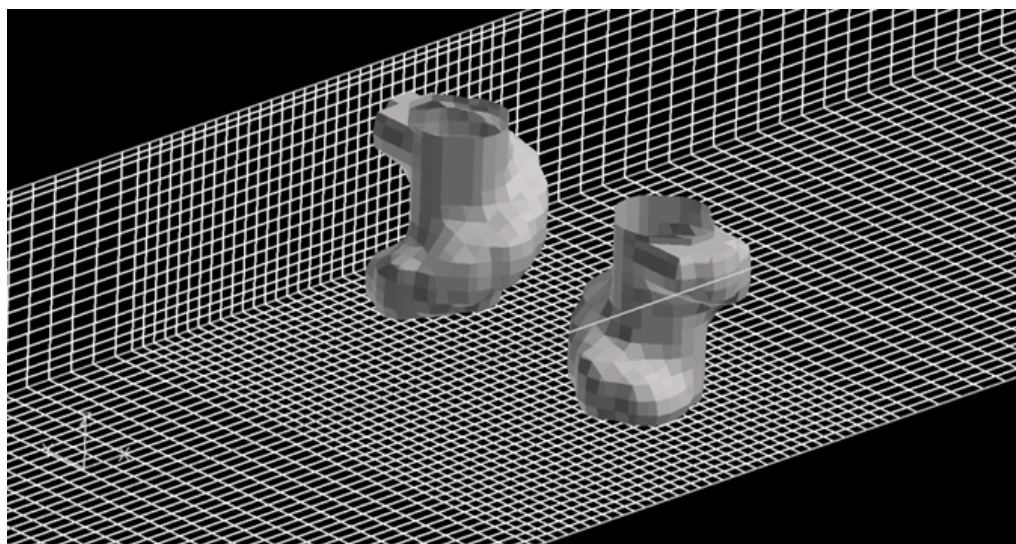
最後に、エッジと平面の交点 R が三角形であるフェイスの内部にあるかどうか判定する。この判定は、三角形を成す辺ベクトルと、三角形の頂点と上記の交点 R で張るベクトルの外積によって行っている。上記の交点 R が三角形の内部にある時には、 $AB \times BR$ 、 $BC \times CR$ 、 $CA \times AR$ 、が全てフェイスの法線ベクトルと同符号となるが、交点 R' が三角形の外部にある時には $AB \times BR'$ 、 $BC \times CR'$ 、 $CA \times AR'$ のいずれかが必ず異符号になることを利用する。この様子を図Ⅲ-2-①-3-56 に示す。

以上の処理により、エッジがフェイスと交差するかどうかで各セルにフェイスが存在するかどうかを判定している。即ち、仮にセル内部にフェイスが存在していても、どのエッジとも交差していない場合は、フェイスの存在を検知しない。

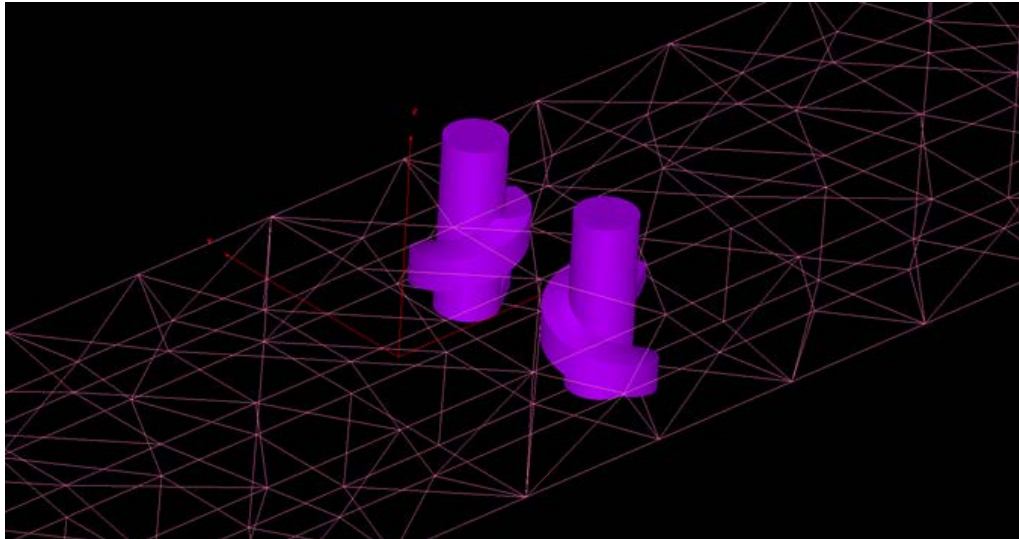
このようにして検知したスターラー形状は図Ⅲ-2-①-3-57 のようになる。また、参考のために、元の STL データによるスターラー形状を図Ⅲ-2-①-3-58 に示す。なお、図Ⅲ-2-①-3-57 では流路内部のみでスターラーの存在を検知しているので、スターラー上部のおおよそ 1/3 が切れている。



図Ⅲ-2-①-3-56 交点がフェイスの内部にあるかどうかの判定



図Ⅲ-2-①-3-57 GICFLOW で再現するスターラー形状



図Ⅲ-2-①-3-58 元の STL データ

攪拌解析では、物体が存在すること、また、回転することによる流体への影響を Immersed Boundary Method (境界埋め込み法、以下 IBM という) に基づく direct forcing 法によって、スターラー表面の流速が回転による周速度に一致するように流体力を運動量輸送方程式に加味している。

IBM の原理は、位置と時間の関数である体積力 F を時刻 t で境界位置または境界内部に作用させる事により境界位置で境界条件を満足させることである。体積力 F を導入した N-S 運動方程式は

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} = -\nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{u} + \bar{F} \quad (1)$$

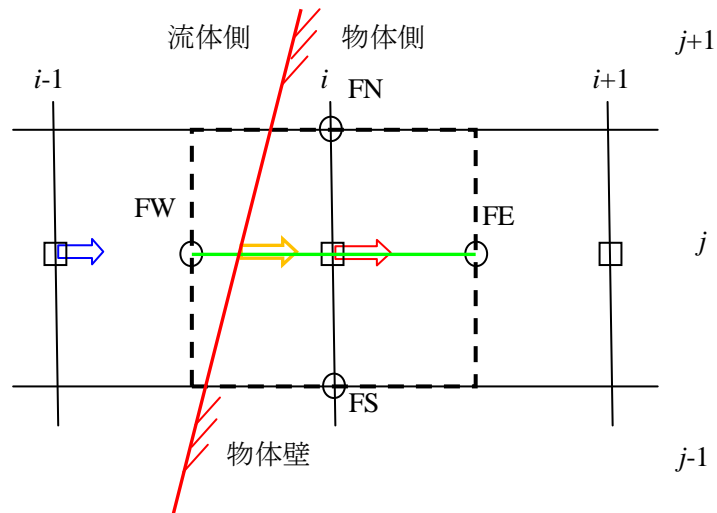
である。この式は F が既知であれば通常の N-S 運動方程式に準じた方向で解く事ができる。この F を決定する方法として用いるのが direct forcing 法である。direct forcing 法は、それまで用いられていた feedback forcing 法に対して任意定数を必要としない方法として、Mohd-Yusof により開発された方法である。

direct forcing 法の原理は以下の様なものである。簡単のために、 \mathbf{u} の運動量輸送に加味する流体力を 2 次元的に説明する。図 3.2.4-6 に示すように、物体壁面での流速が物体の移動速度 (回転による周速度) になるように、 $i-1$ に於ける \mathbf{u} (青) と物体表面に於ける回転速度の \mathbf{u} 成分 (橙) から流体側から物体側すぐの内側の点である i (赤) に外層して、式(2)、式(3)で示される流体力を与える。ただし、実際のコーディングにおいては、物体表面での流速が指定の速度になるように一つ内側の速度定義点 (図Ⅲ-2-①-3-59 中央の口) に外挿した流速をディリクレ条件として与えることに相当するので、通常の壁面境界条件で壁のゼロでない速度を与える操作と全く同等なものである。

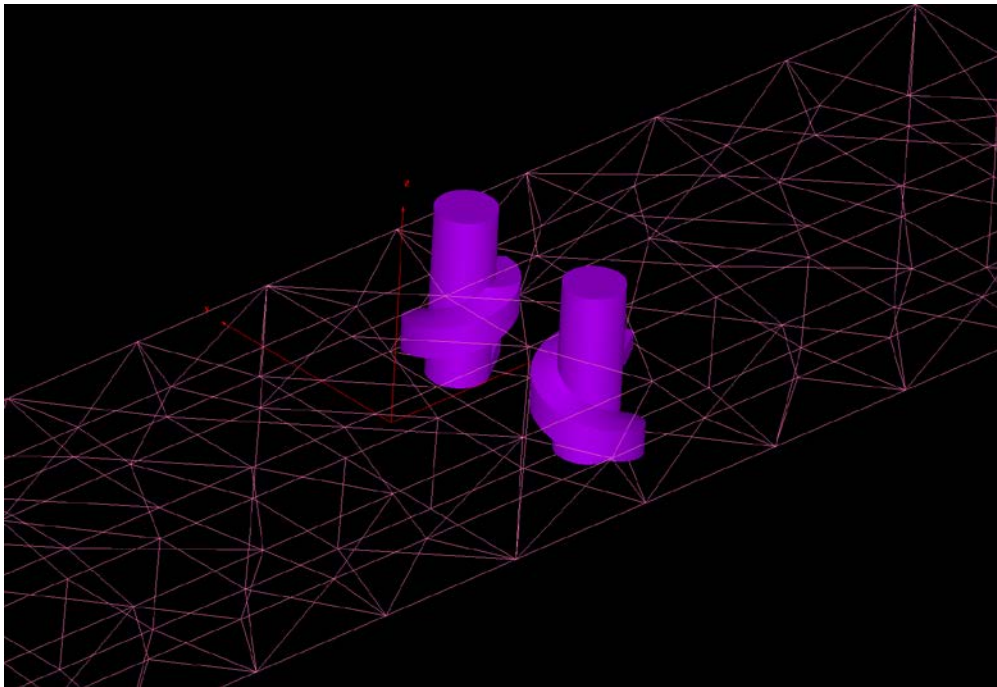
$$\bar{F} = \rho(\bar{V} - \bar{u}) / \Delta t - RHS \quad (2)$$

$$RHS = -((\bar{u} \cdot \nabla)(\rho \bar{u}) + \nabla p - \mu \nabla^2 \cdot \bar{u}) \quad (3)$$

以上の操作をすべてのエッジに対して、物体表面が交差するエッジのみに行い、その他の位置での体積力 F をゼロとすることで、スターラーの回転の影響を流体側に与える。



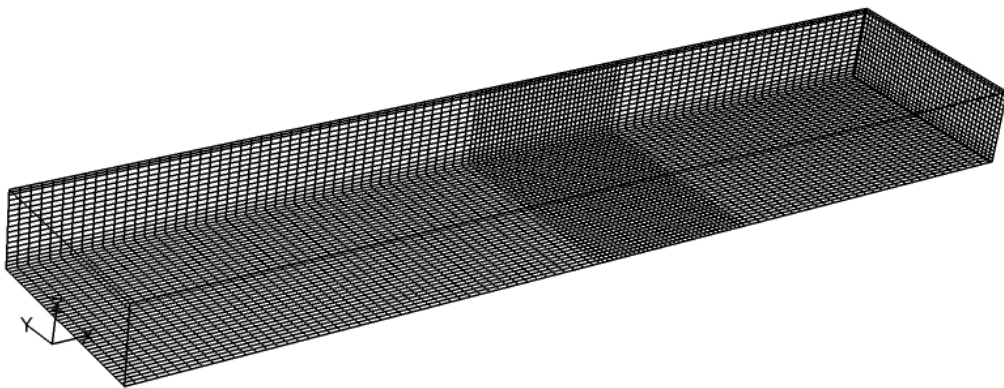
図III-2-①-3-59 Immersed Boundary Method に基づく direct forcing 法による体積力の考え方



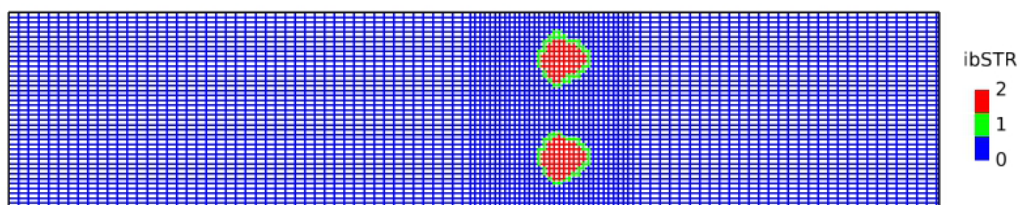
図III-2-①-3-60 計算領域並びにスターラー形状

(う) 検証解析

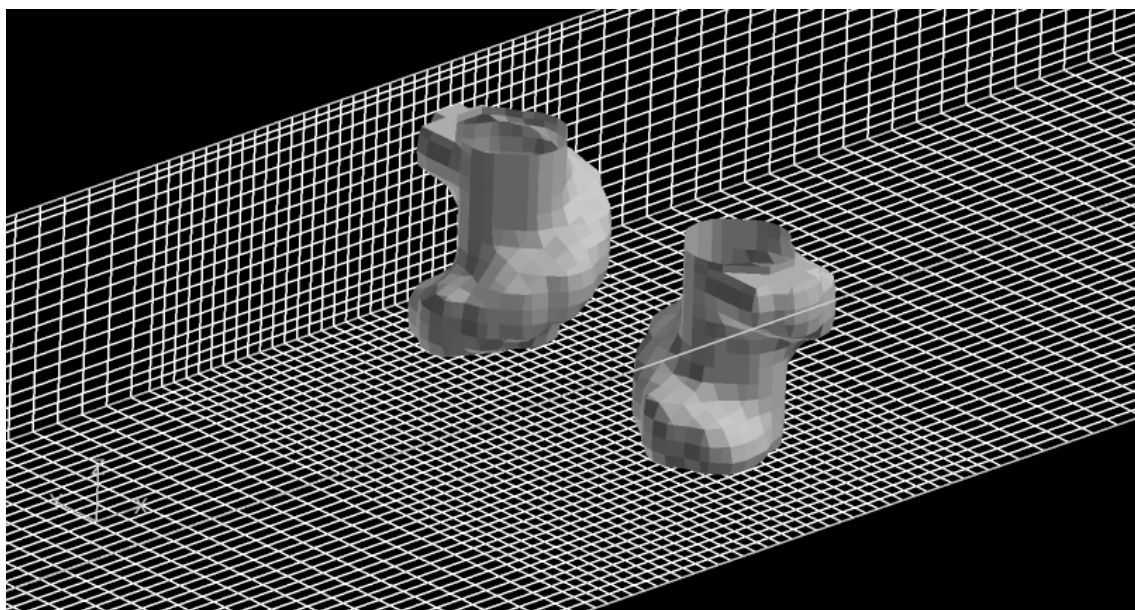
一対のスターラーによる検証解析結果を図III-2-①-3-60~66 示す。



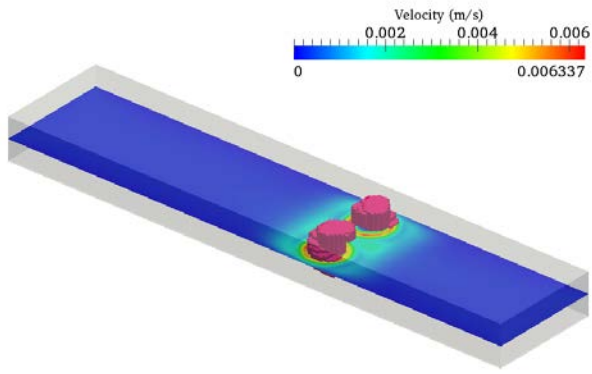
図Ⅲ-2-①-3-61 計算格子



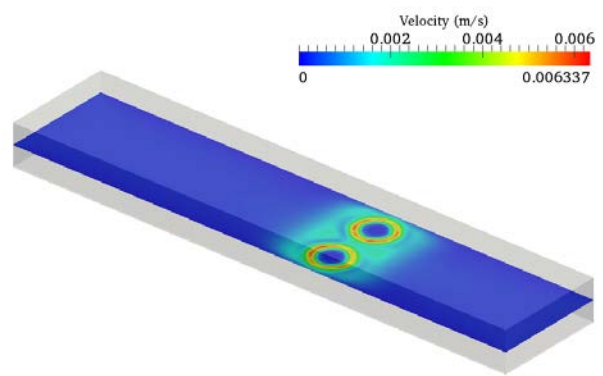
図Ⅲ-2-①-3-62 z方向中心断面での形状識別フラグ
(赤：スターラー内部, 緑：スターラー表面, 青：流体)



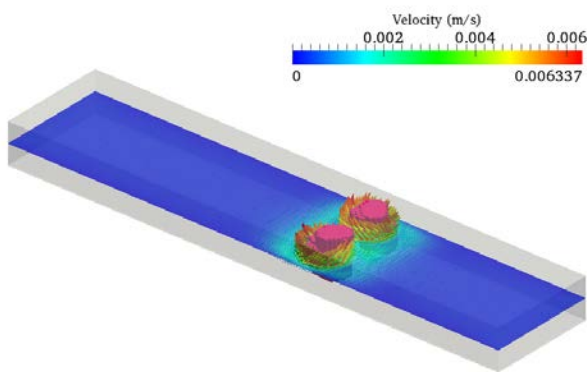
図Ⅲ-2-①-3-63 識別子によるスターラー形状の認識



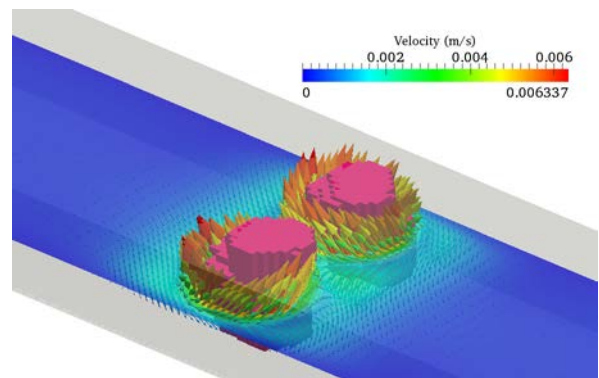
a) 流速絶対値



b) 流速絶対値 (スターラー形状非表示)

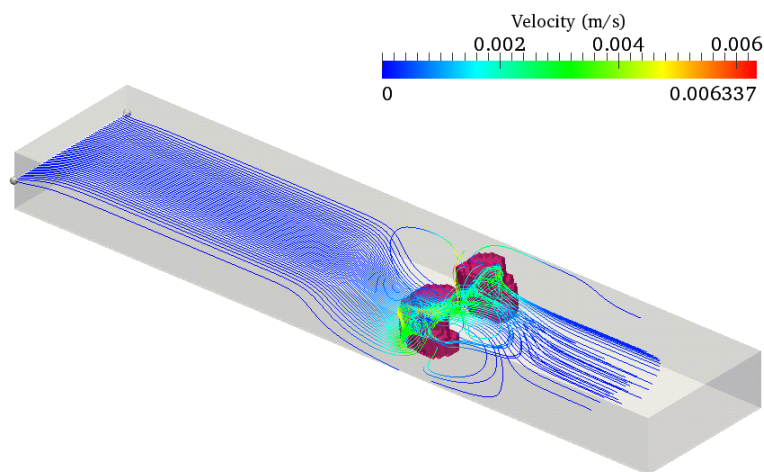


c) 流速ベクトル

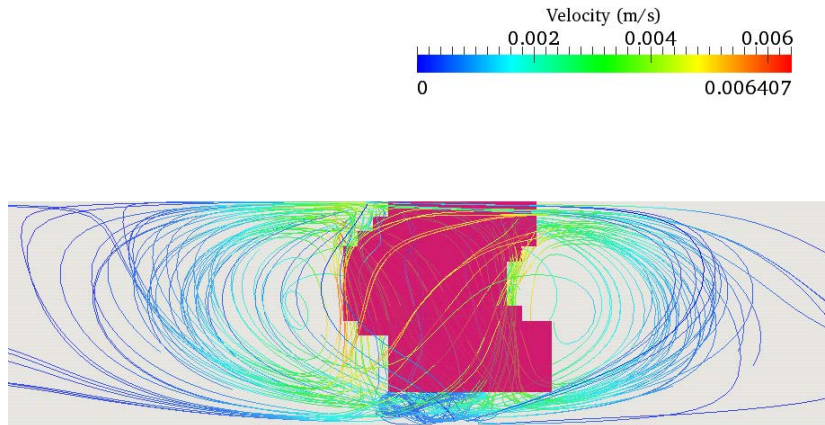


d) 流速ベクトル (スターラー近傍拡大図)

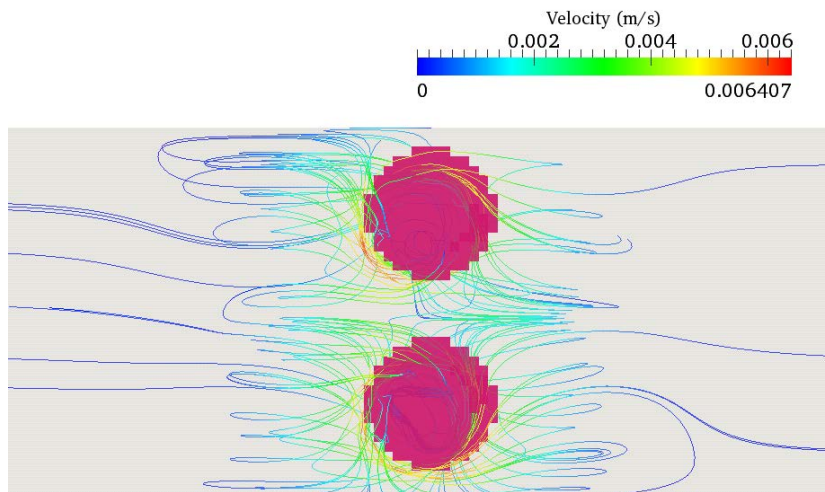
図Ⅲ-2-①-3-64 スターラーによる攪拌効果



a) 鳥瞰図

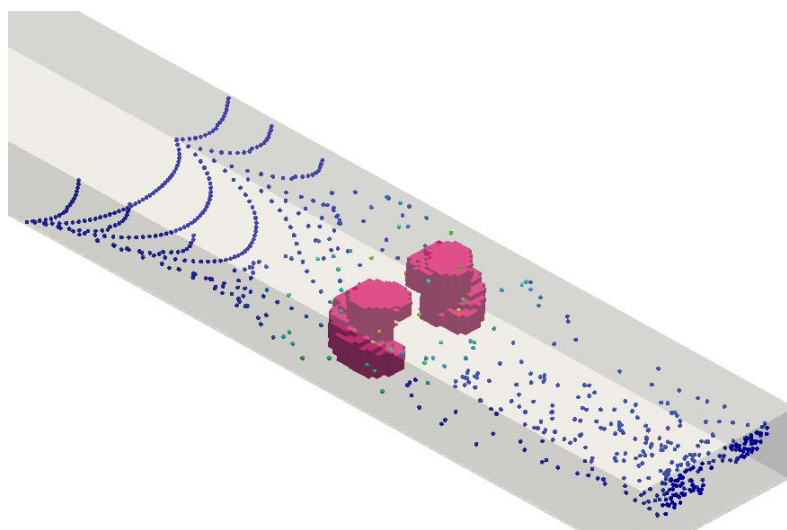


b) y-からみた平均流速の流線



c) z+からみた平均流速の流線

図Ⅲ-2-①-3-65 平均流速の流線



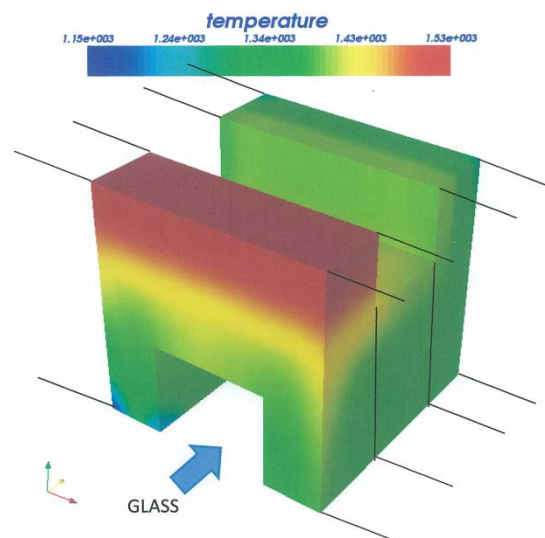
図Ⅲ-2-①-3-66 平均流速場に対するトレーサー粒子の流跡

b-5) 耐火物侵食解析

(あ) モデルの概要

日産100トン炉のシミュレーションでは、溶解槽と清澄槽を分離する機能が必須であると考へて沈下スロートを採用した。スロートは溶解槽の高温ガラスの流れが集中する部分であり、激しく侵食され、炉の寿命を決定すると言つて過言ではない。

ガラス熔融炉の標準的なスロート部は、**図III-2-①-3-67**に示すような構成になっている。ガラス融液の流れは、スロート部の入り口やトンネル部分を侵食する。長い年月の間には、侵食のため、スロート部に穴があき、ガラス融液が噴出する。壁面の侵食は、壁面とガラス融液との間の摩擦(erosion)と化学反応(corrosion)によつて引き起こされる。



図III-2-①-3-67 ガラス熔融部のスロート部

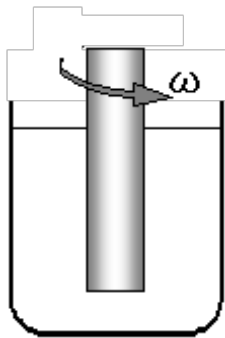
侵食は年単位の時間スケールで起こる現象であり、ガラス熱流動は数時間スケールで熱平衡状態に達する現象である。このように熱流体解析と侵食は、全く時間スケールの違う現象である。そこで、以下のように侵食の解析を実行する。

- [a](侵食のない炉で)平衡状態に達するまで、熱流体解析を実行する(実時間=数時間)。
- [b]平衡状態の速度場を用い、壁面の侵食をシミュレートする(実時間=数年)。侵食の進んだ炉の形状を、出力する。
- [c]侵食の進んだ炉の形状で、平衡状態に達するまで、熱流体解析を実行する(実時間=数時間)。
- [d]平衡状態の速度場を用い、壁面の侵食をシミュレートする(実時間=数年)。さらに侵食の進んだ炉の形状を、出力する。
- [e][c]に戻る

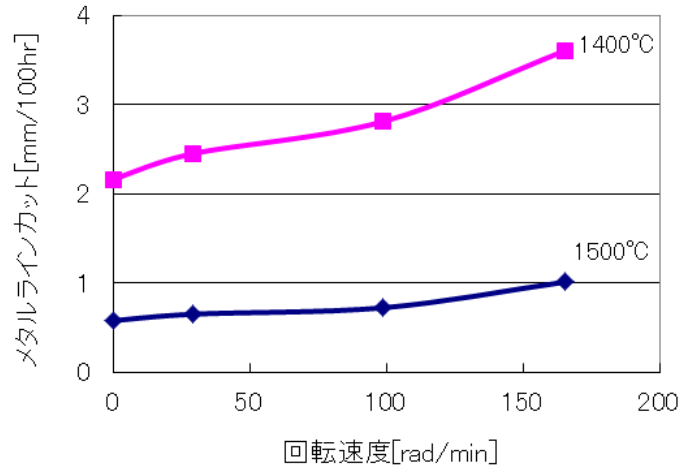
以上の方法を採用することで、数年間にわたる侵食過程のシミュレーションを、現実的な計算時間の範囲内で実行する。

(い) 耐火物の侵食試験

ソーダ石灰ガラス溶解用のスロート部分には、耐侵食性の最もすぐれたAZS系電鍍耐火物(例えば、 $ZrO_2:40, Al_2O_3:45, SiO_2:13$)が使用される。耐火物の被侵食性を実験室的に評価するため**図III-2-①-3-68**のような侵食試験が行われる。加熱されたガラス融液の中に円柱状の供試体をつるし、所定の温度と時間で侵食される量を評価する。供試体を単に浸漬させる試験を静的侵食試験、また供試体を回転させる場合を動的侵食試験と呼ぶ。**図III-2-①-3-69**は、上述のAZS系耐火物について1400℃と1500℃の2水準で行った侵食試験の結果である。回転数がゼロの場合が、静的侵食試験に当たる。



図III-2-①-3-68 動的浸食試験



図III-2-①-3-69 AZS 耐火物の侵食試験結果

動的侵食試験を行った場合、供試体の被侵食量はつぎの式(1)で記述される。

$$j = 0.621 D_{ZrO_2}^{2/3} \nu^{-1/6} \omega^{1/2} C_{ZrO_2}^{sat} \quad (1)$$

ここで、 J は侵食速度、 D_{ZrO_2} は拡散係数、 ν は動粘性係数、 ω は回転角速度、 $c_{ZrO_2}^{sat}$ は ZrO_2 の飽和濃度である。供試体が円柱状の場合は、流体の解析解の性質が分かっているため、回転角速度とせん断速度の間には近似的につぎの式(2)の関係があることが知られている[1]。

$$\frac{\partial u}{\partial z} = 0.51023 r \sqrt{\frac{\omega^3}{\nu}} \quad (2)$$

式(2)を式(1)に代入すると式(3)が得られる。この式を侵食関数と呼ぶ。

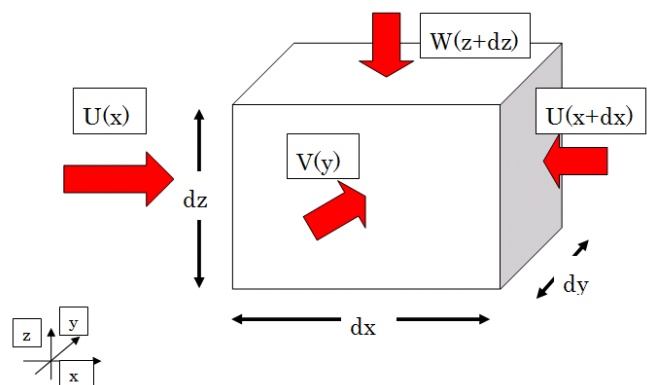
$$\dot{R} = A \left(|\dot{\gamma}|^{1/3} + \alpha \right) \exp(-B/T) \quad (3)$$

ここで、 \dot{R} は侵食速度、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度、 T は温度。 α 、 A 、 B はパラメータで、図 3.2.5-3 より求める。

この侵食関数は、erosion の効果を表現した $A|\dot{\gamma}|^{1/3} \exp(-B/T)$ という項と corrosion の効果を表現した $A\alpha \exp(-B/T)$ という項から構成されている点に特徴がある。

コントロールボリュームにおいて、ガラス融液による壁面の侵食を求めるには、コントロールボリュームの単位時間当たりの侵食量を算出し、侵食の時間発展方程式を導出する。

ガラス融液があるコントロールボリュームを取り囲んでいる場合、コントロールボ



図III-2-①-3-70 コントロールボリュームの侵食

リュームの+X、-X、+Y、-Y、+Z、-Zの6つの面から侵食される (図III-2-①-3-70)。

±X面での侵食を考えた場合、±X面を侵食する流れは、流速ベクトル $\vec{u}=(U,V,W)$ のy成分とz成分である。この流れのShear Rateの大きさは次式から求められる。

$$\dot{\gamma}_x = \sqrt{\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial W}{\partial x}\right)^2} \quad (4)$$

侵食する長さは、

$$\dot{R}_x = A\left(|\dot{\gamma}_x|^{1/3} + \alpha\right)\exp(-B/T_x) \quad (5)$$

となり、コントロールボリュームが侵食される体積は、

$$dV_x = \dot{R}_x dydz \quad (6)$$

となる。他の面の侵食量も同様に

$$\vec{\dot{R}} \equiv \begin{pmatrix} \dot{R}_x \\ \dot{R}_y \\ \dot{R}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A\left(|\dot{\gamma}_x|^{1/3} + \alpha\right)\exp(-B/T_x) \\ A\left(|\dot{\gamma}_y|^{1/3} + \alpha\right)\exp(-B/T_y) \\ A\left(|\dot{\gamma}_z|^{1/3} + \alpha\right)\exp(-B/T_z) \end{pmatrix} \quad (7)$$

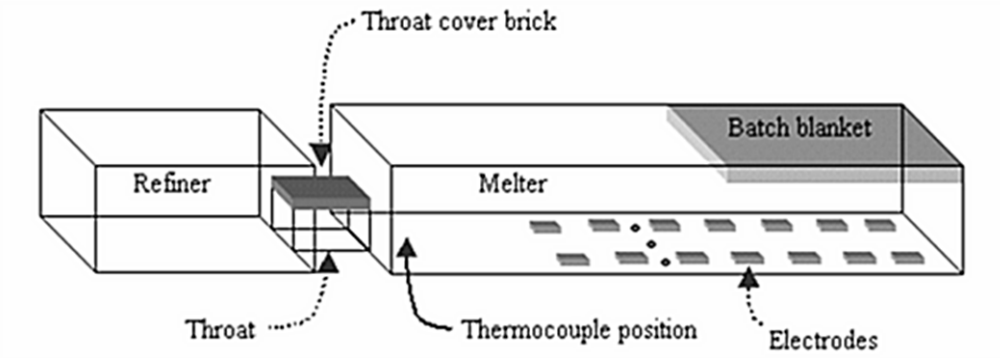
$$\begin{pmatrix} \dot{\gamma}_x \\ \dot{\gamma}_y \\ \dot{\gamma}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sqrt{\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial W}{\partial x}\right)^2} \\ \sqrt{\left(\frac{\partial W}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)^2} \\ \sqrt{\left(\frac{\partial U}{\partial z}\right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial z}\right)^2} \end{pmatrix} \quad (8)$$

として求められ、コントロールボリューム全体の侵食体積は、次式となる。

$$\frac{d}{dt} \int dV = \dot{R}_x dydz + \dot{R}_{x+dx} dydz + \dot{R}_y dzdx + \dot{R}_{y+dy} dzdx + \dot{R}_z dxdy + \dot{R}_{z+dz} dxdy \quad (9)$$

(う) モデルの検証

気中溶融炉のスロート侵食の経時変化については長期にわたる十分なデータがないので、実績データが報告されているシーメンス式CRT窯(図III-2-①-3-71)について本モデルの検証を行った[2]。ただし、調査対象とされた窯の詳細データが非公開のため、筆者の経験から推定したCRT窯モデルを用いた。

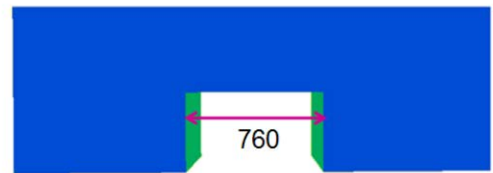


図Ⅲ-2-①-3-71 侵食モデルの検証に用いた CRT 窯

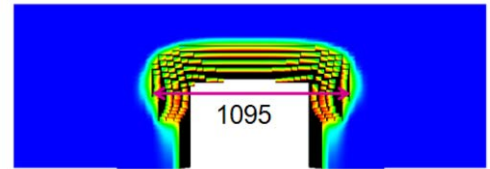
(うー1) スロートのトンネル幅

図Ⅲ-2-①-3-72 は、スロートの正面から見た図である。最初、760 mm であったトンネル幅が5年後には最大侵食部で 1095 mm になると算出された。すなわち、1.44 倍に拡大したことになる。なお、実炉の計算では 1.43 倍になっていたと報告されている。

0年



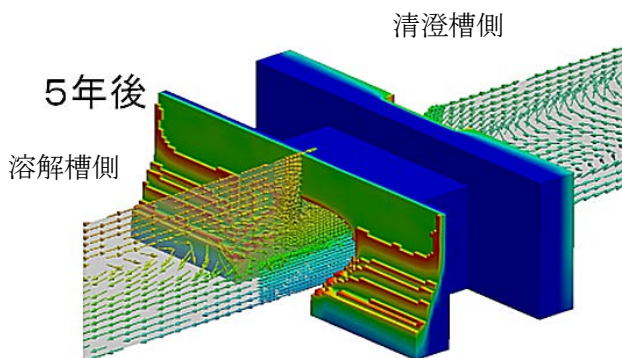
5年後



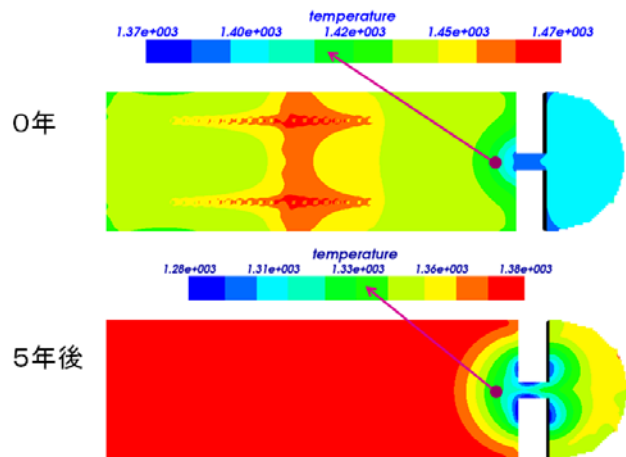
図Ⅲ-2-①-3-72 侵食の進捗状況

(うー2) 溶解槽底面温度

スロートが侵食されて高温のガラスが清澄槽へ流れ込むようになると成形部に供給される温度を下げるため清澄槽表面には冷却操作が行われる。実炉の冷却操作では、534 kw 分の熱を奪ったと報告されているが、このシミュレーションでは 514 kw 放熱したとして計算した。その結果、図Ⅲ-2-①-3-73 に示すように清澄槽の温度が下がり、清澄槽から溶解槽へ向かう流れが増加する。さらにその影響により、溶解槽の底面温度の低下がみられる。実炉では 80℃の底面温度が低下したと報告されているが、本シミュレーションでは図Ⅲ-2-①-3-74 のように 78℃の低下をみた。



図Ⅲ-2-①-3-73 侵食されたスロートトンネル内の流れ
 上部： 溶解槽より清澄槽へ流れる前進流
 下部： 清澄槽より溶解槽へ流れる後退流



図Ⅲ-2-①-3-74 炉の底面温度分布

[参考文献]

- [1] V. G. Levich, Physicochemical Hydrodynamics (Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N.J., London, 1962), p.60-78.
- [2] Y. Iwatsubo, et al.: “Validation and application of computational simulation for CRT glass furnaces”, Proc. of ICG2007, Strasbourg, France

b-6) 熱精算解析

(あ) モデルの概要

ガラス炉では燃料による発熱や電氣的なエネルギーを利用して、ガラス原料の溶解や気泡清澄の促進、均質性の改善などが行われているが、供給される熱量を有効に利用すべく、熱の合理的利用を図ることは極めて重要である。ガラス炉の運転の立場においても、熱の合理的利用を図ることは生産性の向上という点で重要である。このような目的で熱管理を行うわけであるが、熱管理を行う上に熱精算は重要な資料となる。

以上のような背景をふまえ、GICFLOW においても熱精算を基幹の機能と位置づけ、モデルの開発を行った。GICFLOW ではガラス炉を燃焼空間と熔融ガラス部分に分けてモデル化を行い、それぞれを個別のプログラムにより解くことで炉の全体像を把握する仕組みとなっている。いずれのプログラムにおいても、熱精算に必要となる熱的な情報を出力する仕組みとなっており、それらを集計することで熱精算の評価を行う。

(い) 熱精算において評価する項目

熱精算においてはガラス炉に供給される熱量と、使用された熱量をそれぞれ入熱と出熱として精算計上し、これを対照して勘定するものであるが、その根本原理は熱力学第一法則に基づくものである。

ただし、GICFLOW の熱精算モデルでは対象とする項目を主要なものに限定している。入熱としては燃料の発熱とガラス融液に直接通電する電気加熱（ジュール熱）が挙げられる。一方、出熱においては、炉壁から放熱する熱量（炉壁損失）、排ガスとして損失する熱量（排ガス損失）、原料がガラス化するために必要な熱量（ガラス化エネルギー）、熔融ガラスが持ち出す熱量（熔融ガラス持出熱）が存在する。

(う) 気中熔融炉への熱精算モデルの適用

燃焼炉の計算において熱精算に必要な情報は、計算ステップごとに図III-2-①-3-75 に示すような heat_balance.csv という名称のファイルに出力される。燃焼炉の結果からは、排ガス損失として outlet、ガラス化エネルギーとして glass_energy、燃焼炉の炉壁損失として wall-(ガラス融液面損失)を使用する。

time	priO2	pri13A	secO2	sec13A	batch	outlet	burner-wall	batch-wall	ceiling	outlet-wall	wall	bottom	tuck-wall	flux0	flux2000	reaction	par
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-2.84E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	3.79E+03	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	0.00E+00	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-5.76E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	3.66E+03	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.54E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-7.42E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	3.54E+03	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.02E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-7.65E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	3.42E+03	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.10E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-1.66E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-8.43E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.03E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	2.38E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-8.42E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.08E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	4.73E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-8.41E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.10E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	3.20E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-8.40E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.10E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	1.12E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-8.39E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.09E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-2.98E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.98E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.10E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-4.34E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.98E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.05E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-4.51E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.98E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.04E+05	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-3.56E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.98E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	9.67E+04	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-2.44E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.98E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	9.74E+04	0.
1.10E+01	1.42E+01	1.06E+01	5.22E+00	6.69E+00	7.84E+02	-1.89E+04	0.00E+00	0.00E+00	-2.38E+03	-2.86E+03	-5.87E+03	-4.73E+04	-3.50E+03	0.00E+00	4.17E+02	1.00E+05	0.

図Ⅲ-2-①-3-75 heat_balance.csv の例

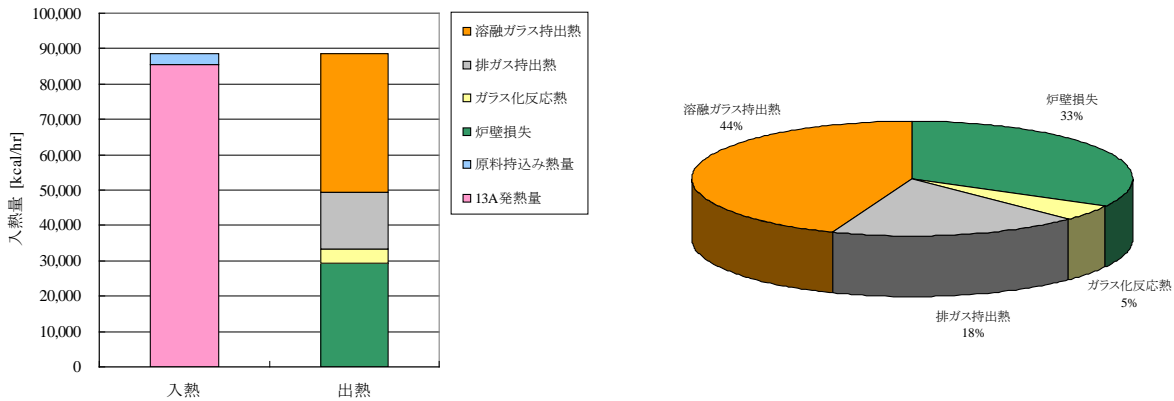
time 時刻[sec]
境界面の名前 熱量[J/s](入熱の場合:正、放熱の場合:負)
...
reaction 発熱量[J/s]
particle 粒子加熱による吸熱量 [J/s]
glass_energy ガラス化反応熱[J/s]
wall 炉壁損失とガラス融液面損失の合計[J/s]
inlet 流入熱(エンタルピは 300K 基準)の合計[J/s]
outlet 排ガス損失の合計[J/s]
rad_loss 輻射による熱損失の合計[J/s]
unsteady 非定常項[J/s]
error エネルギー誤差[J/s]

熔融炉の計算で熱精算に必要な情報は、計算ステップごとに図Ⅲ-2-①-3-76 に示すような HEAT_ACCOUNT_GIC.csv という名称のファイルに出力される。熔融炉の結果からは、ガラス持出熱として outlet、熔融炉の炉壁損失として wall_out を使用する。
上記の方法に基づき、気中熔融炉の熱精算を評価したグラフが図Ⅲ-2-①-3-77 である。

time	inlet	outlet	wall_in	wall_out	source	unsteady	error
0.00E+00	4.61E+04	-3.97E+04	5.35E+05	-6.02E+03	0.00E+00	-1.71E+05	3.64E+05
1.00E+01	4.61E+04	-4.03E+04	1.72E+05	-6.02E+03	0.00E+00	-9.34E+04	7.80E+04
2.00E+01	4.61E+04	-4.06E+04	9.39E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-6.77E+04	2.57E+04
3.00E+01	4.61E+04	-4.08E+04	6.85E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-5.53E+04	1.24E+04
4.00E+01	4.61E+04	-4.10E+04	5.63E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-4.78E+04	7.57E+03
5.00E+01	4.61E+04	-4.12E+04	4.89E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-4.25E+04	5.25E+03
6.00E+01	4.61E+04	-4.14E+04	4.38E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-3.86E+04	3.93E+03
7.00E+01	4.61E+04	-4.15E+04	4.00E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-3.55E+04	3.08E+03
8.00E+01	4.61E+04	-4.17E+04	3.71E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-3.30E+04	2.51E+03
9.00E+01	4.61E+04	-4.18E+04	3.47E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-3.09E+04	2.10E+03
1.00E+02	4.61E+04	-4.19E+04	3.27E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-2.91E+04	1.79E+03
1.10E+02	4.61E+04	-4.20E+04	3.11E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-2.75E+04	1.55E+03
1.20E+02	4.61E+04	-4.21E+04	2.96E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-2.62E+04	1.36E+03
1.30E+02	4.61E+04	-4.23E+04	2.84E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-2.50E+04	1.21E+03
1.40E+02	4.61E+04	-4.24E+04	2.73E+04	-6.02E+03	0.00E+00	-2.39E+04	1.09E+03

図Ⅲ-2-①-3-76 HEAT_ACCOUNT_GIC.csv の例

time 時刻[sec]
inlet 流入する熔融ガラスの熱量[J/s]
outlet ガラス持出熱[J/s]
wall_in ガラス液面からの入熱量[J/s]
wall_out 炉壁からの放熱量 [J/s]
source 電気加熱によるジュール熱[J/s]
unsteady 非定常項[J/s]
error エネルギー誤差[J/s]



図III-2-①-3-77 気中熔融炉の熱精算

ただし、実際のシミュレーションでは、前述した項目以外にも、原料や酸化剤を予熱するために要したエネルギーや電極の冷却による熱損失など、シミュレーションでは扱えない項目も多く存在する。そのような場合には、手計算などで求めた熱量を入熱または出熱に自ら計上する必要があるため注意が必要である。

b-7) 動的泡層解析

(あ) モデルの概要

燃焼室から降り注ぐガラス原料および溶解槽の流動場などから溶解槽表面に形成される泡層を非定常的に予測するモデルである。泡層の山が崩れて拡がる効果を仮想的に表す拡散係数、ガラス融液の流れによる移流、燃焼空間のガス圧による移流、泡層の自重による移流、泡層の生成速度と消滅速度などを考慮して泡層高さを求めた。

泡層高さは次式の2次元移流拡散方程式により求める。

$$\frac{dh}{dt} + \bar{v} \cdot \nabla h = D \nabla^2 h + S_{in} |w| - S_{del} \quad (1)$$

ここで、 h は泡層高さ (m)、 D は仮想的な拡散係数 (m^2/s)、 \bar{v} は x, y 方向の流速ベクトル、 w はガラス (粒子) の流入流速 (m/s)、 S_{in} は泡層の生成速度 (-)、 S_{del} は泡層の消滅速度 (m/s) である。

拡散係数

泡層の山が崩れて拡がる効果を仮想的に表す。この値が大きいと山が平坦になる。

流速ベクトル

流速ベクトルは以下3項の和とする。

- [a] ガラス融液の流れに乗って泡層が移流される効果
- [b] 燃焼空間のガスが泡層を押して生じる x, y 方向の流れにより泡層が移流される効果
- [c] 泡層の自重で生じる x, y 方向の流れにより泡層が移流される効果

[a]はガラス融液の熱流動の結果を用いる。[b]は燃焼解析により計算される燃焼空間底面 (ガラス融液の上面) の圧力分布を用いる。まず、圧力により泡層は下向きに流れることになるが、質量保存則により x, y 方向の流速に置き換わる。[c]は泡層の自重により下向きの流れが生じ、前項と同様に質量保存則により x, y 方向の流速に置き換わる。

泡層の生成速度と消滅速度

泡層の生成は式(1)に示すように粒子の落ちるところで起こり、その速度（落ちる量）に比例すると考えられる。生成速度と消滅速度は **Beerkens** らの論文[1]による単一泡層のモデルを用いて解析を行い、それらを整理して用いる。単一泡層のモデルについては次節に述べる。

(い) 単一泡の運動

泡を形成するガラスの膜は重力により下の層の泡、あるいはガラス液面に滑り落ちる。泡1個について液膜の運動を以下のように定式化する。

泡の半径を R 、ガラスの膜厚を δ として、軸対称の球座標系で膜に関する質量保存側と接線方向の運動方程式を表すと次式となる。

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 v_r) + \frac{1}{r \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} (v_\theta \sin \theta) = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial v_\theta}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{1}{\sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} (v_\theta \sin \theta) \right) + 2 \frac{\partial v_r}{\partial \theta} + \frac{\rho g}{\mu} r^2 \sin \theta = 0 \quad (3)$$

ここで、 v_r, v_θ はそれぞれ径方向、接線方向の流速であり、 ρ, g, μ はそれぞれガラス液体の密度、重力加速度、ガラス液体の粘性係数である。運動は接線方向が主流の流れなので、径方向の運動方程式は考慮していない。また、膜の流れは時間スケールが速くて定常流れと考えられるので、非定常項と対流項は無視した。すなわち、式(3)は重力と粘性力のつりあいの式である。

この単一泡の挙動を表す微分方程式(2)、(3)を解き、単一泡の寿命（膜厚が薄くなるとはじめて消滅する）により泡層の高さを求める。

(う) 単一泡のモデルによる解析結果と生成速度、及び消滅速度式

温度を 1300℃、1400℃とし、ガスの体積フラックスをそれぞれ3ケース変えた解析を実施した。

解析結果を表Ⅲ-2-①-3-7に示す。また、泡層高さの時間変化図を図Ⅲ-2-①-3-78と図Ⅲ-2-①-3-79に示す。

表Ⅲ-2-①-3-7 温度とガスの体積フラックスをパラメータとした場合の生成速度と消滅速度

温度(℃)	体積流束(mm/s)	泡層最大高さ (m)	生成時間 (s)	消滅時間 (s)
1300	0.35	0.0996	355.72	521.71
	0.27	0.091	466.67	621.48
	0.13	0.0366	422.31	328.46
1400	0.55	0.1005	255.83	328.92
	0.34	0.0825	501.49	339.7
	0.16	0.015	156.28	93.75

生成速度

上の表から生成速度 (-) を体積流束で規格化し以下のように求める。

< 1300℃ >

体積流束 0.35 mm/s : 0.0996 ÷ 355.72 ÷ 0.35E-3 = 0.8

体積流束 0.27 mm/s : 0.091 ÷ 466.67 ÷ 0.27E-3 = 0.72

体積流束 0.13 mm/s : 0.0366 ÷ 422.31 ÷ 0.13E-3 = 0.666 平均 : 0.729

<1400°C>

体積流束 0.55 mm/s : 0.1005 ÷ 255.83 ÷ 0.55E-3=0.714
 体積流束 0.34 mm/s : 0.0825 ÷ 501.49 ÷ 0.34E-3=0.48
 体積流束 0.16 mm/s : 0.015 ÷ 156.28 ÷ 0.16E-3=0.599 平均 : 0.598

したがって生成速度は温度の1次式として次式となる。(a_{in}は実炉に適用するための比例定数)

$$S_{in} = a_{in} (0.729 + (T - 1300)/(1400 - 1300) \times (0.598 - 0.729)) \quad (4)$$

消滅速度

消滅速度 (m/s) は体積流束に無関係なので以下のように求める。

<1300°C>

体積流束 0.35 mm/s : 0.0996 ÷ 521.71=0.19E-3
 体積流束 0.27 mm/s : 0.091 ÷ 621.48=0.15E-3
 体積流束 0.13 mm/s : 0.0366 ÷ 328.46=0.11E-3 平均 : 0.15E-3

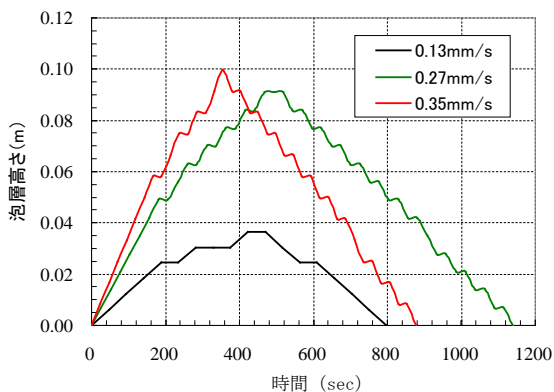
<1400°C>

体積流束 0.55 mm/s : 0.1005 ÷ 328.92=0.31E-3
 体積流束 0.34 mm/s : 0.0825 ÷ 339.70=0.24E-3
 体積流束 0.16 mm/s : 0.015 ÷ 93.75=0.16E-3 平均 : 0.24E-3

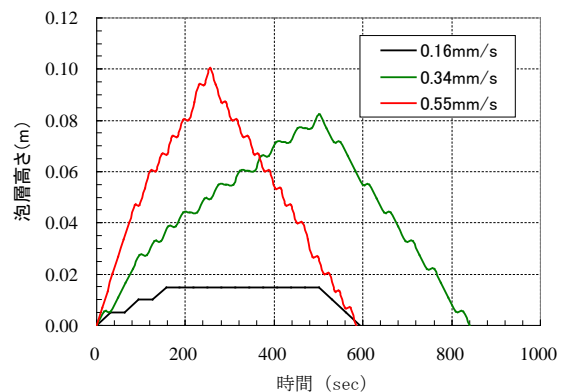
したがって消滅速度は温度の1次式として次式となる。(a_{del}は実炉に適用するための比例定数)

$$S_{del} = a_{del} (0.00015 + (T - 1300)/(1400 - 1300) \times (0.00024 - 0.00015)) \quad (5)$$

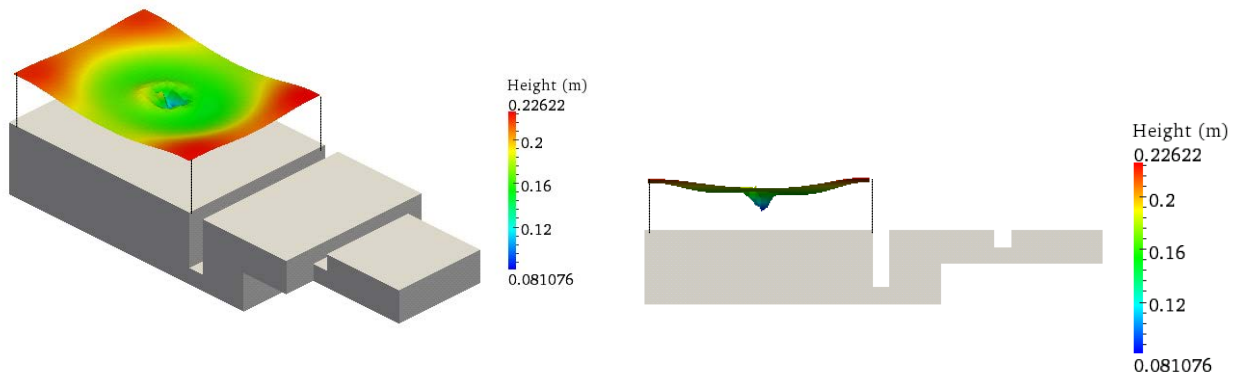
なお、以上から温度が高くなると粘度が小さくなって泡ができにくくなり、生成速度は遅く、消滅速度は速くなるという妥当な結果が得られることが分った。



図III-2-①-3-78 泡層高さの時間変化 (1300°C)



図III-2-①-3-79 泡層高さの時間変化 (1400°C)



図III-2-①-3-80 気中溶融炉の溶解槽液面に生成される泡層の高さ

(え) 検証解析

気中溶融炉の検証計算の結果を図III-2-①-3-80に示す。

[参考文献]

[1] John van der Schaaf, Ruud G.C. Beerkens : A model for foam formation, stability, and breakdown in glass-melting furnaces; Journal of Colloid and Interface Science 295 (2006) 218-229

b-8) 描画機能の改良

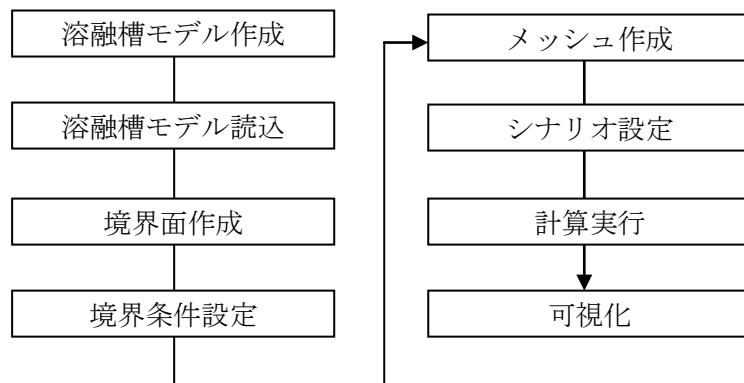
本シミュレーション・プログラム群を操作・制御するツールである GUI (Graphical User Interface) の開発を実施した。(以下、GUI をツールの名称である GICFLOW-MATE と呼ぶ)

(あ) 画面構成

ユーザー操作の直観性を考慮し、アイコンを多用した画面設計とした (図III-2-①-3-81)。



図III-2-①-3-81 GICFLOW-MATE の画面構成



図Ⅲ-2-①-3-82 熱流動解析の基本的な流れ

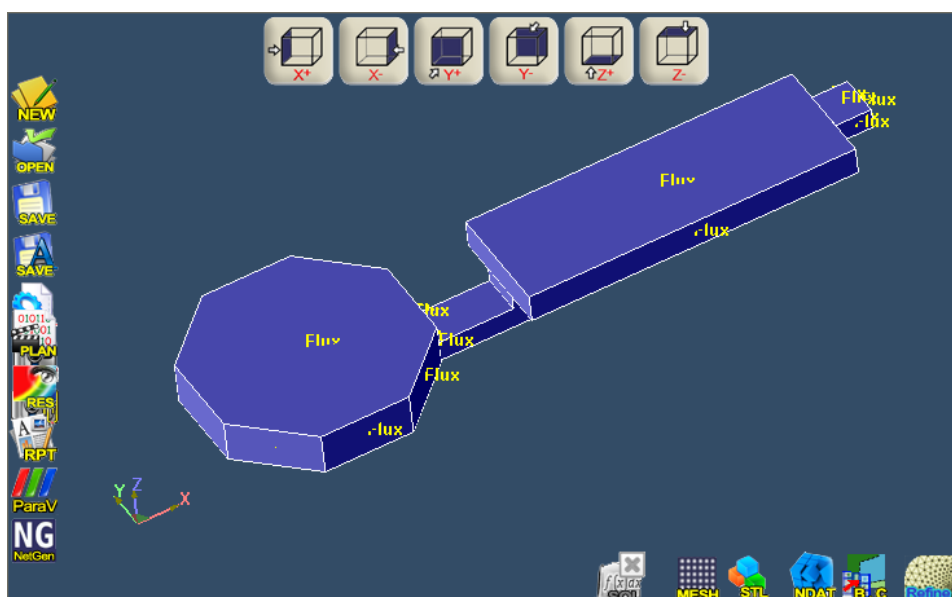
(い) 熱流動解析

(いー 1) 熱流動計算の流れ

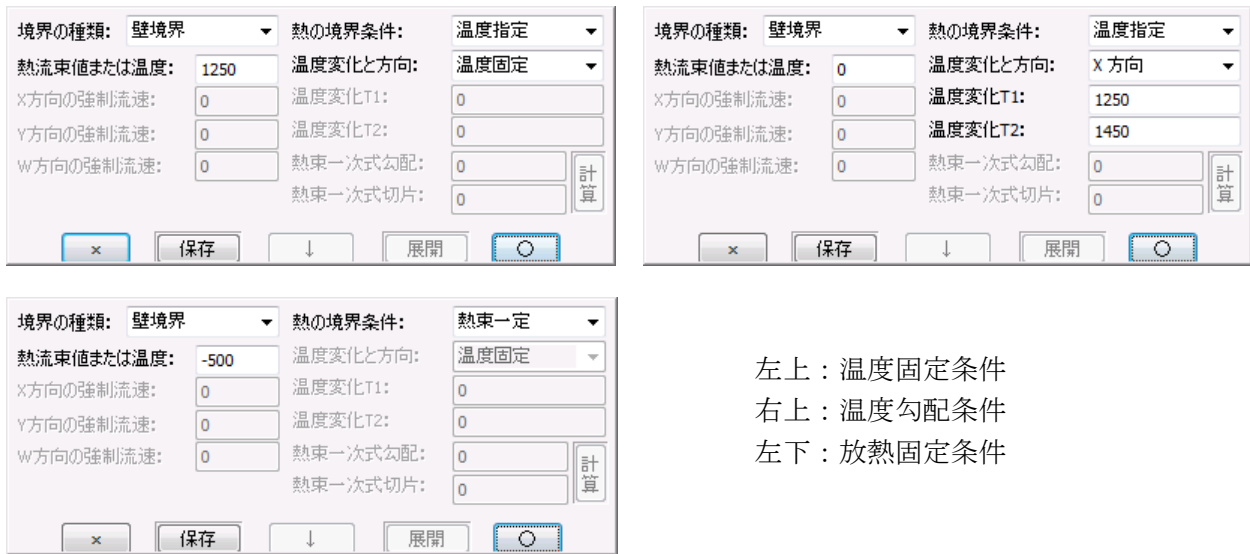
GICFLOW の基本モデルは、溶融槽中のガラス融液の流れを対象とした熱流動モデルである。熱流動モデルの計算は図Ⅲ-2-①-3-82 に示すような流れとなる。溶解槽モデルは AlibreDesign 等の 3CAD 次元ソフトを用いて作成し、溶融槽モデルの読込から可視化までは GICFLOW-MATE にて行う。

(いー 2) 境界面の自動生成

モデル読込時に検出したエッジ情報から境界面を自動的に生成し、デフォルトの境界条件（断熱壁）を設定する（図Ⅲ-2-①-3-83）。これにより、境界面作成および境界条件設定の操作が簡略化され、計算実行までの工程が大幅に短縮することが可能となる。



図Ⅲ-2-①-3-83 STL ファイル読み込み時の境界面自動抽出



左上：温度固定条件
 右上：温度勾配条件
 左下：放熱固定条件

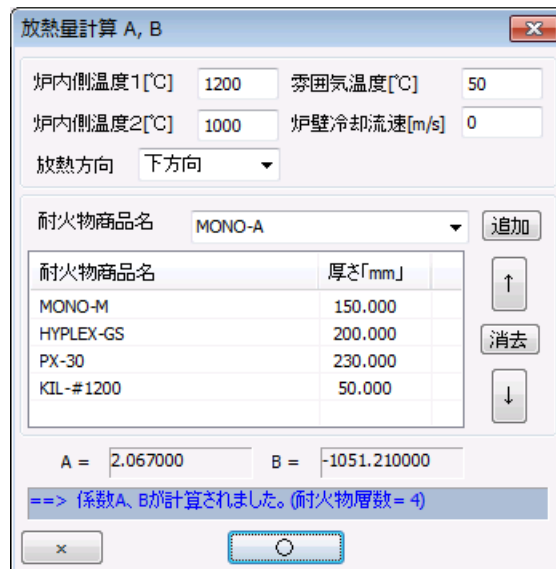
図III-2-①-3-84 壁境界条件の設定例

(いー3) 境界条件の設定

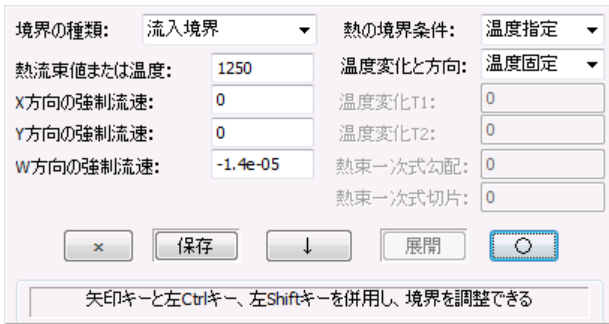
GICFLOW の熱流動解析で扱うことのできる境界の種類は、「壁境界」、「流入境界」、「流出境界」の 3 種類である。壁境界は、炉底/炉壁/ガラス融液液面などに適用する。また、流入境界と流出境界はそれぞれガラス融液が流入する面と流出する面に適用する。

壁境界としては、温度固定、温度勾配、放熱固定の条件の他に、実炉を意識した耐火物の商品名と厚さなどから決める温度の一次関数も指定することができる（図III-2-①-3-84、85）。

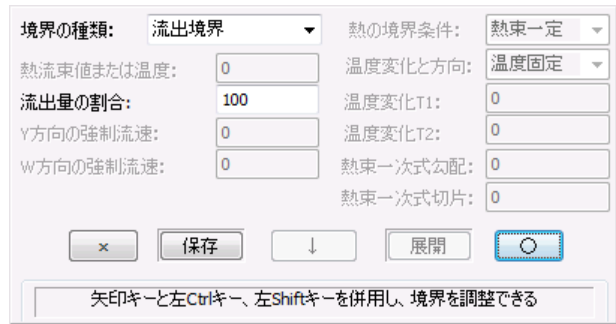
流入境界では流入流速と温度を、流出境界では流出量の割合[%]を指定する（図III-2-①-3-86、87）。



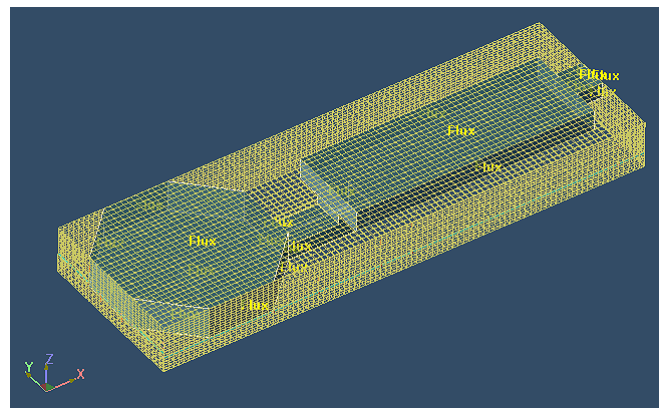
図III-2-①-3-85 壁境界熱束関数条件の設定例



図III-2-①-3-86 流入境界条件の設定例



図III-2-①-3-87 流出境界条件の設定例



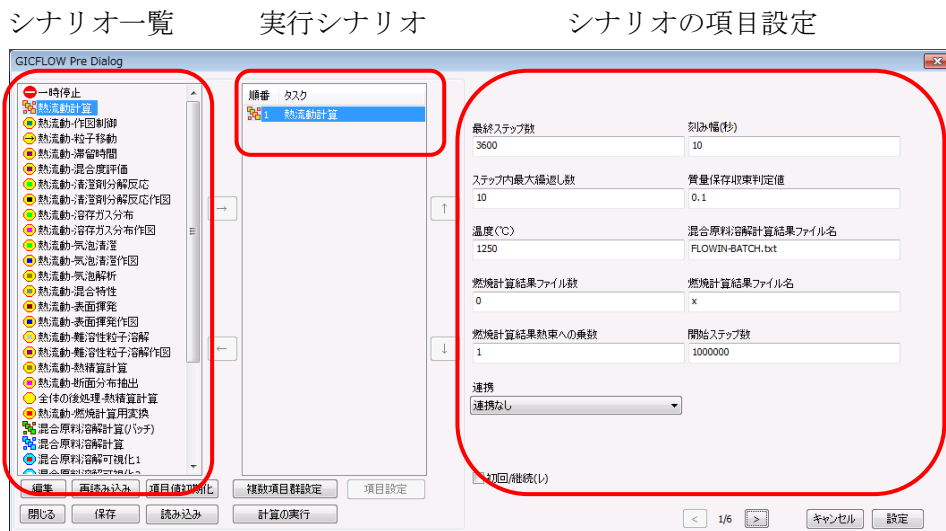
図III-2-①-3-88 メッシュ生成例

(いー4) メッシュ生成

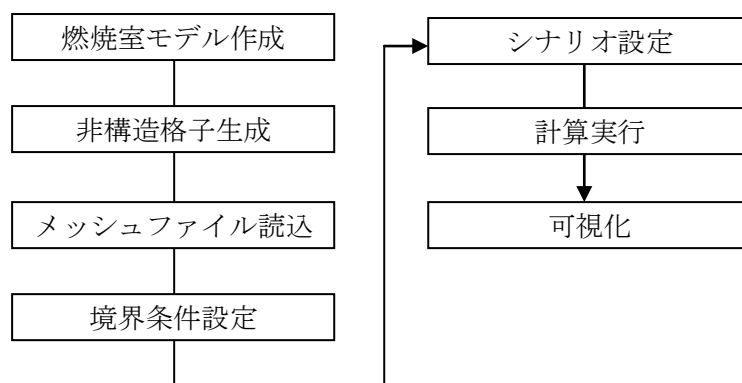
X, Y, Z方向の目標セルサイズを指定する自動メッシュ分割に対応する (図III-2-①-3-88)。

(いー5) シナリオ設定

計算はシナリオと呼ばれる単位で行われ、計算に必要な情報は各シナリオの項目設定画面 (図III-2-①-3-89) から入力する。



図III-2-①-3-89 シナリオの項目設定



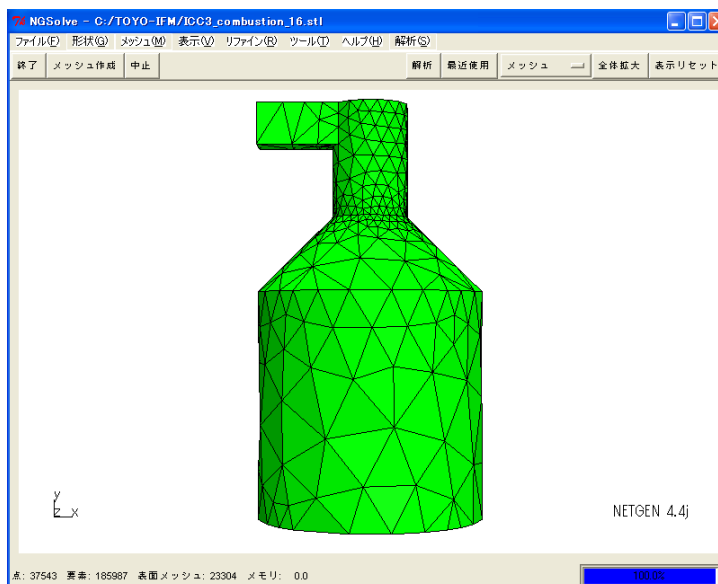
図Ⅲ-2-①-3-90 燃焼解析の基本的な流れ

(う) 燃焼解析

GICFLOW では、ガラス炉の燃焼空間を対象として、FlontFlow/Red (FFR) をベースとして開発した燃焼モデルが実装されており、ガスの燃焼や燃焼室内の気体の流れをシミュレーションすることができる。燃焼モデルでは非構造格子が採用され、構造格子を使用する熱流動解析とは計算の手順が異なる。燃焼解析の基本的な流れを図Ⅲ-2-①-3-90 に示す。

(う-1) メッシュ生成

燃焼炉のメッシュ生成はフリーソフトの非構造四面体メッシュ生成ツール NETGEN を使用する。NETGEN では、体系内メッシュの最大サイズやメッシュ成長率の指定に加え、局所的なメッシュサイズの制御も可能である。NETGEN によるメッシュ生成例を図Ⅲ-2-①-3-91 に示す。



図Ⅲ-2-①-3-91 NETGEN のメッシュ生成例



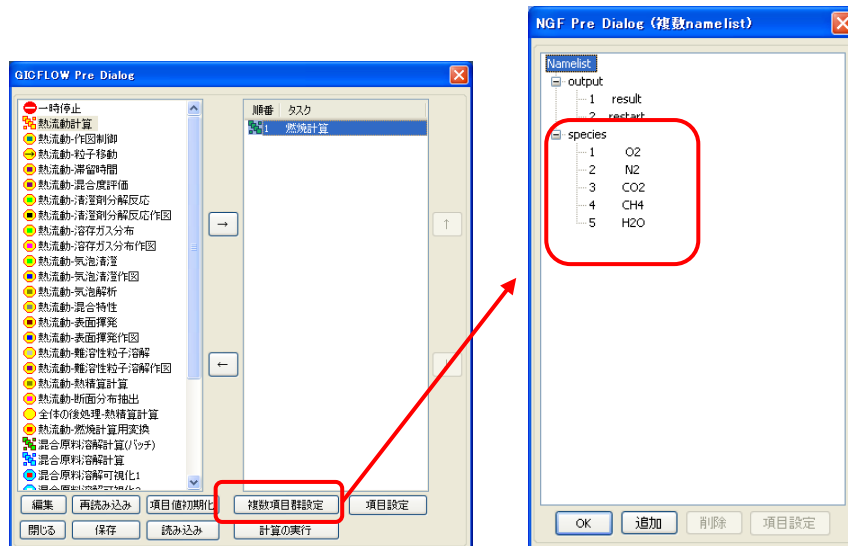
図III-2-①-3-92 燃焼解析の境界条件設定パネル

(うー2) 境界条件の設定

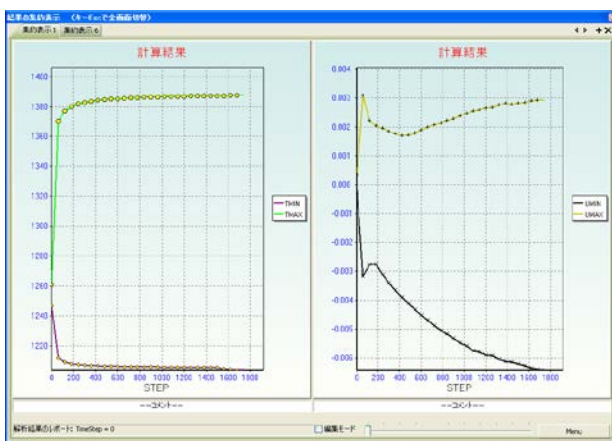
GICFLOW の燃焼解析で扱うことのできる境界の種類は、「壁境界」、「流入境界」、「流出境界」の3種類である。壁境界は、燃焼室の天井/燃焼室底面/炉壁/バーナ壁面などに適用する。また、流入境界は酸素や燃料等が投入される面、流出境界はガスが排出される面に適用する。境界条件は専用の境界条件設定パネルから行う。図III-2-①-3-92に燃焼解析の境界条件設定パネルを示す。

(うー3) 物性条件の設定

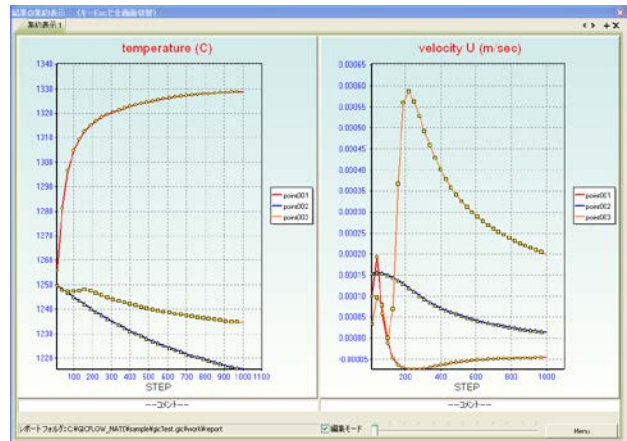
GICFLOW-MATE では、 O_2 、 N_2 、 CO_2 、 CH_4 、 H_2O の5種類の気体をデフォルトで使用することができる。物性情報を変更する場合、または扱う気体の種類を増やす場合には複数項目群設定画面(図3.2.8-1 3)から行う。



図Ⅲ-2-①-3-93 複数項目群設定の選択



図Ⅲ-2-①-3-94 体系内最大温度/流速の変化



図Ⅲ-2-①-3-95 指定点の物理量変化

(うー4) シナリオの設定

熱流動解析のシナリオ設定と同様の手順で行う。(シナリオ名は「燃焼計算」)

(え) 可視化

(えー1) 計算状況の監視

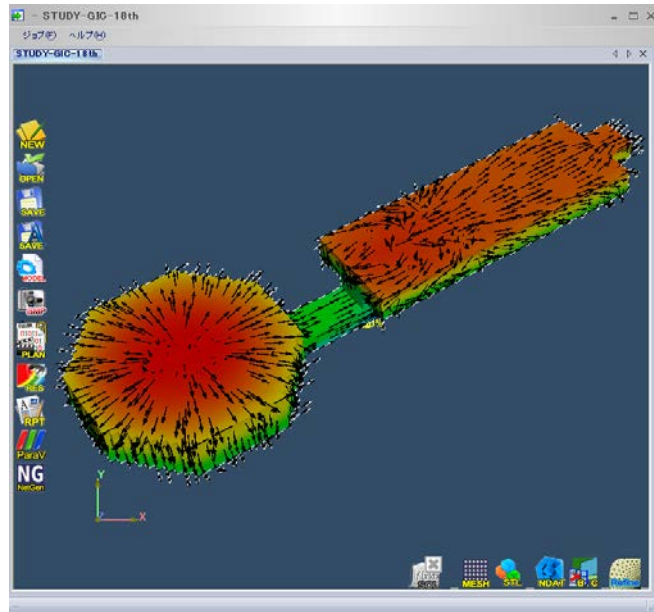
計算の状況を監視するため、計算中に以下に示す情報をリアルタイムでプロットする機能を実装した。

[a]体系内温度や流速の最大値および最小値 (図Ⅲ-2-①-3-94)

[b]体系内の指定した点における物理量変化 (図Ⅲ-2-①-3-95)

(えー2) 計算結果の可視化

計算後は可視化用のファイルが出力され、GICFLOW-MATE 上でコンター図やベクトル図などを表示することができる (図Ⅲ-2-①-3-96)。



図Ⅲ-2-①-3-96 結果の可視化例

b-9) 熱流動モデルの高速化

熱流動モデルは、ガラス溶融槽中のガラス融液の熱流動を解くプログラムコードであって、本ソフトウェアの基幹となるモデルである。熱流動モデルでは、圧力方程式を解く処理が特に計算負荷が高い。そこで、圧力方程式の計算を間引くオプションの追加と行列解法の見直しを行い計算の高速化を図った。ここでは、熱流動モデルを構成する基礎式と離散化方程式を示したうえで、高速化の仕組みについて具体的に説明する。

(あ) 基礎式

ガラス融液の熱流動も燃焼ガスの熱流動も以下の3本の基礎式を連成して解くことによって、流速、温度、圧力が求められる。

- ・質量保存式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (1)$$

- ・運動量保存式

$$\frac{\partial \rho \vec{u}}{\partial t} + (\rho \vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} = -\nabla P + \mu \nabla^2 \vec{u} + \vec{F} \quad (2)$$

- ・エネルギー式

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p (\vec{u} \cdot \nabla) T = \nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla T) + Q \quad (3)$$

ここで、 ρ は密度、 μ は粘性係数、 \vec{F} は外力（浮力、重力など）、 C_p は比熱、 λ は熱伝導率、 Q は輻射や反応などによる熱の湧出項、である。

ガラス融液の熱流動解析には、直交格子系、離散化には有限体積法を採用している。ガラスは、非圧縮性粘性流体であるので、質量保存式左辺第1項が0となる。運動量保存式では、浮力項に関

してのみ温度による密度変化を認めるというブジネ近似(Boussinesq approximation)を適用している。また、ガラスは熱束に対して半透明の物質であるが、エネルギー式では見掛けの熱伝導率を使うことができるロッセランド近似(Rosseland approximation)を行っている。

(い) 離散化方程式

以下に、各支配方程式に対する離散化方程式を具体的に示す。なお、簡単のために X-Z の 2 次元表記とする。

質量保存式

式(1)をコントロールボリュームで積分すると次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{(\rho_{i,k} - \rho_{i,k}^o)Vol_{i,k}}{\Delta t} + \left(\overline{\rho u}_{i,k} AX_{i,k} - \overline{\rho u}_{i-1,k} AX_{i-1,k} \right) \\ + \left(\overline{\rho v}_{i,k} AZ_{i,k} - \overline{\rho v}_{i,k-1} AZ_{i,k-1} \right) = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 ρ, u, v など ρ^o 以外は全て新時刻の値、すなわち未知数である。 $\overline{\rho u}$ などは風上差分を表しており、例えば次のようになる。

$$u_{i-1,k} > 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho u}_{i-1,k} = \rho_{i-1,k} u_{i-1,k} \quad (5)$$

$$u_{i-1,k} < 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho u}_{i-1,k} = \rho_{i,k} u_{i-1,k} \quad (6)$$

Vol は体積、 AX 、 AZ はそれぞれの方向の面積である。面積はメッシュの境界で定義する。また、スタッガードメッシュとしているので流速の定義点はメッシュの境界、他の物理量の定義点はメッシュの中央点である。

運動量保存式

式(2)をコントロールボリューム (スタッガードメッシュなので半メッシュずれる) で積分すれば X,Y 方向それぞれの離散化式が得られる。

<X 方向>

$$\begin{aligned} \frac{(\rho_{i+1/2,k} u_{i,k} - \rho_{i+1/2,k} u_{i,k}^o) Vol_{i+1/2,k}}{\Delta t} \\ + \left(\overline{\rho uu}_{i+1/2,k} AX_{i+1/2,k} - \overline{\rho uu}_{i-1/2,k} AX_{i-1/2,k} \right) \\ + \left(\overline{\rho uv}_{i+1/2,k} AZ_{i+1/2,k} - \overline{\rho uv}_{i+1/2,k-1} AZ_{i+1/2,k-1} \right) \\ = -(P_{i+1,k} - P_{i,k}) AX_{i,k} \\ + \mu \left[\frac{(u_{i+1,k} - u_{i,k}) AX_{i+1/2,k}}{\Delta x_{i+1}} - \frac{(u_{i,k} - u_{i-1,k}) AX_{i-1/2,k}}{\Delta x_i} \right] \\ + \mu \left[\frac{(u_{i,k+1} - u_{i,k}) AZ_{i+1/2,k}}{\Delta z_{k+1/2}} - \frac{(u_{i,k} - u_{i,k-1}) AZ_{i+1/2,k-1}}{\Delta z_{k-1/2}} \right] \end{aligned} \quad (7)$$

<Y 方向>

$$\begin{aligned}
& \frac{(\rho_{i,k+1/2} v_{i,k} - \rho_{i,k+1/2} v_{i,k}^o)}{\Delta t} Vol_{i,k+1/2} \\
& + \left(\overline{\rho v u}_{i,k+1/2} AX_{i,k+1/2} - \overline{\rho v u}_{i-1,k+1/2} AX_{i-1,k+1/2} \right) \\
& + \left(\overline{\rho v v}_{i,k+1/2} AZ_{i,k+1/2} - \overline{\rho v v}_{i,k-1/2} AZ_{i,k-1/2} \right) \\
& = -(P_{i,k+1} - P_{i,k}) AZ_{i,k} + \rho_{i,k+1/2} g \cdot Vol_{i,k+1/2} \\
& + \mu \left[\frac{(v_{i+1,k} - v_{i,k}) AX_{i,k+1/2}}{\Delta x_{i+1/2}} - \frac{(v_{i,k} - v_{i-1,k}) AX_{i-1,k+1/2}}{\Delta x_{i-1/2}} \right] \\
& + \mu \left[\frac{(v_{i,k+1} - v_{i,k}) AZ_{i,k+1/2}}{\Delta z_{k+1}} - \frac{(v_{i,k} - v_{i,k-1}) AZ_{i,k-1/2}}{\Delta z_k} \right] \quad (8)
\end{aligned}$$

ここで、下付添え字の 1/2 は半メッシュずらした表記である。例えば $u_{i+1/2,k} = 0.5(u_{i,k} + u_{i+1,k})$ となる。対流項については輸送される流速を先に表す。例えば ρuv は v が ρu を輸送するという表記である。具体的に以下に示す。

ρuu については

$$u_{i+1/2,k} > 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho uu}_{i+1/2,k} = \rho_{i+1/2,k} u_{i,k} u_{i+1/2,k} \quad (9)$$

$$u_{i+1/2,k} < 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho uu}_{i+1/2,k} = \rho_{i+3/2,k} u_{i+1,k} u_{i+1/2,k} \quad (10)$$

ρuv については

$$v_{i+1/2,k} > 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho uv}_{i+1/2,k} = \rho_{i+1/2,k} u_{i,k} v_{i+1/2,k} \quad (11)$$

$$v_{i+1/2,k} < 0 \quad \text{のとき} \quad \overline{\rho uv}_{i+1/2,k} = \rho_{i+1/2,k+1} u_{i,k+1} v_{i+1/2,k} \quad (12)$$

エネルギー式

式(3)をコントロールボリュームで積分すると次式が得られる。

$$\begin{aligned}
& \frac{C_p(\rho_{i,k} T_{i,k} - \rho_{i,k} T_{i,k}^o)}{\Delta t} Vol_{i,k} + C_p \left(\overline{\rho u T}_{i,k} AX_{i,k} - \overline{\rho u T}_{i-1,k} AX_{i-1,k} \right) \\
& + C_p \left(\overline{\rho v T}_{i,k} AZ_{i,k} - \overline{\rho v T}_{i,k-1} AZ_{i,k-1} \right) \\
& = \lambda \left[\frac{(T_{i+1,k} - T_{i,k}) AX_{i,k}}{\Delta x_{i+1/2}} - \frac{(T_{i,k} - T_{i-1,k}) AX_{i-1,k}}{\Delta x_{i-1/2}} \right] \\
& + \lambda \left[\frac{(T_{i,k+1} - T_{i,k}) AZ_{i,k}}{\Delta z_{k+1/2}} - \frac{(T_{i,k} - T_{i,k-1}) AZ_{i,k-1}}{\Delta z_{k-1/2}} \right] + Q_{i,k} Vol_{i,k} \quad (13)
\end{aligned}$$

数値解法は SIMPLE 法を用いた。以下に解法の手順を示す。

[a] 圧力場と流速場を質量保存式と運動量保存式から求める。

- 1) 圧力場の推定
- 2) 運動量保存式を解いて速度と圧力の関係式、及び与えられた圧力場での速度場を求める。
- 3) 速度と圧力の関係式を質量保存式に代入して得られる圧力方程式を解いて圧力を更新する。
- 4) 速度と圧力の関係式から流速を更新する。
- 5) 収束解が得られるまで 2)3)4) を繰り返す。

[b] エネルギー式を解いて温度を求める。

[c] 時間を進めて収束解が得られるまで [a][b] を繰り返す。

各方程式（圧力方程式、エネルギー式）は陰に離散化するので、大次元の連立方程式を解く必要がある。連立方程式の解法は CG 法の一つである ILUCGS（不完全 LU 分解の前処理付き自乗共役勾配法）を用いた。

（う）計算の高速化

熱流動計算では図 III-2-①-3-97 に示すように、質量保存式、運動量保存式に基づく圧力方程式（各点の圧力を未知数とした連立方程式）を解くが、熱流動計算の計算量の多くはこの部分が占めている。計算の高速化のために、圧力方程式の計算を間引いて行うオプションと、圧力方程式の解法の高速化オプション（次節で述べる）を追加した。

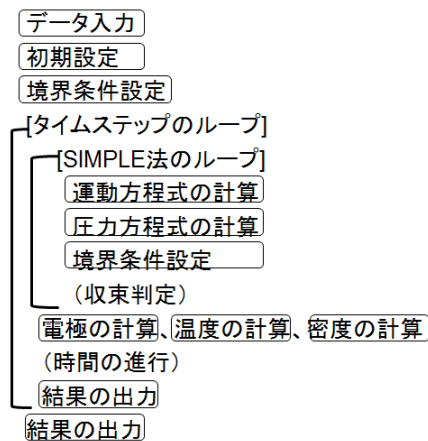


図 III-2-①-3-97 熱流動計算の処理フロー

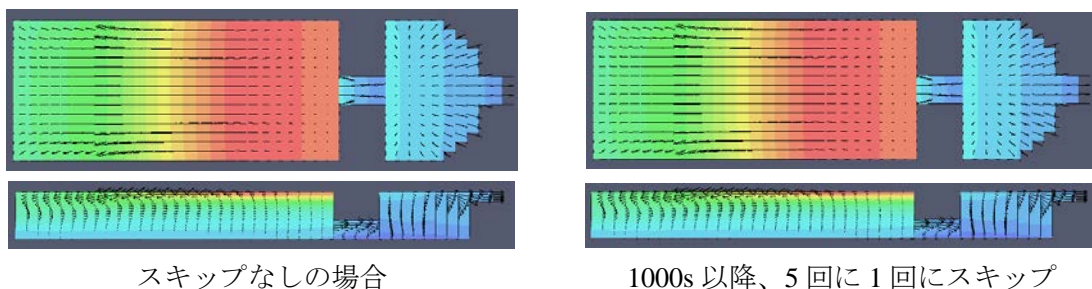


図 III-2-①-3-98 圧力方程式計算のスキップと熔融ガラスの温度分布(5000s)

(うー 1) 圧力方程式の計算の間引き

流れ場が静定したら圧力方程式は必ずしも毎ステップ計算しなくても最終的な計算結果は変わらないため、指定したステップ数に1回ずつというようにスキップして圧力方程式の計算をするようにした。はじめは毎回、圧力方程式の計算を行う。ユーザーは計算の収束状況を見て、あるステップ以降の圧力方程式の計算間隔を粗くすることができる。

図Ⅲ-2-①-3-98 の例題でテストしたところ、1000 ステップ以降、圧力方程式の計算を5回に1回に間引いたところ（この部分の計算に要する時間は1/5になる）、ほぼ同じ結果が得られた。

(うー 2) 行列解法的高速化

GICFLOW の SIMPLE 法の圧力補正式に対し、SA-AMGCG 法を適用した。これは、計算格子数が多い時に有効である。以下に、AMG 法と GICFLOW に組み込んだ方法について説明する。

(うー 2-1) AMG 法の概要

流体力学の数値計算は、非線形方程式を解くために計算機にとっても負荷の大きいものになっており、可能な限り的高速化の手法を取り込む必要がある。大型の行列式を緩和法で解くことを前提とするなら、通常のスカラー計算機では多重格子法を利用することが有効である。多重格子法はマルチグリッド法 (MG 法) と呼ばれる。

マルチグリッド法は複数のメッシュを用いて収束を速めるものであり、さらに AMG 法は形状に依存する不規則なメッシュに対しても対応できる解法である。まずは AMG 法の根本原理である多重格子法について説明する。

(うー 2-2) 多重格子法の原理

偏微分方程式の楕円形の境界値問題において、その行列式を直接解くよりも、適当な緩和法を利用することによって効率よくその近似解を求めることができる。これまでは SIMPLE 法でもその手法が利用されてきた。ここで、緩和の途中で真の解からの誤差を速く収束させるために、格子点数の少ない粗い格子に移り、近似解の修正量を短時間で修正し、それを真の解に近づけることができる。この方法をさらに粗い格子へ回帰的に適用して、緩和計算を加速する方法が多重格子法である。

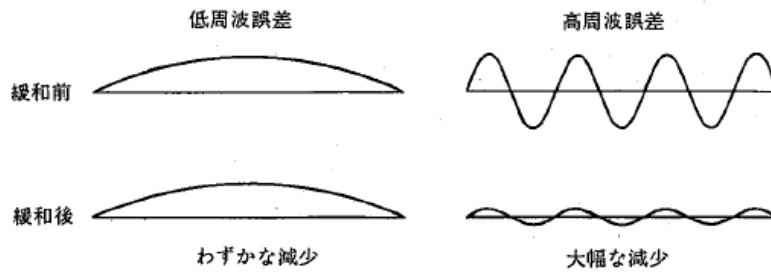
無限個の格子でこの手法を採用したときは、一定精度の解を得るのに必要な計算量が、離散化された未知数の個数に単純に比例することが分かっている。既存の手法では少なくとも2乗に比例することから、多重格子法は仮想的な最高速の逐次解法となる。もし細かい格子での初期値を粗い格子から得るといった入れ子方式の逐次法を取り入れるなら、有限個の未知数でも、収束に必要な計算量は離散化された未知数に比例する、といった高速の緩和法が得られる。多重格子法は次の3つの過程から成り立っている。

[a]緩和法により誤差を含んだ近似解を求める

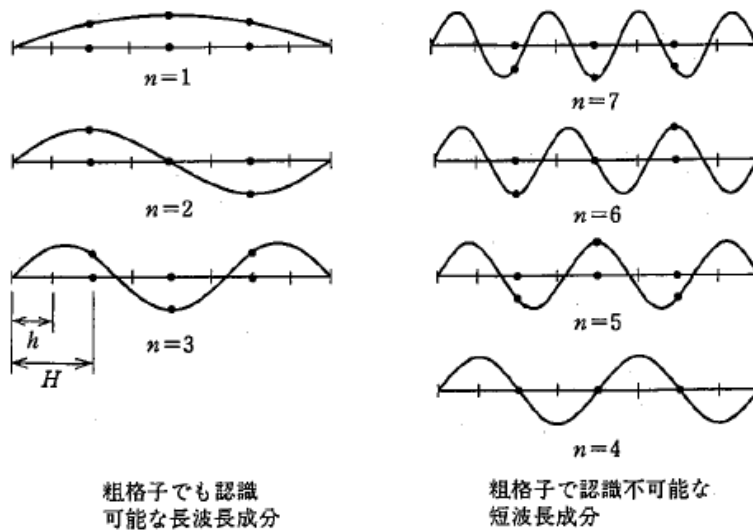
[b]より粗い格子で誤差を打ち消すための修正量の計算とその回帰的な適用

[c]入れ子方式の逐次法との組み合わせ

次に、多重格子法の特徴を誤差の周波数の観点からとらえてみる。緩和法などの反復解法では、計算のはじめの数回の反復で方程式の残差が急速に小さくなり、解は収束する傾向にあるが、その後は収束が非常に遅くなる。これは緩和法が格子の大きさと同程度の波長の誤差を最も効率よく減衰させる性質を持つものに対して、長波長の誤差に対しては図Ⅲ-2-①-3-99 に示すように効率が悪い性質があるからである。そのため波長の大きな誤差を減衰させるためには、多くの反復回数を必要とする。これを改善するために、誤差のさまざまな周波数成分を、おのおのに対応した粗い計算格子を用いて、効率よく減衰させようというのが多重格子法の考え方である。



図Ⅲ-2-①-3-99 緩和法における低周波および高周波誤差の減衰のようす



図Ⅲ-2-①-3-100 粗い格子における各周波数成分の見え方

($\sin(n\pi x)$, $n = 1, 2, 3$: 低周波、 $n = 4, 5, 6, 7$: 高周波、 h : 密格子の幅、 H : 粗格子の幅)

一方、図Ⅲ-2-①-3-100は粗い格子において、必ずしも合理的な緩和が行われるものではないことを示している。例えば、倍の粗さの格子に移ったとき、細かい格子幅 h の4倍以下の短波長つまり高周波成分($n \geq 4$)は、粗い格子では見えなくなってしまう。したがって粗い格子では、誤差の短波長成分が長波長成分に比べて十分に小さいことが必要である。しかし、この条件は細かい格子で効率よく緩和が行われていれば容易に満たされている。これも誤差のさまざまな周波数成分をおののに対応した計算格子を用いて効率よく減衰させるという多重格子法の方針を説明するものである。

多重格子法を「粗い格子で得られた解を補間して、細かい格子での計算を開始する、あるいはその解を修正する」と誤解する場合がある。そのような方法を採用したならば、前者ではいくらかよい初期値を与えるに過ぎない。また後者も含めて、誤差の減衰率が上がるわけでもない。多重格子法は、目的の密格子上で方程式を緩和法で解き、そこで短波長の誤差を減衰させるとともに、誤差の修正方程式を粗格子上に構成し、長波長の誤差を速やかに収束させるという手法であり、従来の緩和法に比べて誤差の減衰率が著しい。

以下では、線型方程式のための多重格子法であるCS法(Correction Scheme)を概説し、最後の節で、今回組み込んだAMG法について説明する。

(うー2-3) SA-AMGCG 法

今回 GIFLOW に組み込んだ AMG 法は SA-AMGCG 法 (スムーズアグリゲート-代数的マルチグリッド法を前処理とした CG 法) と呼ばれるものである。

AMG 法は格子構築部と解法部で構成される。格子構築部では、問題行列を点枝接続行列とみなし、行列の情報のみから近隣の未知数の集合であるアグリゲートを作成し次の粗い格子を作成する。これにより、解析モデルの幾何形状に依存せず粗いレベルの格子を作成することが可能である。このとき、延長補間オペレータに次式の緩和法を適用する。

$$I_H^h = (I_h - \omega D_h^{-1} A_h^f) \tilde{I}_H^h \tag{14}$$

上式の緩和法は ω - Jacobi 法と呼ばれ、GIFLOW でもこの手法を採用している。スムージングありなしによる延長補間の比較のイメージを図 III-2-①-3-101 に示す。

このようにアグリゲートの各要素に対し重み付けを行うことにより収束性の向上を図ったものが SA-AMGCG 法である。

SA-AMGCG 法は CG 法の前処理に AMG 法を導入した手法である。SA-AMG の前処理により逆行列にかなり近いものが得られ、CG 法の収束が加速的に速くなるものである。

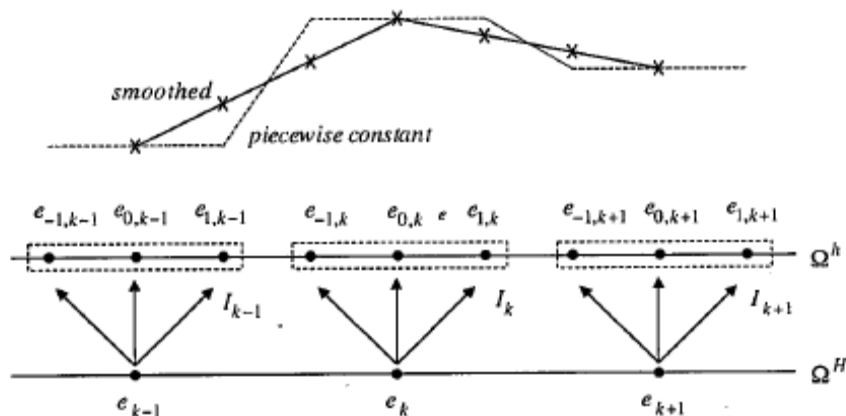


図 III-2-①-3-101 スムージングありなしによる延長補間の比較

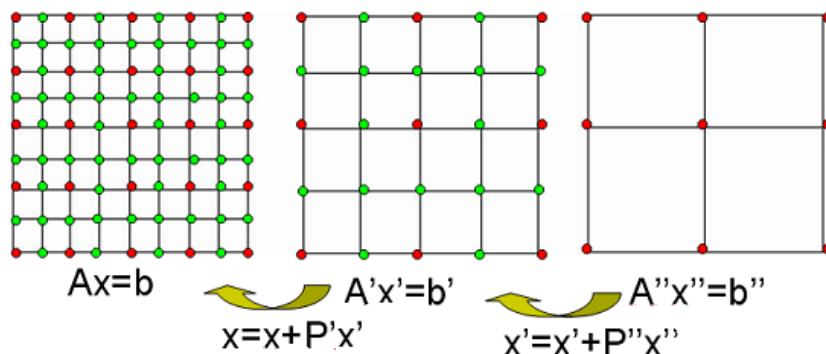


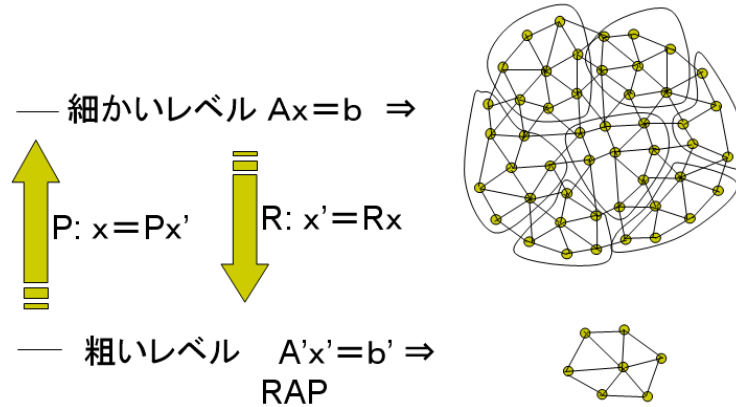
図 III-2-①-3-102 メッシュに応じた問題行列

AMG 法

- ・複数のメッシュを使用する
- ・図Ⅲ-2-①-3-102 のように、それぞれのメッシュによりサイズの異なる問題行列が生成される
- ・不規則構造がある問題の形状にも対応できる

SA-AMG 法

- ・図Ⅲ-2-①-3-103 のように、問題行列を点枝接続行列とみなしてグラフを作成



図Ⅲ-2-①-3-103 点枝接続行列とみなしたグラフ

SA-AMGCG まとめると、2レベルの場合の SA-AMG 法は以下のような流れである。

<構築部>

- ・アグリゲート（近隣の未知数の集合）を作成
- ・レベル間演算子作成 : 行列 R 、 P
- ・次レベルのサイズの小さい行列生成 : $A'=RAP$

<解法部>以下を繰り返し実行

- ・細かいレベルで反復解法 : $Ax=b$ の反復解法
- ・残差を粗いレベルに渡す : $b'=R(b-AX)$
- ・粗いレベルで反復解法 : $A'x'=b'$ の反復解法
- ・補正解を細かいレベルに渡す : $x \leftarrow x+Px'$

(4) 第一章のまとめ

(A) 超高効率気中加熱技術の開発のまとめ

- 1) 組成・粒径のばらつきが少ない気中溶融に適した平均径約 100 μm のソーダ石灰ガラス造粒原料を、大型の噴霧乾燥設備を用いることにより 10 ton/ロット規模で複数回作製した。また、アンバー色ガラスおよび液晶用無アルカリガラスについても造粒原料を作製した。
- 2) 溶解量 1 ton/d の都市ガス・酸素炎燃焼試験炉で、ソーダ石灰造粒原料を用いて合計 22 回の気中溶融実験を行なった。最長 121 時間の連続溶融を行い、開発試験炉の長期運転の可能性を確認した。
- 3) 気中溶融に適した酸素バーナを開発するとともに、運転条件を適正化し、泡層の流出防止のためのスロート設置、燃焼室高さの適正化などの改造を行うことにより、ソーダ石灰ガラスの最終目標値である溶融エネルギー原単位 900 kcal/kg-glass を達成した。また、短時間ではあるが 900 kcal/kg-glass 以下での運転を行い、さらに改善できる見通しを得た。
- 4) 液晶用ガラスについて、溶融エネルギー原単位 2,800 kcal/kg-glass での連続溶融を確認した。
- 5) 還元性ガラスであるアンバー色ガラスの溶融実験を行い、所定の色調が得られる見通しを得た。
- 6) 粗溶融状態のガラスの均質度が市販のびん・食器ガラスと同程度であることを確認した。
- 7) 各種炉材を試験炉壁に装填して耐久試験を行い、シーメンス炉用炉材が使用可能なことを確認した。
- 8) 燃焼シミュレーションおよび試験炉での溶融実験結果から、実用炉を設計するための課題を抽出し、対策案を提案した。
- 9) 1 ton/day 試験炉の熱収支予測および泡層挙動に関し、シミュレーション結果と試験データとの整合性を確認した。

(B) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発のまとめ

- 1) 多相交流アークプラズマと酸素燃焼炎の複合加熱の安定化を目指し、多相アークの放電相数、シールドガス流量、流速等、電極径等を変化させて検討した。実験の結果、安定なハイブリッドプラズマの条件を見出し、原料を投入しない状態で 1 時間以上、原料投入状態で 40 分以上の安定運転を達成した。また、プラズマ変動（目標値：30 分以上で $\pm 10\%$ 以内）は多相アークのみでは約 40 分間の運転において 1.6%、ハイブリッドプラズマでは 30 分間の運転中 5~9%まで低減できた。
- 2) 多相交流アーク、酸素燃焼炎、ハイブリッドプラズマを用いて、無アルカリガラス造粒体の気中溶融を行った。実験の結果、ハイブリッドプラズマでの気中溶融において、最も高いガラス化率を得ることができた。
- 3) インフライト溶融中の粒子特性を把握するために、溶融粒子計測手法の確立を試みた。また、分光測定により粒子の輻射光由来の発光以外の発光が及ぼす計測結果への影響を精査した結果、精確な温度計測手法を確立することができた。多相交流アーク中のインフライト粒子と、ハイブリッドプラズマ中の粒子を比較した。燃焼炎からの強い流れ場が存在するハイブリッド加熱時の方が、粒子速度が速いことが確認された。結果としてアーク中の高温場での滞留時間が短くなることにより、粒子温度が低くなることを見出された。このような高温場中における異なる粒子特性が影響することで、ハイブリッド加熱時に高ガラス化率と低ホウ酸揮発率が達成できたと考えられた。
- 4) インフライト溶融後のガラス中での不純物濃度の低下、また連続運転時間の長時間化を達成するために、電極消耗の低減化を検討した。電極の冷却方式、電極材料、電極径、シールドガス流

量などを多角的に検討することで、電極消耗の低減化を試みた。さらに、高速度ビデオカメラと適切なバンドパスフィルターを用いた光学システムを用いて電極消耗機構の解明を試みた。結果として、直接水冷方式での直径 6 mm のタングステン電極棒を用いて、適切な流量のアルゴンシールドガスを流すことで、最終的に 12 相電極合計で 3.6 mg/min まで電極消耗量（目標値：20 mg/min）を低減することに成功し、最適な条件における電極寿命は約 1 週間であることが概算された。このことにより、多相交流アークおよびハイブリッドプラズマを用いたインフライト溶融プロセスが工業的なガラス製造に応用可能であることを明らかにした。

- 5) 先導研究において課題であった液晶用硼珪酸ガラスの気中溶融で顕著に生じる硼酸の揮散を抑制するための方法を検討した。その結果、微細な珪砂を 1 次原料として作製した高強度な造粒体を使うことによって、気中溶融プロセス中での造粒体の破壊を抑制でき、而して、硼酸の揮散を抑制できることが分かった。また、プラズマの方が酸素燃焼よりも硼酸の揮散を抑えられることもわかった。
- 6) 高温保持した白金坩堝でプラズマ気中溶融したガラスメルトを捕集することによって気中溶融した液晶用ガラスブロックを得ることができた。坩堝待機温度を高温にすることによってブロック中の泡を目標である 0.1 vol% 以下にすることができた。
- 7) 特殊ガラス（目標値：1 種類以上についてのプラズマの実用性）として、無アルカリ無硼酸の $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ 系及び $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ 系ガラスの気中溶融可能性を検討し、いずれも造粒体の作製及び気中溶融で完全にガラス化できることが分かった。特に難溶融性ガラスをプラズマ気中溶融すると高投入速度でも高いガラス化率が得られ、熱源としてプラズマの有用性が示された。

(C) 共通基盤技術のまとめ

a) 気中溶融特有の現象と融液挙動の解明

気中溶融法によって製造されたガラスについて、主に都市ガス／酸素燃焼火炎を用いた気中溶融ソーダライムガラスの示す性質について調査を行った。特に、気中溶融法によって生じる特有の性質や現象に注目するため、気中溶融の挙動から清澄まで、上流から下流にわたる工程（素過程）について調査を進め、以下の特徴を明らかにした。

- 1) 都市ガス／酸素燃焼火炎の中で、投入された造粒原料は燃焼ガスの気流に乗って 10~50 m/s の速度で飛翔し、燃焼火炎から熱エネルギーを供給され加熱・反応する。
- 2) 飛翔速度は火炎長を 1 m と仮定すると 20~30 ms の時間滞留し、その滞留時間はガス流量が大きいほど短くなる傾向を示す。
- 3) 粒子の加熱挙動はガス供給速度に影響を受け、最高温度に達するまでの飛翔距離も変化する。
- 4) バーナ下に堆積した気中溶融ソーダライムガラスに溶存している主な気体は H_2O 、 CO_2 、 SO_2 であり、若干の CO や NO 、 COS が検出された。
- 5) バーナ下に堆積した気中溶融ソーダライムガラスは約 600 ppm 以上の水分を含有し、一般的なシーメンス型溶融炉で製造された製品中に含まれている水分含有量よりも多く、エネルギー源単位を低下させるほど増加する傾向を示すが、 CO_2 含有量は SEC に対して強い依存性は示さず、数 ppm と一定の値を示した。
- 6) 気中溶融ソーダライムガラスの中に残存する気泡に含まれる気体は主に CO_2 であり、副成分として COS および N_2 が観測された。これらの構成割合は、試料の熱履歴（急冷サンプル・徐冷サンプル）によって異なり、また採取場所（バーナ直下、攪拌子前後）、火炎生成（バーナオペレーション）条件によっても異なる。
- 7) 気泡径が約 70 μm 以下になると、気泡内ガス組成は大きな変化を示し、 N_2 の割合が増大する。これは、もともと内包されていた CO_2 がガラス融液に溶け込むことによって生じていると考えら

れる。

- 8) 矩形波ボルタノグラムによる気中溶融ソーダ石灰ガラス融液の評価を行ったところ、 Fe_2O_3 含有量、予熱の有無、水分含有量の多少に関わらず、造粒体を出発原料とした気中溶融ガラスはほぼ同一のボルタノグラムを与え、それらは市井のシーメンス炉で製造されたソーダ石灰板ガラスと比較して大きな温度依存性と強い S^0/S^2 ピークを示し、硫黄の化学状態に違いがあると推察された。一方、造粒体とカレットを使用して得られた気中溶融ガラスは、造粒体のみから作製した気中溶融ガラス、市井のソーダ石灰ガラス及びカレットの再溶融ガラスいずれとも異なるボルタノグラムを与え、硫黄の電気化学反応の平衡状態が異なったガラス融液を与えることが示唆され、特にリサイクルカレットが多く使用される容器ガラス製品の製造においてはより詳細な検討が必要である。
- 9) 気中溶融ガラスの融液の挙動を、残留気泡の変化に注目して長時間観察したところ、しめによる気泡の収縮を確認した。
- 10) 気泡の収縮速度は温度に強く依存し、しめによる消泡は 900°C 以上の温度域で生じることが分かった。
- 11) 観察後の気中溶融ガラスに残存していた気泡数密度は大きく減少し、 $50\ \mu\text{m}$ 以下の大きさを持つ気泡が残留していた。これらの泡からは CO_2 、 COS の気体が検出された。
- 12) 適切な温度条件を設定することで、気中溶融ソーダ石灰ガラスの脱泡・消泡は実現可能と考えられるが、その具体的なメカニズムについては、今後のさらに研究が必要である。

b) シミュレーション技術

NEDO 先導研究において開発したシミュレーションモデルをもとに、未着手部分のモデル化、各モデルの高精度化、操作性向上および計算の迅速性を図り、インフライト溶融プロセス全体のプログラムを完成させるとともに、試験データとの整合性を確認した。

- 1) 多相プラズマモデル、液体燃焼モデル、融液攪拌モデル、耐火物侵食モデルおよび動的泡層モデルを新たに開発した。
- 2) 開発済みの気中加熱モデル、気体燃焼モデル、伝熱モデル、熱流動モデル、気泡清澄モデル、均質化モデル等について、高精度化と各モデル間の連成を一段と強化した。
- 3) 並列計算ロジックの導入、燃焼炎の融液内部への輻射を考慮した熱流動解析、算式の簡素化等により、シミュレーションを高速化した。
- 4) メッシュ生成機能および描画機能を整備しプログラムの操作性を向上させた。
- 5) $1\ \text{ton/day}$ 試験炉の熱収支内訳を 5% 以内の精度でシミュレーション予測した。
- 6) 融液中の気泡挙動基礎試験のシミュレーションにおいて試験データとの整合性を確認した。

② ガラスカレット高効率加熱技術開発

(1) 高速高効率加熱技術の開発

a) カレット気中加熱法

a-1) 微粒カレットによる気中溶融

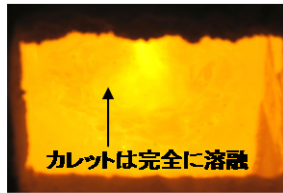

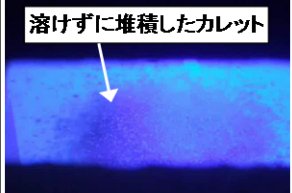
カレットにも造粒原料と同様に気中溶融技術を適用できれば、少ないエネルギーでの溶融が可能になるだけでなく、造粒原料と同じ原料搬送ラインを使用して気中溶融炉にカレットを投入できるようになるため、カレットの気中溶融は大きなメリットがある。

そこで、第4回溶融実験（2010年2月）で粒径1~4mm、1mm以下の2種類のカレットを使用してカレットの気中溶融テストを行なった。

その結果、粒径1~4mmのカレットは完全には溶融することができなかったが、カレットを1mm以下に粉砕すれば気中溶融ができることが分かった。

第16回実験ではカレット粒径106~325 μ mに粉砕したカレットをエネルギー使用量1,080 kcal/kgで10時間溶融し、プロジェクト目標1,800 kcal/kgを達成した。第21回実験では同じくカレットの予熱なしの条件で1,200 kcal/kgの溶融エネルギーで連続20時間40分にわたり運転が行えた。カレット粒径の違いによるカレット溶融状況の違いを表III-2-②-1-1に示す。

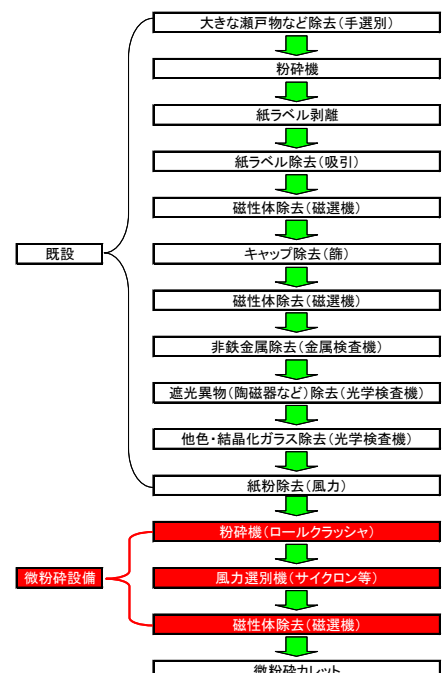
表III-2-②-1-1 カレットサイズと溶融状況

カレットサイズ	106~325 μ m	1mm以下	1~4mm
炉内状況	 カレットは完全に溶融	 わずかに溶け残ったカレット	 溶けずに堆積したカレット

表III-2-②-1-2 カレット微粉砕結果

粉砕設備	ボールミル		ロールクラッシャ
粉砕方法	湿式	乾式	乾式
原料	5~20mmのカレット		
粉砕結果 (500 μ mの割合)	70%	連続粉砕できず	42%

図III-2-②-1-1 微粉砕フローチャート



a-2) カレットの粉碎

カレットを用いた気中溶融実験で造粒原料と 300 μm 程度まで微粉碎すれば気中溶融が可能であることが分かったため、びんガラス用原料として使用される 5~20 mm の大きさのカレットを使用して微粉碎テストを行った。粉碎機は珪砂や石灰などガラス原料の粉碎に一般的に使用されているボールミル（乾式/湿式）とロールクラッシャ（乾式）を使用した。

500 μm 以下に粉碎する能力は湿式ボールミル>ロールクラッシャ>乾式ボールミルの順となった。乾式ボールミルではカレットに含まれる紙ラベル片が装置内に堆積する影響により連続で粉碎することができなかった。試験結果を表Ⅲ-2-②-1-2 に示す。

粉碎能力の点では湿式ボールミルが優れるが、湿式ボールミル粉碎では粉碎時に大量に発生する排水の処理と粉碎後のカレットの乾燥が必要になるため、ロールクラッシャが適切と考えられる。ロールクラッシャは設備費用もボールミルに比べ安いという利点もある。カレット微粉碎装置のフローチャートを図Ⅲ-2-②-1-1 に示す。

また、カレットを微粉碎することによる効果として、これまでカレットとの識別が難しく、カレットに混入してガラス製品歩留を下げていた陶磁器や結晶化ガラスも微粉碎されることにより溶融が可能になるため、製品歩留の向上も期待できる。

b) カレット・原料混合気中溶融法

一般に、カレットを使用するとカレットを使用しない場合に比べて少ないエネルギーでガラスを作ることができるため、一般には 30~90% の割合で原料にカレットを使用する。

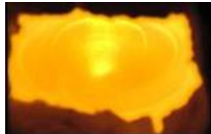
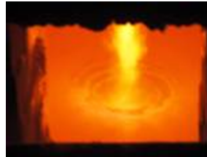
そこで、板ガラスを微粉碎したカレット（粒径 106~325 μm）と造粒原料を 1 : 1 および 9 : 1（いずれも質量比）の割合（カレット比で 50% および 90%）で混合したバッチを作製し溶融実験を行った。

先ず予熱を行わない実験として、第 14 回実験（表 1.1-10）で 50% について 1,818kcal/kg、90% について 1,134kcal/kg で溶融できることを確認、予熱を行う実験として、第 20 回実験で 50% について 1,200kcal/kg で 24 時間 40 分連続運転し問題なく溶融できることを確認した。

いずれの場合も造粒原料の溶融に使用した酸素炎バーナで造粒原料と同様に溶融することができた。また、原料搬送や計量工程も造粒原料と同じ状態で使用したが問題は発生しなかった。溶融状況を表Ⅲ-2-②-1-3 に示す。

この実験結果から、現状のシーメンス炉で行っているように、設備仕様の変更なしでカレットと造粒原料を混合したバッチを同一酸素炎バーナで気中溶融できることが実証された。

表Ⅲ-2-②-1-3 カレット混合原料溶融状況

カレット混合割合 (質量%、計量値)	カレット90+造粒原料10	カレット50+造粒原料50
炉内状況		

c) カレット加熱法（電気溶融技術等）

2. 1 および 2. 2 で 1 mm 以下の微粉碎カレットは気中溶融が可能であることが分かった。しかし、現在市場に原料として市販されているカレットは気中溶融に適さない数 mm~20 mm 程度の大きさである。これらの大粒カレットを気中溶融炉で使用するための方法として、カレット溶融用の電気溶融炉の設置、あるいは、気中溶融炉内のカレット溶融用酸素バーナの設置が考えられる。

c-1) カレット溶融用電気溶融炉の設置する案

この案は、気中溶融炉の前段に大粒カレットを溶融するための電気溶融炉を設置する方法で、この電気溶融炉でカレットを 1,350~1,400°C の温度に加熱し、気中溶融炉に供給する。加熱方法としては、

- a) 電極を溶融ガラス中に挿入する直接通電による加熱、
- b) 電極を溶融ガラス上部に設置する放射による加熱、

がある。

カレット溶融能力として数 10 トン/日程度の能力が必要とされることから、大型化に対応しやすい a) の方式が良いと考えられる。また、直接通電方式は加熱効率や設備保全の点も優れる。構想図を **図 III-2-②-1-2** に示す。

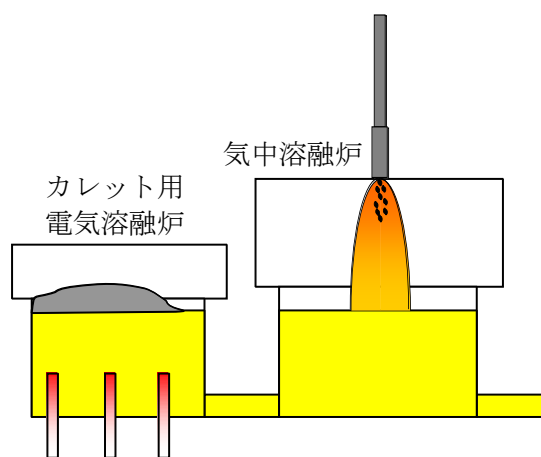


図 III-2-②-1-2 カレット電気溶融炉

c-2) 気中溶融炉内にカレット溶融用酸素バーナを設置する案

この案は、造粒原料の気中溶融とは別に酸素バーナをカレット投入口部分に設置し、設置した酸素バーナの燃焼炎でカレットを加熱する。酸素バーナの設置位置は燃焼室天井、側壁のどちらでも良いが、いずれの方法でも燃焼炎が融液上のカレットに接触する位置に酸素バーナを設置すると対流伝熱を利用することができるため、溶融効率が高くなる。ただし、この方法は Linde 社等の特許に抵触する可能性があるため注意が必要である。

特許に抵触しない方法として微粒カレットと同様に酸素炎中に数 mm 程度の大きさに粉碎した粗粒カレットを投入する方法も考えられる。この場合、カレットは気中で溶融する割合は少ないが、燃焼炎の高温部を通過するため、ガラス液面に投入されたカレットを酸素燃焼炎で加熱する方法より熱効率は良いと考えられる。 **図 III-2-②-1-3** に構想図を示す。

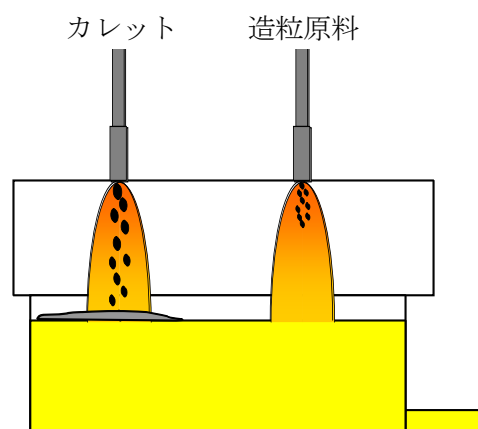


図 III-2-②-1-3 カレット用気中溶融炉

d) 適正なカレット径について

適正なカレット径は溶融エネルギーと粉碎コストの面から考える必要がある。粉碎エネルギーは乾式のロールクラッシャを使用することで無視し得るレベルとなるため、ここでは考えない。

1 mm 以下の細粒カレットは気中溶融が可能であり溶融エネルギー面で有利である。それに対して粗粒カレットは電気溶融あるいは融液上での加熱が必要となり溶融エネルギー面で多少不利となる。一方、粉碎コストは、カレット比率の高いびんガラス等で高くなり、気中溶融採用によるコスト低減分を相殺するレベルとなり得る。従って、細粒カレットの使用が陶磁器等の混入による歩留まり低下に対して有利に働くことを考慮して、品質が重視される製品には細粒が、通常の品質の製品には粗粒が適当と判断される。

(2) カレット予熱技術の開発

(あ) カレット予熱設備の検討

カレットを含めガラス用原料の予熱は省エネルギー対策として長年にわたり取り組んできた。しかし予熱設備内での固化の問題が解決されず、現状では研究開発の域を出ない。

ガラス産業以外の窯業分野に目を向けると、セメント製造工程でサスペンションプレヒータ（以下、SP）と呼ばれる多段サイクロンで原料を予熱することにより省エネルギーに大きく貢献している。またガラスなどの原料として湿式で生産される珪砂の乾燥にはロータリーキルンが使用されている。

両者ともに 100 t/d 規模の能力を持つ設備が使用されているために予熱能力としては十分と考えられるが、原料を気体で輸送する SP は、①原料は微粉にする必要がある、②硬いカレット（モース硬度 5.5、方解石 3）を搬送するため設備が磨耗する、という問題があるためロータリーキルンを選定した。ロータリーキルンは気中溶融用バーナの前段に取り付けることで、燃焼排ガスを利用して原料を予熱することができ、予熱された原料を気中溶融炉用原料として使用できるメリットもある。試験炉にロータリーキルンを設置して、原料の予熱を行うこととした。

(い) ロータリーキルンの予熱能力

加熱能力比較テストはロータリーキルンメーカーの高砂工業社（岐阜県多治見市）が所有する直接加熱式ロータリーキルンと間接式ロータリーキルンの試験設備で粒径 1~4 mm のソーダ石灰ガラスカレット（びんガラスカレット）を使用して行なった。炉の設定温度は気中溶融炉からの排熱を利用することを前提に 550℃とした。表Ⅲ-2-②-2-1 に示すように間接式ロータリーキルンの加熱能力が優れていた。試験に使用したロータリーキルンを図Ⅲ-2-②-2-1 に示す。

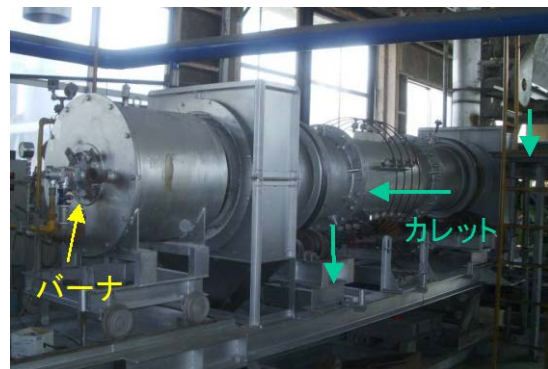
表Ⅲ-2-②-2-1 予熱能力比較

		間接加熱	直接加熱
攪拌子		あり	なし
加熱帯 (m)	径	0.3	0.3
	長さ	2.4	3.4
炉の設定温度(°C)		550	550
実験時の炉温度(°C)		573	504
製品投入量(kg/h)		160	40
加熱時間(分)		11.7	30.8
熱効率(%)		18.9	10.8

間接加熱式キルン



直接加熱式キルン

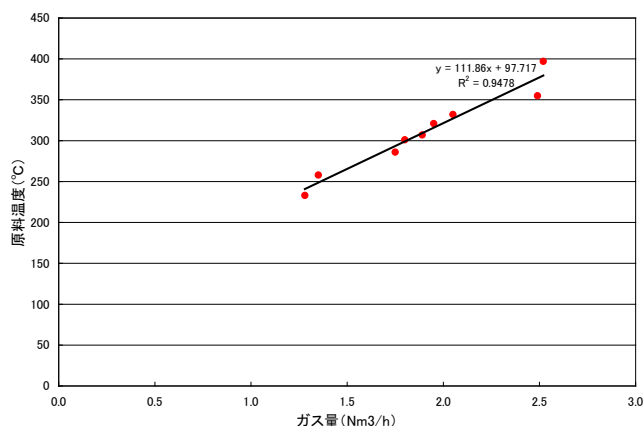


図Ⅲ-2-②-2-1 試験に使用したロータリーキルン

メーカーでの加熱試験の結果から、**図Ⅲ-2-②-2-2**に示す間接加熱式ロータリーキルン（以下、キルン）を作製し、気中溶融炉の原料投入口直前に設置した。このキルンを使用することにより、カレットの塊を作ることなく、**図Ⅲ-2-②-2-3**に示すように 350℃以上、最高 398℃まで予熱できることができた。気中溶融炉から排出される高温の排ガスで予熱することにより、さらに高温に予熱することができ、溶融エネルギーを削減できると考えられる。



図Ⅲ-2-②-2-2 導入したロータリーキルン



図Ⅲ-2-②-2-3 ロータリーキルンの加熱能力

(3) 第二章のまとめ

(A) カレット予熱技術の開発のまとめ

- 1) 気中溶融用微粒カレット製造は市販されていないため粉砕実験を行い、カレット粉砕には原料の微粉砕に一般的に用いられるミルタイプではなく、ロールタイプの粉砕機が良いことを見だし、ロールタイプの粉砕機を使用したカレット粉砕工程を提案した。
- 2) 粒径 106~325 μm の微粒カレットを原料として、新たに開発した攪拌子付き間接加熱式ロータリーキルンを使用して 398℃（予熱温度目標 300℃）まで融着なしで予熱できた。このときの間接加熱式ロータリーキルンの熱効率は 32%であった。このキルンで予熱したカレットを気中溶融用バーナに供給し気中溶融実験を行い、気中溶融炉用カレット予熱装置として使用できることを確認した。

(B) 高速高効率加熱技術の開発のまとめ

- 1) カレット粒径を変えて、気中溶融実験を行い、1 mm 以下であれば気中溶融が可能であり、0.1~0.5mm の大きさが適正サイズであることが分かった。
- 2) 粒径 106~325 μm のカレットを用いて溶融実験を行い、エネルギー原単位 1,080kcal/kg（プロジェクト目標 1,800kcal/kg）で 10 時間、1,200kcal/kg で 20 時間の運転を行い、目標原単位以下の連続運転が可能であることを確認した。気中溶融法を適用したため 1,200℃までの昇温時間は 1 秒未満。
- 3) 微粒カレットと造粒原料を混合した原料の気中溶融実験を行い溶融可能であることを確認した。
- 4) カレット溶融用の電気溶融炉の設置および気中溶融炉内のカレット溶融用酸素バーナの設置について検討した。
- 5) 適正なカレット径についてエネルギー面およびコスト面から検討した。

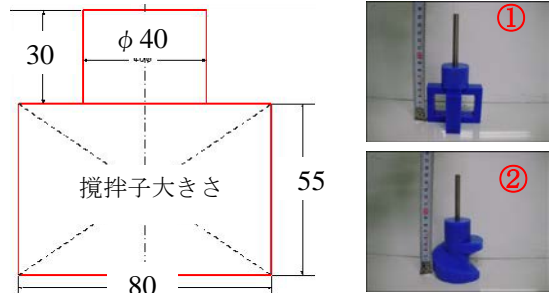
③ ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発

(1) 攪拌技術の開発

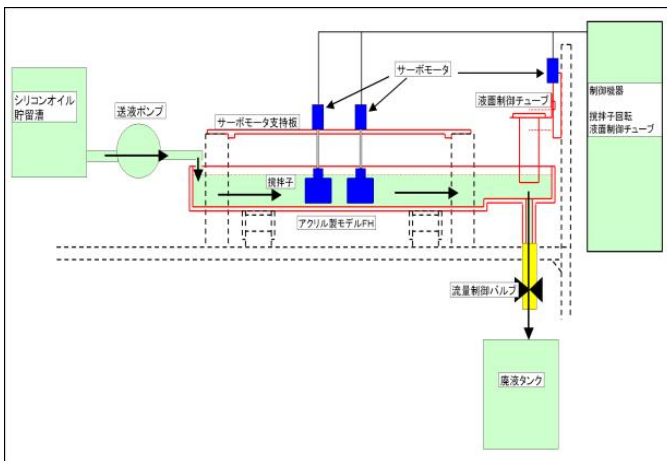
(1-1) 攪拌子による高速混合

(1-1-1) モデル実験による攪拌子の選定

試験炉の均質槽の 1/2 の大きさの物理モデルを作製し、動粘度をあわせたシリコンオイルを使用して攪拌子の性能評価実験を行った。図Ⅲ-2-③-1-1 に示すように、攪拌子は予備実験で攪拌性能が良かった箱形(①)および、ねじ形攪拌子(②; 左ねじ)を使用した。トレーサは蛍光塗料を使用した。図Ⅲ-2-③-1-2 にモデル実験装置を示す。



図Ⅲ-2-③-1-1 モデル実験用攪拌子



図Ⅲ-2-③-1-2 モデル実験装置

経過時間 sec	0	20	40	60	80	100	120	130
ネジ形 右回転 15rpm								
ネジ形 左回転 15rpm								
ネジ形 千鳥回転 15rpm								
箱形 右回転 15rpm								

図Ⅲ-2-③-1-3 攪拌子形状、回転方向と攪拌能力

実験結果を図Ⅲ-2-③-1-3に示す。観察の結果から、2対のねじ形攪拌子を同一方向に回転すると、上流側第1列目と2列目の間（bank；バンクと称している）に着色シリコンが滞留し、ねじ形攪拌子に沿って回転し、引き延ばされる形となっている。これに対して、箱形ではバンクで滞留せず、すぐに下流側に流出してしまうことが確認できた。

フォアハース（以下、FH）のように流れがある場合には、ねじ形攪拌子によりバンク（堤）と称されるように流れがせき止められ、あたかも攪拌槽のような状態が作り出され、この結果、下流側への流出が抑制され攪拌効果が上がるものと考えられる。

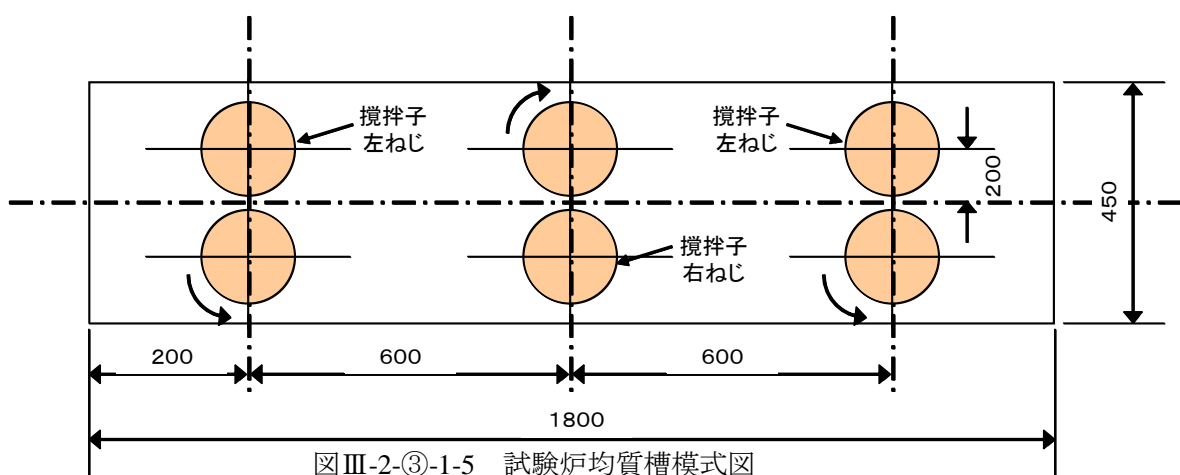
ねじ形であっても、左右一対で使用するねじ山の巻き方向が同じ攪拌子を左右逆方向に回転（千鳥回転）させた場合に、下流側への流出が同一方向へ回転させた場合（右回転または左回転）に比べて早いのは、バンク内の流れがスムーズになって流出が早まるものと考えられる。

そこで攪拌効果の高いねじ形攪拌子を使用して、回転数の効果について調査した。その結果、回転数が高いほど攪拌効果があることが分かった。実験結果を図Ⅲ-2-③-1-4に示す。

今回行った物理モデル実験の結果から、攪拌性を上げるためには、①攪拌子は多段で使用する、②攪拌子の回転数は高くする、ことが必要であることが明確になった。

経過時間 min	0	1	3	5	7	9
攪拌子回転数 5rpm						
攪拌子回転数 15rpm						
攪拌子回転数 30rpm						

図Ⅲ-2-③-1-4 攪拌子の回転数と攪拌能力



図Ⅲ-2-③-1-5 試験炉均質槽模式図

(1-1-2) 試験炉で使用した攪拌装置

試験炉の攪拌装置は、モデル実験で攪拌効果が優れていたねじ形攪拌子2本を一对として、3列取り付けた。一对の攪拌子はねじ山の巻き方向および回転方向は同じとした。回転速度は20回転/分で使用した。攪拌子の材質は焼成AZSである。取り付け位置、取り付け状況、攪拌子の形状を図III-2-③-1-5~7に示す。



図III-2-③-1-6 試験炉均質槽



図III-2-③-1-7 使用した攪拌子

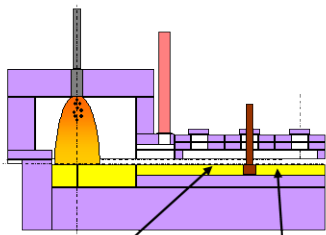
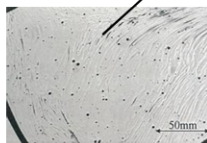
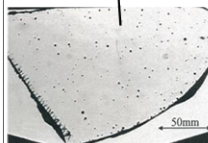
(1-1-3) 攪拌後ガラスの均質度

造粒原料を気中溶融したガラスを、ねじ形攪拌子1対（回転数7.3回/分・上向き回転）で攪拌した時に攪拌子の前後から採取したガラスのシュリーレン写真を表1.1-1に示す。攪拌によりガラスの均質度が改善されていることが分かる。

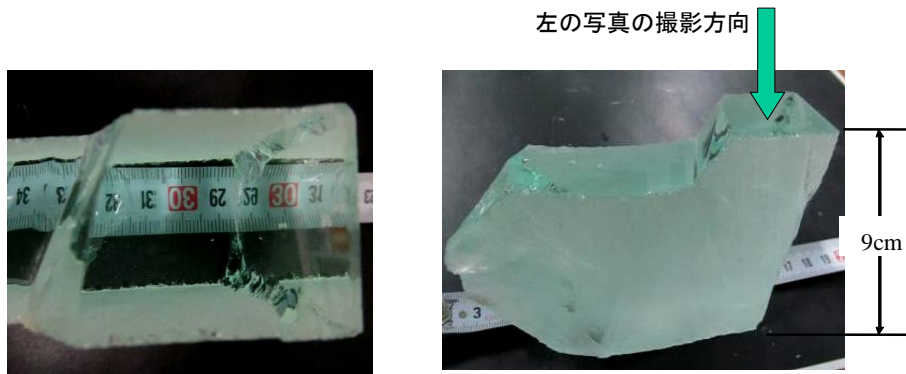
第16回実験（攪拌子は1対、回転数は20回転/分）で得られた攪拌後のガラスを図III-2-③-1-8に示す。実用上問題がない程度に均質化されている。

造粒原料とカレットを同重量混合した原料を気中溶融した第20回実験（第1章表1.1-10）において、本装置の3対の攪拌子で攪拌したガラス（通過時間2時間弱）の均質度はびんガラスと同程度であった（第三章2.5(3)参照のこと）。

表 1.1-1 攪拌前後のシュリーレン像

攪拌子	ねじ
形	ねじ
使用数	1対(2本)
回転数	7.3回/分
回転方向	上向き
ガラス温度	1300℃
原料	造粒原料
原料投入量	85kg/h
採取位置	
採取ガラス	<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;"> <p>攪拌前</p>  </div> <div style="text-align: center;"> <p>攪拌後</p>  </div> </div>

これらの結果より、気中溶融したガラスはねじ形攪拌子を使用することにより、びんや食器用ガラスと同程度の均質度となることが分かった。



図Ⅲ-2-③-1-8 第16回実験で得たガラス

(1-2) 攪拌シミュレーション

攪拌解析モデルとはフィーダーに設置したスターラーによる攪拌機能をシミュレーションによって予測するためのモデルである。攪拌機能を推定する方法の一つとして、実際の炉でもシミュレーションでもガラスの炉内最小滞留時間(Minimum Residence Time)が指標として使われる。投入口から投入されたトレーサーがガラス融液と混ざりあっていく過程は、濃度勾配に基づく真の拡散のほかに、機械的な混合作用を含んでおり、後者の方が支配的であると考えられる。これを混合拡散過程と考え、熱流動解析結果を利用して、ガラスの滞留時間分布からガラス炉の持つ均質化能力(混合拡散係数)を求める。

GICFLOW では、投入されたトレーサー粒子が流出する時間と粒子数の関係を求める。最小二乗法を使って、その関係をよく表す曲線を求めると、混合拡散係数が得られる。

$$S(x,t) = \frac{m^*}{2\sqrt{\pi kt}} \exp\left\{-\frac{(x-ut)^2}{4kt}\right\} \quad (1)$$

ここで、 $S(x,t)$: 座標 (x,t) におけるマーカーク濃度(粒子数)、 m^* : 投入したマーカークの質量(粒子数)、 k : 混合拡散係数、 t : 時間、 x : 座標、 u : 流速、である。

混合拡散係数は、単独では意味がなく、いくつかの条件と混合拡散係数を比較することによって、良否を判断する手がかりとなる。

本項ではスターラーを3対設置した場合、スターラーを1対設置した場合、スターラーを設置しない場合の混合拡散係数をそれぞれ求め、それらを比較して攪拌機能を評価した。以下に解析結果を示す。

解析結果

まず、図Ⅲ-2-③-1-9にスターラーを3対設置したときの流動解析の結果を示す。スターラー周りで大きな旋回流が観察される。この流動結果を利用して粒子移動解析を行ったが、図Ⅲ-2-③-1-10に設定した粒子の初期位置と最終位置を示す。図Ⅲ-2-③-1-11は最終位置における出口近傍の様子である。投入時に左右で色分けされた粒子が、出口で混合されている様子を確認することができる。

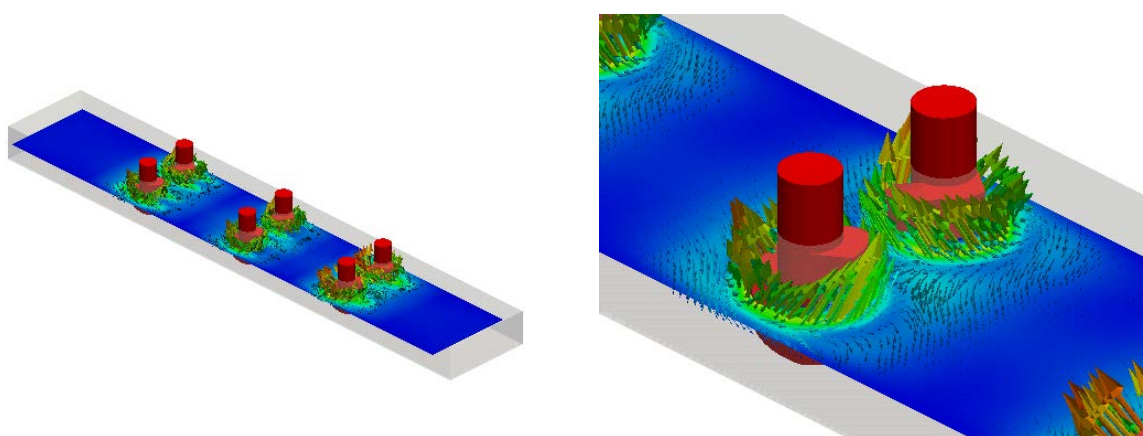
次に式(1)で示される混合拡散係数を以下の手順で求めた。

- ・流動結果を利用して粒子移動解析を行い、最小滞留時間の分析を行う。
- ・最小滞留時間の分析結果を用いて最小二乗法により混合拡散係数を求める。

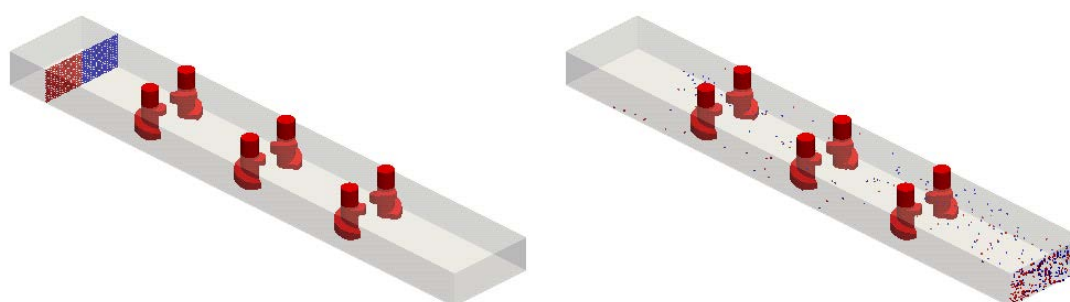
解析はスターラーが3対ある場合、2対ある場合、スターラーがない場合の3ケースを行ったので、それらの結果を図Ⅲ-2-③-1-12～14に示す。それぞれ左の図が最小滞留時間の分析結果で、右の図が最小二乗法により混合拡散係数を求め、式(1)の濃度を時間に対してプロットしたものである。図中 Experimental としたのは最小滞留時間の分析結果で、Calculated としたのは最小二乗法による本解析結果である。

これらをまとめると、混合拡散係数は以下のようになり、スターラーにより攪拌機能が向上されていることが分かる。

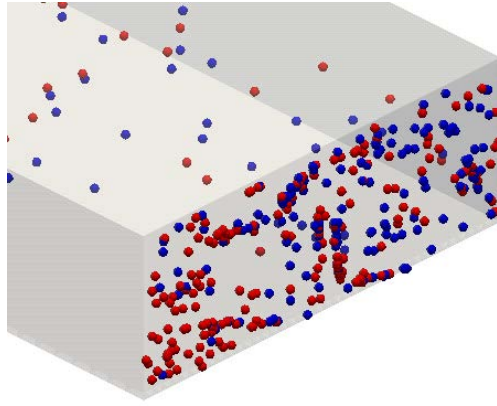
	混合拡散係数
スターラー3対	2.7766
スターラー1対	1.2450
スターラーなし	0.2791



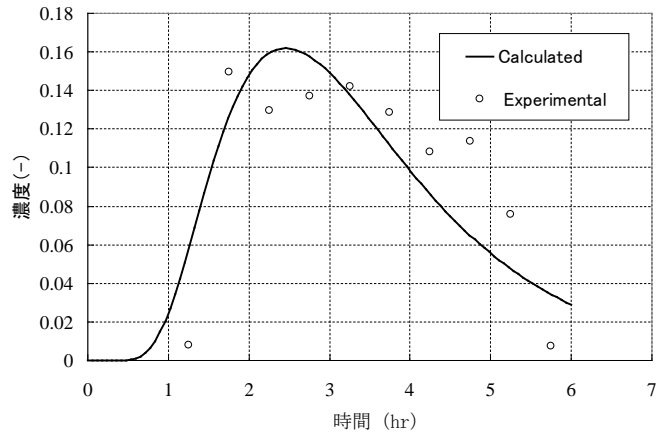
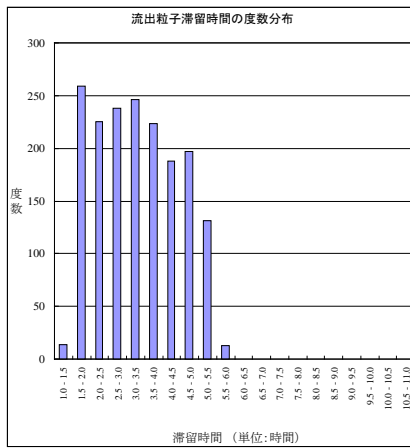
図Ⅲ-2-③-1-9 流速ベクトル図



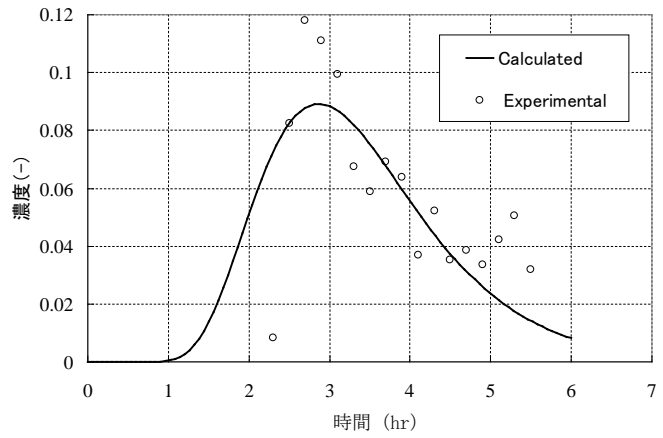
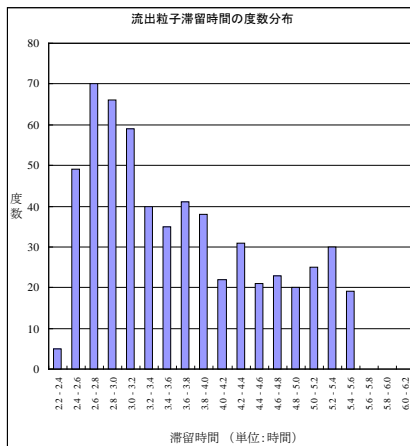
図Ⅲ-2-③-1-10 粒子の初期位置と最終位置



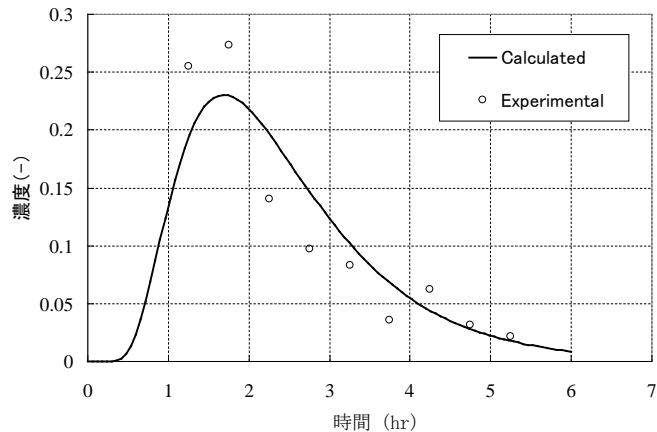
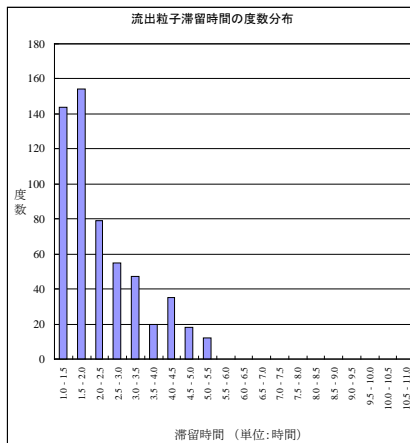
図Ⅲ-2-③-1-11 最終位置の出口付近拡大



図Ⅲ-2-③-1-12 スターラー3対のときの解析結果



図Ⅲ-2-③-1-13 スターラー1対のときの解析結果



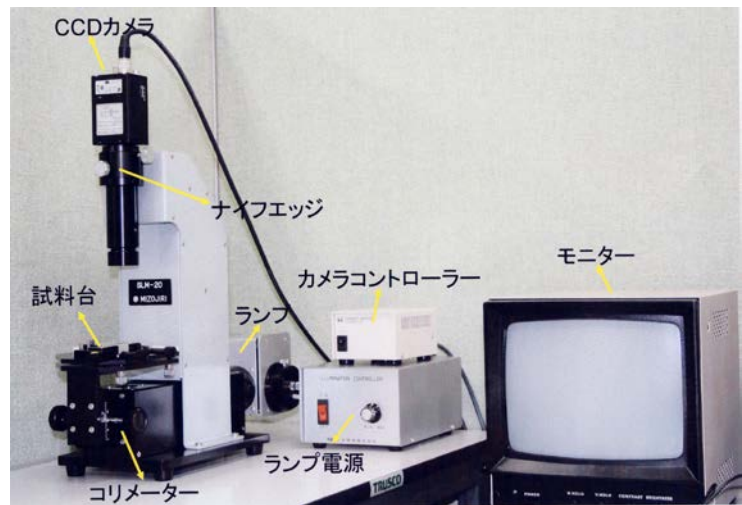
図Ⅲ-2-③-1-14 スターラーがないときの解析結果

(2) 均質性評価技術の開発

(2-1) 平成20年度

(あ) シュリーレン装置

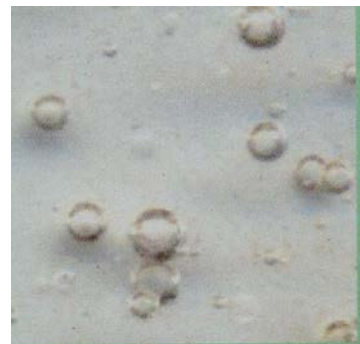
購入したシュリーレン装置の写真を図Ⅲ-2-③-2-1に示した。整備したシュリーレン装置は、光源、光源からの光を平行光束にするコリメーターレンズ、試料台、ナイフエッジ、CCDカメラなどから構成され、水平試料台上に研磨試料を載せて観察する。シュリーレン像は CCD カメラで撮影されモニターに映し出される。モニターよりのビデオ出力をパーソナルコンピュータに取り込み解析する。ナイフエッジを外した状態での画像(普通画像)を記録した後ナイフエッジを挿入しシュリーレン像を観察・記録する。



図Ⅲ-2-③-2-1 平成20年度整備シュリーレン装置

(い) シュリーレン計測用試料

スプレッドライヤーで作製した顆粒状原料をルツボを用いて 1500℃で5分、10分、15分熔融した。熔融時間はガラス熔融初期段階の試料とするため短時間とした。得られたガラス試料を平行平面状に光学研磨して観察試料とした。

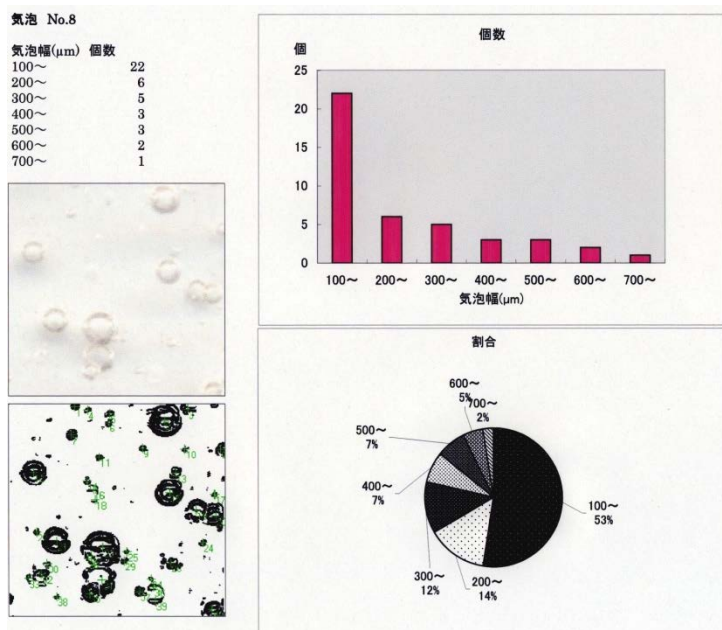


図Ⅲ-2-③-2-2 試料ガラスの可視画像の一例

(う) シュリーレン観察と泡-成分ムラ分離法開発

試料の可視画像（エッジを入れる前の像に相当）の例を図III-2-③-2-2に示す。

多数の泡が観察された。この画像について市販の画像処理ソフトに標準的に備えられている画像解析ルーチンを用いて泡のサイズと個数分析を実施した結果を図III-2-③-2-3に示す。標準処理ルーチンのエッジ強調処理を施した後に円盤状の泡の大きさとその個数分布を調べた結果である。泡の個数と大きさ共に分析可能であることが分かった。使用画像処理ソフトはImsoft社のImage Factoryである。同様に造粒原料をルツボで熔融作製した試料をシュリーレン装置で観察した結果を図III-2-③-2-4に示す。図中のモノクロ画像が試料の可視画像であり青色の画像がシュリーレン画像で装置のエッジ位置を変えて観察した画像である。

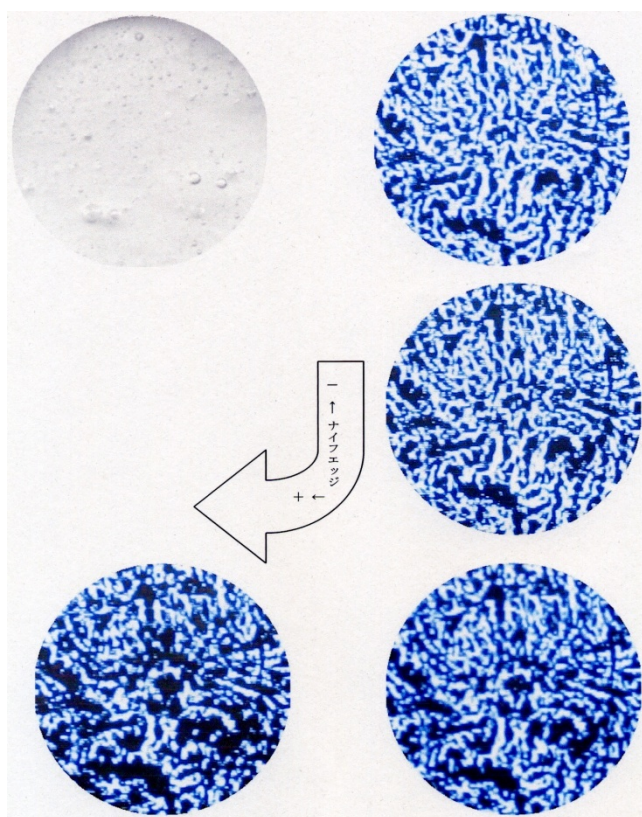


図III-2-③-2-3 市販画像処理ソフト標準処理ルーチンを用いた泡の大きさ個数分布解析結果の例

可視画像では泡だけが認められるがシュリーレン像では試料中の組成ムラによる明暗縞模様が高密度に観測された。均質化初期段階のガラスが不均質であることを明確に現している。また、シュリーレン像が支配的で泡像が埋没しており、像全体に占める泡画像の割合が極端に低いことが明らかとなった。

以上の結果から、均質化初期段階に於いては成分ムラの存在量が多く、シュリーレン像をほとんど占めてしまい、泡の画像を分離して解析することは困難と判明し、泡の解析は可視画像を用いて行うのが最適であるとの結論を得た。

一方、均質化の進行と共に成分ムラが減少するため均質化後期の段階では泡画像が成分ムラ情報に影響を与えると予想され、このような段階ではシュ



図III-2-③-2-4 ルツボ熔融ガラスのシュリーレン像の例

リーレン画像からの泡像分離が必要となると考えられる。

図Ⅲ-2-③-2-5 に市販板ガラスから切り出し研磨して作製した試料をシュリーレン観察した写真を示す。最終製品では泡はほとんど無いため成分ムラのみ画像となっている。この段階で泡が混在している場合は泡画像を抜き取りその跡を出来るだけ目立たないように修復する必要がある。

図Ⅲ-2-③-2-6 に可視画像を用いた泡画像分離法の手順を示した。本方法では形の違いから円形のを泡

と判断して画像から引き算する方法を採用している。形状認識精度を良くするため泡画像のエッジを強調する処理を施している。また、明暗を反転した画像を元画像に加算することで泡のない画像が得られている。

手順はいろいろと考えられるが、画像処理により泡画像を分離し更にその跡を出来るだけ目立たないように修復することが可能であることが明らかとなった。

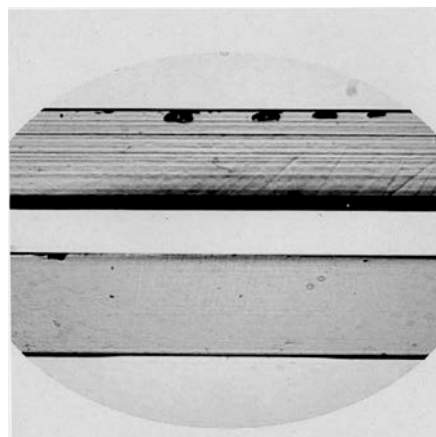
(え) まとめ

ルツボ熔融ガラス試料を用いた可視画像およびシュリーレン画像観察を実施した。均質化初期段階のガラスのシュリーレン像は成分ムラ像が支配的で泡の画像はほとんど隠れてしまう事が明らかとなった。したがって、均質化初期段階のガラスについては成分ムラをシュリーレン画像で評価し、泡の分布等は可視画像を用いて調べるのが最適であることが分かった。

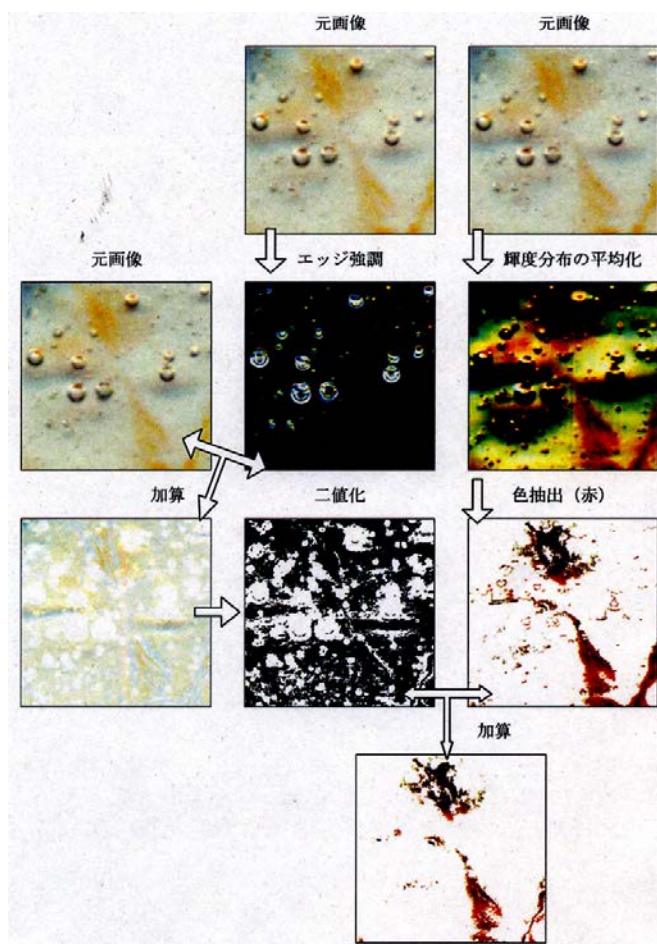
即ち、可視光画像、シュリーレン画像の特徴を利用した像分離であり、泡画像は可視画像から、そして、成分ムラ画像はシュリーレン像から得られることになる。

また、泡が混在している画像より泡画像を選択的に消去するのは、市販の画像処理ソフトの標準ルーチンを利用

して実施することが可能であることを明らかとした。泡エッジの強調による泡の明確な認識と明暗反転や画像の加算・減算処理を組み合わせることで泡画像を取り除き更にその跡をできるだけ乱さないような処理が可能であることが分かった。しかしながら、泡が非常に大きい、または、成分ムラが非常に多く縞模様が高密度となっている場合は、泡像消去後の補正処理の状態に



図Ⅲ-2-③-2-5 市販板ガラスのシュリーレン像の例



図Ⅲ-2-③-2-6 形状認識による泡画像分離手順例

よってはその後の解析に大きく影響し、結果の正確さが失われてしまう。したがって、上記のような補正が有効なのは、泡が小さくて数が非常に少ない場合に限られる。

(2-2) 平成21年度

(あ) 平板状ガラス試料の可視画像による泡径分布解析法開発

均質化初期のガラスは多くの泡と成分ムラを含んでいる。両者の形状の違いから画像処理により分離する方法は平成20年度に開発した。しかしながら、多量に泡を含む試料から成分ムラ画像を分離しても泡の存在した部分の修復が完全ではないため正確な画像が得られない。また、多量に泡を含むガラスについては、組成の均質性を評価しても実用上意味がない。そこで残留泡の解析については組成ムラ情報を含むシュリーレン画像ではなく可視画像を用いて解析することとし、その方法を開発した。

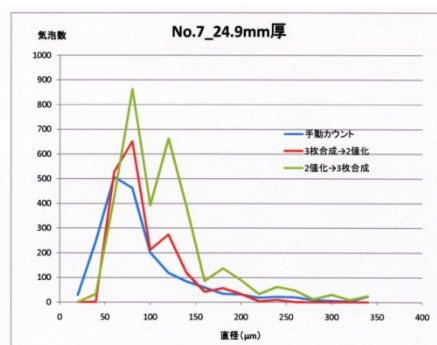
解析手順を以下に示す。

- ・平板状に鏡面研磨したガラス試料の透過 拡大写真を、底面、中程、正面の3カ所にピントを合わせて撮影する。
- ・撮影した画像を合成して1枚の写真とし その後2値化処理を施して泡の輪郭を強調したモノクロ画像とする。
- ・2値化処理後の画像について画像処理手法を用いて解析し、泡の個数、大きさを計測し集計する。

開発段階で2値化後に画像を合成する手順も試みたが、輪郭が不明瞭な大きな泡が2値化処理により複数の小さな泡に分解されてしまうことがあり大きな誤差を生じた。

図Ⅲ-2-③-2-7に解析例を示す。手作業で解析した結果と本開発法で3枚合成画像の2値化から解析した結果がほぼ同様の結果を与えている。泡多数の場合には、数%の誤差を論じて意味がない。したがって、このような方法による自動泡カウント解析で十分と判断した。

直径(μm)	手動カウント	自動カウント	
		3枚合成→2値化	2値化→3枚合成
~ 20	29	0	0
~ 40	247	1	33
~ 60	306	527	422
~ 80	463	651	653
~ 100	201	212	392
~ 120	119	274	662
~ 140	84	119	365
~ 160	59	42	86
~ 180	34	57	137
~ 200	31	33	90
~ 220	18	4	33
~ 240	22	9	62
~ 260	20	1	48
~ 280	9	0	12
~ 300	6	0	30
~ 320	3	0	9
~ 340	24	0	25
合計	1875	1930	3289



図Ⅲ-2-③-2-7 種々の方法での泡解析結果の比較

(い) 平板状ガラス試料のシュリーレン像からの成分ムラ分布状態解析法開発

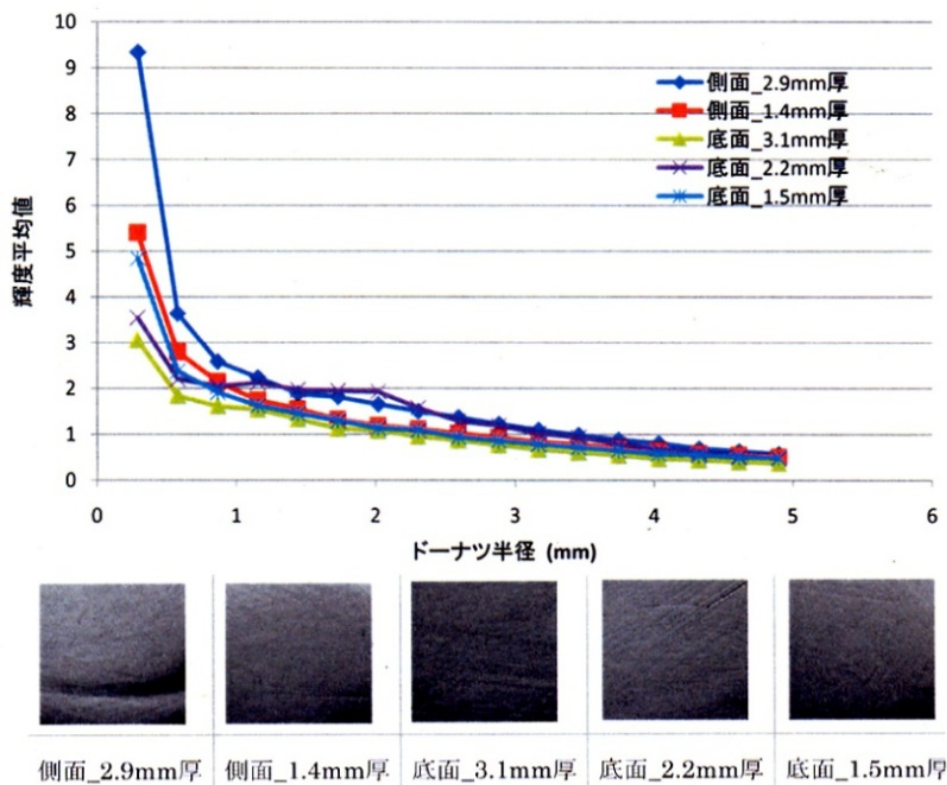
成分ムラについてはシュリーレン像を画像処理してその大きさの確率分布を求めると共にシュリーレン画像の輝度のバラツキを調べて成分ムラの程度を定量評価する方法を開発した。

解析手順は以下の通り。

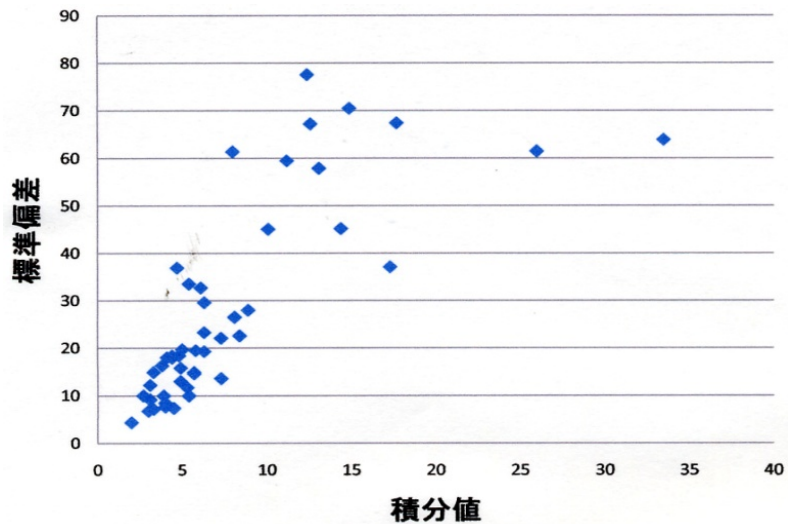
- ・画像のピクセル単位の輝度値を集計して標準偏差を求める。これを成分ムラの平均的なバラツキ情報、即ち、成分ムラの程度を定量する指標とする。
- ・画像をフーリエ変換し、変換画像の中心からドーナツ状に画像を切り出して逆フーリエ変換し、ドーナツの大きさに含まれる規則性画像分の実画像を得る。この画像の輝度を求めこの相関距離の成分ムラの存在確率とする。
- ・ドーナツ径を変えて画像処理し、最終的に動径分布曲線を求め、成分ムラの大きさ分布の情報とする。

図Ⅲ-2-③-2-8 に市販瓶ガラス試料を種々の厚みに研磨して観察したシュリーレン画像およびそれから求めた動径分布曲線の例を示す。5mm 程度までなだらかに相関が減少し、成分ムラの大きさが 5mm 程度以内であることを示している。また、一番薄い 2.9mm の試料については、相関距離 2mm 付近に小さな幅広のピークが見られるが、これは写真下部に見られる成分ムラの大きな縞を反映した結果と考えられる。動径分布曲線の積分値は縞のような規則的な構造の存在量を反映すると考えられるため、積分値が成分ムラの存在量を反映している。

図Ⅲ-2-③-2-9 に種々の市販ガラス試料について求めた標準偏差値と動径分布曲線の一定動径範囲内 (0.5-4.5 mm) の積分値の相関を示す。両者の間には正の比較的強い相関が認められ、積分値の増加に伴い標準偏差値が増加している。したがって、これらの積分値や標準偏差値がガラスの成分ムラの程度、即ち、平均的均質性を定量評価するのに適した指標と判断される。しかしながら、動径分布解析にはかなりの作業を必要とすること、また、直接的な成分ムラの反映ではなく規則的構造というフィルターを掛けた後の解析結果であることを考慮すると、均質化過程追跡の指標としては標準偏差値で充分と判断した。



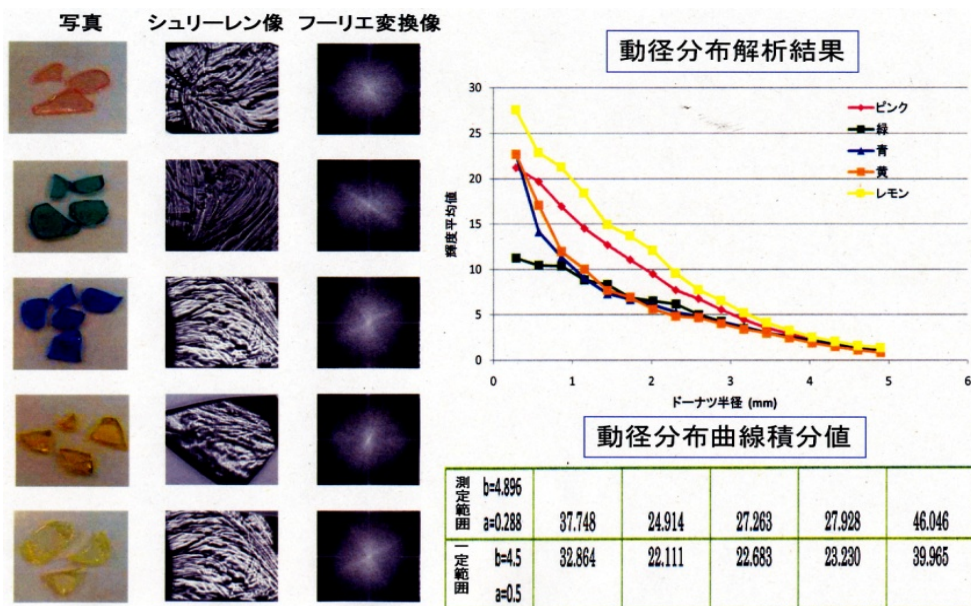
図Ⅲ-2-③-2-8 市販瓶ガラスのシュリーレン像および動径分布曲線例



図Ⅲ-2-③-2-9 標準偏差値と積分値の相関

(う) 着色の均質度評価への影響

ガラスの着色の測定結果への影響を調べるため種々の着色ガラスを実験室で作製し、そのシュリーレン像から求めた動径分布曲線を比較した。ガラスの組成は亜テルル酸塩系で、基礎組成が $80\text{TeO}_2\text{-}20\text{Na}_2\text{O}$ (mol%) (レモン色) で着色剤として Er_2O_3 (ピンク), CuO (緑色), Co_3O_4 (青色), Fe_2O_3 (黄色) を添加して電気炉中アルミナルツボを用いて熔融作製した。無添加でも不純物により薄く着色した。観察結果を図Ⅲ-2-③-2-10 にまとめて示す。シュリーレン像を見る限り成分ムラによる縞模様の程度はほぼ同程度である。しかしながら、緑色ガラスではシュリーレン画像が全体的に暗くなったために他のガラスに比べて 1mm 以下の輝度値が小さく観察されている。また、比較的明るいシュリーレン画像となったレモンとピンクについては動径分布曲線が全体的に高輝度値側に計算されている。したがって、着色により大きく明暗が異なる場合は評価値への影響を考慮する必要がある。



図Ⅲ-2-③-2-10 種々の着色ガラスの動径分布曲線

(え) 市販のガラス製品の均質度評価結果

均質化処理の目標値を設定するときの基準とするため、種々の市販ビンガラスの均質性を開発した方法で評価した。図III-2-③-2-11 にその結果の一部をまとめた。無色、着色の違いによる評価値の系統的なずれは見られない。無色ガラス、着色ガラス合わせて標準偏差値がおよそ10～78の広範囲に分布している。このように広範囲に分布するのは、ビンガラスが様々な用途で用いられるのに合わせて様々な品質で製造されていること、更に、型への鋳込み成形時に外気等との接触により成分が変化している溶融ガラスゴブ（溶融炉から押し出された高温のガラス玉）表面を巻き込むことによる成分ムラ発生が原因と考えられる。

無色						
	石塚硝子株式会社 岩倉工場		石塚硝子株式会社 二本松工場		日本山村硝子株式会社 摩玉工場	
	うに		うるか		コーラ	かつを酒壺
	底面	側面	底面	側面	底面	底面
	石_3.2mm	石_6.2mm	I_5mm	HY_2.5mm	HY_3.9mm	YS_2.8mm YS_3mm
輝度平均値	155.95	125.29	155.81	178.83	149.32	139.60 119.08
標準偏差	70.49	61.48	63.92	59.53	77.57	67.44 57.87

無色					
	日本山村硝子株式会社 播磨工場		日本山村硝子株式会社 東京工場		東洋ガラス株式会社 川崎工場
	UCC THE BLEND117		サントリー LIQUOR BOTTLE		サントリー 角瓶
	底面		側面		底面
	YH_5mm	YT_2.2mm	YT_5mm	T2_2.8mm	T2_1.5mm 14_BaSF_8.2mm
輝度平均値	136.28	144.02	117.97	83.29	137.11 112.55
標準偏差	67.16	61.35	45.12	16.33	40.42 26.37

着色						
	日本山村硝子株式会社 東京工場		東洋ガラス株式会社 千葉工場			
	オロナミンC		旭スーパードライ			
	底面		側面		底面	
	YT_2mm	T1_2.9mm	T1_1.4mm	T1_3.1mm	T1_2.2mm	T1_1.5mm
輝度平均値	107.78	111.18	101.30	82.26	102.30	96.15
標準偏差	22.14	23.27	18.36	9.97	14.58	17.90

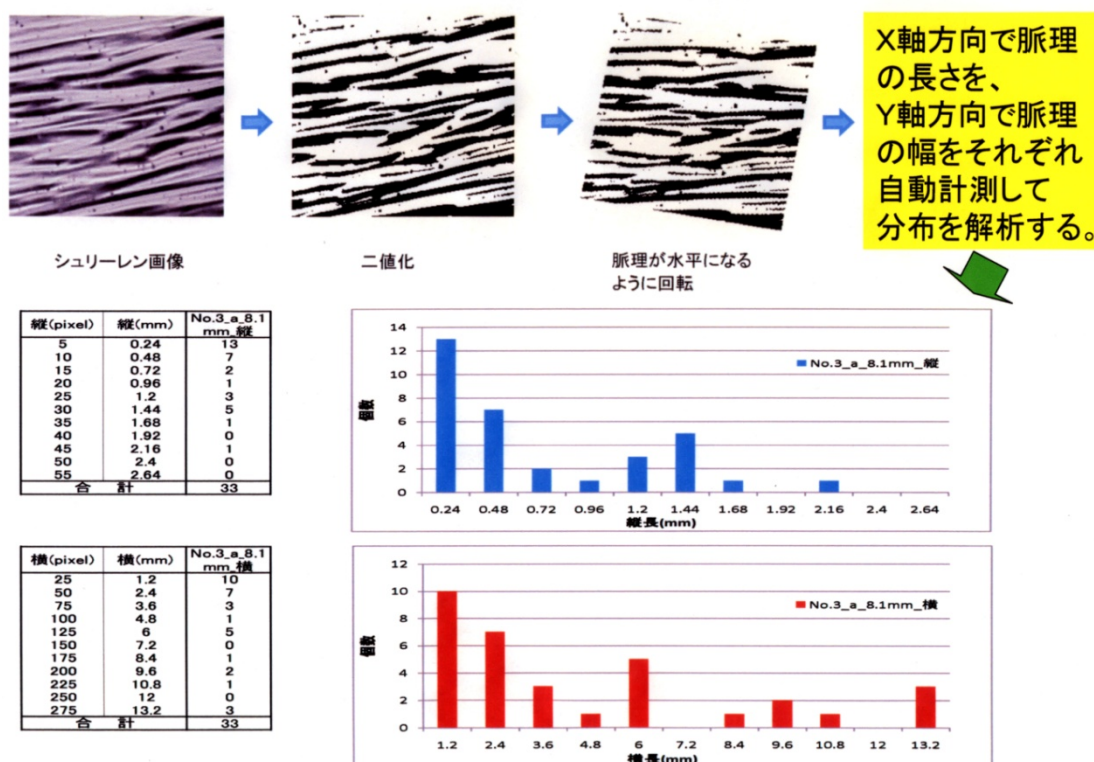
図III-2-③-2-11 市販瓶ガラスのシュリーレン像輝度分布標準偏差値

(2-3) 平成22年度

(あ) 組成ムラの量の定量および長さ、幅分布の評価法の開発

観察視野内での成分ムラの延伸方向が一方向でかつ直線的であることに着目し、二値化シュリーレン像を成分ムラの延伸方向を解析座標X軸に平行となるように回転したのちに汎用大きさ分布計

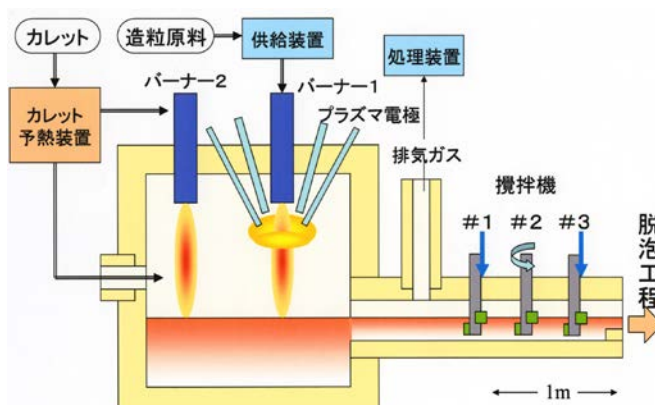
測解析ルーチンを用いて解析した。図Ⅲ-2-③-2-12 に解析手順および解析例を示した。泡のサイズを解析する場合と同様の方法である。泡の場合は両軸で同じ大きさであるが、成分ムラの場合は異なる。即ち、X軸方向が成分ムラの長さを、また、Y軸方向が成分ムラの幅の情報を与えてくれる。最終的に図に示したグラフのように成分ムラの長さや幅の分布情報が得られる。情報は両軸で独立であるのであくまでも統計的な分布情報であるが均質性を定量評価する上で十分有効な情報である。視野内で渦を巻くような成分ムラの場合について誤差が大きくなるが、一般的な成分ムラは直線状に延伸することが多いので実用上問題ないと考えている。図の例の場合、総数が33個で長さは1mm～13mm、幅は0.2mm～2.2mmの範囲に分布していること、また、幅では0.24mm,0.48mm,1.44mmが、長さでは1.2mm,2.4mm,6mm,13.2mmの筋状の成分ムラが多いことが分かる。



図Ⅲ-2-③-2-12 組成ムラの大きさ及び幅の解析手順と解析例

(い) 東洋ガラス試験炉における試験熔融ガラスの均質性評価

東洋ガラスに設置した 1t/day の能力を有する気中熔融試験炉において試験熔融された汎用ガラス（ソーダ石灰ガラス）の均質性を評価した。試料採取場所を図Ⅲ-2-③-2-13 に示す。試料は攪拌機の前後の位置で冷却後のガラス塊から切り出して採取した。攪拌機は#2だけを稼働させ、#1、#3の攪拌機位置で試料を採取した。それぞれ、#1位置採取試料が攪拌



図Ⅲ-2-③-2-13 東洋ガラス試験炉模式図と試料採取位置

前、#3位置採取試料が攪拌後の試料となる。

表Ⅲ-2-③-2-1 に様々な燃料原単位のもとで熔融したガラスの攪拌前後の均質性評価結果をまとめた。

攪拌は攪拌子一列だけを使用した結果である。標準偏差はガラス全体の平均的均質性を示す指標で、成分ムラの少ないほど小さな値となる。泡は全体的にまだ多いが、攪拌後に減少する傾向にある。これは、攪拌により泡がまとめられて大きな泡となり浮上して抜けたことや攪拌による表面への移動により消滅したためと考えられる。

成分ムラ数で見ると、攪拌後に数が増加している場合もある。これは、長さの分布解析結果で短い成分ムラの数が増加していることも考慮すると、攪拌により成分ムラが細切れになって数が増えたことによる可能性が高い。標準偏差で見ると、燃料原単位が大きな場合は攪拌前後で増加する傾向があり、燃料原単位が少ない場合にはむしろ減少している傾向が見られる。また、燃料原単位と標準偏差や泡個数そして成分ムラ数とに明確な相関関係は見られない。以上の結果をまとめると、燃料原単位が減少して省エネルギー化を進めてもガラスの品質が極端に悪化することはなく、むしろ安定に熔融できると判断される。攪拌についてはまだ攪拌子1列を稼働させただけであり、今後攪拌条件の最適化作業を進めれば更に大きな均質化効果が得られると考えられる。

表Ⅲ-2-③-2-1 東洋ガラス試験炉熔融ガラスの攪拌前後の均質性評価結果 (SL:造粒原料)

テストNo.	泡	組成ムラ数	標準偏差	原単位 (kcal/kg)	原料	
8	108個/g	29	11.5	1365	SL-6	◀攪拌前
8	124個/g	27	52.1	1365	SL-6	▶攪拌後
9 (新バーナー)	1735個/g	31	38.7	1271	SL-6	◀攪拌前
9 (新バーナー)	534個/g	41	47.5	1271	SL-6	▶攪拌後
10 (新バーナー)	657個/g	12	55.5	1472	SL-7	◀攪拌前
10 (新バーナー)	486個/g	0	42.9	1472	SL-7	▶攪拌後
11 (新バーナー)	622個/g	17	38.5	1071	SL-7	◀攪拌前
11 (新バーナー)	294個/g	20	14.2	1071	SL-7	▶攪拌後

(2-4) 平成23年度

(あ) 東洋ガラス試験炉において試験熔融された攪拌前後のガラスの均質性評価

東洋ガラスに設置した1t/dayの能力を有する気中熔融試験炉において試験熔融された汎用ガラス(ソーダ石灰ガラス)の均質性を評価した。試料は攪拌機の前後位置で冷却後のガラス塊から切り出して採取した。攪拌機は3列有るが1列だけを稼働させ、前後の攪拌子位置で試料を採取した。結果を表Ⅲ-2-③-2-2にまとめて示した。表中の赤字は、泡が多いために成分ムラのみを正確に反映していないことを示す。攪拌後には成分ムラ

表Ⅲ-2-③-2-2 東洋ガラス試験炉熔融ガラスの均質性評価結果 (赤字:泡が多いため値が正確でない。NO:泡が多く筋状のムラが観察されなかったことを示す。L:通常の混合原料)

テストNo.	泡	脈理数	標準偏差	原単位 (kcal/kg)	原料	攪拌
12	2.3個/g	46	58.3	1708	L	前
12	3.9個/g	300	50.8	1708	L	後
12b	7.6個/g	79	39.8	1708	L	前
12b	>39.9個/g	76	35.5	1708	L	後
12-2	>1812個/g	NA	39	1204	SL-8	前
12-4	>342個/g	33	24	1204	SL-8	後
12-13	>246個/g	NA	6	1204	SL-8	前
12-15	>358個/g	NA	32	1204	SL-8	後
12-27	>556個/g	55	50	1807	カレット	前
12-29	>232個/g	34	40	1807	カレット	後
12-33a	26.9個/g	96	60	2743	L	前
12-33b	32.8個/g	76	49	2743	L	前
12-35	16.2個/g	56	44	2743	L	後

の指標である標準偏差値が減少し均質性が改善されていた。泡に関しても攪拌後に減少していた。単位体積のガラスを熔融するのに必要な燃料（燃料原単位）を 2,743kcal/kg から 1,071kcal/kg まで減少させても極端に均質性が悪化することはなく品質が保持されていた。造粒原料の場合、泡が多いが、他の原料に比べて脈理は少なく均質であることが分かる。また、泡数は燃料原単位を下げて急激に増加することはないと同程度であり、更なる燃料原単位の低減も可能と考えられる。通常の混合原料を使用した場合には、泡が少ないが、燃料原単位が大きいと判断される。カレットのみを原料とした場合、燃料原単位が大きいにも拘わらず泡が非常に多い。試験炉で製造されたガラスはいずれも標準偏差値では実用瓶ガラスの品質の下限くらいに達していることが分かった。均質性評価結果から考えて、燃料原単位は 1,071kcal/kg より更に小さく設定できると判断された。

(い) 市販ガラスや研究室作製ガラスの評価値を基にしたガラス品質評価指標の作成

表Ⅲ-2-③-2-3 に種々の市販ガラスより切り出したガラス試料の均質性を評価した結果をまとめて示した。製品別の標準偏差値の分布範囲から次のような製品品質指標値が得られた。

- 食器ガラス：28～46
- 瓶ガラス：7～77
- 板ガラス：4～8（4～23）

板ガラスの括弧内の値はガラス断面を観察して得られた評価結果で、製品として使われる時には観察されない面での評価結果である。ただし、ガラスの品質としてはこちらの値が本質的に正しいと判断される。

瓶ガラスは分布範囲が非常に広いが、用途に応じた品質に合わせて生産していること、更に、型鑄込み成形時に熔融ガラスゴブ（熔融炉から押し出された高温のガラス玉）表面を巻き込むことによる成分ムラ発生が原因と考えられる。食器ガラスは瓶ガラスの中間程度の品質であり、板ガラスは瓶ガラスの高均質側の値となっている。また、実験室規模の熔融から得られるガラスの均質性は、低軟化温度のガラス形成系である亜テルル酸塩ガラス系で調べたところ 1.3mm の厚みで 37～72 であった。また、ソーダライムガラス組成の原料を 1500℃電気炉中で 1 時間ルツボ熔融して作製したガラスの 10mm 厚み試料について測定した標準偏差値は 72～77 であった。ルツボの底に 1.5cm 程度の厚みの融液がたまるような状態での

表Ⅲ-2-③-2-3 市販ガラス製品の均質性評価結果

食器	サンプル名	部位	メーカー	厚さ	標準偏差	泡	脈理数	泡個数
食器	コップ2	底面		7	41.6	0.00	139	0
				3.4	46	0.00	88	0
	コップ1	底面		8	37.1	0.00	76	0
				2.6	28	0.00	39	0
瓶	珍味瓶	底面	日本耐酸瓶工業	3	14.9	0.00	0	0
				2.8	36.9	8.27	31	16
	イタリアビール瓶	底面		1.5	32.7	4.82	40	5
				3.2	70.5	0.00	23	0
	うに	側面	石塚硝子	6.2	61.5	0.00	14	0
				5	63.9	0.00	47	0
	うるか瓶	底面	石塚硝子	2	22.1	0.00	59	0
				5	67.2	0.29	47	1
	オロナミンC	底面	日本山村硝子	2.8	67.4	0.00	53	0
				3	57.9	0.00	41	0
	UCCコーヒー瓶	底面	日本山村硝子	1.7	45.2	0.00	36	0
				2.8	16.3	0.00	0	0
	コーラ瓶	底面	日本山村硝子	1.5	19.3	0.00	0	0
				3.1	10	0.00	43	0
	かつを酒盗瓶	底面	日本山村硝子	2.2	14.6	0.00	58	0
				1.5	17.9	0.00	0	0
	外園製リンゴジュース	底面		2.9	23.3	0.00	9	0
				1.4	18.4	0.00	18	0
	サントリー角瓶	底面	東洋ガラス	2.5	59.5	0.00	11	0
				3.9	77.6	0.00	58	0
スーパードライ	底面	東洋ガラス	6.7	6.8	4.32	34	20	
			3.4	7.4	2.55	44	6	
唐辛子瓶	底面	拍洋硝子	5.3	61.4	0.00	11	0	
			2.2	45.1	0.00	28	0	
試薬瓶	側面		2.4	18	0.00	0	0	
			3.1	8.5	0.00	0	0	
ジュース瓶	底面	日本山村硝子	4	19.5	0.00	58	0	
			4.7	11.7	2.77	75	9	
ドリンク瓶	底面	日本耐酸瓶工業	2.7	15.8	4.82	0	9	
			3	26.53	0.00	61	0	
リンゴジュース	底面	石塚硝子	3.8	7.2	0.00	56	0	
			2.4	33.5	0.00	64	0	
ケチャップ瓶	底面	日本山村硝子	3	26.53	0.00	61	0	
			4.7	11.7	2.77	75	9	
ワイン瓶	底面	石塚硝子	2.7	15.8	4.82	0	9	
			3	26.53	0.00	61	0	
牛乳瓶	底面	スペイン	3.8	7.2	0.00	56	0	
			2.4	33.5	0.00	64	0	
オリーブオイル瓶	側面		6	4.4	0.00	0	0	
			7.5	22.6	0.00	11	0	
板状	正面	旭硝子	3.2	7.7	0.00	0	0	
			6.5	13.6	0.00	22	0	
タッチパネル	側面		3.2	7.7	0.00	0	0	
			6.5	13.6	0.00	22	0	

熔融であり無対流状態と考えられ、均質化が遅い状態でのガラス熔融と位置づけられる。瓶ガラスの評価値の中にはこれに近いものもあるが、殆どの実用市販ガラスがこれよりかは小さい値を示しており、標準偏差値で70辺りが実用ガラスの下限と判断される。東洋ガラス試験炉における気中熔融により、瓶ガラスに使用出来る程度の粗熔融ガラスが得られている。

(2-5) 平成24年度

(あ) 東洋ガラス試験炉において試験熔融された攪拌前後のガラスの均質性評価

東洋ガラスに設置した 1t/day の能力を有する気中熔融試験炉において試験熔融された汎用ガラス（ソーダ石灰ガラス）の均質性を評価した。今年度は、燃料原単位を次第に減少させて熔融実験を実施した。試料採取は攪拌機の前後位置で冷却後に実施した。攪拌機は3列有るが1列だけを稼働させ、前後の攪拌子位置で試料を採取した。結果を表Ⅲ-2-③-2-4 にまとめて示す。気泡の少ない試料においては、攪拌後には成分ムラの指標の一つである脈理数が減少し均質化が進んでいることを示している。泡も攪拌後に減少している。標準偏差値に関しては、本来、均質化進行に伴って減少するはずであるが、多くの場合で増加している。この傾向は泡が多数残留している試料において顕著であることから、攪拌前の試料の泡が試料全体に様に混入していたことにより見かけ上輝度値が均質であるかのようなシュリーレン像となり、その結果小さな標準偏差値に計算されたためと判断した。単位体積のガラスを熔融するのに必要な燃料（燃料原単位）を 948kcal/kg まで減少させたテスト No.17 においても極端に均質性が悪化することはなく品質が保持されている。また、泡数は燃料原単位を下げて急激に増加することはない同程度であり、更なる燃料原単位の低減も可能と考えられる。カレットのみを原料とした場合は比較的泡が多い状態となっている。また、試験炉で製造されたガラスはいずれも標準偏差値では実用瓶ガラスの品質に達していることが分かった。均質性評価結果から考えて、燃料原単位は 948kcal/kg-glass より更に小さく設定できると判断された。

表Ⅲ-2-③-2-4 東洋ガラス試験炉熔融ガラスの均質性評価結果

(赤字：泡が多いため値が正確でない。NO：泡が多く筋状のムラが観察されなかったことを示す。)

テストNo.	泡	脈理数	標準偏差	原単位 (kcal/kg)	原料	攪拌
14前	29個/g	31	18	1131	カレット(90%) +SL-8	前
14後	31個/g	9	30	1131	カレット(90%) +SL-8	後
15前	146個/g	14	23	1264	SL-10	前
15後	103個/g	7	27	1264	SL-10	後
16前	464個/g	84	57	1076	カレット	前
16後	130個/g	27	32	1076	カレット	後
17前	164個/g	38	19	948	SL-6	前
17後	4個/g	29	17	948	SL-6	後
18前-液面付近	438個/g	57	42	1491	SL-7	前
18前-底付近	0個/g	10	79	1491	SL-7	前
18後	~ 144個/g	0	32	1491	SL-7	後
19前	367個/g	45	58	1000	SL-11	前
19後	152個/g	22	69	1000	SL-11	後

(い) 市販ガラスの評価値を基にしたガラス品質評価指標の作成

表Ⅲ-2-③-2-5 に種々の市販ガラスより切り出したガラス試料の均質性を評価した結果をまとめて示した。平成24年度は型板ガラスと数種のガラス瓶について評価した結果を追加した。標準偏差値の分布範囲から次のような実用ガラス製品品質指標値が得られた。

- ・ 食器ガラス：28～46
- ・ 瓶ガラス：7～77
- ・ 板ガラス：4～8（4～23）

板ガラスの括弧内の値はガラス断面を観察して得られた評価結果で、製品として使われる時には観察されない面での評価結果である。ガラス品質としてはこちらの値が本質的に正しいことになる。瓶ガラスは分布範囲が非常に広いが、用途に応じた品質に合わせて生産しているためであると考えられる。食器ガラスは瓶ガラスの中間程度の品質であり、板ガラスは瓶ガラスの高均質側の値となっている。したがって、実用ガラス品質としては、分布範囲の中間の値をとって、食器ガラスで37程度、瓶ガラスで42程度、そして、板ガラスで14程度と考えられる。

今年度、東洋ガラス試験炉における気中溶融で得られた粗溶融ガラスは瓶ガラスに使用出来る程度の均質性を有する。

図Ⅲ-2-③-2-5 市販ガラス製品の均質性評価結果

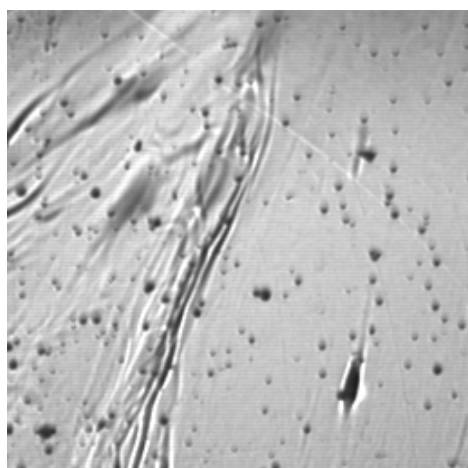
食器	サンプル名	部位	メーカー	厚さ	標準偏差	泡(／g)	脈理数	泡個数
食器	コップ2	底面		7	41.6	0.00	139	0
				3.4	46	0.00	88	0
	コップ1	底面		8	37.1	0.00	76	0
				2.6	28	0.00	39	0
瓶	珍味瓶	底面	日本耐酸瓶工業	3	14.9	0.00	0	16
				2.8	36.9	8.27	31	0
	イタリアビール瓶	底面		1.5	32.7	4.82	40	5
				3.2	70.5	0.00	23	0
	うに	底面	石塚硝子	6.2	61.5	0.00	14	0
				5	63.9	0.00	47	0
	うるか瓶	底面	石塚硝子	2	22.1	0.00	59	0
				5	67.2	0.29	47	1
	オロナミンC	底面	日本山村硝子	2.8	67.4	0.00	53	0
				3	57.9	0.00	41	0
	UCCコーヒー瓶	底面	日本山村硝子	1.7	45.2	0.00	36	0
				2.8	16.3	0.00	0	0
	コーラ瓶	底面	日本山村硝子	1.5	19.3	0.00	0	0
				3.1	10.0	0.00	43	0
	かつを酒盗瓶	底面	日本山村硝子	2.2	14.6	0.00	58	0
				1.5	17.9	0.00	0	0
	外国製リンゴジュース	底面	東洋ガラス	2.9	23.3	0.00	9	0
				1.4	18.4	0.00	18	0
	サントリー角瓶	底面	東洋ガラス	2.5	59.5	0.00	11	0
				3.9	77.6	0.00	58	0
	スーパードライ	底面	東洋ガラス	6.7	6.8	4.32	34	20
				3.4	7.4	2.55	44	6
	唐辛子瓶	底面	拍洋硝子	5.3	61.4	0.00	11	0
				2.2	45.1	0.00	28	0
	試薬瓶	底面		2.4	18.0	0.00	0	0
				3.1	8.5	0.00	0	0
ジュース瓶	底面	日本山村硝子	4	19.5	0.00	58	0	
			4.7	11.7	2.77	75	9	
ドリンク瓶	底面	日本耐酸瓶工業	2.7	15.8	4.82	0	9	
			3	26.53	0.00	61	0	
リンゴジュース	底面	石塚硝子	3.8	7.2	0.00	56	0	
			2.4	33.5	0.00	64	0	
ケチャップ瓶	底面	日本山村硝子	4.4	9.2	0.00	35	0	
			4.6	10.0	0.00	44	0	
ワイン瓶	底面	石塚硝子	6	13.0	0.00	18	0	
			3.2	10.0	0.00	29	0	
牛乳瓶	底面	石塚硝子	5.4	14.9	0.00	31	0	
			4.7	29.6	0.00	128	0	
オリーブオイル瓶	底面	スペイン	4.7	29.6	0.00	128	0	
			4.4	9.2	0.00	35	0	
ヘネシー瓶	底面	石塚硝子	4.6	10.0	0.00	44	0	
			6	13.0	0.00	18	0	
サントリーVO瓶	底面	石塚硝子	3.2	10.0	0.00	29	0	
			5.4	14.9	0.00	31	0	
日本酒4合瓶	底面	日本山村硝子	4.7	29.6	0.00	128	0	
			4.7	29.6	0.00	128	0	
焼酎瓶	底面	東洋ガラス	4.7	29.6	0.00	128	0	
			4.7	29.6	0.00	128	0	
板状	青板	正面		6	4.4	0.00	0	0
				7.5	22.6	0.00	11	0
	タッチパネル	正面	旭硝子	3.2	7.7	0.00	0	0
				6.5	13.6	0.00	22	0
	型板ガラス	正面	旭硝子(中央)	5.4	12.2	0.00	0	0
				5.8	18.4	0.00	0	0
	正面	旭硝子(右側)	4.2	19.7	0.00	0	0	
			4.2	19.7	0.00	0	0	

(う) 造粒原料+カレット混合融液攪拌均質化実験結果

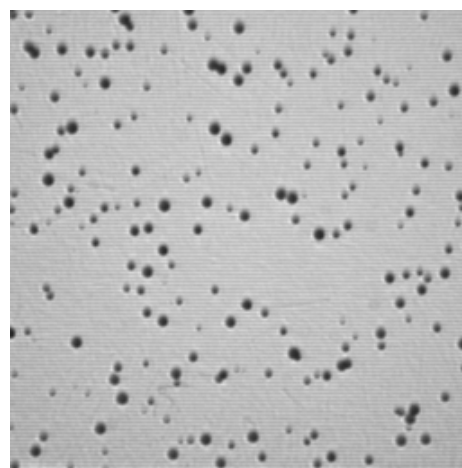
テスト No.20 において、カレットと造粒原料を重量比で 1 : 1 に混合した原料を気中溶融し、更に、3 列のスターラー全てを回転させて融液を攪拌し、冷却後にガラス試料を切り出して品質を評価した。スターラー群内を融液が通過するのに要する時間は約 1 時間 53 分であった。表Ⅲ-2-③-2-6 に結果を示した。また、それらのシュリーレン像を図Ⅲ-2-③-2-14 に示す。標準偏差値は、攪拌前後で余り変わっていない。これは、残留泡に影響されて正確な成分ムラを反映していないためと判断された。また、攪拌開始前のガラス（融液）の均質性が高く、泡の影響込みではあるが、実用ガラス品質に達する標準偏差値であった。カレットを原料に混ぜていることによる均質化効果と考えられる。攪拌後は、標準偏差値では明確でないものの、成分ムラはほとんど観察されず、成分ムラ解消に攪拌の効果がはっきり現れた。結論として、本実験で用いたような一般的なカララントフォアハウス用スターラー同等設備により 2 時間以内にカレットと造粒原料混合融液を効率よく攪拌均質化できると判断した。

表Ⅲ-2-③-2-6 カレット+造粒原料溶融攪拌実験結果

テストNo.	泡	脈理数	標準偏差	原単位 (kcal/kg)	原料	攪拌
20前	61個/g	21	25	1200	カレット(60%) +SL-11	前
20前	48個/g	12	19	1200	カレット(60%) +SL-11	前
20後	32個/g	15	19	1200	カレット(60%) +SL-11	後
20後	50個/g	5	23	1200	カレット(60%) +SL-11	後
20後	41個/g	0	20	1200	カレット(60%) +SL-11	後



(a) 攪拌前



(b) 攪拌後

5mm

図Ⅲ-2-③-2-14 カレット+造粒原料溶融シュリーレン像の代表例

(え) シュリーレン像観察によるガラスの均質性定量評価のための注意点

シュリーレン観察法は、光源の明るさと使用するレンズの大きさ、そして、ナイフエッジの位置の影響を受ける。本プロジェクトにおける均質性評価法開発においても、光学系は一定にして、ナイフエッジ位置と光源輝度の影響を調査した。その結果、影響を大きく受ける評価値は標準偏差値で、ナイフエッジ位置の影響は 0.05mm のずれで 10%程度、また、光源輝度の影響は 30%の変動で 20%程度変化する。したがって、ナイフエッジ位置は固定し、光源輝度については、試料を通過した光量が同程度になるように調整する必要がある。試料厚みに関しては、残留泡の量にもよるが、製品として使用される代表的な厚みに統一するのが良い。また、成分ムラの解析では、個数のみでなく本来は体積で評価すべきであるが、実際には不可能である。本研究では実施しなかったが、二次元解析結果に基づいて面積として評価値を算出するのも方法と考えられる。

(3) 第三章のまとめ

(A) 攪拌技術の開発のまとめ

- 1) 試験炉均質槽の1/2サイズの高速攪拌技術開発用物理モデル実験装置を作製し、粘性を合わせたシリコンオイルを使用して最適な攪拌子の形状および使用方法を調査した。形状を変えた攪拌子を使って攪拌効果を比較した結果、「ねじ形攪拌子」がもっとも攪拌効果が高く、攪拌子を多列に設置し、高速で回転するほど攪拌効果が大きくなることが分かった。
- 2) モデル実験をもとに気中熔融試験炉下流に「ねじ形攪拌子」(耐火物製) 2本一組を3列取り付けた攪拌装置を有する均質槽を設置した。造粒生原料とは組成の異なる板ガラスカレットと造粒生原料を投入重量比1:1の割合で混合した原料を気中熔融したのち、攪拌子を20回転/分で運転し、攪拌子前後のガラスを採取して均質度を調査した結果、攪拌後のガラスはびん・食器ガラスと同等の均質であった。なお、このときの攪拌装置の通過所要時間は2時間弱であり、目標を達成した。
- 3) 1 ton/day 試験炉の攪拌装置における均質化過程をシミュレーション評価し、3対の攪拌子による攪拌性能を予測した。

(B) 均質性評価技術の開発のまとめ

カレット混合試験熔融の均質化過程を定量的に評価することを目的として、熔融直後の泡や成分ムラを多量に含むガラスの均質性評価法を新たに開発した。開発した方法は、両面光学研磨試料片の光学透過像を画像解析(異物の形、大きさ、存在量の把握と分類およびスペクトル化)することにより分離定量する非破壊手法で、可視画像を用いた泡解析法とシュリーレン画像を用いた成分ムラ解析定量法とから構成される。

- 1) 泡解析法においては、試料の上面、中央部、そして下面の3カ所にピントを合わせて撮影した像を合成し、2値化後に市販の画像解析ソフトにより形状解析を施して泡を認識して個数と大きさを把握した。
- 2) 成分ムラ解析においては、シュリーレン像の輝度値分布の標準偏差を求めて平均的な均質性の指標とした。

ガラス中の成分ムラは筋状になることから、画像解析の形状解析を利用して筋の本数を算出すると共に、筋の延伸方向を解析X軸に平行になるように画像を回転し、形状解析の長さ測定ルーチンを利用して成分ムラの大きさの分布を解析した。

シュリーレン画像のフーリエ変換から成分ムラ分布の動径分布曲線を解析し、規則的な成分ムラ検出・定量解析手法とした。
- 3) 市販ガラス製品の均質性評価をもとに実用ガラス品質評価指標を作成した。
- 4) 試験熔融ガラス試料について標準偏差値解析を実施し、実用ガラス品質に達していることを評価指標により確認した。また、開発した3列攪拌機の攪拌試験より、2時間以内にカレット投入気中熔融ガラスの均質度を市販レベルまで上げられることを確認した。

表Ⅲ-2-1. 研究開発項目ごとの成果・達成度

目 標	研究開発成果（H24 年度末）	達成度	コメント
<p>①「インフライトメルティング技術開発」</p> <p>(1) 超高効率気中溶融技術の開発（東洋ガラス）</p> <p>(H22) カレットなしソーダ石灰ガラスを溶融エネルギー1,000kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を試験炉で達成。</p> <p>(H24) ソーダ石灰ガラスを溶融エネルギー900kcal/kg-glass 以下。液晶用ガラスを3,000kcal/kg-glass 以下。</p>	<p>(H20) 計画どおり試験炉製作完了。</p> <p>(H21) 1月～3月にかけて2日連続連続運転3回実施。1週間連続（ガラス溶解）の運転機能確認まで達成。</p> <p>(H22) バーナーの改良等で、必要なガラス化率を1,000kcal/kg-glass 以下で達成。</p> <p>(H23) カレットなしのソーダ石灰ガラスでバーナーの改良等により950 kcal/kg-glass を達成。液晶ガラスについて2,800 kcal/kg-glass を達成。</p> <p>(H24) バーナーの改良と試験炉および運転条件の適正化で、ソーダ石灰ガラスについて900 kcal/kg-glass を達成。さらにより低いエネルギーで溶融できる可能性を得た。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>◎</p> <p>○</p>	
<p>(1) e) 原料・ガラス品質評価（旭硝子）</p> <p>(H22) ガラス原料造粒体1種類以上を支給。ガラス中に残存する直径1mm以上の気泡が0.1個/kg以下の均質ガラスを得る。</p> <p>(H24) ガラス造粒生原料1種類以上を支給。標準的なガラスびん生産品の組成均質性と同等であるガラスを得る。</p>	<p>(H20) 3,450 kcal/kg-glass の運転で、1mm以上の泡数30個/g以下を達成。</p> <p>(H21) 1,600 kcal/kg-glass の運転で、1mm以上の泡数10個/g以下を達成。</p> <p>(H22) 適正なガラス原料造粒体と均質性評価により、1mm以上の気泡0.1個/kg以下の均質ガラスを得た。</p> <p>(H23) びん用着色ガラス造粒生原料等を作製。酸素燃焼炎気中溶融の液晶用ガラスへの適用可能性を明確にした。</p> <p>(H24) 標準的なガラスびん生産品の組成均質性と同等なガラスを得た。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p>	
<p>(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発（東工大 渡辺研）</p> <p>(H22) 多相アーク電極消耗量を50mg/min以下にする。30分以上の安定したハイブリッド加熱を実現。</p> <p>(H24) 30分以上のハイブリッド加熱連続運転でプラズマ変動±10%以内を達成。</p>	<p>(H20) 5分間の安定したハイブリッド加熱を実現（H21に9分間まで実施）</p> <p>(H21) 電極消耗量200mg/min以下を達成</p> <p>(H22) 電極構造と冷却システムの改良により電極消耗量50mg/min以下を達成し、加熱設備の改良により30分以上の安定したハイブリッド加熱を実現</p> <p>(H23) 電極消耗量3.6 mg/min以下を達成。多相アーク炉の1時間の安定運転を実現。</p> <p>(H24) 最長30分のハイブリッド加熱連続運転でプラズマ変動5～9%を達成。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>◎</p> <p>○</p>	

<p>(2)a)c) 高付加価値ガラスへの適用性評価 (旭硝子) (H22) 液晶用ガラスに対するプラズマおよび／またはハイブリッド加熱の特徴を明確にする。泡挙動の観察・解析が可能なブロック状メルトサンプルを作製。 (H24) 1種類以上の特殊ガラス熔融におけるプラズマおよび／またはハイブリッド加熱の実用性を判断。</p>	<p>(H20) B₂O₃ 残存率 73%、ガラス化率 87%まで達成。(H21 に 87%–90%まで達成) (H21) 気孔率の測定サンプルを作製。 (H22) ブロック状メルトサンプルの作製装置を改良することにより、気中溶解した液晶用ガラスの泡挙動等を評価し、プラズマ加熱の特徴を明確化。 (H23) 難熔融 SiO₂-Al₂O₃-CaO 系ガラスに適用し 90%以上のガラス化率を得た。 (H24) 難熔融 SiO₂-Al₂O₃-MgO 系ガラスに適用し熔融できた。</p>	<p>○ ○ ○ ○</p>	
<p>(3) 共通基盤技術 a) 気中熔融特有の現象と融液挙動の解明 (東工大 矢野研) (H22) 気中熔融挙動・融液清澄挙動の直接観察と熔融雰囲気を与える影響の評価。融液中のガス成分濃度測定。ガラス物性を定量評価。 (H24) 気中熔融条件とガラス化反応、ガラス融液の性質、清澄との相関に関する科学的知見を収集・評価する。</p>	<p>(H20) 観察炉を設置し評価を開始した。 (H21) 清澄挙動を評価した。ガラス内包ガスの分析を開始した。 (H22) 気中熔融挙動および清澄挙動の直接観察と熔融雰囲気を与える影響について評価。融液中のガス成分の濃度測定とガラス物性の定量評価も実施。 (H23) 気中熔融ガラスの熔融状態観察、気泡挙動解析、内包ガス・溶存ガス分析、熔融挙動の直接観察を実施。 (H24) 気中熔融条件とガラス化、ガラス融液の性質、清澄との相関に関する科学的知見を収集・評価し、解明した。</p>	<p>○ ○ ○ ○ ◎</p>	
<p>b) シミュレーション技術 (NGF) (H22) 試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±13%の精度で予測。 (H24) 試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±5%の精度で予測。</p>	<p>(H20) 多相アークプラズマモデル及び液体燃料燃焼モデルの2モデルを構築した。 (H21) 融液攪拌モデル及び耐火物侵食モデルの2モデルを構築した。 (H22) シミュレーションモデルの改良により、試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±13%の精度で予測した。 (H23) 動的泡層プロトモデルを構築した。描画機能と計算速度向上の改良を行った。 (H24) 動的泡層モデルを改良し試験炉の熱収支内訳をシミュレーションで±5%の精度で予測した。攪拌シミュレーションを実施。</p>	<p>○ ○ ○ ○ ○</p>	

<p>②「ガラスカレット(再生材) 高効率加熱技術開発」</p> <p>(1) 高速高効率加熱技術の開発</p> <p>(2) カレット超予熱技術の開発 (東洋ガラス)</p> <p>(H22) カレット高速加熱技術の見通しを立て、カレットの1200℃までの昇温時間1分以内を達成。</p> <p>(H24) カレットを昇温時間1分以内で1200℃まで昇温し、1800kcal/kg-glass 以下で溶融。</p>	<p>(H20) カレット供給及びカレット予熱の装置を設計し製作に着手した。</p> <p>(H21) 1,942kcal/kg-glass の運転で、6時間連続でカレットを高速溶融した。</p> <p>(H22) 気中溶融法により高速加熱の見通しが立ち、カレット粒径の適正化等により泡層生成を抑制し、カレットの1,200℃までの昇温時間1分以内を達成した。</p> <p>(H23) 0.1~0.3mmの細粒カレットを気中連続溶融した。300℃以上の昇温が可能なカレット予熱装置を開発した。</p> <p>(H24) 細粒カレットを使用する気中溶融法を採用することにより、1,200℃までの昇温が1秒以内で、1,080kcal/kg-glass の溶融エネルギーで連続溶融を達成。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>◎</p>	
<p>③「ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発」</p> <p>(1) 攪拌技術の開発 (東洋ガラス)</p> <p>(H22) 透過光評価で均一に混合するまでの時間として4時間以内を達成。</p> <p>(H24) 均一に混合するまでの時間として2時間以内達成。</p>	<p>(H20) 攪拌装置の設計に着手した。</p> <p>(H21) 攪拌装置を作製して炉に接続し、評価サンプルを採取した。</p> <p>(H22) 3対の攪拌子による運転条件の適正化により、4時間以内の攪拌操作で均一化を達成した。</p> <p>(H23) 連続運転を実施し3時間以内の攪拌で均質化を達成した。</p> <p>(H24) 3対の攪拌子を使用して2時間以内の攪拌操作での均一化を達成した。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p>	
<p>(2) 均質性評価技術の開発 (NIMS)</p> <p>(H22) 泡と組成ムラを分離して検出し、その存在量変化を定量化することにより、均質性評価技術を確立。</p> <p>(H24) 気中溶融ガラスの泡・脈理の代表的大きさ分布を評価し、品質を総合的に評価。</p>	<p>(H20) 画像処理により泡画像を分離する方法を開発した。</p> <p>(H21) 泡と脈理を分離後定量評価する手法を開発した。</p> <p>(H22) 泡と組成ムラを分離して検出し存在量変化を定量化する方法により、均質性評価技術を確立。</p> <p>(H23) 市販ガラス等をもとにガラス品質評価指標を作成した。</p> <p>(H24) 気中溶融ガラスの泡・脈理の代表的大きさ分布を評価し、品質を総合的に評価。</p>	<p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p> <p>○</p>	

達成度→中間目標大幅達成：◎，本年度中に中間目標達成：○，
中間目標達成見込み：△，中間目標未達：×

(添付資料)

表Ⅲ－２－２．特許、論文、外部発表等の件数（内訳）

区分 年度	特許出願			論文発表		その他外部発表
	国内	外国	PCT 出願	査読付き	その他	
H20FY	0 件	0 件	0 件	3 件	5 件	13 件
H21FY	1 件	0 件	1 件	2 件	9 件	4 件
H22FY	3 件	0 件	1 件	1 件	22 件	11 件
H23FY	2 件	0 件	1 件	4 件	21 件	6 件
H24FY	0 件	0 件	0 件	4 件	23 件	8 件

表Ⅲ－２－３．特許出願等

出願番号	発明の名称	出願人
特願 2009-198477 (PCT 出願)	造粒体の製造方法およびガラス製品の製造方法	旭硝子(株)
特願 2010-222305 (PCT 出願)	ガラス原料の溶融方法、溶融ガラスの製造方法、ガラス製品の製造方法および気中溶融装置とガラスビーズ	旭硝子(株)
特願 2010-244249	気中溶融バーナー、ガラス原料の溶融方法、溶融ガラスの製造方法、ガラスビーズの製造方法、ガラス製品の製造方法、気中溶融装置およびガラス製品の製造装置	旭硝子(株)
特願 2010-244250	気中溶融バーナー、ガラス原料の溶融方法、溶融ガラスの製造方法、ガラスビーズの製造方法、ガラス製品の製造方法、気中溶融装置およびガラス製品の製造装置	旭硝子(株)
特願 2011-224444	ガラス製造装置及びガラス製造方法	東京工業大学
特願 2012-034296 (PCT 出願)	ガラス溶融炉、溶融ガラスの製造方法、ガラス製品の製造装置、およびガラス製品の製造方法	旭硝子(株)

表Ⅲ－２－４．平成２０年度 論文発表実績

論文

発表年月日	発表媒体	発表タイトル	発表者
平成20年 6月	<i>Science and Technology of Advanced Materials</i> , 9 (2), p. 025013 (2008. 4-6)	An Innovative Energy-saving In-flight Melting Technology and its Application to Glass Production	T. Watanabe, S. Inoue ほか
平成20年 10月	<i>Chemical Engineering Journal</i> , 144 (2), p. 317-323 (2008. 10)	Investigation on In-Flight Melting Behavior of Granulated Alkali-Free Glass Raw Material in 12-Phase AC Arc	Yaochun Yao, Kazuyuki Yatsuda, Takayuki Watanabe, Fuji Funabiki, Tetsuji Yano
平成20年 12月	<i>Journal of American Ceramic Society</i> , 91 (12), p. 3908-3914 (2008. 12)	In-Flight-Melted Soda-Lime-Silica Glass by RF Induction Thermal Plasma	Fuji Funabiki, Tetsuji Yano, Yaochun Yao, Takayuki Watanabe

口頭

平成20年 10月8日	第9回アジア太平洋 プラズマ科学技術会 議 (中国・黄山)	Characteristics of Multi-Phase AC Arc Discharge for Innovative Glass Production	八田和之, 渡辺隆行
平成20年 10月8日	第9回アジア太平洋 プラズマ科学技術会 議 (中国・黄山)	In-flight Melting Behavior of Different Glass Raw Materials in 12-Phase AC Arc	Yao Yaochun, 八田和之, 渡辺隆行 、 矢野哲司
平成21年 2月2日	プラズマ科学シンポ ジウム (名古屋)	In-Flight Melting Behavior of Different Glass Materials in Multiphase AC Arc	渡辺隆行、 八田和之、 Yao Yaochun, 矢野哲司
平成21年 2月2日	プラズマ科学シンポ ジウム (名古屋)	Generation of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Melting of Granulated Glass Raw Materials	八田和之, Yao Yaochun, 渡辺隆行
平成21年 3月18日	化学工学会第74年 会 (横浜)	ガラス造粒粉体のインフライト溶融に用い る多相アーク発生技術	八田和之, Yao Yaochun, 渡辺隆行

表Ⅲ－２－５．平成２１年度 論文発表実績

論文

平成21年 8月	<i>Chemical Engineering Journal</i> , 150 (2-3), p. 561-568 (2009. 8)	In-Flight Melting Mechanism of Soda-Lime-Silica Glass Powders for Glass Production by Argon-Oxygen Induction Thermal Plasmas	M. M. Hossain, Y. Yao, T. Watanabe, F. Funabiki, T. Yano
平成21年 10月	<i>Plasma Chemistry and Plasma Processing</i> , 29 (5), p. 333-346 (2009. 10)	Characteristics of Multi-Phase Alternating Current Arc for Glass In-Flight Melting	Y. Yaochun, K. Yatsuda, T. Watanabe, T. Matsuura, T. Yano

口頭

平成21年 6月15-16日	第22回プラズマ材料科学シンポジウム (東京大学)	Generation of multi-phase AC arc for in-flight melting of granulated glass raw materials	渡辺隆行, 八田和之, Y. Yaochun, 松浦次雄
平成21年 7月26-31日	第19回プラズマ化学国際シンポジウム (ドイツ・ボッフム)	Innovative In-Flight Glass Melting Technology Using Thermal Plasmas	渡辺隆行
平成21年 7月26-31日	第19回プラズマ化学国際シンポジウム (ドイツ・ボッフム)	Generation and Characterization of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Melting of Granulated Glass Raw Materials	渡辺隆行, Y. Yaochun, 八田和之, 松浦次雄
平成21年 9月13-16日	日本機械学会2009年度年次大会 (盛岡大学)	Generation of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Melting of Granulated Glass Raw Materials	渡辺隆行
平成21年 10月30日	第50回ガラスおよびフォトニクス材料討論会 (京都大学)	革新的気中溶解技術が拓くガラス溶融の未来	井上 悟、渡辺隆行、 矢野哲司、酒本修、 佐藤敬蔵、伊勢田徹
平成21年 3月15日	プラズマ支援燃焼研究会 (大阪大学)	多相交流アークと酸素燃焼炎のハイブリッド・インフライト加熱によるガラス製造プロセス	渡辺隆行
平成21年 3月18-20日	化学工学会 第75年会 (鹿児島大学)	多相アークを用いたインフライト溶融ガラス粒子の特性	市橋利夫, 鶴岡洋佑 渡辺隆行, 矢野哲司
平成21年 3月18-20日	化学工学会 第75年会 (鹿児島大学)	インフライト溶融ガラス製造技術に用いる多相アークの安定性	鶴岡洋佑, 市橋利夫 渡辺隆行, 松浦次雄
平成22年 3月22-24日	日本セラミックス協会年会 (東京農工大学)	作製方法の異なるソーダライムガラス原料の溶融挙動の直接観察	森島大樹、田口潤、 矢野哲司、 柴田修一

表Ⅲ-2-6. 平成22年度 論文発表実績

論文

平成22年6月	<i>Pure and Applied Chemistry</i> , 82 (6), p. 1337-1351 (2010).	Innovative in-flight glass-melting technology using thermal plasmas	T. Watanabe, K. Yatsuda, Y. Yao, T. Yano, T. Matuura,
---------	--	---	--

口頭

平成22年 7月6日	第10回アジア太平洋 プラズマ科学技術会 議 (韓国 濟州島)	In-flight Melting Behavior of Different Glass Raw Materials by Hybrid Heating of Twelve-Phase AC Arc with Oxygen Burner	劉雅萍、鶴岡洋佑、 田中学、市橋利夫、 矢野哲司、渡辺隆行
平成22年 7月6日	第10回アジア太平洋 プラズマ科学技術会 議 (韓国 濟州島)	Stability Analysis of Multi-Phase AC Arc Discharge for In-Flight Glass Melting	鶴岡洋佑、田中学、 市橋利夫、松浦次雄 渡辺隆行
平成22年 9月7日	化学工学会 第42回秋季大会 (同志社大学)	ガラス造粒粉体の多相アークによるインフライト溶融特性	田中学、鶴岡洋佑、 劉雅萍、松浦次雄、 渡辺隆行、矢野哲司
平成22年 9月7日	化学工学会 第42回秋季大会 (同志社大学)	化学工学におけるプラズマプロセッシングの役割	渡辺隆行
平成22年 11月12日	化学工学会熱工学部 会講演会 (愛知)	インフライト溶融によるガラス製造におけるプラズマ伝熱問題 (招待講演)	渡辺隆行
平成22年 11月17日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Future of Glass Melting - Innovation through the In-flight Melting Technique - (Invited)	S. Inoue、 T. Watanabe、 T. Yano、 O. Sakamoto、 K. Satoh、T. Iseda
平成22年 11月17日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	1ton/d Large Scale Experimental In-Flight Glass Melter and Some Operation Results of the Melter	M. Iwamoto、K. Satoh K. Kaneko、 A. Hamada、 M. Fujiwara、 Y. Ebihara、 O. Sakamoto、 C. Tanaka
平成22年 11月17日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Development of Simulation Code for the In-flight Melting Process	S. Kawachi、 T. Iseda、 T. Watanebe
平成22年 11月17日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Formation and Properties of In-flight Melted Glasses	T. Yano、 D. Morishima、 J. Taguchi、 T. Watanabe、 K. Satoh、 M. Iwamoto、 K. Kaneko、 C. Tanaka、 O. Sakamoto
平成22年 11月17日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	In-Situ Observation of Soda-Lime-Silica Glass Melts Prepared by In-Flight Melting Glass Melter	D. Morishima J. Taguchi、 S. Shibata、 T. Yano、 M. Iwamoto、 K. Satoh、 K. Kaneko

平成 22 年 11 月 17 日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Gas Analysis of Bubbles in Soda-Lime Glasses Synthesized by In-Flight Melting Process	J. Taguchi, T. Yano, M. Iwamoto, K. Satoh, K. Kaneko
平成 22 年 11 月 17 日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Application of the In-flight Melting Technology Using RF Plasma to an Alkaline Free Borosilicate Glass	O. Sakamoto, C. Tanaka, S. Miyazaki, N. Shinohara, S. Ohkawa
平成 22 年 11 月 17 日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Thermal Plasma Generation for In-Flight Glass Melting	T. Watanabe, M. Tanaka, T. Matsuura
平成 22 年 11 月 17 日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Investigation of In-Flight Melting Behavior of Granulated Glass Raw Material by Multi-Phase AC Arc Plasma	M. Tanaka, Y. Tsuruoka, Y. Liu, T. Watanabe, J. Taguchi, T. Yano
平成 22 年 11 月 17 日	3rd International Congress on Ceramics (大阪)	Discharge Mechanism of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Glass Melting	T. Matsuura, M. Tanaka, Y. Tsuruoka 、 T. Watanabe
平成 22 年 12 月 16 日	日本セラミックス協 会ガラス部会 第6回 ガラス技術シンポジ ウム(東京大学)	RF プラズマによる無アルカリガラスの気中 溶解	大川智、田中千禾夫 宮崎誠司、篠原伸広 酒本修
平成 23 年 3 月 4 日	熱プラズマ研究セン ターシンポジウム (中 央大学)	熱プラズマを用いたインフライト溶融によ る革新的省エネルギーガラス溶解技術	渡辺隆行、田中学、 松浦次雄
平成 23 年 3 月 11 日	4th International Conference on Plasma-Nanotechnol ogy & Science (高山)	In-flight Melting Behavior of Granular Alkali-Free Glass by Multi-Phase AC Arc and Hybrid Plasma	Y. Liu, M. Tanaka, Y. Tsuruoka, T. Watanabe, C. Tanaka, O. Sakamoto
平成 23 年 3 月 16~18 日	日本セラミックス協 会年会 (静岡大学)	気中溶解法で作製されたソーダ石灰ガラ ス中の残存気泡のガス分析	田口潤、森島大樹、 矢野哲司、岩本正憲 佐藤敬蔵、 海老原保興、井上悟
平成 23 年 3 月 24 日	化学工学会 第 76 年 会 (東京農工大学)	インフライト溶融ガラス製造技術に用いる 多相アークの放電現象の解析	松浦次雄、田中学、 鶴岡洋佑、劉雅萍、 渡辺隆行
平成 23 年 3 月 24 日	化学工学会 第 76 年 会 (東京農工大学)	多相アークを用いたガラス原料のインフラ イト溶融中の粒子特性の検討	田中学、劉雅萍、 鶴岡洋佑、松浦次雄 渡辺隆行
平成 23 年 3 月 25 日	日本応用物理学会 学術講演会 (神奈川工科大学)	熱プラズマを用いた革新的省エネルギーガ ラス溶解技術 (招待講演)	渡辺隆行、酒本修

表Ⅲ－２－７．平成２３年度 論文発表実績

論文

平成23年 10月	<i>Thin Solid Films</i> , 519 (20), p. 7005-7008 (2011)	In-flight Melting Behavior of Different Glass Raw Materials by Hybrid Heating of Twelve-Phase AC Arc with Oxygen Burner	Y. Liu, Y. Tsuruoka, M. Tanaka, T. Ichihashi, T. Yano, T. Watanabe,
平成23年 10月	IOP Conference Series: <i>Materials Science and Engineering</i> , 18, 112010 (2011)	Investigation of In-Flight Melting Behavior of Granulated Glass Raw Material by Multi-Phase AC Arc Plasma and Hybrid Plasma	M. Tanaka, Y. Tsuruoka, Y. Liu, T. Watanabe,
平成23年 5月	<i>Current Applied Physics</i> , 11 (5), p. S35-S39 (2011)	Stability Analysis of Multi-Phase AC Arc Discharge for In-Flight Glass Melting	M. Tanaka, Y. Tsuruoka, Y. Liu, T. Matsuura T. Watanabe,
平成23年 11月	<i>IEEE Transactions on Plasma Science</i> , 39 (11), p. 2904-2905 (2011)	Investigation of Multi-Phase AC Arc Behavior by High-Speed Video Observation	M. Tanaka, Y. Tsuruoka, Y. Liu, T. Watanabe

口頭

平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	Future of Glass Melting through the In-flight Melting Technique (招待講演)	S. Inoue, T. Watanabe, T. Yano, O. Sakamoto, K. Satoh, S. Kawachi, T. Iseda
平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	In-situ Observation of the In-Flight Melted Soda-Lime Glasses Synthesized by Oxy-Fuel Combustion Burner	T. Yano, D. Morishima, J. Taguchi, M. Iwamoto, K. Satoh, Y. Ebihara, C. Tanaka, O. Sakamoto, S. Inoue
平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	Some test results of the In-Flight Glass Melting using 1 ton/day Large Scale Experimental In-Flight Melter	M. Iwamoto, K. Satoh, K. Kaneko, A. Hamada, M. Fujiwara, Y. Ebihara, O. Sakamoto, C. Tanaka

平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	Application of the in-flight melting technology to an alkaline free borosilicate glass	O. Sakamoto, C. Tanaka, S. Miyazaki, N. Shinohara, S. Ohkawa
平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	In-Flight Melting of Alkaline Free Glass by Combination of Multi-Phase AC Arc with Oxygen Burner	M. Tanaka, Y. Liu, Y. Tsuruoka, T. Matsuura, T. Watanabe
平成 23 年 7 月 11 日	The 9th International Conference on Advances in the Fusion and Processing of Glass (豪州ケアンズ)	Dissolved Gas Analysis of Soda-Lime Glasses Synthesized by In-Flight Melting Process	Y. Miyake, T. Yano J. Taguchi, J. Ogata, T. Sato, M. Iwamoto K. Satoh, Y. Ebihara, S. Inoue
平成 23 年 7 月 20 日	第 24 回プラズマ材料 科学シンポジウム (大阪大学)	In-Flight Melting Behavior of Alkali-Free Glass by Hybrid Heating of Multi-Phase AC Arc with Oxygen Burner	田中学、劉雅萍、 鶴岡洋佑、渡辺隆行
平成 23 年 7 月 20 日	第 24 回プラズマ材料 科学シンポジウム (大阪大学)	Investigation on Discharge Phenomena of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Processing	松浦次雄、田中学、 劉雅萍、渡辺隆行
平成 23 年 7 月 28 日	20th International Symposium on Plasma Chemistry(米国 フィラデルフィア)	Discharge Phenomena of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Processing	T. Matsuura, M. Tanaka, Y. Tsuruoka, Y. Liu, T. Watanabe
平成 23 年 7 月 26 日	20th International Symposium on Plasma Chemistry(米国 フィラデルフィア)	Investigation of In-Flight Melting Behavior of Granulated Glass Raw Materials by Hybrid Heating of Twelve-Phase AC Arc with Oxygen Burner	M. Tanaka, Y. Liu, Y. Tsuruoka, T. Watanabe
平成 23 年 7 月 26 日	20th International Symposium on Plasma Chemistry(米国 フィラデルフィア)	In-Flight Particle Measurement of Glass Raw Materials in Multi-Phase AC Arc Plasma	Y. Liu, M. Tanaka, Y. Tsuruoka, T. Watanabe
平成 23 年 8 月 29 日	2011 年秋季 第 72 回 応用物理学会学術講 演会 (山形大学)	熱プラズマを用いた革新的省エネルギーガ ラス製造技術 (招待講演)	渡辺隆行、酒本修
平成 23 年 9 月 7 日	International Conf. on the Chemistry of Glasses and Glass-Forming Melts (英国 オックスフォ ード)	Melting History of In-flight melted Soda-Lime-Silica Glasses using Oxy-Fuel Combustion Burner	T. Yano, D. Morishima, J. Taguchi, Y. Miyake, T. Sato, K. Satoh, M. Iwamoto, Y. Ebihara, S. Inoue

平成 23 年 9 月 16 日	化学工学会 第 43 回 秋季大会 (名古屋工業大学)	多相交流アークの挙動と高温場の制御	松浦次雄、田中学、 劉雅萍、渡辺隆行
平成 23 年 9 月 16 日	化学工学会 第 43 回 秋季大会 (名古屋工業大学)	ハイブリッドプラズマを用いたガラス原料 のインフライト溶融	田中学、劉雅萍、 松浦次雄、渡辺隆行
平成 23 年 10 月 30 日	熱工学カンファレン ス 2011 (静岡大学)	インフライトガラス溶融に用いる多相アーク の放電特性の解析	田中学、鶴岡洋佑、 劉雅萍、松浦次雄、 渡辺隆行
平成 23 年 11 月 23 日	Plasma Conference 2011 (金沢)	Discharge Characteristics of Multi-Phase AC Arc for In-Flight Processing	田中学、劉雅萍、 鶴岡洋佑、池場友樹 渡辺隆行
平成 23 年 11 月 24~25 日	第 52 回ガラスおよび フォトニクス材料討 論会 (姫路)	シュリーレン法によるガラス均質度の解析	瀬川浩代、塚田恵子 井上 悟
平成 24 年 3 月 6 日	4th Int. Symp. on Advanced Plasma Science and Its Applications (中部大学)	In-flight particle measurement of glass materials in thermal plasmas	Y. Liu、 M. Tanaka、 T. Ikeba、 S. Choi、 T. Watanabe
平成 24 年 3 月 16 日	化学工学会 第 77 回 年会 (工学院大学)	高速度ビデオカメラを用いた多相交流アーク の電極温度の計測	田中学、池場友樹、 劉雅萍、松浦次雄、 渡辺隆行
平成 24 年 3 月 16 日	化学工学会 第 77 回 年会 (工学院大学)	交流アークの電極消耗低減化の検討	松浦次雄、田中学、 渡辺隆行

表Ⅲ－２－８．平成２４年度 論文発表実績

論文

平成 24 年 5 月	<i>Journal of Thermal Spray Technology</i> , 21 (5), p.863-872, (2012).	In-Flight Particle Measurement of Alkali-Free Glass Raw Materials in 12-Phase AC Arc Plasma	Y. Liu, M. Tanaka, S. Choi, T. Watanabe,
平成 24 年 8 月	<i>Ceramic Transactions</i> , 231, p.37-44 (2012)	Future of Glass Melting through the In-flight Melting Technique	S. Inoue, T. Watanabe, T. Yano, O. Sakamoto, K. Sato, S. Kawachi, T. Iseda,
平成 24 年 8 月	<i>Ceramic Transactions</i> , 231, p.45-49 (2012)	Application of the In-flight Melting Technology to Alkaline Free Borosilicate Glass	O. Sakamoto, C. Tanaka, S. Miyazaki, N. Shinohara, S. Ohkawa,
平成 24 年 8 月	<i>Ceramic Transactions</i> , 231, p.51-58 (2012)	Test Results of In-flight Glass Melting using One-ton/day Large Scale Experimental Melter	M. Iwamoto, K. Satoh, Y. Ebihara, O. Sakamoto, C. Tanaka,
平成 24 年 11 月	<i>Thin Solid Films</i> , 523 (15), p.67-71 (2012).	Experimental Investigation of In-Flight Melting by Hybrid Heating of Multi-Phase AC Arc with Oxygen Burner for Alkali-Free Glass Raw Materials	M. Tanaka, Y. Liu, Y. Tsuruoka, T. Watanabe,
平成 24 年 12 月	<i>Journal of Physics: Conference Series</i> , 406, 012008 (2012)	Electrode Temperature Measurements of Multi-Phase AC Arc by High-Speed Video Camera	M. Tanaka, T. Ikeba, Y. Liu, T. Matsuura, T. Watanabe,
平成 24 年 12 月	<i>Journal of Physics: Conference Series</i> , 406, 012022 (2012).	In-Flight Particle Measurement of Glass Raw Materials in Hybrid Heating of Twelve-Phase AC Arc with Oxygen Burner	Y. Liu, M. Tanaka, T. Ikeba, S. Choi, T. Watanabe

口頭

平成 24 年 6 月 28 日	12th High-Tech Plasma Processes Conference (イタリア)	Electrode Temperature Measurements of Multi-Phase AC Arc by High-Speed Video Camera	M. Tanaka, T. Ikeba Y. Liu, T. Matsuura T. Watanabe
平成 24 年 6 月 26 日	12th High-Tech Plasma Processes Conference (イタリア)	In-Flight Particle Measurement of Glass Raw Materials in Hybrid Heating of Twelve-Phase AC Arc with Oxygen Burner	Y. Liu, M. Tanaka, T. Ikeba, S. Choi, T. Watanabe
平成 24 年 6 月 29 日	18 th Glass Engineering Meeting (韓国)	Development of the innovative glass melting method “In-Flight Melting technology” for energy saving	T. Yano

平成 24 年 9 月 20 日	9th International Conference on Flow Dynamics (仙台)	Electrode Temperature Estimation of Multi-Phase AC Arc by High-Speed Video Camera	M. Tanaka, T. Ikeba Y. Liu, S. Choi, T. Watanabe
平成 24 年 9 月 20 日	化学工学会 第 44 回 秋季大会 (東北大学)	多相交流アークの高温場の制御によるイン フライトガラス溶融の高効率化	田中学、劉雅萍、 池場友樹、崔秀錫、 渡辺隆行
平成 24 年 10 月 2 日	11th Asia-Pasific Conference on Plasma Science and Technology (京都大学)	Effect of Multi-phase AC Arc Uniformity on the Temperature of In-Flight Particles	Y. Liu, M. Tanaka, T. Ikeba, S. Choi, T. Watanabe
平成 24 年 10 月 3 日	11th Asia-Pasific Conference on Plasma Science and Technology (京都大学)	Investigation of Electrode Erosion Mechanism of Multi-Phase AC Arc by High-Speed Video Camera	M. Tanaka, T. Ikeba Y. Liu, S. Choi, T. Watanabe
平成 24 年 10 月 18 日	TNO セミナー (オランダ)	Application of in-flight melting technology to an alkaline free borosilicate glass	O. Sakamoto, S. Miyazaki, N. Shinozaki, S. Ohkawa
平成 24 年 10 月 25 日	第 53 回ガラスおよび フォトニクス材料討 論会 (北海道大学)	RF プラズマによる無アルカリガラスの気中 溶解	大川智、田中千禾夫 宮崎誠司、篠原伸広 酒本修
平成 24 年 10 月 25 日	第 53 回ガラスおよび フォトニクス材料討 論会 (北海道大学)	ガラス接触耐火物の浸食シミュレーション	川地伸治、伊勢田徹
平成 24 年 10 月 25 日	第 53 回ガラスおよび フォトニクス材料討 論会 (北海道大学)	革新技術としてのガラスの気中溶解 (招待講演)	田中千禾夫、 佐藤敬蔵
平成 24 年 10 月 25 日	第 53 回ガラスおよび フォトニクス材料討 論会 (北海道大学)	気中溶融ソーダライムガラスの物性の評価 (ポスター発表)	尾形純、矢野哲司、 三宅祐輔、中田善幸 佐藤敬蔵、岩本正憲 海老原保興、井上悟
平成 24 年 11 月 17 日	熱工学カンファレン ス 2012 (熊本大学)	インフライトガラス溶融に用いる多相アーク の電極温度計測	田中学、池場友樹、 劉雅萍、崔秀錫、 渡辺隆行
平成 24 年 11 月 20 日	Energy Panel at Schott Mainz (ドイツ)	In-flight melting of glass	矢野哲司
平成 25 年 3 月 17~19 日	日本セラミックス協 会年会 (東京工業大学)	電気化学的手法による気中溶融ソーダライ ムガラスの化学状態評価	佐伯友吾、矢野哲司 岸 哲生、柴田修一、 佐藤敬蔵、岩本正憲 海老原保興、 井上 悟
平成 25 年 3 月 17~19 日	日本セラミックス協 会年会 (東京工業大学)	気中溶融ソーダライムガラス中の泡の消失 過程	越沢悠、矢野哲司、 尾形純、中田善幸、 岸 哲生、柴田修一、 佐藤敬蔵、岩本正憲 海老原保興、 井上 悟

平成 25 年 3 月 17～19 日	日本セラミックス協 会年会 (東京工業大学)	高温ラマン分光によるソーダ石灰ガラス 融液中のボウ硝イオンの配位構造	鎌野寛隆、矢野哲司 岸 哲生、柴田修一
平成 25 年 3 月 17 日	化学工学会 第 78 年 会 (大阪大学)	多相交流アークの高温場の制御によるイン フライトガラス溶融の高効率化	田中学、劉雅萍、 池場友樹、崔秀錫、 渡辺隆行
平成 25 年 3 月 17 日	化学工学会 第 78 年 会 (大阪大学)	インフライト溶融ガラス製造に用いる多相 交流アークの電極現象の解析	池場友樹、田中学、 劉雅萍、松浦次雄、 渡辺隆行
平成 25 年 3 月 17 日	化学工学会 第 78 年 会 (大阪大学)	革新的ガラス溶融技術 (招待講演)	酒本 修

表Ⅲ－２－９．その他外部発表（プレス発表等）

年月日	発表媒体・内容等
平成 20 年 6 月 21 日	日本経済新聞 1 面 取材先：旭硝子（株）
平成 20 年 8 月 26 日	NHK 総合 TV「クローズアップ現代」 表題：グローバル・インフレの衝撃－転換する世界経済、日本は－ 取材先：旭硝子（株）
平成 20 年 8 月 26 日	環境管理 平成 20 年 12 月号 解説記事投稿 伊勢田徹「革新的ガラス溶融プロセス」
平成 20 年 9 月 1 日	NGF 機関誌 New Glass No.90 解説記事投稿 伊勢田徹「気中溶解法による革新的省エネルギーガラス溶解技術の研究成果」
平成 20 年 10 月 24 日	電気硝子工業会第 30 回技術セミナー講演 井上 悟「革新的ガラス溶融プロセス技術開発－ガラス溶融の未来－」
平成 20 年 11 月 17 日	日経ビジネス誌 2008 年 11 月 17 日号 取材先：東洋ガラス（株）、旭硝子（株）
平成 20 年 11 月 30 日	NHK 総合 TV「経済羅針盤」 表題：逆境を好機に－世界企業の戦略－ 取材先：旭硝子（株）
平成 20 年 12 月 8 日	NEDO 省エネルギー技術フォーラム講演（東京） 井上 悟「直接ガラス化による革新的省エネルギーガラス溶解技術の研究開発」
平成 21 年 1 月 26 日	NGF 第 88 回ニューガラスセミナー講演（東京） 井上 悟「革新的ガラス溶解技術研究開発」
平成 21 年 2 月 1 日	プラズマ・核融合学会誌 2009 年 2 月号 解説記事投稿 渡辺隆行「熱プラズマの非平衡性を利用するプロセスと高温を利用するプロセス」
平成 21 年 2 月 6 日	日本セラミックス協会ガラス部会ガラス製造技術講演会講演（東京） 井上悟「気中溶解プロセスを用いた革新的省エネルギーガラス溶解技術開発状況」
平成 21 年 2 月 18 日	NGF 第 94 回若手懇談会講演（東京） 井上 悟「革新的ガラス溶解技術研究開発状況」
平成 21 年 3 月 1 日	NGF 機関誌 New Glass No.92 解説記事投稿 伊勢田徹「NEDO “革新的ガラス溶融プロセス技術開発” プロジェクトの概要」
平成 21 年 5 月 30 日	麻生太郎首相による研究現場見学（東洋ガラス（株）川崎工場）
平成 21 年 9 月 28 日	NGF ガラス科学技術研究会講演（東京） 渡辺隆行「熱プラズマを用いたインフライト溶融によるガラス製造」
平成 21 年 12 月 1 日	旭硝子研究所報告 第 59 号（平成 21 年 12 月）解説記事投稿 酒本 修「革新的省エネルギーガラス溶解技術」
平成 22 年 3 月 1 日	NGF 機関誌 New Glass No.96 解説記事投稿 渡辺隆行「インフライト溶融によるガラス製造のための熱プラズマ発生技術」
平成 22 年 4 月 1 日	日本伝熱学会誌「伝熱」（2010 年 4 月号）解説記事投稿 酒本修、伊勢田徹「ガラス溶融工程における省エネルギー技術」
平成 22 年 6 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS, No.97 解説記事投稿 矢野哲司「インフライトメルティングによるガラスの溶解」
平成 22 年 11 月 17 日	化学工業日報 取材先：NEDO

平成 22 年 12 月 1 日	NEDO 省エネルギー技術フォーラム 2010 講演（東京） 井上悟 「革新ガラス溶融プロセス研究開発」
平成 22 年 12 月 1 日	NEDO ENEX2010 出展
平成 22 年 12 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS, No. 99 解説記事投稿 伊勢田徹「NEDO 革新的ガラス溶融プロセス技術開発プロジェクトの進捗状況」
平成 23 年 3 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS, No. 100 解説記事投稿 岩本正憲ほか「酸素・ガス燃焼試験炉による気中溶融」
平成 23 年 3 月 1 日	NGF ニューガラスセミナー講演（東京） 井上悟「革新的ガラス溶融技術開発プロジェクト概要」
平成 23 年 3 月 1 日	NGF ニューガラスセミナー講演（東京） 酒本修「硼珪酸ガラスへの気中溶解技術の応用」
平成 23 年 3 月 1 日	NGF ニューガラスセミナー講演（東京） 岩本正憲「酸素・ガス燃焼 1t/d 気中溶解実験炉による気中溶解」
平成 23 年 3 月 1 日	NGF ニューガラスセミナー講演（東京） 川地伸治「気中溶解炉のシミュレーション」
平成 23 年 6 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS, No. 101 解説記事投稿 酒本修「無アルカリ硼珪酸ガラスへの気中溶解技術の応用」
平成 23 年 7 月 14 日	化学工業日報 取材先：旭硝子（株）
平成 23 年 8 月 20 日	フィナンシャルジャパン誌 2011 年 10 月号 取材（東工大） 「オトコノコ、夢の現場」（多相プラズマ装置の写真とガラス溶解の紹介記事）
平成 23 年 10 月 16 日	NGF 評価技術研究会講演（東京） 矢野哲司「革新溶融プロジェクトにおけるガラスの評価」
平成 24 年 3 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS, No. 104 解説記事投稿 渡辺隆行「熱プラズマによる革新的ガラス溶融プロセス」
平成 24 年 3 月 30 日	関西ニューガラス研究会講演会講演（大阪） 井上悟「革新的ガラス溶融技術開発プロジェクト進捗状況」
平成 24 年 4 月 1 日	ガスレビュー誌 No. 741 取材 取材先：渡辺隆行「1 万℃の熱プラズマが拓く新世界」
平成 24 年 6 月 1 日	NGF 機関誌 NEW GLASS No. 105 解説記事投稿 瀬川浩代、井上悟「シュリーレン法によるガラス均質度の解析」
平成 24 年 10 月 2 日	国際包装展 TOKYO PACK 2012（東京） パネル出展 東洋ガラス（株）
平成 24 年 11 月 15 日	NEDO 省エネルギー技術フォーラム 2012 講演（東京） 井上悟、佐藤敬蔵、酒本修「革新的ガラス溶融プロセス技術開発」
平成 25 年 2 月 25 日	NGF ガラス科学技術研究会講演（横浜） 渡辺隆行「気中溶解のためのプラズマ酸素燃焼炎複合加熱技術」
平成 24 年 3 月 30 日	NGF ガラス科学技術研究会講演（横浜） 佐藤敬蔵「溶解炉バーナと気中溶解バーナ」
平成 25 年 3 月 1 日	化学工学、第 77 巻(3) 解説記事投稿 伊勢田徹、渡辺隆行「革新的ガラス溶融プロセス」
平成 25 年 3 月 7 日	硝子製品工業会 H24 年度技術研修会講演（東京） 佐藤敬蔵「ソーダ石灰ガラスの酸素燃焼炎気中溶融」

IV. 実用化、事業化の見通しについて

1. 実用化、事業化の見通し

ガラス溶融炉の寿命は、3～10年と長寿命であることからガラス産業全体への普及は徐々にしか進まず、2015年よりエレクトロニクス用等の特殊ガラス(小型炉)から実用化が開始される。それらは、品質要求と付加価値が比較的高く、生産規模が小規模または他品種中規模の製品であり、例えば、下図の磁気ディスク用ガラス(ノートPC用)、非球面モールドレンズ(デジカメ、ブルーレイディスク等)、化粧びんなどである。(図IV-1-1)



磁気ディスク用ガラス



非球面モールドレンズ

図IV-1-1. 小型ガラス炉の用途先

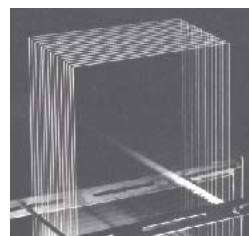
それからは、気中溶融技術の実績と高歩留り、低コスト性等が評価されて、普及が急速に進み、国際競争力のある平面ディスプレイ用ガラス、照明機器用ガラス(図IV-1-2)を含む小～中型炉に展開される。また、大型化への基盤技術が整備されて、ガラスびん、長繊維ガラス、グラスウール(短繊維ガラス)、太陽電池用高透過性板ガラス(図IV-1-3)を含む中型炉にも展開される。2020年には、小型炉の約5割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約3割、中型炉の約3割に導入と想定している。



LED 信号機レンズ



LED 照明機器用ガラス



平面ディスプレイ用ガラス

図IV-1-2. 中型ガラス炉(1部)の用途先



ガラスびん



長繊維ガラス



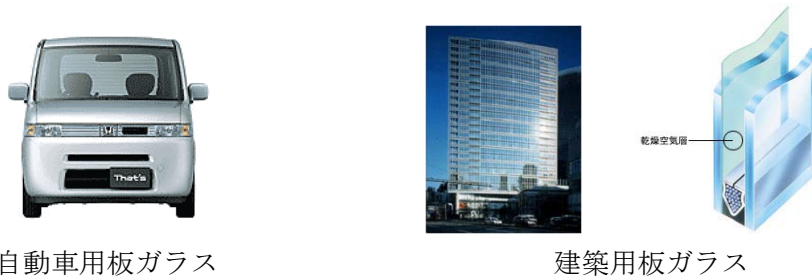
グラスウール



太陽電池用板ガラス

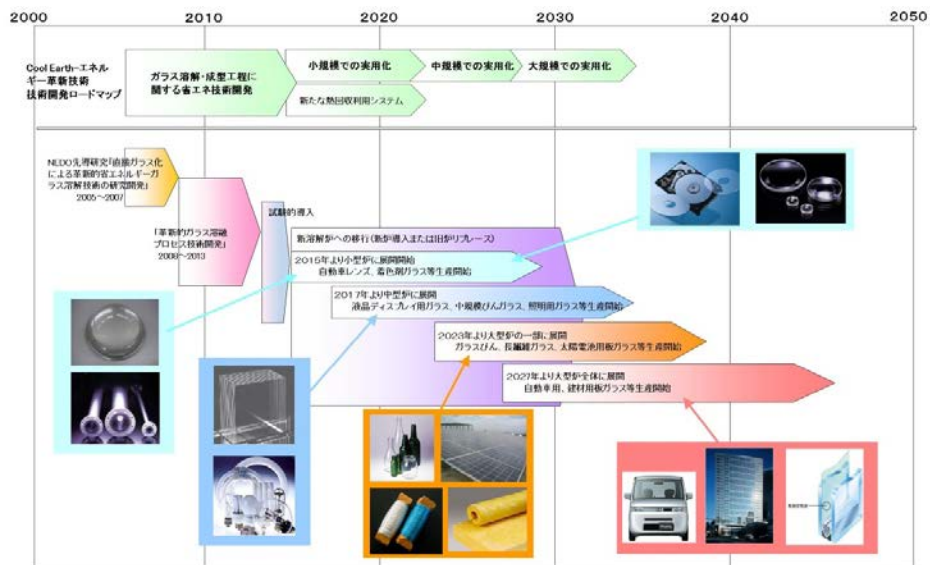
図IV-1-3. 中型ガラス炉の用途先

さらに2030年においては、板ガラス等(図IV-1-4)の大型炉にも展開され、小型炉の約7割、フラットパネルディスプレイ用の炉の約5割、中型炉の約5割に導入と想定している。



図IV-1-4. 大型ガラス炉の用途先

以下にロードマップと導入予定時期についての関係を示す。



図IV-1-5. ガラス炉の用途先. 実用化・事業化シナリオ

また、想定される導入計画を下記に示す。

導入計画	対象品目	熔融炉規模	根拠
~5年後	着色剤用ガラス	2 ton/日・基	既存炉に追加設置
3~5年後	電子用ガラス	10~50 ton/日・基	短い炉寿命、建設コスト大幅削減 高品質化にも期待
6~9年後	びんガラス(中規模)	50 ton/日・基	既存炉への追加設置も可能な規模
10~11年後	びんガラス(大規模)	150 ton/日・基	既存炉のリプレイス 1窯1成形、低建設コスト、易素地管え
~12年後	特殊板ガラス	200ton/日・基	炉更新、低建設コスト、省エネ
~14年後	建築用・自動車用板ガラス	>500ton/日・基	炉更新、低建設コスト、省エネ

エネルギー価格、CO2税、造粒(原料)・建設コスト削減、清澄技術開発の見通しなどの状況次第

図IV-1-6. ガラス炉の用途先図. 設備導入計画

エネルギーイノベーションプログラム基本計画

平成22年4月1日
産業技術環境局
資源エネルギー庁

1. 目的

「新成長戦略（基本方針）」（2009年12月閣議決定）に記載されている我が国の強みを活かした「課題解決型国家」の実現に向け、世界をリードする「グリーンイノベーション」などを迅速に推進し、課題解決とともに新たな成長の実現を目指す。

資源に乏しい我が国が、将来にわたり持続的発展を達成するためには、革新的なエネルギー技術の開発、導入・普及によって、各国に先んじて次世代型のエネルギー利用社会の構築に取り組んでいくことが不可欠である。他方、エネルギー技術開発は、長期間を要するとともに大規模投資を伴う一方で将来の不確実性が大きいことから、民間企業が持続的な取組を行うことは必ずしも容易ではない。このため、政府が長期を見据えた将来の技術進展の方向性を示し、官民双方がこの方向性を共有することで、長期にわたり軸のぶれない取組の実施が可能となる。

エネルギー安全保障の確立や、世界全体の温室効果ガスを2050年までに半減するという長期目標を達成するため、以下に政策の柱毎に目的を示す。

1-I. 総合エネルギー効率の向上

1970年代以来、官民をあげて省エネルギーに取り組み、産業構造の転換や新たな製造技術の導入、民生機器の効率改善等により世界最高水準の省エネルギーを達成している。今後、「新・国家エネルギー戦略」に掲げる、2030年までにGDPあたりのエネルギー利用効率を約30%向上を実現していくためには、産業部門はもとより、全部門において、総合エネルギー効率の向上に資する技術開発とその成果の導入を促進する。

1-II. 運輸部門の燃料多様化

ほぼ100%を石油に依存する運輸部門は、我が国エネルギー需給構造上、最も脆弱性が高く、その需給構造の次世代化は、将来に向けた早急な対策が不可欠な課題となっている。

「新・国家エネルギー戦略」に掲げる目標（2030年に向け、運輸部門の石油依存度が80%程度となることを目指す）の実現のためにも、官民が中長期的な展望・方向性を共有しつつ、技術開発と関連施策を推進する。

1-III. 新エネルギー等の開発・導入促進

太陽光、風力、バイオマスなどの新エネルギーは、エネルギー源の多様化や地球温暖化対策の観点から重要である。しかし、現時点では経済性や出力安定性といった普及へ向けての課題が存在する。

そのため、これらの課題解決に向けた技術開発の推進及び新エネルギーの導入促進のための関連施策の実施により、更なる新エネルギーの普及を推進する。

1-IV. 原子力等利用の推進とその大前提となる安全の確保

原子力発電は供給安定性に優れ、運用時にCO₂を排出しないクリーンなエネルギー源である。安全確保を大前提に核燃料サイクルを含む原子力発電を着実に推進する。

1-V. 化石燃料の安定供給確保と有効かつクリーンな利用

化石燃料資源の大宗を輸入に依存する我が国にとって、その安定供給の確保は国家安全保障に直結する課題である。このため、石油・天然ガス等の安定供給確保を目指し、我が国企業による資源国における資源開発等に対する支援等の施策を進めるとともに、その有効かつクリーンな利用を図る。

2. 政策的位置付け

- 「新成長戦略（基本方針）」（2009年12月閣議決定）
「(1) グリーンイノベーションによる環境・エネルギー大国戦略」及び「(5) 科学・技術戦略立国戦略」に対応。
- 低炭素社会づくり行動計画（2008年7月閣議決定）
2008年6月の福田総理（当時）のスピーチ「福田ビジョン」等を受け、我が国が低炭素社会へ移行していくための具体的な道筋を示すため、国全体を低炭素化へ動かす仕組みや革新的な技術開発、国民一人ひとりの行動を促すための取組について策定。
「環境エネルギー技術革新計画」や「Cool Earth—エネルギー革新技術計画」等に示された革新的技術の開発に5年間で300億ドル程度を投入するという具体的な目標が示された。
- 環境エネルギー技術革新計画（2008年5月）
温室効果ガスの大幅な削減を目指すだけでなく、エネルギー安全保障、環境と経済の両立、開発途上国への貢献等を考慮し、以下の戦略等を策定。
 1. 低炭素社会実現に向けた我が国の技術戦略
 2. 国際的な温室効果ガス削減策への貢献策
 3. 革新的環境エネルギー技術開発の推進方策
- Cool Earth—エネルギー革新技術計画（2008年3月）
2007年5月の総理イニシアティブ「クールアース50」を受け、世界全体の温室効果ガスの排出量を現状に比して2050年までに半減するという長期目標を達成するため、エネルギー分野における革新的な技術開発について検討をおこない、21の技術を選定。
- エネルギー基本計画（2007年3月閣議決定）
重点的に研究開発のための施策を講ずべきエネルギーに関する技術及びその施策として、
 1. 総合エネルギー効率の向上に資する技術
 2. 原子力利用の推進とその大前提となる安全の確保に資する技術
 3. 運輸部門のエネルギー多様化に資する技術
 4. 新エネルギーに関する技術
 5. 化石燃料の安定供給確保と有効かつクリーンな利用に資する技術以上が位置づけられている。
- 新・国家エネルギー戦略（2006年5月）
世界最先端のエネルギー需給構造の実現を図るため

1. 省エネルギーフロントランナー計画
2. 運輸エネルギーの次世代化計画
3. 新エネルギーイノベーション計画
4. 原子力立国計画

以上の計画が位置づけられている。また、資源外交、エネルギー環境協力の総合的な強化を図るため、「総合資源確保戦略」が位置づけられている。

○ 第3期科学技術基本計画（2006年3月閣議決定）

国の存立にとって基盤的であり国として取り組むことが不可欠な研究開発課題を重視して研究開発を推進する「推進4分野」であるエネルギー分野、分野別推進戦略（2006年3月総合科学技術会議）における「推進4分野」であるエネルギー分野に位置付けられている。

○ 京都議定書目標達成計画（2005年4月閣議決定）

「京都議定書の約束を達成するとともに、更に「脱温暖化社会」に向けて長期的・継続的な排出削減を進めるには、究極的には化石燃料への依存を減らすことが必要である。環境と経済の両立を図りつつ、これらの目標を達成するため、省エネルギー、未利用エネルギーの利用等の技術革新を加速し、効率的な機器や先進的なシステムの普及を図り、世界をリードする環境立国を目指す。」とされている。

3. 達成目標

3-I. 総合エネルギー効率の向上

転換部門における「エネルギー転換効率向上」、産業部門における「製造プロセス効率向上」、民生・運輸部門における「省エネルギー」などにより、GDP当たりのエネルギー消費指数を2030年度までに少なくとも30%改善することを目指す。

3-II. 運輸部門の燃料多様化

バイオマス由来燃料、GTL、BTL、CTLなどの新燃料、電気自動車や燃料電池自動車などの導入により、現在ほぼ100%の運輸部門の石油依存度を2030年までに80%程度とすることを目指す。

3-III. 新エネルギー等の開発・導入促進

太陽光、風力、バイオマスなどの新エネルギーの技術開発や燃料電池など革新的なエネルギー高度利用を促進することにより、新エネルギー等の自立的な普及を目指すことで、エネルギー源の多様化及び地球温暖化対策に貢献する。

3-IV. 原子力等利用の推進とその大前提となる安全の確保

2030年以降においても、発電電力量に占める比率を30～40%程度以上とすることを目指すため、高速増殖炉サイクルの早期実用化、既設軽水炉代替へ対応する次世代軽水炉の開発、軽水炉技術を前提とした核燃料サイクルの確立、放射性廃棄物対策などの技術開発を推進する。

3-V. 化石燃料の安定供給確保と有効かつクリーンな利用

石油・天然ガスの化石燃料の安定供給確保を目指し、資源獲得能力の強化に資する先端的な技術開発を推進するとともに、環境負荷低減のために化石燃料の効率的かつクリーンな利用を促進するための技術開発・導入を目指す。

4. 研究開発内容

4-I. 総合エネルギー効率の向上

4-I-i. 共通

(1) 省エネルギー革新技術開発事業（運営費交付金）

①概要

テーマ公募型事業として、「挑戦研究」、「先導研究」、「実用化開発」及び「実証研究」の4つのフェーズにおいて、革新的な省エネルギー技術の研究開発を行う。

②技術目標及び達成時期

2020年の温室効果ガス排出削減目標の達成に資するため、「Cool Earth-エネルギー革新技術計画」を踏まえつつ、大幅な省エネルギー効果を発揮する革新的な省エネルギー技術について研究開発・実用化を推進する。

③研究開発時期

2003年度～2013年度

(2) エネルギー使用合理化産業技術研究助成事業（運営費交付金）

①概要

産業界や社会のニーズに応える省エネルギー技術のシーズの発掘とその育成、並びに、省エネルギー技術に関する次世代の研究リーダーの育成を図る。この目的のため、産業界からの期待が高い技術領域・課題を提示した上で、大学や独立行政法人の研究者等から研究開発テーマを募集する。厳正な外部評価によって省エネルギー効果があり且つ独創的・革新的なテーマを選定し、研究者代表者個人を特定して助成金を交付する。

②技術的目標及び達成時期

独創性のある研究者等を助成すると共に、中間評価ゲート方式が醸成する競争的環境の下で企業との連携を強化させることにより、10～15年後の実用化が有望な革新的省エネルギー技術の研究開発を促進する。本事業では革新的省エネルギー技術の実用化への第1歩となる特許について、助成期間終了後の出願比率を100%とすることを目標とするとともに、省エネルギー技術に関する次世代の研究リーダーの育成を図る。

③研究開発期間

2000年度～

(3) 非化石エネルギー産業技術研究助成事業（運営費交付金）（4-III-i 参照）

4-I-ii. 超燃焼システム技術

(1) 環境調和型製鉄プロセス技術開発 (運営費交付金) (再掲)

①概要

高炉ガスからの効率的な二酸化炭素分離と中低温排熱の有効活用及び水素を炭素(コークス)の一部代替として鉄鉱石を還元する革新的製鉄プロセスの開発を行う。

②技術的目標及び達成時期

最終的な技術開発目標として製鉄プロセスにおけるCO₂排出量を30%削減することを目指し、2050年までに実用化する。

③研究開発期間

2008年度～2017年度

(2) 資源対応力強化のための革新的製鉄プロセス技術開発 (運営費交付金)

①概要

高品位な製鉄材料(鉄鉱石・石炭等)の入手が困難になってきていることから、原料使用量の低減及び、比較的入手が容易な低品位原料の使用拡大を図ることが喫緊の課題となっている。本技術開発では、還元剤として低品位な石炭と鉄鉱石の塊成物を開発し、炉内反応の高速化・低温化を実現することにより、省エネルギーで高効率な革新的製鉄プロセスを開発する。

②技術的目標及び達成時期

2011年度までに、①革新的塊成物の組成・構造条件の探索、②革新的塊成物の製造プロセス、③革新的塊成物による高炉操業プロセスを開発する。これらによる効果は、年産400万トン規模の中型高炉に適用した場合の炭材使用量のうち高品位炭使用量が約80%から60%程度に削減可能となるとともに、革新的塊成物を高炉に使用する操業技術の改良による還元材比の低減により、新開発のプロセスを含めた製鉄プロセスでの投入エネルギーは約10%削減される。

③研究開発期間

2009年度～2011年度

(3) 革新的ガラス溶融プロセス技術開発 (運営費交付金)

①概要

プラズマ等による高温を利用し瞬時にガラス原料をガラス化することにより、極めて効率的にガラスを気中で溶融(インフライトメルティング法)し省エネに資する革新的ガラス溶融プロセス技術を開発する。

なお、本事業は、エネルギー需給構造の高度化を図る観点から行うものである。

②技術的目標及び達成時期

2012年度までに、インフライトメルティング法により原料を溶解する技術、カレットをガラス原料として利用するため高効率で加熱する技術、カレット融液とインフライトメルティング法による原料融液とを高速で混合する技術を開発する。

③研究開発期間

2008年度～2012年度

(4) 革新的マイクロ反応場利用部材技術開発 (運営費交付金)

①概要

マイクロリアクター、ナノ空孔などの精密反応場を利用し、反応分子の自由な運動を活性種レベルで制御した革新的な化学反応プロセスと新機能材料創成技術の確立を目指す。さらに、マイクロリアクターとナノ空孔反応場の組み合わせ、各反応場とマイクロ波等のエネルギー供給手段との組み合わせにより協奏的反応場を構成し、さらなる高効率生産等を可能にする基盤技術を開発する。これらの技術の確立により、反応システムの小型化、多段プロセスの簡略化等を通じた化学産業の製造工程等の省エネルギー化を図る。

なお、本事業は、エネルギー需給構造の高度化を図る観点から行うものである。

②技術的目標及び達成時期

2010年度までに、マイクロリアクター技術、ナノ空孔技術を軸とし、これらに更にマイクロ波、超臨界流体等のエネルギー供給手段を組み合わせた協奏的反応場を構成することにより、これまでにない革新的な化学反応プロセスを確立し、新機能材料創成技術を実現する。さらに、これらの技術を用いて高性能・高機能電子材料、医薬中間体などの部材を開発する。

③研究開発期間

2006年度～2010年度

(5) 鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発 (運営費交付金)

①概要

プラント、構造物や自動車等の革新的な高効率化、省エネルギー化、長寿命化、安全・安心化を図るため、最新の科学的知見を導入し、鉄鋼材料及び鋼構造物を超高機能化する基盤的研究開発を行う。具体的には、高強度鋼、高機能鋼の実用化拡大の基盤となる(1)高級鋼厚板(高強度鋼、極低温用鋼、耐熱鋼)溶接部の信頼性・寿命を大幅に向上する溶接施工技術(高密度・清浄熱源溶接技術)、及びクリープ破壊、金属組織制御技術を基本とする溶接材料技術(クリープ破壊及び水素破壊の機構解明等を踏まえた)の開発、(2)部材の軽量化を図るために強度、加工性等の最適機能傾斜を付与する機械部品鍛造技術(駆動部材の信頼性確保のための耐疲労破壊特性の向上を踏まえた)の開発を行う。

なお、本事業は、エネルギー需給構造の高度化を図る観点から行うものである。

②技術目標及び達成時期

2011年度までに、高級鋼厚板(高強度鋼・極低温用鋼・耐熱鋼)の溶接を予熱・後熱なしに可能とする溶接技術と材料技術を開発するとともに、傾斜機能部材の鍛造技術を開発する。

③研究開発期間

2007年度～2011年度

P08019

(エネルギーイノベーションプログラム)
「革新的ガラス溶融プロセス技術開発」基本計画

省エネルギー部

1. 研究開発の目的・目標・内容

(1) 研究開発の目的

我が国のガラス産業は全産業の約1%に相当するエネルギーを消費するエネルギー多消費型産業である。その量は原油換算で毎年約200万KLにも及び、その大部分がガラス製造における溶融工程で消費されている。また、最近では液晶やプラズマディスプレイなどに用いられる高品質・高付加価値化ガラスの需要が増大の一途にあり、製造にかかるエネルギー消費はますます拡大する傾向にあるため、ガラス製造に係る省エネルギーのための抜本的技術開発は重要かつ緊急の課題であるが、ガラス製造者による省エネルギー化への改善努力も約150年前の技術がベースとなり踏襲され続けているガラス溶解法の下では限界に達してきている。

このため、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（以下、「NEDO」という。）では、平成17年度から平成19年度にかけて「エネルギー使用合理化技術戦略的開発」において酸素燃焼炎とプラズマを用いた気中溶解（インフライトメルティング）法による省エネルギー型ガラス溶解技術の先導的技術開発を手掛け、その有効性を確認したところである。NEDOは、この先導研究成果を踏まえてガラス産業における革新的省エネルギー技術を確立するため、エネルギーイノベーションプログラムの一環として以下のプロジェクトを実施する。

本プロジェクトでは、気中溶解（インフライトメルティング）法を用いて、短時間でのガラス原料溶解を実現する技術、高速で高効率にカレットを加熱する技術及び気中溶解により生成したガラス融液とカレット融液とを高速で攪拌し均質なガラス融液とする技術の開発を行い、最もエネルギーを消費するガラス原料溶解工程全般に亘る革新的技術の開発を行うことを目的とする。これらの技術は、「省エネルギー分野の技術戦略2010」における技術マップの「超燃焼システム分野」において「高効率加熱技術」「プラズマ加熱」に、また同ロードマップの「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けられている。また、気中溶解（インフライトメルティング）法は短時間でのガラス溶解法であると同時に溶解炉自体を小型化することも可能であることから、ガラス溶解過程のみならず製造品種切り替えに要する時間の短縮と切り替え時に生ずる膨大な不良ガラスの排出削減、即ち固定エネルギーの削減にも貢献し得る省エネルギー技術として期待されている。既に特許等の申請により当該技術が海外においても認知されているところであり、我が国の省エネルギー対策及び国際競争力を更に高めるためには早急に技術を確立していくことが必要である。

本技術の確立により、びんガラスなどの製造に用いられている小型の溶解炉からディスプレイパネル用板硝子などを製造する中規模炉及び建築用や自動車用として大量に製造する大規模炉のガラス製造に関わるいずれの溶解プロセスにも適用可能な基盤技術の形成が見込まれ、我が国製造業の基盤的競争力の維持強化に資することが期待される。

本開発プロセスが普及した場合、我が国のガラス業界全体で現行の溶融プロセスでの消費エネルギーを約1/3程度に低減することが期待される。

(2) 研究開発の目標

[中間目標：平成22年度]

- ①気中溶解（インフライトメルティング）技術開発
 - ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギー：
1000 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率の達成。
- ②ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発
 - ・カレットに適用できる気中溶解技術の成立。
 - ・カレットの1200℃までの昇温時間：1分以内。
- ③ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発
 - ・均一に混合するまでの時間：4時間以内。
 - ・均質性評価技術の確立。

[最終目標：平成24年度]

(汎用ガラス)

- ①気中溶解（インフライトメルティング）技術開発
 - ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギー：
びんガラス、1t/d試験炉において900 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率の達成。
- ②ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発
 - ・カレットのみを原料としてガラスを製造する場合における溶融エネルギー：
1t/d試験炉において1800 kcal/kg-glass 以下
 - ・カレットの1200℃までの昇温時間：1分以内。
- ③ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発
 - ・均一に混合するまでの時間：2時間以内。

(特殊ガラス)

- ①気中溶解（インフライトメルティング）技術開発
 - ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギー：
液晶用ガラス、1t/d試験炉において3000 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率の達成。

(3) 研究開発の内容

上記目標を達成するために、以下の研究開発項目について、別紙の研究開発計画に基づき研究開発を実施する。

[委託事業]

- ①気中溶解（インフライトメルティング）技術開発
- ②ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発
- ③ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発

2. 研究開発の実施方式

(1) 研究開発の実施体制

本研究開発は、NEDOが公募により選定する企業、民間研究機関、独立行政法人、大学等（原則、国内に研究開発拠点を有していること。ただし、国外企業の特別の研究開発能力、研究施設等の活用あるいは国際標準獲得の観点から国外企業との連携が必要な部分はこの限りではない。）がそれぞれの研究テーマの達成目標を実現すべく研究開発を委託して実施する。また、プロジェクトリーダーとして、独立行政法人物質・材料研究機構 外部連携部門 学術連携室 室長 井上 悟氏をおき、プロジェクトリーダーと密接な関係を維持し、効果的な研究開発を実施する。

この場合において、各委託先は、企業、民間研究機関、独立行政法人、大学等の単位（以下、「企業単位等」という）であることを原則とする。ただし、NEDO技術開発機構が、複数の企業単位等を結集して研究体を構成し、集中的な管理体制を構築する場合、当該研究体を委託先として認めるものとする。

(2) 研究開発の運営管理

研究開発全体の管理・執行に責任を有するNEDOは、経済産業省及び研究開発実施者と密接な関係を維持しつつ、プログラムの目的及び目標、並びに本研究開発の目的及び目標に照らして適切な運営管理を実施する。具体的には、必要に応じて設置される技術検討委員会等における外部有識者の意見を運営管理に反映させるほか、四半期に一回程度研究開発実施者等を通じてプロジェクトの進捗について報告を受けること等を行う。

3. 研究開発の実施期間

本研究開発の期間は、平成20年度から平成24年度までの5年間とする。

4. 評価に関する事項

NEDOは、技術的及び政策的観点から、研究開発の意義、目標達成度、成果の技術的意義並びに将来の産業への波及効果等について、外部有識者による研究開発の中間評価を平成22年度、事後評価を平成25年度に実施する。また、中間評価結果を踏まえ必要に応じてプロジェクトの加速・縮小・中止等見直しを迅速に行う。なお、評価の時期について

は、当該研究開発に係る技術動向、政策動向や当該研究開発の進捗状況等に応じて、前倒しする等、適宜見直すものとする。

5. その他重要事項

(1) 研究開発成果の取扱い

①共通基盤技術の形成に資する成果の普及

得られた研究成果のうち、下記共通基盤技術に係る研究開発成果については、NEDO、実施者とも普及に努めるものとする。

- a) 気中溶解（インフライトメルティング）技術
- b) ガラスカレット高効率加熱技術
- c) ガラス原料融液（カレット融液との混合を含む）の均質性評価技術

②知的基盤整備事業又は標準化との連携

得られた研究開発の成果については、知的基盤整備又は標準化等との連携を図るため、データベースへのデータの提供、標準情報（TR）制度への提案等にも努めるものとする。

③知的財産権の帰属

委託研究開発の成果に関わる知的財産権については、「独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構新エネルギー・産業技術業務方法書」第25条の規定に基づき、原則として、すべて委託先に帰属させることとする。

(2) 基本計画の変更

NEDOは、研究開発内容の妥当性を確保するため、社会・経済的状況、国内外の研究開発動向、政策動向、プログラム基本計画の変更、評価結果、研究開発費の確保状況、当該研究開発の進捗状況等を総合的に勘案し、達成目標、実施期間、研究開発体制等、基本計画の見直しを弾力的に行うものとする。

(3) 根拠法

本プロジェクトは、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構法第15条第1項第一号ニに基づき実施する。

6. 基本計画の改訂履歴

- (1) 平成20年3月 制定。
- (2) 平成20年7月 イノベーションプログラム基本計画の制定により、「(1) 研究開発の目的」の記載を改訂。
- (3) 平成23年3月中間評価結果を踏まえ、2.(2) 研究開発の目標及び(別紙) 研究開発計画における研究開発内容について改訂。また、文言等の軽微な修正。

(4) 平成23年7月 根拠法を変更。

(別紙) 研究開発計画

研究開発項目①「気中溶解（インフライトメルティング）技術開発」

1. 研究開発の必要性

気中溶解反応プロセスは、現在のシーメンス炉で行われている燃焼バーナー火炎からの熱拡散及び輻射による原料加熱とは大きく異なる熱履歴をガラス融液に与えるため、形成されるガラス融液の性状（構造、溶存ガスの種類や濃度）は従来法で得られるガラス融液のそれとは異なっていると推定される。溶解プロセスの制御方法を確立するためには、気中溶解したガラス融液に溶存するガス分析及び気中溶解融液とカレット融液との混合時の挙動などを調査する必要がある。また、気中溶解を行う高温場として酸素燃焼炎とプラズマのハイブリッド化を利用する予定であるが、安定かつ長時間の高温場を実現するための最適条件を探求し、高温場発生技術を確立する必要がある。

上記の各課題を総合して気中溶解プロセス制御方法を確立するため、シミュレーションモデルを構築する必要がある。

2. 研究開発の具体的内容

(1) 超高効率気中加熱技術の開発

- a) 溶解試験炉設計・製作と改良（1 t/d、カレット加熱にも使用）
- b) 炉条件適正化（炉形状、バーナ改善）
- c) 溶融運転条件の適正化（搬送気体量低減、最適気体流速の探索、振動付与など）
- d) 炉材評価
- e) 原料・ガラス品質評価
- f) 実用炉の概念設計による課題抽出

(2) プラズマ・酸素燃焼炎加熱技術の開発

- a) 複合加熱の基礎検討（安定流の形成、プラズマ比率低減策（炎との位置関係）、アルゴンガス低減等）
- b) 電極の長寿命化
- c) 高付加価値ガラスへの適用性評価

(3) 共通基盤技術

- a) 気中溶解特有の現象と融液挙動の解明
- b) シミュレーション技術（モデル構築）

3. 達成目標

中間目標：平成22年度

- ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギーを1000 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を達成する。

最終目標：平成24年度

(汎用ガラス)

- ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギー：
びんガラス、1 t/d 試験炉において900 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を達成する。

(特殊ガラス)

- ・カレットなしでガラスを製造する場合における溶解エネルギー：
液晶用ガラス、1 t/d 試験炉において3000 kcal/kg-glass 以下でかつ必要なガラス化率を達成する。

研究開発項目②「ガラスカレット（再生材）高効率加熱技術開発」

1. 研究開発の必要性

気中溶解したガラス融液にカレットを従来法と同様な手法で投入した場合、融液だけの熱量では溶融させることは困難である。また融液槽全体の温度が下がり流動性が悪化するなどのトラブルも想起されるため、カレットは投入直前に十分に溶融可能となるよう加熱し昇温する必要がある、カレット融液を効率的に生成させる最適な高速加熱方法を開発する必要がある。

2. 研究開発の具体的内容

(1) 高速高効率加熱技術の開発（カレットの溶融技術）

a) カレット気中加熱法

巻き込み泡を生じない加熱方法を探索する。

b) カレット・原料混合気中溶解法

泡層（原料成分のガス化による発生泡）を生じない加熱方法を探索する。

c) カレット加熱法（電気熔融法）

十分な昇温を得る加熱方法を探索する。

(2) カレット超予熱技術の開発（カレットの予熱技術）

試験設備（～100kg/日）を製作しカレットの間接加熱試験を実施し、300℃前後までの加熱で融着がなく、低粉塵を可能とする最適なカレット粒径を探索する。

3. 達成目標

中間目標：平成22年度

- ・カレットを適用できる気中溶解技術の成立を目指す。
- ・ガラスカレットを1200℃以上に加熱する時間を1分以内とする。

最終目標：平成24年度

- ・カレットを適用した気中溶解技術の省エネルギー化を図る。
- ・1t/d試験炉においてカレットの加熱エネルギーを1800kcal/kg-glass以下とする。
- ・ガラスカレットを1200℃以上に加熱する時間を1分以内とする。

研究開発項目③「ガラス原料融液とカレット融液との高速混合技術開発」

1. 研究開発の必要性

実用上のガラス製造プロセスでは、ガラス原料だけでなくガラスカレットも原料として活用しているため、成分・性状の異なる原料同士の混合・均質化が重要な要素となる。従来のガラス製造プロセス技術ではガラス原料の熔解・脱泡に5日間に及ぶ長い溶融時間を要したためガラス原料とカレットとの混合・均質化も同時に行うことが可能であった。

今回開発する技術プロセスでは気中溶解法による短時間でのガラス原料溶解及びカレット溶融が行われるため、ガラス原料融液とカレット融液との混合・均質化も短時間下で可能とする新たな攪拌技術の開発が必要である。

2. 研究開発の具体的内容

(1) 攪拌技術の開発

各種手法を比較検討し、最適な攪拌条件を探索する。

(2) 均質性評価技術の開発

原料の異なる融液同士の混合状態を評価する手法を探索する。

3. 達成目標

中間目標：平成22年度

- ・混合融液の均質性評価技術を確立する。
- ・ガラス原料融液とカレット融液との均一混合時間を4時間以内とする。

最終目標：平成24年度

- ・ガラス原料融液とカレット融液との均一混合時間を2時間以内とする。

エネルギー分野

資源に乏しいわが国が、将来にわたり持続的発展を達成するためには、革新的なエネルギー技術の開発、導入・普及によって、各国に先んじて次世代型のエネルギー利用社会の構築に取り組んでいくことが不可欠である。他方、エネルギー技術開発は、長期間を要するとともに大規模投資を伴う一方で将来の不確実性が大きいことから、民間企業が持続的な取組を行うことは必ずしも容易ではない。このため、政府が長期を見据えた将来の技術進展の方向性を示し、官民双方がこの方向性を共有することで、将来の不確実性に対する懸念が緩和され、官民において長期にわたり軸のぶれない取組の実施が可能となる。

また、「新・国家エネルギー戦略」や「エネルギー基本計画」においても、エネルギー技術戦略策定の必要性が明記されており「新・国家エネルギー戦略」が想定する2030年という長期の時間設定の中、超長期エネルギー技術ビジョン（2005年10月策定）を参考にしつつ、2006年11月策定のエネルギー技術戦略マップ2006をベースにし、技術戦略マップ2007（エネルギー分野）を作成した。技術戦略マップ2008は2007年5月の総理イニシアティブ「クールアース50」を受けて策定された「Cool Earth-エネルギー革新技术計画」（2008年3月策定）をもとに、足下の2030年頃までの見直しに変更があったものについて修正を行ったものである。

技術戦略マップ2009の策定に当たっては主に下記の3項目の内容について見直しを実施し、改訂を行った。

- ・省エネルギー技術戦略との整合【参考資料：省エネルギー技術戦略2009】
- ・既存ロードマップに最新技術を反映
- ・個別技術の統廃合（235技術→178技術（新2技術））

エネルギー分野の技術戦略マップ

I. 検討の手順

技術戦略マップは、政策目標を実現するために必要な技術を要素技術を含めて抽出した技術マップ、技術開発の進展を時間軸に沿って示した技術ロードマップ、及び技術開発とそれ以外の関連施策を併せて示した導入シナリオから構成されている。

本技術戦略マップの作成にあたっては、2006年に策定した「新・国家エネルギー戦略」における政策の柱を踏まえ、①総合エネルギー効率の向上、②運輸部門の燃料多様化、③新エネルギーの開発・導入促進、④原子力の利用、そして、⑤化石燃料の安定供給確保と有効かつクリーン利用、の5つの政策目標を設定した上で、これらに寄与する主なエネルギー分野の技術を抽出した。

①総合エネルギー効率の向上

②運輸部門の燃料多様化

③新エネルギーの開発・導入促進

④原子力利用の推進と
その大前提となる安全の確保⑤化石燃料の安定供給確保と
有効かつクリーンな利用

次に、抽出した技術を時間軸展開することによりロードマップの作成を行い、技術開発及びその成果が導入されるにあたって必要となる関連施策を整理した導入シナリオの作成を行った。

II. 技術の特徴付けについて

エネルギー技術分野全体を俯瞰するため、有識者にアンケート調査を行い、5つの政策目標に対する寄与について定性的な評価を行った。

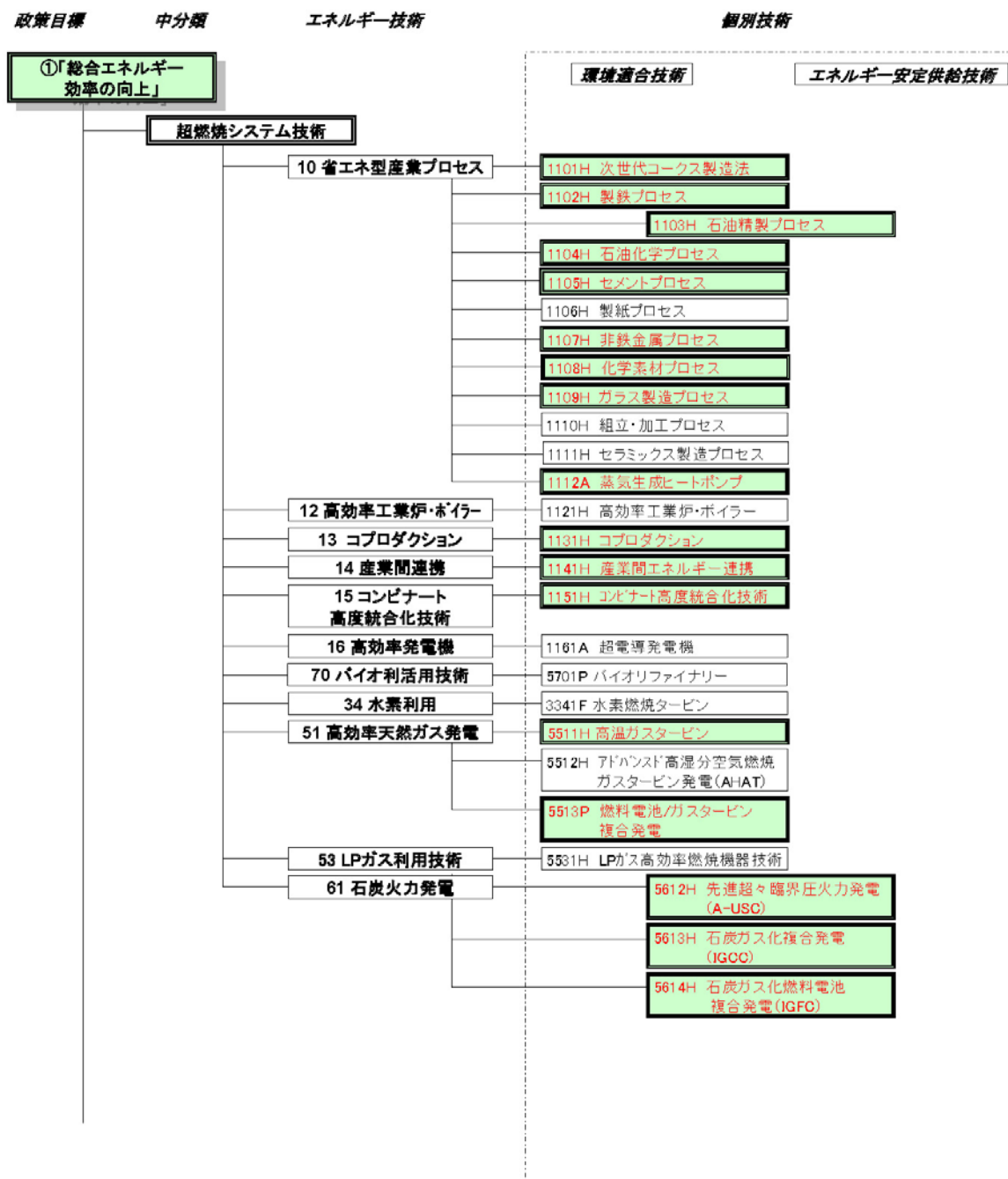
評価項目	内容
政策目標に関する指標	
①総合エネルギー効率の向上	転換部門における「エネルギー転換効率向上」、産業部門における「製造プロセス効率向上」、民生・運輸部門における「省エネルギー」など、GDPあたりの最終エネルギー消費指数を向上することに寄与する技術
②運輸部門の燃料多様化	バイオマス由来燃料、GTL (Gas to Liquid)、BTL (Biomass to Liquid)、CTL (Coal to Liquid) などの新燃料、EV (電気自動車) やFCV (燃料電池自動車) など、運輸部門の石油依存度を低減することに寄与する技術
③新エネルギーの開発・導入促進	太陽、風力、バイオマス等を起源とするエネルギーに関連する技術の開発・導入促進に寄与する技術。また、再生可能エネルギーの普及に資する新規技術、エネルギー効率の飛躍的向上に資する技術、エネルギー源の多様化に資する新規技術など「革新的なエネルギー高度利用技術」も含む。
④原子力利用の推進とその大前提となる安全の確保	2030年以降においても、発電電力量に占める原子力発電の比率を30～40%程度以上とすることに寄与する技術。負荷平準化等、原子力利用の推進に資する技術や安全確保に資する技術も含む。
⑤化石燃料の安定供給と有効かつクリーン・有効利用	化石資源の開発・有効利用技術、CCT (クリーン・コール・テクノロジー) などのクリーン利用や、資源確保に資する技術

III. エネルギー技術全体の俯瞰図について

評価結果を基に、5つの政策目標に対する寄与を示したエネルギー技術全体を俯瞰するマップを作成した。

①「総合エネルギー効率の向上」 に寄与する技術の技術マップ(技術リスト)(1/4)

※それぞれの政策目標への寄与が大きいと思われる個別技術を赤字で示す。

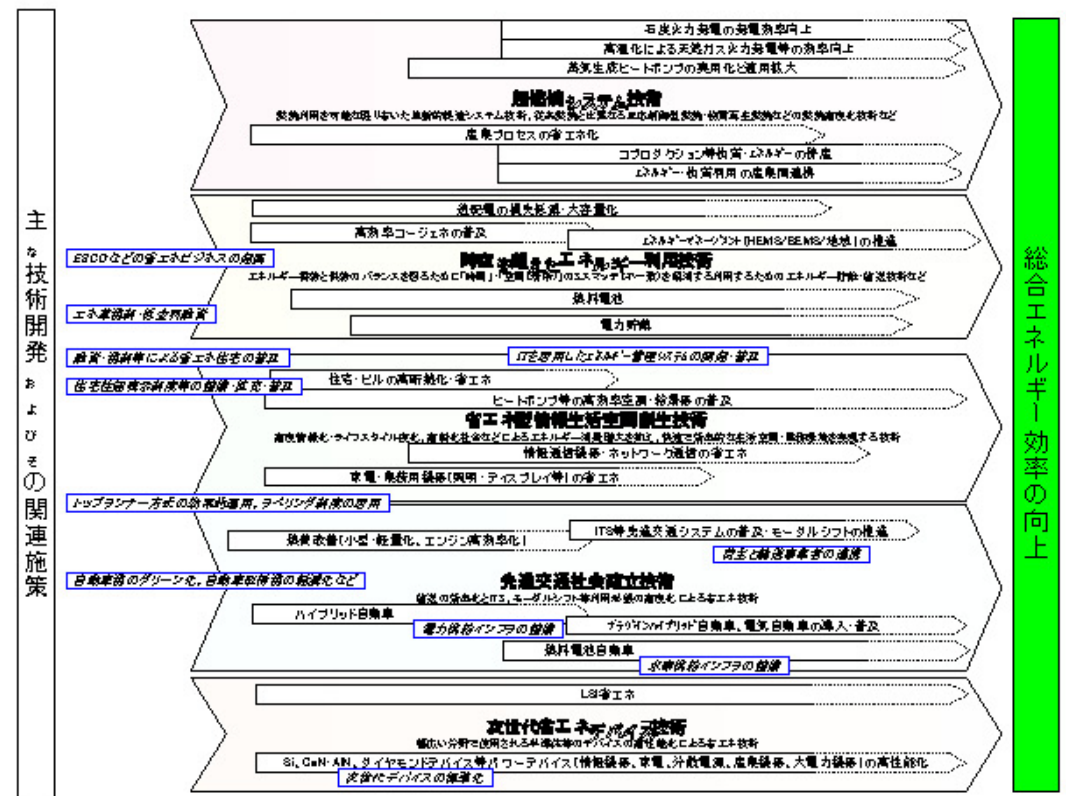
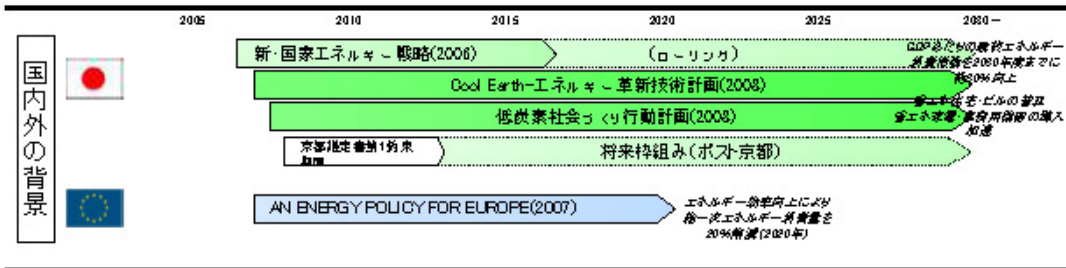


①「総合エネルギー効率の向上」
に寄与する技術の技術ロードマップ(2/13)

No.	エネルギー技術 類別技術	2010	2015	2020	2025	2030~
1108H	10.省エネ型産業プロセス 化学素材プロセス	<p>プロセス最適化技術(低温・低圧・高濃縮化、プロセス削減減、マイクロ波利用)</p> <p>化学産業のエネルギー 使用量を2015年レベル の2/3に削減を目指す</p>				
1109H	10.省エネ型産業プロセス ガラス製造プロセス	<p>小規模での実用化 中規模での実用化 大規模での実用化</p> <p>ガラス成形・除冷工程、ガラス強化に関する省エネ技術 プラズマ等利用インフライトメルティング(気中溶解)技術 高効率カレット加熱技術 高均質加熱・選択的迅速加熱技術</p>				
1110H	10.省エネ型産業プロセス 組立・加工プロセス	<p>組立・加工用レーザの他分野への応用 動力回生システムの小型化・他分野への応用</p> <p>動力回生システム 非鉄金属加工技術</p> <p>切削性向上(クーラント装置等) 高度機械加工システム レーザ空間モード制御利用(光吸収効率向上) レーザ位相制御利用(コヒーレント化学) Yb系固体レーザ利用(LCD基板製造等)、CO₂レーザ利用(EUV光源ドライバ等) 短波長ファイバレーザ利用(レーザマーキング、溶接等) 短パルスレーザ(高強度軽量材加工等)、超短パルスレーザ利用(低摩擦加工等) ファイバ光コヒーレント結合 RGBファイバレーザ利用(太陽電池パネル製造等)</p>				
1111H	10.省エネ型産業プロセス セラミックス製造 プロセス	<p>モジュール型セラミックス製造技術 リターナブルセラミックス製造プロセス</p> <p>エネルギー(現状比) 1/2</p> <p>低温プロセス技術、複合加熱プロセス技術</p> <p>プリカーサ利用技術 水利用合成プロセス、 水系スラリー利用プロセス 溶解最適化 完全リターナブル化</p>				
1112A	10.省エネ型産業プロセス 蒸気生成ヒートポンプ	<p>120℃蒸気 COP 3.0 生成蒸気の高濃化(120℃超) COP 4.0</p> <p>低濃蒸気ヒートポンプのCOP向上 排熱利用 高効率圧縮技術 高効率熱交換技術 低環境負荷冷媒技術</p> <p>食品分野熱利用技術への展開 空気熱源利用による蒸気発生</p>				
1112H	12.高効率工業炉・ボイラー 高効率工業炉・ボイラー	<p>ボイラー効率:17%程度向上 工業炉エネルギー効率:約10%~30%向上</p> <p>高効率燃焼技術 次世代高性能ボイラー 再生燃焼技術 高性能工業炉 酸素燃焼技術 酸素燃焼 酸素蓄化燃焼 【廃熱低減技術】 設備燃焼利用時の排ガス潜熱回収技術 酸素蓄化燃焼</p>				
1113H	13.コプロダクション コプロダクション	<p>電力・物質のコプロダクション</p> <p>製鉄・化学プロセスのコプロダクション</p> <p>自己熱再生方式 ガス化技術(部分酸化法) 次世代ガス化技術エクスルギー再生技術 原料多量化 高効率化 低コスト化</p>				

①「総合エネルギー効率の向上」に向けた導入シナリオ

転換部門における「エネルギー転換効率向上」、産業部門における「製造プロセス効率向上」、民生・運輸部門における「省エネルギー」などにより、エネルギー消費効率を2030年度までに少なくとも30%改善することを目指す。



- 共通関連施策
- 事業者支援補助金による初期需要創出(高効率機器の補助導入など)
 - セクター別ベンチマークアプローチの導入によるエネルギー消費原単位改善
 - 省エネ評価制度の国際的整備
 - 国際標準化・規格化による国際競争力の向上
 - 国民の省エネルギー意識の高まりに向けた取組み

省エネルギー技術戦略 2009

平成21年4月

経済産業省 資源エネルギー庁

独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構

省エネルギー分野の技術戦略

1. 背景

世界的な原油価格の高騰、化石燃料の資源的制約、京都議定書の達成およびポスト京都の一層の推進などエネルギーをめぐる課題がクローズアップされてきている。エネルギーの使用合理化(省エネルギー)の推進、エネルギー利用効率の向上は、これらの課題に対する確実、かつ重要な対策である。

国民に信頼されるエネルギー安全保障の確立、エネルギー問題と環境問題の一体的解決による持続可能な成長基盤の確立およびアジア・世界のエネルギー問題克服への積極的貢献を目標として、2006年5月、「新・国家エネルギー戦略」が策定された。ここでは、2030年に向けて官民で共有すべき数値目標が設定され、エネルギー使用合理化の一層の推進を行い、30%以上の最終エネルギー消費効率の改善を行うことなどが盛り込まれた。

さらに、平成19年5月24日、「美しい星50(クールアース50)」が発表され、世界全体の温室効果ガス排出量を現状に比して2050年までに半減するという長期目標が提案された。こうした長期目標の実現は、従来の技術の延長では困難であり、革新的技術の開発が不可欠であるとされている。従って、温室効果ガス排出量に密接な関係があるエネルギー分野において、世界トップ水準の技術を有する我が国は、エネルギー使用合理化分野も含め、2050年までの二酸化炭素排出の大幅削減に向け、世界をリードできる技術分野に研究開発資源を重点化し、技術開発を加速・推進することにより、我が国の競争力を強化・維持しつつ、国際的な連携を強力に推進し、世界全体での大幅削減に積極的に貢献していくことが必要である。

我が国が1970年代以来取り組んできたエネルギー使用合理化は、新たな製造技術の導入等により相当程度の成功を収めてきた。2050年も見据え、今後30年にわたり同様の成果をあげ続けるためには、産業、民生および運輸の全部門において、最終エネルギー消費効率の向上に資する技術開発とその成果の受入を促していくことが不可欠である。

2. 省エネルギー技術戦略

新・国家エネルギー戦略では、30%以上の最終エネルギー消費効率を改善していくための方策の大きな柱として、長期的視点に立った省エネルギー技術戦略を策定し、省エネルギー技術開発および支援の重点化を行うことが示された。

省エネルギー技術戦略は、2030年に向けてエネルギー使用合理化技術を日本の国際社会における「産業競争力の源泉」とし、資源制約・環境制約を乗り越え、尊敬される「世界一の省エネ国家」の実現を目指すことを掲げ、産官学や異なる事業分野、メーカーとユーザーなど様々な主体間での連携を促すことで革新的な技術開発を推進するとともに、今後想定される社会的経済的ニーズに対応し、目指すべき技術開発のステージを広く関係者間で共有していくことを狙って策定されている。

3. 技術課題の抽出および重点技術分野

エネルギー消費は人間活動の基本であり、生活における節エネルギー、利用機器の効率改善、エネルギー供給方式の最適化など、エネルギーの使用合理化技術は、あらゆる人間活動に関連する広範な技術であるが、特に消費分野のエネルギー便益を損なわないニーズ技術を考慮したエネルギー使用合理化技術や、エネルギー流通分野におけるエネルギーを高温から低温まで上手に使い回すための技術を重要な技術としている。また、需要サイド、ニーズ志向の開発要請が強く、個々の分野における漸進・改良型の技術開発も重要である。他方、大きなブレークスルーを実現するためには、異なる事業分野等様々な主体間の連携、シナジー効果が必要である。

したがって、ここではまずエネルギー使用合理化技術を省エネポテンシャル、技術成熟度、他分野への波及効果等

を総合的に評価し、幹となる重要な技術が抽出されている。さらに、技術開発の相互連携によりシナジー効果が発揮され、社会システムの変革にあわせたエネルギー使用合理化技術開発が促進されるよう、抽出された技術を分野・部門を横断する形で組合せて、5つの重点技術分野に整理されている。

重点技術分野

- ・超燃焼システム技術
- ・時空を超えたエネルギー利用技術
- ・省エネ型情報生活空間創生技術
- ・先進交通社会確立技術
- ・次世代省エネデバイス技術

本戦略においては、効率的な技術開発を可能とするため、技術を個別具体的なプロセスやシステムに落とし込んで考えるのではなく、複数あるいは多くのプロセス/システムに共通する、言い換えれば開発や実用化の波及効果の大きな要素技術を技術群から抽出し、技術体系を俯瞰するように可能な限り行つた。しかしながら、この方法には多くの専門に細分化された技術体系になじんだ技術者や研究者にとって技術を把握しにくいという問題点もある。そこで、エネルギーの使用合理化に対する寄与が高い、あるいはエネルギー消費削減の効果が質・量的に大きいと期待されるプロセスやシステムを必要に応じて適用分野例に記入することにした。

4. 重点化した省エネルギー技術分野の概要

1) 超燃焼システム技術

産業部門においては、これまでも積極的に省エネ対策が進められてきており、現状の業態における既知の対応策は既に着手され、更なる効率改善を図るには、従来の発想を超えた抜本的なプロセス改善等が必要である。産業分野の中でエネルギー消費比率の上位にある鉄鋼・非鉄、石油精製、化学、窯業・セラミックスなどのプロセス産業では化石燃料を燃焼させて得た熱エネルギーの利用がエネルギー消費の多くを占めている。特に、無為の燃焼利用は最小化したうえで、燃焼工程そのものを最大限高効率化し、生成される熱エネルギーを極限まで有効利用することが、産業分野における抜本的なエネルギーの使用合理化/CO2排出量削減につながるとの認識から、燃焼利用を可能な限り省いた革新的な製造システム実現に向けた技術開発を積極的に進めること、と同時に従来型燃焼とは異なる反応制御型燃焼、熱物質再生燃焼やプロセス複合型燃焼など燃焼高度化技術を併せて「超燃焼システム技術」と定義する。

具体的には、最適な温度をうまくつくり、化石燃料の持つエネルギーを高効率に利用するという観点から、上述の燃焼高度化・複合化技術の開発を進め、製造工程に使用される燃焼工程を代替・補完する革新的な技術開発を推進していくことが必要である。

更には、プロセスに関連し、省エネに必要な部材開発を進めていくとともに、産業間連携によるエネルギーの有効利用や物質とエネルギーの併産(コプロダクション)等の技術開発を実施していく。

2) 時空を超えたエネルギー利用技術

熱や電気等のエネルギーを蓄積したり、移動したりする場合にはロスが発生する。工場において発生する余剰エネルギー(廃熱)は、近隣に需要がなければ、時間的・空間的輸送が困難であることから、十分に利用されないまま排出されることが多い。他方、民生部門等のエネルギー需要は各地に存在する。このようなエネルギー需給のミスマッチに対して、例えば蓄熱技術により、「時間」、「空間(場所)」のミスマッチ(不一致)を解消した「時空を超えたエ

エネルギー利用」が実現すれば、大幅なエネルギー使用合理化が実現する。究極は、夏の熱を冬に暖房用として使う、冬の冷熱を夏の冷房に活用する、というエネルギー最適利用社会が実現する。

しかしながら、現状では産業分野と民生分野での使用時間帯や場所、エネルギーの質や量が異なるため利用できずに廃棄されることが多い。また、民生分野においては、時間的ミスマッチにより熱や再生可能エネルギーが有効に利用できない場合がある。

このように、エネルギーの需要と供給とのバランスを図るうえで制約条件となっている「時間」、「空間(場所)」のミスマッチ(不一致)を技術によって解消し、産業分野では使えなくても民生部門ではまだ使えるようなエネルギーを捨てることなく使いまわすという、エネルギーの高効率利用を達成する技術を実現していくことが重要である。

具体的には、「熱エネルギー」、「電気エネルギー」、「化学エネルギー」の3形態により、エネルギーの貯蔵、輸送を行うことを想定する。「熱エネルギー」では、長距離の輸送が困難となっている現状を踏まえ、潜熱蓄熱、吸収・吸着、真空断熱パイプラインなどの技術による解消を図る。「電気エネルギー」では、貯蔵が困難となっている現状を踏まえ、蓄電の高度化を図っていく。また、水素、合成ガス、天然ガスなどの「化学エネルギー」は、貯蔵・輸送が比較的容易であることから、コプロダクションなどによるエネルギー回収、燃料電池やコジェネレーションなどの分散型エネルギー利用技術の連携によりその利用を進めることが必要である。

最後に、需要側と供給側の計測と動向予測、制御技術の確立などにより、これらの3形態を最適に活用するための最適評価方法を確立していくことが、実際の導入にあたっては、重要な要素となるため、この分野における研究開発も進めていく。

3) 省エネ型情報生活空間創生技術

民生家庭・業務部門では、これまで主要な家電品や事務機器などにトップランナー基準を適用するなどの、エネルギーの使用合理化推進策をとってきた結果、個別の機器の効率は大幅に向上してきた。しかし、高度情報化、豊かさを求めるライフスタイルの変化、および高齢化社会への推移などに伴って、エネルギー消費は継続的に増加しており、これを賢く抑制し、快適で効率的な生活・業務環境の実現を図る技術の開発、普及が求められる。

このためには、まずは機器自体のエネルギー使用合理化を一層進めることが重要である。特に、エネルギー消費の大きい冷暖房・給湯用のヒートポンプ技術の小型・高性能化、高い発光効率を可能とするLEDや有機EL等の光源技術、次世代省エネ型ディスプレイ、今後、エネルギー消費の飛躍的伸びが予想される大容量・高速通信を低消費電力で実現するための通信装置、ネットワーク関連機器の技術等の省エネ技術の開発が必要である。

また、建物・生活環境の省エネ技術として、自然エネルギー活用も含めた住宅・ビル躯体(構造体、窓、断熱・遮熱材等)の省エネ化や、住宅・ビルの範囲を超えた、クラスター型のエネルギー・マネージメント・システムを含む面的エネルギー・マネージメント技術の確立が重要である。さらには、IT技術との融合を進め、人の好みや行動パターンに応じた制御技術、センサー技術の開発等によるエネルギー利用の最適化を推進する。

4) 先進交通社会確立技術

現在、自動車燃費の改善や物流部門の効率化などの省エネ対策は取組が進んできているものの、運輸部門の大幅なエネルギー消費量の削減は思うように進んでいない。自家用乗用車および貨物自動車のエネルギー消費量は運輸部門の消費量の8割強を占めることから、先進交通社会の確立に向けた最重要課題は、自動車によるエネルギー使用を削減するための技術開発であると考えられる。

省エネによる先進的な交通社会を確立するためには、自動車の電動化が重要である。先進的な自動車技術として電気自動車や燃料電池自動車、ハイブリッド車等の自動車電動化の技術開発を進めるが、これらの価格や技術レベル面での課題を考慮すると内燃機関(あるいはエンジン)の一層の低燃費化、また双方につながる技術として

車両軽量化等の高度化を進めることも必要である。

また、自動車の利用形態の高度化(走行の円滑化)を進めることも、重要なエネルギー使用量削減の取組であり、円滑な交通流体策の実現のため、車両間通信技術や交通制御システムの開発等のITS高度化のための技術開発を進めていく。

更には、乗用車から公共交通への移行や、トラックから他の物流システムへの転換を促進するために、ハイモーターシステムを確立していくための技術開発を進める。具体的には、路面電車のように併用軌道走行と一般道路の両方を走行可能なシステムや超小型車両による共同利用システム、市街地内での荷捌きを行う小型貨物電気自動車などの開発が必要である。

5) 次世代省エネデバイス技術

現代社会は、半導体シリコン(Si)を中核とするエレクトロニクスに支えられており、その省エネ化は重要な課題である。Siを中心とする従来のデバイスの省エネ化に加え、さらなる低損失デバイスの実現も要請されている。また、100V程度以上の素子耐圧が要求されるパワーデバイス分野では、Siを中心とする従来のデバイスの省エネ化に加え、さらなる低損失デバイスの実現も要請されている。例えば、SiCやGaN等のワイドバンドギャップ半導体を用いたデバイスの通電状態でのオン抵抗値は、原理的には従来のSi半導体と比較して約2桁低くなる。この結果、半導体デバイスで消費される結果として電力損失が大幅に削減されることから、大きな省エネ効果が期待される。

半導体デバイスとしては、LSIIに代表される電子デバイス、インバーターなどのパワーデバイス、情報通信分野における高周波デバイス、光化デバイス等があげられるが、中でも、パワーデバイスについては、民生部門から産業、運輸部門まで広範囲に用いられるものであり、高効率化のニーズが高い。このため、SiC、GaN、ダイヤモンド等のパワーデバイスに係る技術開発を推進していくことが重要である。この他、ディスプレイ技術、照明技術についてもベースとなるデバイス技術としての観点からの開発が必要である。

5. 今後の推進に向けて

“省エネルギー技術戦略2008”の策定にあたっては、一昨年前の4月に公開した“省エネルギー技術戦略2007”をもとに、経済産業省及びNEDOが各種学術団体の全面的な協力のもと、“省エネルギー技術戦略2007”に記載された技術の整理ならびに追加すべき技術の提案をつづいた評価を実施し、さらに数ヶ月に渡る有識者による研究会での検討等を踏まえ見直したものである。その結果として、“省エネルギー技術戦略2008”では、複数の重点技術課題に跨る技術や、省エネルギーに特に大きな寄与が期待される個別重要技術を示した。

今回、技術戦略マップ(エネルギー分野)の見直し検討に伴って、“省エネルギー技術戦略2008”の記載内容に、先の検討結果を反映させ、“省エネルギー技術戦略2009”として公開した。

今後、ホームページ等で内容を公表するとともに、シンポジウム等を活用しながら、広く意見を求めることとし、内容を適宜見直していく予定である。

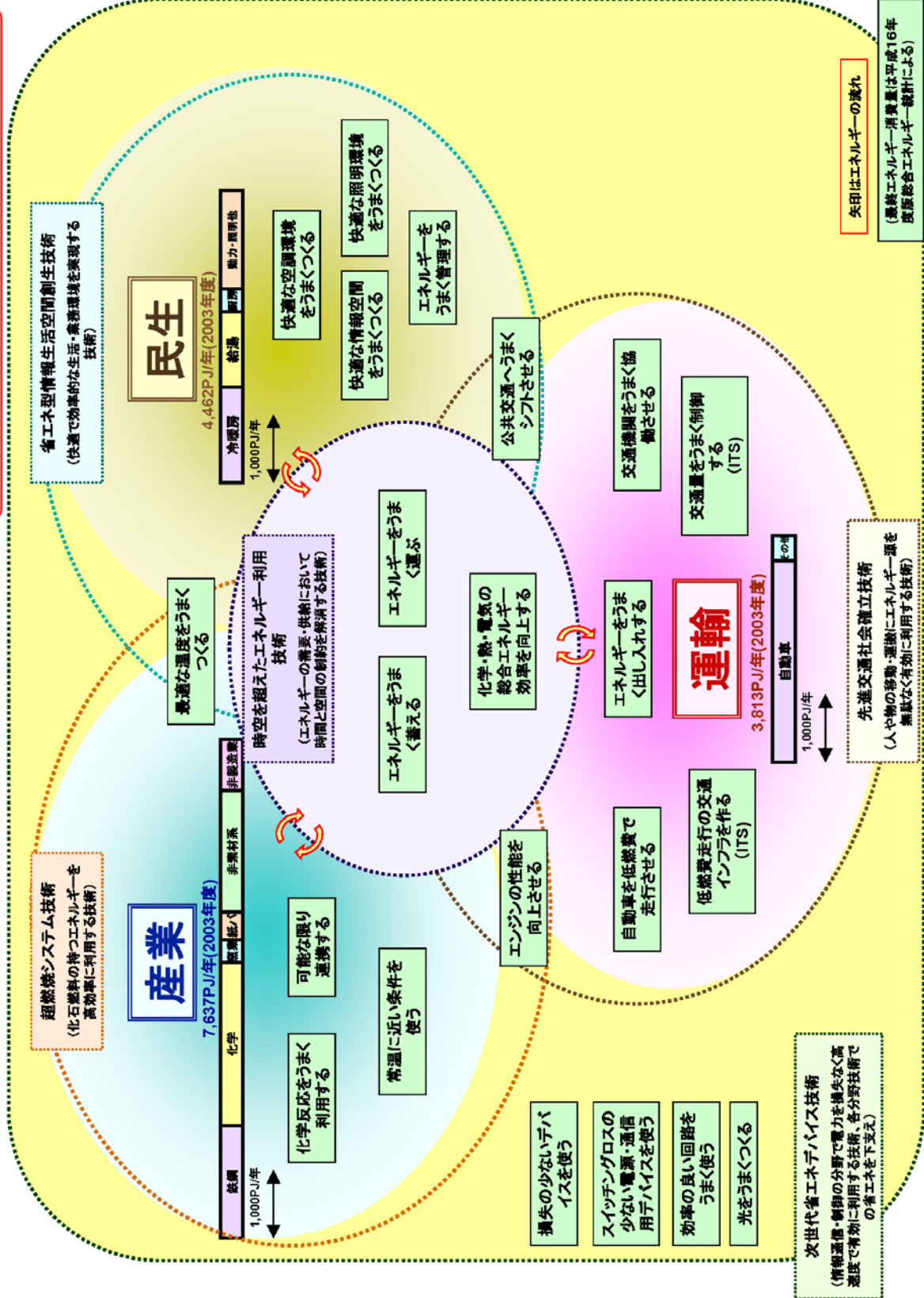
また、2009年度以降のエネルギーイノベーションプログラムの策定や、NEDO省エネ技術開発提案公募事業での優先的な採択を図っていくなど、省エネルギー技術戦略の実現に向けて、予算の重点配分を進めることとする。

なお、今回策定した省エネルギー技術戦略は、エネルギー技術全体の技術戦略マップの一部として位置づけられるとともに、今後の技術進展等に応じて、定期的にローリングされるものである。

また、2030年に向けては、省エネルギー技術戦略の推進と併せて、助成措置や税制、若しくは規制等と通じた初期需要の創出促進策などを積極的に組み合わせつつ、技術革新とそれを受け入れる社会システム側の変革との好循環を確立していくことが重要である。

省エネルギー技術戦略「全体技術マップ」

余すところなくエネルギーを利用し尽くし、資源制約・環境制約を乗り越え、算出される「世界一の省エネ国家」を実現



超燃焼システム技術の技術戦略マップ ～化石燃料の持つエネルギーを高効率に利用する技術～

I. 基本的な考え方

これまでも産業部門においては積極的にエネルギーの使用合理化対策が進められてきており、現状の業態における既知の対応策は既に着手されている。更なる効率改善を図るには、従来の発想を超えた抜本的なプロセスの改善等が必要である。産業分野の中でエネルギー消費比率の上位にある鉄鋼・非鉄、石油・石化、化学、窯業・セラミックスなどのプロセス産業では化石燃料を燃焼して得た熱エネルギーの利用がエネルギー消費の多くを占め、特に、燃焼ガスを加熱に使う場合や蒸気を発生させユーティリティとして使用する場合に、材料や装置の耐熱性等の制限によって燃焼ガスの温度を高くできないことや、効率的なカスケード利用がなされていないことなどから、無用に廃熱を多く発生させる結果となっている。

従って、無為の燃焼利用は最小化したうえで、燃焼工程そのものを最大限高効率化し、生成される熱エネルギーを極限まで有効利用することが、産業分野における抜本的なエネルギー使用合理化/CO₂排出量削減につながる。そこで、燃焼利用を可能な限り省いた革新的なエネルギーシステム実現に向けた技術開発を積極的に進めること、と同時に従来型燃焼とは異なる反応制御型燃焼、熱物質再生燃焼やプロセス複合型燃焼など燃焼高度化技術を併せて「超燃焼システム技術」と定義する。「超燃焼システム技術」によって実現される廃熱最小化を目指した省エネルギー型の産業構造、エネルギー利用体系のシナリオを検討し、その実現のための長期的視点に立った革新的な技術戦略を策定した。

具体的には、最適な温度をうまくつくり、化石燃料の持つエネルギーを高効率に利用するという観点から、上述の燃焼高度化・複合化技術の開発を進め、従来の燃焼工程を代替あるいは補完する革新的な技術開発を推進することが必要である。

さらには、産業間連携によるエネルギーの有効利用や物質とエネルギーの併産(コプロダクション)等の技術開発を効率よく実施していくことが重要である。

II. 導入シナリオ

本技術戦略は、さまざまな産業分野をカバーし、それぞれの分野について燃焼高度化、エネルギーの使用合理化プロセス及び材料開発、統合化システム構築という階層の異なる技術課題を含む。物理的なスケールで言えば、材料からプロセスへ、プロセスからシステムへと発展的に技術の実用化が展開されると考えられるが、ベースとなる現状技術のレベルがそれぞれ異なるので、早期実用化が可能な技術や早期の開発着手が必要な技術から順に開発を推進し、エネルギーの使用合理化をできるだけ早期かつ着実に実現できるようにシナリオを構成する。

III. 技術マップ及びロードマップ

1. 技術マップ

技術マップとして、温度レベルを意識した技術課題の仕分けに、化学反応によるエネルギー使用合理化プロセス技術と、横串としてのシステム統合化技術を加えて全体構成とした。

2. 重要技術の考え方

①最適な温度をうまくつくる

「化石燃料を燃やすならばできるだけ高効率に」との視点から、熱を作る側の燃焼技術について、効率＝生成物/(投入材料＋エネルギー)を向上させることを評価軸に据えた。燃焼による加熱が避けられないプロセスにおける、エネルギー使用合理化を達成するために必要な技術として、より高温で燃焼することによるエネルギー損失最小化を可能とする技術、低・中高温度廃熱の回収・再生および化学再生技術など、燃焼の高度化・複合化技術を取り込んだ。さらには、これら技術を実現するための極限環境材料技術や燃焼診断技術などもまとめた。

また、燃焼利用を可能な限り省き、高効率に最適な温度をつくる技術として、電磁気力を利用する技術を取り込んだ。これに関連し、省エネ型情報生活空間創生技術とまたがる技術であるヒートポンプ利用技術を「最適な温度をうまくつくる」ための技術として「高効率加熱化技術」の項目に集約した。

②化学反応をうまく利用する

鉄鋼、化学分野」などの生産プロセスにおいて、新たな化学反応プロセスを導入することによってエネルギーの使用合理化に、多大な寄与が期待される技術に主眼をおいた。

電池材料、触媒、分離材料などに共通するナノレベル固体構造制御技術、反応器をはじめとするマイクロ空間利用技術、製造プロセスの低温化などの、製造や発電などのプロセスの効率を飛躍的に向上させるのに不可欠なプロセス高度化技術を重点的に抽出した。

③可能な限り連携する

プロセスインテグレーション技術を適用したコプロダクション・システムは、化学・製鉄等の製造プロセスと発電等のエネルギー転換プロセスを複合化した新しいシステムの構築により、物質生産とエネルギー生産を同時に高効率に行うことにより化石燃料の使用量を極限まで小さくし、トータルのCO2排出量を大幅に低減することを目指したシステムである。個々のプロセスの効率化によっては成し得ない燃料消費の削減を可能とするプロセスインテグレーション技術を重点的に抽出した。

産業間連携では、各産業で過不足が生じる物質やエネルギーを業種の壁を越えて利用することにより、エネルギーの使用合理化を図ろうとしている。大規模な産業間連携のうち、熱・化学エクセルギーの再生技術、エクセルギーカスケード、ヒートポンプ等の概念に立脚した技術を重点とした。

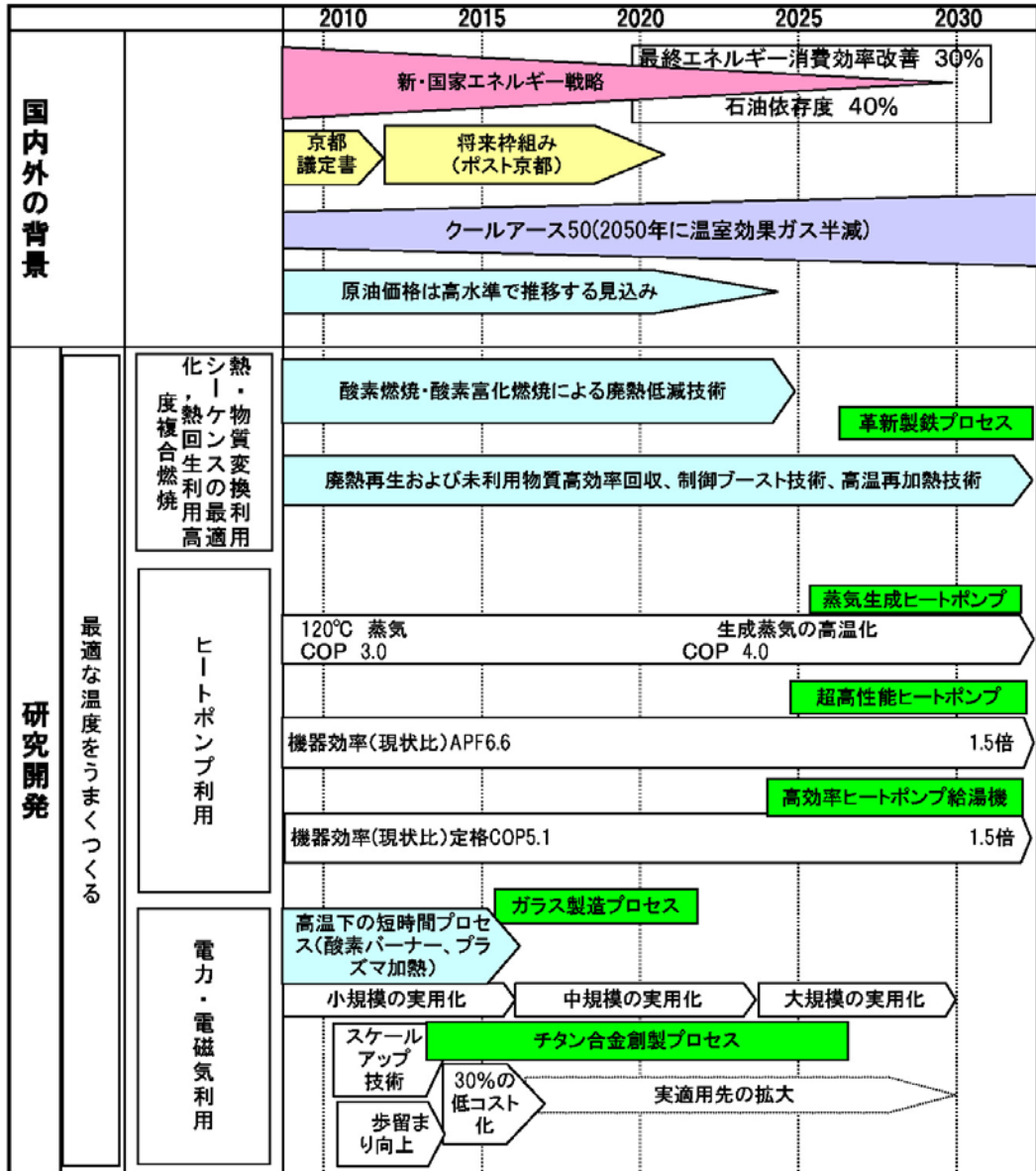
④常温に近い条件を使う

生物機能を利用した省エネ型循環産業の構築に資することを目的として、原料・燃料転換(植物や微生物などを利用したバイオリファイナリーなど)で必要となる投入エネルギーの削減、物質生産から廃棄物処理における省エネルギー(汚泥処理などの高度化など)等の技術を重点化した

3. ロードマップ

ロードマップは技術マップで提示された課題について技術開発の時期、普及時期を示した。

超燃焼システム技術の導入シナリオ

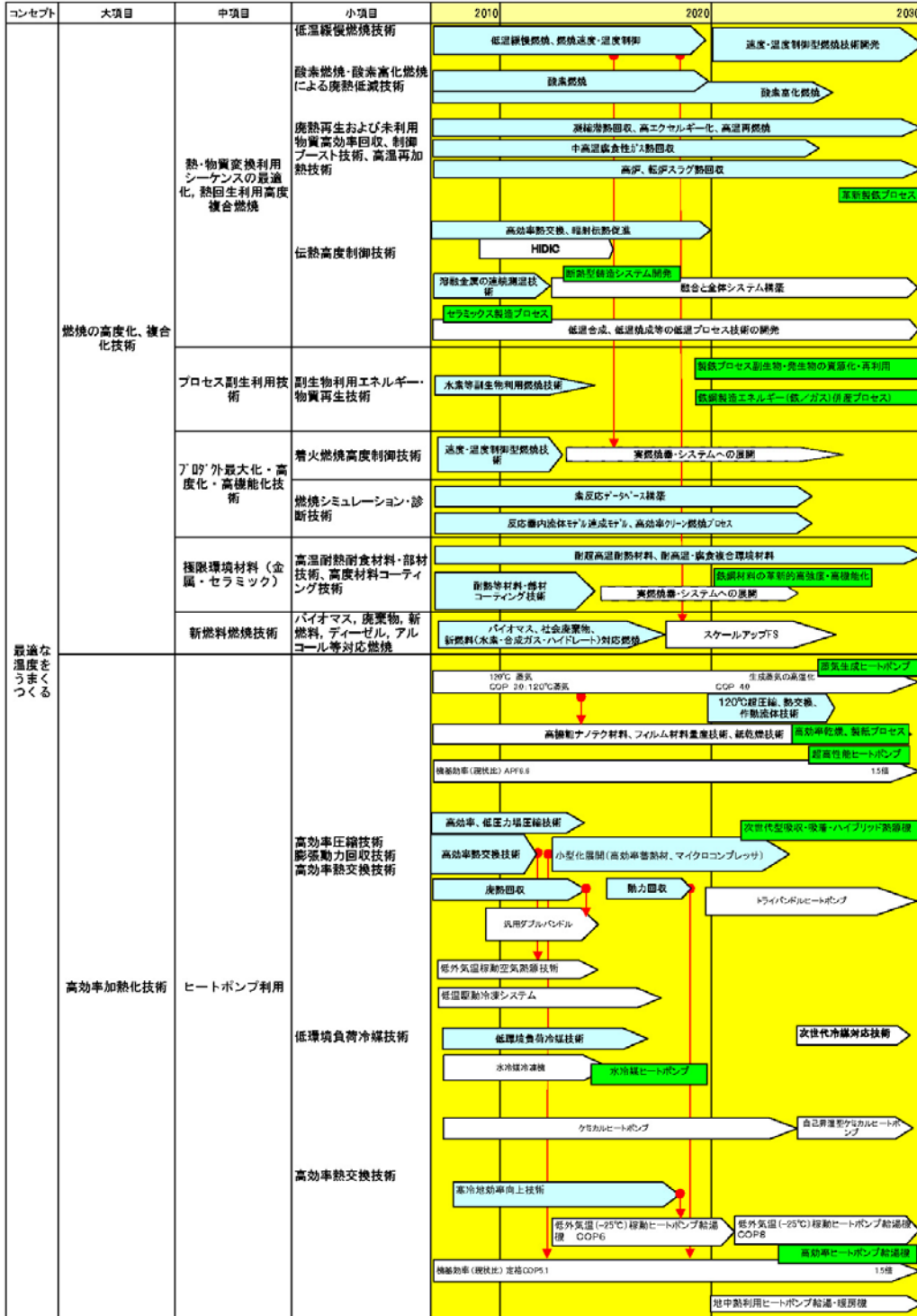


超燃焼システム技術 技術マップ

※本字：重要技術
※青字：カーボン・フリー・水素新技術計画に関連する技術

技術分野		分野構造			備考	
分野	コンセプト	大項目	中項目	小項目	適用分野例	
超燃焼システム技術	化石燃料をうまく使う	燃焼の高度化、複合化技術	熱・物質変換利用シートの最適化、熱回生利用高度複合燃焼	低温緩燃燃焼	高効率工業炉、ボイラー、熱化学再生ガス化、高温ガスタービン等	
				酸素燃焼・酸素富化燃焼による燃焼低減技術	高効率工業炉、ボイラー、石油精製プロセス、石油化学プロセス、化学農材プロセス等	
				燃焼再生および未利用物質高効率回収、制備プースト技術、高温再加熱技術	製紙プロセス、製鉄プロセス、石油精製プロセス、廃棄物ガスからの熱回収、石油化学プロセス、炭酸ガス発生ハイブリッド発電等	
				伝熱高度制御技術(高効率熱交換、放射伝熱促進技術等)	製鉄プロセス、高効率熱交換、高留、輻射伝熱促進技術、HVO等	
				プロセス副生物利用	副生物利用エネルギー・物質再生技術	製鉄プロセス、次世代コークス製造等
			高効率加熱技術	着火燃焼高度制御技術	密閉型小型エンジン、微粉炭ボイラー等	
				燃焼シミュレーション・診断技術	高温還元反応燃焼反応シミュレーション、燃焼・改質反応高度設計技術、熱化学反応データベース、各種燃焼モニタリング・診断技術等	
				極限環境材料(金属、セラミック)	高温耐熱耐食材料・部材技術、高度材料コーティング技術	高効率工業炉、ボイラー等、高温ガスタービン、石灰ガス化複合発電技術等
				新燃料燃焼技術	バイオマス、廃棄物、新燃料、水素・合成ガス、ディーゼル、アルコール、DME等対応燃焼	各種燃焼機器、バイオマスガス化、合成ガス製造等
				ヒートポンプ利用	高効率圧縮技術 膨張動力回収技術、高効率熱交換技術 次世代冷媒対応技術 低環境負荷冷媒技術	高効率ヒートポンプ給湯機、高効率ヒートポンプ、地中熱利用ヒートポンプ、産業用、水処理冷凍機等
	高効率加工技術	電力・電磁気利用(含耐熱耐食材料開発)	プラズマ加熱、プラズマ・燃焼複合化技術	ガラス製造プロセス、化学プロセス、セラミック製造プロセス等		
			電気溶解、電気分解技術	製鉄プロセス、非鉄金属プロセス、製紙プロセス等		
		マイクロ波・誘導加熱技術	ヒートポンプ(吸着剤急速再生)、非平衡電場プロセス、高効率蒸留、製紙プロセス等			
		高均質加熱・選択的迅速加熱技術	燃焼合成技術、気中加熱/溶解技術	ガラス製造プロセス、セラミック製造プロセス等		
		耐摩耗材料利用	低温熱間加工技術	製鉄プロセス等		
	化学反応をうまく利用する	低温・定圧・高選択・高速化技術	触媒反応利用	高性能触媒・光触媒	化学農材プロセス、製鉄プロセス等	
			反応・物質移動高度分離利用	ナノ多孔体構造制御技術(ナノ空孔技術) 高選択技術 革新的分離(膜/電極利用技術)	化学農材プロセス、等重選択的ガス透過膜プロセス、燃料電池用電解質膜等	
			非平衡利用	第三体導入技術、反応・分離複合化技術	膜プロセス、排ガス処理、ケミカル合成等	
		プロセス高度化技術	還元反応利用	還元温度制御技術 水素利用低炭素還元技術	資源原料・部材還元製鉄プロセス、化学農材プロセス等	
			マイクロ空間反応場利用	マイクロリアクタ技術	化学農材プロセス、セラミック製造プロセス、時空間分布制御反応器、石油化学プロセス等	
可能な限り連携する	エクセルギー再生技術	プロセスインテグレーション技術	コプロダクション技術	製鉄プロセス、石油化学プロセス、セメントプロセス、製紙プロセス、化学農材プロセス、発電・加熱インテグレーション、加熱プロセスインテグレーション、鉄・炭素系資源複合変換、次世代高効率石灰ガス化発電技術等		
			ケミカルルーピング技術	ケミカルルーピング、ケミカルルーピング水素製造、CO2アクセプタ等		
	産業間連携技術	ユーティリティ・ネットワーク利用	ピンチテクノロジー	コンビナート連携、エココンビナート構築、水素・水ビント、物質カスケード/リサイクルマネジメント、サステイナブルカーボンサイクル化学体系、発電のインテグレーション等		
			ネットワークモデル化・設計技術	コンビナート高度統合化技術、産業・民生連携、IMES、ILEN等		
			有用宿主生物創製技術	バイオマスリファイナリー(コンビナート)、非石油系由来材料製造、排水・廃棄物処理プロセス、高機能窒素除去(硝化、脱窒)、高機能化活性汚泥処理等		
化石燃料に極力頼らない	常温に近い条件を使う	低環境負荷型プロセス技術	バイオ高度活用技術	成分分離技術(セルロース、リグニン等)、選択的分解前処理技術	バイオリファイナリー、非石油系由来材料製造等	
			バイオ高度活用技術	鮮果開発技術、糖化、発酵技術		
		高速伝熱技術	マイクロ空間伝熱場利用	マイクロリアクタ技術	マイクロ熱交換器等	
低燃費で走行する(先進交通社会確立技術)	エンジンの性能を向上させる	エンジン改良技術	ガソリンエンジン	HCCI(希薄予混合圧縮着火燃焼)		

超燃焼システム技術ロードマップ



コンセプト	大項目	中項目	小項目	2010	2020	2030	
最適な温度をうまくつくる	高効率加熱化技術	電力電磁気利用	プラズマ加熱、プラズマ・燃焼複合化技術	スケールアップ技術 歩留まり向上	30%の低コスト化	ナタン合金新製プロセス、合成樹脂、金属材料プロセス セメント焼成技術 高効率アルミを用いた溶融製造、希少金属分離回収、合金鉄鋼	
			電気溶融、電気分解技術	電気溶融、電気分解 プロセス基盤技術・設備技術研究、スケールアップ・最適化研究	電気溶融、電気分解 実用化の検討、実用優先の拡大	鋼片生産改善	
			マイクロ波・誘導加熱技術	マイクロ波加熱 マイクロ空間反応場 (マイクロリアクター、ナノ多孔など)	誘導加熱 電磁波などエネルギー投入による非平衡プロセス	マイクロ波加熱 誘導加熱 ナタン合金新製プロセス、高性能材料製造	
		高均質加熱・選択的迅速加熱技術	高温下の短時間プロセス 小規模の実用化	中規模の実用化 大規模の実用化	ガラス製造プロセス		
高効率加工技術	耐摩耗材料利用	低温熱間加工技術	プロセス基盤技術・設備技術研究、スケールアップ・最適化 希少金属分離回収、合金鉄製造	低炭素熱間加工プロセス 工業生産の刷新			
		触媒反応利用	高性能触媒・光触媒	プロセス排ガス浄化技術(光触媒) 太陽光有機物水素製造プロセス技術 サステナブル・カーボンサイクル化学体系(SC3)の高度利用 製鉄副生ガス利用によるケイ・エネルギーへの転換	低炭素触媒製造 高効率触媒の研発		
化学反応をうまく利用する	低温・定圧・高選択・高速化技術	反応・物質移動高度分離利用	ナノ多孔体構造制御技術	高機能ナノポーラス材料の産業化技術	高機能複合材料製造		
			高選択技術	有機バインダの触媒化技術開発 プリカーサ設計・合成、プロセス化技術開発 水利用合成プロセス、水素スラリー利用プロセス リターナルセラミックス製造プロセス	高性能複合材料製造 バインダレス成形技術の開発 セラミックス製造プロセス セラミックス製造プロセス		
		革新的分離(膜/電極利用技術)	分子触媒・酵素の設計技術	固定化分子触媒、固定化酵素触媒 新規造エンプラ製造触媒(PP, sPS)			
			高選択的膜技術(ナノ、サブナノスケールでの多孔体構造制御技術と分子レベル化学種成制御)	高選択的膜技術(ナノ、サブナノスケールでの多孔体構造制御技術と分子レベル化学種成制御) 高温作動膜技術	高選択的膜技術(ナノ、サブナノスケールでの多孔体構造制御技術と分子レベル化学種成制御) 電磁波などエネルギー投入による非平衡プロセス		
			ナノ・サブナノメートルスケールでの多孔体構造制御技術/分子レベル化学種成技術開発 H ₂ 、O ₂ 、CO、CO ₂ の分離 H ₂ O、CH ₃ OHの分離 モジュール化技術(触媒、金属製分離膜との複合化) セラミックス分離膜モジュールの産業技術確立 成膜技術(膜保持用基材の高度機能化、触媒技術、支持技術)開発 省エネ型膜分離水処理装置				

事前評価書

	作成日	平成19年8月31日
1. 事業名称 (コード番号)	革新的ガラス溶融プロセス技術開発プロジェクト	
2. 推進部署名	省エネルギー技術開発部	
3. 事業概要	<p>(1) 概要：エネルギー多消費産業であるガラス産業は、約150年前に発明されたガラス溶解技術を踏襲し続けており、企業単独での省エネルギー・効率化は限界に達してきている。特にガラス原料の溶融プロセスは数日間を要する長時間プロセスであり、この過程での所要エネルギーがガラス製造に係る消費エネルギーの大部分を占めるため、ガラス溶融の短時間化が省エネルギーには有効であるが、それを実現するには抜本的なプロセス技術の開発が求められている。</p> <p>本プロジェクトは、この要求に応えることのできる短時間ガラス溶解を可能とする気中溶解技術を用いた革新的ガラス溶融技術の開発を行うものである。</p> <p>(2) 事業規模：総事業費(国費分) 20億円(委託)(予定)</p> <p>(3) 事業期間：平成20年度～24年度(5年間)</p>	
4. 評価の検討状況	<p>(1) 事業の位置付け・必要性</p> <p>我が国のガラス産業は全産業の約1%に相当するエネルギーを消費するエネルギー多消費型産業である。その量は原油換算で毎年約200万KLにも及び、その大部分がガラス製造における溶融工程で消費されている。ガラス製品の品質は、気泡、未溶解物および組成ムラなどに左右され、これらはガラス原料の溶融過程でほぼ除去される。しかし、高粘度の溶融ガラス中での物質移動が緩慢であることから、品質確保のためには加熱による長時間(数日)のエネルギー投入を必要とするのが現状である。更に最近では、液晶やプラズマディスプレイなどに用いられる高品質・高付加価値化ガラスの需要が増大の一途にあり、製造にかかるエネルギー消費はますます拡大する傾向にあるため、ガラス製造に係る省エネルギーのための抜本的技術開発は重要且つ緊急の課題である。</p> <p>ガラス原料を気中で瞬時に溶解するインフライトメルティング(気中溶解)法は、短時間でのガラス溶解法であると同時に溶融炉自体を小型化することも可能であることから、ガラス溶解過程のみならず製造品種切り替えに要する時間の短縮と切り替え時に生ずる膨大な不良ガラスの排出削減、即ち固定エネルギーの削減にも貢献し得る省エネルギー技術として期待されており、省エネルギー分野の技術戦略における技術マップの「超燃焼システム分野」において「化学反応をうまく利用する」「高効率加熱技術」「電力・電磁気利用技術」「プラズマ加熱」に、また同ロードマップの「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けられている。</p> <p>既に特許等の申請により当該技術が海外においても認知されているところであり、我が国の省エネ対策及び国際競争力を更に高めるためには早急に技術を確認していくことが必要である。</p>	

<p>(2) 研究開発目標の妥当性</p> <p>カラーテレビなどに用いられる平面ディスプレイの市場規模は2005～2010年にかけて4.8倍に成長(*1)し、2015年には2005年の6.8倍に達すると予想されているが、並行して平面ディスプレイ用ガラスに求められる品質レベルも年々厳しさを増すことを考慮すれば、10年間で溶融時間は2倍に延長されると予想され、生産量の増大と品質向上のための溶融時間延長に伴う消費エネルギーの増大を抑制することは非常に重要である。ガラス製造における全消費エネルギーの内、ガラス溶融プロセスでの消費は約70%を占めており、この過程での省エネルギー化を図ることが最も効果的である。ガラス溶融プロセスにおける省エネルギーを大幅に実現する技術として、①ガラス原料を高速でガラス化する技術、②カレットを原料の一部として利用でき且つ高効率で加熱溶融できる技術、③ガラス原料の融液とカレットの融液とを高速で混合する技術を挙げ、本研究開発において①についてはプラズマ加熱等を利用したインフライトメルティング法で(使用エネルギー900kcal/kg-glassで)必要なガラス化率の達成、②については(使用エネルギー1800kcal/kg-glass以下で)1200℃への上昇時間を1分以内、③については2時間以内で均一に混合することを目標として設定し、世界最高レベルの省エネルギー型ガラス溶融プロセス開発を目指す。</p> <p>また、研究開発を実施するにあたり、これら目標設定については委員会ならびに有識者ヒアリングなどの意見を適切に反映させる。</p> <p style="text-align: center;">*1: JEITA 2011年カラーテレビの世界需要動向</p>
<p>(3) 研究開発マネジメント</p> <p>公募を行い、早期に実用化に向けた最適な実施体制を構築する。またプロジェクトリーダーを選定し、密接な関係を維持する。さらに必要に応じて、外部有識者の意見を運営管理に反映させ、適切な管理に努める。</p>
<p>(4) 研究開発成果</p> <p>革新的ガラス溶融プロセス技術を開発することにより、これまで5日間程度必要であったガラス溶解工程が半日以下となる。この事業によってガラス産業における大幅な省エネルギー化が実現されるとともに、我が国のガラス産業の国際競争力のアップにつながるものと期待できる。</p>
<p>(5) 実用化・事業化の見通し</p> <p>本プロジェクトの開発後、実用化試験を行い、2015年頃から小規模炉での実用化が開始されることを目指している。</p>
<p>(6) その他特記事項</p> <p>特になし。</p>
<p>5. 総合評価</p> <p>エネルギー多消費型産業であると共に年々増大する高品質化への対応のため製造に係る消費エネルギーの増加が予想されるガラス産業において、大幅な省エネルギー化を目指した抜本的技術開発の実現は非常に重要である。さらに二酸化炭素排出削減及び廃棄物削減に寄与できるものであり、ガラス産業の国際競争力アップの観点からも大きな意義がある。</p>

(注) 事業の全体像がわかる図表を添付すること

NEDO POST 平成20年度新規研究開発プロジェクト(業) 概要

研究目的

背景、目的、必要性(政策的位置付け、市場ニーズ、技術ニーズ)

- ① 背景：現在、世界各国のガラス製造企業は約150年前に発明されたガラス溶解技術を踏襲し、運転技術と省エネを極めてきたが、今以上の効率化・省エネは望めないところまできており、抜本的なプロセス改善が望まれている。
- ② 市場ニーズ (目的)：ガラス産業は年間約200万t(内、ガラス熔融プロセスが7割を占める)のエネルギーを消費しているエネルギー消費型産業であり、省エネを図ることは極めて大きい効果が期待できることから、NEDOではガラス溶解工程における大幅な省エネを目的に、革新的なガラス溶解技術の開発を行い、国内ガラス産業の国際競争力アップを図る。
- ③ 技術ニーズ：長時間を要するガラス原料の溶解均質化及び脱泡までの工程時間を短縮する技術が必要。

プロジェクトの規模

- 事業費と研究開発期間(目安として)
 - ① 事業費総額 2.0 億円(未定) ② 研究期間 5 年

研究内容概略

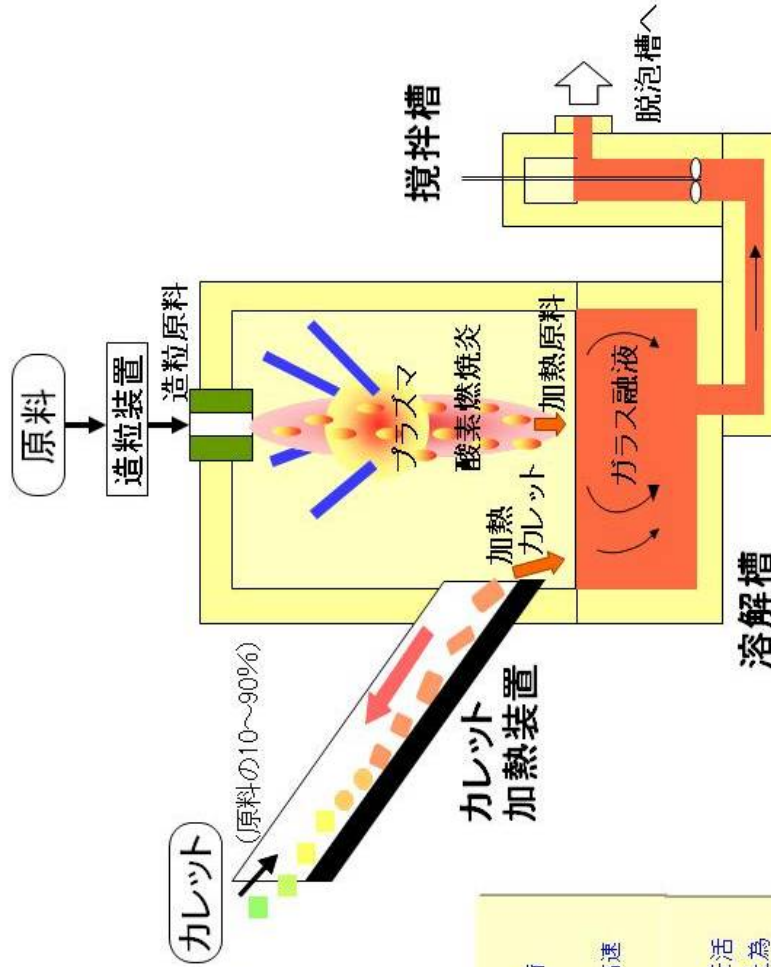
○ 研究開発課題(目的達成のための技術課題)

- ① インフライトメルティング(気中溶解)法により原料を溶解する技術
- ② カレットをガラス原料として利用するため高効率で加熱する技術
- ③ カレット融液とインフライトメルティング法による原料の融液とを高速で混合する技術
- キーテクノロジー、ブレークスルーポイント、オリジナリティ
- ① NEDO先導研究により、最新の多相プラズマと酸素燃焼炎を活用することで瞬時にガラスの溶解が可能であることを確認した為革新的な省エネをもたらず可能性が判明した。

技術戦略マップ上の位置付け

省エネルギー技術戦略の技術マップにおいて「超燃焼システム技術」「化学反応をうまく利用する」「高効率加熱」「電力・電磁気利用」「プラズマ加熱」に、同ロードマップにおいては「プラズマ加熱」「高温下の短時間プロセス」に位置付けされる。

関連図表



2007年10月現在