

LF CMモデル熱流動解析の精度向上①

－モデルの最適化検討その1－

－高放射性廃液固化研究報告－

1997年9月

動力炉・核燃料開発事業団

東海事業所

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒319-11 茨城県那珂郡東海村大字村松 4-33

動力炉・核燃料開発事業団

東海事業所 技術開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section, Tokai Works, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, 4-33 O-aza-Muramatsu, Tokai-mura, Naka, Ibaraki-ken, 319-11, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

LF CMモデル熱流動解析の精度向上①

—モデルの最適化検討その1—

—高放射性廃液固化研究報告—

実施責任者

宮本 陽一、五十嵐 寛^{*1}

報告者

吉田 勝、菅生 徹

川又 宏之^{*2}、四倉 浩司^{*3}

小林 洋昭

要 旨

ガラス溶融炉熱流動解析コード「FLOWMEL」を用いて、モックアップ3号メルタを対象にLF CMタイプのガラス溶融炉の解析を行った。今回はコードの実運用を念頭に、体膨張係数をパラメータとした対流抑制モデルの検討、計算メッシュの一部見直し、初期条件の一次検討などを行い、現時点での雛形モデルを策定した。

その結果、従来報告にあるように対流を抑制して計算すれば炉内最高温度はある程度推算できる目処を得た。しかし、炉材温度等の精度を向上させるには、今後さらに計算メッシュや初期条件の見直しが必要と考えられる。また本格的な運用を行うにはプレナム部や、主電極冷却部のモデル化を考慮してゆく必要がある。

環境技術開発部 環境技術第一開発室

*1 平成9年4月まで環境技術第一開発室

(現 アスファルト固化処理施設火災・爆発事故原因究明・再発防止対策班)

*2 原子力システム(株)

*3 検査開発(株)

目次

1. 緒言	1
2. 目的	2
3. 解析モデル	2
3.1 解析対象およびモデルの概要	2
3.2 モデル操作条件	4
4. 計算上の諸条件	5
4.1 計算メッシュ	5
4.2 境界条件	9
4.3 炉構成	10
4.4 計算パラメータ	11
4.5 ガラス物性値	12
4.5.1 粘性係数	12
4.5.2 密度および体膨張係数	12
4.5.3 熱電導率	12
4.5.4 比熱	12
4.5.5 電気抵抗率	13
4.6 溶融ガラスの組成	14
5. 現状の計算結果と課題	16
6. 検討項目と計算条件	20
6.1 ガラス物性（体膨張係数）	20
6.2 メッシュ構成	21
6.2.1 簡易メッシュによる予備検討	21
6.2.2 メッシュ幅の差異	22
6.3 初期条件	24

7. 結果と考察	27
7.1 ガラス物性（体膨張係数）	27
7.1.1 炉内温度.....	27
7.1.2 炉材温度.....	29
7.2 メッシュ分割.....	31
7.2.1 簡易メッシュによる予備検討	31
7.2.2 MU3でのメッシュ細分化.....	36
7.2.3 炉内ガラス温度.....	40
7.2.4 水平方向温度分布	41
7.2.5 炉材温度.....	43
7.2.6 考察.....	44
7.3 初期条件	45
7.3.1 炉内温度.....	48
7.3.2 炉材温度.....	50
7.3.3 考察.....	51
8. 改良モデル案	52
8.1. 炉内温度	54
8.2. 炉材温度	54
8.3. 考察.....	55
9. 結言	56
10. 今後の課題	57
11. 参考文献	58

使用図表一覧

- Fig. 1 モックアップ3号メルタ概略図
- Fig. 2 メッシュ図
- Fig. 3 熔融炉炉材構成図
- Fig. 4 温度分布計算結果 (Standard)
- Fig. 5 炉内流動ベクトル計算結果 (Standard)
- Fig. 6 中心軸上高さ方向温度分布
- Fig. 7 各種炉材部の実測との温度差
- Fig. 8 原料熔融層直下の模式図
- Fig. 9 2次元簡易モデル模式図
- Fig. 10 簡易モデルメッシュ図 (半裁断面のみ)
- Fig. 11 初期条件
- Fig. 12 定常初期計算後の結果
- Fig. 13 体膨張係数の違いによる炉内中心軸上温度分布の差
- Fig. 14 y方向の温度分布およびw成分流速分布
- Fig. 15 各ケースの炉材温度の実測との比較
- Fig. 16 水平方向の温度勾配模式図
- Fig. 17 簡易メッシュ各ケースの流動ベクトル図
- Fig. 18 簡易メッシュ各ケースの温度分布図
- Fig. 19 各ケースにおける高さ方向の流速 (Z方向成分のみ) と温度分布
- Fig. 20 各ケースにおけるy方向の流速 (Z方向成分のみ) と温度分布
- Fig. 21 修正モデルのメッシュ図
- Fig. 22 各ケースの流動ベクトル
- Fig. 23 各ケースの温度分布
- Fig. 24 各ケースの炉内ガラス軸方向温度分布
- Fig. 25 Y方向流速 (W成分) および温度分布 (主電極の中央部)
- Fig. 26 主電極表面-炉内中心温度差と体膨張係数の相関
- Fig. 27 各ケースの炉材部温度の実測との比較
- Fig. 28 CASE6,7の流動ベクトル図
- Fig. 29 CASE6,7の温度分布図
- Fig. 30 各ケースの炉内ガラス軸方向温度分布

Fig. 31 各ケースの Y 方向温度分布

Fig. 32 初期条件による炉材部の温度の違い

Fig. 33 定常計算 10 サイクル後の温度分布

Fig. 34 炉内中心部の温度分布

Fig. 35 各種炉材温度の比較

Table. 1 操業条件

Table. 2 境界条件一覧

Table. 3 炉構成材物性値

Table. 4 計算パラメーター一覧

Table. 5 ガラス物性値

Table. 6 PF798 組成表

Table. 7 SW-19 (R h) 模擬廃液組成表

Table. 8 各ケース解析条件設定一覧

Table. 9 体膨張係数パラメータサーベイ

Table. 10 簡易モデルの概要

Table. 11 初期計算条件の違い

Table. 12 平均的な 1 メッシュの幅

Table. 13 細分化した計算ケース

1. 緒言

事業団では、これまでに高レベル放射性廃棄物のガラス固化処理用ガラス溶融炉の開発を進めてきた。現在、LFCM 型のガラス溶融炉が東海事業所内ガラス固化技術開発施設 (TVF : Tokai Virtification Facility) において開発運転に入ったところである。

ガラス溶融炉は数種類の耐火物、電極、金属ケーシング等から構成され、これら溶融炉を構成する材料 (炉構成材) によって放射性物質を含む溶融ガラスを炉内に閉じこめるように設計されている。したがって溶融炉を設計し、稼働している溶融炉の閉じ込め安全性を評価するには、溶融ガラスのみならず炉全体の温度分布などを把握する必要がある。また、要求品質を満足するガラス固化体を製造するためのガラス溶融炉の運転性能を評価するには、溶融ガラス温度、流動状態等の把握が必要である。

従来のガラス溶融炉開発は、小規模な実験炉から実機サイズのモックアップ炉にいたるまで数機の試験設備のスケールアップと試験を重ねることにより、温度分布、閉じ込め安全性等のデータ検証を行ってきた。しかし、将来のガラス溶融炉設計においては開発時間の短縮等の効率化の観点から、より迅速な溶融炉開発が望まれる。そこで、従来のスケールアップによる積み上げ方式を効率化するため、コンピュータを利用したガラス溶融炉設計支援システムの構築を目指している⁽¹⁾。その一部として、コンピュータシミュレーションを利用した炉内状態の推定が挙げられ、数値解析結果を設計に適用することによって、これまでの積み上げ方式によるガラス溶融炉開発の期間を短縮することができると考えられる。

またシミュレーションを利用して、炉内状況を推定し、稼働中のガラス溶融炉に反映して、運転条件最適化の指針を得ることも期待される。

事業団では現在までに上記の目的に沿って、ガラス溶融炉 3 次元熱流動解析コード「FLOWMEL」の開発を行ってきた⁽²⁾。しかしガラス溶融炉は非常に高温で計測が困難な場合が多く、温度計測データ等は高精度の計算モデルを構築するに充分とはいえない。そこで実規模ガラス溶融炉運転、物理モデル実験等と解析結果を比較検証するとともに、解析精度向上、時間短縮のために解析パラメータ等の調査を行ってきた。

これまでの検討の結果、定性的には解析結果と試験結果との一致が見られるものの、重要な指標である溶融炉内の温度分布について実測結果と 100℃ 弱の差が見られる等、定量的な点で課題が残っている。これらは、実炉を計算系に上手く表現するためのモデル化、高温でのガラス物性値の信頼性等の影響が大きいと考えられる。

2. 目的

耐火物で構成するガラス溶融炉を対象とした場合、計算精度の定量面に課題が残っている。これまでの検討によって対流伝熱を低く見積もれば実測に近い計算結果が得られることが分かっているため、精度向上を狙ってガラス物性をパラメータとしたフィッティングを行うこととした。

さらにメッシュ分割の一部改善、初期条件の影響等について検討し、炉内温度、炉材部温度の実測との比較を行い、TVFでのコード利用に向けて標準的LF CMモデルの雛形の検討及び計算条件の策定を行う。

3. 解析モデル

3.1 解析対象およびモデルの概要

解析対象は実規模ガラス溶融試験炉であるモックアップ3号メルタ（以下MU3）である。メルタの概略図をFig. 1に示す。当溶融炉は現在ガラス固化技術開発施設(TVF)で稼働中の溶融炉に類似のサイズ、構成を有していること、実験段階での計測データがTVF炉に比べて豊富であることからLF CM熱流動解析の検討モデルとして従来から採用しているものである。

計算コードには前述の通り「FLOWMEL」を使用した。モデルは、溶融ガラス部で熱伝導解析、流動解析、電場解析の非定常解析を行い、炉材部については、計算時間短縮のため定常熱伝導解析のみを行っている。以下に特徴を示す。

計算コード : FLOWMEL

計算領域 : ケーシングを最外郭とする3次元領域。

計算内容 : 溶融ガラス部 非定常熱流動解析および電場解析
炉材部 定常熱伝導解析

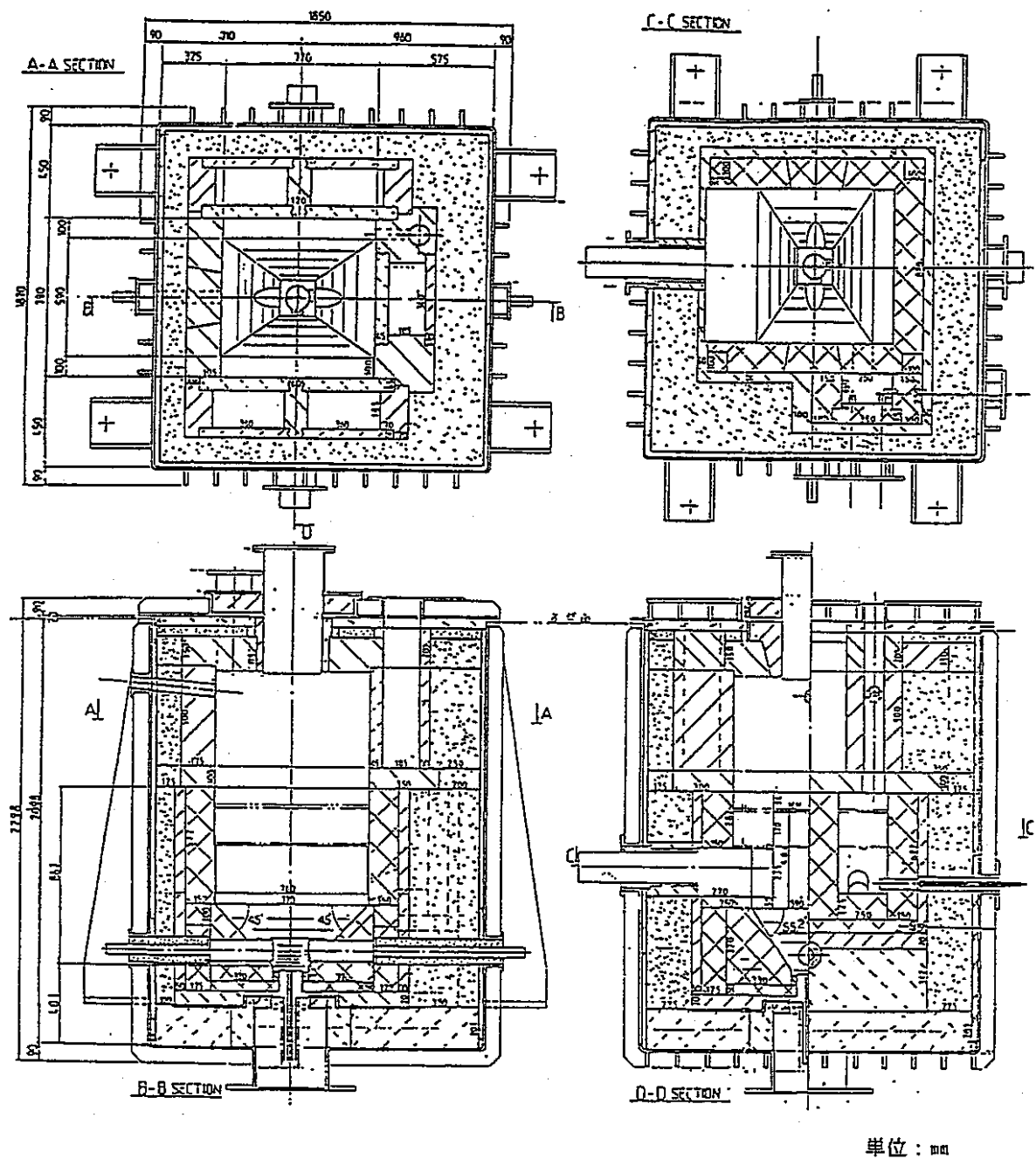


Fig. 1 モックアップ3号メルタ概略図

3.2 モデル操業条件

モックアップ3号メルタの第23キャンペーン14バッチ目（1990年6月19日）の炉内状況を基に解析を行った。操業条件をTable. 1に示す。運転モードは廃液供給時（ガラス製造速度 6.25kg/h）で、ガラス積算量は 207kg。運転状況は主電極間通電 36kw、補助電極間 0.4kw である。

Table. 1 操業条件

第23キャンペーン 14バッチ目 ('90.6.19 10:00)

項 目		条件	単位	数値
運転状態		廃液供給時		
ガラス製造速度			kg/h	6.25
ガラス原料供給速度			kg/h	4.49
廃液供給速度			l/h	13.52
未熔融原料層厚さ			m	0.105
ガラスレベル			mm	126
主電極間通電	電力値		kW	36
	電流値		A	668
	電圧値		V	57
補助電極間通電	電力値		kW	0.4
	電流値		A	26
	電圧値		V	12
ノズル-主電極間通電	電力値		kW	0
	電流値		A	0
	電圧値		V	0
主電極冷却条件 南側	流量		Nm ³ /h	39.5
	出口温度		°C	391
主電極冷却条件 北側	流量		Nm ³ /h	39.2
	出口温度		°C	395
主電極冷却条件	入口温度		°C	28
電極の放熱体積			m ³	0.01365
オフガス温度(T925)			°C	149
炉内雰囲気温度			°C	306
外気温度			°C	22
メルタリーク量			Nm ³ /h	6.4
原料供給/スループット/空気流量			Nm ³ /h	15.1

4. 計算上の諸条件

ここでは標準の解析条件となる境界条件、各種計算パラメータ等について示す。

4.1 計算メッシュ

Fig. 2に計算メッシュを示す。解析領域はモックアップ3号メルタ全体とし、3次元1/1モデルである。計算メッシュはXYZ方向に内部メッシュが $26 \times 30 \times 28$ grid、外部メッシュが $48 \times 50 \times 54$ gridである。また図には各種熱電対の計測該当位置も併せて示す。

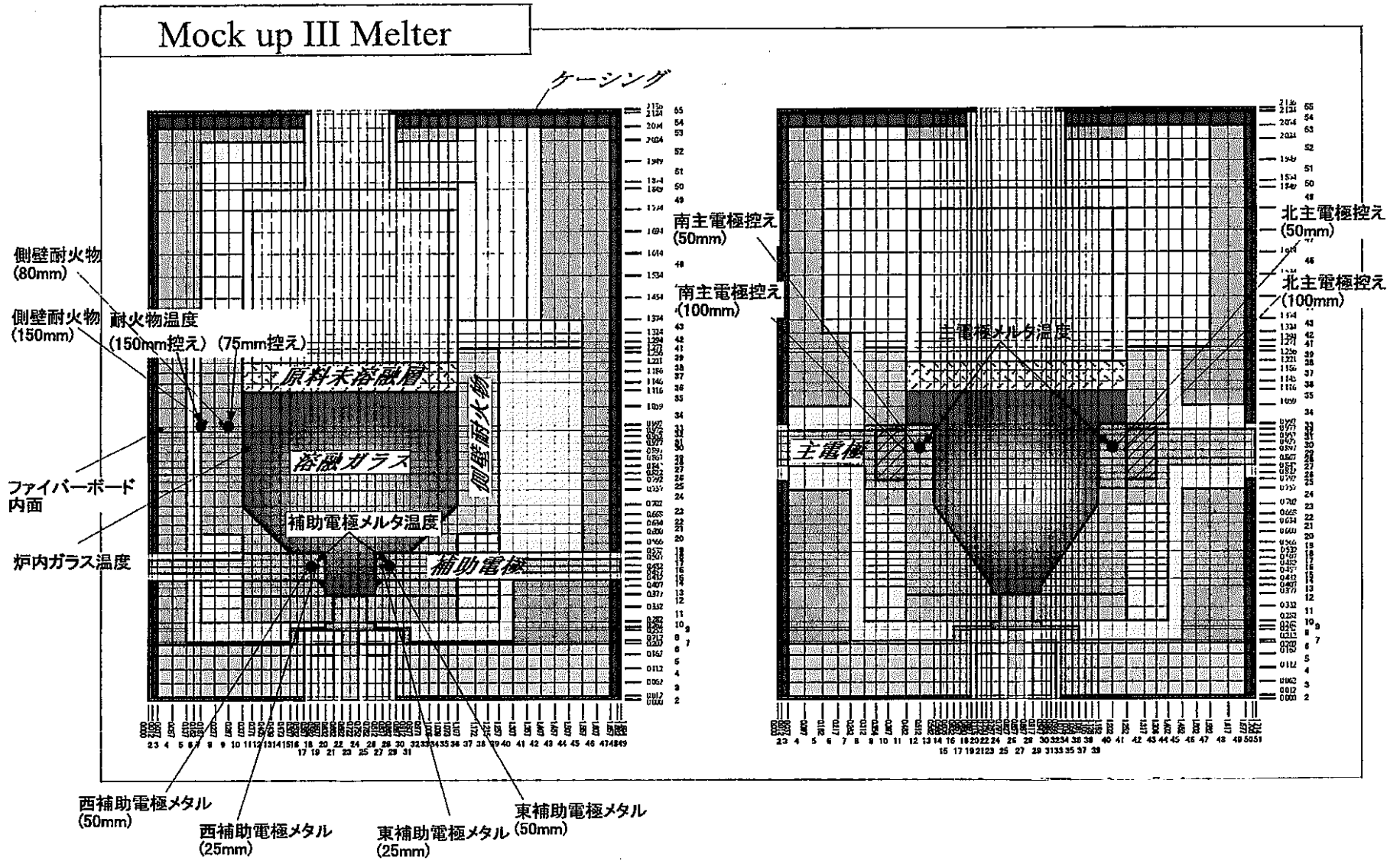


Fig. 2 メッシュ図

4.2 境界条件

境界条件をTable. 2に示す。境界条件は前記操業条件に基づいて算出される。(参考文献(2)を参照)

Table. 2 境界条件一覧

項 目		記号	単位	数値
主電極冷却部除熱量	北側	q N	kW/m ²	389.6
	南側	q S		384.8
未熔融原料層境界条件	未熔融原料層厚さ	L	m	0.105
	熱伝導率	K S	W/mK	1.40
	未熔融原料層吸熱量	Q A	kW	14.77
プレナム空間境界条件	空間内雰囲気気温度	T p	℃	150
熔融炉外壁面境界条件	熱伝達率	東面	α 1E	8.75
		西面	α 1W	8.54
		南面	α 1S	8.86
		北面	α 1N	8.27
		天井面	α 2	11.25
		底面	α 3	4.60
流下ノズル孔雰囲気気温度		T np	℃	40
外気温度		T r	℃	22

4.3 炉構成

Fig. 3に炉材料の構成図を示す。炉は主に耐火物で構成され、電極にインコネル、ケーシングにはSUS304Lが使用されている。Table. 3に構成材の各熱伝導率を示す。

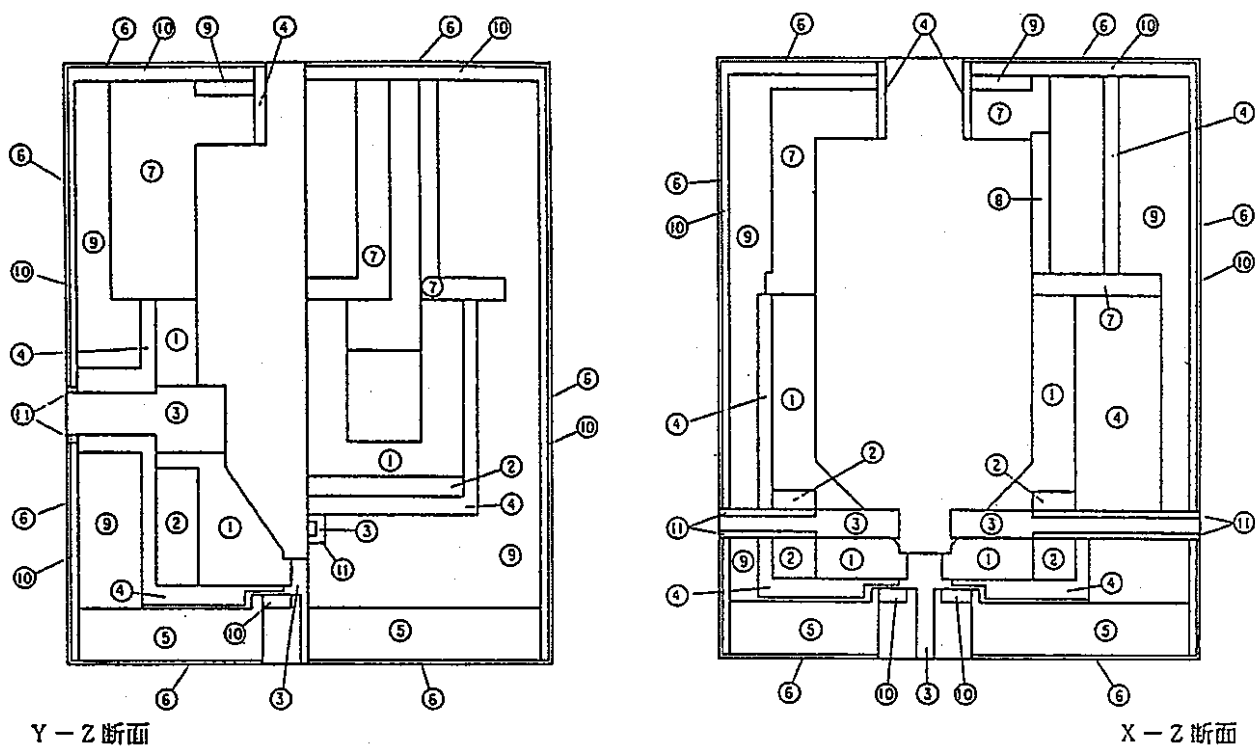


Fig. 3 溶融炉炉材構成図

Table. 3 炉構成材物性値

No.	材 質	熱 伝 導 率 [W/mK]	熱伝導率設定温度 [°C]
1	Monoflax K-3	3.138	1000
2	Monoflax CS-5	3.837	800
3	インコネル 690	26.560	800
4	MRT-70K	1.987	800
5	C-1	0.326	400
6	SUS 304L	15.607	100
7	AZ-GS	3.661	400
8	DC-N	16.854	400
9	LN-135	0.334	600
10	イビボード 30B	0.075	400
11	CA-165	0.870	100

4.4 計算パラメータ

各種計算パラメータをTable. 4に示す。

Table. 4 計算パラメータ一覧

項 目			単 位	数 値
電 位 計 算	計算回数		サイクル	1
	反復回数		回	100
	緩和係数		—	1.7
	収束判定値		—	0.001
流 動 計 算	計算間隔		サイクル	1
	反復回数	運動方程式	回	5
		圧力緩和式	回	100
	緩和係数	運動方程式	—	1.0
		圧力緩和式	—	1.7
	収束判定値	運動方程式	m/sec	5×10^{-5}
		圧力緩和式	1/sec	0.002
	タイムステップ		sec	1.0
	計算打ち切りサイクル		サイクル	—
	浮力の生じない基準温度		℃	1050
	計算間隔		サイクル	1
温 度 計 算	反復回数	内部セル	回	20
		外部セル	回	100
	緩和係数	内部セル	—	1.0
		外部セル	—	1.7
	収束判定値	内部セル	℃	0.1
		外部セル	℃	1.0

4.5 ガラス物性値

以下にガラス物性値の設定根拠とその出典を示す。

4.5.1 粘性係数

粘性係数の決定に当たっては、過去の測定結果（参考文献(3)(4)）を参照した。

$$\mu = \frac{704.923}{T - 668.504} + 2.5536 \quad (1)$$

μ : 粘性係数 (Pa·s) T : ガラス温度 (°C)

4.5.2 密度および体膨張係数

過去の高温密度測定結果⁽⁵⁾より引用。

$$\rho = 2.95 - 4.20 \times 10^{-4} T \quad (2)$$

(800°C ≤ T ≤ 1200°C) ρ : 密度 (kg/m³) T : ガラス温度 (°C)

体膨張係数 β は

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \rho}{\partial T} \quad (3)$$

で表されるため、 $T=1050^\circ\text{C}$ の時の値

$$\beta = 1.674 \times 10^{-4} \text{ (1/}^\circ\text{C)}$$

を用いている。

4.5.3 熱伝導率

文献(6)より

$$\lambda = -10.05 + 3.790 \times 10^{-2} T_k - 4.208 \times 10^{-5} T_k^2 + 1.635 \times 10^{-8} T_k^3 \quad (4)$$

(700 < T_k < 1250 (K))

λ : 熱伝導率 (W/mK) T_k : 絶対温度 (K)

である。

4.5.4 比熱

測定結果(7)より近似曲線を求めた。

$$C_p = \frac{(0.00146 \times T^2 + 2T) \times 1.671 + 711.02}{(0.00146T + 1)^2} \quad (5)$$

$T \leq 450^\circ\text{C}$

比熱は一般に温度による変化は小さいため、 $T=1050^\circ\text{C}$ を代入した値

$$C_p = 1.0770 \times 10^3 \text{ [J/kgK]}$$

を採用するものとした。

4.5.5 電気抵抗率

P0798 の比抵抗測定結果より、近似曲線を算出した。

$$R = \exp\left(\frac{32616}{T - 255.273} - 6.09273\right) \quad (6)$$

R : 電気抵抗率 ($\Omega \cdot m$) T : 温度 ($^{\circ}C$)

Table. 5に解析に使用したガラス物性の一覧を示す。

Table. 5 ガラス物性値

項目	記号	単位	
密度	ρ	kg/m^3	$2.509 \times 10^3^*$
体膨張係数	β	$1/K$	$1.674 \times 10^{-4}^*$
熱伝導率	λ	W/mK	実験式を用いて設定 $\lambda = A + BT + CT^2 + DT^3$ $A = -10.05$ $B = 3.79 \times 10^{-2}$ $C = -4.208 \times 10^{-5}$ $D = 1.635 \times 10^{-8}$ T : 絶対温度 (K)
比熱	C_p	$J/kg \cdot K$	$1.0770 \times 10^3^*$
電気抵抗率	R	$\Omega \cdot m$	$R = \exp(A/(T - C) + B)$ $A = 3261.63$ $B = -6.09273$ $C = 255.273$ T : 温度 ($^{\circ}C$)
粘性係数	μ	$Pa \cdot s$	$\mu = \exp(A/(T - C) + B)$ $A = 704.923$ $B = 2.5536$ $C = 668.504$ T : 温度 ($^{\circ}C$)

* 1050 $^{\circ}C$ の数値を使用

4.6 溶融ガラスの組成

解析対象であるモックアップ3号メルタの第23キャンペーンにおけるガラス原料はPF798¹⁾、模擬廃液はSW-19+Rhであり、それぞれTable. 6、Table. 7に組成を示す。

Table. 6 PF798 組成表

(wt%)

酸化物成分	組成比
SiO_2	62.3
B_2O_3	19.0
Al_2O_3	6.7
Li_2O	4.0
CaO	4.0
ZnO	4.0

¹⁾ 動燃内での廃棄物ガラスコード名

Table. 7 SW-19(Rh)模擬廃液組成表

元 素	原子量	濃 度		酸化物	分子量	濃 度		廃棄物中の 各酸化物成 分のwt%	ガラス固化 体中のwt% W25%
		mol/ℓ	g/ℓ			mol/ℓ	g/ℓ		
H ⁺	1.008	3.35×10^{-2}	3.377	—	—	—	—	—	—
Na	22.990	9.70×10^{-1}	22.300	Na ₂ O	61.979	4.85×10^{-1}	32.229	41.689	10.422
P	30.974	1.28×10^{-2}	0.397	P ₂ O ₅	141.943	6.40×10^{-3}	0.908	1.175	0.294
Fe	55.847	7.50×10^{-2}	4.189	Fe ₂ O ₃	159.691	3.75×10^{-2}	5.988	7.746	1.937
Cr	51.996	2.11×10^{-2}	1.097	Cr ₂ O ₃	151.989	1.06×10^{-2}	1.603	2.074	0.519
Ni	58.710	1.88×10^{-2}	1.104	NiO	74.709	1.88×10^{-2}	1.405	1.817	0.454
K ⁽²⁾	39.090	3.70×10^{-3}	0.145	K ₂ O	94.179	1.85×10^{-3}	0.174	0.225	0.056
Cs	132.905	1.72×10^{-3}	2.286	Cs ₂ O	281.809	8.60×10^{-3}	2.424	3.136	0.784
Sr	87.620	8.80×10^{-3}	0.771	SrO	103.619	8.80×10^{-3}	0.912	1.180	0.295
Ba	137.340	1.05×10^{-2}	1.442	BaO	153.339	1.05×10^{-2}	1.610	2.083	0.521
Zr	91.220	3.52×10^{-2}	3.211	ZrO ₂	123.218	3.52×10^{-2}	4.337	5.610	1.403
Mo	95.940	3.02×10^{-2}	2.897	MoO ₃	143.937	3.02×10^{-2}	4.347	5.623	1.406
Mn ⁽²⁾	54.938	7.80×10^{-3}	0.429	MnO ₂	86.936	7.80×10^{-3}	0.678	0.877	0.219
Ru	101.070	2.12×10^{-2}	2.143	RuO ₂	133.068	2.12×10^{-2}	2.821	3.649	0.912
Rh	102.906	3.89×10^{-3}	0.400	Rh ₂ O ₃	253.809	1.95×10^{-3}	0.494	0.639	0.160
Pd ⁽¹⁾	106.400	9.20×10^{-3}	0.979	PdO	122.399	9.20×10^{-3}	1.126	1.457	0.364
Ag	107.868	4.03×10^{-4}	0.044	Ag ₂ O	231.735	2.02×10^{-4}	0.046	0.060	0.015
Cd	112.400	4.57×10^{-4}	0.051	CdO	128.399	4.57×10^{-4}	0.059	0.076	0.019
Sn	118.690	2.92×10^{-4}	0.035	SnO ₂	150.688	2.92×10^{-4}	0.044	0.057	0.014
Se	78.960	6.50×10^{-4}	0.051	SeO ₂	110.958	6.50×10^{-4}	0.072	0.093	0.023
Te	127.600	3.01×10^{-3}	0.384	TeO ₂	159.598	3.01×10^{-3}	0.480	0.621	0.155
R. E.	—	—	—	R. E.	—	—	15.552	20.117	5.029
合 計							77.309	100.004	25.001

(*)1) TcはMnで、RbはKで代用している。

(*)2) アクチニド分及びY, La, Ce, Pr, Nd, Sm, Eu, Gdはレアアースで代用している。

回収廃液を考慮し、H⁺は1.34倍、揮発性元素Ruは1.25倍、準揮発性元素(Cs, Mn, Pd, Ag, Cd, Se, Te)は1.053倍となっている。

5. 現状の計算結果と課題

4.項に記載の条件を用いて計算した結果を以下に示す。Fig.4には炉の中央断面での温度分布を、Fig. 5には同断面での流速分布を示す。

以後これを標準条件（Standard）とし、6.項以降の計算条件は全てこれを基本条件としたものである。Table.8に各 CASE の解析条件設定の一覧を示す。

Table.8 各ケース解析条件設定内容一覧

ケース名	解析条件設定内容	メッシュ	関連章、ページ
Standard	標準条件（初期計算時電極電力 36kW）	Standard	4-1～4-6;p9～16
CASE1	体膨張係数：標準×0.5	Standard	6-1,7-1 :p22,29
CASE2	体膨張係数：標準×0.2	Standard	同上
CASE3	体膨張係数：標準×0.1	Standard	同上
CASE4	メッシュ細分化 体膨張係数：標準 注)	改良メッシュ	6-2,7-2 :p23～25,33～46
CASE5	メッシュ細分化 体膨張係数：標準×0.2	改良メッシュ	同上
CASE6	初期計算時 主電極電力 10kW	Standard	6-3,7-3 :p26,47
CASE7	初期計算時 主電極電力 20kW	Standard	同上
CASE8	メッシュ細分化、体膨張係数：標準×0.2、 温度初期条件変更、初期計算緩和係数 0.2	改良メッシュ	8-1～8-3 :p54～57

注) 簡易モデルによるメッシュ細分化のための試計算、を含む

計算結果として設計・運転上の指標となるのは温度である。炉内のガラス流速に関しては測定値が存在しないため、計算結果の妥当性は温度分布のみによって評価することとなる。

Fig. 6に示す計算結果の温度プロフィールを見る限り、温度分布のプロフィールは実測に似ているため、定性的には炉内現象を再現していると考えられる。従ってFig. 5に示す様に、主電極部の高さの中央部での上昇流と壁面近傍での下降流という循環流の形成、主電極以下の部分では流速が極めて小さいといった流れ場の特徴は実現象を再現しているものと推定される。しかし、定量的な面では炉上部ほど実測に比べて低温で全体に温度勾配が小さいことが分かる。炉内最高温度での実測との温度差は 80℃弱で、実測に比べ温度勾配は 10%以上小さい。

またFig. 7にはFig. 2のメッシュ図に示した炉材の測温点における実測と計算値の比較を示す。主電極以外の炉材温度に関しては、実測に対し+50℃程度と比較的実測に近い値といえるが、主電極温度は実測に比べ 150℃以上高温であり、コードを用いて運転支援を行うには誤差が大きすぎるといえる。

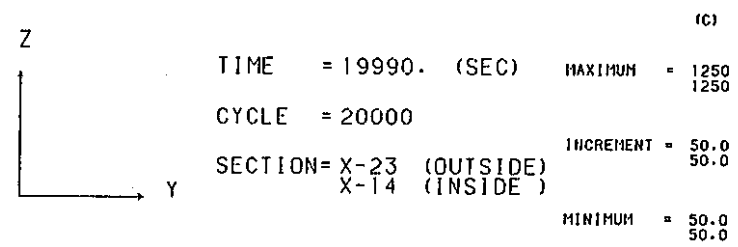
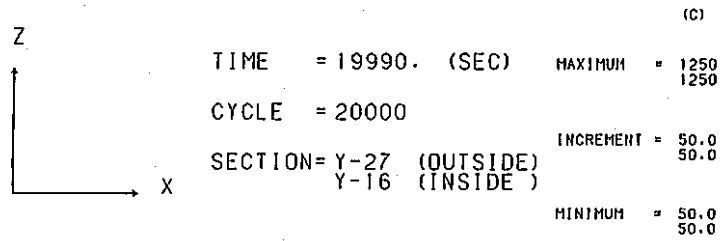
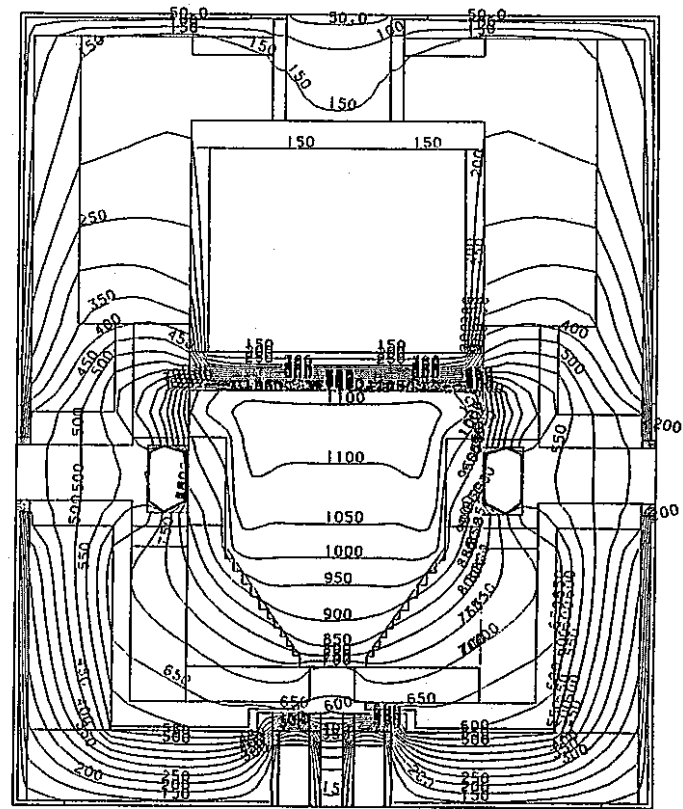
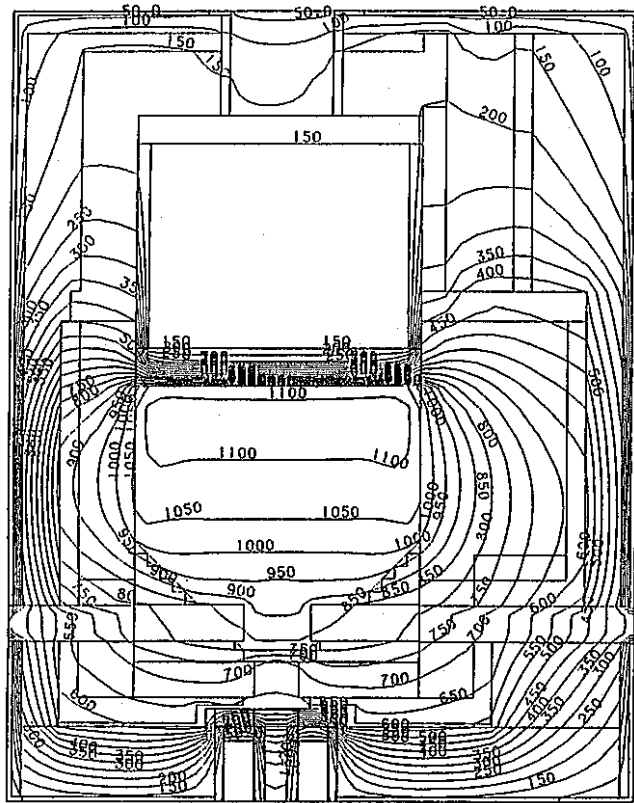
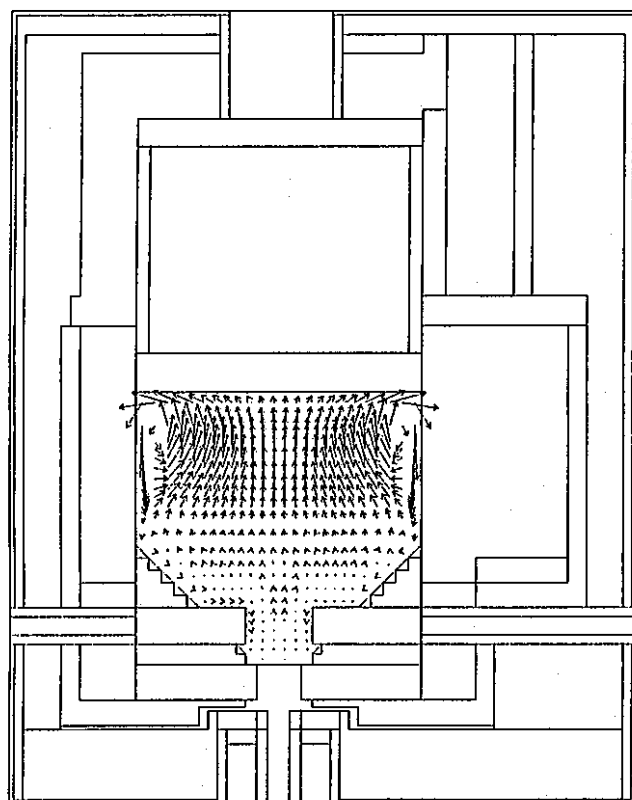
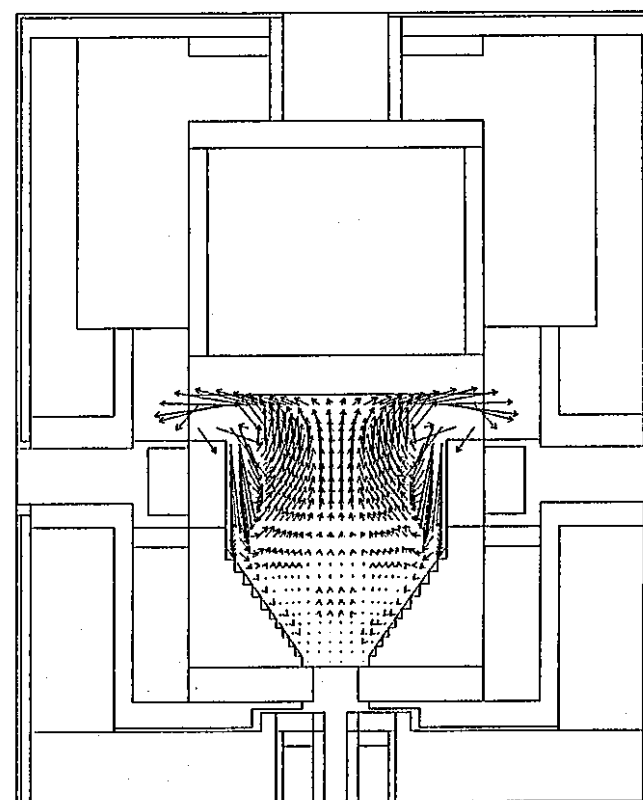


Fig. 4 温度分布計算結果(Standard)



Z
 TIME = 19990. (SEC)
 CYCLE = 20000
 SECTION=Y-16
 X
 1.335 *10**-3 (M/SEC)



Z
 TIME = 19990. (SEC)
 CYCLE = 20000
 SECTION=X-14
 Y
 1.335 *10**-3 (M/SEC)

Fig.5 炉内流動ベクトル計算結果(Standard)

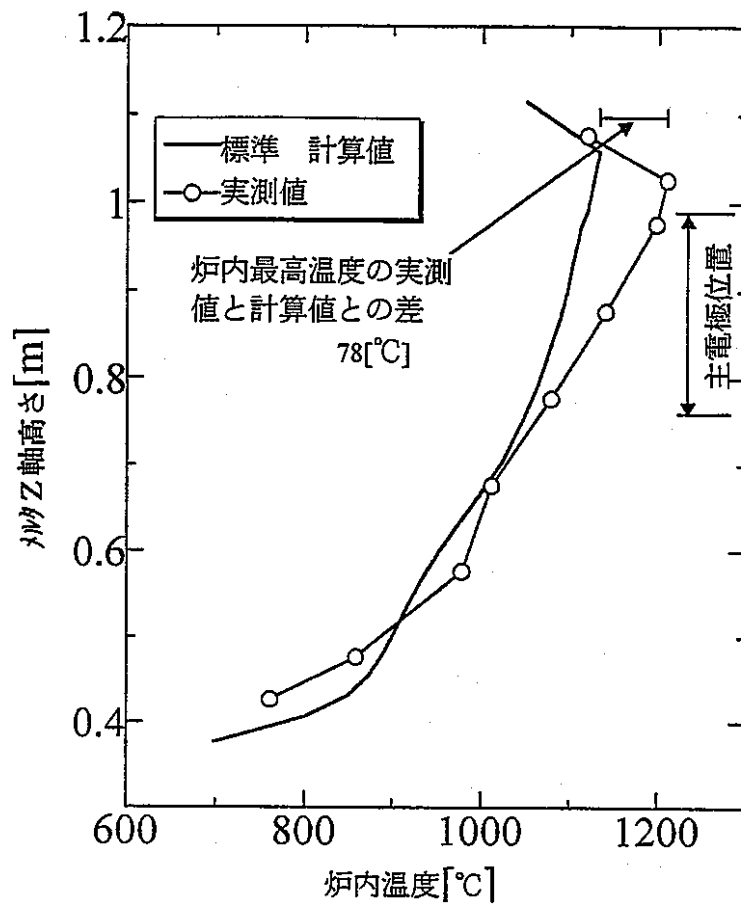


Fig. 6 中心軸上高さ方向温度分布

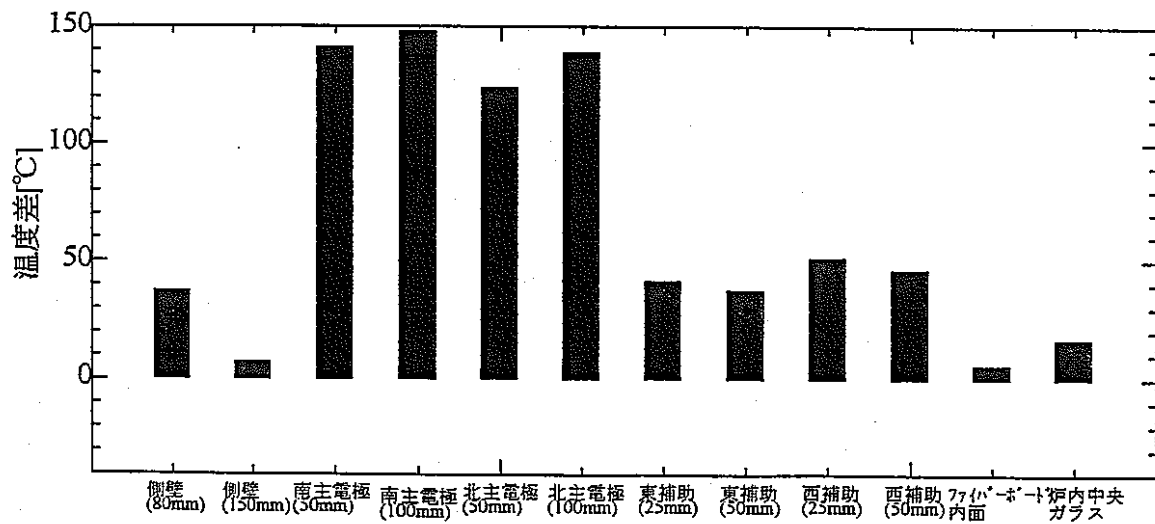


Fig. 7 各種炉材部の実測との温度差

6. 検討項目と計算条件

実測とのフィッティングを目的に以下の項目について検討を行った。

- ①ガラス物性（体膨張係数）
- ②メッシュ構成
- ③初期条件

以下に詳細について示す。

6.1 ガラス物性（体膨張係数）

これまでの検討により、炉内ガラスの熱移動は対流伝熱が支配的であること、温度勾配が実測に対して小さい、最高温度が低い等の問題は対流伝熱量が拡散伝熱に対して過大なことが要因であること等が分かっている^②。対流伝熱が大きすぎるのは、

①高温ガラス物性の真値とのずれ

②熔融ガラスが非ニュートン流体挙動を示すにも関わらず、計算上ニュートン流体として取り扱っている

の2つの原因が考えられ、対流伝熱（実際には流速そのもの）を抑制すれば、比較的実測に近い計算結果が得られることも分かっている。

しかし②についてはコード上大幅な改良が必要であることから①のガラス物性に着目することとした。この中でも粘性、比熱、電気伝導率などは比較的新しい測定データが得られている。そこで対流への影響が大きく物性データの信頼度も相対的に低いと思われる「体膨張係数」をパラメータとしてフィッティングを行うこととした。

具体的には以下の3ケースについて計算を行い炉内温度について比較した。

Table. 9 体膨張係数パラメータサーベイ

ケース名	体膨張係数[s ⁻¹]	備 考
Standard	1.674e-04	標準値
CASE1	8.370e-05	標準値の 1/2 倍
CASE2	3.348e-05	標準値の 1/5 倍
CASE3	1.674e-05	標準値の 1/10 倍

6.2 メッシュ構成

原料溶融層直下は溶融炉内でも最も高温となる領域で、急激な温度勾配に加え、主電極通電による下方からの加熱、原料溶融層での吸熱という Rayleigh-Benard Cell に類似の構造 (Fig. 8) を有している。このため複雑な流動形態が発現することが予想される。しかし、従来のメッシュ構成では高々2セルの空間解像度しか設定していない。これはモデル検討当初、Benard Cell の発現が予想されておらず、計算時間短縮のため粗いメッシュが採用されたためである。

ここでは、2次元の簡易モデルによる基礎検討とそれに基づいてMU3モデルのメッシュの一部を細分化した場合について検討を行った。

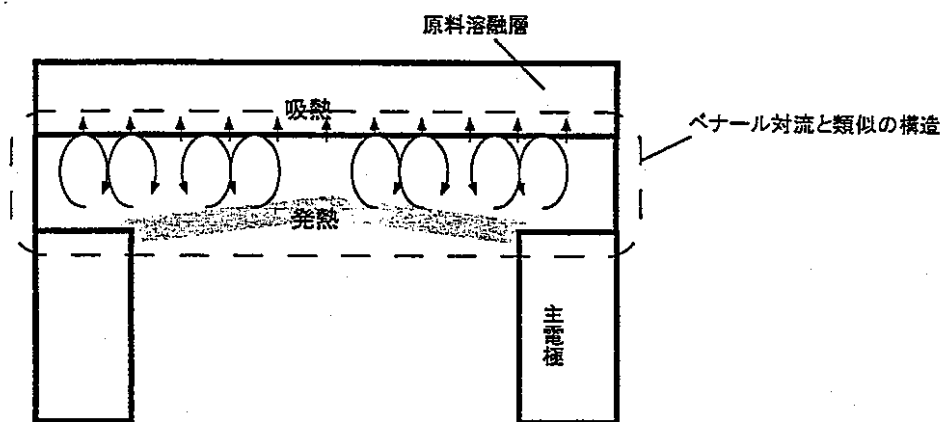


Fig. 8 原料溶融層直下の模式図

6.2.1 簡易メッシュによる予備検討

これまでも3次元の簡易モデルを用いて検討を行ったが^⑧、メッシュ数が多い場合は膨大な計算時間を要し、実用的な計算時間内に収束しないため、簡易モデルの目的である計算時間の短縮が図れない。そこで、流れを支配すると考えられる主電極での加熱のみを考慮した2次元断面モデルとした。モデル図をFig. 9に示す。

LFCMは主電極での加熱による自然対流が支配的な系であるから、メッシュ幅の影響等の定性的な面に限定すれば本モデルで検討可能であると考えられる。

ただし、「FLOWMEL」は2次元モデルをサポートしていないため、X方向に内部メッシュを2メッシュのみ設け、X-Z断面では熱境界を断熱、また流速境界をスリップ条件とし、理論上の2次元モデルとした。

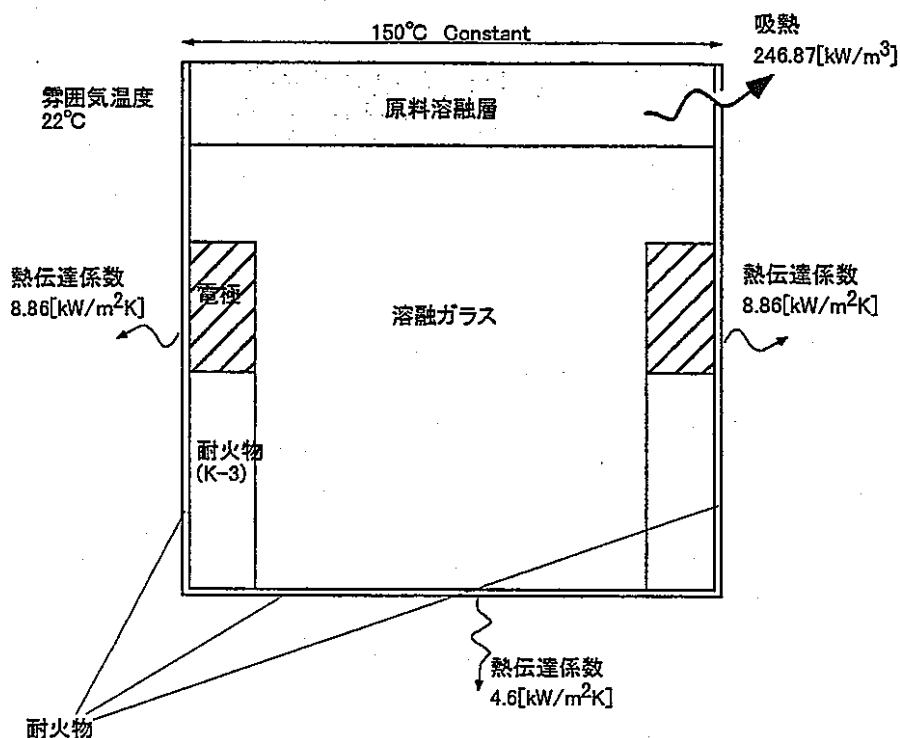


Fig. 9 2次元簡易モデル模式図

6.2.2 メッシュ幅の差異

本報告書では、通常のメッシュ分割と壁面近傍を細分化した以下の Table. 10 に示す 3 ケースについて検討した。各ケースのメッシュ図を Fig. 10 に示す。

Table. 8 簡易モデルの概要

CASE No.	特 徴	備考
MESH1	従来のメッシュ同様内部メッシュを均等分割。	
MESH2	壁面近傍のメッシュ幅を小さく、逆に中央部のメッシュ幅を拡大。 電極上部の熔融部を細分化	
MESH3	CASE1 のメッシュ幅をすべて均一に 1/2 とした	

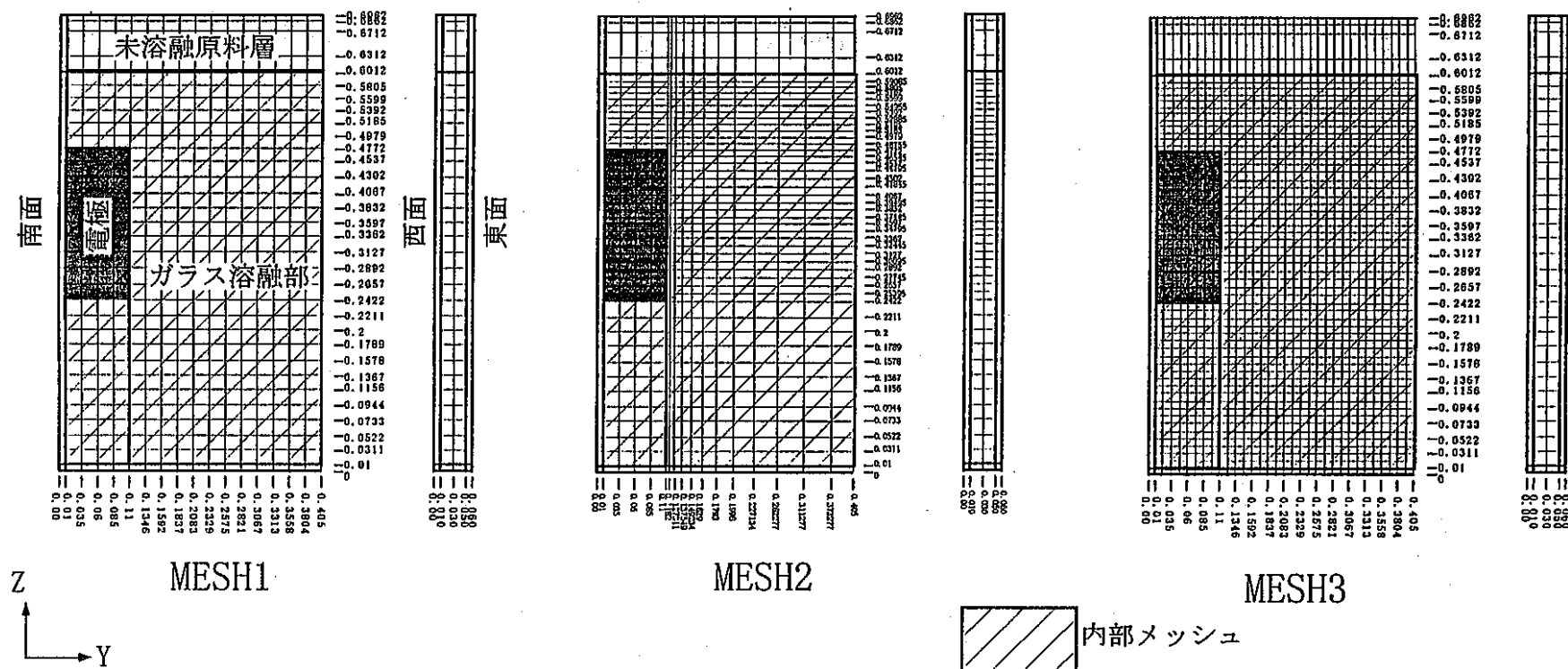


Fig. 10 簡易モデルメッシュ図(半裁断面のみ)

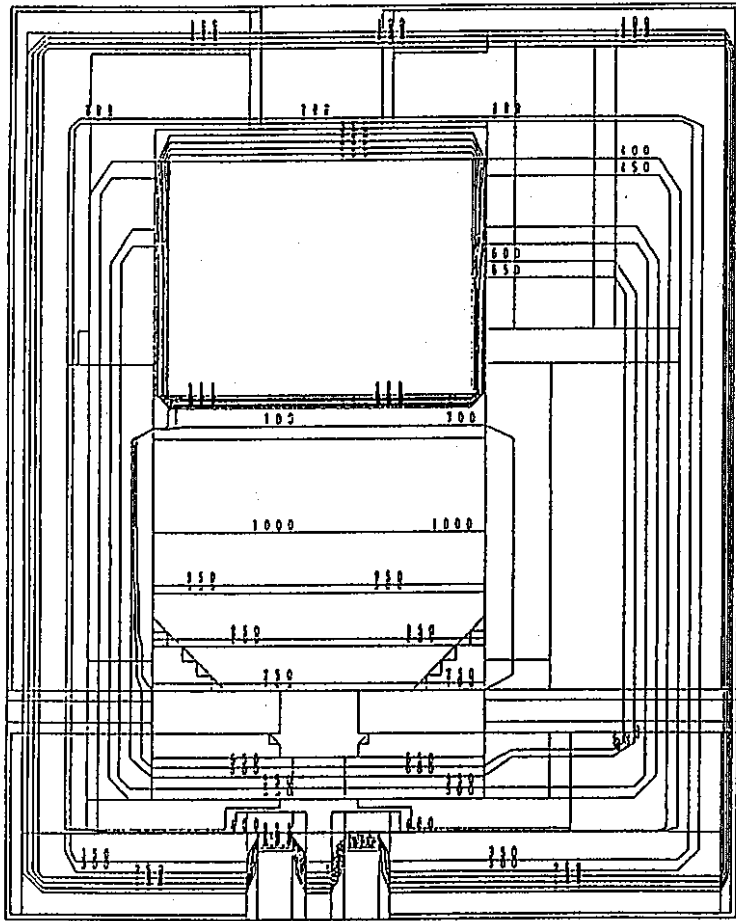
6.3 初期条件

計算開始に際しては、初期条温度分布として適当な温度勾配を形成するために数サイクルの定常計算を行い、これを初期条件として非定常計算を開始している。しかし、ガラスの様に物性の温度依存性が非常に強い場合は熱上げや運転の履歴によって定常の温度状態が変化する事が予想される。このため、ある特定条件での温度場の予測を行う際にも、適切な初期条件を選ぶことが重要となってくる。そこで、第一ステップとして初期状態による計算結果の違いについて調べるため、初期定常計算時の電力量の異なる2ケースについて計算を行った。（なお CASE4,CASE5 は後述の計算結果の中で使用したため CASE6,CASE7 とする） Table. 12 に各ケースの初期条件を示す。

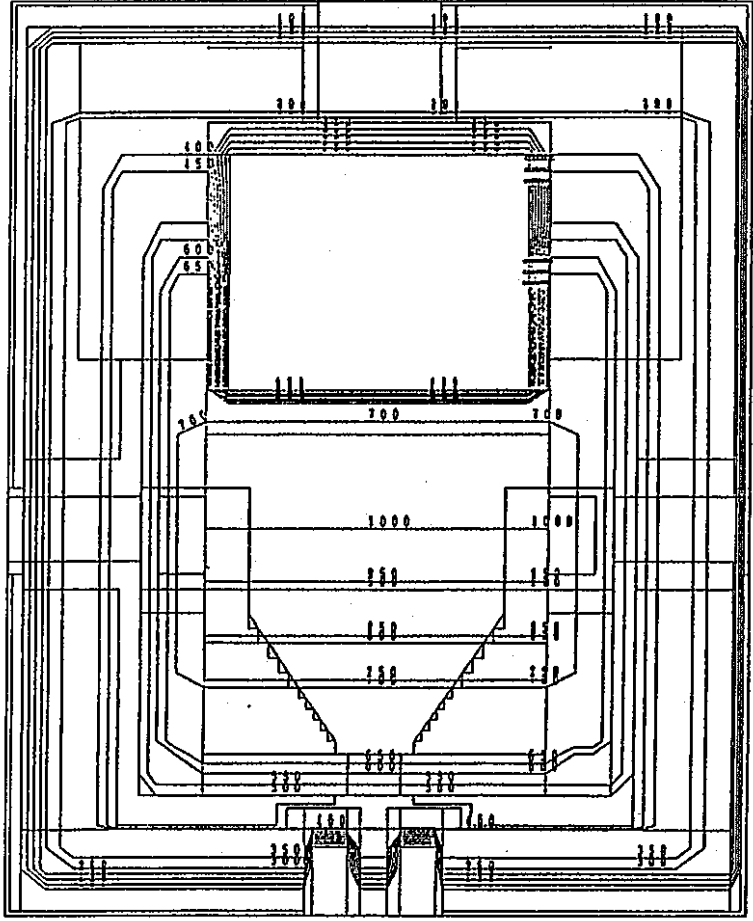
Fig. 11には共通の初期条件温度分布を、Fig. 12には各ケースの初期定常計算後の結果を示す。

Table. 9 初期計算条件の違い

ケース	計算条件	備 考
Standard	電力量を 36[kW]として 10 サイクルの定常計算。	標準ケース
CASE6	電力量を 10[kW]として 10 サイクルの定常計算。	
CASE7	電力量を 20[kW]として 10 サイクルの定常計算。	

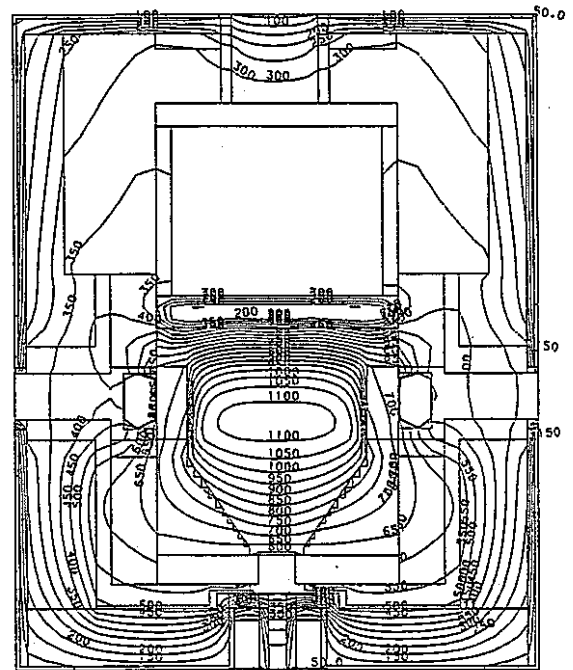
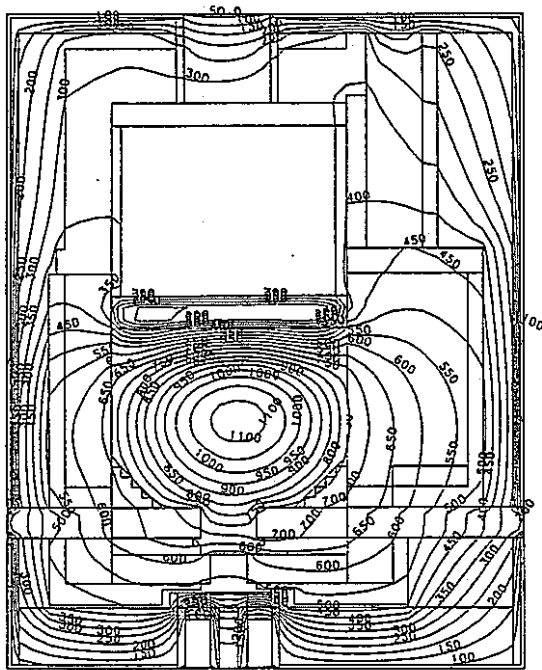


X - Z 断面 单位：℃

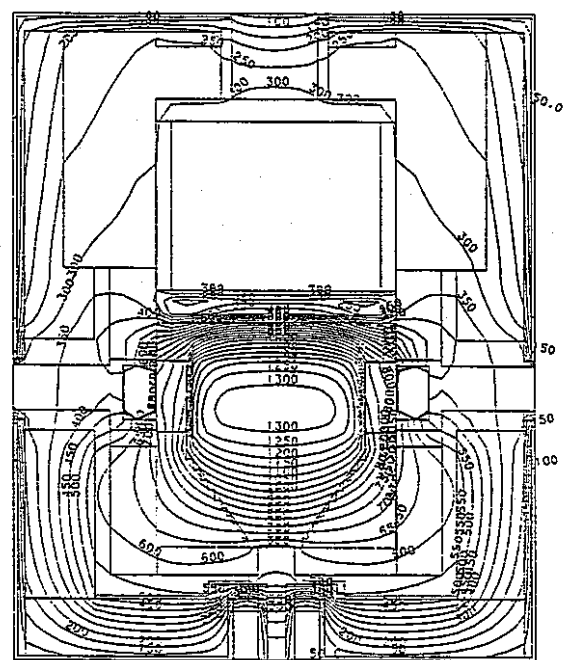
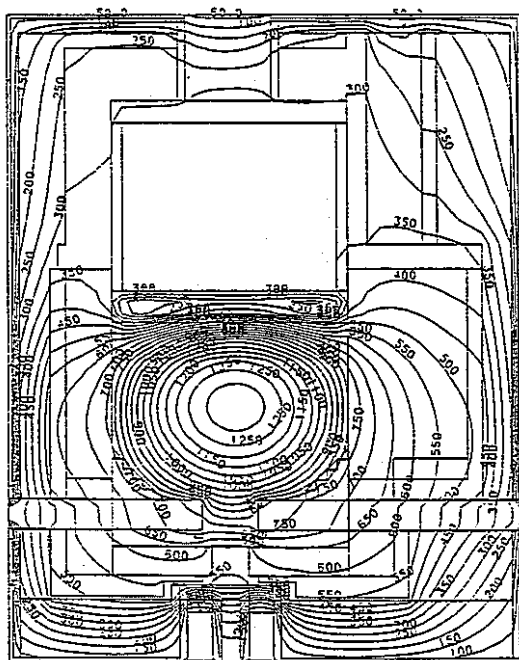


Y - Z 断面 单位：℃

Fig. 11 初期条件



CASE6



CASE7

[°C]

Fig. 12 定常初期計算後の結果

7. 結果と考察

7.1 ガラス物性（体膨張係数）

体膨張係数をパラメータとした計算結果を以下に示す。

7.1.1 炉内温度

体膨張係数を変更した各ケースの炉内中心軸上温度分布をFig. 13に、また主電極の高さ中央部での y 方向の温度と z 方向流速成分の分布をFig. 14に示す。

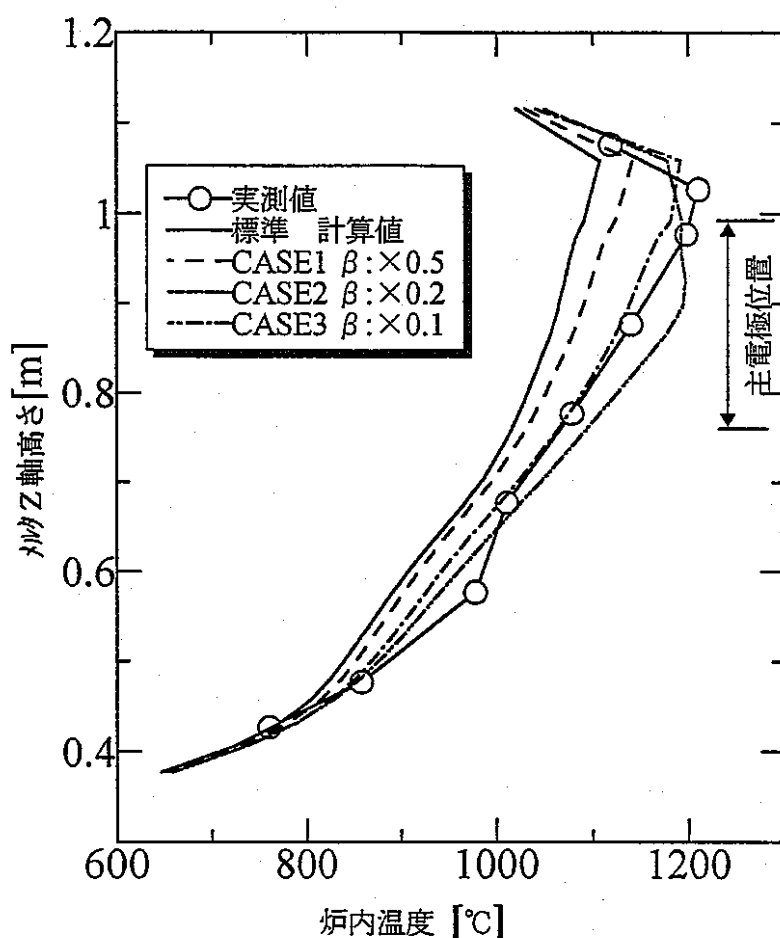


Fig. 13 体膨張係数の違いによる炉内中心軸上温度分布の差

Fig. 13に示すように、炉底近傍の温度はケース間であまり差がないが、炉内中心部の温度は一般に体膨張係数 β が小さいほど最高温度が高く、鉛直、水平方向とも温度勾配が大きい。これは流速が全体に低下するためであり、特に対流伝熱の支配的な炉の上部ほど影響が顕著である。

炉内温度に限ってみれば、 $\beta = 3.348 \times 10^{-5} [\text{s}^{-1}]$ とした CASE2 が全体の傾向として実測に近いといえる。

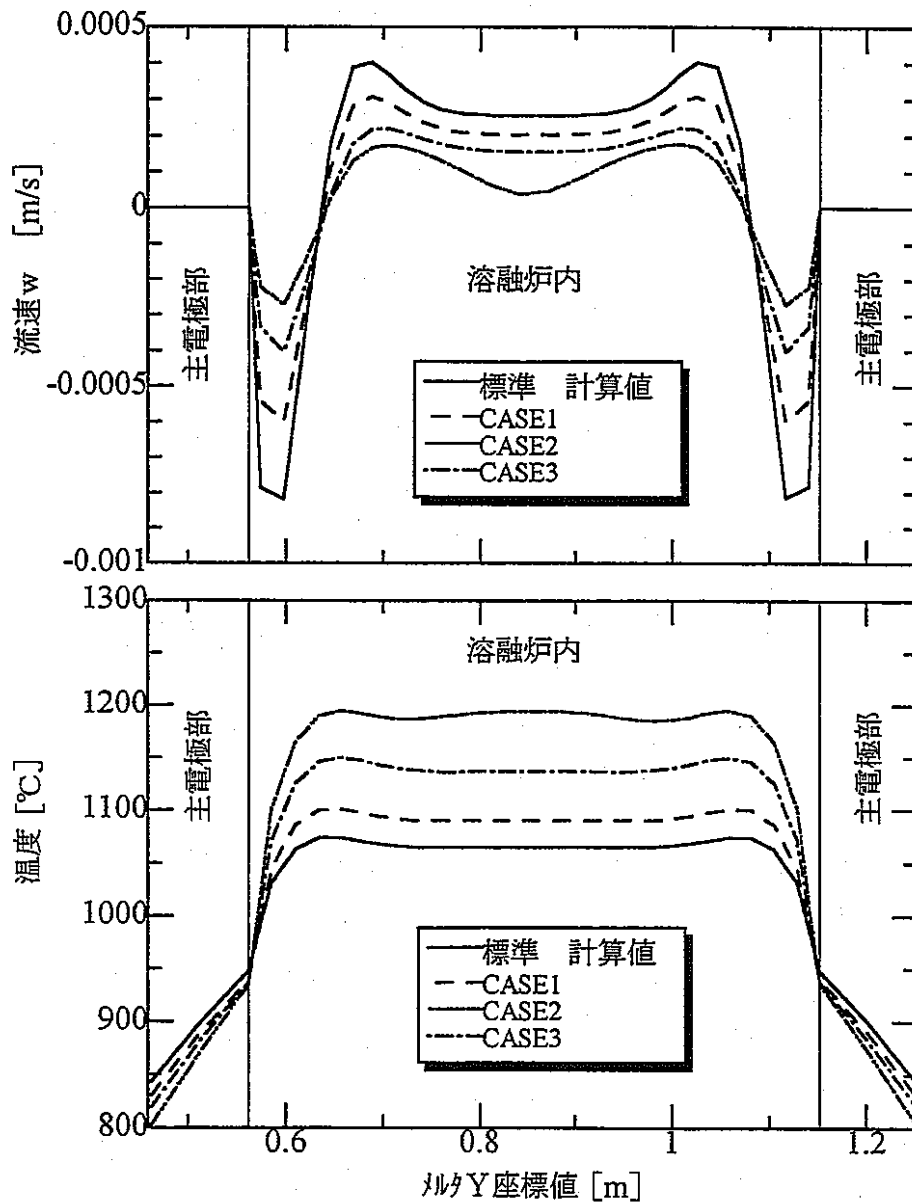


Fig. 14 y 方向の温度分布および w 成分流速分布

またFig. 14に示す様に体膨張係数が小さいケースほど浮力が小さいので流速が全体に低下しているがその分、温度は炉内で高くケース間の差が大きい。対流領域外の炉材部（ここでは電極）近傍では大きな差は見られない。

7.1.2 炉材温度

Fig. 15に各炉材部の計算結果と実測とに比較を示す。炉内温度を反映して炉材温度も β が小さいほど高いが、その影響は小さい。特に、主電極の温度は大きな違いが認められず、実測に対して150℃程度高温である。また、“炉内中央ガラス温度”は体膨張係数が小さいほど炉内温度に比例して差が大きくなっており、水平方向の温度勾配が実際よりも小さいことを示している。

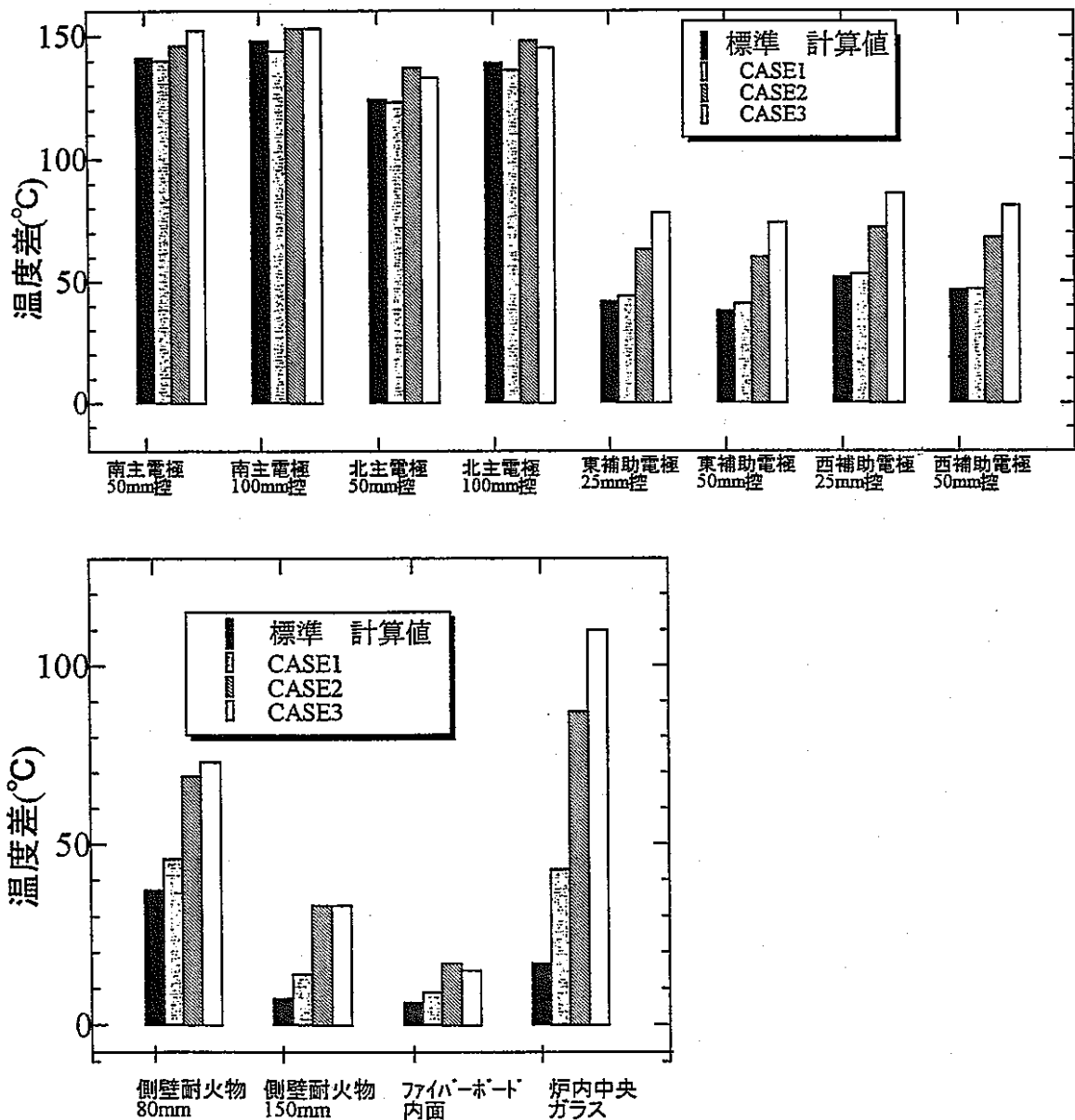


Fig. 15 各ケースの炉材温度の実測との比較

CASE2 を例にとれば炉内の中心部の温度はほぼ実測に近いが炉壁近傍の温度が高く算出されすぎており、水平方向の温度勾配が小さい点は改善されていない。推定される温度分布の模式図をFig. 16に示す。

従って単に対流伝熱を抑制し、炉内中心部の温度をフィッティングしても実炉をシミュレートしているとは言い難い。この原因の一つは空間解像度が粗すぎることにありと考えられるが、これについては次章に示す。

しかし、体膨張係数をパラメータとした検討の中では、 $\beta = 3.348 \times 10^{-5} [\text{s}^{-1}]$ とした CASE2 が最も妥当と考えてよいだろう。

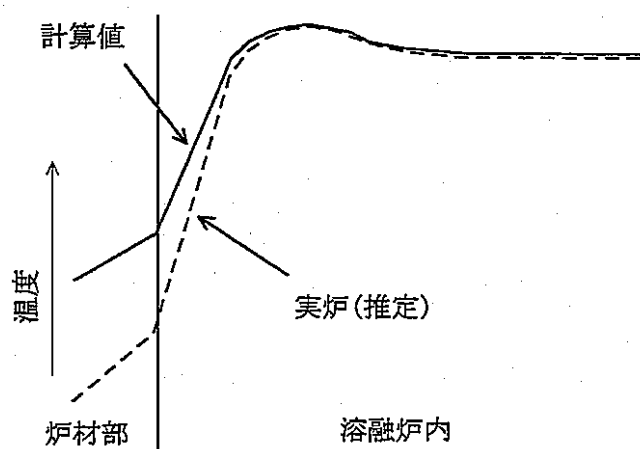


Fig. 16 水平方向の温度勾配模式図

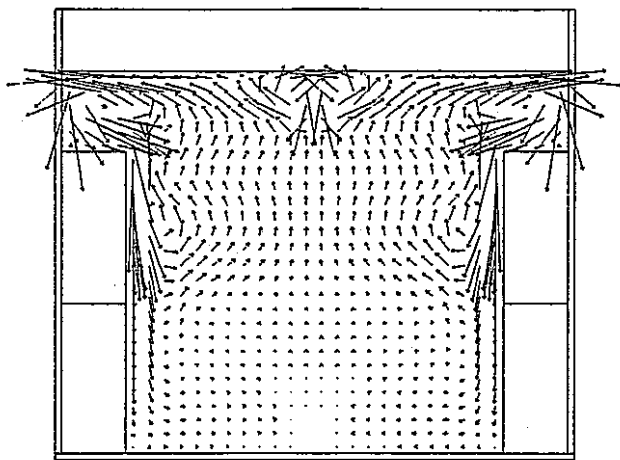
7.2 メッシュ分割

7.2.1 簡易メッシュによる予備検討

簡易メッシュによる予備検討計算結果を示す。Fig. 17、Fig. 18に各ケースの流動ベクトル図と温度分布を示す。また、Fig. 19に高さ方向の Z 方向成分流速・温度分布を、水平方向の流速分布・温度分布をFig. 20に示す。

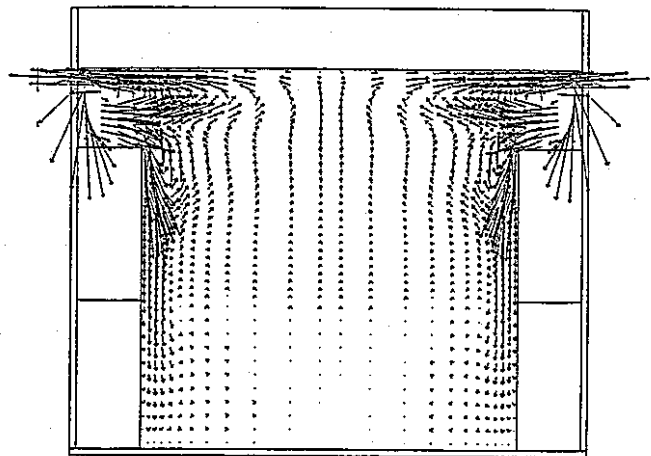
各ケースは定性的には類似の温度、流動パターンを示しているが、定量的な面では大きな違いが認められる。特徴的な点を以下に示す。

- ① MESH2 の最高温度、鉛直方向温度勾配が最も大きい。
- ② MESH1,3 では炉上部中央に下降流が見られる。
- ③ MESH3 の電極上部域旋回流が強い。
- ④ 電極前面下降流は MESH2、MESH3、MESH1 の順に大きくなっている。
- ⑤ 中央部の上昇流は④を反映して MESH1 が最も大きい。



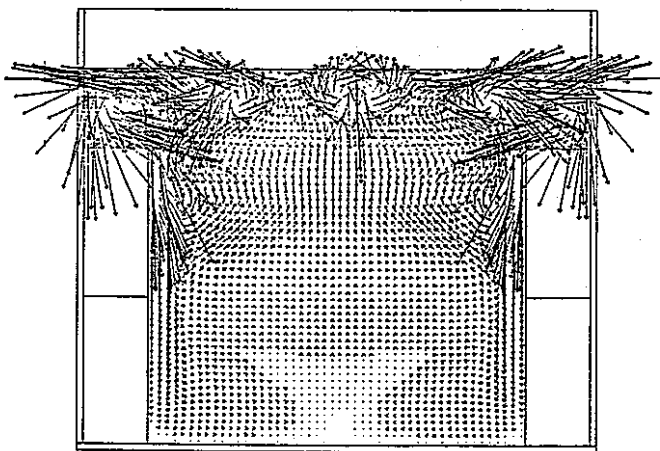
Z
 TIME = 20000. (SEC)
 CYCLE = 20000
 SECTION = X-2
 Y ——— 1.013 · 10⁻³ (M/SEC)

MESH1



Z
 TIME = 20000. (SEC)
 CYCLE = 20000
 SECTION = X-2
 Y ——— 1.013 · 10⁻³ (M/SEC)

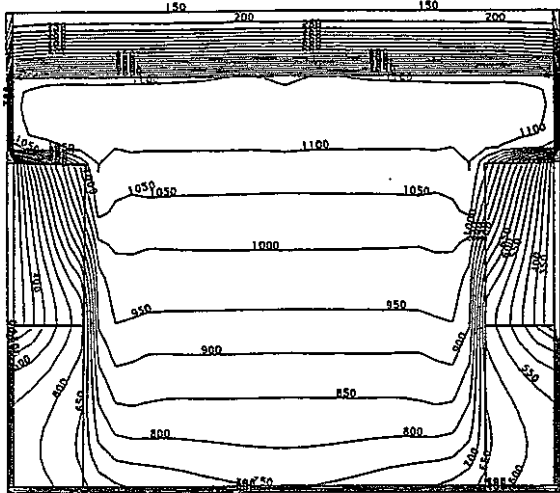
MESH2



Z
 TIME = 20000. (SEC)
 CYCLE = 20000
 SECTION = X-2
 Y ——— 1.013 · 10⁻³ (M/SEC)

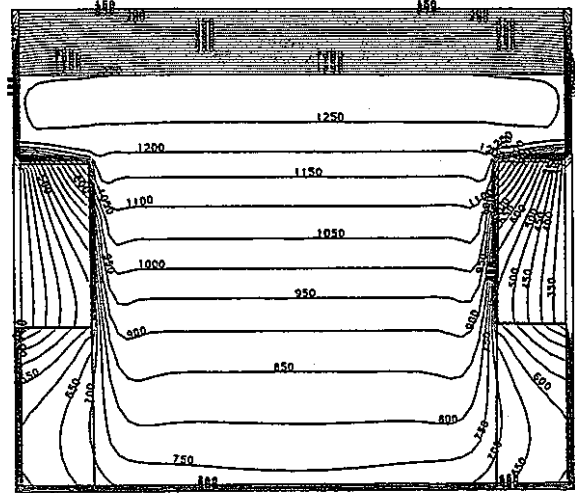
MESH3

Fig. 17 簡易メッシュ各ケースの流動ベクトル図



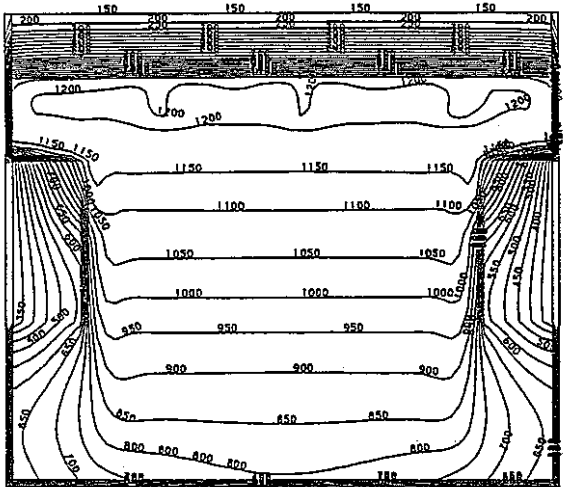
TIME = 20000. (SEC) MAXIMUM = 1300
CYCLE = 20000 INCREMENT = 50.0
SECTION= X-3 (OUTSIDE) X-2 (INSIDE) MINIMUM = 100

MESH1



TIME = 20000. (SEC) MAXIMUM = 1300
CYCLE = 20000 INCREMENT = 50.0
SECTION= X-3 (OUTSIDE) X-2 (INSIDE) MINIMUM = 100

MESH2



TIME = 20000. (SEC) MAXIMUM = 1300
CYCLE = 20000 INCREMENT = 50.0
SECTION= X-3 (OUTSIDE) X-2 (INSIDE) MINIMUM = 100

MESH3

[°C]

Fig. 18 簡易メッシュ各ケースの温度分布図

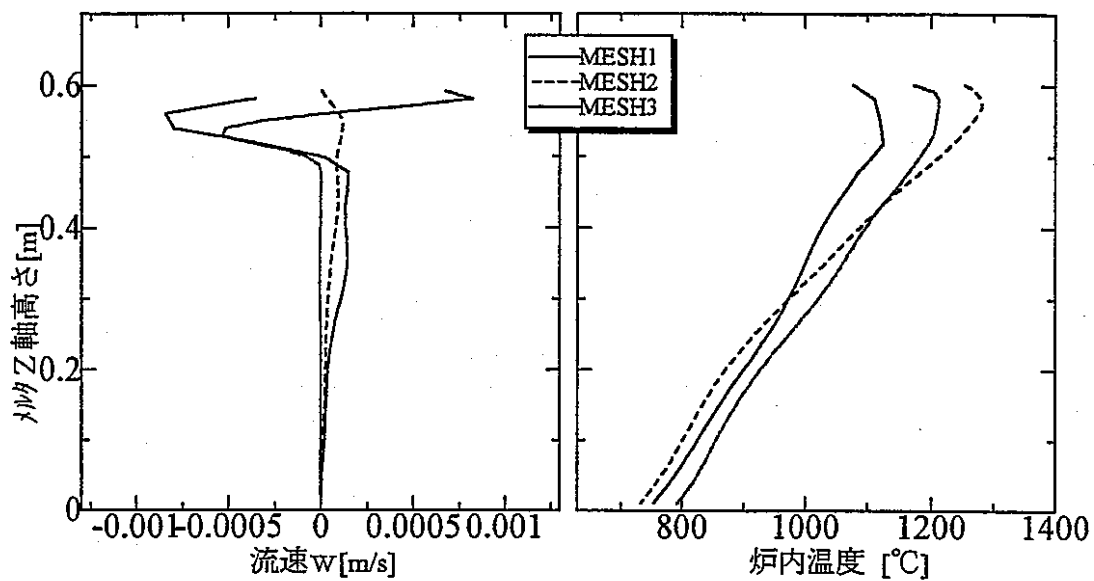


Fig. 19 各ケースにおける高さ方向の流速(Z方向成分のみ)と温度分布

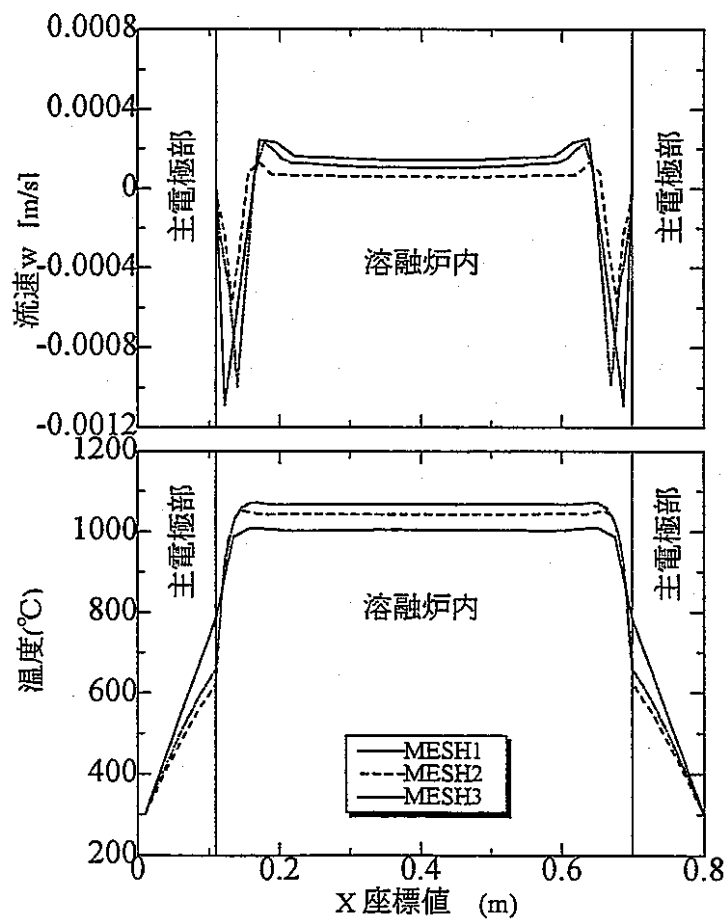


Fig. 20 各ケースにおけるy方向の流速(Z方向成分のみ)と温度分布

ここで若干の考察を加える。

MESH2 の電極前面の下降流は MESH1、3 に比べ非常に小さく、MESH2 の下降流の最大流速は MESH1 の 53% 程度である。これは壁面近傍の解像度が高く、空間精度が向上した結果と考えてよいだろう。

また、電極上部領域では、最もメッシュの細かい MESH3 で強い旋回流が認められる。このように MESH1,2 の旋回流が MESH3 に比べて小さいのは、渦度の大きな局所的な流れがメッシュが粗いために相殺されてしまうためと考えられる。

これらの結果はやはり速度勾配の大きな領域でのメッシュの細分化が必要であることを示唆している。各ケースの平均的なメッシュサイズを Table. 10 に示す。ベースモデルとなっている MESH1 は現行のモックアップ 3 号溶融炉モデルとほぼ同等であるが、MESH2 や MESH3 と計算結果が異なることからこのメッシュサイズでは、十分でないことが伺える。特に、温度勾配、速度勾配の大きな壁面近傍、およびベナール対流によって旋回流の発生する電極上部領域のメッシュは細分化する必要がある。逆にほとんどプラグフローである中央部は MESH2 程度かそれ以上のメッシュ幅でも問題ないと考えられる。

Table. 10 平均的な 1 メッシュの幅

モデル名	[m]	備 考
モックアップ 3 号メルタ	約 0.028	
MESH1	約 0.025	ほぼ全域
MESH2	約 0.009 約 0.032	電極前面のメッシュの厚み 中央部
MESH3	約 0.014	ほぼ全域

またガラス溶融炉の熱移動は対流が支配的であるため、温度分布は流れ場の影響を強く受ける。特に壁面での流速が小さい MESH2 では、対流伝熱が低下するため補完的に拡散熱移動量が増大して炉内温度が高くなっている。また炉中央部の上昇流も小さいために温度勾配が増大し、これも最高温度を押し上げている。

現状の MU 3 モデルの計算結果は炉内の温度勾配が小さく、ガラス温度が実測よりも低く算出されるという精度上の問題を有しているが、上記の結果を鑑みれば、モックアップ 3 号モデルにもメッシュの一部細分化を適用することで、精度改善の可能性が予想される。ただし、3 次元モデルにおける分割数の増加は、大幅な計算量の増大を招くため、計算時間に配慮して効率的なメッシュ分割を決定しなくてはならない。このことを考慮に入れた上で、壁面近傍および主電極上部領域を細分化したモックアップ 3 号メルタのモデルの検討を進めることとした。

7.2.2 MU3でのメッシュ細分化

上記の予備検討に基づいて原料溶融層の空間解像度の増大を図ったモデル（以後改良メッシュモデル）を用いて計算を行った。メッシュ図をFig. 21に示す。図中の破線部は追加したグリッドであり、原料溶融層の空間解像度を上げるためにZ方向に2メッシュ、Y方向に4メッシュの追加を行ったものである。また、7.1項の対流抑制モデルの結果に基づいて、通常の物性値と、体膨張係数を1/5倍とした対流抑制モデルについて比較した。

Table. 11計算条件を示す。

Table. 11 細分化した計算ケース

ケース名	体膨張係数[s ⁻¹]
CASE4	1.674×10^{-4}
CASE5	3.348×10^{-5}

中央軸断面における各ケースの流動ベクトルと温度分布をFig. 22、Fig. 23に示す。なお、計算条件はTable. 2と同一である。

従来メッシュモデルが左右対称な流れ場を形成しているのに対し、改良メッシュモデルではCASE4,5ともに上部領域の一部に局所的な渦が見られ、メッシュ細分化によってRayleigh-Benard対流が再現されていると推定される。このとき電極上部空間のRa数は約94000程度²⁾と推定され、一般に振動場を形成するとされる $Ra > 50000$ よりも十分大きい^④ため、この渦は時間進展に伴って振動しているものと考えられる。また、下部が開放形であることも不安定な振動場を形成する一因となっていることが考えられる。

またCASE5の対流抑制ケースでは、CASE2で見られたのと同様に流速が6割程度に減衰して炉内温度が上昇している。

$$^2) Ra = Pr \cdot Gr = \frac{\beta g \Delta T d^3}{\alpha \nu}$$

であるから、MU3の実測温度分布と、Table. 5に示すガラス物性で電極上部空間のみに限定して概算すると、

$$\Delta T \cong 100[^\circ\text{C}], \quad d = 0.124[m], \quad \alpha = 1.328 \times 10^{-6}(\text{at } 1100^\circ\text{C.}), \quad \nu = 2.500 \times 10^{-3}(\text{at } 1100^\circ\text{C.})$$

とすると

$$Ra = 9.42 \times 10^4$$

となる。

一般に $Ra > 1700$ 程度でRayleigh-Benard対流が起こるとされている。

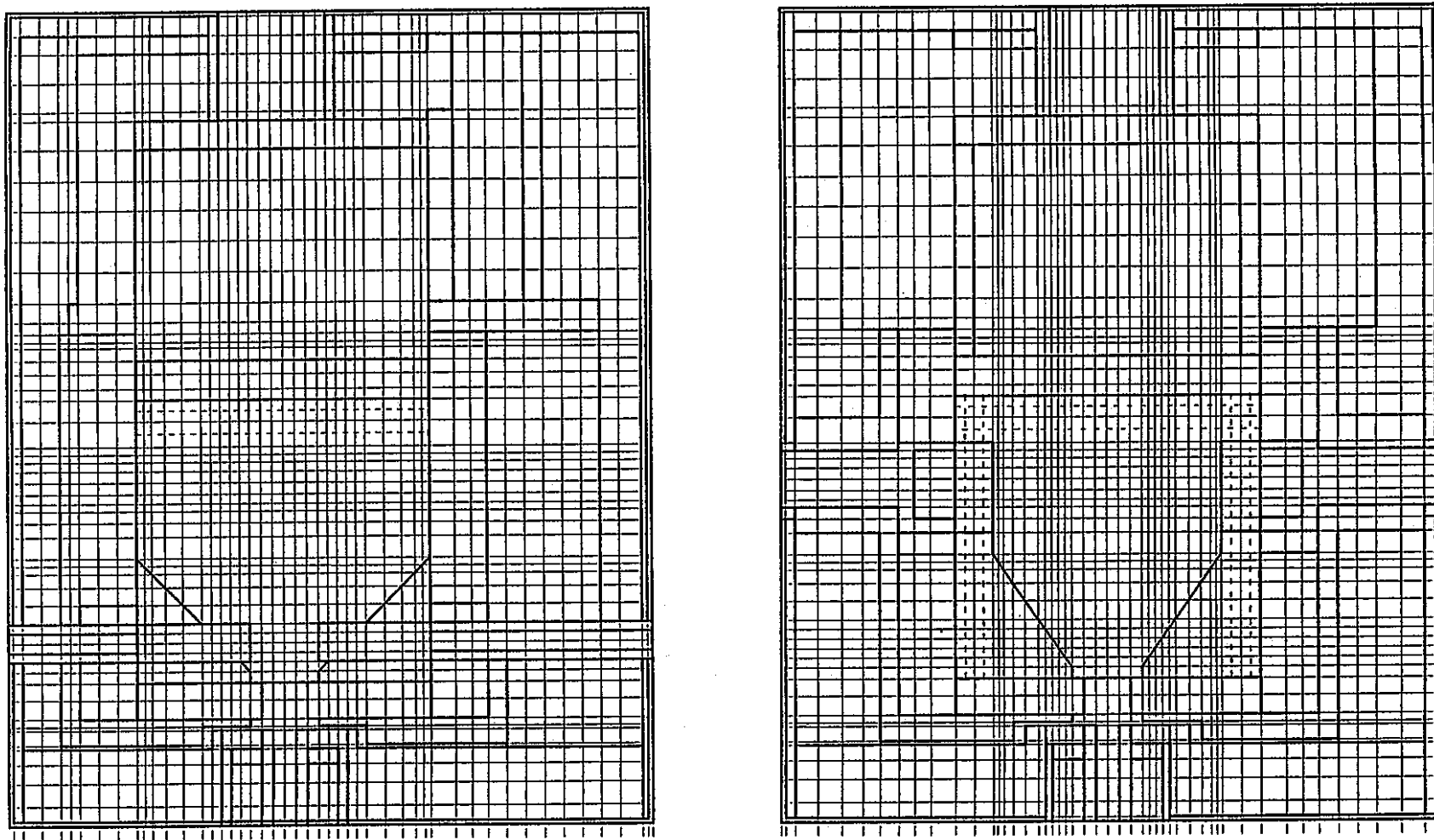
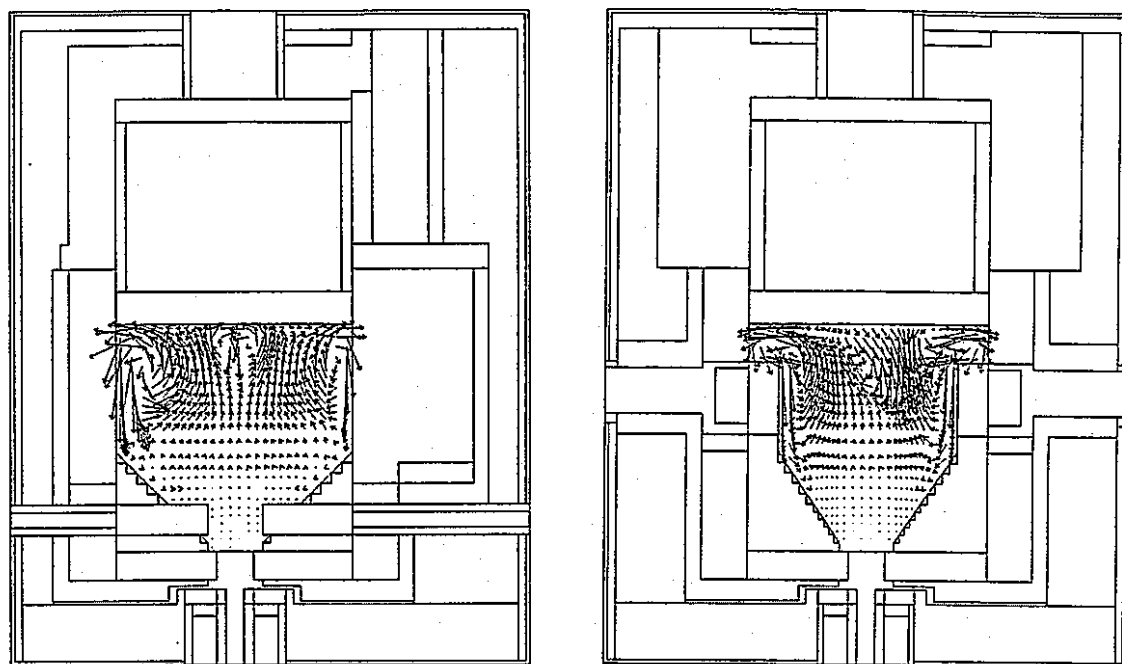
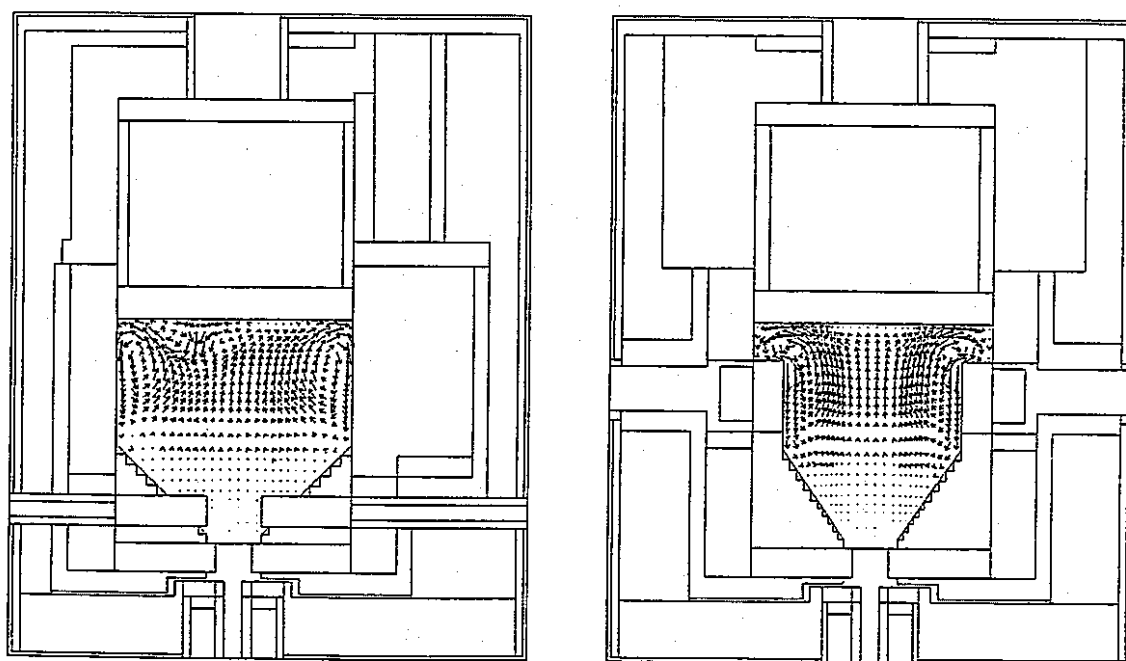


Fig. 21 改良モデルのメッシュ図

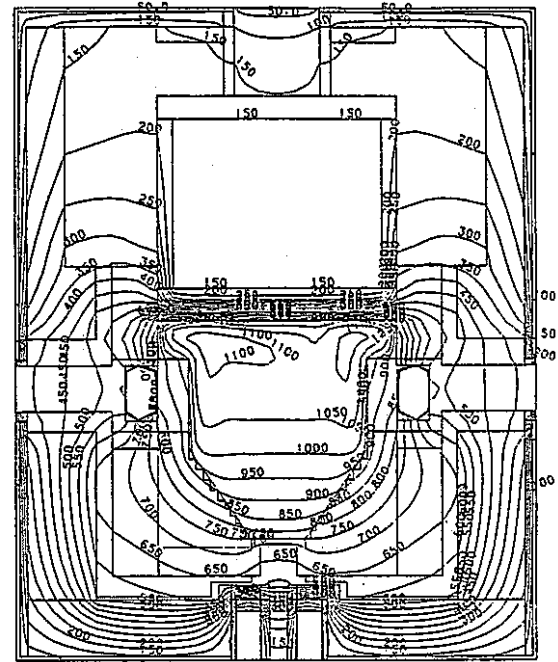
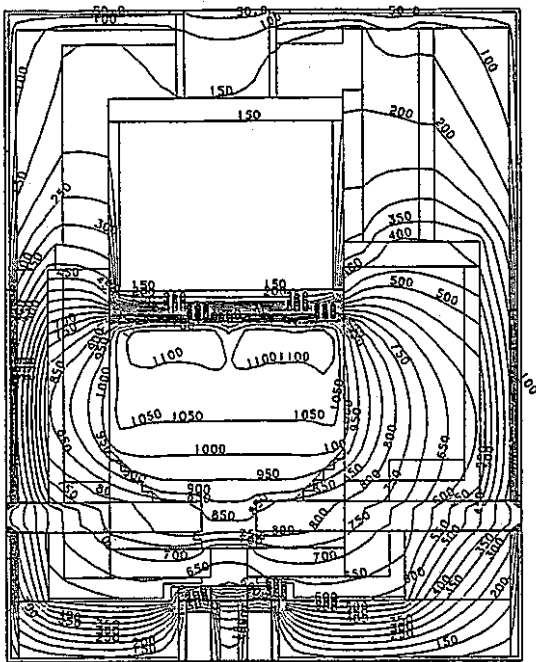


CASE4

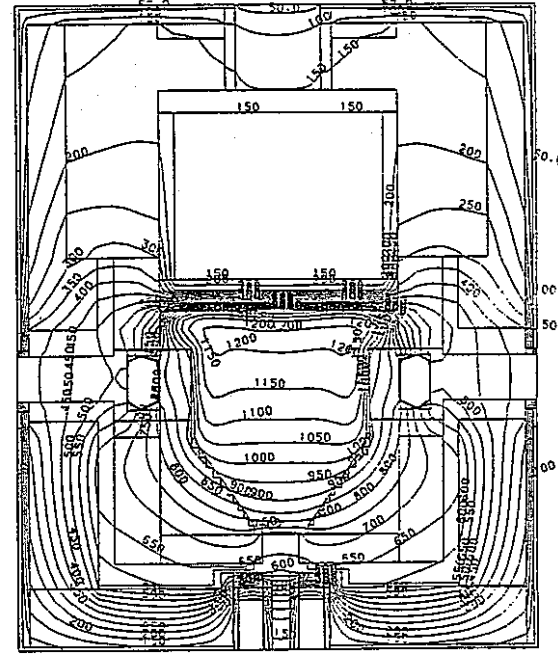
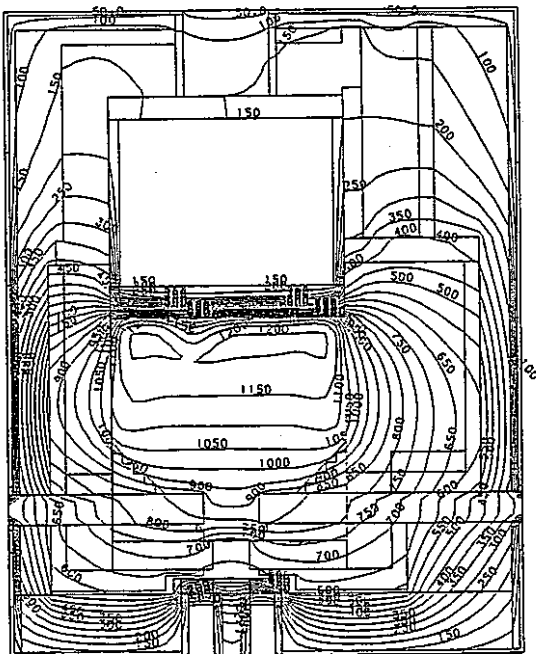


CASE5

Fig. 22 各ケースの流動ベクトル



CASE4



CASE5

[°C]

Fig. 23 各ケースの温度分布

7.2.3. 炉内ガラス温度

炉内ガラスの軸方向温度プロフィールをFig. 24に示す。

CASE4 は、Standard に比べ上部の温度勾配が緩やかで最高温度が低い、電極以下の領域ではほとんど差がない。

また対流抑制モデルである CASE2,5 間では CASE2 が 10°C 程度高温である点を除けばプロフィールにはほとんど差がないといってよい。異なるのは解像度を増したことによって最上部域での温度勾配がやや緩やかになっている点である。このため特に CASE5 では実測に近い温度プロフィールが得られている。

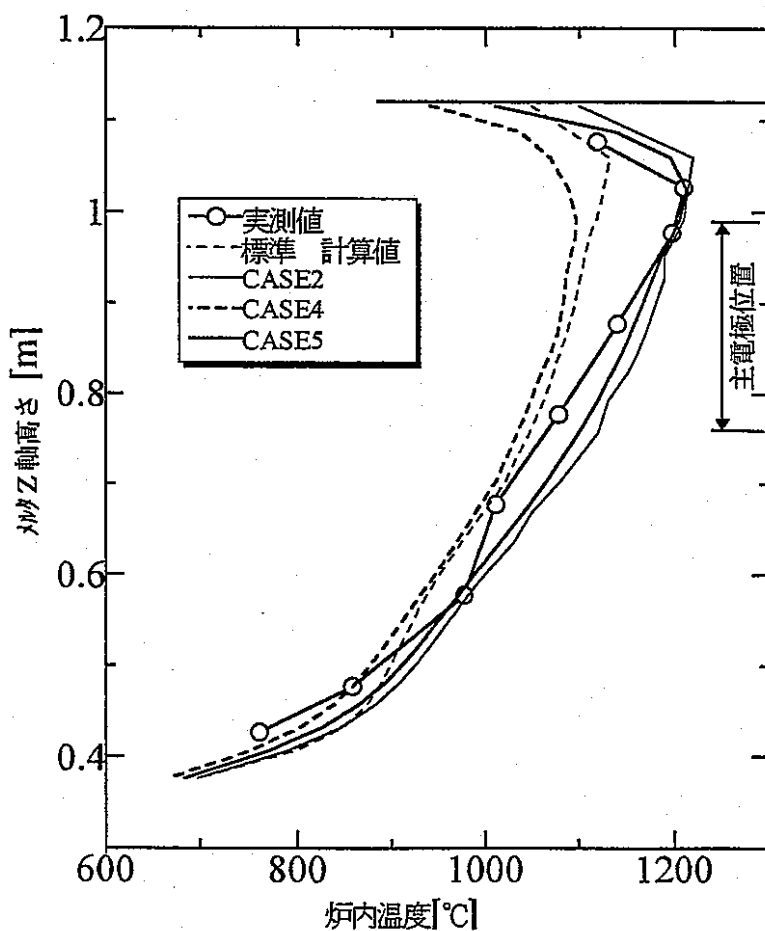


Fig. 24 各ケースの炉内ガラス軸方向温度分布

7.2.4. 水平方向温度分布

主電極中央部の高さにおける W 方向成分流速および温度分布を Fig. 25 に示す。流速は厳密には左右非対称となっており、全体に南主電極前面の下降流が北側に比べてやや大きい。また CASE4 はベナール対流の影響が強いためか特に中央部で非対称性が強い。

温度については従来に知見と同様、体膨張係数を小さくした CASE2, CASE5 ではそれぞれ Standard, CASE4 に比べ炉内温度が 100~130℃程度高いが、中央部の温度についてみると、改良メッシュモデルである CASE4, 5 はそれぞれ Standard, CASE2 に比べ 10℃程度低くなっている。

解像度の増分代が小さいため断言はできないが、改良メッシュモデルの方が炉内最高温度が低いということは、標準モデルの計算精度の重要な問題（最高温度が低い）が、直接メッシュの粗さに起因しているわけではないことを示唆している。

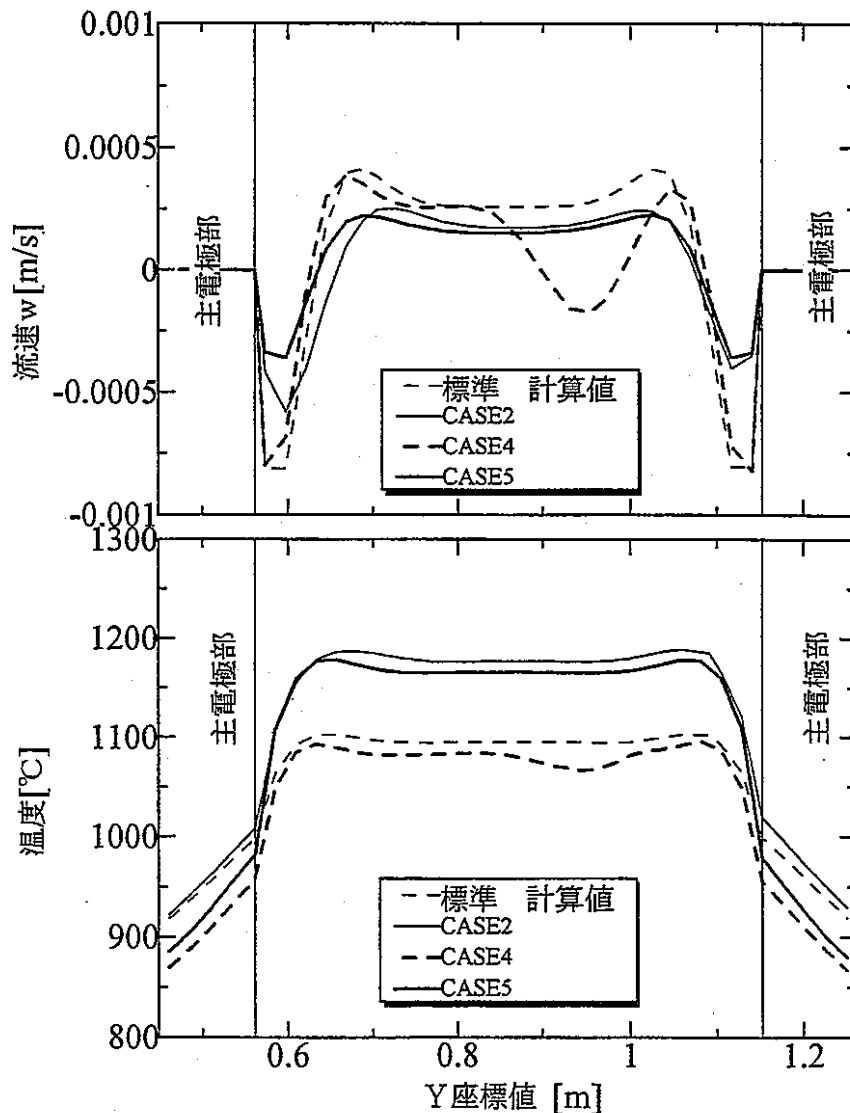


Fig. 25 Y 方向流速(W 成分)および温度分布(主電極の中央部)

ここで炉内の中心部の温度と主電極表面の温度の差についてみる。Fig. 26に炉内の中心部の温度－電極表面温度の温度差と体膨張係数との相関を示す。同じ体膨張係数でもメッシュを細分化した●の方が温度勾配が拡大しているのが分かる。元来 Standard モデルには水平方向の温度勾配が小さいという問題があり、この点からは Standard モデルの空間解像度が不足しているといえる。

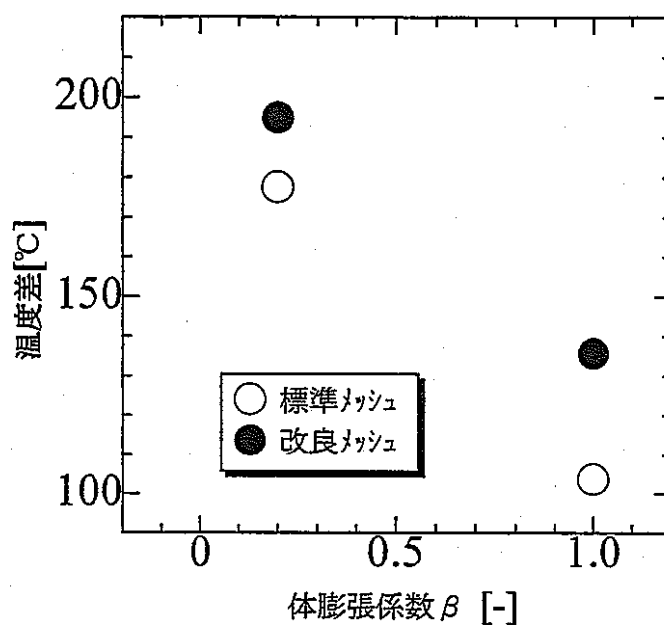


Fig. 26 主電極表面－炉内中心温度差と体膨張係数の相関

7.2.5 炉材温度

次に各種炉材部温度について実測結果との比較を示す。

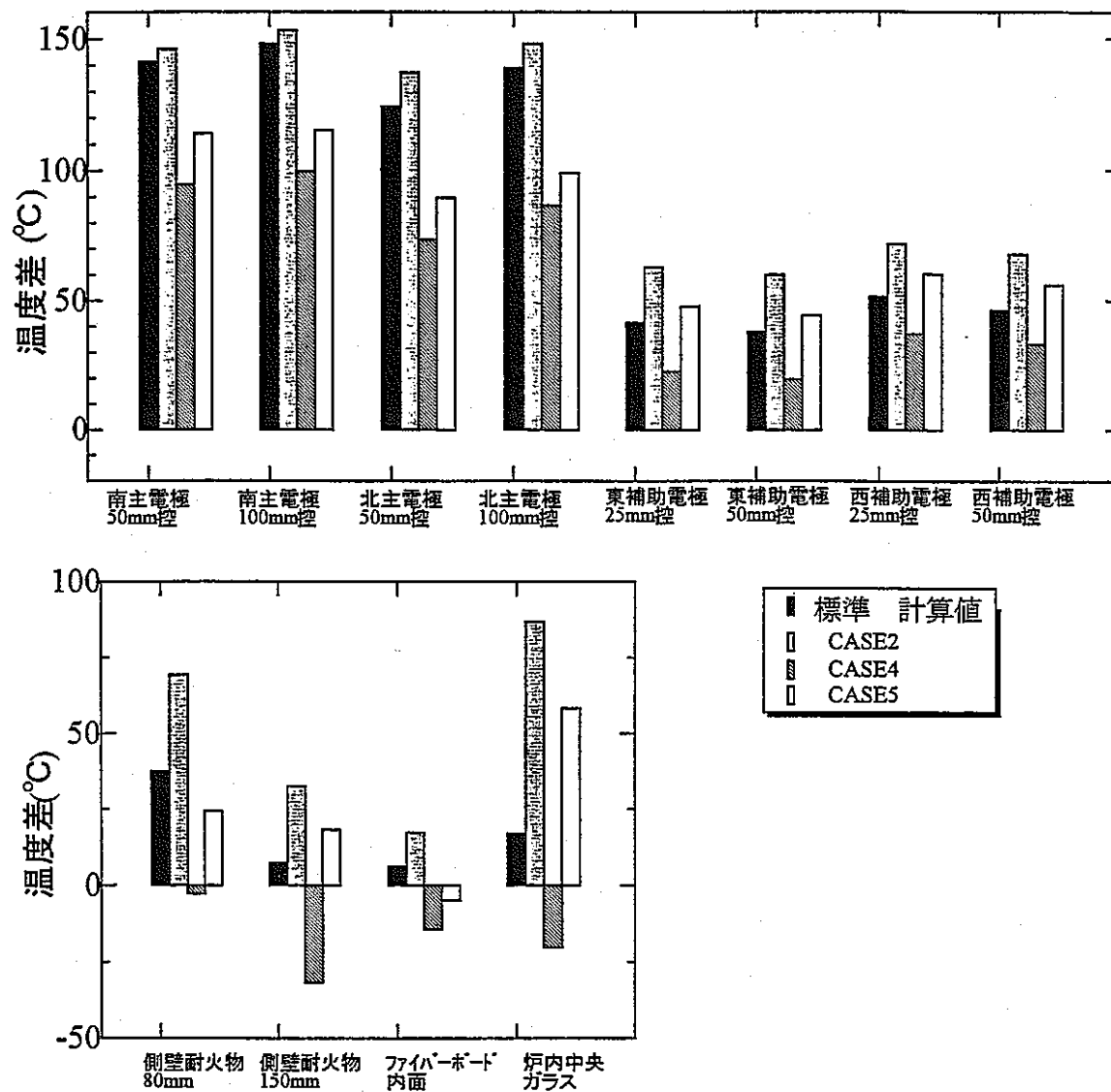


Fig. 27 各ケースの炉材部温度の実測との比較

CASE4,5 では主電極温度が低下し、精度的には向上したといえる。この点からも Standard の粗いメッシュでは空間解像度の問題があることを示している。ただし、CASE5 では全体に温度が高いために、その他の炉材温度も実測に比べやや高めである。

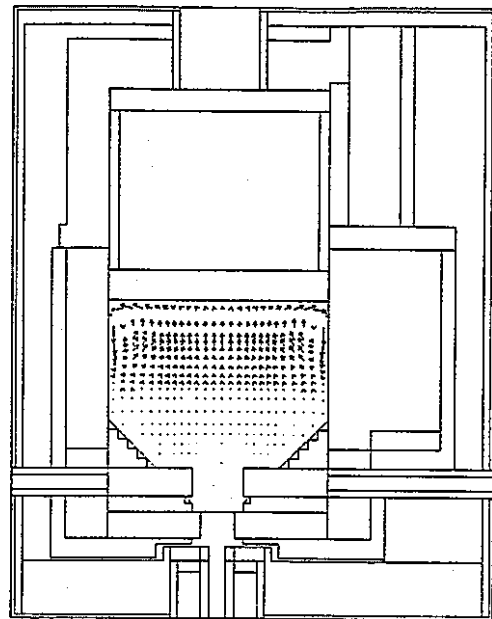
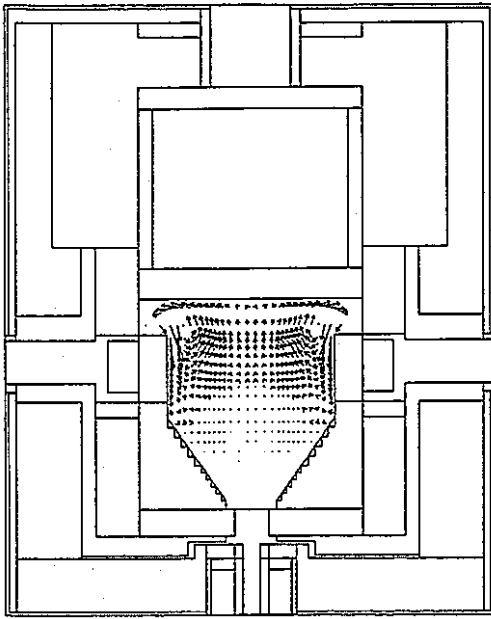
7.2.6 考察

7.2.4 7.2.5 の結果からメッシュの空間解像度の増大による炉内最高温度の違いはあまり認められなかった。しかし壁面近傍の温度が低下して炉内の温度勾配が拡大する事が分かった。これは標準モデルの空間解像度に問題があることを示しており、少なくとも原料熔融層や壁面近傍に限っては、解像度をさらに増大させることによって計算精度の向上が望めるものと考えられる。今回の検討ではメッシュのパターン検討は1 ケースしか行わなかったがさらに細分化して数ケースの試計算を行う必要がある。ただしメッシュの増大は、3次元モデルの場合顕著な計算時間の増加を招くため、効率的なメッシュ分割を探るべきである。

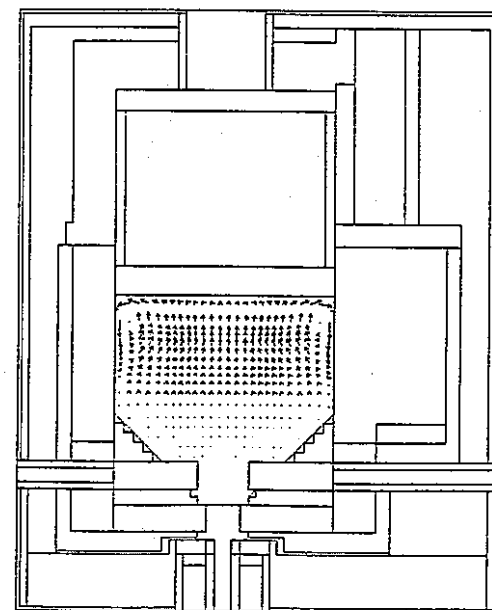
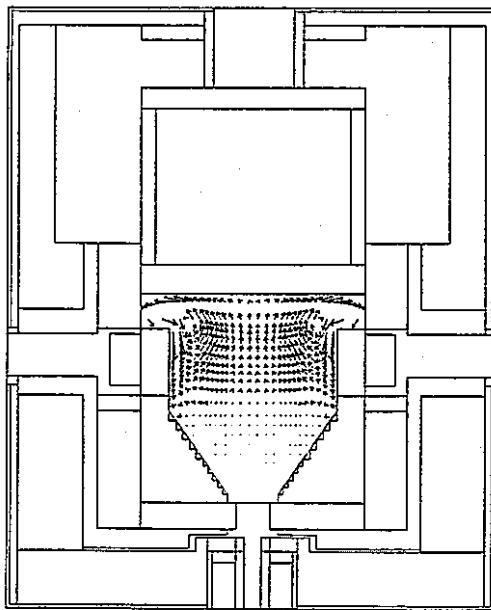
7.3 初期条件

各ケースの流動ベクトル、温度分布の断面図をFig. 28、Fig. 29に示す。

流動については CASE6 で電極直上部における流速が極端に低下している点を除けばほとんど差がない。また温度も CASE6 の炉底温度が低い点を除けば顕著な差は見られない。



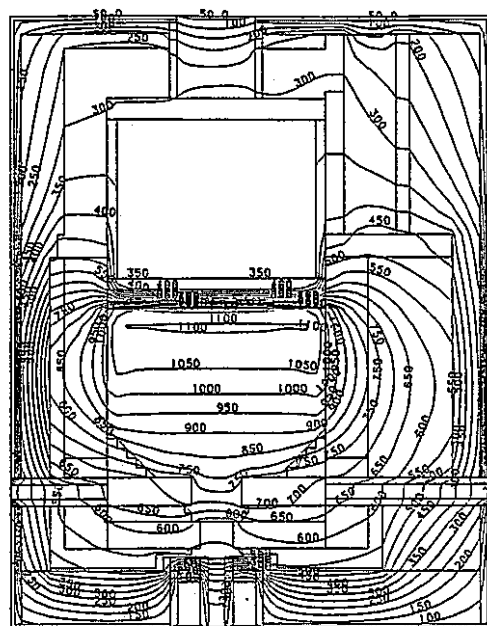
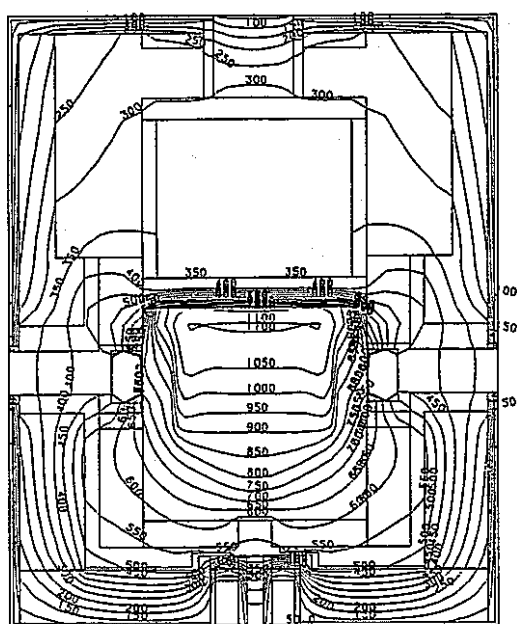
CASE6



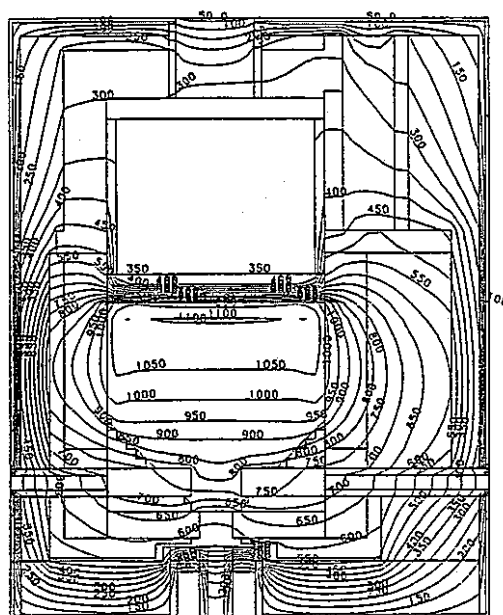
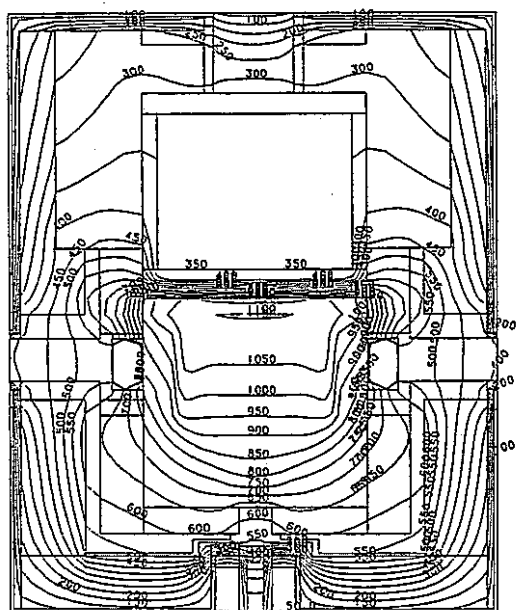
CASE7

— $2.67 \times 10^{-3} \text{ [m/s]}$

Fig. 28 CASE6,7 の流動ベクトル図



CASE6



CASE7

[°C]

Fig. 29 CASE6,7 の温度分布図

7.3.1 炉内温度

炉内ガラスの軸方向温度プロフィールをFig. 30に、主電極中央の高さでのy方向の流速(Z方向成分のみ)と温度分布をFig. 31に示す。

CASE6,7は最高温度はほとんど違いがなく、Standardに対してもやや低い程度である。しかし、初期温度が低いほど炉底の温度が低くなっているのが分かる。これは次のような理由による。

炉底近傍の温度が低いと粘性が高いために流速が低下する。このため上部からの対流による熱量供給が低下して温度はさらに低下すると考えられる。つまり、一旦温度が低下すると熱供給が充分に行われず、ますます低下していつてしまうこととなる

また水平方向についてみると流速には顕著な差は生じないが、初期定常計算後の温度が低温であるほど炉壁近傍から主電極内の温度が著しく低下している。これは壁面下降流そのものが低温であるためと考えられる。

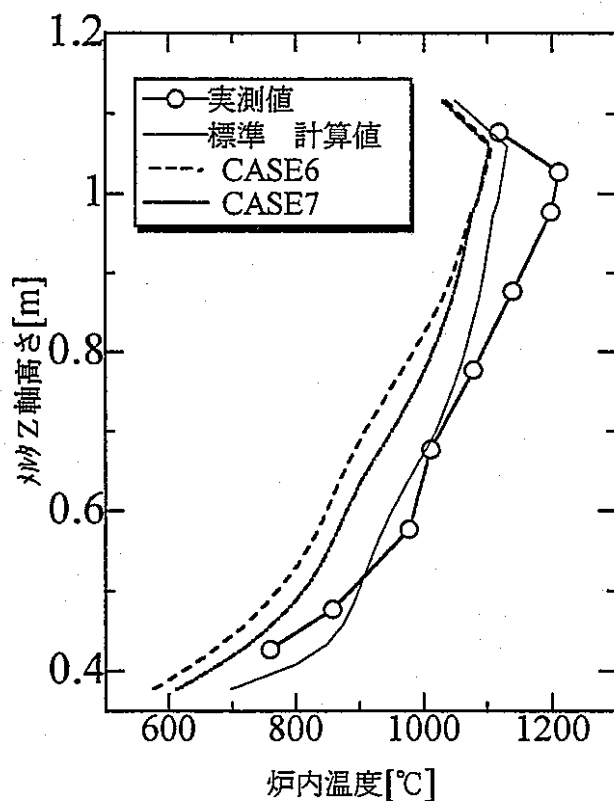


Fig. 30 各ケースの炉内ガラス軸方向温度分布

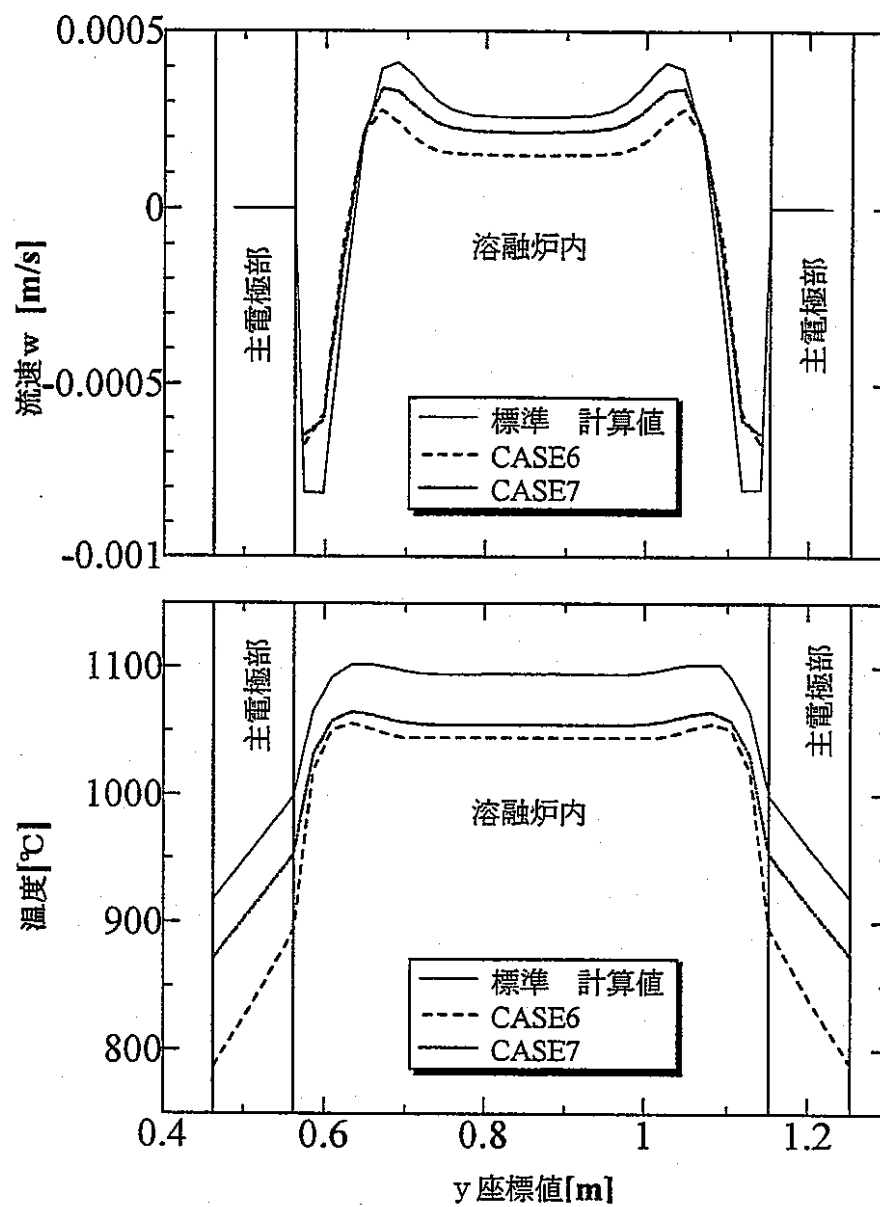


Fig. 31 各ケースの Y 方向温度分布

7.3.2 炉材温度

初期条件の違いによる各ケースの炉材部の温度をFig. 32に示す。初期温度が低いと炉底温度が低下するため特に補助電極の温度差が大きいのが分かる。ただしその他の部分については比較的良好な結果といえる。特に主電極温度は CASE6 で改善が著しいが、これは上述のように電極直上部の低温下降流が電極前面へ流れ込んでいるためと考えられる。

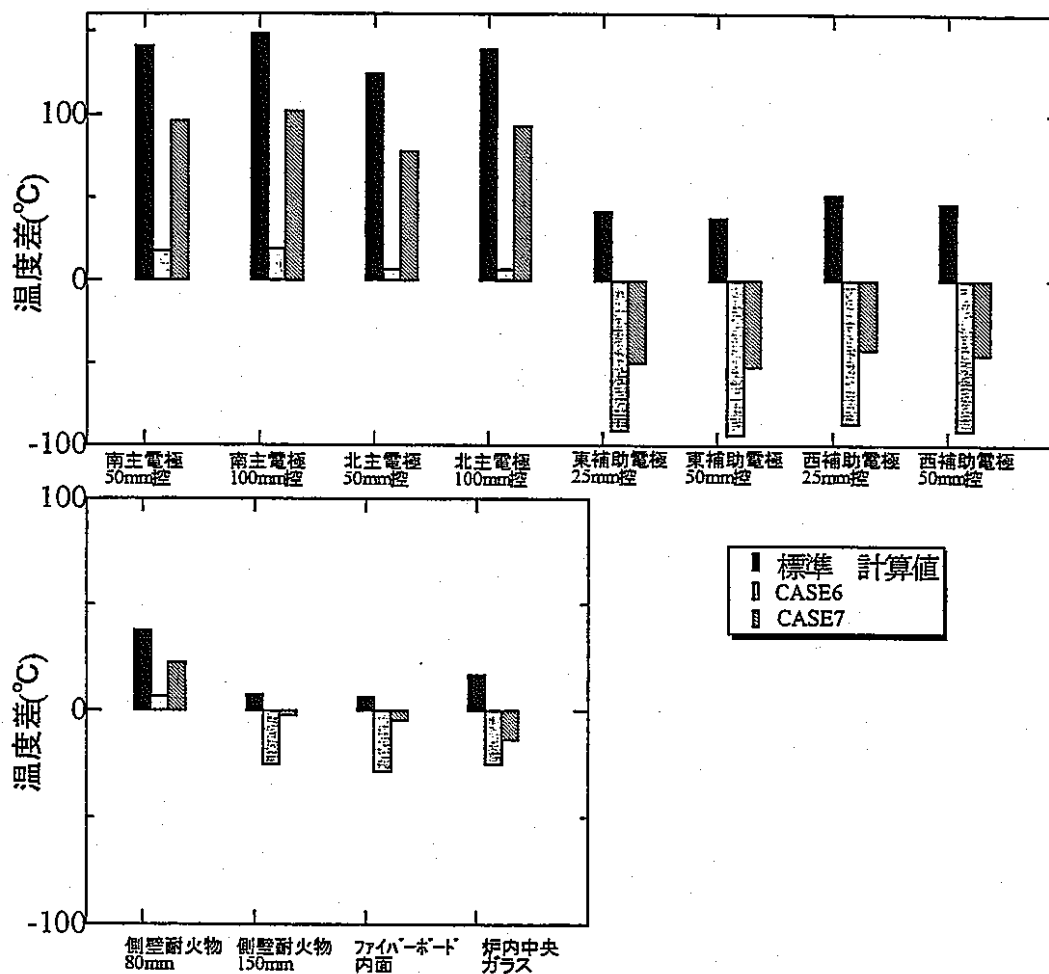


Fig. 32 初期条件による炉材部の温度の違い

7.3.3 考察

炉底部や主電極の直上部等の様に流速が比較的小さく、かつ直接発熱領域に位置しない部分では、一旦温度が下がると、高粘性による流速低下によって伝導でしか熱供給されずに温度が極端に低下してしまう。これは計算上だけの問題ではなく実炉でも十分起こり得る現象であるが、実運転では温度計測によって炉内状況を考慮しながら通電電力を調整するなどして適宜運転条件を変動させ、このような問題を回避している。

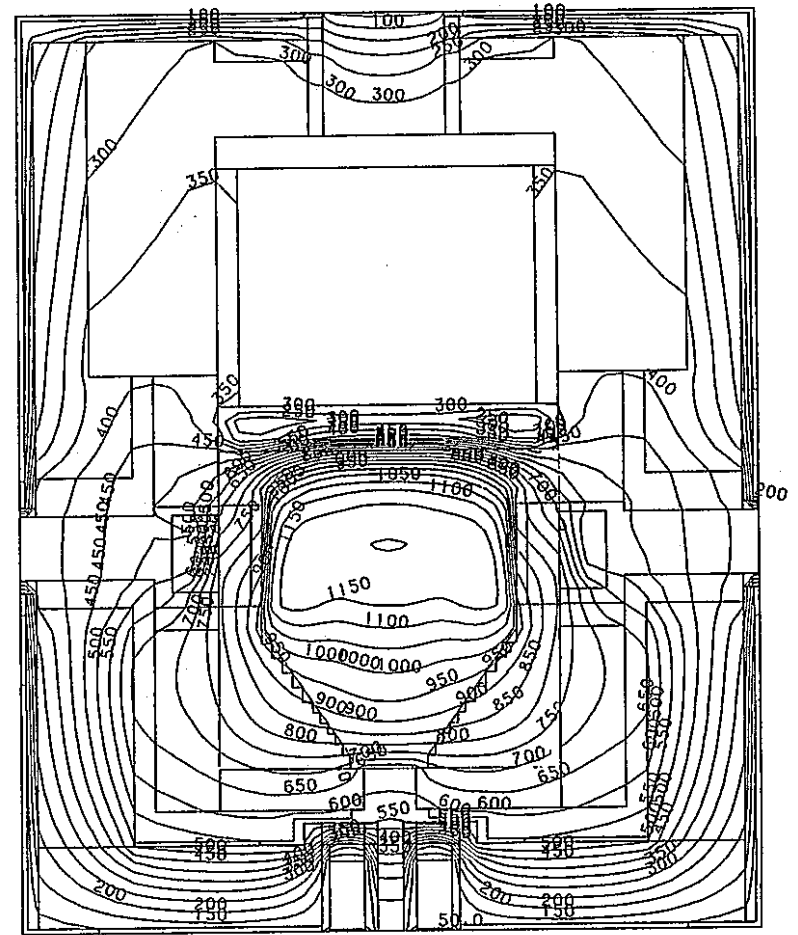
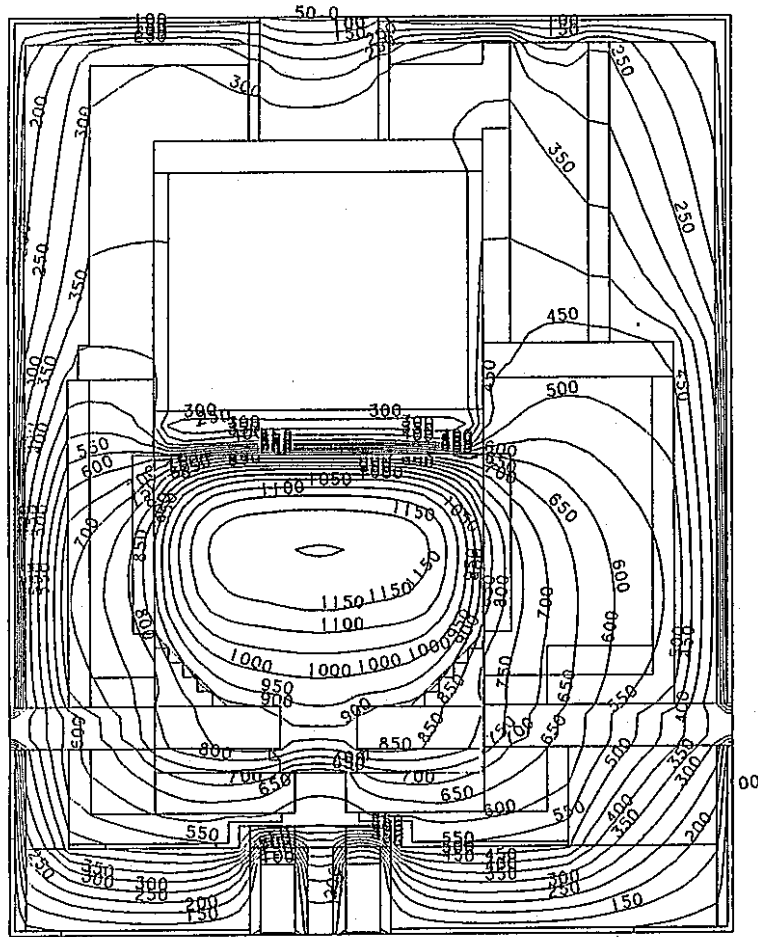
しかし、計算上は運転履歴に対応した非定常計算を行うことは計算時間や労力を考えると現実的ではない。従って、一般に定常状態にある炉をシミュレートする場合には、任意の熱供給（この場合通電による発熱）が存在する部分はある程度高温の状態から計算を開始した方がよいと考えられる。また逆に主電極の直上部のような発熱領域に該当しない部分は比較的低温側から計算を開始した方がよいようである。

8. 改良モデル案

7 項までの知見を鑑みて以下のような改良モデル案 (CASE8 とする) を作成し計算を行った。

- ①体膨張係数倍率は 0.2 とする。
- ②6.項で用いた修正メッシュを使用する。
- ③主電極の直上は 600℃程度の低温初期条件とする。
- ④準初期条件として緩和係数を 0.2 として定常計算を 10 サイクル行う。

Fig. 33に 10 サイクル計算後の温度分布を示す。



[°C]

Fig. 33 定常計算 10 サイクル後の温度分布

8.1. 炉内温度

炉内中心部のガラス温度分布をFig. 34に示す。最高温度もほぼ同程度で、炉底の一部を除けば実測によく合っているといえる。炉底部で実測よりも低温に算出されているのは補助電極通電による加熱が小さいためと考えられる。計算条件の基とした時点での通電電力は0.4[kW]であるが、それまでの運転経緯ではそれ以上の電力で操作されており、実測はその結果の反映と思われる。

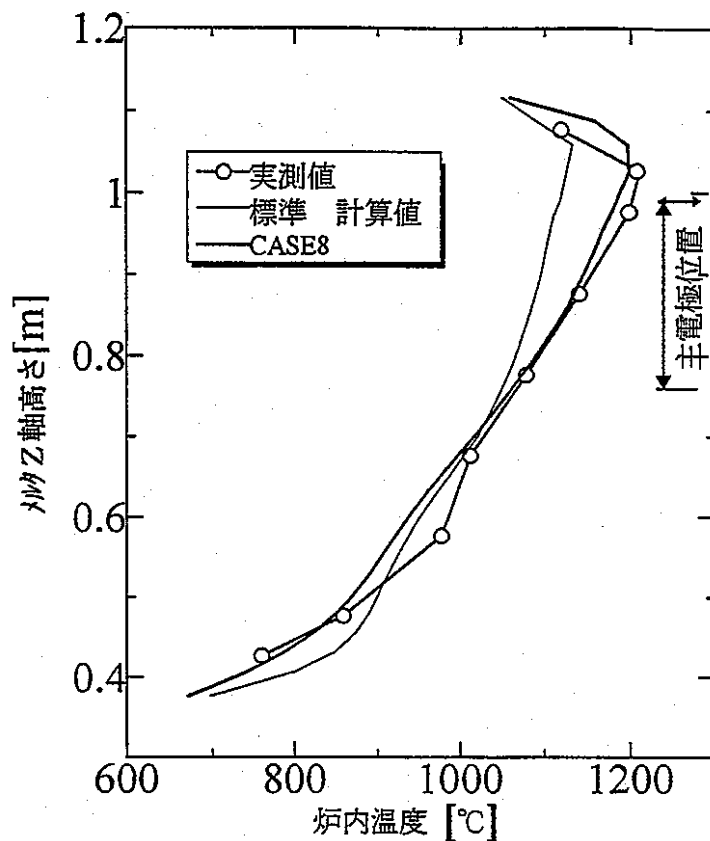


Fig. 34 炉内中心部の温度分布

8.2. 炉材温度

炉材部の各温度の実測との比較をFig. 35に示す。Standard に比べて、“炉内中央ガラス温度” 以外は Standard に対して改善されているのが分かる。実測に対する差は主電極で50～80℃程度、その他炉材部は30℃以下である。ただし、壁面近傍のガラス温度である“炉内中央ガラス温度” は炉内中心部のガラス温度が高くなったのにつれて上昇している。依然として水平方向の温度勾配の低さは改善されていないと言える。

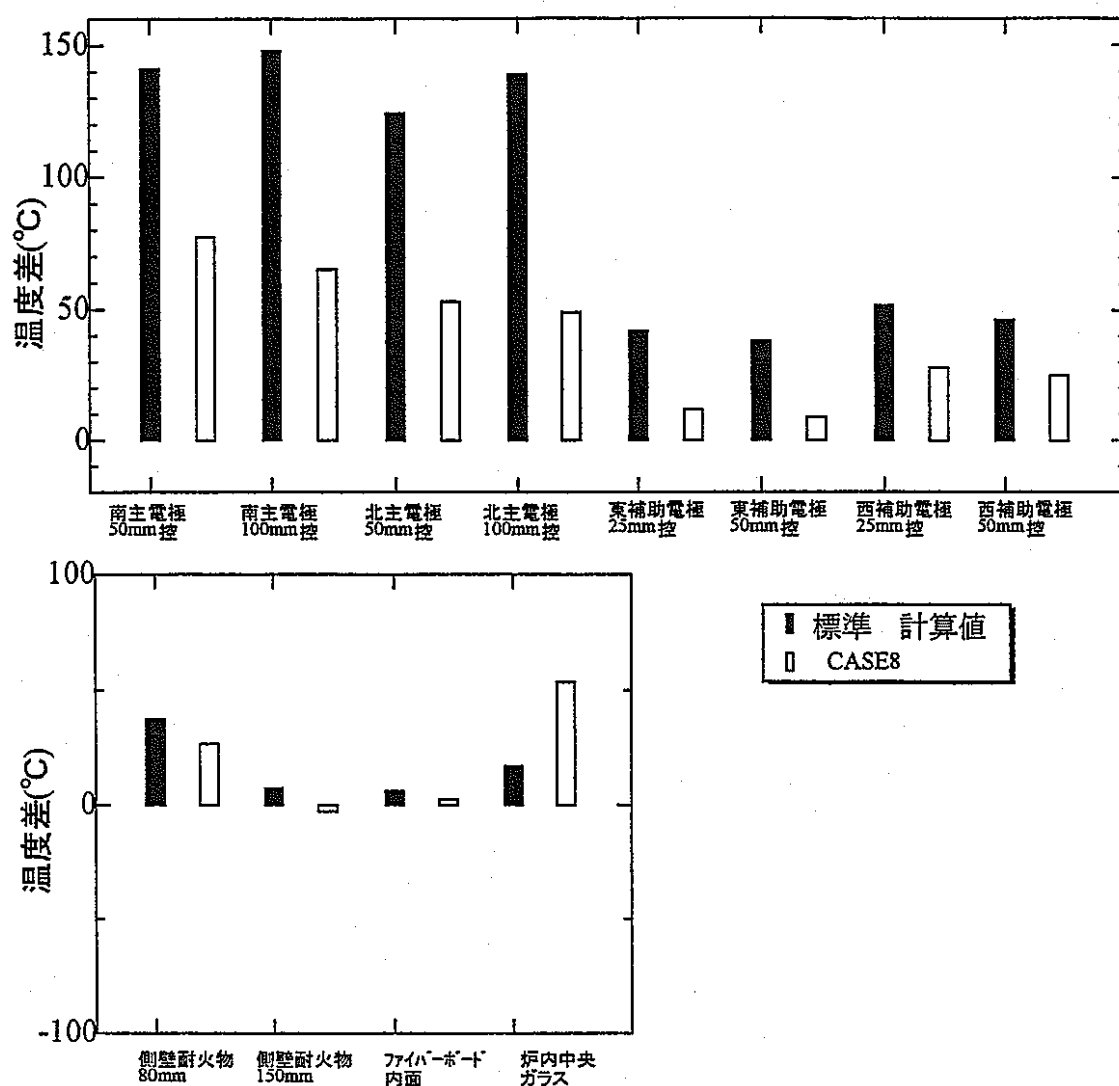


Fig. 35 各種炉材温度の比較

8.3. 考察

CASE8 は炉内温度はほぼ実測に合っており、炉材温度をみても Standard に比べて、“炉内中央ガラス温度” 以外は比較の実測に近い値を示している。特に主電極温度の低下が著しいがこれは CASE2 や CASE5 とは異なっており、初期条件の影響が大きいと考えられる。しかし、今回の初期条件が一般性を有するかどうか（作業条件が異なる他の計算上件でも良好な結果が得られるかどうか）、特に炉底温度の初期条件の設定は重要なポイントになってくることが予想され今後さらに検討を要する。

しかし、現時点では最も実測に近い結果であり、本ケースを当面の雛形ケースとしてよいだろう。

9. 結言

モックアップ3号溶融炉を対象として、LF CMタイプのガラス溶融炉の熱流動解析における幾つかのパラメータサーベイを行い、モデルの検討を行った。その結果、

(1)従来の計算結果に対して対流伝熱量を抑制すると、高さ方向の温度勾配は比較的実測に近い結果となった。しかし水平方向の温度勾配が小さく、炉材部の温度が高すぎることも分かった。

(2)原料溶融層直下や壁面近傍のメッシュを細分化することで計算精度が向上し、上記の温度勾配が小さい問題もある程度改善した。また原料溶融層直下は Rayleigh-Benard Cell に類似の構造を有しているため安定な定常流でない可能性が高い。メッシュ分割の仕方に関してはさらに検討する余地が多いと考えられる。

(3)初期条件によって炉底部や炉材部温度が大きく異なる。これはガラス物性の温度依存性が非常に強く、通電発熱領域外の温度場が不安定なためである。実炉では適宜運転条件を操作するため安定操業中はほぼ類似の温度分布を示すが、計算上は初期条件をどうするかは大きな問題となる。当面は比較的高温の初期条件から開始するのが妥当と思われるが、将来数値解析による予測等を行う際には重要パラメータであるため、さらに検討を深める必要がある。

上記の結果を鑑みて雛形計算モデルの1案を作成し、計算を行った。その結果、炉内の中心温度、各部炉材の温度は最大 80℃程度の差で推算できることが分かった。しかし、依然として水平方向の温度勾配が小さい計算結果であった。この原因は上記の検討項目以外にもタイムステップの選択や収束条件などが問題となっている可能性も考えられる。

また一般に、ガラス物性の温度依存性の強さのために初期条件の選択が非常に重要となってくるものと考えられる。初期条件をうまく選択して詭弁的に実測にフィッティングすることはできるが、ガラス物性のデータ取得を含め今後の更なる検討が必要である。

10. 今後の課題

計算結果を実運転に利用するにはまだモデルとしての解析精度・信頼性に課題が残っており、今後の課題として、

- ・メッシュ分割に関する検討、初期条件のパラメータサーベイをさらにを行い最適条件を探る。

- ・プレナム部や流下ノズル周り、主電極冷却部などのモデリングを見直す。具体的には
 - ・プレナムは温度固定以外のモデルとし、実際の運転に反映できるような形とする（実炉ではプレナム雰囲気温度が操業上の重要な指標となっている）、

- ・流下ノズル周辺部の温度またはモデルを見直す、

- ・ガラスと炉材壁面の熱伝達を見直す（現状モデルでは完全熱伝達となっている）、

- ・熱伝達係数を見直す、

等の検討を行いモデルの適正化を図る必要がある。

11. 参考文献

- (1)PNC 技術資料「ガラス溶融炉設計支援システムの概念検討」PNC PJ8401 94-001
- (2)PNC 技術資料「ガラス溶融炉 3 次元熱流動解析技術の開発」 PNC PN8410 94-219
- (3)HTS 技術資料「粘度測定におけるズリ速度変化の影響把握試験結果」(G94-3-074)
- (4)HTS 技術資料「粘度測定におけるズリ速度変化の影響把握試験結果（追試験）」
(G94-3-075)
- (5)HTS 技術資料「P0798 密度の温度依存性（予備試験）」（G-87-3-033）
- (6)社外資料 「Sato,Furuya,Thermal conductivity of simulated radioactive
waste glass ,etal.Nuclear Tecnology Vol.70,1985」
- (7)HTS 技術資料「P0798 レーザーフラッシュ法による比熱、熱拡散率、熱伝導率の
標準偏差データ取得試験結果」(G-94-3-027)
- (8)HTS 技術資料「簡易メッシュによるメッシュサイズの検討①」（M95-5-046）
- (9)社外資料 「R.Mukutmoni,K.T.Young, “Raylei-Benard Convection
in a Small Aspect Ratio Enclosure:Part I-Bitrifucation
to Oscillatory Convection”,Trans.ASME,Vol.115,May1993,p360」