

JAERI - M  
92-175

反応度異常時における  
被覆燃料粒子の温度評価

1992年11月

沢 和弘・中川 繁昭・湊 和生・塩沢 周策

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷株

## 反応度異常時における被覆燃料粒子の温度評価

大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

沢 和弘・中川 繁昭・湊 和生<sup>+</sup>

塩沢 周策

(1992年10月19日受理)

高温ガス炉では、極短時間に極端に大きな反応度が投入されない限り異常時においても燃料温度が断熱的に上昇することなく、HTTR（高温工学試験研究炉）では、反応度異常時の安全上の判断基準として燃料エンタルピーではなく燃料最高温度を制限している。

高温ガス炉燃料の異常時におけるふるまいの研究の一つとして、反応度投入条件下における被覆燃料粒子内温度分布の時間依存挙動の解析を行った。その結果、以下のことが分かった。

- (1) HTTRの制御棒急速引抜事故のように反応度添加率が大きい場合でも、燃料核から被覆層への熱拡散により、燃料核温度は過度に上昇しない。
- (2) 燃料核最高温度は、バッファ層と第2層間のギャップ幅、そこに存在するガスの組成及びギャップの開口面積に影響を受ける。

Evaluation of Coated Fuel Particle Temperature  
during Reactivity Insertion Events

Kazuhiko SAWA, Shigeaki NAKAGAWA, Kazuo MINATO<sup>+</sup> and Shusaku SHIOZAWA

Department of HTTR Project  
Oarai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received October 19, 1992)

In the High Temperature Gas-cooled Reactors (HTGRs), no adiabatic increase of fuel temperature occurs unless extremely large reactivity is added within a short time even at abnormal condition. Then, in the acceptance criteria of the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), the maximum fuel temperature is restricted instead of the fuel enthalpy.

As one of the studies of fuel behavior under abnormal conditions, temperature transient in coated fuel particle is calculated during reactivity insertion events, and the following results are obtained.

- (1) Since there is thermal diffusion from fuel kernel to coating layers, the fuel kernel temperature does not increase excessively even under the event of large reactivity insertion rate such as rapid control rod withdrawal accident of HTTR.
- (2) The maximum fuel kernel temperature is affected by the gap width between the buffer and the inner PyC layers, the composition of gas contained in the gap and the surface area of gap.

Keywords: HTGR, Reactivity, Fuel Temperature, Transient, Coated Fuel Particle, HTTR, Fuel Kernel, Gap

---

<sup>+</sup> Department of Fuels and Materials Research, Tokai Research Establishment

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 解析方法 .....	3
2.1 解析モデル .....	3
2.2 ギャップモデル .....	4
2.3 ギャップ内ガス組成 .....	5
3. 評価結果 .....	17
4. 結論 .....	31
謝辞 .....	32
参考文献 .....	32
付録 定常運転状態における被覆燃料粒子内温度分布 .....	33

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Analytical Method .....	3
2.1 Analytical Model .....	3
2.2 Gap Model .....	4
2.3 Gas Composition in Gap .....	5
3. Results .....	17
4. Conclusions .....	31
Acknowledgement .....	32
References .....	32
Appendix Temperature Distribution in Coated Fuel Particle during Normal Operating Condition .....	33

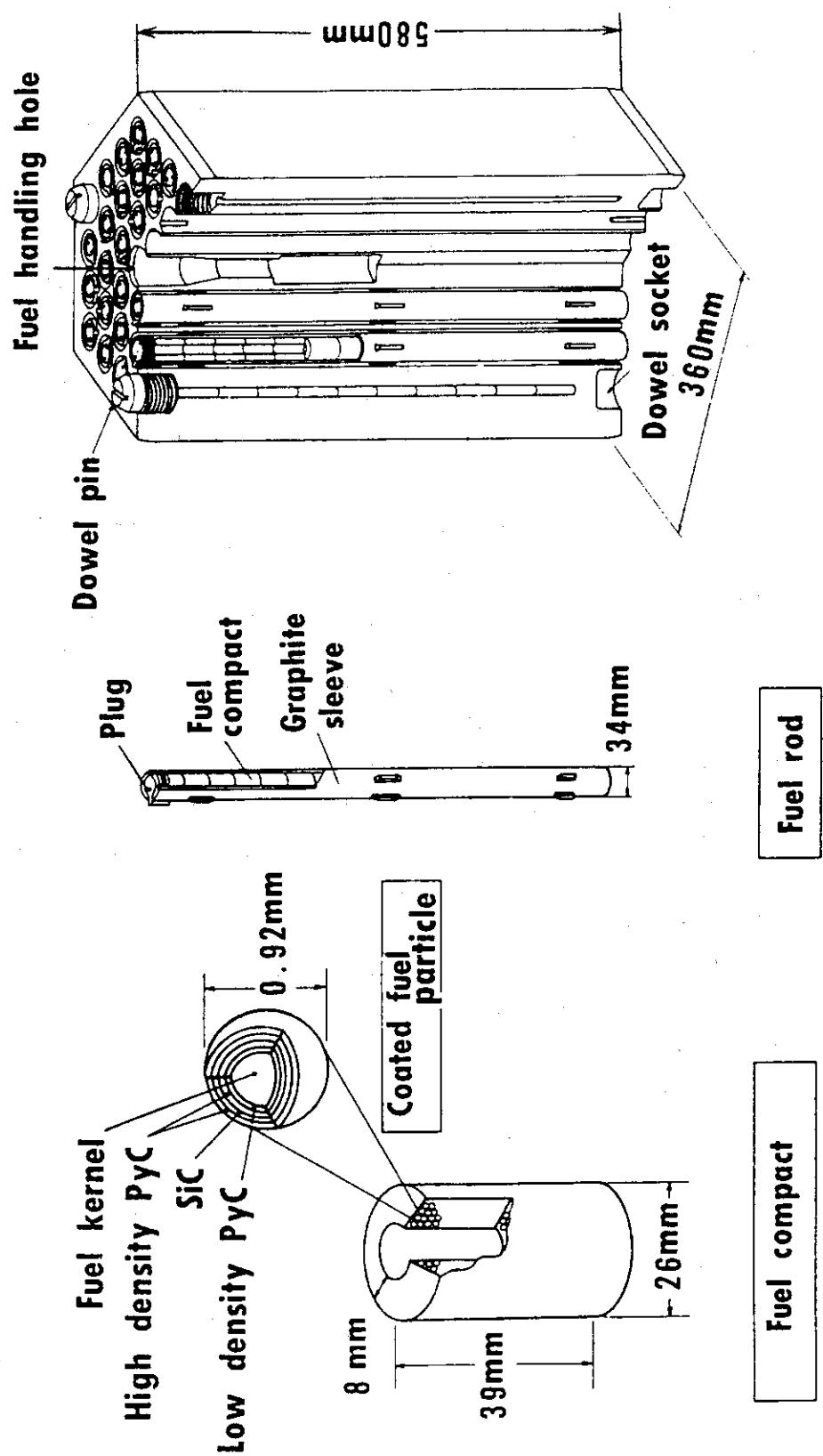
## 1. はじめに

高温ガス炉の特徴の一つとして、被覆燃料粒子を用いることが挙げられる。被覆燃料粒子は、微小な燃料核を炭素及び炭化ケイ素で4重に被覆したものである。この被覆燃料粒子を黒鉛とともに焼結したものを燃料要素として用いる。高温ガス炉燃料の例として、日本原子力研究所で現在建設中の高温工学試験研究炉 (High Temperature Engineering Test Reactor : HTTR) の燃料体をFig. 1-1に示す。

HTTRの安全評価では、急激な反応度投入事象に対する安全上の判断基準として、燃料エンタルピーの制限を設けていない。軽水炉では、急激な反応度投入事象の場合について、①燃料-冷却材相互作用による機械的エネルギーの発生による冷却材圧力バウンダリの破損防止、②最小限界熱流束比 (MDNBR) 及び最小限界出力比 (MCPD) による制限の緩和、を目的として、燃料エンタルピーの制限を設けている<sup>(1)</sup>。しかし、高温ガス炉の場合、燃料構造上燃料-冷却材相互作用は無く、極短時間に極端に大きな反応度が投入されない限り燃料温度が断熱的に上昇することはないと考えられ、特別に燃料エンタルピーを制限することは必要としない。そのため、HTTRの安全評価では反応度投入事象時の安全上の判断基準として、燃料エンタルピーの制限は設けず、燃料温度（燃料の健全性を保証するという観点から被覆層温度）を制限している。

高温ガス炉の反応度異常時の燃料温度の評価は、被覆燃料粒子と燃料コンパクトの黒鉛素地を均質化した物性値を用いて行っている。たとえば、HTTRの通常運転時及び安全評価で、運転時の異常な過渡変化として選定された制御棒の異常な引抜き事象では、反応度の変化が緩慢<sup>(2)</sup>なので、被覆燃料粒子の温度は燃料コンパクトの温度とほぼ一致する。しかしながら、大きな反応度が急激に投入される事故を超えるような異常事象が生じた場合には、被覆燃料粒子の温度が、均質化した燃料コンパクト温度と一致するかどうかは検討が必要である。ただし、このような場合でも、高温ガス炉は出力密度が低いため、反応度添加率を制限するという設計とあいまって断熱的な温度上昇は生じないと予想される。しかし、急速な反応度投入時の被覆燃料粒子内の温度挙動については、反応度投入条件下における被覆燃料粒子のふるまいを研究する上で重要である。

本報は、反応度投入条件下における被覆燃料粒子内温度分布の時間依存挙動の評価を行った結果を示したものであり、特に、被覆燃料粒子の温度挙動に影響を及ぼすと考えられる、燃料核とバッファ層間のギャップ幅及びその空隙内ガス組成について検討を行った。



block type fuel of the HTTR

Fig. 1-1 Fuel Assembly of HTTR.

## 2. 解析方法

H T T R の反応度異常時に、燃料コンパクト（境界温度）から燃料核まで温度がどの程度上昇するかを見積るために以下に示すような計算を行った。具体的な反応度異常事象としては、以下の4ケースを想定した。

- (1) 未臨界からの制御棒誤引抜き (反応度添加率:  $2.4 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ )
- (2) 定格からの制御棒誤引抜き (反応度添加率:  $2.4 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ )
- (3) 未臨界からの制御棒の急速引抜き\* (反応度添加率:  $1.7 \times 10^{-3} \Delta k/k/s$ )
- (4) 定格からの制御棒の急速引抜き\* (反応度添加率:  $1.7 \times 10^{-3} \Delta k/k/s$ )

計算は、BL00ST-J2コード<sup>(3)</sup>を用いて燃料コンパクト均一モデル（燃料コンパクトを均一の領域として処理するもので、被覆燃料粒子と黒鉛マトリックスを区別しない）により評価した。燃料コンパクト均一モデルで計算した原子炉出力及び燃料最高温度をFig. 2-1(1)～(4)に示す。このモデルでは、燃料最高温度は燃料コンパクト内面に現れる。燃料コンパクト均一モデルによる燃料最高温度及び初期燃料温度からの昇温をTable 2-1に示す。この場合でも、未臨界からの制御棒急速引抜きを除く3事象では、発熱量に対する熱容量の大きさ、安全保護系の機能、等により、燃料最高温度の上昇分はそれほど大きくはない。一方、未臨界からの制御棒急速引抜きでは、原子炉出力のスクラム点に達する時間が遅いため、全投入エンタルピが大きく、燃料最高温度の上昇が大きい。

この結果に基づき、燃料温度の上昇が最も大きい事象である、H T T R の未臨界からの制御棒急速引抜きについて非定常の詳細解析を行うこととした。なお、本事象は、制御棒が駆動機構の最大速度で引抜かれることを想定した事象であるが、その発生頻度は低く、H T T R の安全評価においては代表事象とする必要はない<sup>(4)</sup>が、急速な反応度投入条件下における被覆燃料粒子内の温度分布の時間依存挙動を検討するために、以後この事象を例として計算を行うこととした。

### 2.1 解析モデル

解析は、被覆燃料粒子1個の周囲に被覆燃料粒子1個当たりに等価な厚みの黒鉛マトリックスを巻き付けたモデルで、ABAQUSコード<sup>(5)</sup>を用いて計算した。

計算モデルの形状をFig. 2-2に示す。出力の変化はFig. 2-1(3)に示したBL00ST-J2で計算した結果を被覆燃料粒子1個当たりの出力に換算し、ピーキング係数を考慮したものを時間依存で入力する。燃料核中の出力は均一と仮定する。境界条件は時間依存で与え、各計算ステップにおいて黒鉛マトリックス部外面の温度が一様であるとする、等温境界条件とする。計算の時間ステップは0.1秒とした。境界温度は、BL00ST-J2で計算した燃料コンパクト均質モデルの最高温度（燃料コンパクト内面温度）を用いる。燃料コンパクト内面温度の時間変化はFig. 2-1(3)に示

\*この事象は、発生頻度が低いため、H T T R の安全評価においては代表事象となっていない。

した。この方法では、黒鉛マトリックス部の昇温分だけ燃料温度を高く評価するが、黒鉛マトリックス部の熱伝導率は相対的に大きいため、その誤差は小さく、高々数°Cの違いである。

計算に使用した熱伝導率、比熱、密度を燃料核、低密度熱分解炭素層、高密度熱分解炭素層、炭化ケイ素層、黒鉛マトリックスについてTable 2-2 に示す。燃料核の熱伝導率は、約2000°Cの値を用いた<sup>(6)</sup>。バッファ及び高密度熱分解炭素の比熱についてはデータが無いため、黒鉛と同じ値<sup>(7)</sup>と仮定した。高密度熱分解炭素の熱伝導率は、照射済データが無いため、工学的判断で未照射データ<sup>(8)</sup>の1/2とした。炭化ケイ素の熱伝導率は、照射済データ<sup>(9)</sup>を用いた。黒鉛マトリックスの熱伝導率は、HTTR用燃料コンパクトの黒鉛マトリックスと同仕様の独のA-3 マトリックスの照射済データ<sup>(10)</sup>を用いた。その他のデータは、HTTRの設計用データ<sup>(11)</sup>を用いた。温度依存性等を無視する場合には、燃料最高温度が高めに評価されるような値を用いている。

また、被覆燃料粒子の温度に影響を及ぼすと考えられる、被覆層間のギャップ幅及びその空隙内ガス組成の効果については次節以降に示す。

## 2.2 ギャップモデル

ギャップが存在すると、熱伝導による燃料核からの熱の逃げが小さくなり、温度に大きな影響を及ぼす可能性がある。燃料粒子被覆層間のギャップ幅を検討するために、照射後の被覆燃料粒子の断面観察を行った。その結果、通常、ギャップが生じるのはバッファ層と第2層（内側高密度熱分解炭素層）間であり、バッファ層が径方向に分断されているのが観察されることもあった。これは、バッファ層は低密度（約1.1g/cm<sup>3</sup>）熱分解炭素からなっており、照射により収縮するためである。

観察は80倍の金相写真ネガを投影機により10倍に拡大して行った。試料数は11、観察を行った被覆燃料粒子数は 193である。以下に観察を行った試料の照射条件の範囲を示す。

- ・燃焼度 : 2.3~4.5 %FIMA
- ・最高温度 : 1120~1650 °C
- ・高速中性子照射量 : 0.83~2.48 × 10<sup>25</sup> n/m<sup>2</sup> (E > 0.18MeV)

観察したギャップ幅は、剥離の形態によって以下の様に整理した。

$$\text{部分剥離: } \Delta g = a \cdot x \quad (1)$$

$$\text{全周剥離: } \Delta g = (a + b) / 2 \quad (2)$$

ここで、 $\Delta g$  : 平均ギャップ幅

$a$  : 最大ギャップ幅

$b$  : 全周剥離時の最小ギャップ幅

$x$  : 部分剥離時の全周に対する剥離の割合 ( $0 \leq x \leq 1$ )

である。

観察結果から、平均ギャップ幅は最大でも  $20 \mu\text{m}$  程度である。観察したギャップ幅の分布をFig. 2-3. に示す。なお、観察されたギャップ幅と燃焼度、燃料最高温度、高速中性子照射量との間に明確な相関関係はみられなかった。

計算では平均ギャップ幅をパラメータとして、 $0, 1, 10, 20, 40, 60 \mu\text{m}$  の 6 ケースについて行った。なお、計算では同心球の形態係数を用いて、輻射の効果を考慮している。輻射率は 0.8とした。

## 2.3 ギャップ内ガス組成

ギャップ部に存在するガス組成によって、その部分の熱伝導率が大きく異なる。ギャップ部に存在する可能性のある主要なガス成分としては、燃料核から放出される希ガス (Kr及びXe)、遊離した酸素が周囲の黒鉛と反応して生じるCOが考えられる ( $\text{CO}_2$  は、高温ガス炉の運転温度では、COに比べて無視できると考えられる<sup>(12)</sup>)。

短半減期の核種は燃料核からの移行中に崩壊するか、又はギャップに放出されても比較的短時間でその量は飽和する。一方、安定核種はいずれもギャップに移行し、燃焼度(積算核分裂数)に比例して蓄積していく。Kr、Xeの安定核種(半減期約10.7yの<sup>85</sup>Krを含む)の核分裂収率は、<sup>235</sup>Uについて30.2%、<sup>239</sup>Puについて31.2%である<sup>(13)</sup>。したがって、希ガスの原子数( $N_1$ ; atom)は、以下のようになる。

$$N_1 = 0.31 \cdot F \quad (3)$$

ここで、F:核分裂数

一方、酸素の放出量( $N_2$ ; atom)としては、HTTR用二酸化ウラン燃料について得られている以下の実験式<sup>(14)</sup>に基づき計算できる。

$$\log((N_2/F)/t^2) = -0.21 - 8500/T \quad (4)$$

ここで、( $N_2/F$ ):核分裂当たりの酸素放出量(atom/fission)

t: 照射日数(日)

T: 照射温度(K)

である。

照射日数及び照射温度をパラメータとしたときの酸素原子数と希ガス原子数の比をFig. 2-4、2-5にそれぞれ示す。HTTRの燃料最高温度が生じる位置の被覆燃料粒子の温度を約1400°Cとし、最大照射日数を660日とすると、COの割合( $(\text{CO原子数}) / ((\text{CO原子数}) + (\text{希ガス原子数}))$ )はFig. 2-6の点線のように増加していく。COの方が希ガスよりも熱伝導率がよいので、実験式の不確かさとしてファクター5<sup>(14)</sup>をCO生成が小さくなる方向に見込むと、Fig. 2-6の一点鎖線に示すように初期0%から末期の50%までCOの割合が増加していく。計算ではギャップ内に存在すると予想される気体の中で最も熱伝導率の悪いXeの常温常圧における熱伝導率( $5.59 \text{ mW/m}\cdot\text{K}$ <sup>(15)</sup>)から高温における $\text{CO}_2$ の熱伝導率までの範囲をパラメータとして行った。実際には燃焼及び昇温によりギャップ部の圧力が上がるが、ここでは燃料温度を高く見積るために圧力補正は行わなかった。

Table 2-1 Maximum fuel temperature during reactivity insertion events by fuel compact homogeneous model.

事 象	反応度添加率 ( $\Delta k/k/s$ )	燃料最高温度* (°C)
未臨界からの制御棒誤引抜き	$2.4 \times 10^{-4}$	403 ( 203 )
定格からの制御棒誤引抜き	$2.4 \times 10^{-4}$	1503 ( 8 )
未臨界からの制御棒の急速引抜き	$1.7 \times 10^{-3}$	1731 ( 1531 )
定格からの制御棒の急速引抜き	$1.7 \times 10^{-3}$	1535 ( 40 )

\* ( ) 内は初期値からの昇温

Table 2-2 Property data for transient calculation.

物質	熱伝導率 (W/m·K)	比熱 (J/g·K)	密度 (g/cm <sup>3</sup> )
UO <sub>2</sub>	2.1 <sup>(6)</sup>	Equation (a)	10.4
buffer	1.5	Table (b) <sup>(7)</sup>	1.1
PyC	2.09 <sup>(8)</sup>	Table (b) <sup>(7)</sup>	1.85
SiC	20.9 <sup>(9)</sup>	Equation (c)	3.2
Matrix	33.5 <sup>(10)</sup>	Table (b) <sup>(7)</sup>	1.7

注記の無いデータは、参考文献(11)による。

$$\text{Equation (a): } 0.28 + 4.19 \times 10^{-5} \cdot T \text{ (°C)}$$

Table (b):	200 (°C)	1.16
	600	1.68
	1000	1.88
	1250	1.95
	1500	1.99
	1750	2.03
	2000	2.05
	2250	2.07
	2500	2.09
	3000	2.11

$$\text{Equation (c): } 0.994 + 2.62 \times 10^{-4} \cdot T \text{ (°C)}$$

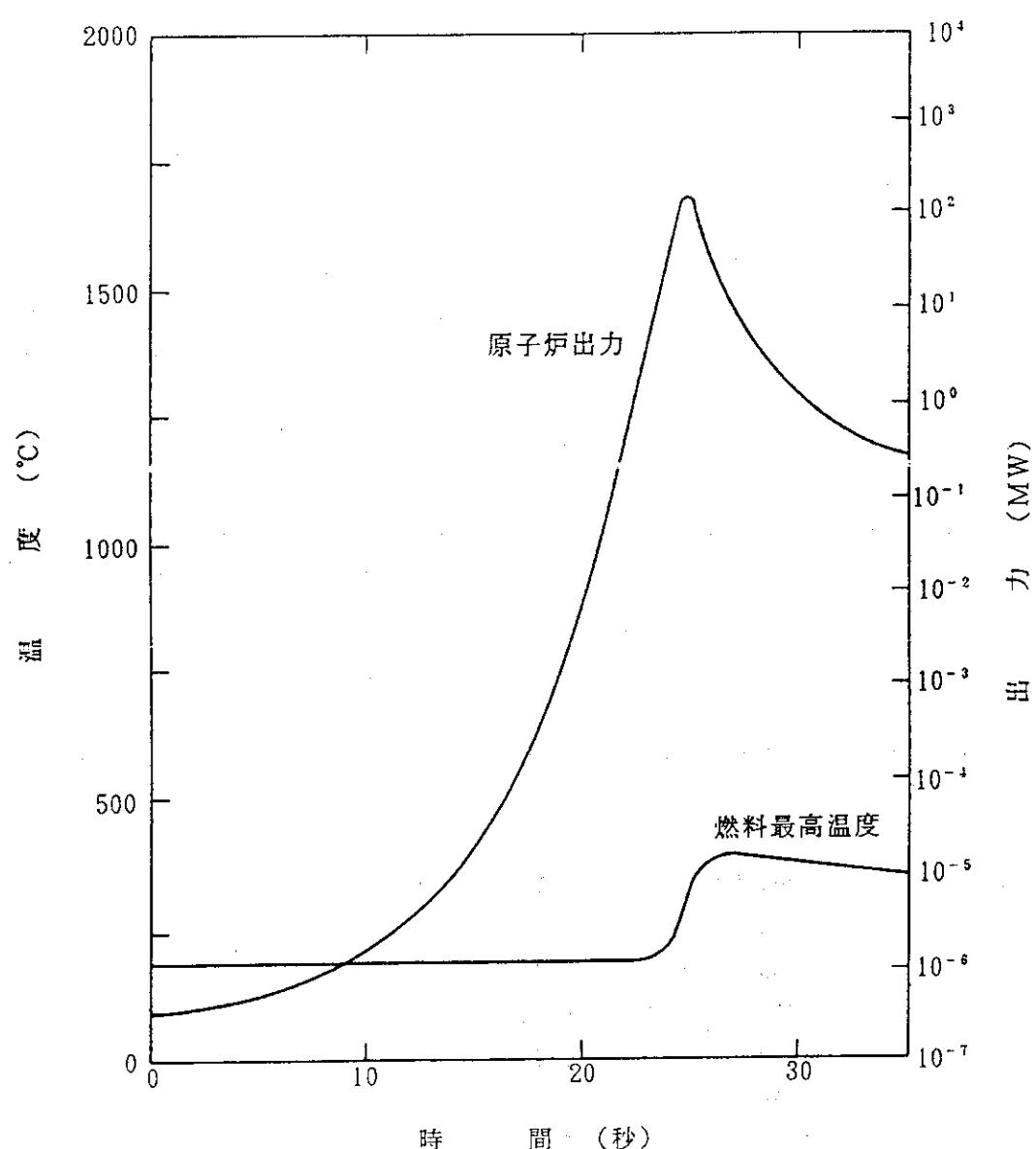


Fig. 2-1(1) Calculation result of abnormal control rod withdrawal under subcritical condition (homogeneous model).

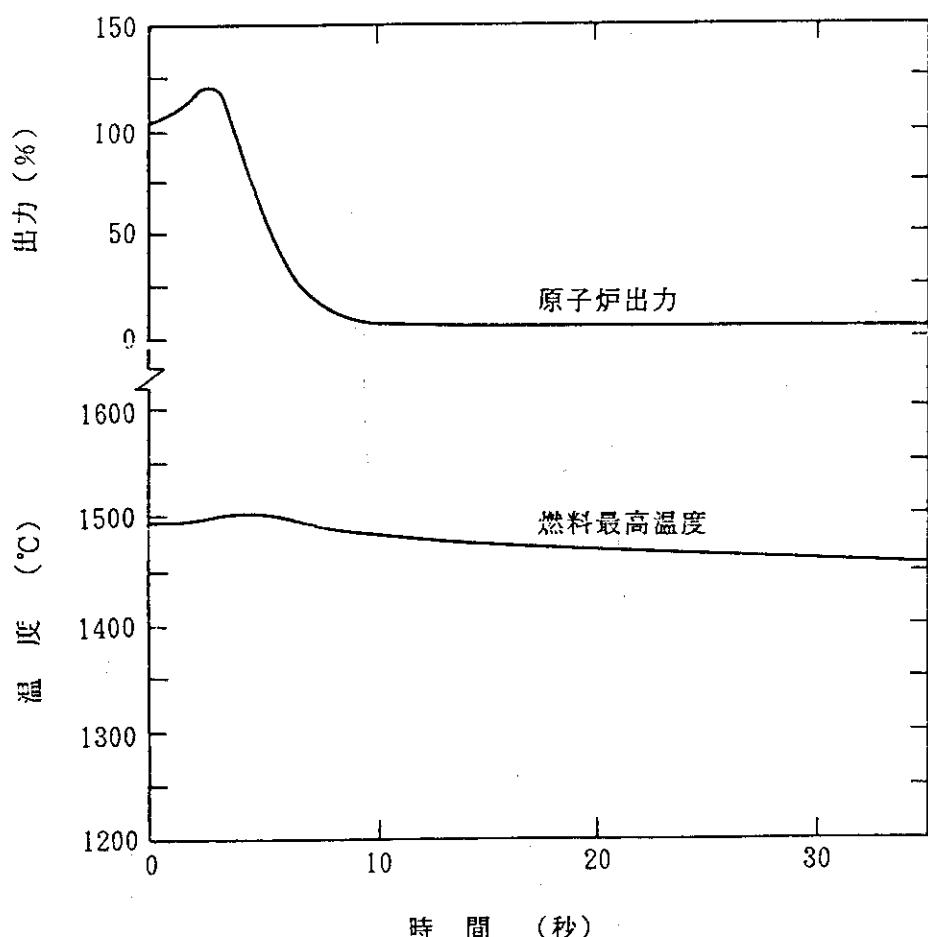


Fig. 2-1(2) Calculation result of abnormal control rod withdrawal during rated operation (homogeneous model).

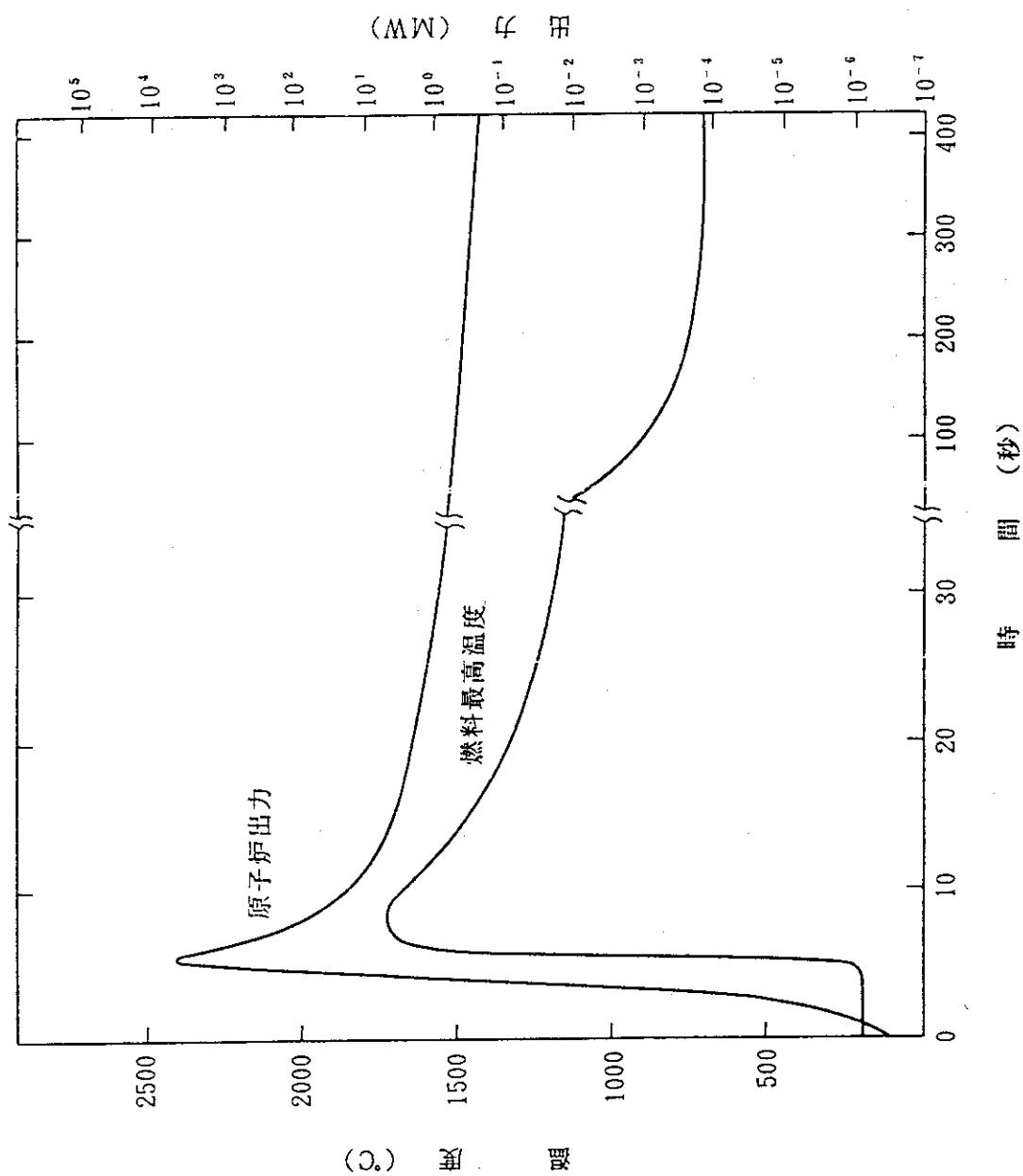


Fig. 2-1(3) Calculation result of rapid control rod withdrawal under subcritical condition (homogeneous model).

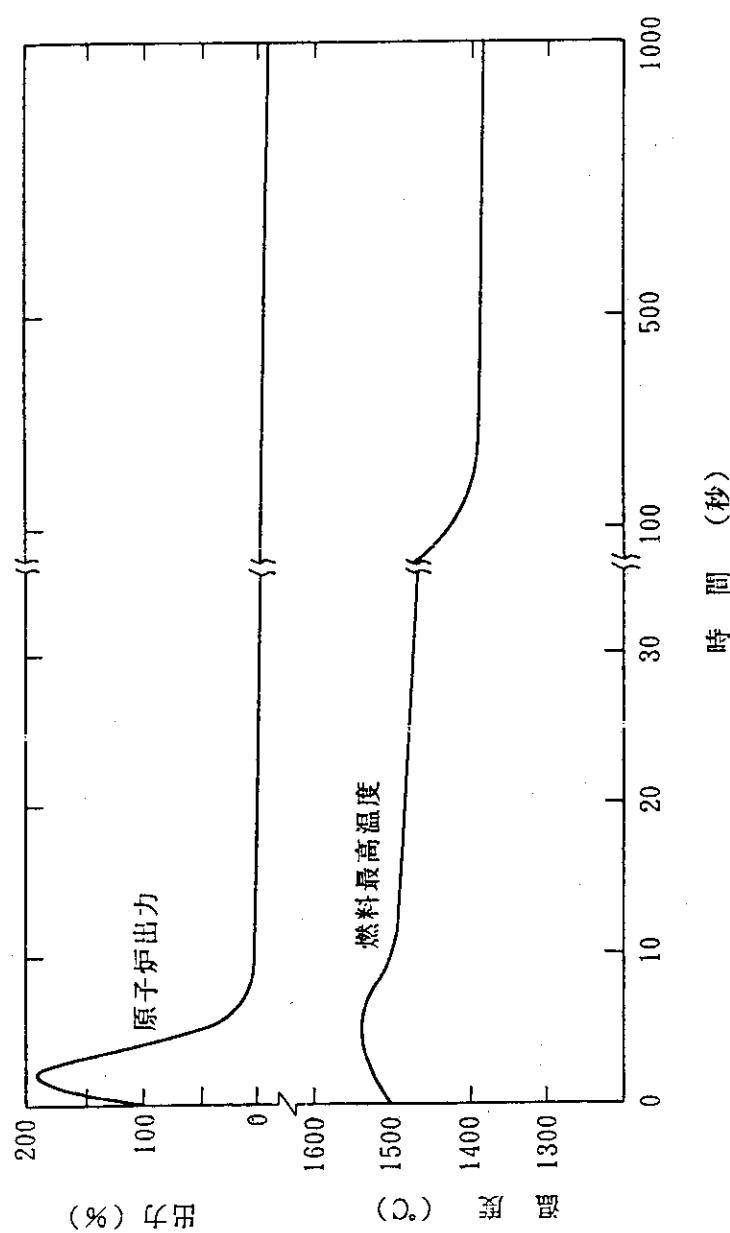


Fig. 2-1(4) Calculation result of rapid control rod withdrawal during rated operation (homogeneous model).

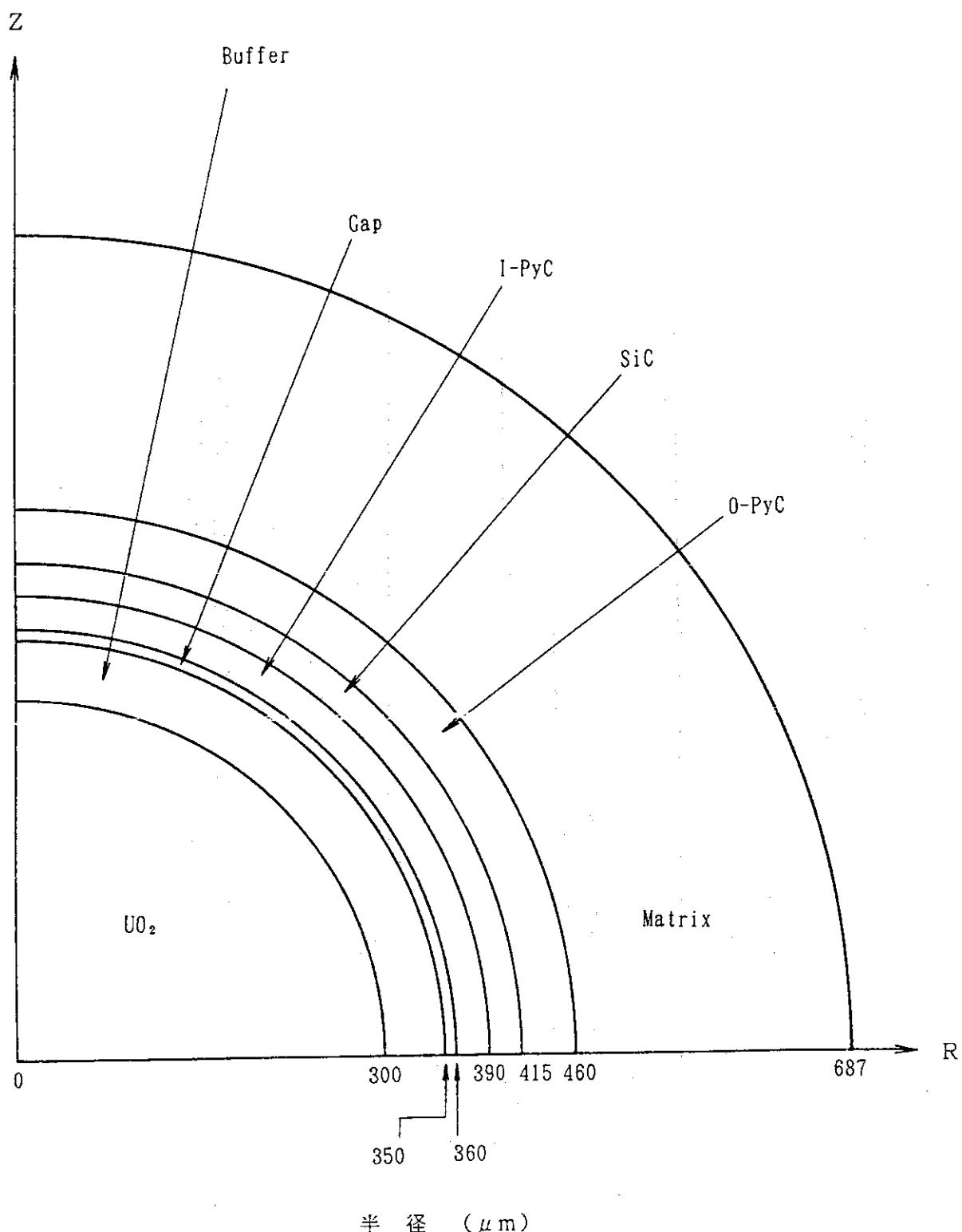


Fig. 2-2 Analytical model of ABAQUS.

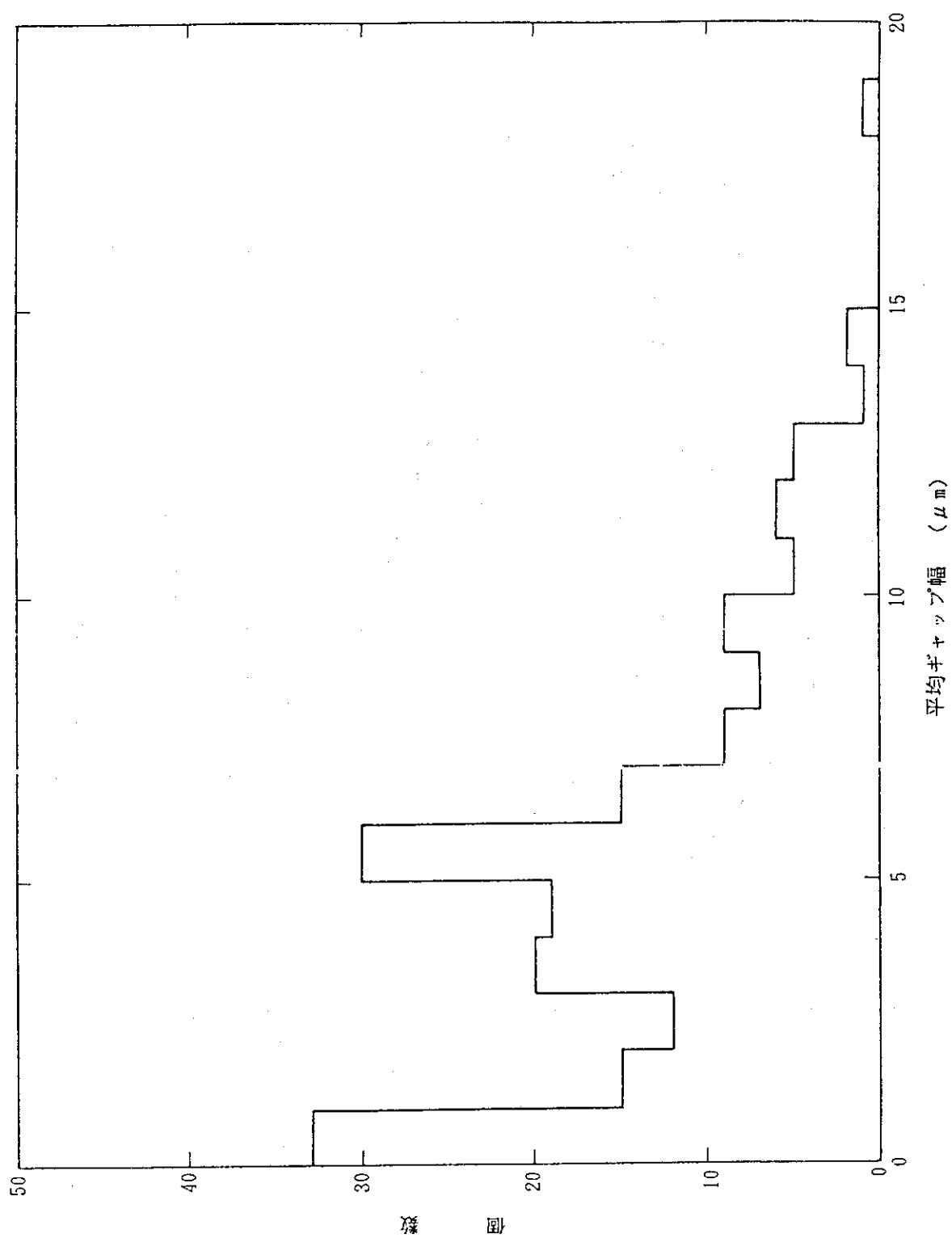


Fig. 2-3 Observed gap width distribution.

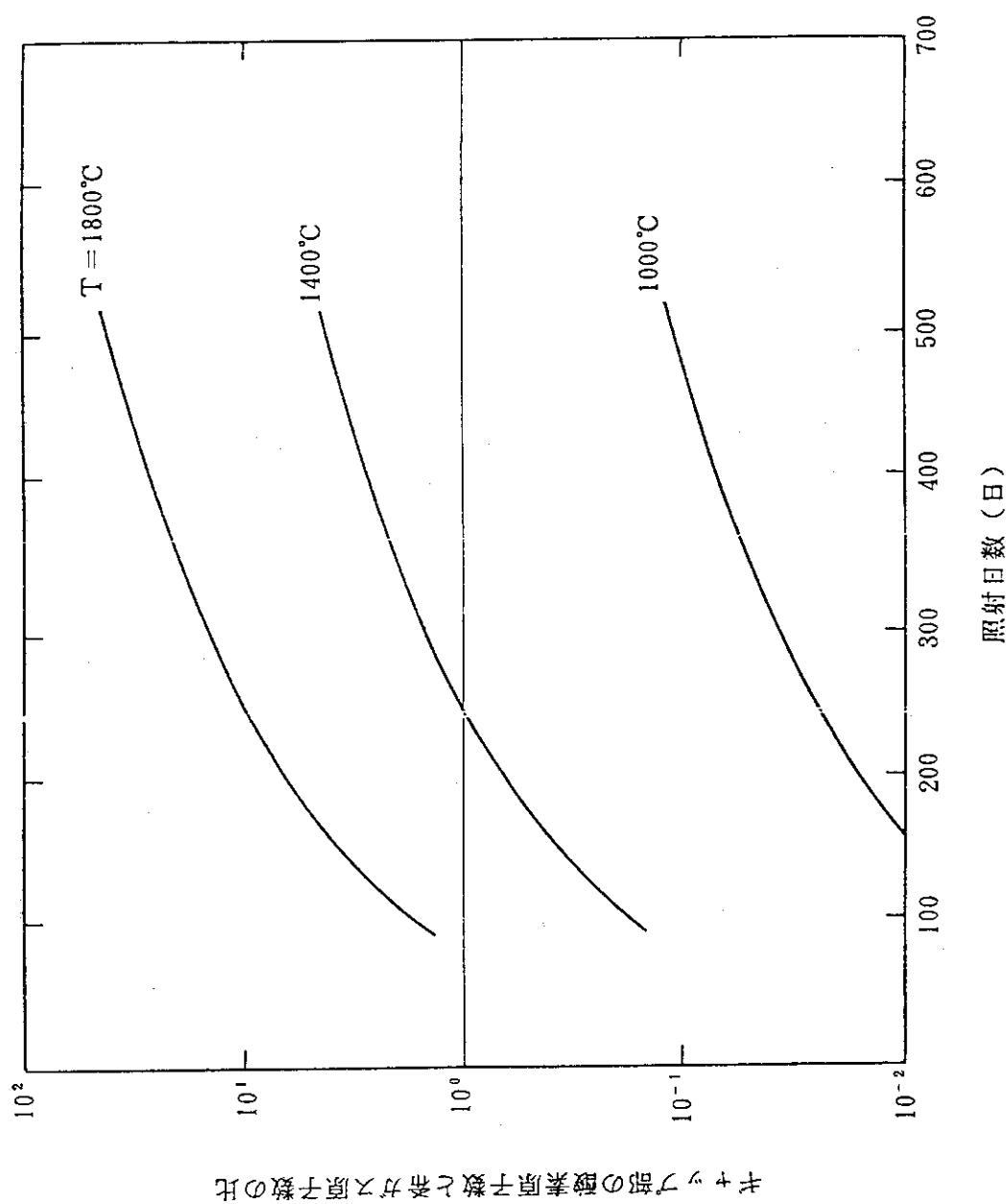


Fig. 2-4 Ratio of oxygen atoms to total gas atoms in gap  
as a function of irradiation day.

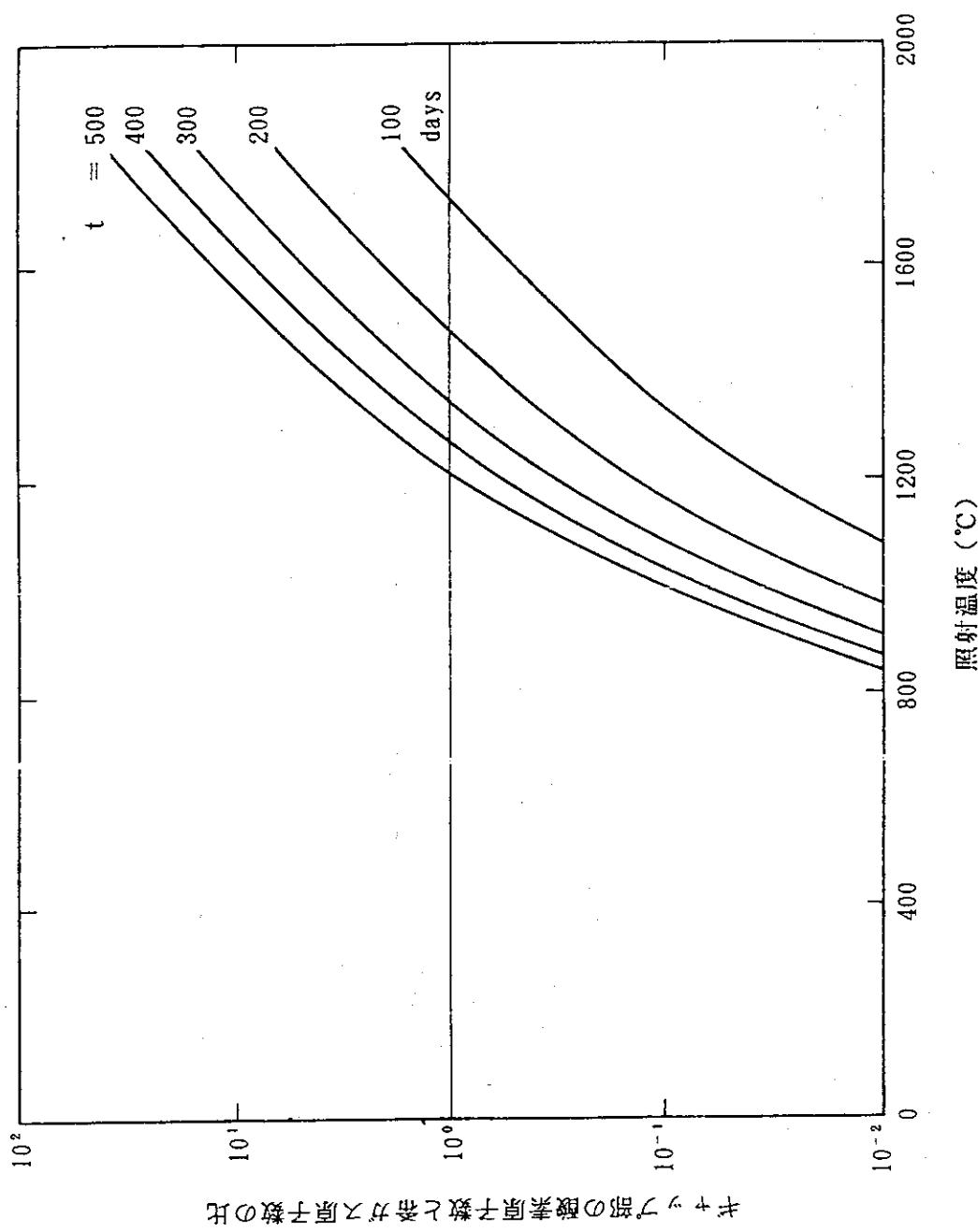


Fig. 2-5 Ratio of oxygen atoms to total gas atoms in gap  
as a function of irradiation temperature.

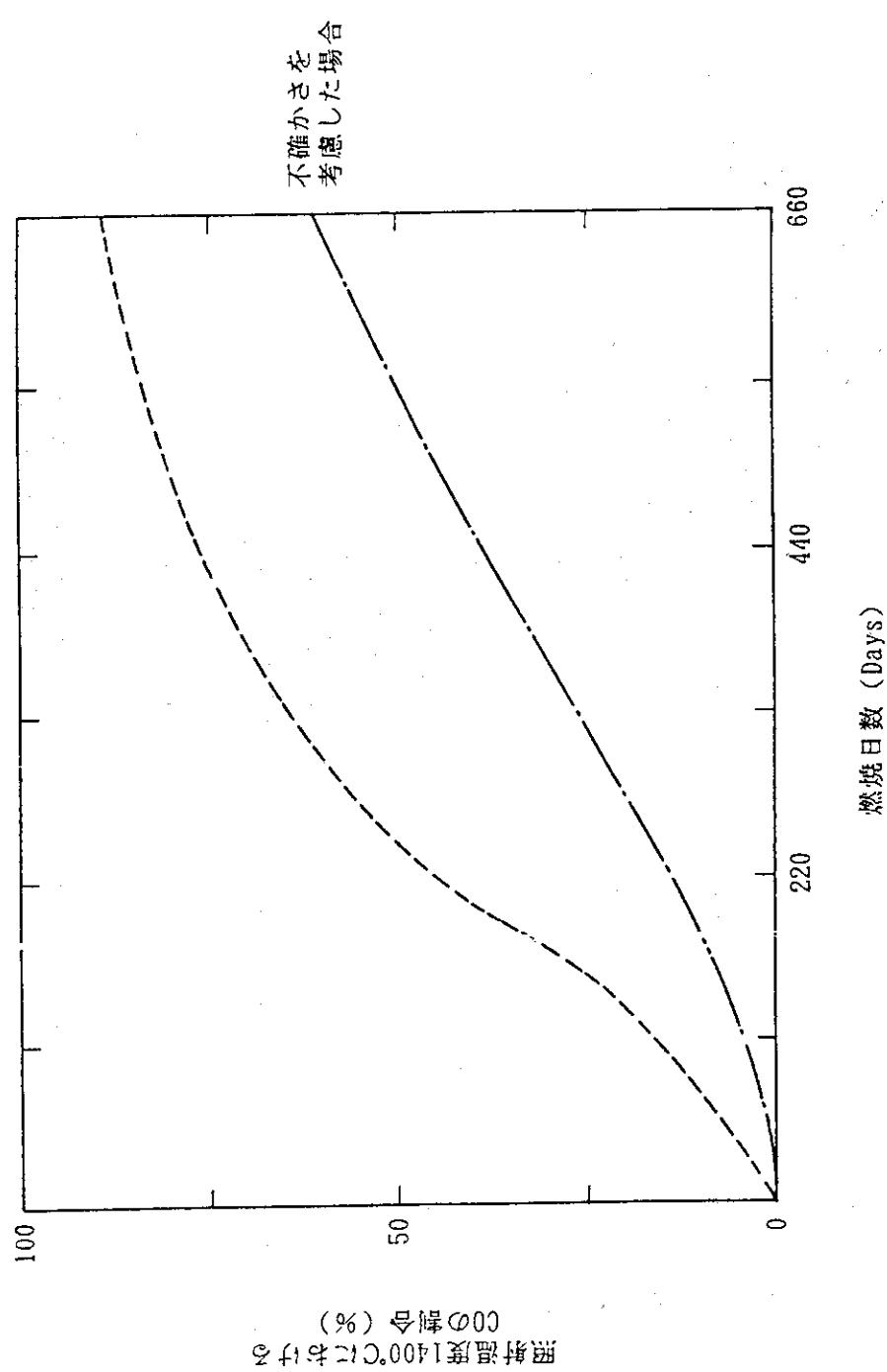


Fig. 2-6 CO atom content in gap as a function of irradiation day.

### 3. 評 價 結 果

未臨界からの制御棒急速引抜き事象の解析結果をFig. 3-1(1)～(4)に示す。ここでは、燃料核とバッファ層間のギャップ幅を $1\text{ }\mu\text{m}$ とし、ギャップ内ガスの熱伝導率をパラメータとして室温の $Xe$ の値 ( $\lambda_e: 5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ) から高温の $CO_2$ の値 ( $20\lambda_e$ ) まで変化させた。図中の線は、高い方から燃料核中心温度、バッファ層内面温度、黒鉛マトリックス内面温度の時間変化を示している。熱伝導率が悪い場合は、バッファ層の内面温度もピークを示すが、熱伝導率が良くなるとピークは現れなくなり、また、燃料核のピークも小さくなる。このことは、ギャップが存在してもそこに存在するガスの熱伝導による熱拡散の効果が大きいことを示している。熱伝導率をパラメータとした時の燃料核中心最高温度をFig. 3-2に示す。同図より、熱伝導率が $5.59 \times 10^{-2} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  ( $10\lambda_e$ ) 以上になると、燃料核の最高温度はほぼ一定値となることが分かる。

一方、ギャップ内ガスの熱伝導率を $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$ と仮定した場合に、ギャップ幅をパラメータとして計算した燃料核中心温度、バッファ層内面温度、黒鉛マトリックス内面温度の時間変化をFig. 3-3(1)～(5)に示す。ギャップ幅をパラメータとしたときの燃料核中心最高温度をFig. 3-4に示す。この結果から、バッファ層と第2層間のギャップ幅の有無により燃料核最高温度は大きく異なるが、ギャップ幅が約 $10\text{ }\mu\text{m}$ 以上になると、ギャップ幅が広がることによる影響はほとんど無くなる。これは、ギャップ幅がある程度大きくなると燃料核からの熱の逃げは輻射によって支配されるようになるためであると考えられる。

さらに、ギャップが燃料最高温度に及ぼす効果を詳細にみるために、部分接触の効果を2ヶース計算した。ギャップ内熱伝導率は $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$ 、ギャップ幅は $60\text{ }\mu\text{m}$ である。計算形状及び結果をFig. 3-5(1) 及び(2) に示す。図中の線は、高い方から燃料核最高温度、ギャップの有る領域のバッファ層内面温度、ギャップの無い部分のバッファ層内面温度、ギャップの有る部分のPyC層最高温度、黒鉛マトリックス最高温度を示している。この結果から、部分接触面積が大きい場合は、燃料核最高温度は大きく低減するが、部分接触が小さいと、燃料最高温度はあまり低下しないことが分かる。例えば、Fig. 3-5(1) 及び(2) の平均ギャップ幅は2.2節の方法で定義するとそれぞれ $15$ 及び $45\text{ }\mu\text{m}$ である。それぞれの平均ギャップ幅に対応する燃料核最高温度は、Fig. 3-4より共に $3000^\circ\text{C}$ を超えると評価されるが、部分接触を考慮すると燃料核最高温度はそれぞれ $1800^\circ\text{C}$ 、 $3000^\circ\text{C}$ 程度となる。したがって、2.2節で定義したような平均ギャップ幅を用いた計算結果は燃料核温度を高めに評価するので、燃料核最高温度等を詳細に評価する場合には、周方向のギャップの剥離の仕方等を考慮する必要がある。

なお、計算結果の中には、燃料核温度が融点を超えているものがあるが、計算上融解熱は考慮していないため、融点を超える場合の燃料核最高温度は高めの評価となっている。

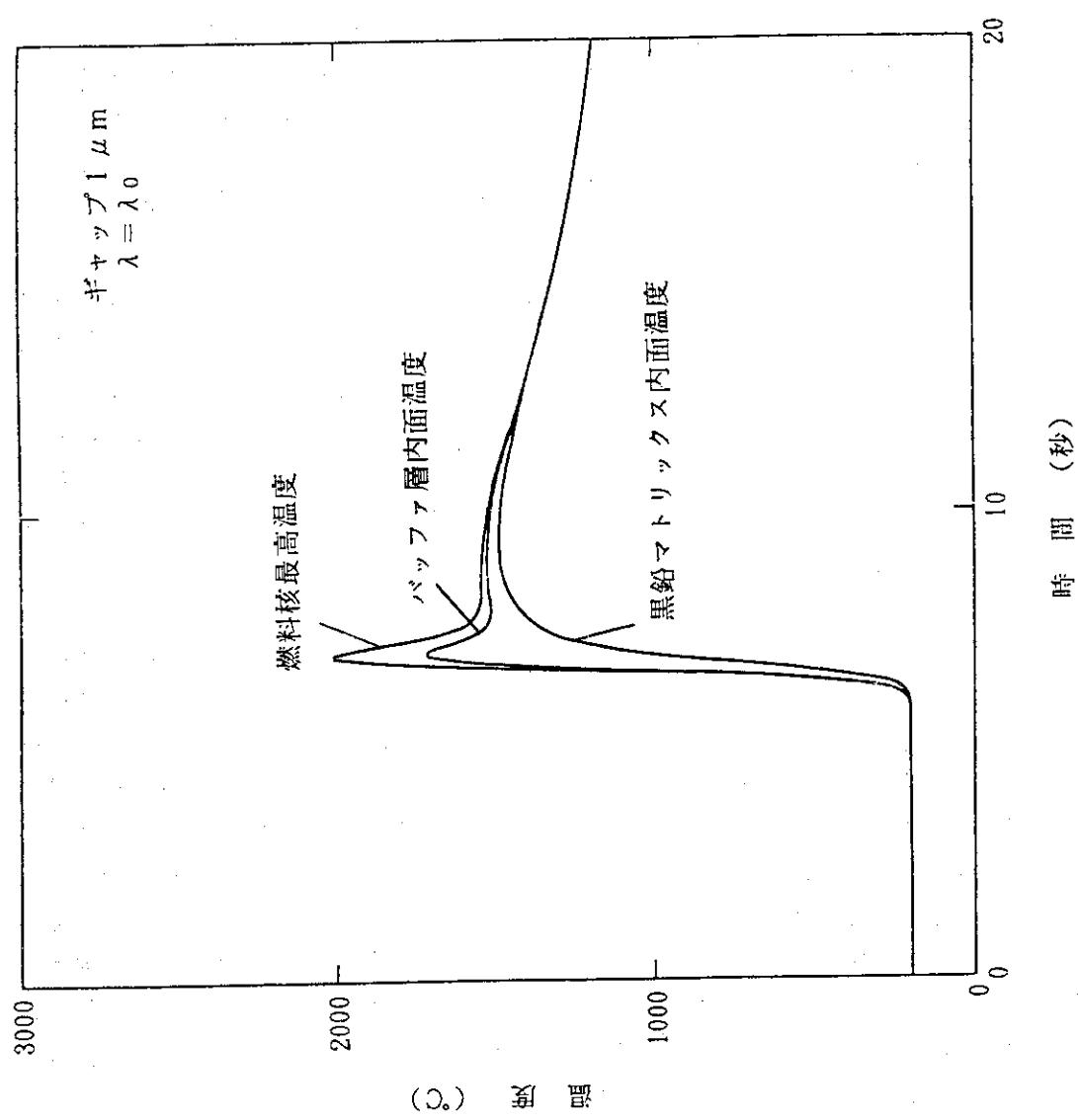


Fig. 3-1(1) Temperature transient with  $1 \mu\text{m}$  gap ( $\lambda = \lambda_0 (5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K})$ ).

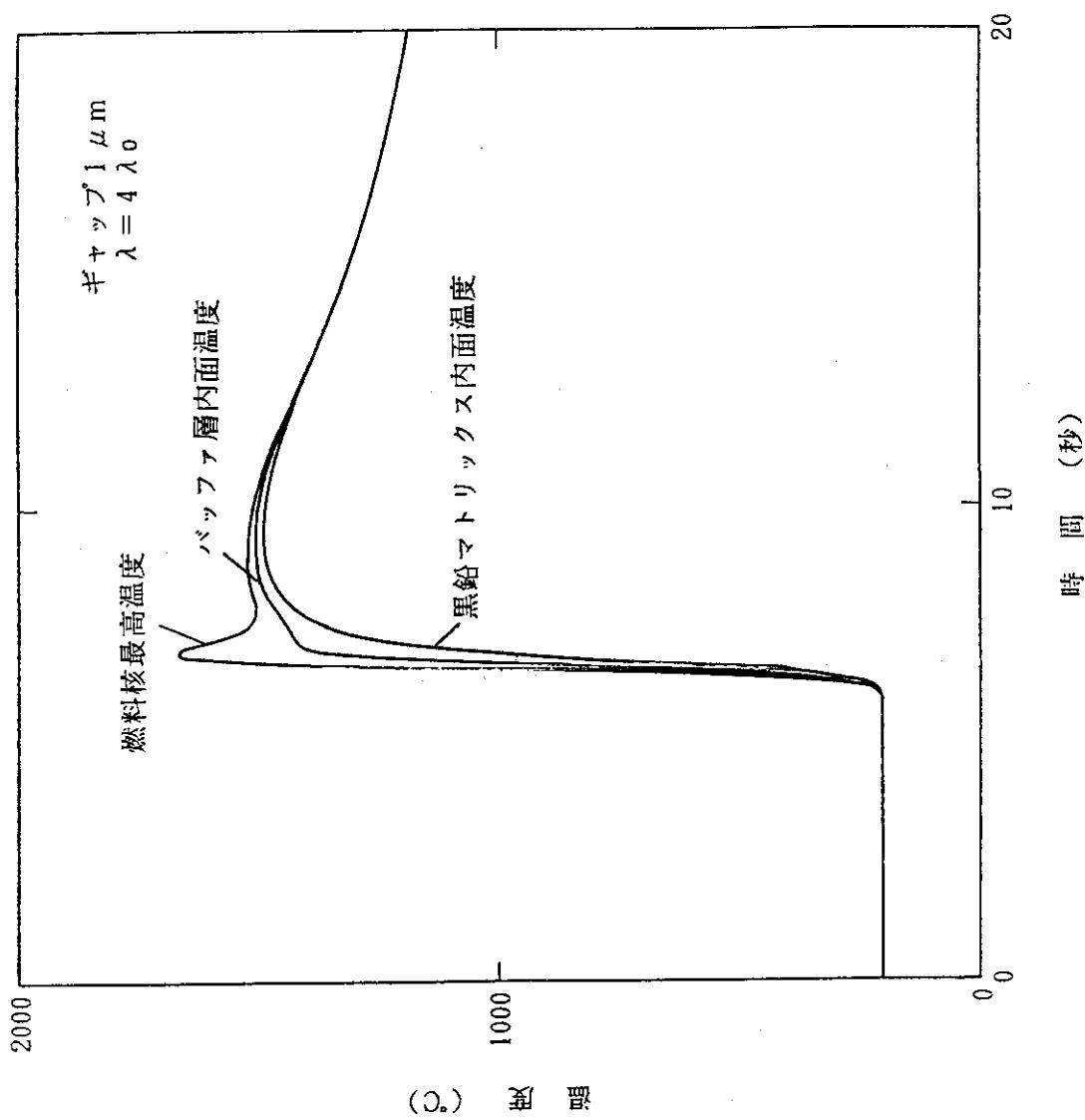
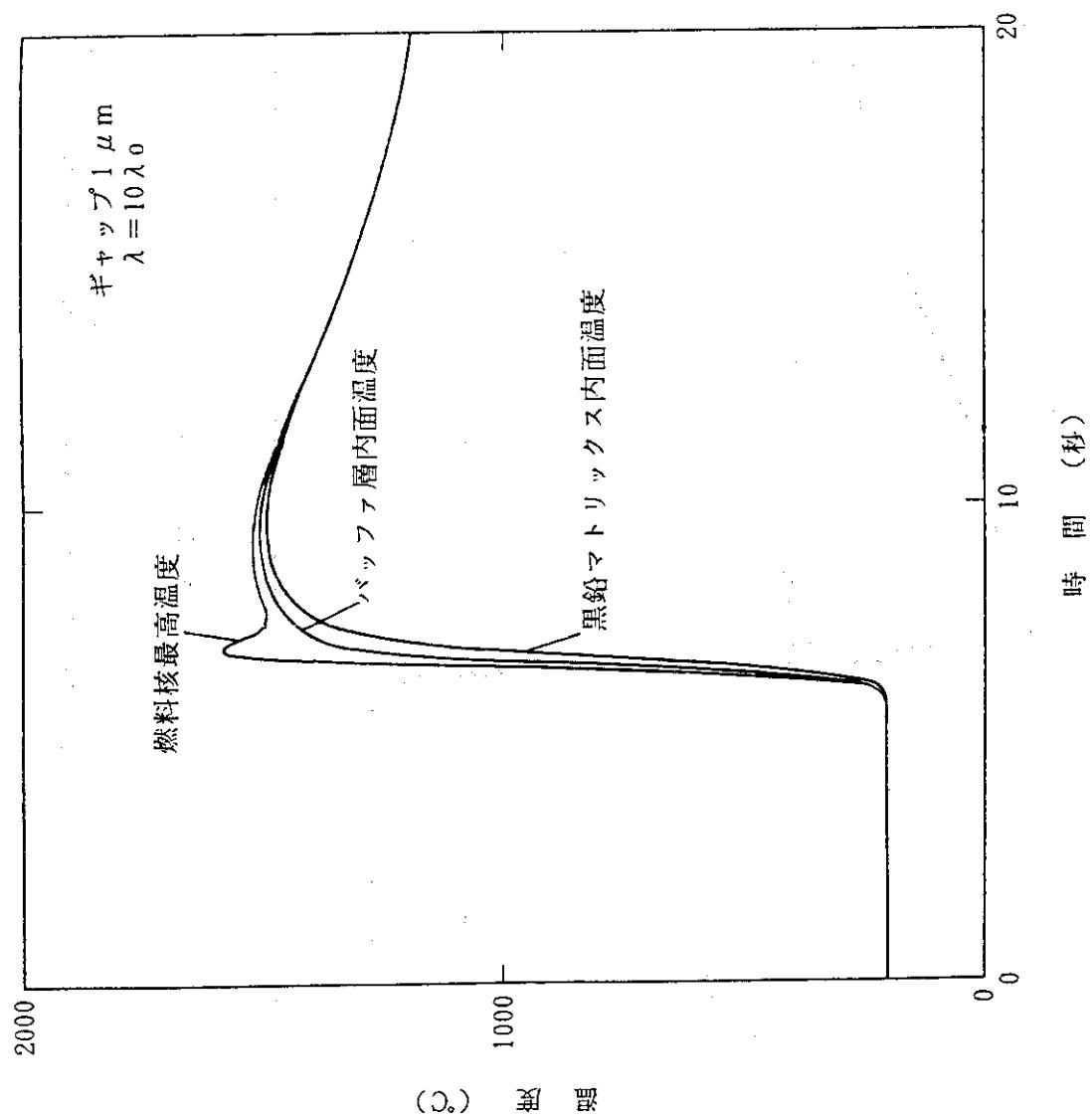


Fig. 3-1(2) Temperature transient with 1  $\mu\text{m}$  gap ( $\lambda=4\lambda_0$ ).

Fig. 3-1(3) Temperature transient with  $1 \mu\text{m}$  gap ( $\lambda=10\lambda_0$ ).

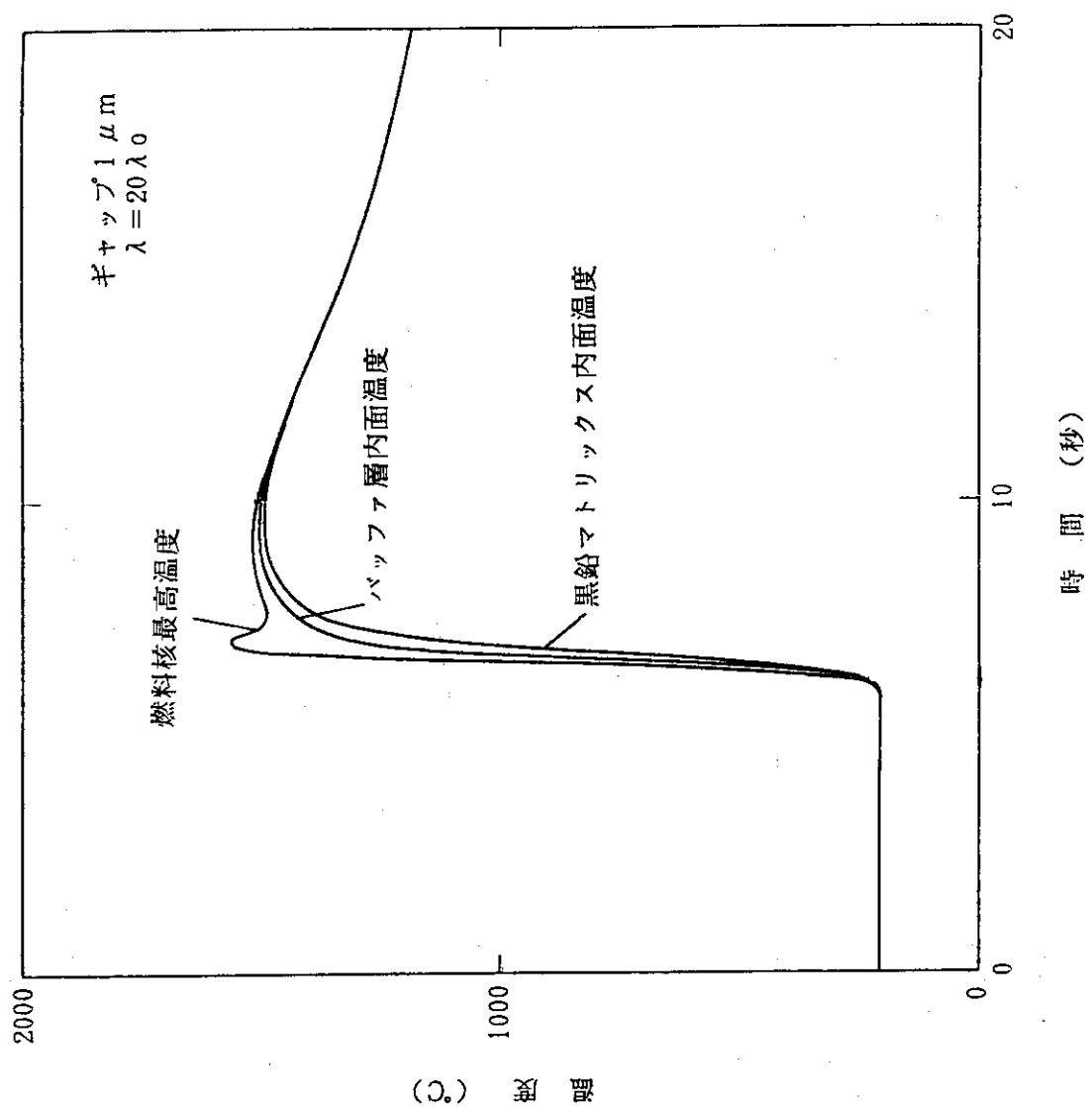


Fig. 3-1(4) Temperature transient with 1  $\mu\text{m}$  gap ( $\lambda=20\lambda_0$ ).

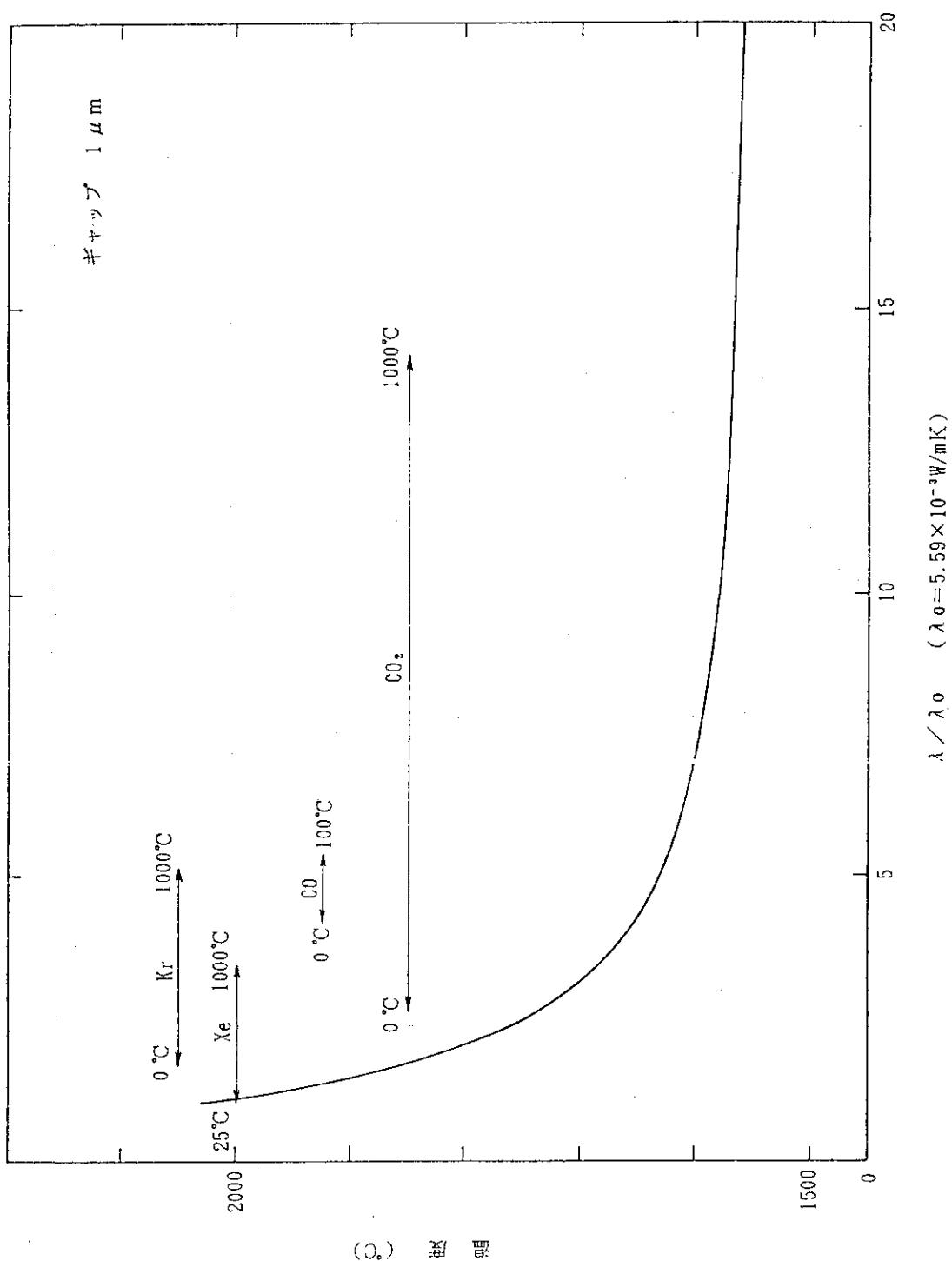


Fig. 3-2 Maximum temperature as a function of thermal conductivity in gap.

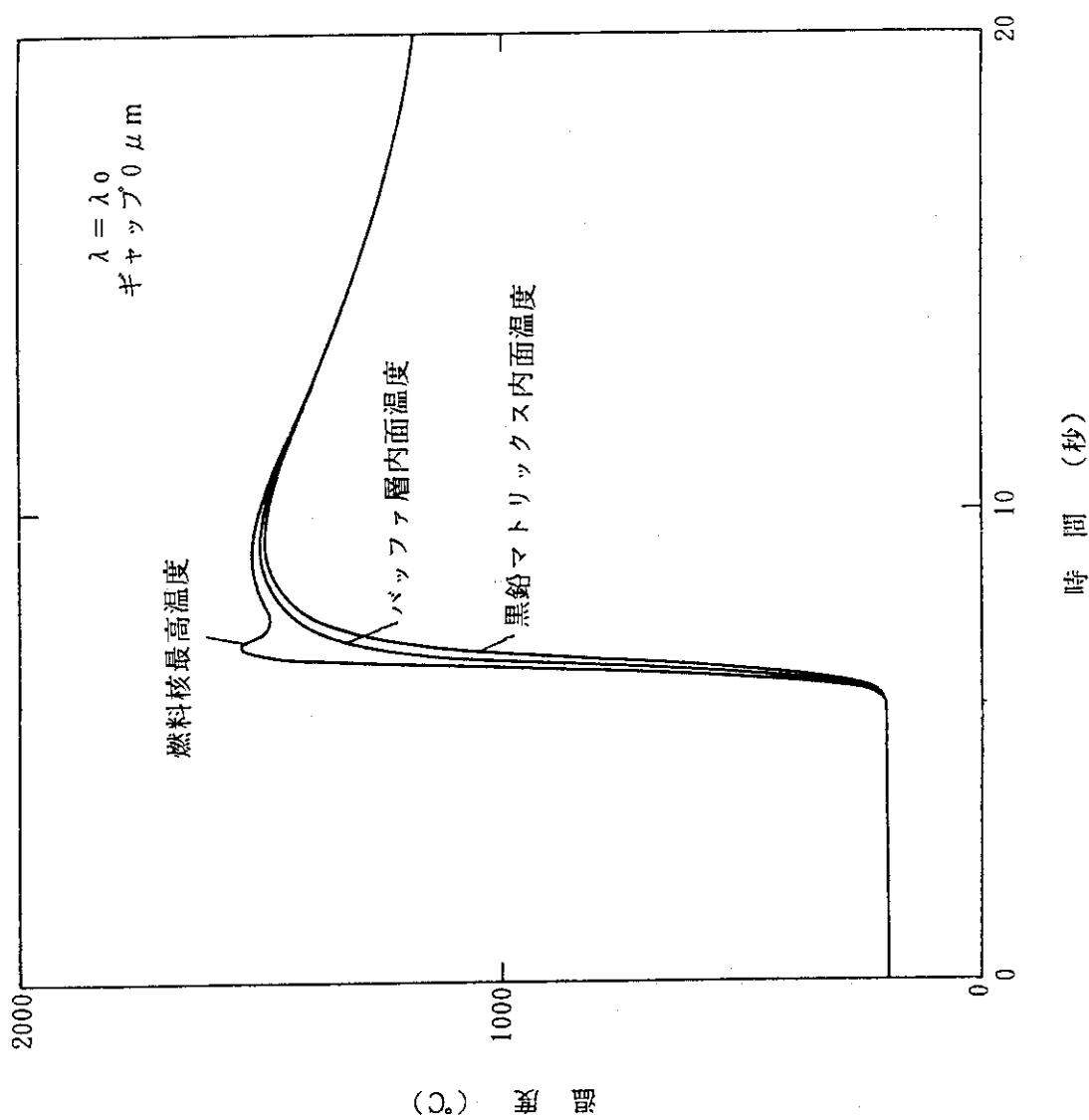


Fig. 3-3(1) Temperature transient with  $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  of thermal conductivity in gap (gap width=0  $\mu\text{m}$ ).

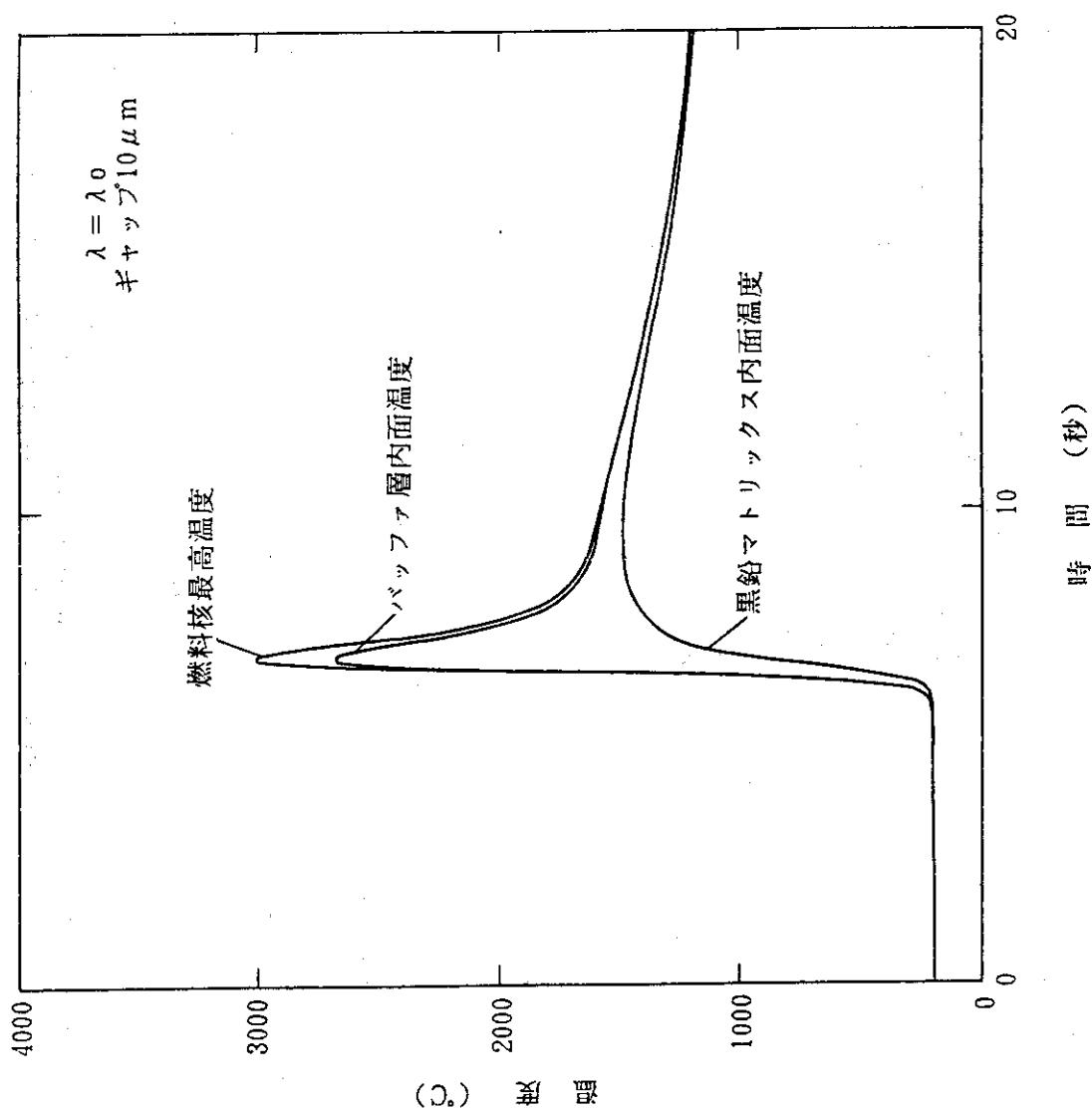


Fig. 3-3(2) Temperature transient with  $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  of thermal conductivity in gap (gap width=10  $\mu\text{m}$ ).

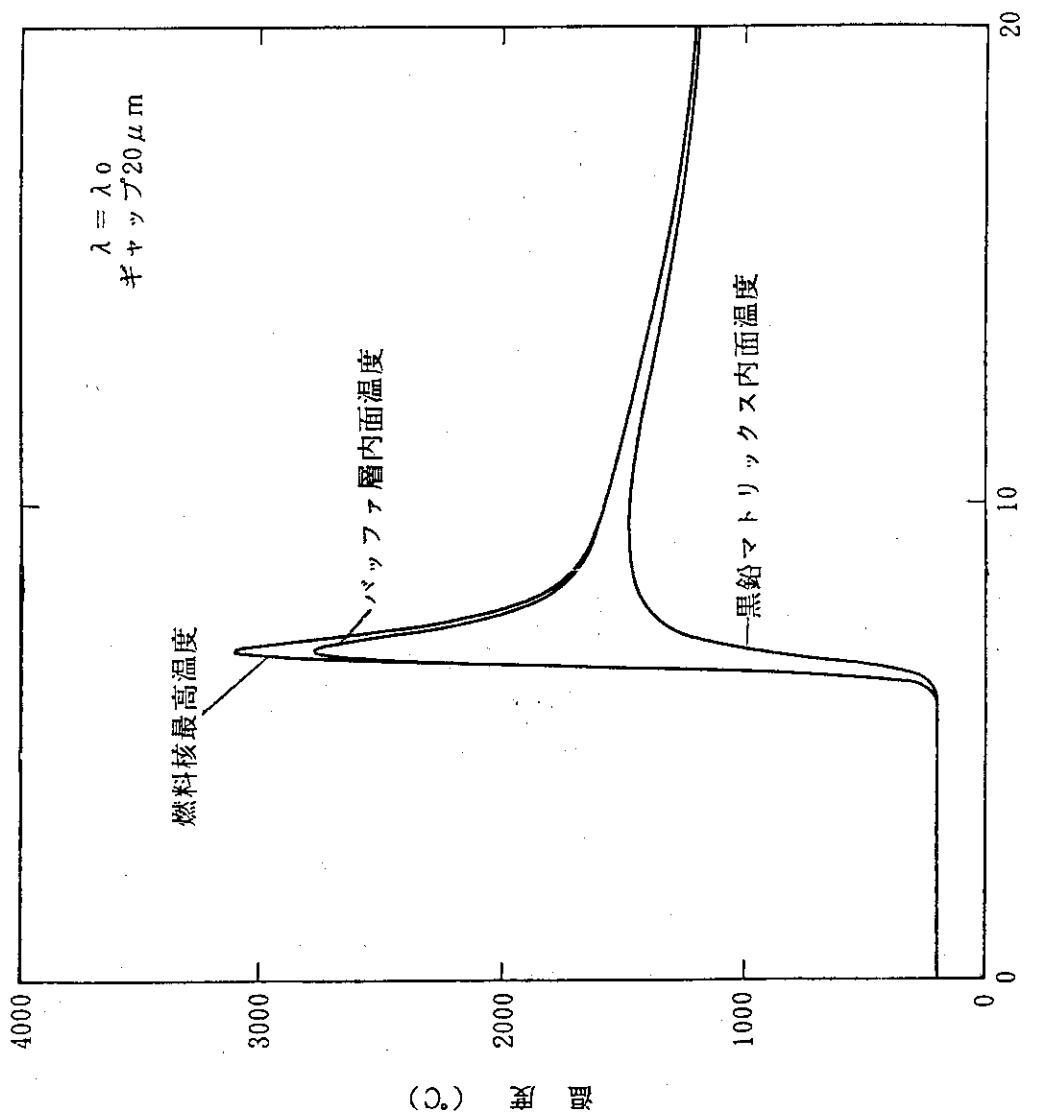


Fig. 3-3(3) Temperature transient with  $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  of thermal conductivity in gap (gap width=20  $\mu\text{m}$ ).

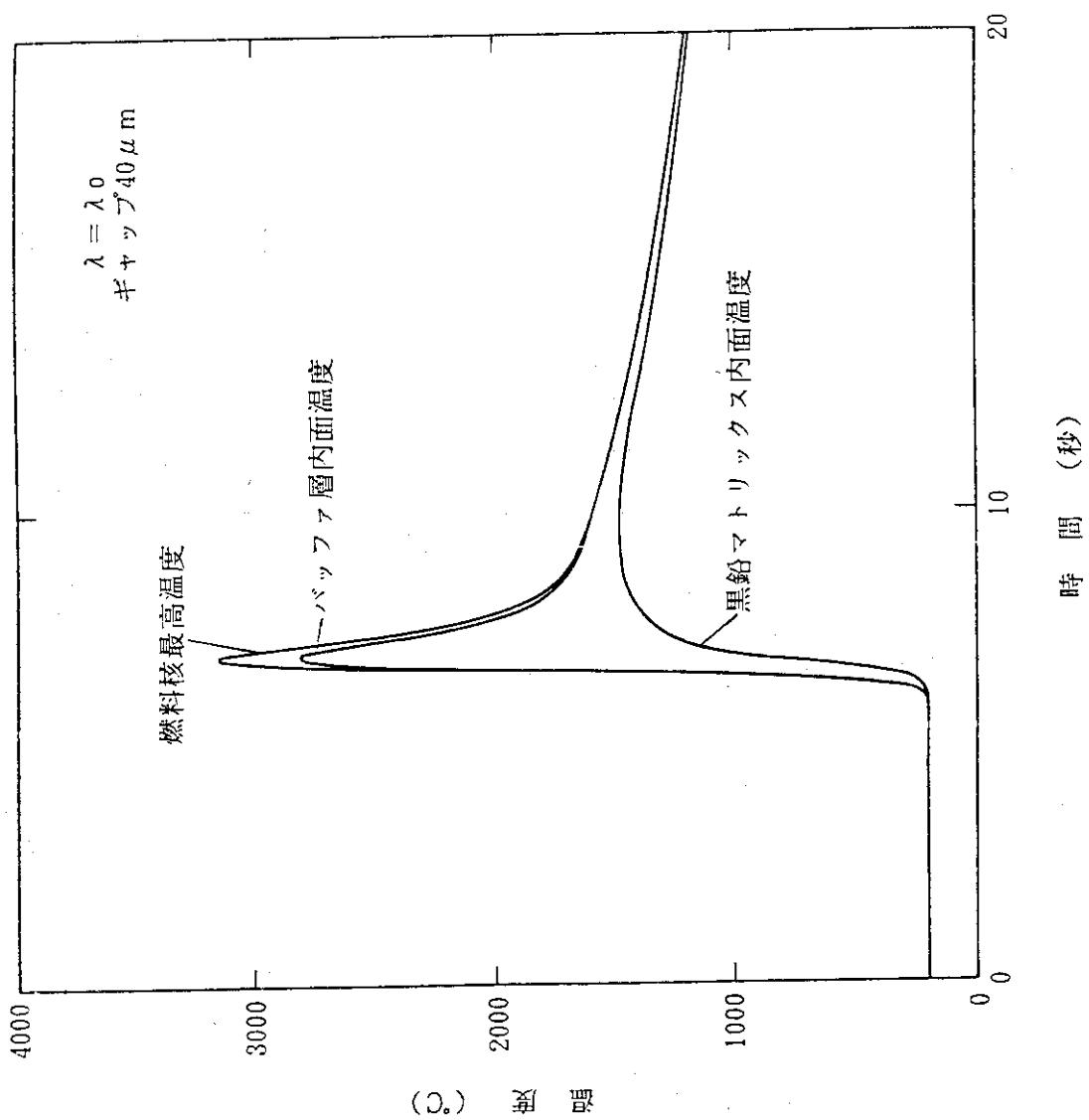


Fig. 3-3(4) Temperature transient with  $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  of thermal conductivity in gap (gap width=40  $\mu\text{m}$ ).

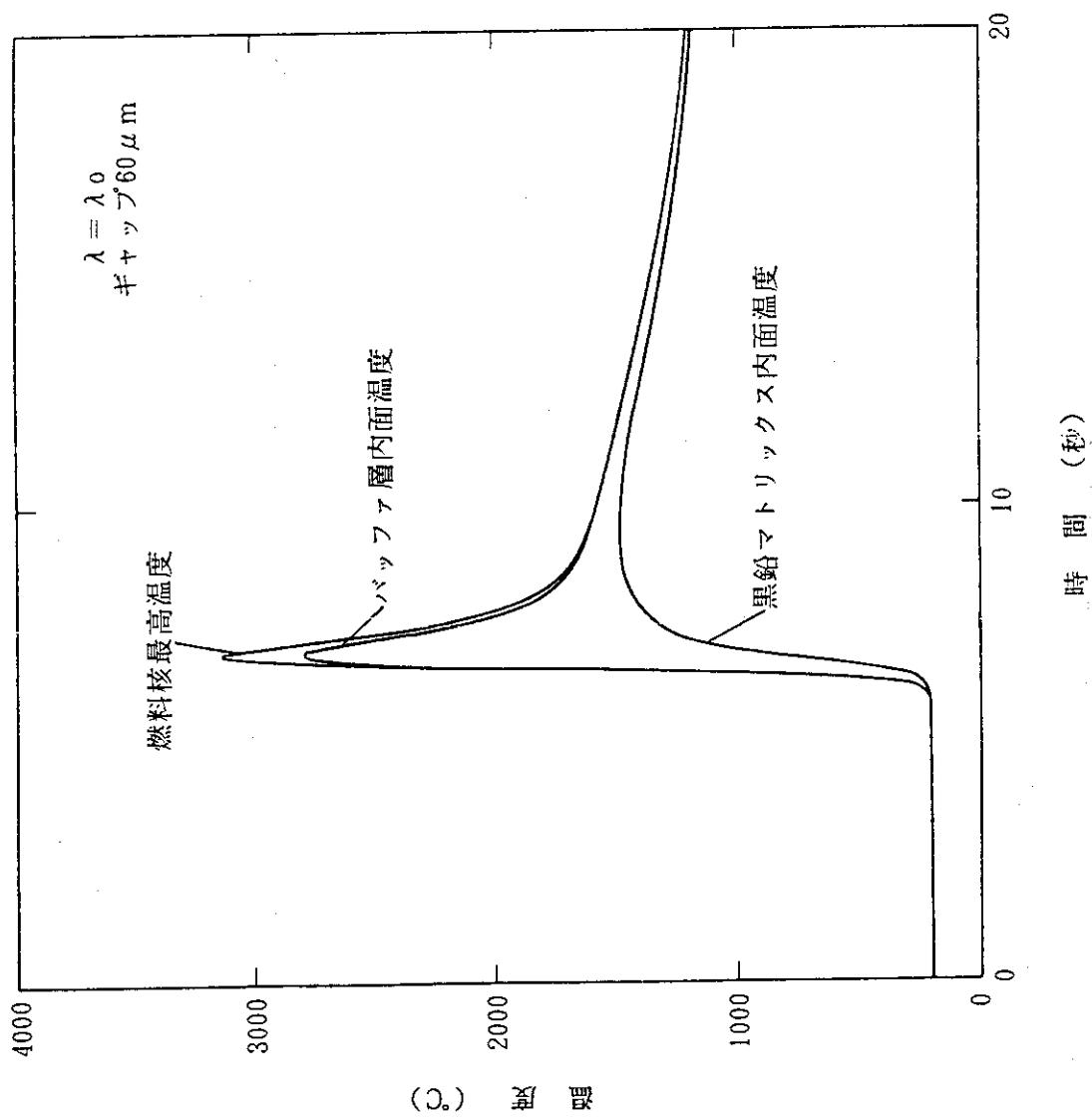


Fig. 3-3(5) Temperature transient with  $5.59 \times 10^{-3} \text{ W/m}\cdot\text{K}$  of thermal conductivity in gap (gap width=60  $\mu\text{m}$ ).

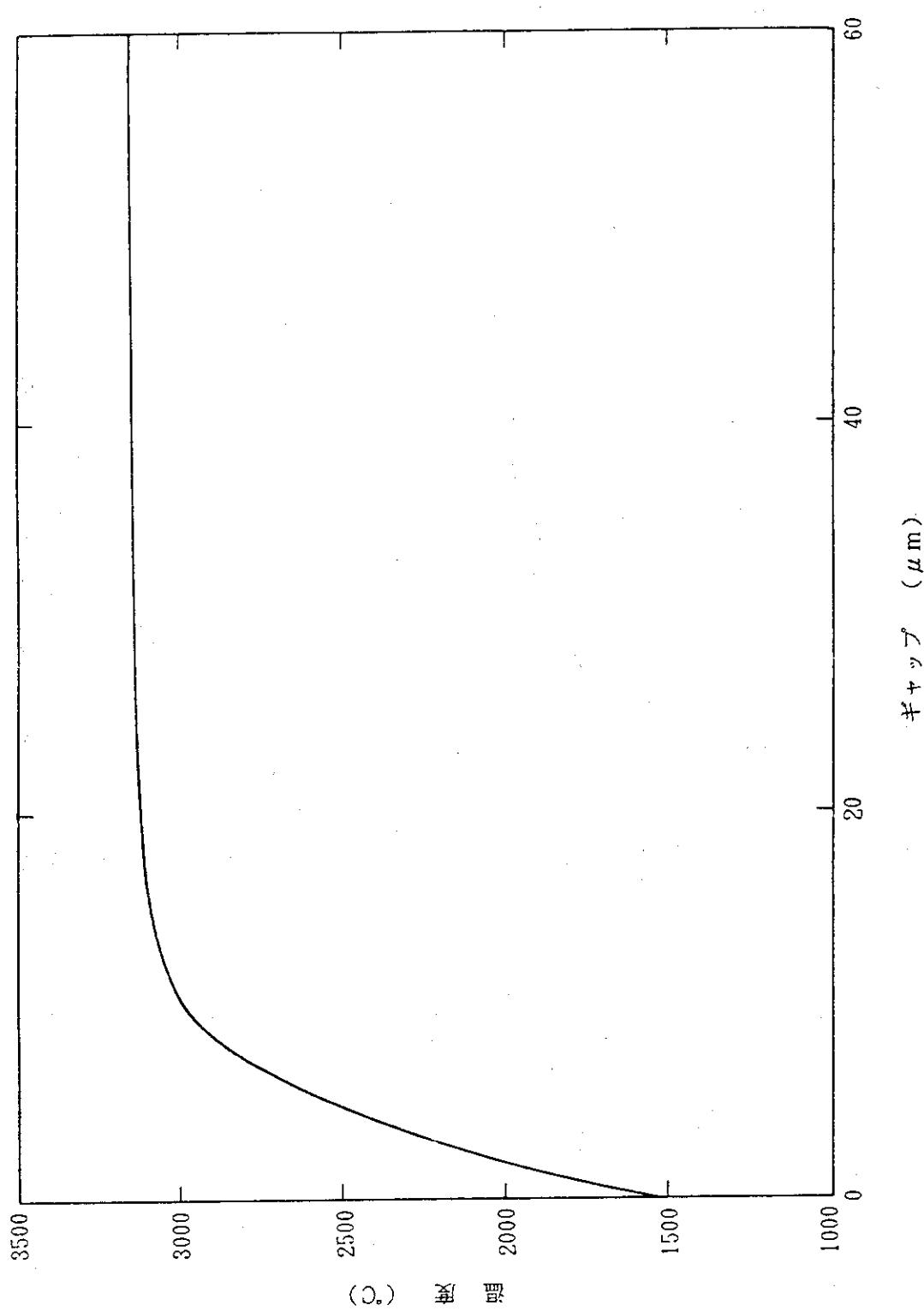


Fig. 3-4 Maximum temperature as a function of gap width.

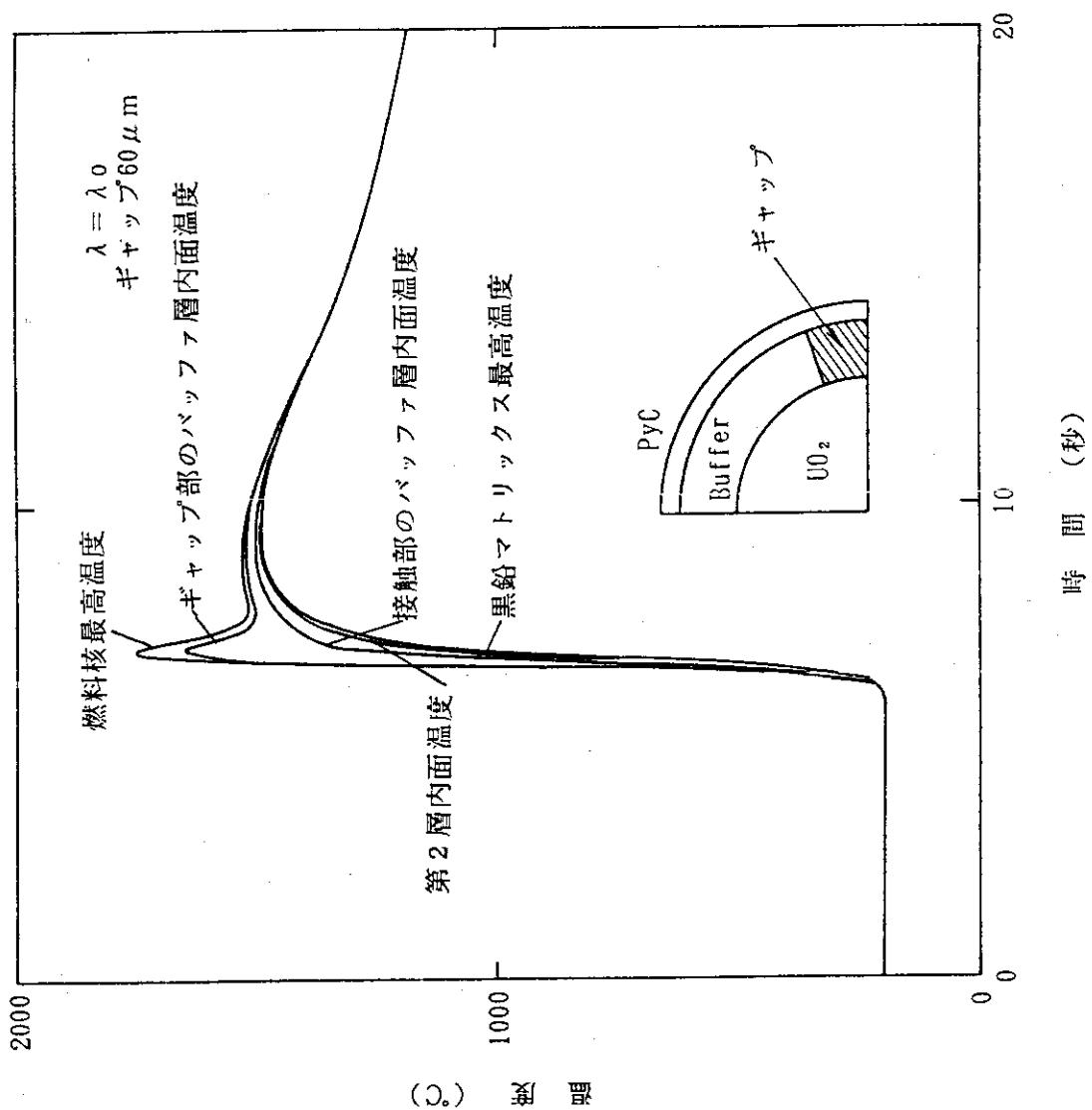


Fig. 3-5(1) Temperature transient with  $1/4$  gap model  
 $(\lambda=\lambda_0 \ (5.59 \times 10^{-3} \ \text{W/m}\cdot\text{K}), \text{gap width}=60 \ \mu\text{m})$ .

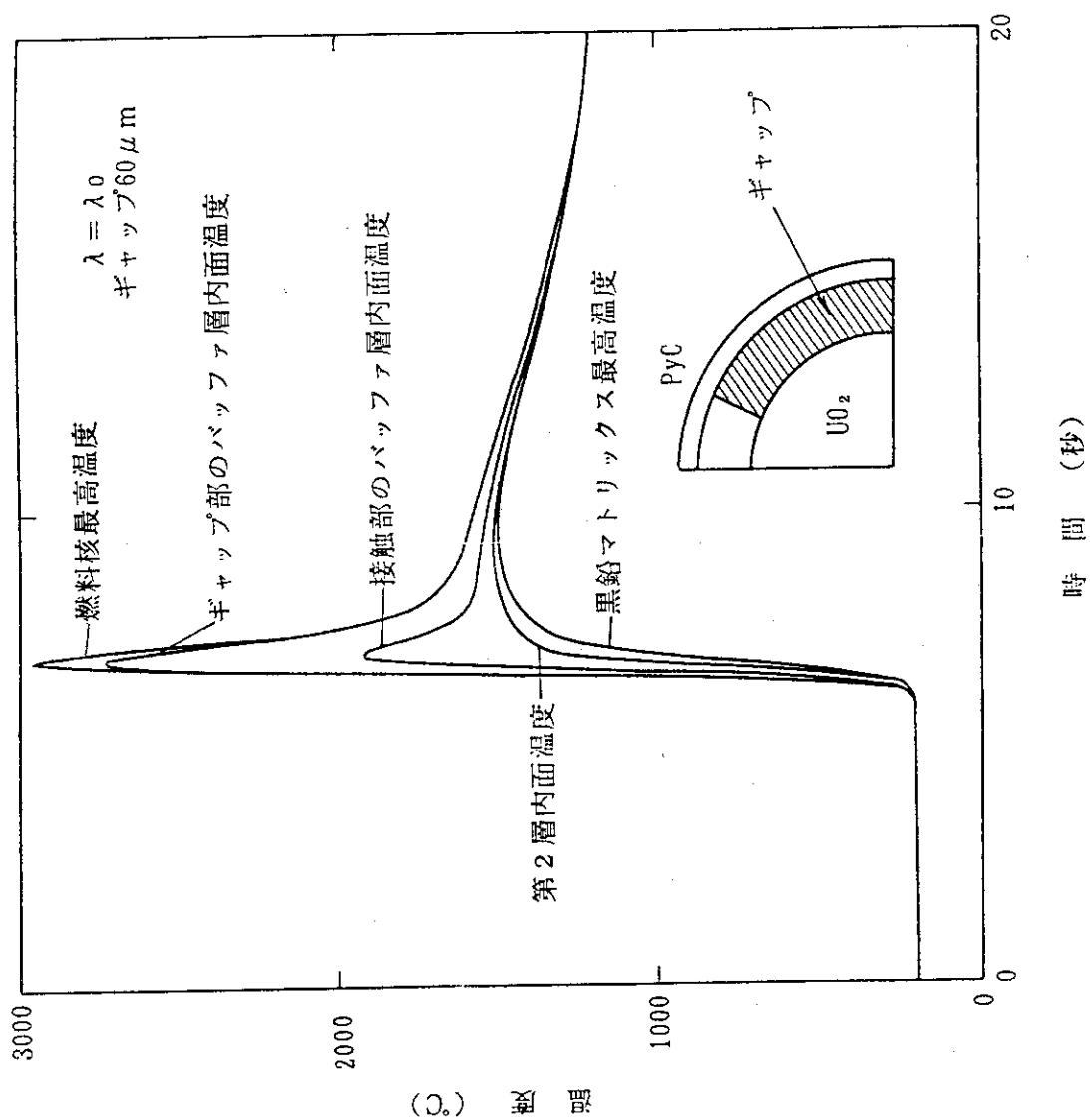


Fig. 3-5(2) Temperature transient with 3/4 gap model  
 $(\lambda=\lambda_0 \times 10^3 \text{ W/m}\cdot\text{K})$ , gap width=60  $\mu\text{m}$ .

## 4. 結 論

高温ガス炉の反応度投入条件下における被覆燃料粒子挙動の研究のために、反応度異常時の被覆燃料粒子内温度分布の過渡変化の解析を行った。解析にあたっては、有限要素解析コードであるABAQUSを用いて、比較的短時間で燃料温度が上昇する、HTTRの未臨界からの制御棒急速引き抜き事象を例に、時間依存の温度挙動を計算した。その結果、以下の点が明らかになった。

- (1)被覆層への熱拡散により、燃料核最高温度は過度に上昇しない。
- (2)ギャップの存在により燃料核温度は上昇するが、その値はギャップに存在するガスの熱伝導により大きく影響を受ける。
- (3)バッファ層と第2層間のギャップ幅の有無により反応度投入時の燃料核最高温度は大きく変わるが、ギャップ内ガスの熱伝導率として最も悪いと考えられる室温のXeの値を仮定すると、ギャップ幅が約 $10 \mu m$ 以上になると燃料核からの放熱は輻射によって決まるためギャップ幅がそれ以上拡がっても燃料核最高温度に対する影響はほとんど無くなる。
- (4)バッファ層と第2層が部分接触することによる燃料温度の変化は、その接触面積に強く依存する。

なお、これらの検討結果は大きな反応度投入がある異常状態におけるものであり、定常状態及び小さな反応度投入事象では、ギャップの効果を含めても、燃料コンパクト均質モデルと詳細計算モデル間の違いは小さい。また、被覆燃料粒子の健全性を主に担保している被覆層の温度はギャップがある場合でも過度に上昇することはなく、燃料核温度が融点を超えるような極端な場合を除き、燃料健全性を議論する観点からは燃料コンパクト均質モデルによる評価でも問題がない。

ここで得られた知見は、現在計画されているNSRRを用いた被覆燃料粒子の反応度投入条件下における挙動の実験的研究等、反応度投入条件下における被覆燃料粒子のふるまいの研究に有用であると考えられる。

## 謝　　辞

本報告書の作成に当たって御指導頂いた、斎藤伸三高温工学試験研究炉開発部長、田中利幸高温工学試験研究炉開発部次長、福田幸朔燃料照射研究室長、新藤隆一原子炉グループリーダーに深く感謝いたします。さらに、計算を行うに当たっては、CSK（株）の板倉洋文氏の御協力を頂いた。深く感謝いたします。

## 参　考　文　献

- (1)科学技術庁原子力安全調査室監修、「原子力安全委員会安全審査指針集」、大成出版社(1991).
- (2)S. Nakagawa, K. Sawa and K. Ohashi, Proceedings of the 1st JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, pp299-304 (1991).
- (3)中川、他、JAERI-M 89-013 (1989).
- (4)日本原子力研究所、「日本原子力研究所大洗研究所原子炉設置許可申請書 H T T R (高温工学試験研究炉) 原子炉施設の設置」、平成2年10月一部補正.
- (5)Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., "ABAQUS THEORY MANUAL" (1989).
- (6)三島良績編著、「核燃料工学」、同文書院 (1980).
- (7)佐藤貞夫、他、原研未公開所内報 (1990).
- (8)R. J. Price, J. GAMD-8415 (1968).
- (9)J. L. Kaae, J. Nucl. Mater. 46, pp121-133 (1973).
- (10)M. Hrovat, et. al., Jul-969-RW (1973).
- (11)多目的高温ガス実験炉設計資料集、原研未公開所内資料.
- (12)E. Proksch, et. al., J. Nucl. Mater., 136, pp129-135 (1985).
- (13)T. B. Lindemer, J. Am. Ceram. Soc., 60, pp409-416 (1977).
- (14)E. Proksch, et. al., J. Nucl. Mater., 107, pp280-285 (1982).
- (15)東京天文台編纂、「理科年表」、丸善株式会社 (1989).

## 謝　　辞

本報告書の作成に当たって御指導頂いた、斎藤伸三高温工学試験研究炉開発部長、田中利幸高温工学試験研究炉開発部次長、福田幸朔燃料照射研究室長、新藤隆一原子炉グループリーダーに深く感謝いたします。さらに、計算を行うに当たっては、C S K（株）の板倉洋文氏の御協力を頂いた。深く感謝いたします。

## 参　考　文　献

- (1)科学技術庁原子力安全調査室監修、「原子力安全委員会安全審査指針集」、大成出版社(1991).
- (2)S. Nakagawa, K. Sawa and K. Ohashi, Proceedings of the 1st JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, pp299-304 (1991).
- (3)中川、他、JAERI-M 89-013 (1989).
- (4)日本原子力研究所、「日本原子力研究所大洗研究所原子炉設置許可申請書 H T T R (高温工学試験研究炉) 原子炉施設の設置」、平成2年10月一部補正.
- (5)Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., "ABAQUS THEORY MANUAL" (1989).
- (6)三島良績編著、「核燃料工学」、同文書院 (1980).
- (7)佐藤貞夫、他、原研未公開所内報 (1990).
- (8)R. J. Price, J. GAMD-8415 (1968).
- (9)J. L. Kaae, J. Nucl. Mater. 46, pp121-133 (1973).
- (10)M. Hrovat, et. al., Jul-969-RW (1973).
- (11)多目的高温ガス実験炉設計資料集、原研未公開所内資料.
- (12)E. Proksch, et. al., J. Nucl. Mater., 136, pp129-135 (1985).
- (13)T. B. Lindemer, J. Am. Ceram. Soc., 60, pp409-416 (1977).
- (14)E. Proksch, et. al., J. Nucl. Mater., 107, pp280-285 (1982).
- (15)東京天文台編纂、「理科年表」、丸善株式会社 (1989).

## 付録 定常運転状態における被覆燃料粒子内温度分布

定常状態における被覆燃料粒子内の温度分布評価を行った。計算は、被覆燃料粒子1個の周囲に被覆燃料粒子1個当たりに等価な厚みの黒鉛マトリックスを巻き付けたモデルで、ABAQUSコードを用いて計算した。モデル形状、入力物性値等については2章に示した。燃料核の発熱は、定常運転状態における炉心内の最高温度を評価するために、原子炉出力に校正誤差を考慮した値(30.75 MW)を被覆燃料粒子の全個数( $8.68 \times 10^8$ )で割り、さらに軸方向、径方向の出力ピーキングを考慮した値を用いる。また、ABAQUSコードの境界温度としては燃料コンパクト均質モデル(被覆燃料粒子と黒鉛マトリックスからなる燃料コンパクトを均質とみなし、熱伝導率等の物性値は燃料コンパクトの平均として与えて計算するモデル)で計算された最高値(すなわち燃料コンパクト内面温度)を入力している。このため、得られる燃料温度の絶対値は実際よりも高い値となるが、黒鉛マトリックスから燃料核までの温度上昇の相対値は見積もることができる。

解析結果をFig. A-1に示す。燃料温度は被覆層で約3°C、燃料核で約3°C上昇し、燃料核中心で黒鉛マトリックスから6°C上昇するに留まり、定常運転状態における被覆燃料粒子内温度分布の差は大きくないことが分かる。

また、バッファ層と第2層間にギャップが生じた場合の計算例については、Fig. A-1にギャップ幅が $10\mu\text{m}$ の時結果を示した。ギャップが生じると、その効果によって温度は5°C程度上昇するが、定常状態では異常状態に比べてその効果は非常に小さい。

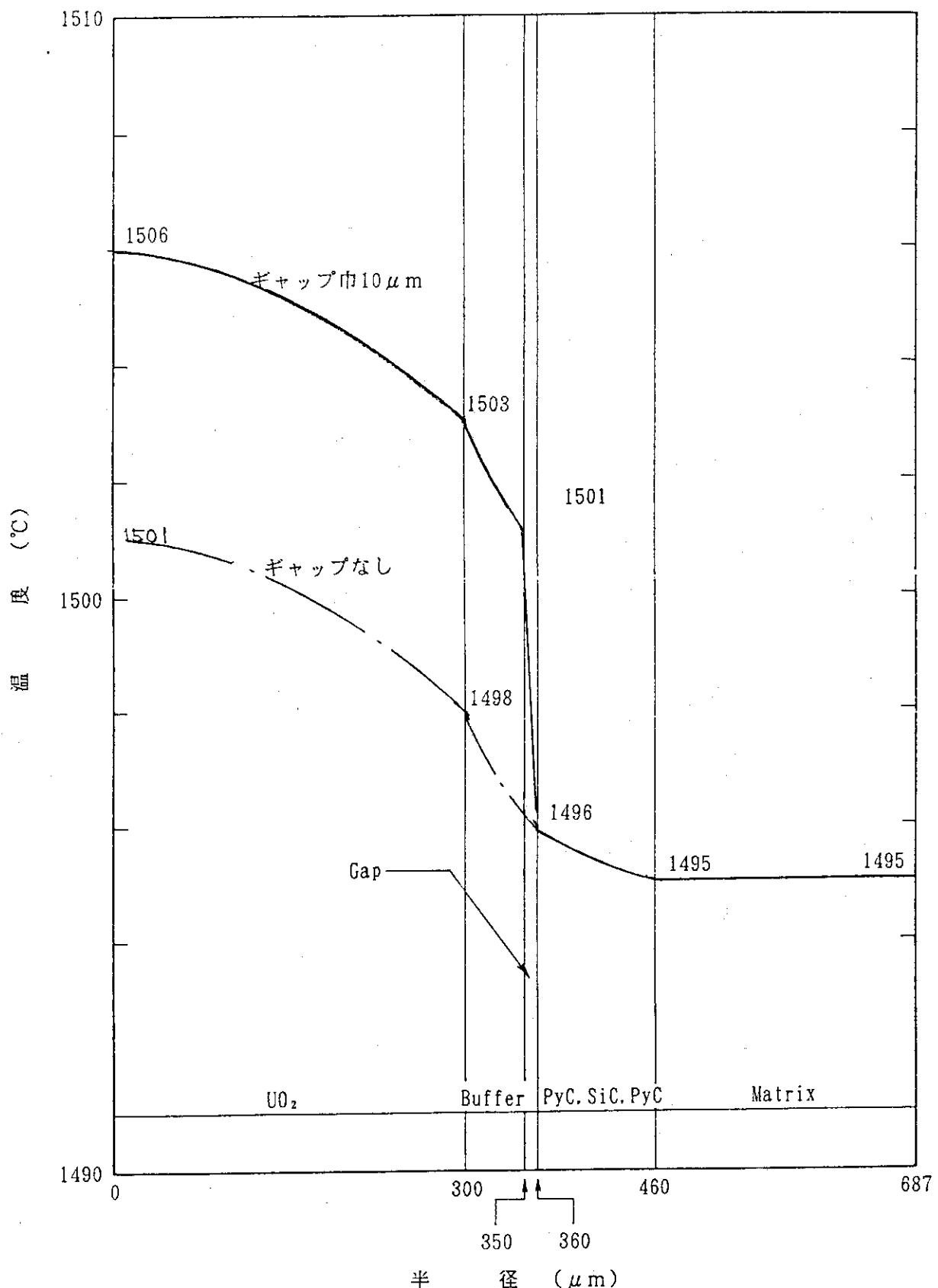


Fig. A-1 Temperature distribution in coated fuel particle during normal operating condition.