

JAERI - M
89-222

ペブル・イン・ブロック燃料を使用した
高性能高温工学試験研究炉の炉心概念検討

1990年1月

山下 清信・文沢 元雄・石原 正博*

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。
入手の間合わせは、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、お申しこしてください。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, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1990

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷㈱

ペブル・イン・ブロック燃料を使用した高性能高温工学試験研究炉の炉心概念検討

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

山下 清信・文沢 元雄⁺・石原 正博^{*}

(1989年12月5日受理)

球状燃料を黒鉛バスケット内に装荷したペブル・イン・ブロック燃料の設計検討を行い、これを用いて炉心特性の高性能化を図った高性能高温工学試験研究炉の炉心概念検討を行った。

その結果、炉心平均燃焼度、炉心平均出力密度及び最高高速中性子束等の増大が可能であり、燃料濃縮度種類数を1種類にした高性能高温工学試験研究炉の炉心の概略的な成立性を見通しを得た。達成された炉心平均燃焼度、炉心平均出力密度及び最高高速中性子束 ($E > 0.18 \text{ MeV}$) は、各々 97 GWd/t 、 7.2 W/cm^3 及び $6.7 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2/\text{sec}$ である。以下に、ペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能高温工学試験研究炉の概念設計の検討結果について報告する。

The Conceptual Design of High Temperature Engineering Test Reactor
Upgraded through Utilizing Pebble-in-block Fuel (UHTTR)

Kiyonobu YAMASHITA, Motoo FUMIZAWA⁺ and Masahiro ISHIHARA^{*}

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

(Received December 5, 1989)

This report presents the conceptual design study of future High Temperature Engineering Test Reactor upgraded through utilizing Pebble-in-Block fuel (UHTTR). The Pebble-in-Block fuel consists of a graphite basket and many spherical fuels. It is evident from this study that the average fuel burnup, average power density and max. fast neutron flux ($E > 0.18$ MeV) of UHTTR can be increased through utilizing Pebble-in-Block fuel. The achievable average fuel burnup, average power density and max. fast neutron flux are 97 GWd/t, 7.2 W/cm and 6.7×10^{13} n/cm²/sec, respectively.

Keywords: HTGR, HTTR, Ball Fuel, Advanced Reactor, Pebble-in-Block Fuel, Nuclear Design, Thermohydraulic Design, Fuel Design, Core Design

+ Department of High Temperature Engineering, Tokai Research Establishment

* On loan to Science and Technology Agency

目 次

1. はじめに	1
2. 設計方針	2
2.1 核設計方針	2
2.2 熱流力設計方針	2
2.3 機械設計方針	3
3. 炉心概念	6
4. 燃料設計	15
4.1 熱流力設計	15
4.2 機械設計	17
4.2.1 球状燃料	17
4.2.2 黒鉛バスケット	17
4.3 核設計	21
4.3.1 格子形状モデル	21
4.3.2 燃料マトリックス中の被覆燃料粒子の充填率	22
4.3.3 可燃性毒物装荷	22
5. 炉心特性解析	41
5.1 核特性	41
5.1.1 解析手法及び計算モデル	41
5.1.2 炉内可燃性毒物装荷分布	41
5.1.3 炉停止余裕	42
5.1.4 出力分布	43
5.1.5 燃料炉内滞在時間及び燃焼度並びに高速中性子照射量	43
5.2 熱流力特性	44
6. 結 言	64
謝 辞	66
参考文献	66
付 録 A 炉心有効流量評価	67
付 録 B 燃料球の熱応力評価	68
付 録 C 西独 THTR 炉の球状燃料の最大熱応力の評価	73

Contents

1. Introduction	1
2. Design Criteria	2
2.1 Nuclear design criteria	2
2.2 Thermohydraulic design criteria	2
2.3 Mechanical design criteria	3
3. Core Concept	6
4. Fuel Design	15
4.1 Thermohydraulic design	15
4.2 Mechanical design	17
4.2.1 Ball fuel	17
4.2.2 Graphite basket	17
4.3 Nuclear design	21
4.3.1 Fuel cell model	21
4.3.2 Packing fraction of coated fuel particle	22
4.3.3 Burnable poison (BP)	22
5. Reactor Core Characteristics	41
5.1 Nuclear characteristics	41
5.1.1 Analysis method and model	41
5.1.2 Burnable poison loading	41
5.1.3 Shut down margin	42
5.1.4 Power distribution	43
5.1.5 Burnup and fast neutron dose	43
5.2 Thermohydraulic characteristics	44
6. Concluding Remarks	64
Acknowledgements	66
References	66
Appendix A	67
Appendix B	68
Appendix C	73

1. はじめに

高温工学試験研究炉の照射試験計画における技術開発課題の1つに、燃料の高燃焼度化、高出力密度化及び原子炉冷却材出口温度の高温化等の高性能炉心達成のための高性能燃料の開発がある。これまで、考えられている高性能炉心の達成目標は、炉心平均燃焼度及び炉心平均出力密度を各々 100～200 GWd/t および 5～10 W/cm³ まで高め、さらに原子炉冷却材出口温度として 850℃～950℃を達成することである。高性能炉心を達成するための高性能燃料の開発の候補としては、球状燃料を黒鉛バスケット内に装荷したペブル・イン・ブロック燃料、燃料コンパクトと黒鉛スリーブを一体成形した燃料ピンを黒鉛ブロック内に装荷したピン・イン・ブロック燃料及び燃料棒と黒鉛ブロックを一体成形する一体型マルチホール燃料等が考えられている。

本検討では、原子炉冷却材出口温度を 850℃とした場合の炉心平均燃焼度、炉心平均出力密度および最高高速中性子束の増大を目指した高温工学試験研究炉の高性能炉心についての概念検討を行った。本検討では、伝熱特性に優れており、炉心平均出力密度の増大及びそれに伴う高速中性子束の増大が見込まれるペブル・イン・ブロック燃料を対象とした。

本報の構成は、高温工学試験研究炉の設計方針および本高性能炉心が達成すべき炉心性能を考慮して定めた本検討用の設計方針を第2章で説明し、第3章では本検討を通して得られた炉心概念および炉心特性について述べる。第4章ではペブル・イン・ブロック燃料の熱流力特性、機械特性および核特性の観点から燃料設計の検討を行い最適化された燃料諸元を定める。第5章では、第4章で定めた最適諸元の燃料を装荷した炉心の炉心特性解析について述べる。最後に第6章では、ペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能高温工学試験研究炉と従来の高温工学試験研究炉の特性比較および本炉心概念の詳細化を行う上で今後さらに必要と考えられる検討項目について述べる。

2. 設計方針

核設計、熱流設計および機械設計に関する高温工学試験研究炉の設計方針のうち、本高性能炉心概念の成否の見通しを得る上で重要と考えられる設計方針および本高性能炉心が達成すべき性能を考慮して、本高性能炉心用の設計方針を定めた。主要な設計方針を Table 2.1 に示す。

2.1 核設計方針

高温工学試験研究炉の核設計方針は、反応度停止余裕、添加反応度及び反応度添加率、出力係数、出力分布、安定性、燃焼度について定めているが、本検討が概念検討であるという観点からこの中からは反応度停止余裕のみを核設計方針として考慮した。また、炉心の高性能化の観点から核設計方針として炉心平均出力密度の増大および炉心平均燃焼度の向上が考えられる。以下に本検討のために定めた核設計方針を示す。

1) 反応度停止余裕

制御棒は、最大反応度効果をもつ 1 制御棒駆動装置あたりの 2 対の制御棒が全引抜位置のまま挿入不可能な場合でも、低温停止状態で少なくとも $0.01 \Delta K/K$ 以上の反応度停止余裕を与えるよう設計する。また反射体に挿入される制御棒のみで高温停止ができるよう設計する。

2) ウラン濃縮度

ウラン濃縮度は核不拡散の世の中の流をくみ、20 w% 以下とする。

3) 炉心平均出力密度

炉心平均出力密度は炉心体積縮少のため少なくとも 5 w/cc 以上であること。

4) 炉心平均燃焼度

燃料コストの低下及び燃焼期間向上のため、炉心平均燃焼度は 100 GWd/t 以上であること。

2.2 熱流設計方針

熱流設計は、核設計から得られる出力分布に基づいて、冷却材流量配分を定め、燃料温度を明らかにするために行う。

本原子炉の熱出力 30 MW は燃料体をはじめとし反射体等各種炉心構成要素の発熱などによって達成される。熱出力の 95% は燃料マトリックスの発熱とし残りの 5% は黒鉛バスケットの発熱とする。

ペブル・イン・ブロック燃料は六角形の黒鉛バスケットにあげられた円筒状の空間に球状燃料を収納したもので、冷却材は球状燃料の間を流れる。

原子炉で発生する熱は、約 400°C で原子炉圧力容器に入った 1 次冷却材によって原子炉圧力容器外に取出され、1 次冷却材は 850°C に昇温される。

燃料温度低減のため炉心部の圧力損失を低減して、球状燃料の除熱に直接寄与しない冷却材の

バイパス流量を減らし炉心有効流量の増加を図るとともに、球状燃料間の冷却材流路を確保する。

燃料温度に関しては、本検討が概念設計であるという観点から、1次系循環放射エネルギーの年間平均値および沈着放射エネルギーの最大値が制限値を越えないように通常運転時の許容燃料最高温度の目安値として1300℃を定め、燃料温度がこの値以下となるように熱流設計を行う。

2.3 機械設計方針

燃料体は、対面間距離360mm、高さ712.5mmの六角柱状黒鉛バスケットに設けた1つの円筒状の冷却チャンネルに球状燃料を装荷するペブル・イン・ブロック型である。この球状燃料は、反応度の一部を補償するための可燃性毒物をすべての球状燃料の燃料マトリックスの中央部に装荷し、可燃性毒物のまわりには被覆燃料粒子を含む燃料マトリックス領域を設け、それをさらに黒鉛シェルで覆った構成である。黒鉛バスケットの上部にはフランジ部を、下部にはソケット部を設け、これによって水平方向の燃料体の位置決めを行う。また、黒鉛バスケット上部のフランジ部は燃料つかみ部としても利用される。黒鉛バスケットの底部には、多数の冷却材流路孔を設ける。以下に本高性能炉心のために定めた機械設計方針を示す。

(1) 球状燃料

球状燃料の主要構成部である燃料マトリックス部および黒鉛シェル部については、燃料マトリックス部および黒鉛シェル部の構造健全性が確保されるよう設計する必要がある。球状燃料の健全性については、以下の項目の検討を必要とする。

- ① 球状燃料に加わる1次応力（自重、差圧荷重、地震荷重による応力）に対する健全性
- ② 球状燃料に生ずる2次応力（熱応力、照射応力；中性子照射環境下における寸法収縮およびクリープひずみに起因する応力）に対する健全性

U. Brinkman らによれば¹⁾、球状燃料（直径6cm）の圧縮破壊荷重は25ton程度である。一方、①球状燃料に加わる1次応力のうち、球状燃料は黒鉛バスケットに装荷されるので地震荷重については問題とならない。また、炉心高さを3m、燃料球の直径を10cm、炉心の圧損を0.5kg/cm²としても自重および差圧荷重は40kg程度であり、①については構造健全性上問題とならない。

②の項目に関しては、本高性能炉心の検討が概念設計であることから、球状燃料が実用化されている西独THTR炉の球状燃料の最高使用条件を考慮して、本検討の球状燃料に対する機械設計方針の目安値を定める。具体的な目安値としては、熱応力がTHTR炉の球状燃料の最高出力3.9kW/ball²⁾より計算される熱応力（3.25MPa；詳細はAppendixCを参照のこと）以下となるように設計する。また、球状燃料の照射応力に対する健全性を確保するために、本検討の球状燃料の最高高速中性子照射量をTHTR炉の球状燃料の最高高想中性子照射量（ $6 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ 、 $E \geq 0.18 \text{ MeV}$ ）以下とする制限値を設ける。

(2) 黒鉛バスケット

黒鉛バスケットは、種々の荷重に基づく応力および変形を制限することによりその健全性を確保するとともに、炉心燃料体カラムの配列を維持し、制御棒等の他の構造部品の機能に影響を与えないように設計する必要がある。本検討が概念設計であることを考慮して、黒鉛バスケ

ットの設計方針として以下の制限値を設ける。

- ① (1次+2次) 応力が次の許容応力を超えないよう設計する⁴⁾。

応力の種類 \ 運転状態	I	II	III	IV
膜 応 力	0.33 Su		0.5 Su	0.67 Su
ポイント応力 (膜+曲げ応力)	0.5 Su		0.75 Su	0.9 Su
ピーク 応 力	0.9 Su		0.9 Su	Su

ここで、黒鉛バスケット用黒鉛 (IG-110 黒鉛を想定) の設計最小強さ Su は、19.4 MPa (引張) および 61.3 MPa (圧縮) である。

- ② 輸送時および取扱時に黒鉛バスケットに加わる荷重 6 G に対して健全となるように設計する。

Table 2.1 Main design criteria and desired core performance

Design criteria		
(1)	Nuclear	
	Fuel	UO ₂
	Fuel enrichment	≤20 w/o
	Stuck rod criteria	2 pairs
(2)	Thermal	
	Maximum fuel temperature	≤1300°C
(3)	Mechanical	
	Specified minimum ultimate strength of graphite basket	
	Tensile	17.2 MPa
	Compressive	57.5 MPa
	Maximum fast neutron fluence in fuel element	(E≥0.18 MeV) ≤6×10 ²¹ n/cm ²
Desired core performance		
	Average burnup	≥100 GWd/t
	Average power density	≥5 W/cm ³
	Reactor outlet coolant temperature	≥850 °C

3. 炉 心 概 念

本概念検討を通して得られたペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能高温工学試験研究炉の炉心諸元および炉心特性について以下に述べる。

ペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能炉心の縦断面図および水平断面を各々 Fig. 3.1 および Fig. 3.2 に示す。また、高性能炉心の主要諸元を Table 3.1 に示す。炉心熱出力は 30MW で原子炉冷却材の入口および出口温度は、各々 400 °C および 850 °C である。炉心は 12 カラム 4 段積みのペブル・イン・ブロック燃料カラム及び 7 カラム 4 段積みの制御カラムにより構成し、炉心のまわりには 30 カラム 4 段積みの可動反射体カラムおよび 12 カラム 4 段積みの制御カラムを設置し、さらにその外周には固定反射体を取り囲む構成である。炉心の等価直径および高さは各々 1.36 m および 2.85 m であり、炉心平均出力密度及び最高出力密度は 7.2 W/cm^3 および 15.5 W/cm^3 である。原子炉を全出力運転した場合の燃焼可能日数は約 550 日であり、最高および平均燃焼度は 134 GWd/t および 97 GWd/t 、球状燃料の高速中性子束 ($E > 0.1 \text{ MeV}$) の最高および平均は 6.7×10^{13} および $2.4 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2/\text{S}$ 、球状燃料の高速中性子最大照射量は $2.4 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ となる。

4 MPa の冷却材ヘリウムガスは、高温二重管の外管より 400 °C で原子炉圧力容器下部に入り、原子炉圧力容器と側部しゃへい体および側部しゃへい体と固定反射体との間の環状流路を上昇し原子炉圧力容器上鏡部で流れ方向を変え下向流となる。下向流となった冷却材ヘリウムガスは六角形の黒鉛バスケットにあげられた円筒状の空間に入れた球状燃料の間および黒鉛バスケット下部に多数設けた冷却孔を流れ高温プレナムに達する。高温プレナムで混合した高温のヘリウムガスは、出口管より 850 °C で高温二重管の内管を通り加圧水冷却器または中間熱交換器により冷却され、再び高温二重管の外管より 400 °C の温度で原子炉圧力容器下部に入る。炉内の冷却材ヘリウムガスの流量は、 12.8 kg/s である。球状燃料の冷却に直接寄与する炉心有効流量割合はその内の 70 % で、燃料最高温度は 1222 °C である。

Fig. 3.3 にペブル・イン・ブロック燃料の構成要素である球状燃料および黒鉛バスケットの形状寸法を示す。また Table 3.2 に燃料および黒鉛バスケットの諸元を、さらに Table 3.3 には被覆燃料粒子の諸元を示す。球状燃料は内側から可燃性毒物領域、燃料マトリックス領域および黒鉛シェル領域の 3 領域から成り、各領域の外径は各々 14 mm、34 mm および 40 mm である。球状燃料の中心部に設ける可燃性毒物の濃度を、軸方向 4 段積みのペブル・イン・ブロック燃料に対して上段より 0 wt.%, 2 wt.%, 2 wt.% 及び 3 wt.% と 3 種類にしている。燃料マトリックス領域の被覆燃料粒子の充填率は 10 Vol.% で、燃料核は濃縮度が 20 wt.% の低濃縮ウランを使用する。被覆燃料粒子は、直径 600 μm の UO_2 燃料核の周囲を 60 μm の低密度熱分解炭素層、30 μm の高密度熱分解炭素層、40 μm の SiC 層および 45 μm の高密度熱分解炭素層で 4 重に被覆した直径 950 μm の粒子である。

球状燃料を装荷する黒鉛バスケットの対面間距離、高さおよび最小リガメント厚さは各々 360 mm、712.5 mm および 25 mm である。この黒鉛バスケット内には外径 40 mm の球状燃料が約

740個装荷でき、黒鉛バスケット下部には冷却材ヘリウムガスを流すために10mmの冷却孔を約160個の孔を設ける。燃料交換方式は炉内全燃料を同時に交換するバッチ交換方式であり、黒鉛バスケット上部には球状燃料を黒鉛バスケット内に装荷したまま燃料交換が行えるように、燃料交換用にフランジ部を設ける。このフランジ部および黒鉛バスケット下部に設けたソケット部により水平方向の燃料体の位置決めを行う。

Table 3.1 Design data of UHTTR

<u>Main data</u>	
Thermal power	30
Effective core diameter (cm)	136
Core height (cm)	285
Power density (W/cm ²)	
Max.	15.5
Mean	7.2
Helium temperatures (°C)	
Inlet	400
Outlet	850
System pressure (MPa)	4.0
<u>Nuclear data</u>	
Number of control rod pairs	7
Number of absorber ball systems	7
Loading scheme	1 Batch
Fuel	UO ₂
Enrichment (%)	20
Number of enrichments	1
Number of BP concentrations	3
CPF packing fraction in fuel (%)	10
Heavy metal loading in core (t)	
²³⁵ U	0.034
²³⁸ U	0.136
Burnup (GWd/t)	
Max.	134
Mean	97
Fuel in-core time (days)	550
Fast neutron flux (E>0.1 MeV) in fuel element (10 ²¹ /cm ² s)	
Max.	about 6.7
Mean	about 2.4
Max. fast neutron fluence (E>0.1 MeV) in fuel element (10 ²¹ /cm ²)	2.4
Max. radial peaking factor	1.16

Table 3.1 (Continued)

Thermal hydraulic data

Helium mass flow in the reactor (Kg/s)	12.8
Percentage of effective coolant flow in core (%)	70
Core pressure drop (MPa)	0.026
Max. fuel temperature (°C)	1222

Mechanical data

Max. thermal stress in graphite basket
(MPa) (dT=150°C) 3.9
dT: temperature difference between inner
and outer wall

Max. earthquake stress in graphite basket
(MPa)

S1 earthquake	
Point stress	6.4
Peak stress	6.8
S2 earthquake	
Point stress	9.4
Peak stress	10.0

Table 3.2 Design specifications of spherical fuel and graphite basket

A) Spherical fuel element

(1) Graphite shell

Material	Graphite
Density	1.75 g/cm ³
Outer diameter	4.0 cm

(2) Fuel matrix

Material	CFP + Graphite
Density of graphite	1.75 g/cm ³
Packing fraction of CFP	10 vol.%
Outer diameter	3.4 cm

(3) BP in fuel center

Outer diameter	1.4 cm
Concentration	0.0/2.0/3.0 wt.%
Density	1.75 g/cm ³

B) Graphite basket

Material	Graphite
Density	1.75 g/cm ³
Width across flats	36 cm
Height	71.25 cm*
Min. ligament thickness	2.5 cm
Coolant hole diameter	1.0 cm
Number of coolant holes in bottom plate	about 160
Number of spherical fuels contained in a graphite basket	736

* This block height corresponds to 1/4 of 289 cm core height. Graphite basket

Table 3.3 Design specifications of Coated Fuel Particle (CFP)

(1) Coated Fuel Particle (CFP)

Diameter			950 μm
Type of coating			TRISO
Kernel Material			UO ₂
Diameter			600 μm
Density			10.41 g/cm ³
Enrichment			20 wt.%
Layer	Material	Density	Thickness
1st	PyC	1.10 g/cm ³	60 μm
2nd	PyC	1.85 g/cm ³	30 μm
3rd	SiC	3.20 g/cm ³	40 μm
4th	PyC	1.85 g/cm ³	45 μm

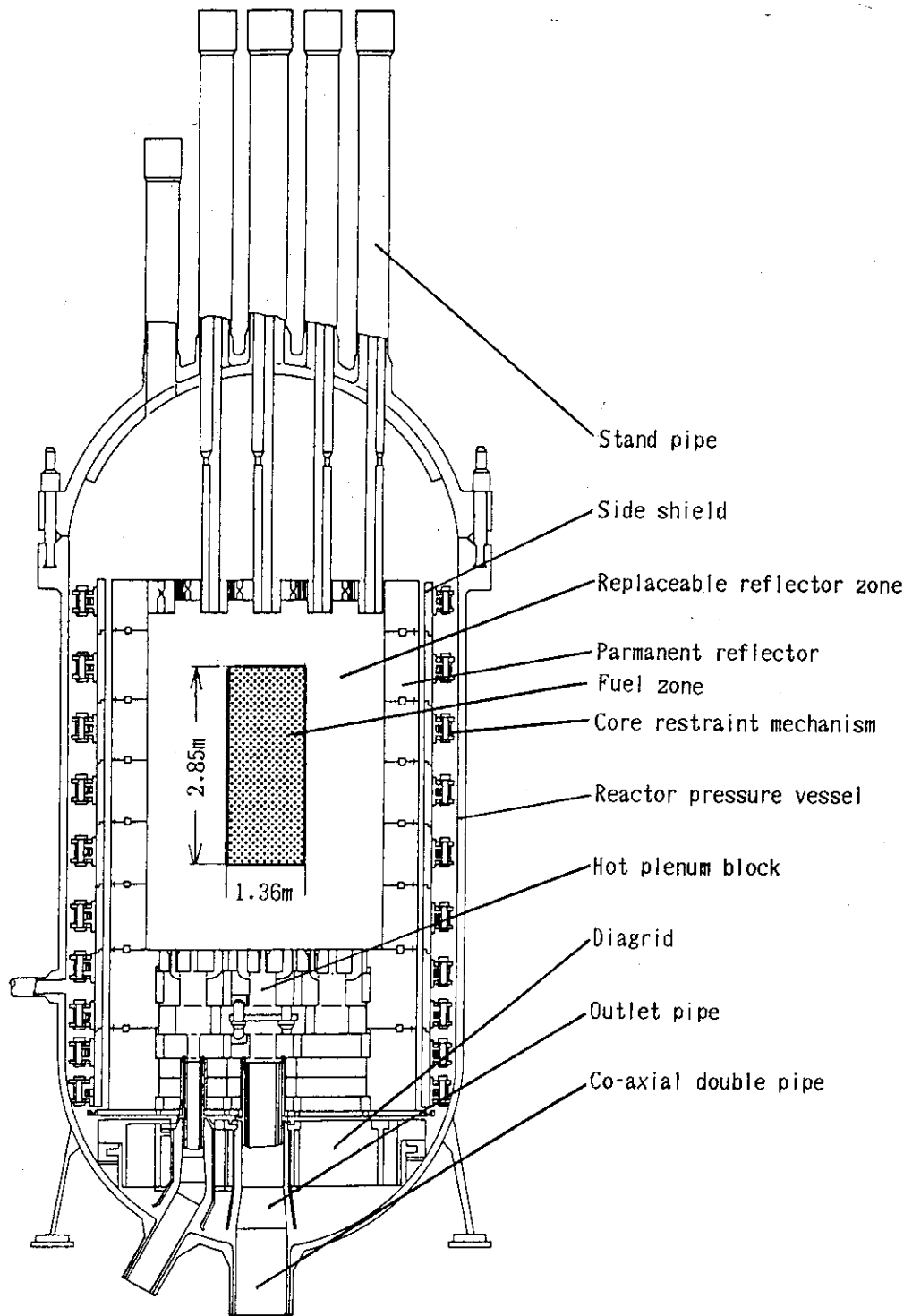


Fig. 3.1 General view of reactor

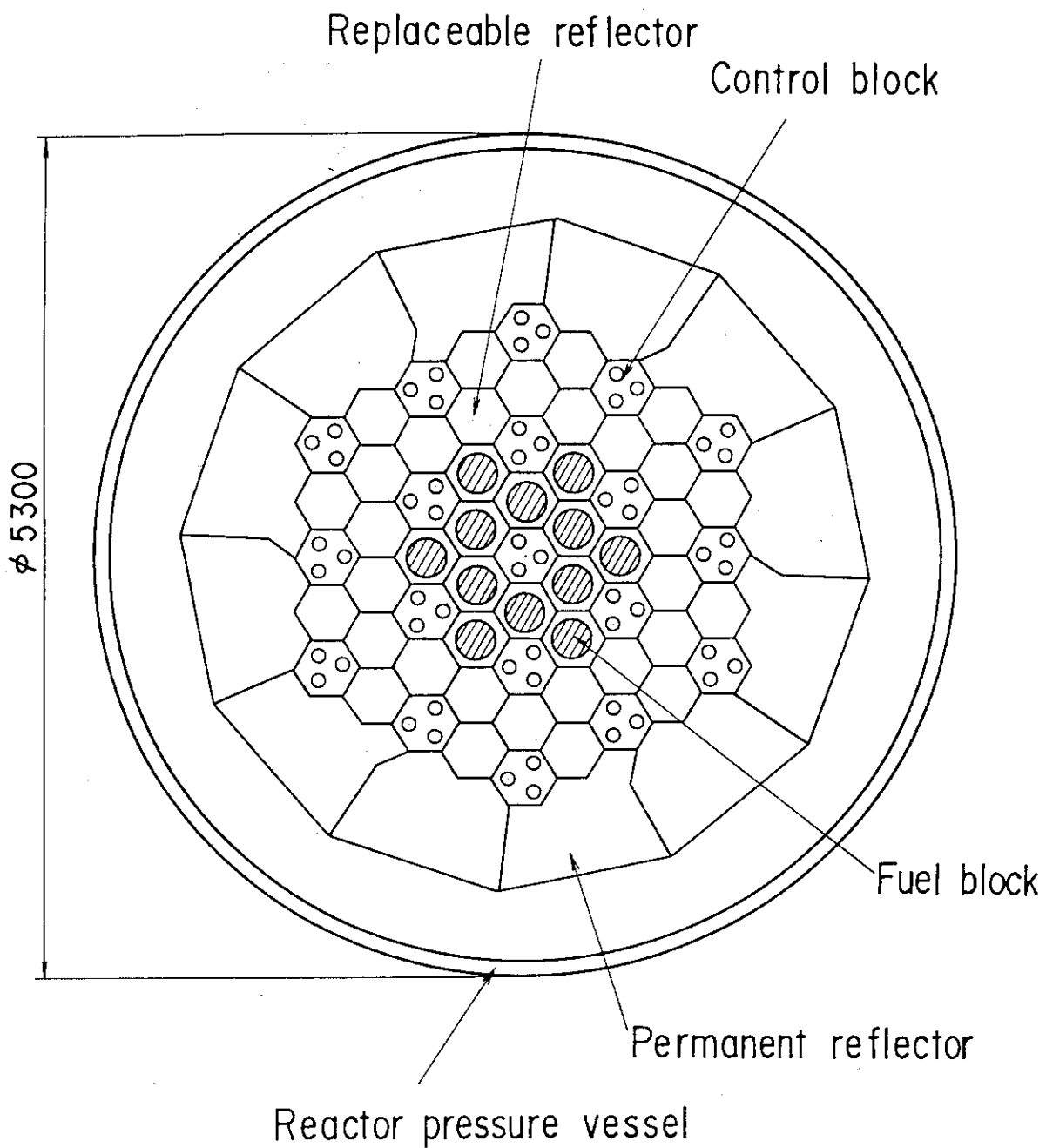


Fig. 3.2 Core arrangement plane view

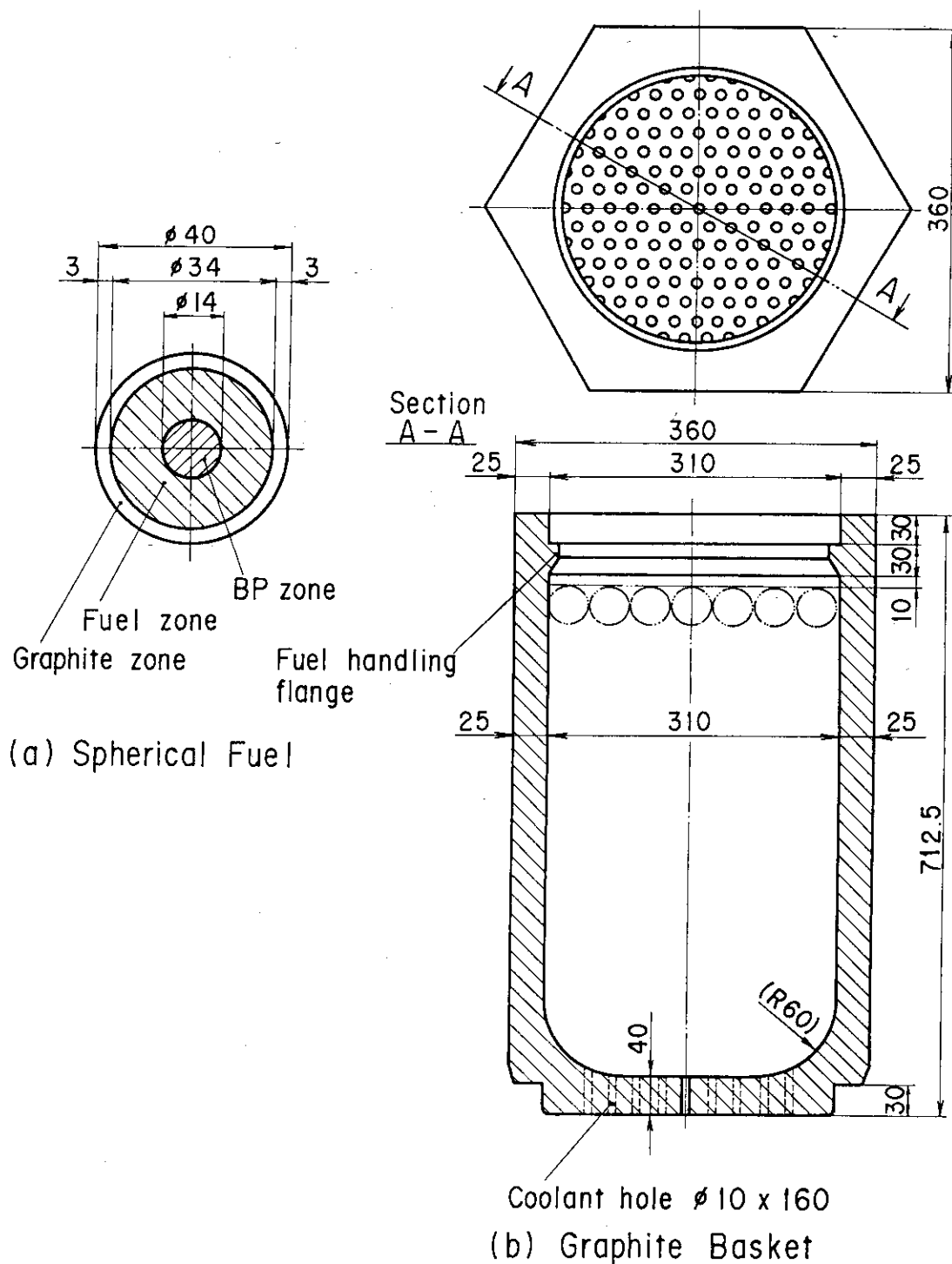


Fig. 3.3 Pebble in block fuel consisting of spherical fuels and a graphite basket

4. 燃料設計

熱流設計、機械設計及び核設計の観点から、燃料特性の最適化及び構造健全性の検討を行い燃料諸元を定める。本検討を通して定めた本高性能炉心の燃料諸元を Table 3.2 に示す。以下の熱流設計では球状燃料の外径について 2.5, 4, 6 および 10 cm の 4 種類また、形状として中実型およびシェル型の 2 種類のパラメータサーベイの結果から、球状燃料の外径が 4 cm で形状としてシェル型を選定した理由について述べる。また、機械設計では球状燃料については熱流設計と同様なパラメータサーベイにより構造健全性の検討を行い、黒鉛バスケットについては概略的な寸法諸元の検討を行う。さらに、核設計では熱流設計及び機械設計より定められたペブル・イン・ブロック燃料の形状に基づいて、燃料マトリックス内の被覆燃料粒子の 10 Vol.% の充填率及び 2 wt.% 及び 3 wt.% の可燃性毒物の濃度を選定した理由について述べる。

4.1 熱流設計

(1) 評価方法

燃料温度評価は、燃料球の周囲に空隙率 ϵ が 0.39 の冷却材領域を有する軸方向 1 次元解析におけるシェル型球状燃料の温度分布は次式より求めた。

$$T_0(Z) = T_{gin} + \Delta T_{cl}(Z) + \Delta T_{film} + \Delta T_{21}(Z) + \Delta T_{10}(Z) \quad (4.1.1)$$

$$\Delta T_{cl}(Z) = \frac{\pi R^2 \int_0^Z q''(Z') dZ'}{G C_p} \quad (4.1.2)$$

$$\Delta T_{film}(Z) = \frac{q''(Z)}{h} \left(= \frac{r_1^3 q_1''(Z)}{3 r_2^2 h} \right) \quad (4.1.3)$$

$$\Delta T_{21}(Z) = \frac{q_1''(Z) r_1 (r_2 - r_1)}{3 \lambda_2} \quad (4.1.4)$$

$$\Delta T_{10}(Z) = \frac{q_1''(Z) \left(r_1^2 - 3 r_0^2 + \frac{2 r_0^3}{r_1} \right)}{6 \lambda_1} \quad (4.1.5)$$

なお、中実型球状燃料の場合は $\Delta T_{10}(Z)$ の式において、 $r_0=0$ を用いればよい。また本検討では、燃料球から黒鉛バスケットへのふく射効果は考慮していない。

ここで、

- Z : 燃料領域上端からの距離
- $T_0(Z)$: 場所 Z における燃料マトリックス内壁温度
- T_{gin} : 冷却材入口温度
- $\Delta T_{cl}(Z)$: 冷却材温度上昇
- $\Delta T_{film}(Z)$: 膜温度差
- $\Delta T_{21}(Z)$: 黒鉛シェル部での温度上昇

$\Delta T_{10}(Z)$: 燃料マトリックス部での温度上昇
R	: 黒鉛バスケットカラムの内半径
$q''(Z)$: 燃料球を含む冷却孔チャンネルの軸方向出力分布
G	: カラム当たりの冷却材質量流量
Cp	: 定圧比熱
$q''_s(Z)$: 燃料球表面の熱流束
h	: 熱伝達率 ³⁾
$q_1'''(Z)$: 燃料マトリックス内の体積発熱量
r_0	: 燃料マトリックス内半径 (内部黒鉛領域外半径)
r_1	: 燃料マトリックス外半径
r_2	: 黒鉛シェル外半径 (球状燃料外径)
λ_1	: 燃料マトリックスの熱伝導率
λ_2	: 黒鉛シェルの熱伝導率

(2) 検討項目

熱出力Qが30MW, 冷却材出入口温度 T_{out}/T_{in} が $850^\circ\text{C}/400^\circ\text{C}$, 炉心平均出力密度 q_b'' が 7.2 MW/m^3 , 炉心高さHが2.85 m, 炉心有効直径Dが1.36 mのペブル・イン・ブロック・ブロック燃料を用いた炉心 (ペブル・イン・ブロック炉心) の熱流動特性の検討を行う。検討を行った燃料諸元を Table 4.1 に示す。球状燃料の検討範囲として, 球の直径 d_s は 2.5, 4.6 および 10 cm の 4 種類とし, 形状は中実型及びシェル型 (Fig. 4.1 を参照) とする。球状燃料を装荷する黒鉛バスケットは応力解析との整合を図るため Fig. 3.3 に示す寸法のものとした。

(3) 検討結果

炉心有効流量割合を 85 % (一定値) とした場合の燃料最高温度 T_f^{max} と炉心平均出力密度 q_b'' の関係を Fig. 4.2 に示す。この図より, 球の直径が小さく, シェル型の燃料を使用した場合の方が, 燃料最高温度は低くなることがわかる。

炉心平均出力密度が 7.2 MW/m^3 の炉心について, シェル型燃料を用いた場合の燃料最高温度・炉心圧力損失と炉心有効流量割合の関係を Fig. 4.3 に示す。図中の一点鎖線はペブル・イン・ブロック炉心の炉心有効流量割合 W_{eff} と炉心圧力損失 ΔP の関係 ($W_{\text{eff}} = 0.98 - 1.2\Delta P$) であり*, ●印は炉心有効流量割合見直し後の燃料最高温度である。直径 4 cm のシェル型球状燃料の場合, 炉心圧力損失が約 0.24 kg/cm^2 であり, それに対応する炉心有効流量割合が約 70 % となり, 燃料最高温度は約 1060°C となる。炉心有効流量割合と炉心圧力損失の関係を考慮し, 燃料球の直径が各々 2.5, 4.6, 10 cm の場合の燃料温度を比較すると, 直径 4 cm のシェル型球状燃料の燃料最高温度が最も低くなる。

これは, 直径が 2.5 cm の燃料球から成る炉心では炉心圧損が大きくなり有効流量が少なくなるため燃料温度が高くなり, また, 直径が 6 cm 以上の燃料球では燃料内の径方向の温度上昇が大きくなり燃料温度が高くなるためである。この検討より, 熱流特性の観点から直径を 4 cm にしたシェル型の球状燃料が適していることが明らかになった。

* 詳細は付録 A を参照のこと。

4.2 機械設計

ペブル・イン・ブロック燃料の機械設計の概念検討として、球状燃料および黒鉛バスケットの概略寸法諸元を定める。球状燃料については、前節の熱流力設計と同一のパラメータサーベイを実施し、球状燃料に発生する熱応力と燃料球の外径及び黒鉛バスケット当たりの平均出力密度との関係を明らかにし、球状燃料の構造健全性を検討する。黒鉛バスケットについては、上部に設けたフランジ部、側部および底部の構造健全性の検討を行い概略寸法諸元を定める。

以下 4.2.1 節に球状燃料について、4.2.2 節に黒鉛バスケットについての検討結果を示す。

4.2.1 球状燃料

(1) 評価方法

中実型およびシェル型の球状燃料の熱応力の計算は、付録 B に示す計算式を用いた。なお、計算に用いた材料物性値は、A3-3 黒鉛²⁾ (AVR, THTR 炉の球状燃料に用いられている) の以下の値とした。

熱伝導率	λ	;	0.37 W/cm \cdot K (1000 $^{\circ}$ C)
ヤング率	E	;	9.7 GPa
熱膨張率	α	;	3.45×10^{-6} 1/K (20 $^{\circ}$ C \sim 500 $^{\circ}$ C)
ポアソン比	ν	;	0.15

(2) 検討範囲

検討を行った球状燃料の諸元は、前節の熱流力設計と同一である。

(3) 検討結果

中実型及びシェル型球状燃料についての熱応力と燃料球外径および黒鉛バスケット当たりの平均出力密度の関係を Fig. 4.4 および Fig. 4.5 に示す。両図よりわかるように、シェル型の球状燃料の方が熱応力は小さくなる。熱流力設計で選定したシェル型で外径 4 cm の球状燃料の場合には、THTR 炉より求めた目安制限値から判断すると、黒鉛バスケット当たりの平均出力密度が 80 \sim 100 W/cc 程度まで健全である。従って、球状燃料の構造健全性の観点からの制限値は、熱応力の観点から黒鉛バスケット当たりの平均出力密度が 80 \sim 100 W/cc 以下および照射健全の観点から球状燃料の最高高速中性子照射量が THTR の球状燃料の照射量 6×10^{21} n/cm² (E > 0.1 MeV) 以下である。なお、第 3 章に示した最終的に得られた本高性能炉心の炉心特性値は、この制限値を十分満足するものであり、本球状燃料は構造健全性を有していることがわかる。

4.2.2 黒鉛バスケット

黒鉛バスケットの概略寸法諸元を定めるために行った検討項目は以下の 3 項目である。

- ① フランジ部の厚さの検討
- ② 黒鉛バスケット側部の厚さの検討
- ③ 黒鉛バスケット底部の厚さの検討

球状燃料を装荷した黒鉛バスケットの上下のはめあい構造としてフランジ構造を採用した場合、

構造健全性上最も厳しい荷重としては地震時の水平荷重が考えられるため、①については地震応力により検討した。②については、黒鉛バスケット内外の温度差による熱荷重および地震時の水平荷重が構造健全性上厳しいと考えられるため、②の検討に際しては熱応力および地震応力を考慮した。③については、多数の冷却孔を設けた黒鉛バスケット底部に加わる荷重としては、自重、差圧荷重、燃料取扱時の荷重等があるが、燃料取扱時に加わる荷重（設計上は6G）が最も厳しいと考えられるのでこれを考慮した。

なお、これ以外に黒鉛バスケットの構造健全性上評価すべき応力として照射応力（中性子照射環境下における寸法収縮およびクリープひずみに起因する応力）が挙げられる。これについては、照射応力が許容値を満足するためには、概略的には運転初期に発生する熱応力を許容値の1/2程度を目安値として制限すれば十分であるという現在までのピン・イン・ブロック燃料の黒鉛ブロックの設計に関する知見から、熱応力を低く抑えることで照射応力に対する健全性も保たれると概略判断した。

(1) フランジ部厚さの検討

(i) 評価方法

Fig. 4.6 に示すように黒鉛バスケット下部を固定し上部フランジ部に水平方向の地震荷重が加わる場合を想定し、片持ばりの先端に地震荷重 P を加える簡易モデルにより検討を行った。なお、片持ばりの断面形状は同下図とした。

ここで、

G ; 重 心

h_1 ; 最小フランジ部厚さ (= $b_2/2$)

h_2 ; 180 mm

b_3 ; 六角バスケットの1辺の長さ

片持ばりの長さ ; 700 mm (黒鉛バスケット底板上面からの高さ)

地震荷重 P ; S_1 地震 500 kg

S_2 地震 700 kg

(高温工学試験研究炉の黒鉛ブロックダウエルピンに加わる地震荷重に余裕をみた値)

なお、断面二次モーメントは次式となる。

$$\left. \begin{aligned} I_z &= \frac{1}{3} (b_3 e_2^3 - b_1 h_3^3 + b_2 e_1^3) \\ &= \frac{1}{3} b_2 (e_1^3 + e_2^3) + b_1 h_1 \left(e_2 - \frac{h_1}{2} \right)^2 + \frac{1}{12} b_1 h_1^3 \\ e_1 &= h_2 - e_2 \\ e_2 &= \frac{b_1 h_1^2 + b_2 h_2^2}{2 (b_1 h_1 + b_2 h_2)} \end{aligned} \right\} (4.2.1)$$

(ii) 検討結果

フランジ部の地震応力計算結果を Fig. 4.7 に示す。 S_1 地震時の応力の制限値が 17.4

(MPa), S₂地震時の応力制限値が19.4 (MPa)であることから, フランジ部の最小厚さは18 mm程度となる。次節の黒鉛バスケット側部の厚さの検討から, 側部最小厚さが25 mmとなったのでフランジ部最小厚さを25 mmとした。

(2) 黒鉛バスケット側部の厚さの検討

(i) 黒鉛バスケット側部の熱応力

① 評価方法

黒鉛バスケット側部に発生する熱応力は, 六角柱を Fig. 4.8 (1)に示すように厚肉円筒で近似して計算した。厚肉円筒の温度分布T(r)および熱応力(σ_r: 半径方向, σ_θ: 円周方向)は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} T(r) &= \frac{T_1}{\log(b/a)} \log \frac{b}{r} \\ \sigma_r &= \frac{E \alpha T_1}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{\left(\frac{b}{r}\right)^2 - 1}{\left(\frac{b}{a}\right)^2 - 1} - \frac{\log\left(\frac{b}{r}\right)}{\log\left(\frac{b}{a}\right)} \right\} \\ \sigma_\theta &= -\frac{E \alpha T_1}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{\left(\frac{b}{r}\right)^2 + 1}{\left(\frac{b}{a}\right)^2 - 1} - \frac{1 - \log\left(\frac{b}{r}\right)}{\log\left(\frac{b}{a}\right)} \right\} \end{aligned} \right\} (4.2.2)$$

ここで,

T₁ : 内表面温度, a : 内半径, b : 外半径

E : ヤング率, α : 熱膨張率, ν : ポアソン比

なお, 計算に用いた材料物性値はIG-110黒鉛の以下の値である⁴⁾。

ヤング率 E ; 84 (GPa)

熱膨張率 α ; 4.95 × 10⁻⁶ (1/°C) (1000 °C)

ポアソン比ν ; 0.14

(ii) 黒鉛バスケット側部の地震応力

① 評価方法

黒鉛バスケットの地震荷重に対する側部厚さの検討では, まず Fig. 4.8 (2)に示す円筒のリング圧縮モデルにより側部厚さのパラメータサーベイを行い, その後, 汎用有限要素法構造解析コード「ABAQUS」を用いて応力解析を実施した。Fig. 4.8 (2)に示すリング圧縮モデルで, 集中荷重Pを負荷した時のリング圧縮強さは, 曲がりばり理論より次式となる。

$$\left. \begin{aligned} &\text{内表面に生ずる円周方向最大引張応力} \\ \sigma_{\theta 1 \max} &= \frac{(1+2K) \{ b - a(1+2K) \}}{2\pi a \ell (1+K) K} P \\ &\text{外表面に生ずる円周方向最大引張応力} \\ \sigma_{\theta 2 \max} &= \frac{P}{2(b-a)\ell} \left\{ 2 + \frac{1}{K} \cdot \frac{b-a}{2b} - \frac{2(1+2K)}{\pi(1+K)} \left(1 + \frac{1}{K} \frac{b-a}{2b} \right) \right\} \end{aligned} \right\} (4.2.3)$$

(ii) 検討結果

Fig. 4.13 に黒鉛バスケット底部に発生する最大引張応力の計算結果を示す。応力制限値からは底部の厚さは 20 mm 程度で十分であるが、黒鉛バスケット底部には冷却材ヘリウムの貫通孔を多数設けることを考慮して底部の厚さは 40 mm と設定した。

4.3 核設計

核設計より定まる燃料体諸元として、ウラン濃縮度、燃料マトリックス部の被覆燃料粒子の充填率及び可燃性毒物装荷量が挙げられる。ウラン濃縮度は、濃縮度種類数の低減及び高燃焼度化の観点から設計方針内で最も高く取り得る値とし 20 w/o の濃縮度 1 種類とした。燃料マトリックス部の被覆燃料粒子の充填率及び可燃性毒物装荷量の選定は、高温ガス炉・格子燃焼計算コード DEUGHT-6⁵⁾ を用いたパラメータサーベイを行い炉心の高性能化を考慮した上で最適な値を選定する。なお、このパラメータサーベイでは、球状燃料の外径及び燃料マトリックス部の外径は熱流動特性および構造健全性の検討により定めた最適値を用いることとし各々 4 cm 及び 3.4 cm とした。また黒鉛バスケットによる余剰黒鉛の効果については、ブロック強度の簡易サーベイ (4.2.2 節) より定められた形状 (黒鉛バスケットのリガメント厚さ 35 mm) に基づいて考慮することとした。ペブル・イン・ブロック燃料の格子燃料計算を行うため格子形状のモデル化を 4.3.1 節に示し、燃料マトリックス部の被覆燃料粒子の充填率及び可燃性毒物装荷量の検討については各々 4.3.2 節及び 4.3.3 節に示す。

4.3.1 格子形状モデル

DELIGHT-6 では、被覆燃料粒子と球状燃料形状から成る二重非均質性をもった球状燃料格子を取り扱うことが可能であるが、さらにこの球状燃料を黒鉛バスケット中に装荷することによって生じる三重非均質性を取り扱うことは現在のところできない。そこで、中性子束分布は黒鉛減速材内においてほぼ均一という高温ガス炉燃料の特徴を考慮し、黒鉛バスケットの余剰黒鉛を、各々の球状燃料の周辺部に巻き付け格子当りの原子数を保存し、三重非均質性のペブル・イン・ブロック燃料を二重非均質性の球状燃料格子モデルとして取り扱うこととした。ペブル・イン・ブロック燃料のモデル化に関するデータを Table 4.2 に、この格子形状モデルを Fig. 4.14 に示す。球状燃料格子モデルの構造は、球の中心部から可燃性毒物、燃料マトリックス、黒鉛シェル、更に球状燃料 1 個分の黒鉛バスケットの黒鉛及び空隙から成る。空隙としては、球状燃料間の空隙 (39%) 及びペブル・イン・ブロック燃料上部のブロック間の接合部に存在する空隙を考慮した。1 つの黒鉛バスケット内に収納される球状燃料の数は約 736 個である。被覆燃料粒子は、Table 3.3 に示した諸元のものとした。

格子燃焼計算では、熱中性子領域 20 群及び速中性子領域 20 群から成るエネルギー構造とし中性子スペクトル計算のための燃料温度及び減速材温度は各々 1273°K 及び 927°K とした。さらに熱中性子領域群及び速中性子領域群の平均形状バックリングとしては、炉心の高出力密度化のため炉心体積が小さくなることを考慮し、各々 3.0×10^{-4} を用いた。

4.3.2 燃料マトリックス中の被覆燃料粒子の充填率

燃料マトリックス中の被覆燃料粒子の充填率を定めるため、DEUGHT-6を用いて充填率をパラメータとした格子燃焼特性解析を行った。その結果をFig. 4.15に示す。なお、この解析では可燃性毒物を装荷しない燃料格子モデルを対象とした。この結果より、充填率を10 Vol.%とすることにより、燃焼初期の実効増倍率 K_{eff} は高くなり、又、燃焼日数も短くなるが高燃焼度を達し得ることが明らかとなった。燃焼初期の実効増倍率は、可燃性毒物の装荷により抑制することとし、また、達成されている燃焼日数も試験研究炉として十分なものと考えられるので、充填率は10 Vol.%とした。

4.3.3 可燃性毒物装荷

前節では、燃料マトリックス中の被覆燃料粒子の充填率を10 Vol.%と設定した。ここでは、この燃料体の中央部に半径0.5 cmの可燃性毒物領域を設け、この領域におけるボロン濃度を变化させた場合の格子燃焼特性解析を行った。Fig. 4.16にボロン濃度を0~3 w/oまで变化させた場合の燃焼曲線を示す。同図より、可燃性毒物の濃度を増すことにより初期余剰反応度を十分に抑制することが可能であり、さらに燃焼中期において反応度の回復はあるが可燃性毒物をほぼ完全に燃焼し尽くすことが可能であることがわかる。これは、可燃性毒物が球状であるため燃焼初期における高い反応度抑制効果があり、燃焼が進むと伴に可燃性毒物が表面からしだいに消滅し毒物の実効的表面积が r^2 に比例して減少するため毒物の反応度抑制効果が加速度的に弱くなるためと考えられる。上記の検討を踏まえ第5章に示す炉内燃料装荷検討では、すべての燃料のウラン濃縮度は20 wt.%としボロン濃度が0~3 Vol.%の燃料を組み合わせて使用することにより、炉内出力分布及び反応度調整を行うこととした。

可燃性毒物領域を燃料体中のどの位置に定めるかについては、次のような考察を行った。可燃性毒物の燃料体内の位置として次の3点が考えられる。

- 1) 黒鉛バスケットのリガメント中に入れる。
- 2) 球状燃料とは別に球状可燃性毒物を作り球状燃料の間に装荷する。
- 3) 球状燃料の中心部に入れる。

1)の方法では、一度使用した黒鉛バスケットの炉心への再装荷を考えた場合リガメント中の燃焼済の可燃性毒物を新しい可燃性毒物と交換する必要が生じる。また、黒鉛バスケットの構造健全性上側部の肉厚が厚くなり、それにより余剰黒鉛の量が多くなるので、炉心の高性能化に不利である。2)の球状燃料と共に球状可燃性毒物を無作為に黒鉛バスケット中に装荷した場合、球状可燃性毒物の位置が明確に定まらなくなる可能性が有る。3)の方法では、燃料がシェル型構造を有していることに加え球の中心部に向かって熱中性子密度が減少し、中心部の発熱密度が減少するので燃料温度を低くすることができる点においてすぐれている。また、この方法により1)及び2)の問題を取り除くことができる。このような検討により、今回の炉心概念検討では可燃性毒物領域を球状燃料の中心部に設けることにした。なお、可燃性毒物領域の半径は、シェル型燃料構造による燃料温度低下効果を高めるため、7 mmとすることにした。

Table 4.1 Geometry of spherical fuel elements for thermal-hydraulic design study

	Outer diameter (cm)	Thermal conductivity (cal/cm ^s °C)
Graphite shell	2.5, 4, 6, 10	0.065
Fuel matrix	2.25, 3.75, 5, 9	0.06
Inner graphite	1.25, 2.75, 3, 7	0.065
<hr/>		
Average power density	7.2 MW/m	
Power peaking factor		
(i) radial	1.0	
(ii) axial	1.57 (cosine power distribution)	

Table 4.2 Cell model data of pebble-in-Block fuel

Region	Pebble-in-Block fuel			Equivalent fuel cell	
	Volume (cm ³)	Volumetric ratio (%)	Carbon weight density (g/cm ³)	Radius	Carbon atom number density (1/barn·cm)
Burnable poison	386	0.5	1.697*	0.5	8.5192E-2
Fuel matrix	14771	18.5	1.53**	1.7	7.6842E-2
Graphite shell	9542	12	1.7	2.0	8.5360E-2
Graphite basket	33964	42	1.7	2.668	8.5360E-2
Coolant gap	21323	27	0.0	2.960	0.0

* Density of carbon

** Density of graphite matrix except coated fuel particle from fuel matrix.
This value is related with the volumetric packing fraction of graphite matrix
in fuel matrix (0.9).

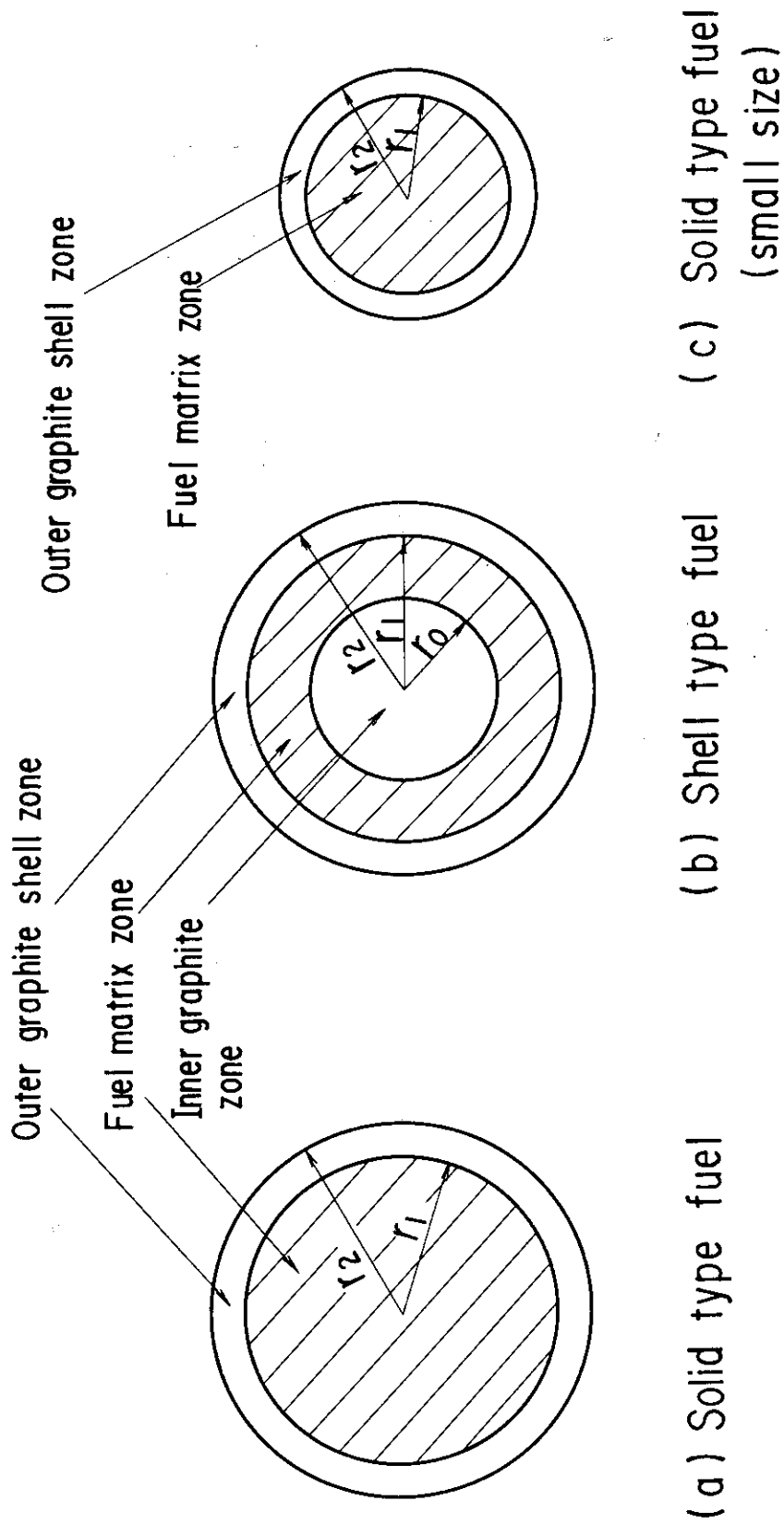


Fig. 4.1 Several spherical fuel elements

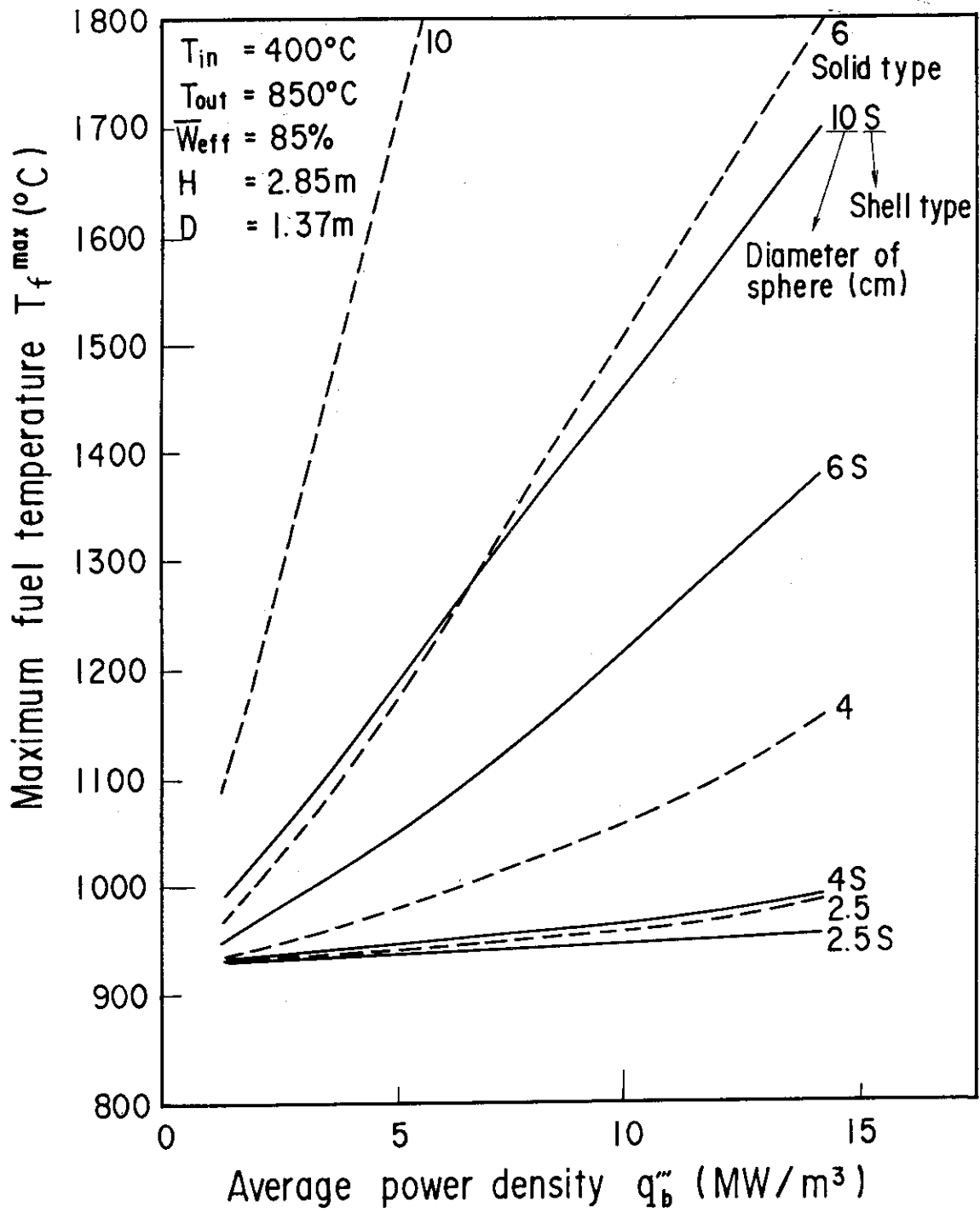


Fig. 4.2 Maximum fuel temperature vs. average power density for spherical fuel elements (include shell type fuel) with different diameter

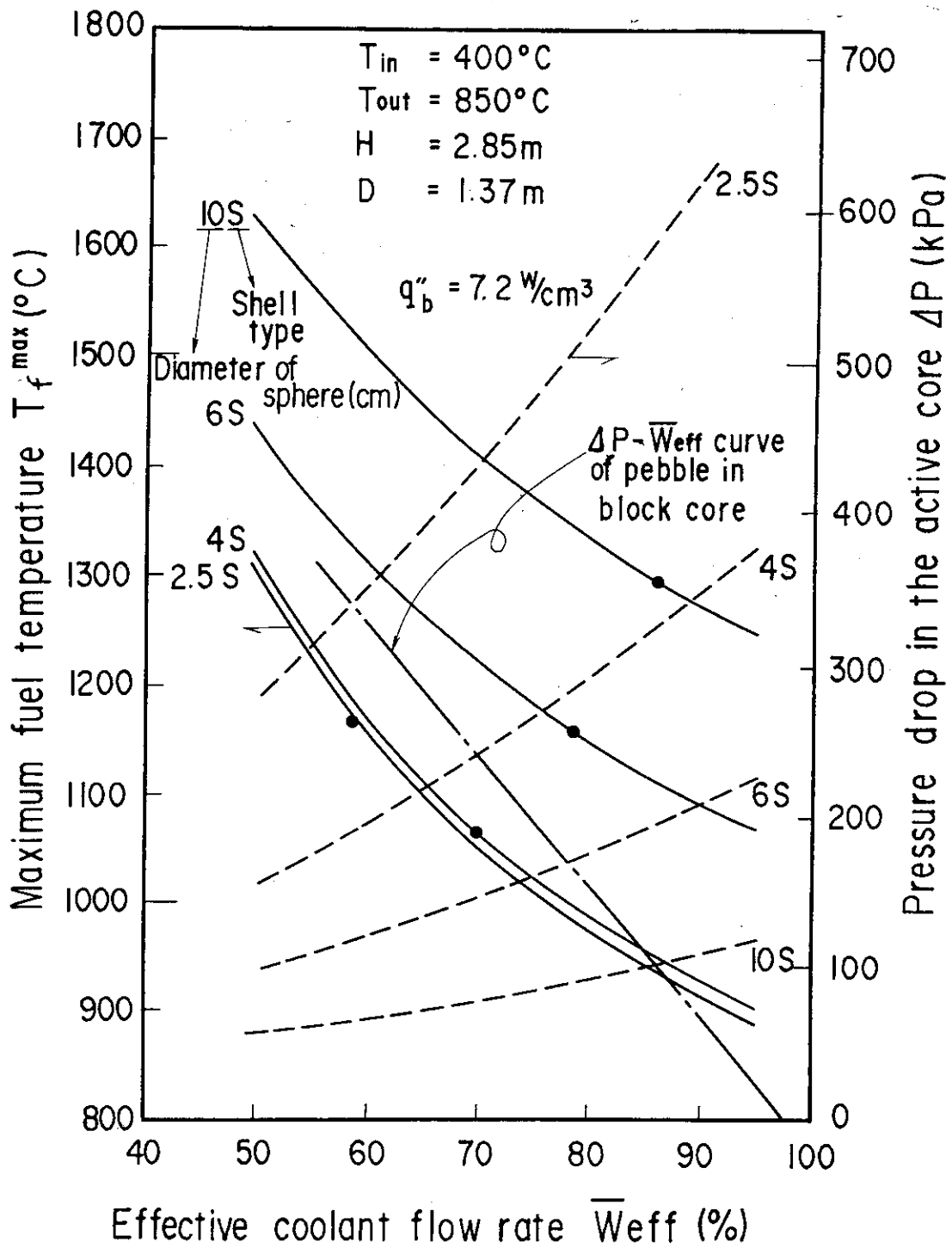


Fig. 4.3 Relation among maximum fuel temperature, effective coolant flow rate and pressure drop in the active core
 Symbol "•" shows T_f^{max} of each fuel type

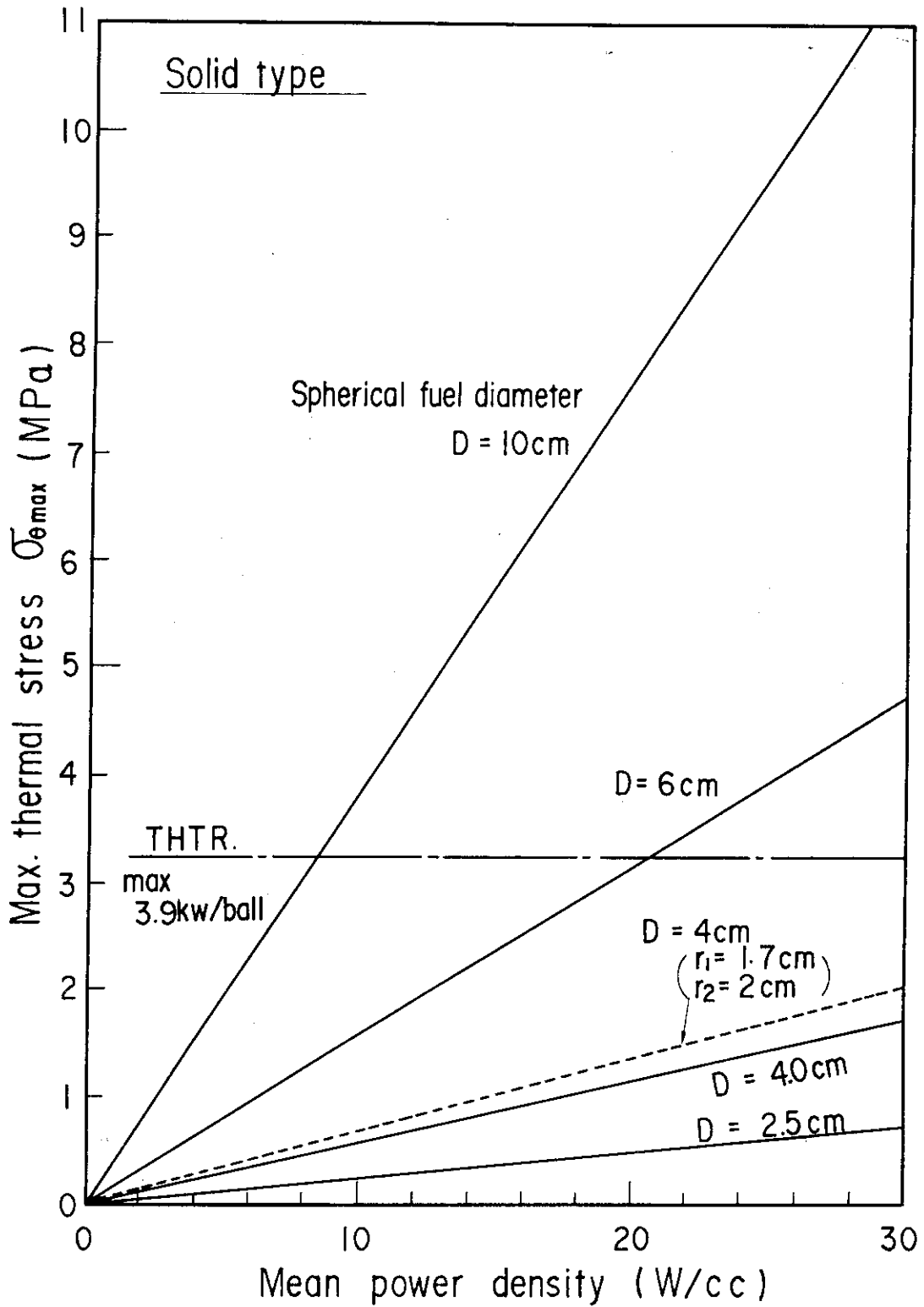


Fig. 4.4 Maximum thermal stress of solid type spherical fuel

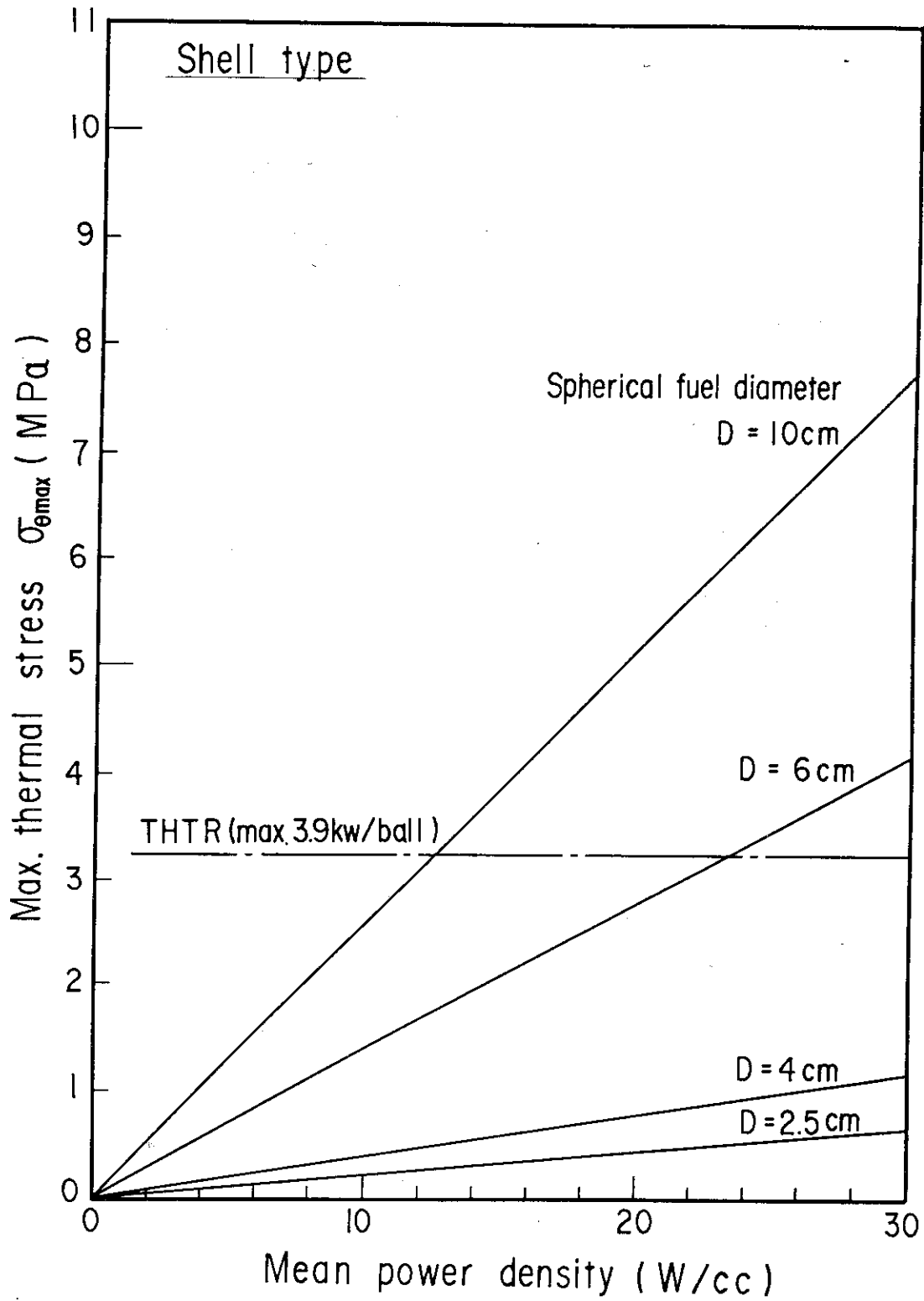
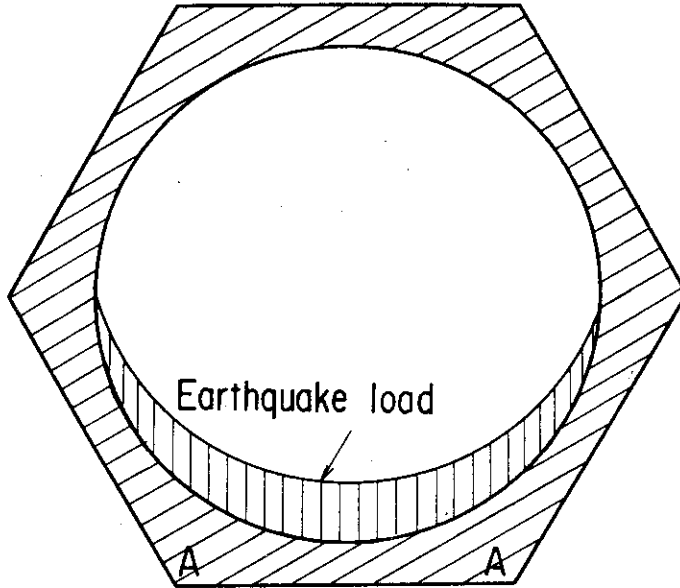


Fig. 4.5 Maximum thermal stress of shell type spherical fuel

(1)



(2)

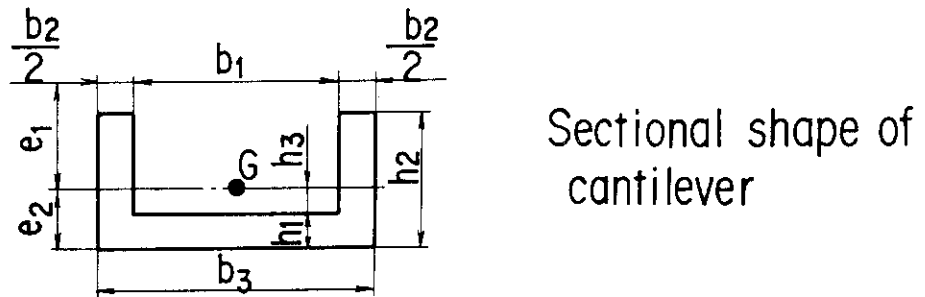
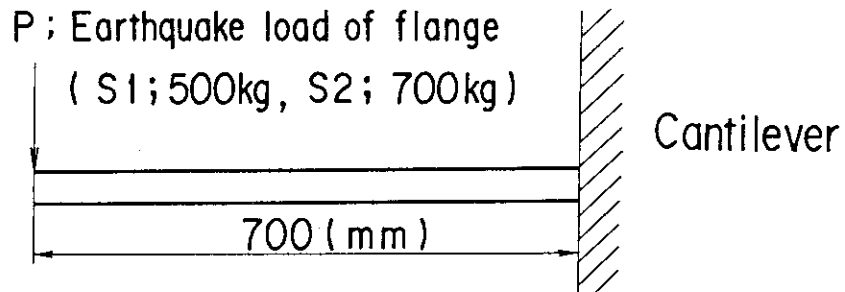


Fig. 4.6 Calculation model of flange stress analysis

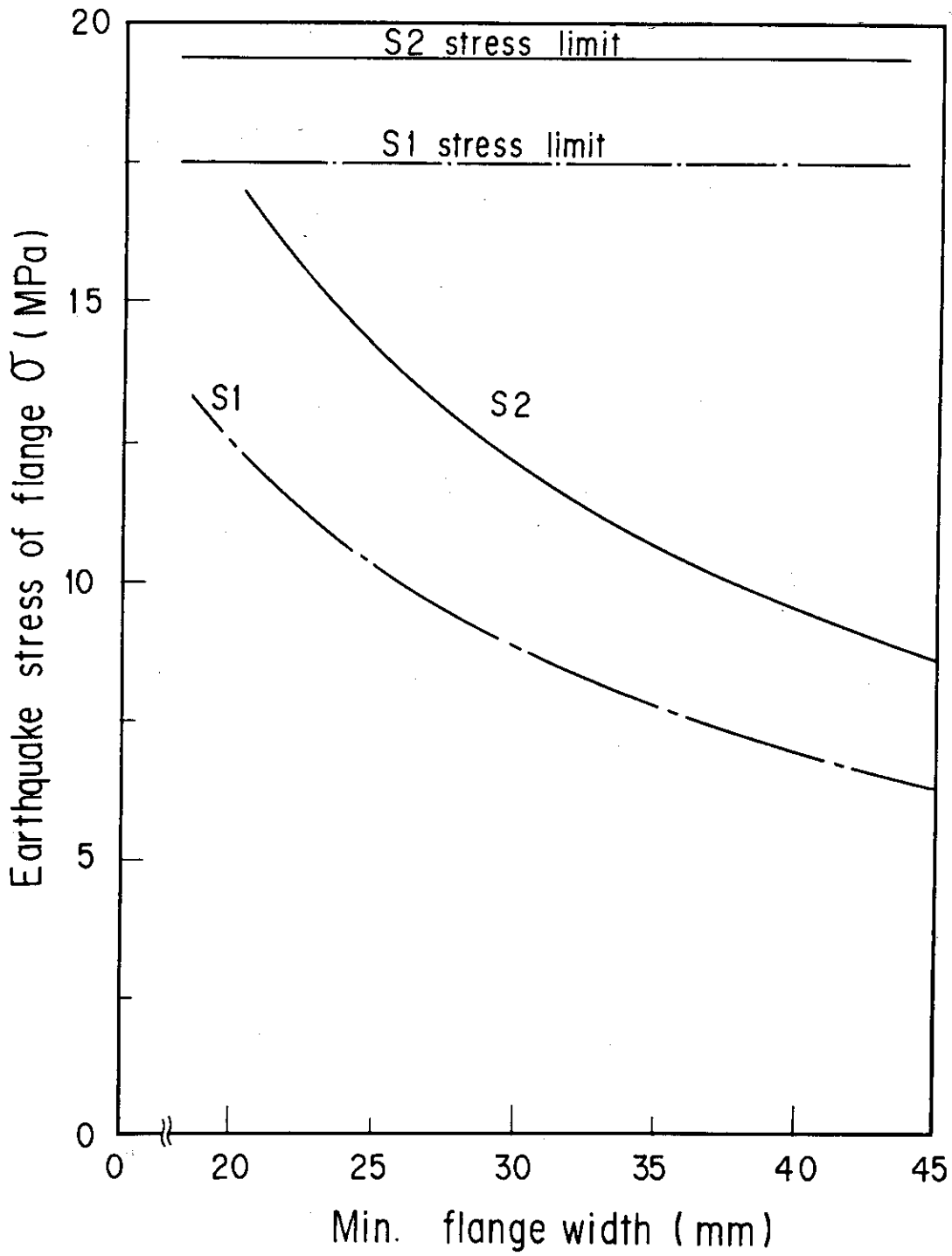
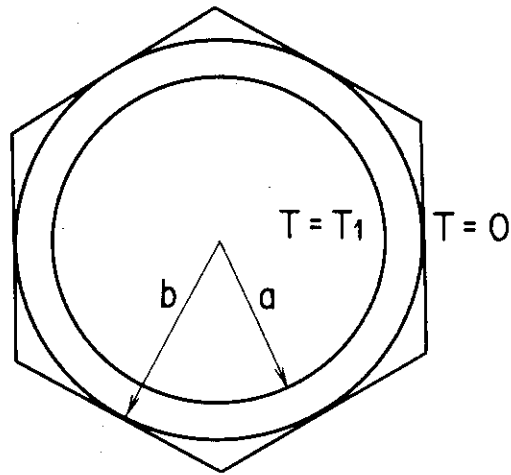


Fig. 4.7 Earthquake stress of flange vs. flange width of S1, S2 earthquake load (S1: 500 kg, S2: 700 kg)

(1)



(2)

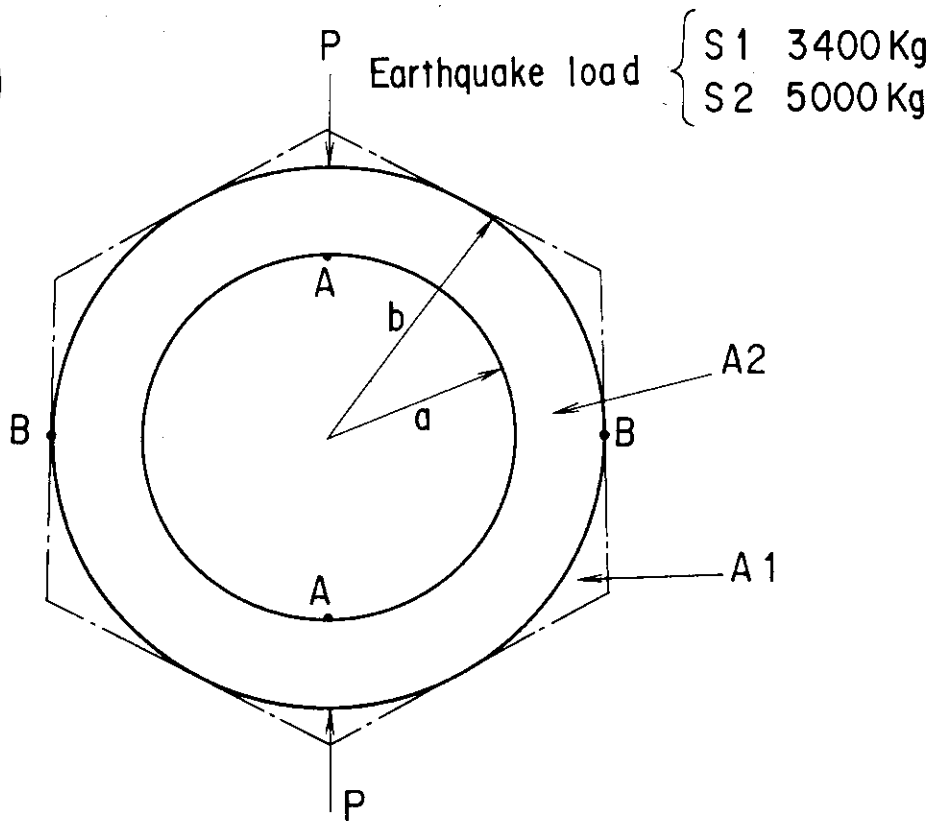


Fig. 4.8 Calculation model of side ligament stress analysis (Thermal stress and earthquake stress)

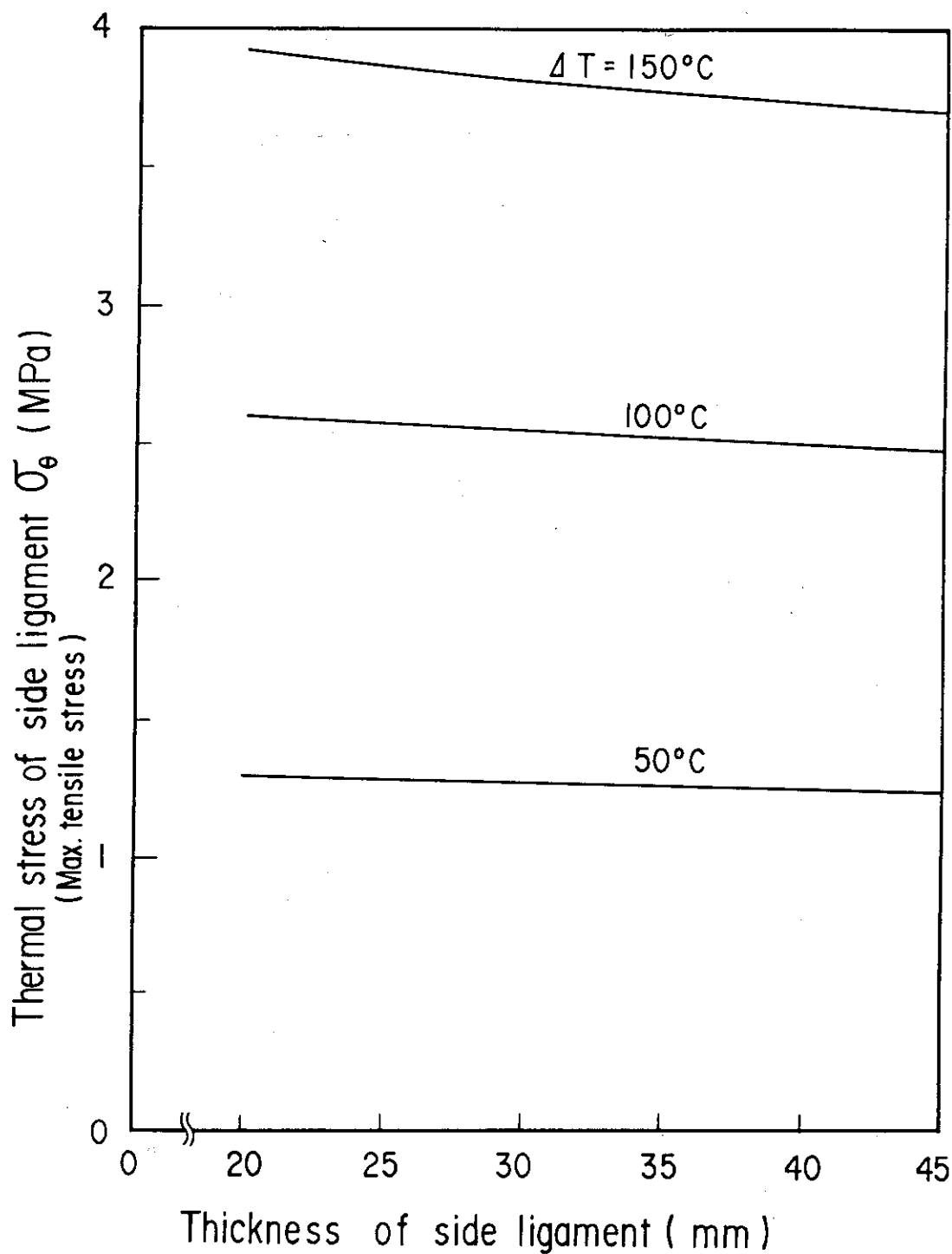
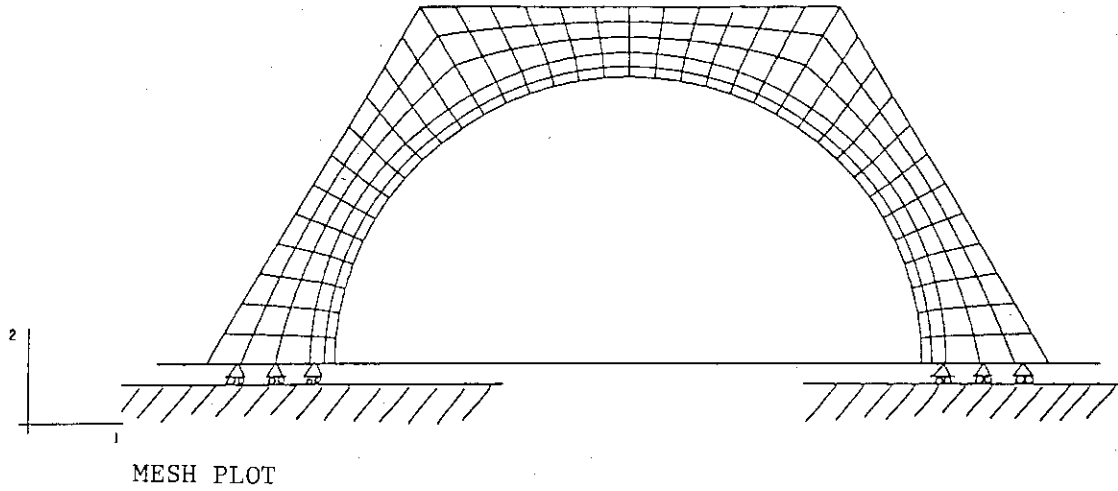
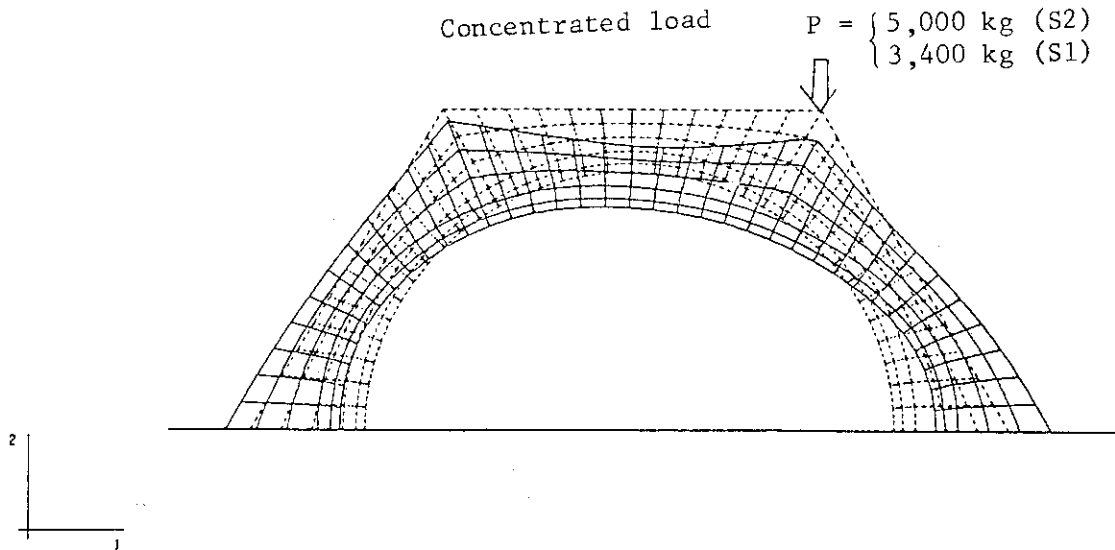


Fig. 4.9 Thermal stress of side ligament calculated by thick cylinder model. Outer diameter is 360 mm and ΔT is temperature difference between inner and outer surface.

Element; plane strain element of 8 nodes
Number of element; 780



(a) Boundary condition of concentrated earthquake load



(b) Input load condition of concentrated earthquake load

Fig. 4.10 Earthquake stress analysis model for concentrated load

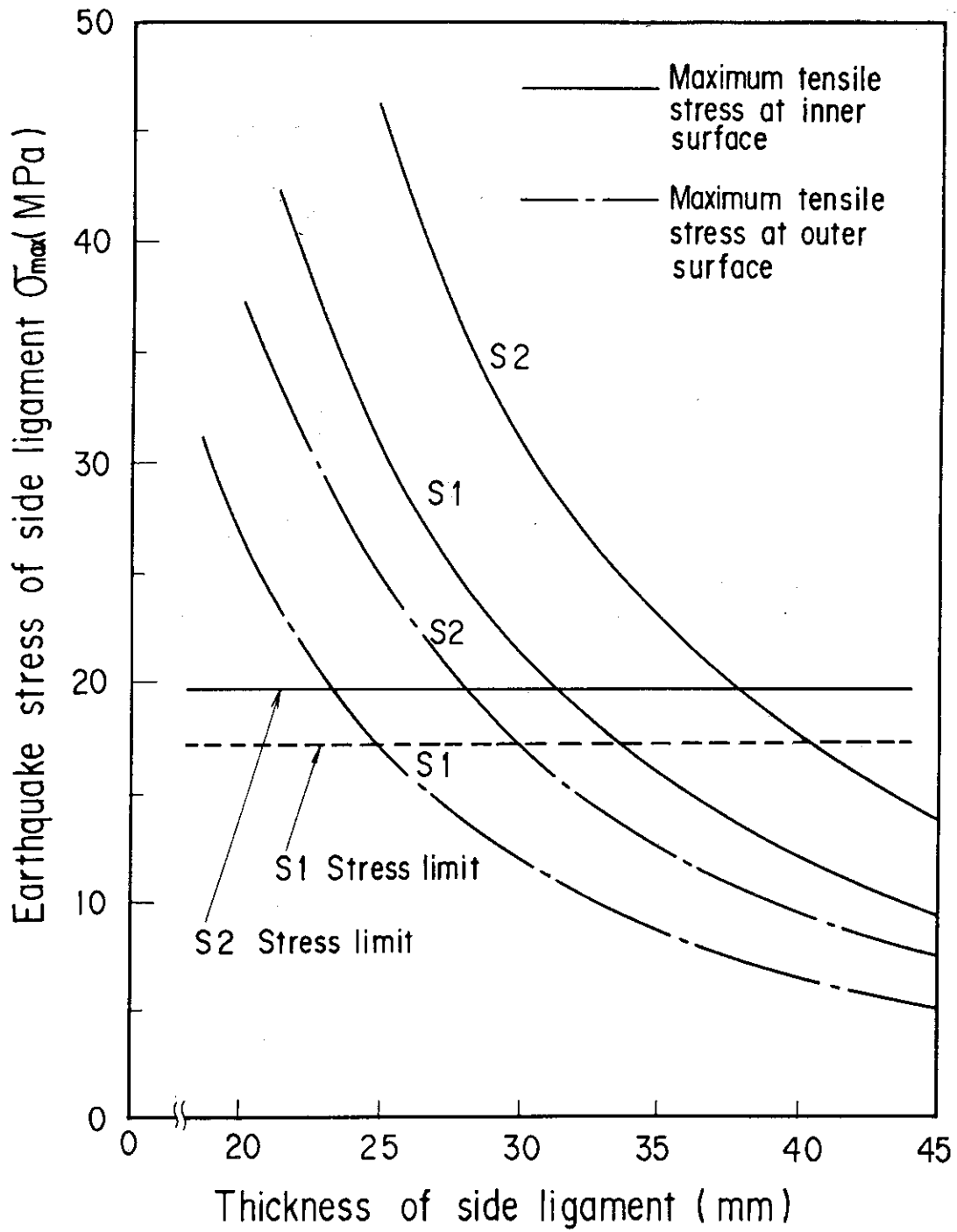


Fig. 4.11 Earthquake stress of side ligament calculated by ring compression model

S1: earthquake load; 3400 kg

S2: earthquake load; 5000 kg

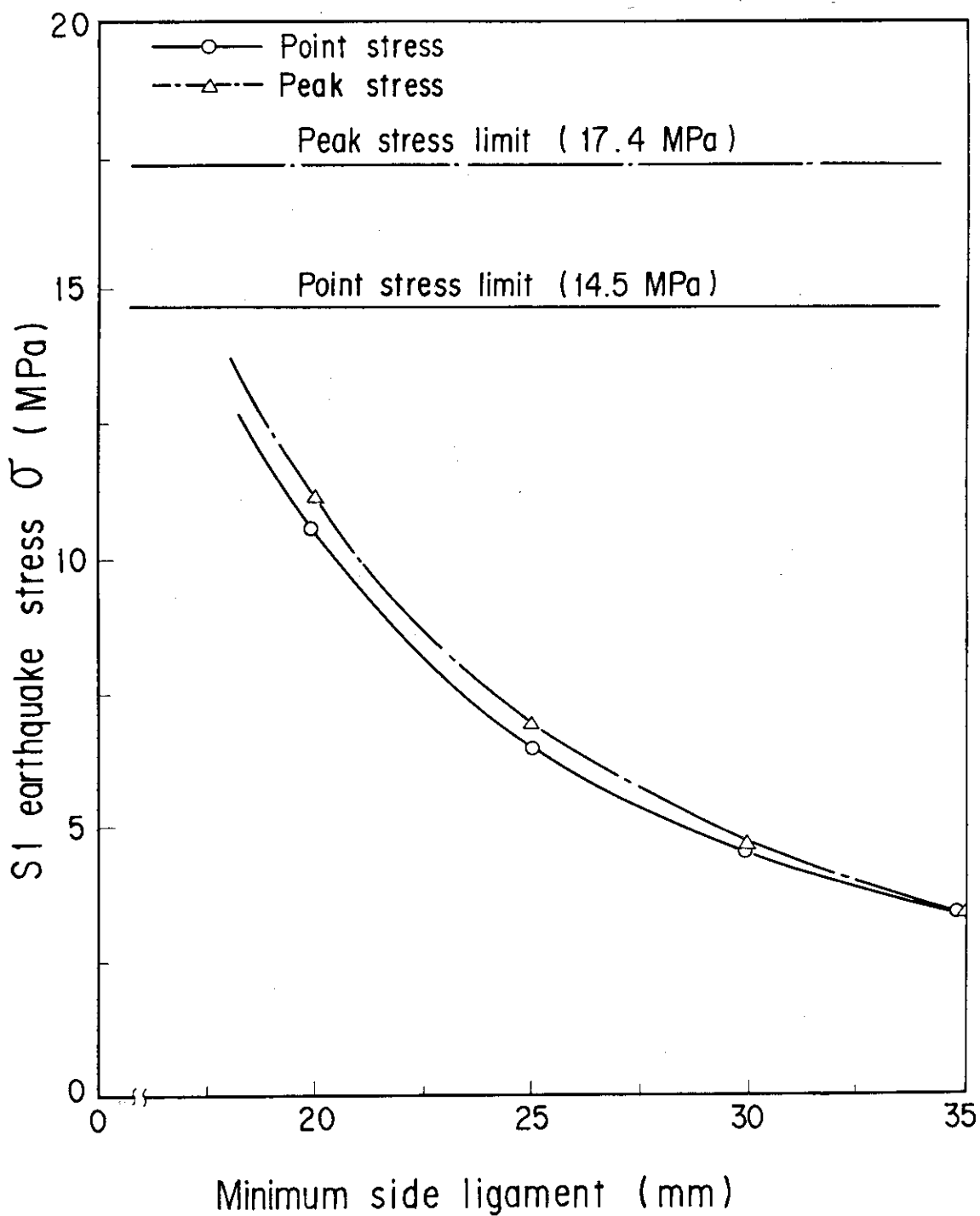


Fig. 4.12(1) S1 earthquake stress vs. minimum side ligament

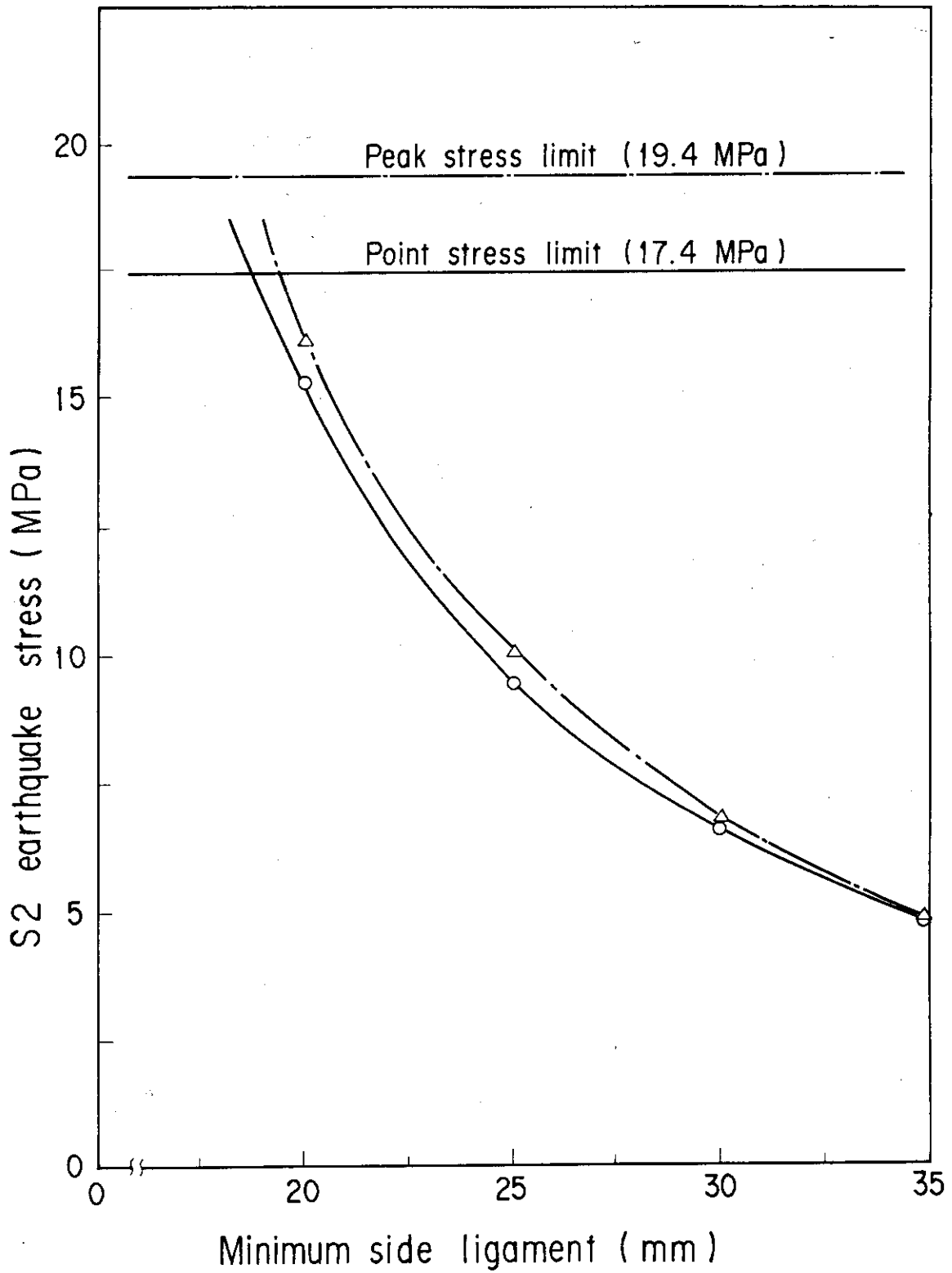


Fig. 4.12(2) S2 earthquake stress vs. minimum side ligament

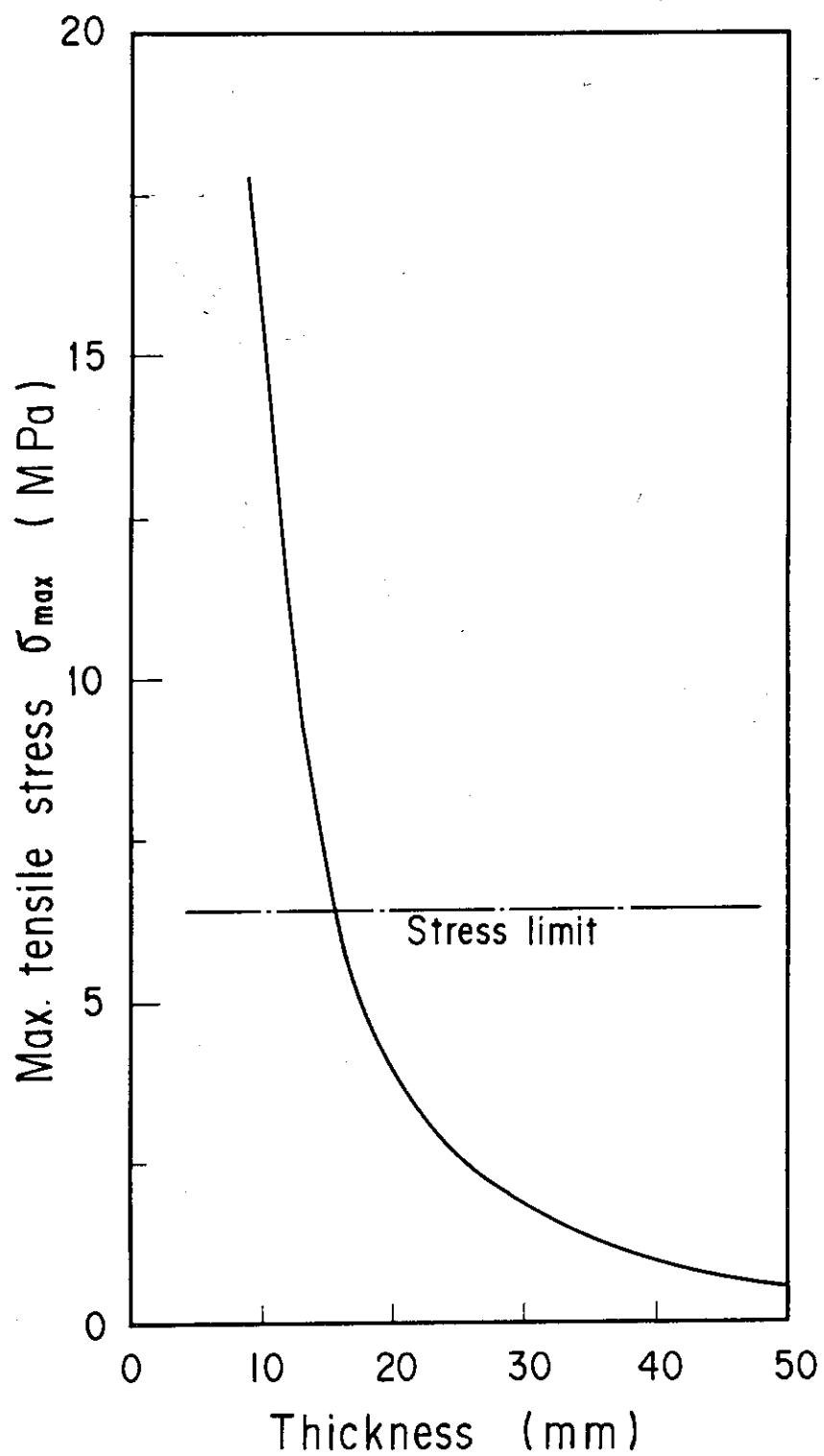


Fig. 4.13 Maximum tensile stress of bottom plate

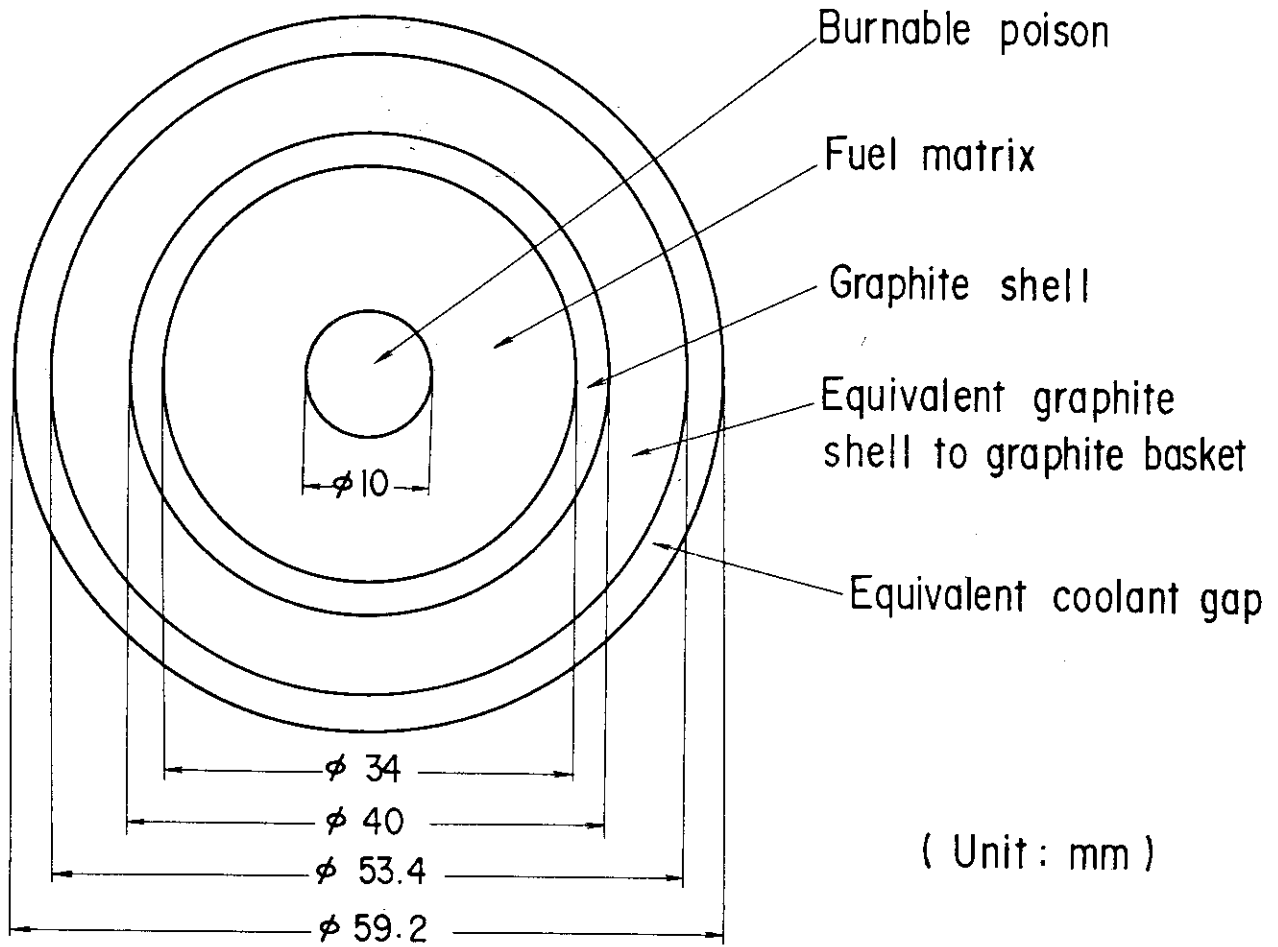


Fig. 4.14 Cell model of pebble-in-Block fuel for nuclear calculation

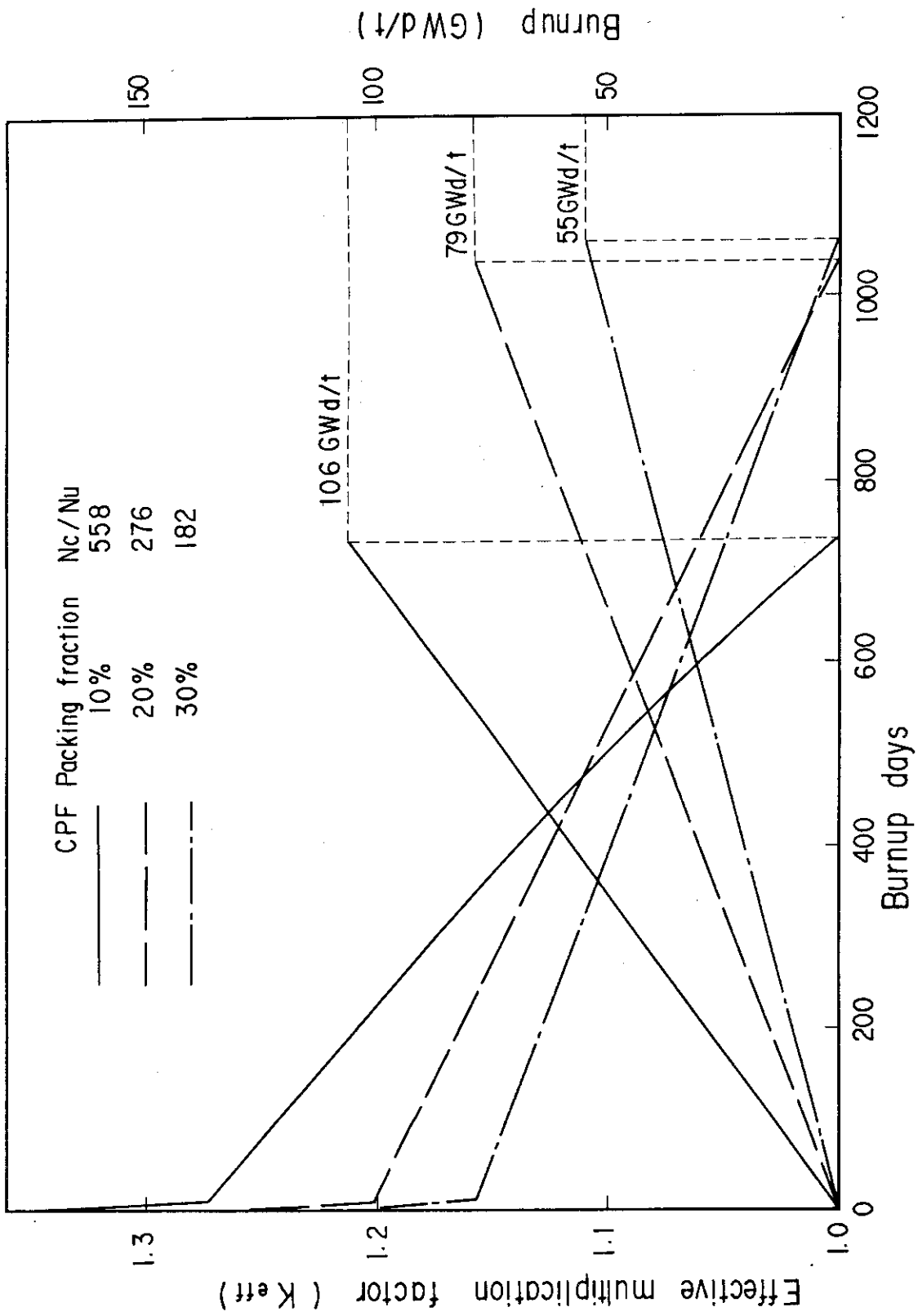


Fig. 4.15 Relation between effective multiplication factor and burnup days of fuel for three different packing fractions

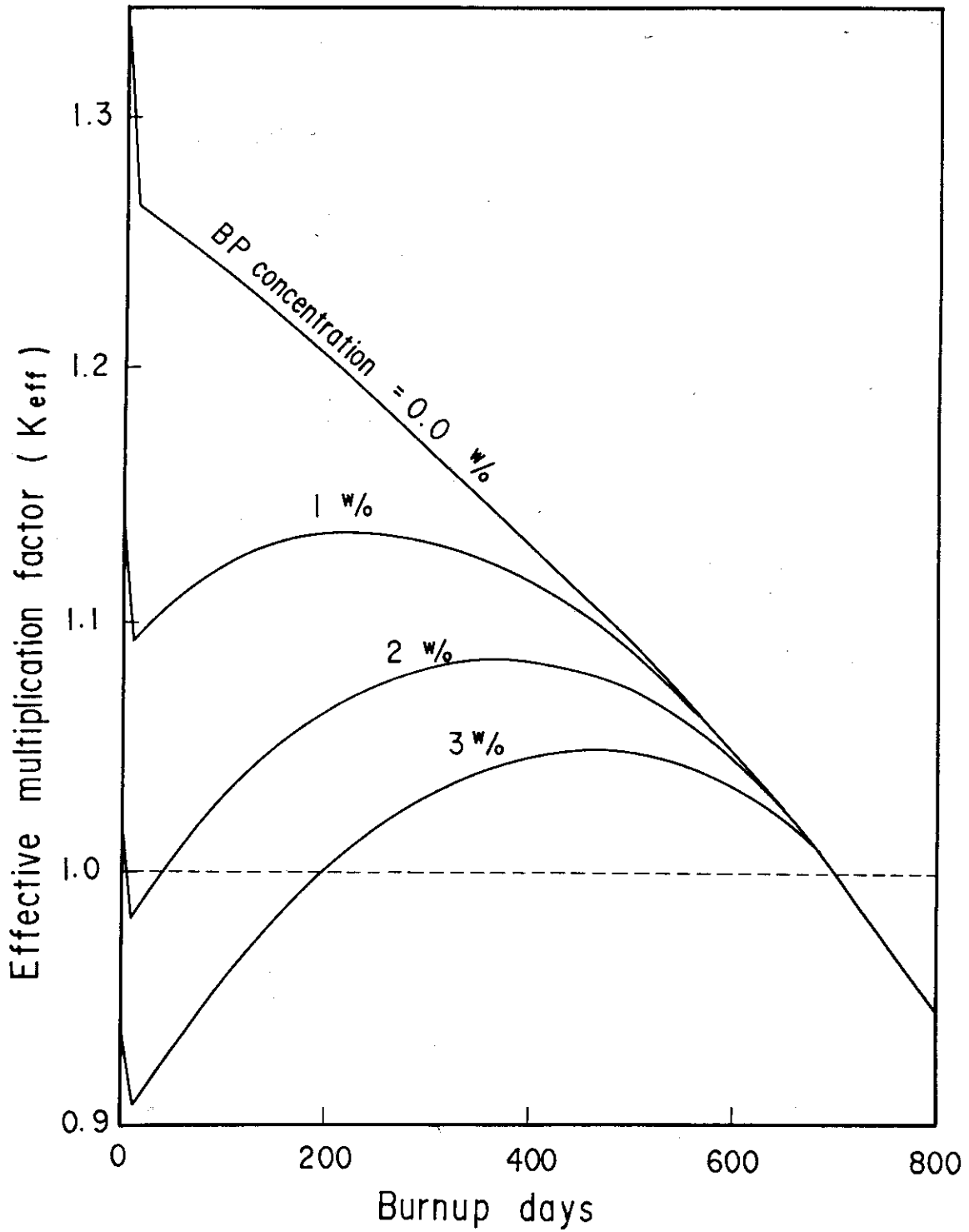


Fig. 4.16 Depletion curves of fuel cell for four different burnable poison concentrations

5. 炉心特性解析

第4章の燃料設計より設定された諸元のペブル・イン・ブロック燃料から成る高性能炉心を構成し、炉心特性の検討を行う。なお、炉心特性検討より得られた結果は Table 3.1 に示してある。

5.1 核特性

第4章の検討で設定された諸元をもつ燃料を用い数種の炉内可燃性毒物分布の異なる炉心を構成し、炉停止余裕及び炉内出力分布の観点から適切な炉心を選定し、この最適炉心について反芯度収支、出力分布、燃焼度、高速中性子照射量等の核特性解析を行った。

5.1.1 解析手法及び計算モデル

炉心計算は、ブロック・スミア・モデルで行うものとし、燃料ブロックに対する平均巨視断面積の算出は、4.3.1節で示した燃料格子モデルに従い格子燃焼計算コード DELIGHT-6 を用いて行った。格子計算では中性子スペクトル計算、共鳴積分計算、格子平均巨視断面積の算出は熱中性子群20群、速中性子群20群の合計40群で行った。この40群の格子平均断面積を6群に縮約して、これを炉心計算に使用した。中性子スペクトル計算に用いる減速材温度及び燃料温度は、本検討が概念検討であるという観点から計算を簡単にするため1組とし、各々 927 K 及び 1273 K とした。

制御ブロック及び制御棒が挿入されている制御ブロックの平均巨視断面積は原研熱中性子炉標準コードシステム SRAC⁶⁾ に内蔵されている衝突確率法を用いて求めた。衝突確率法の計算は DELIGHT-6 の場合と同様に熱中性子群20群、速中性子群20群の合計40群で行い、これを更に6群に縮約し炉心計算に用いた。制御ブロック及び制御棒の断面図を Fig. 5.1 に示す。

炉心計算は3次元核熱結合炉心燃焼特性解析コード CITATION-DEGA⁷⁾ を用いて、6群3次元(Tr-Z) 1/6モデルで行った。軸方向及び径方向の炉心メッシュ区分と物質領域区分の炉心モデルを Fig. 5.2 及び Fig. 5.3 に示す。なお、Fig. 5.2 に示されているウラン濃縮度及び可燃性毒物装荷量は最適炉心のものである。炉停止余裕は、3次元(Tr-Z) 1/6炉心モデルの結果を全炉心平面モデルの計算結果により補正した。解析手順を Fig. 5.4 に示す。

5.1.2 炉内可燃性毒物装荷分布

取り扱う燃料濃縮度種類数を少なくするため、ウラン濃縮度 20 w/o の燃料を1種のみ使用し、軸方向出力分布の調整は、可燃性毒物の濃度の異なる燃料を用いて行った。本検討が概念検討であるという観点から径方向出力分布の平坦化の検討は行わず、径方向の可燃性毒物装荷は一様装荷とし、また使用する可燃性毒物の濃度は 0, 1, 2, 3 w/o の4種のみとし、これらの濃度の中間の値は使用しないことにした。燃料内の可燃性毒物濃度を軸方向に変化させた A, B, C, D, E の5ケースについて制御棒を挿入しない状態での燃焼に伴う実効増倍率の変化を炉心計算

より求め、炉停止余裕、炉心出力分布及び燃焼度の観点から最適なケースを選定することとした。各ケースの軸方向の可燃性毒物濃度分布及び燃焼に伴う実効増倍率の変化をFig. 5.5に示す。軸方向に可燃性毒物濃度が2w/oの燃料を一様に分布させたAタイプでは初期の実効増倍率が1.0以下であるため炉心は臨界に達しない。上2段に可燃性毒物を含まない燃料を使用し、下2段に可燃性毒物濃度が3w/oの燃料を使用した炉心タイプBでは、初期の実効増倍率が高くなり制御棒による反応度制御が困難となる。タイプCの初期の実効増倍率は十分に低く抑えられているが、燃焼が進むにつれて実効増倍率が増大し燃焼140日目において最大値に達する。このように燃焼中期において著しく実効増倍率が増加しているケースでは、燃焼中期の炉停止余裕が少なくなるものと考えられる。タイプD及びEは、ほぼ同じ燃焼特性を有しているが、タイプEの方がタイプDに比べ初期の実効増倍率が低いいため炉停止余裕が高く取れるものと考えられる。以上の検討より、初期の実効増倍率が十分に低く、また炉心上部の出力密度が高くなるよう燃料の可燃性毒物濃度が炉心上部で小さく、炉心下部で大きい体系で、さらに十分な燃焼日数の達成の観点からタイプEの軸方向可燃性毒物装荷方法を本高性能炉心に採用することとした。

5.1.3 炉停止余裕

ペブル・イン・ブロック炉心の反応度収支をTable 5.1に示す。表中の値は燃焼初期及び運転中で制御棒が最も炉心内に深く挿入される燃焼開始後248日目においてXeが燃料中に存在しない冷温状態を基準にしたものである。燃焼初期及び燃焼開始後248日目の可燃性毒物が無い状態の炉心余剰反応度は、各々37.5% $\Delta K/K$ 及び23.6% $\Delta K/K$ である。制御棒反応度値誤差(10%)、可燃性毒物反応度補償誤差(10%)、実効増倍率誤差(1% $\Delta K/K$)及び温度効果による反応度変化分の計算誤差(10%)等を炉心余剰反応度に加えると制御すべき反応度は各々42.6% $\Delta K/K$ 及び27.6% $\Delta K/K$ となる。これに対して、燃焼初期及び燃焼開始後248日の全制御棒及び可燃性毒物による制御可能反応度の合計は69.8% $\Delta K/K$ 及び54.3% $\Delta K/K$ であるから、各々27.2% ΔK 及び26.7% ΔK の十分な炉停止余裕が得られていることがわかる。

スタックロッド基準とその状態での炉停止余裕に関する設計基準は、いかなる炉心状態^{*}にあっても最大反応度値をもつ1対の制御棒が挿入不能な場合にも、0.01 ΔK_{eff} 以上の余裕をもって原子炉を停止でき、且つ未臨界を維持できることである。即ち、スタックロッド基準では、最大反応度値をもつ1対の制御棒に加え任意の制御棒が1対引き抜かれた状態においても0.01 ΔK_{eff} 以上の余裕をもって原子炉を停止することができ、かつ未臨界の状態に維持することができなければならない。代表的ケースとして隣接する2対の反射体制御棒が挿入不可能になった状態及び1対の中心制御棒及び1対の反射体制御棒が挿入不可能になった場合の炉停止余裕をTable 5.2に示す。スタック状態の制御棒反応度値は、CITATION-DEGAによる3次元(Tr-Z)1/6炉心モデルの計算結果を2次元全炉心三角メッシュモデルの計算結果を用いて補正して求めた。この結果より、炉停止余裕の観点から最もきびしいと考えられる燃焼初期及び燃焼開始後248日目においてもスタックロッド基準を十分満足していることがわかる。

なお本検討は炉心の成立性についての概念検討を目的としているため、後備停止系の反応度補

* 本設計では、任意の1対の制御棒がスタンドパイプ破損事故等で引き抜かれる状態等を考慮した。

償の検討は行わなかった。

5.1.4 出力分布

本高性能炉心における運転時の反応度変化（燃焼及び Xe 蓄積）の補償はすべて制御棒で行うこととした。そのため、制御棒の挿入深さが燃焼とともに変わることにより、軸方向及び径方向出力分布が変化する。制御棒の挿入パターンは中心制御棒及び全ての反射体制御棒の挿入レベルを同じく保ち、反応度の補償を行うこととした。このため中心制御棒と反射体制御棒間の相互の挿入度を調整することによる径方向出力分布の平坦化は行わない。燃焼初期から燃焼末期までの全制御棒の挿入深さの変化を、Fig. 5.6 に示す。燃焼開始数日後に制御棒が引き抜かれるのは主に Xe の蓄積によるものである。燃焼開始後 248 日目は、可燃性毒物が燃焼することによって反応度が最も回復する時期であり全燃焼期間を通して制御棒挿入深さが最も深くなる。

燃焼日数が 0 日、248 日、550 日の最高局所径方向出力ピーキングが発生する領域の軸方向出力分布を Fig. 5.7 に示す。軸方向出力分布の重心は、燃焼初期から燃焼 248 日までの制御棒が次第に深く挿入される期間において炉心下部へ移動し、その後燃焼末期までの制御棒が引き抜かれる期間では炉心上部へ移動する。

径方向出力分布は、燃料カラムごとに形成される各チャンネル毎の分担出力およびチャンネルを 1/6 に分割した領域における局所出力ピーキングとして表わした。燃焼日が 0 日、248 日、及び 550 日の各チャンネル毎の分担出力及び局所出力ピーキングを各々 Fig. 5.8、Fig. 5.9 及び Fig. 5.10 に示す。各チャンネル毎の分担出力は運転期間を通してほとんど変化することはない、第 1 チャンネルは 1.02～1.03、又、第 2 チャンネルは 0.97～0.98 程度である。局所出力ピーキングも運転期間を通してほとんど変化することはない、第 1 チャンネル中の制御カラムに接する領域で常に最大局所ピーキングが発生し、その値は 1.13～1.16 程度である。また最小局所出力ピーキングは、常に第 2 チャンネル中の第 1 チャンネルに接する領域に発生し、その値は 0.92～0.96 程度である。径方向出力分布の特徴として、各チャンネルの分担出力は平均化されているが、チャンネル内の局所出力ピーキング間に比較的大きい差が生じていることが挙げられる。

運転期間中の最大出力密度は 15.5 W/cm^3 であり燃焼末期に炉心上部に発生する。なお、これは 4.2.1 節で述べた球状燃料の構造健全性上の制限値 $80 \sim 100 \text{ W/cm}^3$ を十分下まわるものである。

5.1.5 燃料炉内滞在時間及び燃焼度並びに高速中性子照射量

制御棒を挿入しない状態の炉心燃焼特性計算結果（Fig. 5.5 タイプ E）から、運転を実効増倍率が $1.01 K_{\text{eff}}$ となる時点において停止するとした場合、燃焼日数は 500 日となることが見込まれる。しかしながら実際に制御棒を挿入し臨界調整を行った計算では制御棒を挿入しない場合の燃焼日数より 1 割程度延びその達成可能な燃焼日数は約 550 日となるものと考えられる。稼働率を 80% とすれば燃料内滞在時間は 688 日となる。

燃焼日数 550 日での炉心平均燃焼度はウラン装荷量が 170 kg であり炉心出力が 30 MW であるから、約 97 GWd/t となる。また最高燃焼度の燃料体は第 1 チャンネルの第 3 段目のブロックに発生し、その値は 134 GWd/t である。第 1 及び第 2 チャンネルの軸方向燃焼度分布を Fig.

5.11に示す。第1及第2チャンネルの軸方向燃焼度分布は殆ど同じであり、径方向の燃焼度分布はほぼ均一であることがわかる。

炉内における高速中性子照射量 ($E > 0.1 \text{ MeV}$) の最大値は、第1チャンネルの第3ブロックに発生し、その値は約 $2.4 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ である。この最大高速中性子照射量が発生する領域を通る軸方向及び径方向の高速中性子照射量分布を各々 Fig. 5.12 及び Fig. 5.13 に示す。なお、これは4.2.1節で述べた球状燃料の高速中性子照射量の制限の目安値 $6 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ を十分下まわるものである。

5.2 熱流力特性

核計算から得られた炉内出力分布に基づいて、炉心圧力損失、炉内有効流量及び燃料最高温度等の熱流力特性を求める。なお本炉心の主要な熱流力特性は Table 3.1 に示してある。

燃料温度評価では、最大径方向ピーキングが発生する第1チャンネル及び同チャンネル内の最大径方向局所ピーキングが発生する1/6ブロック領域の燃料最高温度を各燃焼ステップごとに評価する。この領域における軸方向出力密度を Table 5.3 及び Table 5.4 に示す。炉心有効流量割合は、Fig. 5.14 に示す炉心圧力損失と炉心有効流量割合の関係から求めることとし、本炉心での炉心圧力損失は燃焼期間を通して約 24 KPa ではぼ一定であるから、炉内有効流量割合は約70%とした。

ペブル・イン・ブロック燃料を積み重ねた燃料カラムは、1つの冷却チャンネルを構成しており、燃料ブロック内で冷却材ヘリウムの水平方向の混合と、それによる冷却材ヘリウム温度の平坦化が期待される。しかしながら、現段階では燃料ブロック内の冷却材ヘリウムの混合率についての解析手法が確立されていないので、冷却材ヘリウムが水平方向に完全混合する場合と、全く混合しない場合に分けて検討を行った。

燃焼に伴う燃料最高温度変化を Fig. 5.15 に示す。冷却チャンネル内で冷却材ヘリウムが完全に混合するとした場合のケースとして、第1チャンネル内で水平方向に平均化した出力密度から成る軸方向出力分布を用いて燃料温度を計算する場合をケースⅠとし、又、第1チャンネル内で最高径方向ピーキングが発生する領域 (Fig. 5.8, Fig. 5.9, Fig. 5.10 参照) における軸方向出力分布を用いて燃料温度を計算する場合をケースⅡとした。さらにケースⅡの最大径方向ピーキングが発生する軸方向出力分布を用い冷却材ヘリウムがチャンネル内で全く混合しないとした場合をケースⅢとした。球状燃料内の最高温度は、燃焼後248日に発生し、CaseⅠ、Ⅱ及びⅢの方法で評価した燃料最高温度は、各々 1203°C 、 1222°C 及び 1295°C である。燃料温度評価値としては最も現実的な CaseⅡの方法より得られた 1222°C を炉心の燃料最高温度とした。なお、本検討では球状燃料表面から黒鉛バスケット内壁への輻射による燃料温度の低下効果は含めていない。

燃焼248日における軸方向温度分布を Fig. 5.16 に示す。燃料最高温度はいずれのケース (CaseⅠ～Ⅲ) も炉心出口に発生している。

Table 5.1 Reactivity control (ΔK)

Items	Reactivity [$\% \Delta k/k$]	
	0 day	248 days
Temperature defect	4.6	4.6*
Xe decay	3.3	3.3*
Burnup	29.6	15.7
Uncertainty	5.1	4.0**
Total reactivity to be controlled	42.6	27.6
Reactivity controlled by		
control rods	49.0	49.1
burnable poison	20.8	5.2
Total controllable reactivity	69.8	54.3
Shutdown margin	27.2	26.7

* Same data of 0 day are used.

** The uncertainties of control rod and burnable poison worth, temperature defect and effective multiplication factor are included.

Table 5.2 Shutdown margin for 2 rod-pair stuck condition

Stuck condition	Shutdown margin [$\% \Delta k/k$]	
	0 Burnup day	248 Burnup days
All rods except 2 neighboring reflector rod pairs are inserted	8.5	7.9
All rods except a reflector rod pair and a center rod pair are inserted	2.9	2.3

Table 5.3 Thermal power distribution (channel average)

Burn up days		0	8	128	248	368	488	
RPF		1.0237	1.0222	1.0244	1.0248	1.0210	1.0175	
Axial power distribution	top	1	3.99	4.82	1.05	0.85	3.52	13.55
		2	5.80	7.31	1.51	1.22	5.17	13.90
		3	8.82	9.24	2.31	1.81	7.94	13.55
		4	10.07	10.38	3.66	2.70	9.69	12.58
		5	10.18	10.53	5.96	4.09	10.37	11.20
		6	10.33	10.67	7.97	6.56	10.20	9.50
		7	10.38	10.62	9.63	8.47	9.73	8.06
		8	10.24	10.35	10.90	9.77	9.18	6.93
		9	9.90	9.86	11.77	10.66	8.66	6.06
		10	9.38	9.17	12.24	11.27	8.22	5.40
		11	8.68	8.30	12.28	11.70	7.90	4.91
		12	7.79	7.27	11.84	11.98	7.67	4.56
		13	6.55	5.98	10.87	12.18	7.58	4.36
		14	5.60	4.94	9.62	12.00	7.39	4.19
		15	4.77	4.08	8.34	11.45	7.06	4.01
		bottom	16	4.20	3.52	7.39	10.66	6.66
Remarks								
RPF: radial power peaking factor								

Table 5.4 Thermal power distribution (channel peak)

Burn up days		0	8	128	248	388	488	
RPF	1	1.158	1.159	1.153	1.139	1.131	1.135	
Axial power distribution	top	1	3.82	4.81	0.99	0.81	3.37	15.12
		2	5.77	8.12	1.43	1.16	5.16	15.51
		3	9.78	10.42	2.21	1.72	8.82	15.12
		4	12.04	11.75	3.65	2.59	10.91	14.03
		5	11.69	12.02	6.65	4.09	11.70	12.49
		6	11.89	12.19	9.03	7.30	11.45	10.60
		7	11.93	12.13	10.91	9.53	10.88	8.99
		8	11.75	11.82	12.35	10.98	10.22	7.73
		9	11.36	11.26	13.34	11.96	9.61	6.76
		10	10.75	10.47	13.87	12.63	9.11	6.02
		11	9.94	9.47	13.92	13.11	8.76	5.48
		12	8.92	8.29	13.45	13.43	8.51	5.09
		13	7.53	6.85	12.41	13.71	8.44	4.87
		14	6.45	5.67	11.01	13.56	8.25	4.67
		15	5.49	4.69	9.58	12.98	7.91	4.43
		bottom	16	4.83	4.04	8.47	12.10	7.48
Remarks								
RPF: radial power peaking factor								

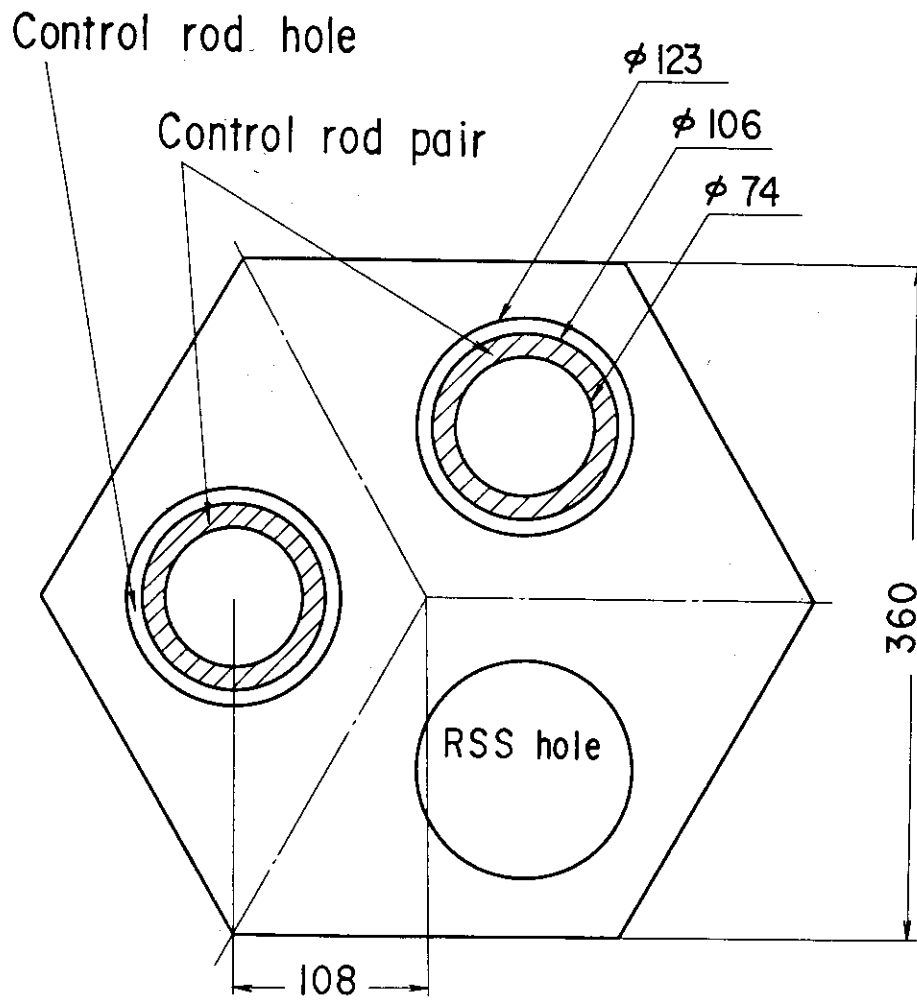


Fig. 5.1 Control column with inserted control rod pair

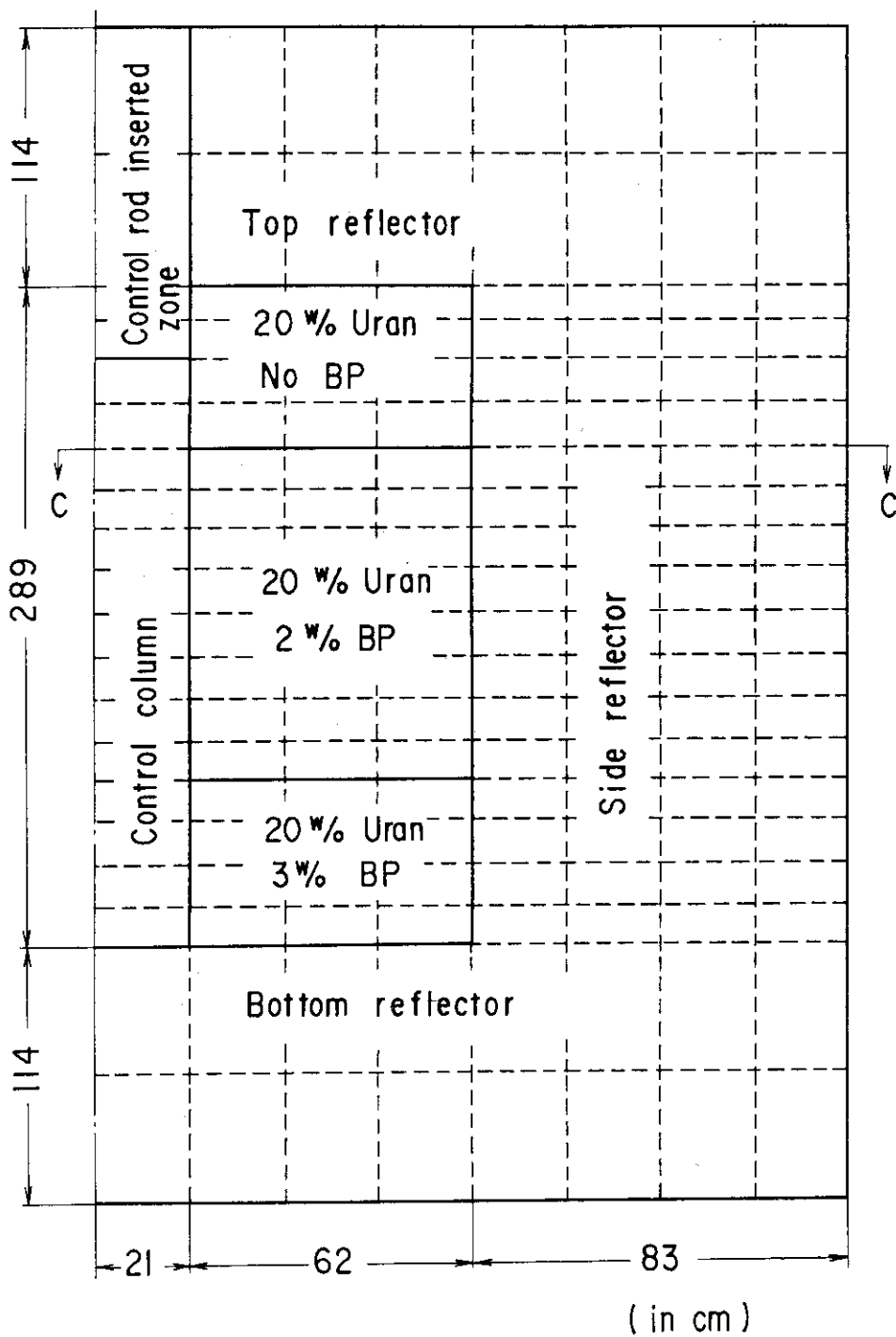


Fig. 5.2 Vertical mesh model and material zone (along A-A' in Fig. 5.3)

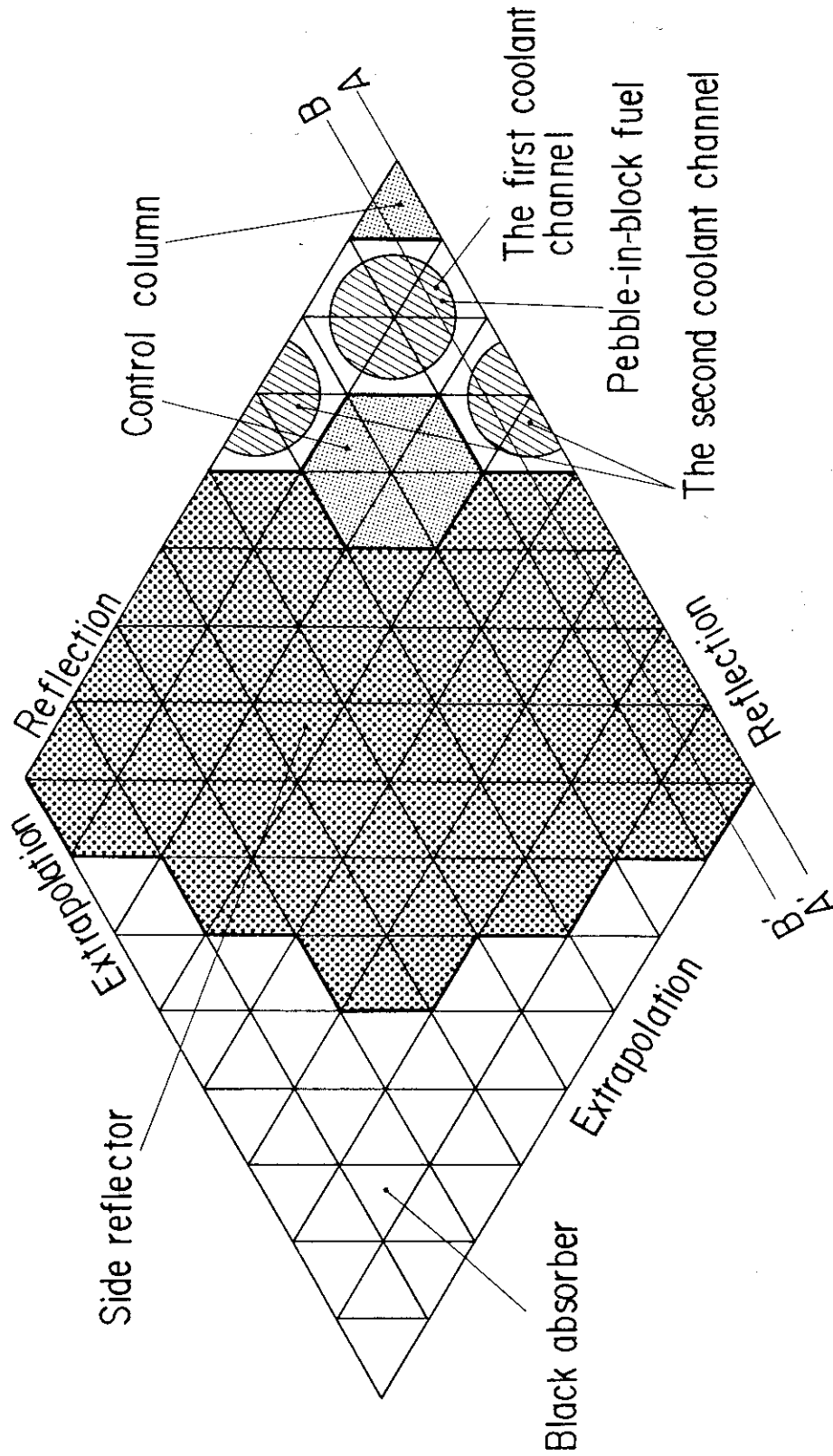


Fig. 5.3 Horizontal mesh model and material zone (along C-C' in Fig. 5.2)

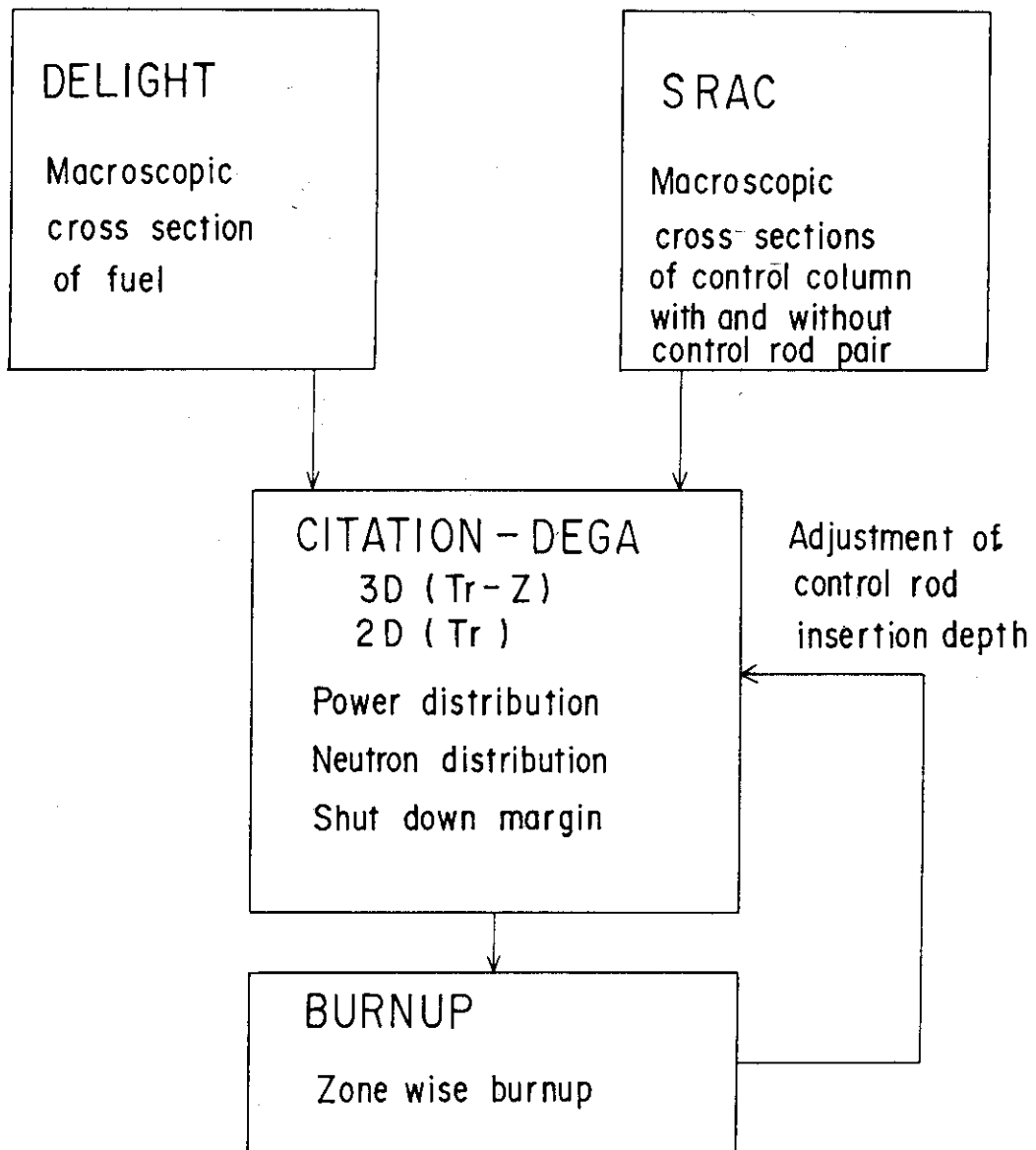


Fig. 5.4 Flow of nuclear analysis and code names

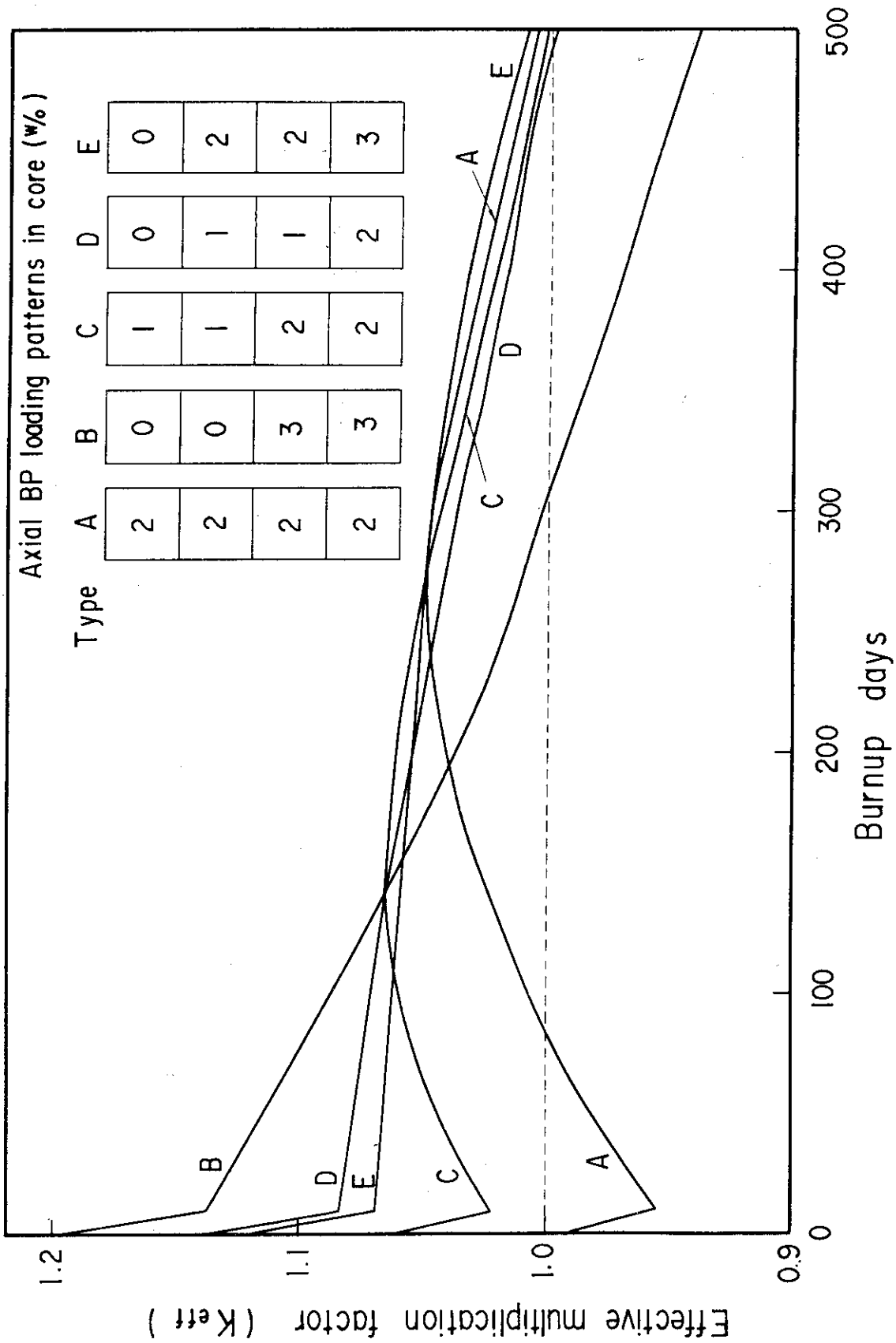


Fig. 5.5 Depletion characteristics for different BP loading patterns in core

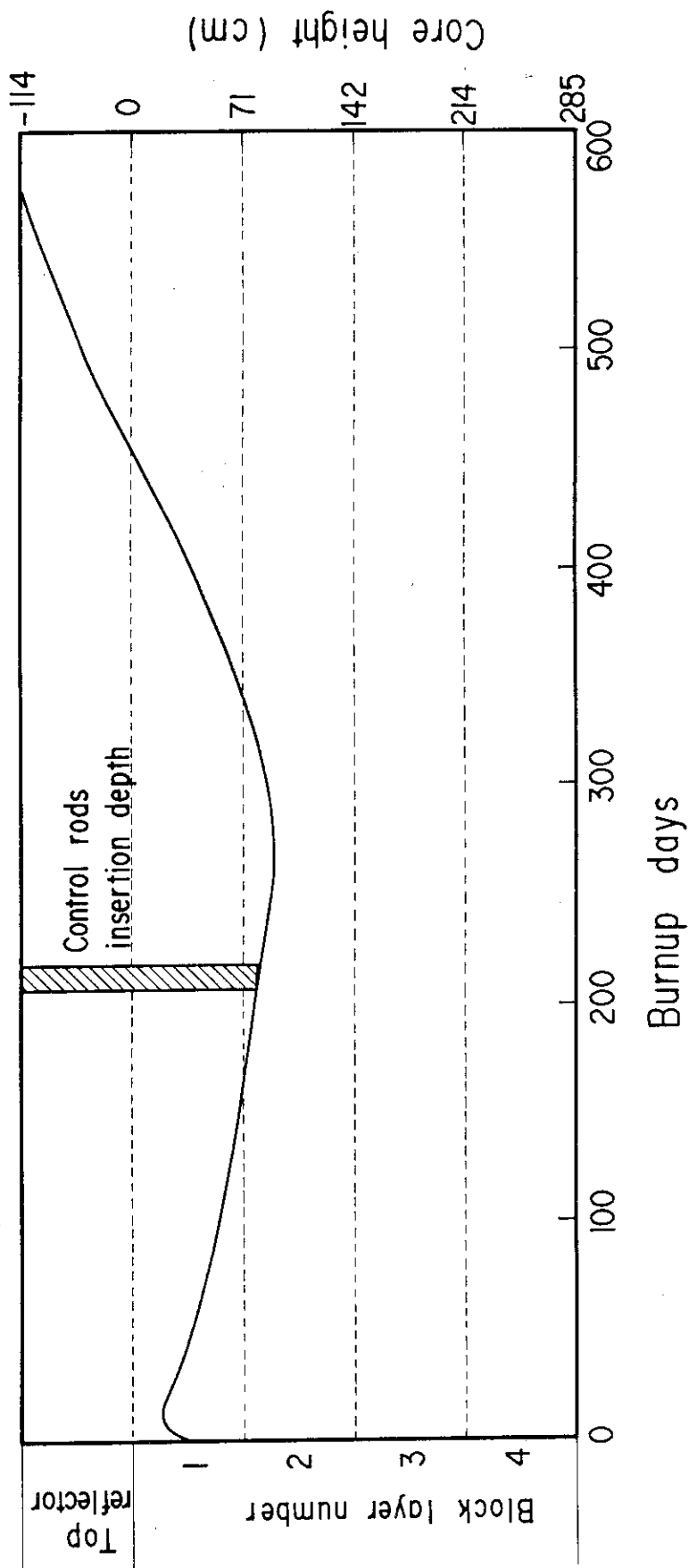


Fig. 5.6 Relation between control rods insertion depth and burnup days

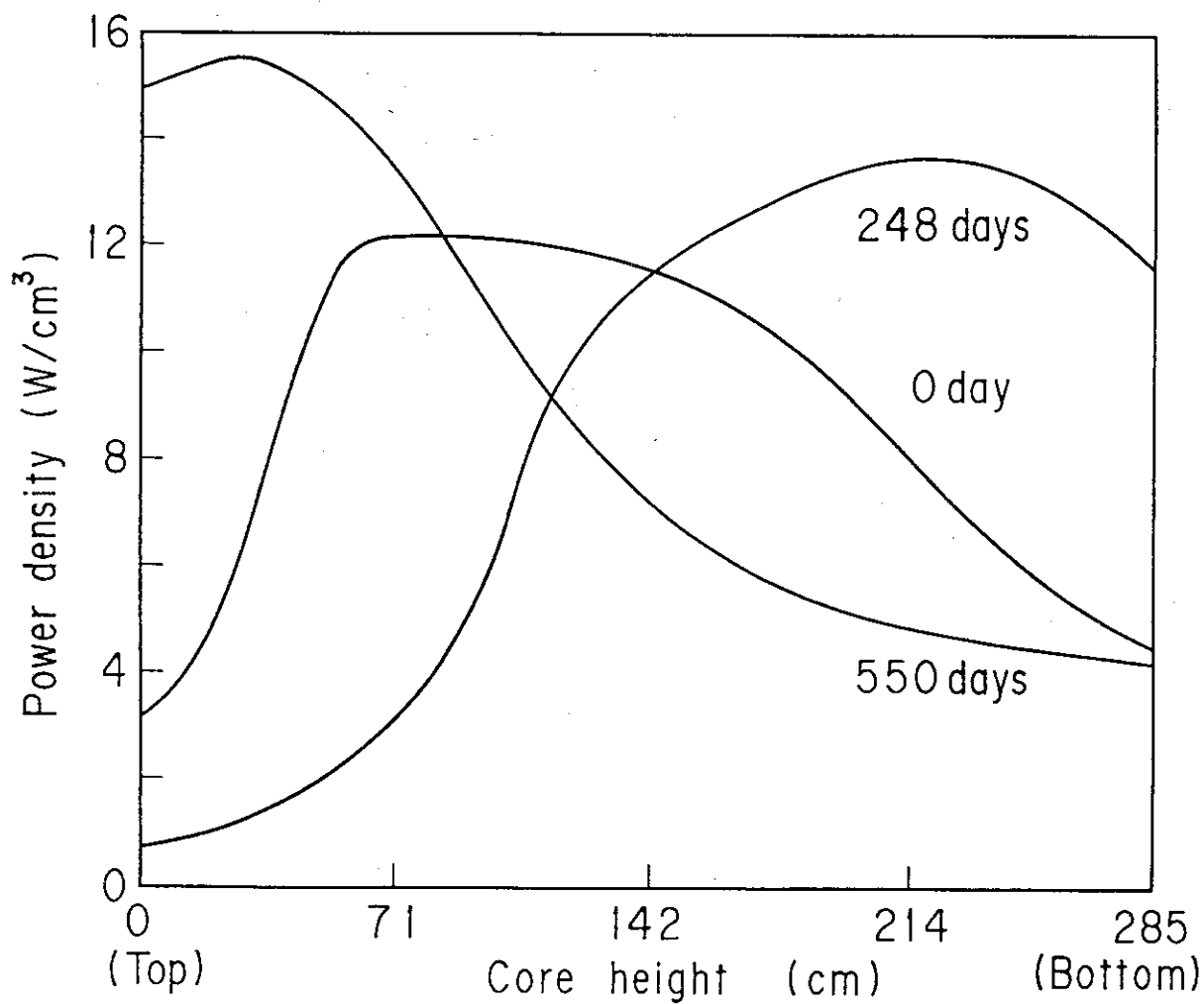
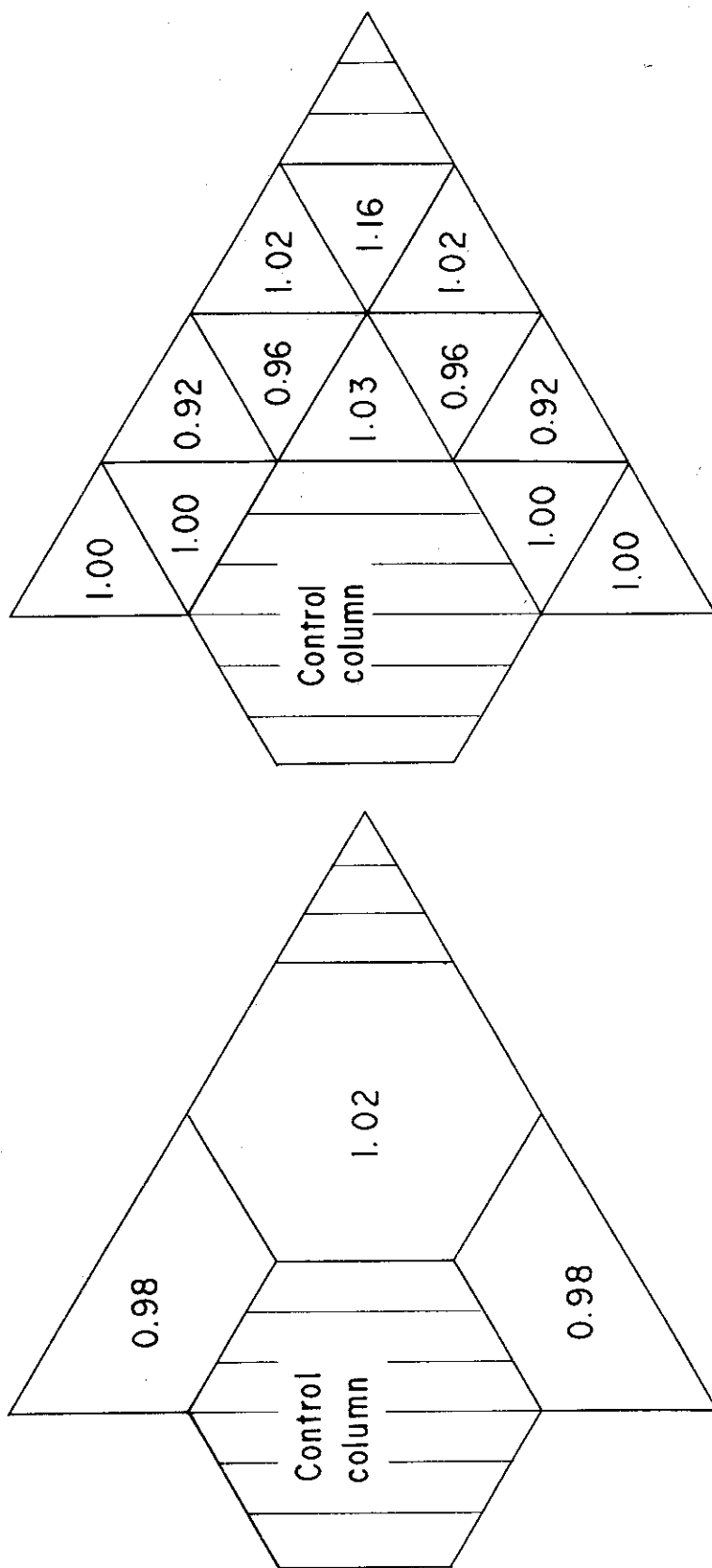
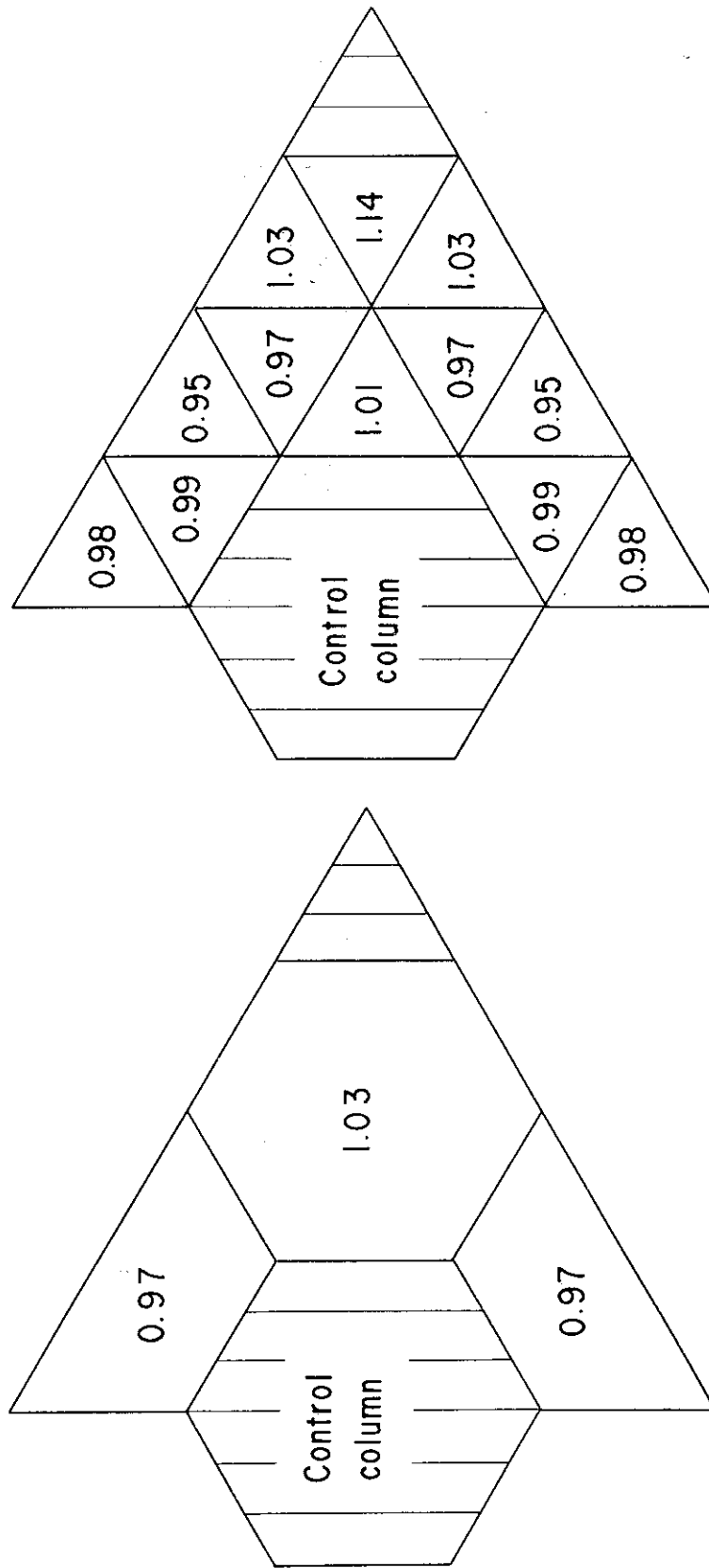


Fig. 5.7 Axial power distribution



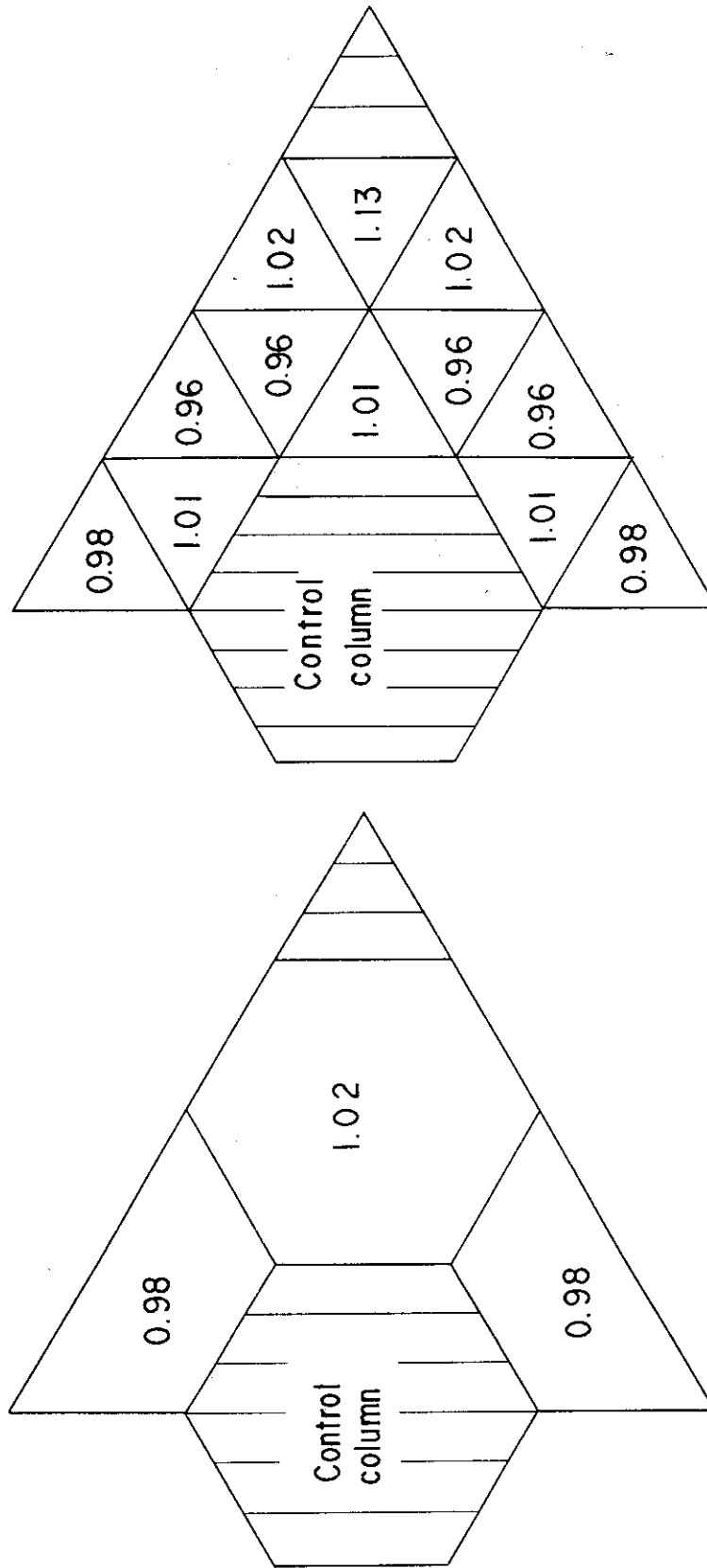
(a) Channel average power peaking (b) Local power peaking

Fig. 5.8 Radial power peaking (0 burnup day)



(a) Channel average power peaking (b) Local power peaking

Fig. 5.9 Radial power peaking (248 burnup days)



(a) Channel average power peaking (b) Local power peaking

Fig. 5.10 Radial power peaking (550 burnup days)

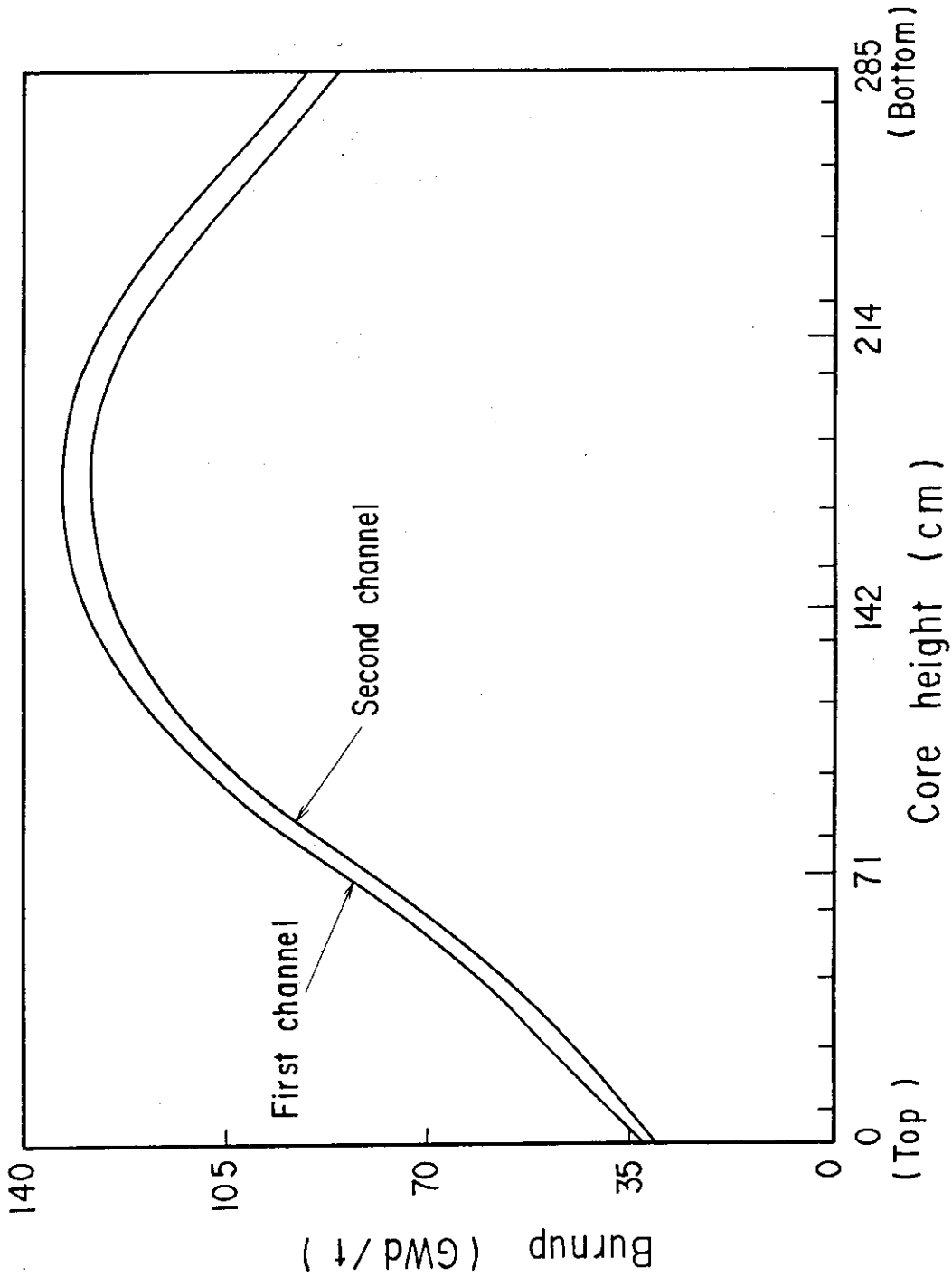


Fig. 5.11 Axial burnup distribution (550 burnup days)

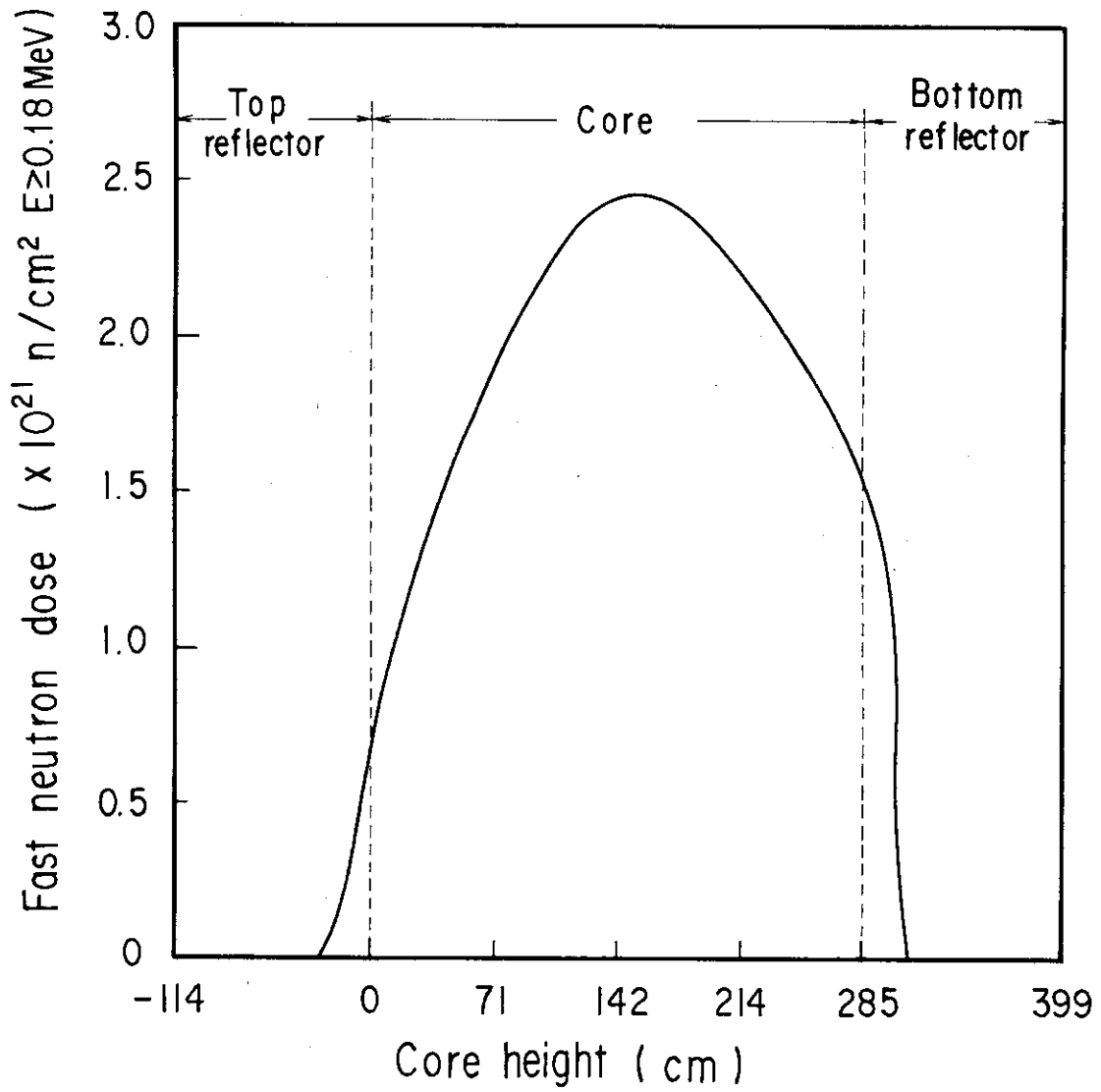


Fig. 5.12 Axial fast neutron dose distribution after 550 burnup days

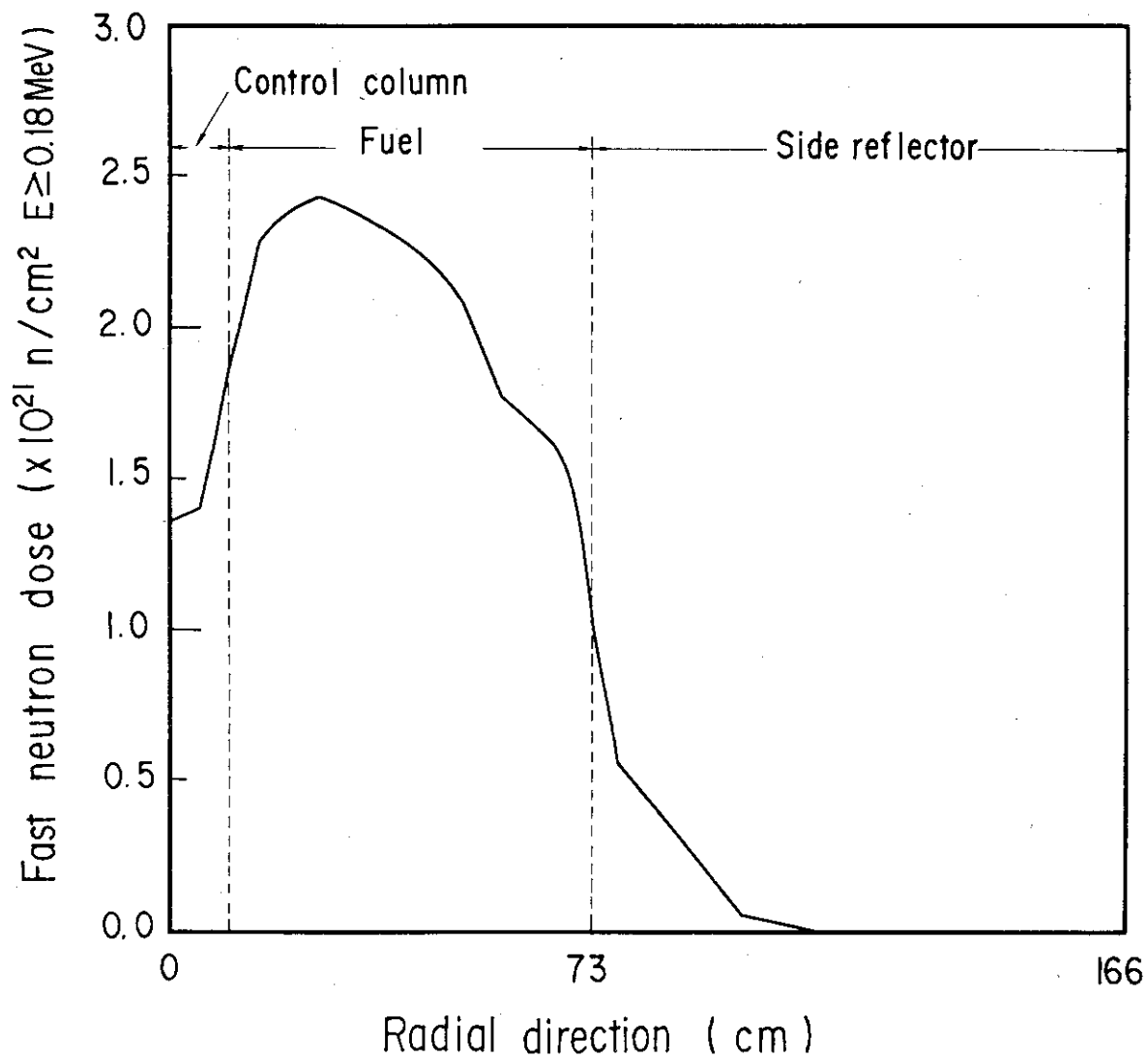


Fig. 5.13 Radial fast neutron dose distribution after 550 burnup days (Cross section B-B' in Fig. 5.3)

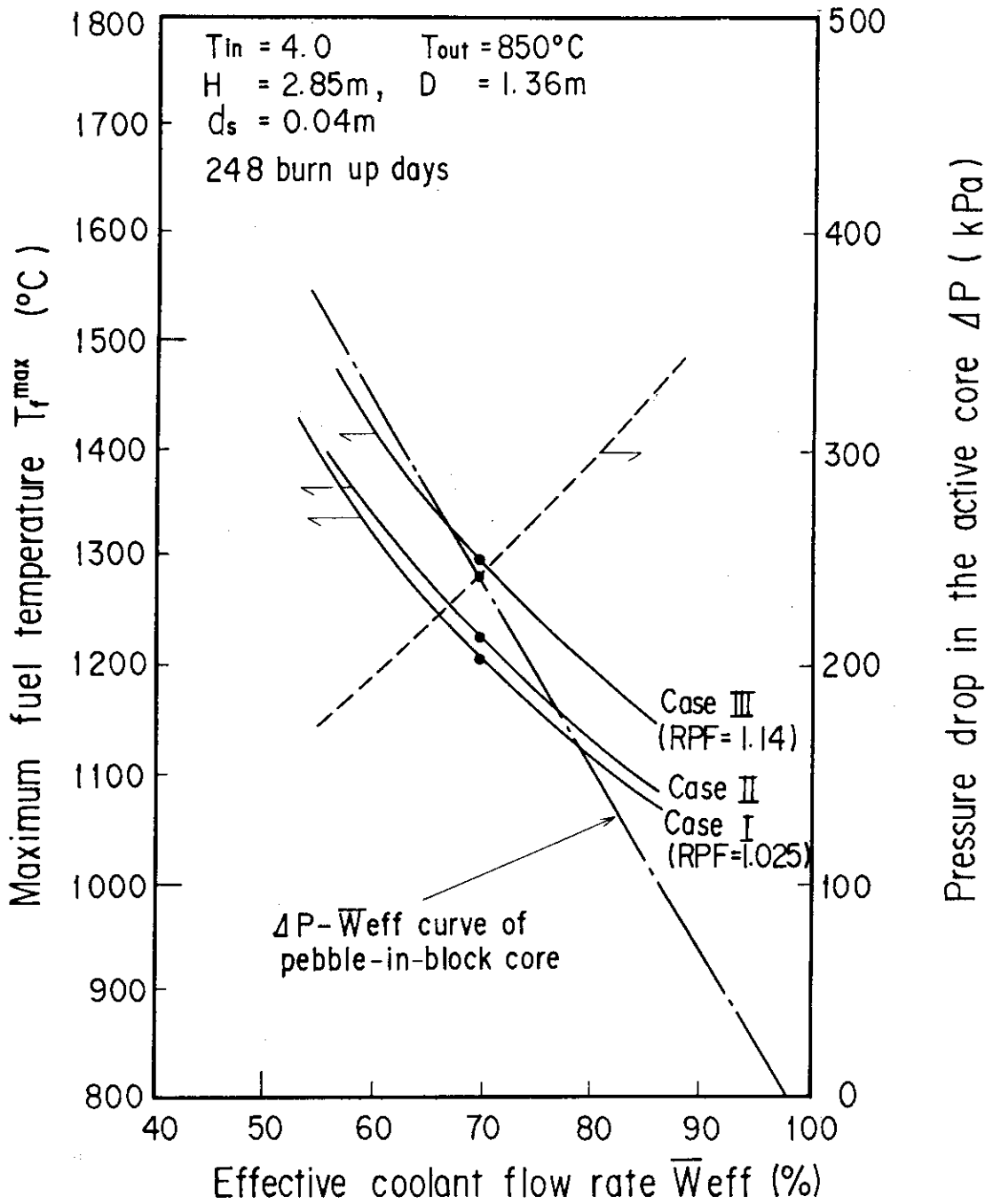


Fig. 5.14 Relation among maximum fuel temperature, effective coolant flow rate and pressure drop in the active core. Symbol "•" shows T_f^{\max} at each case

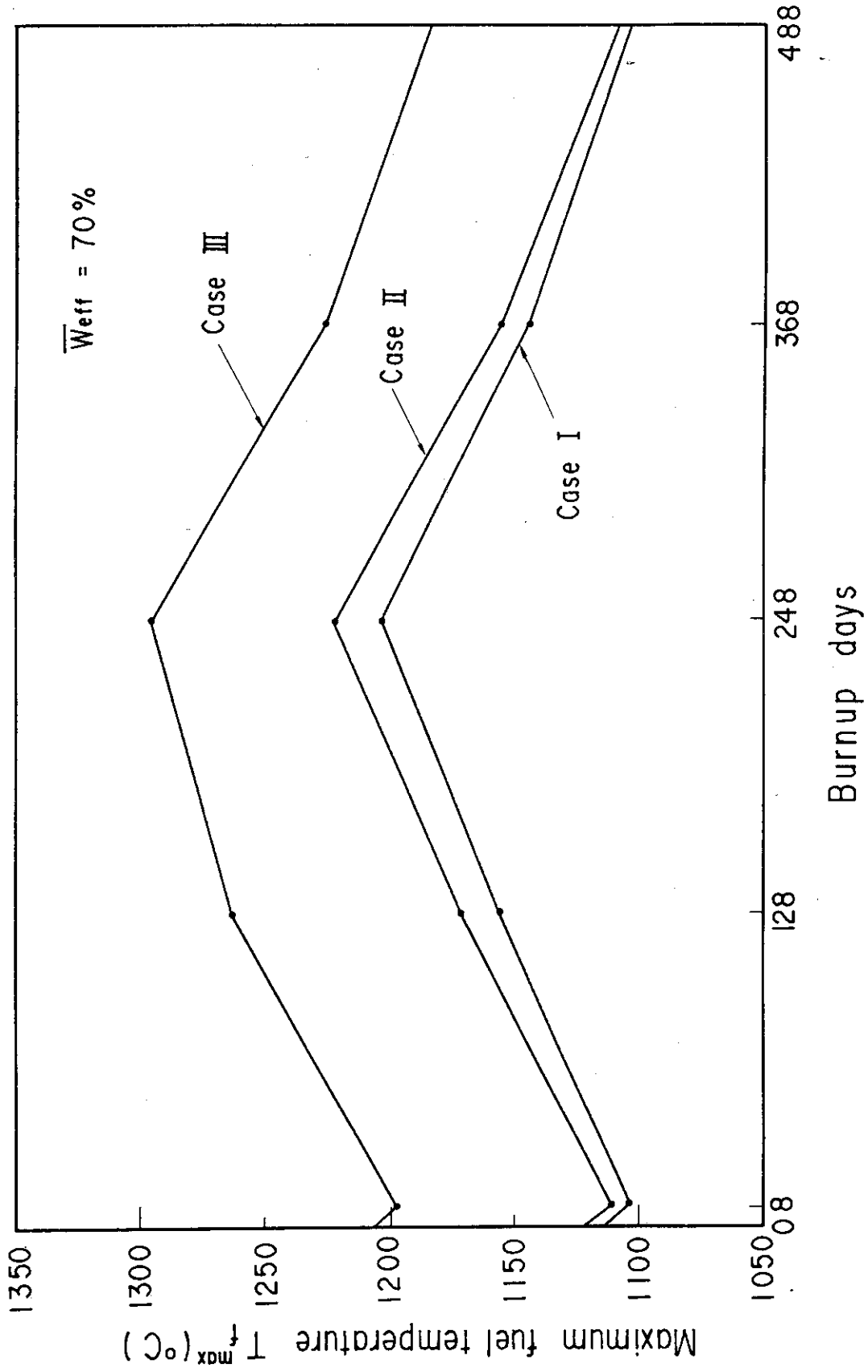


Fig. 5.15 Maximum fuel temperature vs. burnup days

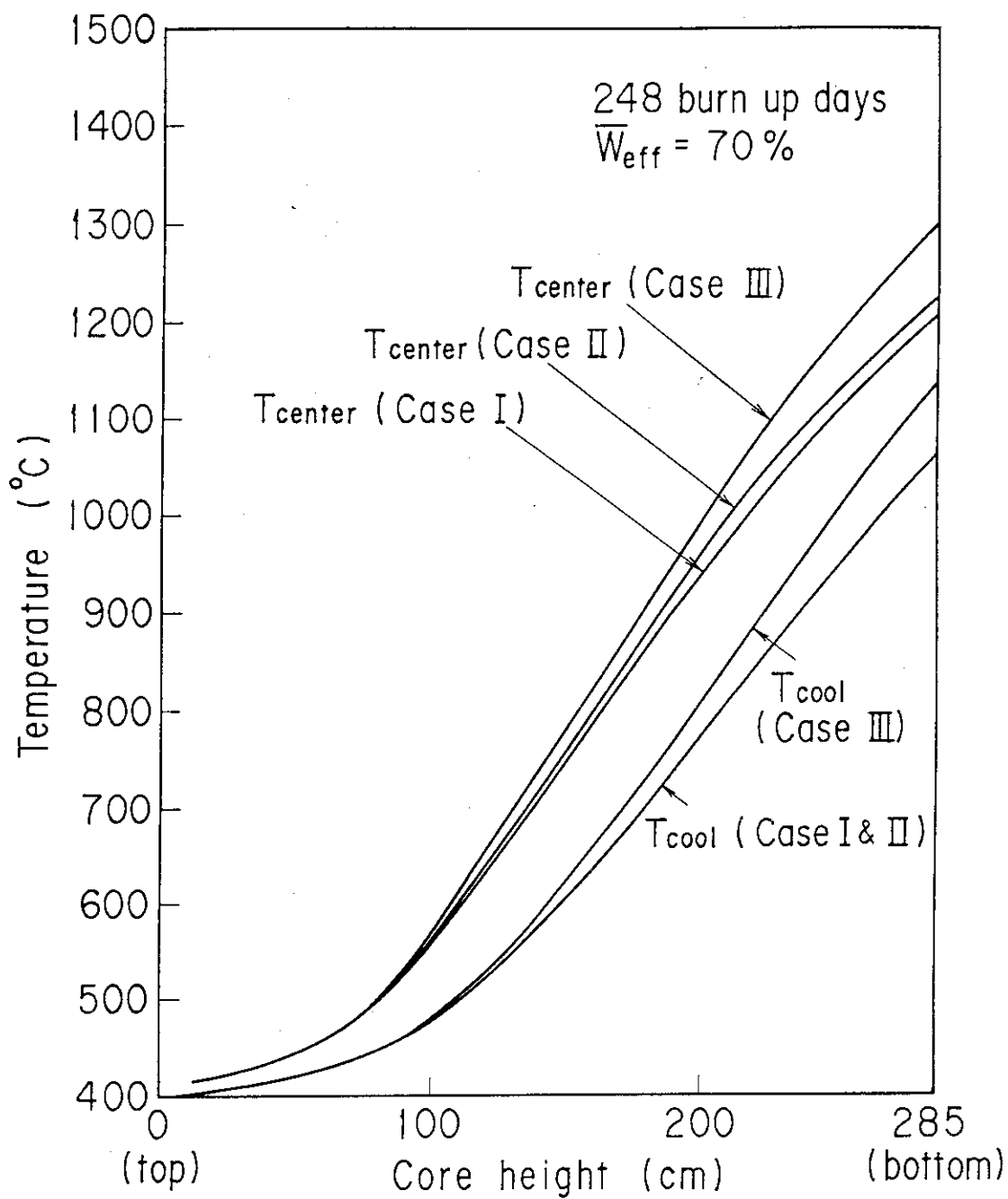


Fig. 5.16 Axial temperature distribution of fuel (R=0.7 cm) and coolant

6. 結 言

機械的健全性及び核熱特性の観点からペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能炉心の設計検討を行い、さらにこの燃料を高性能高温工学試験研究炉に用いた場合の炉心概念検討を行った。その結果、炉心平均燃焼度、炉心平均出力密度及び最高高速中性子束等の炉心の諸特性が増大した高性能高温工学試験研究炉の炉心の概略的な成立性を見通しを得た。高性能高温工学試験研究炉と従来の高温工学試験研究炉の主要諸元の比較を Table 6.1 に示す。高性能高温工学試験研究炉の炉心平均出力密度は従来の高温工学試験研究炉の約3倍の7.2 W/cc となっており、5～10 W/cc の高性能炉心の達成目標値を十分満足するものである。炉心平均燃焼度は、達成目標値100～200 GWd/t よりわずかながら小さく97 GWd/t となっているがほぼ達成目標値を満足している。また、この炉心平均燃焼度は、従来の高温工学試験研究炉の22 GWd/t の約4.5倍となっている。高速中性子照射試験で重要となる最大高速中性子束は 6.7×10^{13} n/cm²・s で高温工学試験研究炉の 2.2×10^{13} n/cm²・s の約3倍となっている。

最後に、今後このペブル・イン・ブロック燃料を用いた高性能高温工学試験研究炉の炉心概念の詳細検討を行う上で必要と考えられる検討項目を以下に示す。

(1) 核特性

(i) 可燃性毒物諸元

本高性能炉心では、燃焼中期に反応度回復が生じるためこの時期に制御棒を最も炉心深く挿入することになる。このため、炉心下部の出力密度が高くなり、これに伴ない燃料温度が高くなる。そこで燃料マトリックス内の可燃性毒物の諸元の最適化及び炉内の可燃性毒物濃度の炉内分布の再検討を行い燃焼中期の反応度回復を極力低く抑えることが望ましい。

(2) 熱流動特性

(i) 圧力損失

圧力損失の評価は全炉心が球状燃料から成り立っている場合の値から換算検討して求めており、精度の高い評価のためには、チャンネル壁の効果及びその周辺の空隙率の変化に伴う圧力損失の効果を検討する必要がある。

(3) 機械特性

(i) 球状燃料

本高性能炉心の球状燃料は、THTR 炉の熱応力及び高速中性子照射量を目安値に概略検討を行ったが、いずれの目安値も十分に下まわるものである。詳細な設計を行うに当たっては、照射に伴う熱応力、照射応力、寸法安定性等について照射に伴う材料特性の変化を考慮して検討する必要がある。

(ii) 黒鉛バスケット

高性能炉心の観点からは、黒鉛バスケットの肉厚をできる限り薄くして余剰黒鉛を少なくする必要がある。そのためにはより詳細な熱応力、照射応力、地震応力に対する検討が必要であろう。

Table 6.1 Design data comparison between UHTTR and HTTR

Items		UHTTR	UTTR
Thermal power	MW	30	30
Effective core diameter	cm	136	230
Core height	cm	285	290
Mean power density	w/cm ³	7.2 (5)*	2.5
Outlet coolant temperature	°C	850 (850)*	850
Number of enrichments		1	12
Burnup	GWd/t		
Max.		134	33
Mean		97 (100)*	22
Fast neutron flux (E>0.1 MeV)×10 ¹³ /cm ² ·s			
Max.		6.7	2.2
Mean		2.4	1.2
Core pressure drop	MPa	0.026	0.007
Max. fuel temperature (nominal)	°C	1222	1190

* Desired minimum value of UHTTR

謝 辞

本検討を進めるに当り、高温工学試験研究炉開発部原子炉建設室副主任研究員新藤隆一氏より貴重な助言をいただき深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) V. Brinkman, et al., "Research and development work in HTR fuel fabrication, fuel performance, and spent fuel treatment in the FRG", BNS Conf. on Gas Cooled Reactor Today (1982)
- 2) Assoziation EURATOM/BBC-Krupp/KFA, Sicherheitsbericht das THTR Propotyp 300 MWe (1969)
- 3) Arbeitsgemeinschaftl Versuchs-Reactor AVR, "Sicherheitsbericht für das Atom-Versuchskraftwerk Jülich", (1965)
- 4) 大洗研究所高温工学試験研究炉設計室, 東海研究所高温工学部, 東海研究所燃料・材料工学部; 高温工学試験研究炉の黒鉛構造設計方針, JAERI-M 89-006 (1989)
- 5) 山下清信, 新藤隆一; 高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6 (Revised)
- 6) TSUCHIHASHI, K., TAKANO, H., HORIKAMI, K., ISHIGURO, Y., KANEKO, K., HARA, T., SRAC: JAERI Thermal Reactor Standard Code System for Reactor Design and Analysis, JAERI-1285 (1983)
- 7) 高野誠, 平野光将, 鈴木邦彦, 中野鴻, 川崎光弘; CITDEGA 3次元核熱結合炉心燃焼特性解析コード-使用手引書-, JAERI-M 85-048, (1985)

謝 辞

本検討を進めるに当り、高温工学試験研究炉開発部原子炉建設室副主任研究員新藤隆一氏より貴重な助言をいただき深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) V. Brinkman, et al., "Research and development work in HTR fuel fabrication, fuel performance, and spent fuel treatment in the FRG", BNS Conf. on Gas Cooled Reactor Today (1982)
- 2) Assoziation EURATOM/BBC-Krupp/KFA, Sicherheitsbericht das THTR Propotyp 300 MWe (1969)
- 3) Arbeitsgemeinschaftl Versuchs-Reactor AVR, "Sicherheitsbericht für das Atom-Versuchskraftwerk Jülich", (1965)
- 4) 大洗研究所高温工学試験研究炉設計室, 東海研究所高温工学部, 東海研究所燃料・材料工学部; 高温工学試験研究炉の黒鉛構造設計方針, JAERI-M 89-006 (1989)
- 5) 山下清信, 新藤隆一; 高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6 (Revised)
- 6) TSUCHIHASHI, K., TAKANO, H., HORIKAMI, K., ISHIGURO, Y., KANEKO, K., HARA, T., SRAC: JAERI Thermal Reactor Standard Code System for Reactor Design and Analysis, JAERI-1285 (1983)
- 7) 高野誠, 平野光将, 鈴木邦彦, 中野鴻, 川崎光弘; CITDEGA 3次元核熱結合炉心燃焼特性解析コード-使用手引書-, JAERI-M 85-048, (1985)

付録A 炉心有効流量評価

詳細にはペブル・イン・ブロック炉心の流路網モデルを作成して、流路網解析コードで計算し、炉心有効流量を求めるが、本報では、従来の解析例やマルチホール炉心の概略熱性能^(脚注)を参考にして、以下のような概略的な炉心有効流量評価を行った。

(1) 前提条件

- a) 1カラム一体型で、クロス流れは無い。
- b) 7対の制御棒の冷却に必要な流量は0.27 kg/s以上とする。
- c) 漏れ流量は原子炉出入口部差圧に比例する。
- d) 炉心をバイパスする流量は制御棒冷却流量と漏れ流量の和とする。
- e) 炉心有効流量は全流量から炉心をバイパスする流量を差し引いた値とする。

(2) 評価式

炉心有効流量割合 \bar{W}_{eff} は、熱出力30 MW炉心(出力密度が7.2 MW/m³の場合、次式で与えられる。

$$\bar{W}_{eff} = 0.98 - 1.2 \Delta P$$

上式はFig. 4.3における炉心有効流量割合と炉心圧力損失の関係(流量配分曲線)であり、この曲線と図中の破線($\bar{W}_{eff} - \Delta P$ の関係)との交点が得られる炉心有効流量割合である。すなわち、直径4 cm燃料の場合、 ΔP は0.24 KPa、 \bar{W}_{eff} は約70%となる。

(脚注) 村上知行, 私信

$$C_3 = -\frac{q r_1^3}{3 \lambda_2 r_2}$$

λ_1 ; 燃料領域の熱伝導率

λ_2 ; 黒鉛

q ; 燃料領域の発熱量 (単位時間, 単位体積当り)

2. シェル型燃料の熱応力

Fig. 4.1 (b)のシェル型燃料球の熱応力分布 (σ_r, σ_θ) は次式により計算される。

$0 \leq r \leq r_0$ の場合

$$\sigma_r = \frac{2E\alpha}{1-\nu} \left(A - \frac{1}{r^3} \int_0^r T_0(r) r^2 dr \right)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ B + \frac{1}{r^3} \int_0^r T_0(r) r^2 dr - T_0(r) \right\}$$

$r_0 \leq r \leq r_1$ の場合

$$\sigma_r = \frac{2E\alpha}{1-\nu} \left\{ A + \frac{1}{r^3} \left(\int_0^{r_0} T_0(r) r^2 dr + \int_{r_0}^r T_1(r) r^2 dr \right) \right\}$$

$$\sigma_\theta = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ B + \frac{1}{r^3} \left(\int_0^{r_0} T_0(r) r^2 dr + \int_{r_0}^r T_1(r) r^2 dr \right) - T_1(r) \right\}$$

$r_1 \leq r \leq r_2$ の場合

$$\sigma_r = \frac{2E\alpha}{1-\nu} \left\{ A - \frac{1}{r^3} \left(\int_0^{r_0} T_0(r) r^2 dr + \int_{r_0}^{r_1} T_1(r) r^2 dr + \int_{r_1}^r T_2(r) r^2 dr \right) \right\}$$

$$\sigma_\theta = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ B + \frac{1}{r^3} \left(\int_0^{r_0} T_0(r) r^2 dr + \int_{r_0}^{r_1} T_1(r) r^2 dr + \int_{r_1}^r T_2(r) r^2 dr - T_2(r) \right) \right\}$$

(B-2)

ここで,

$$A = \frac{1}{r_2^3} \left(\int_0^{r_0} T_0(r) r^2 dr + \int_{r_0}^{r_1} T_1(r) r^2 dr + \int_{r_1}^{r_2} T_2(r) r^2 dr \right)$$

$$B = 2A$$

$T_0(r)$; 内部黒鉛領域半径方向の温度分布

$T_1(r)$; 燃料

$T_2(r)$; 外部黒鉛

また, $T_0(r), T_1(r), T_2(r)$ は次式により与えられる。

$$T_0(r) = C_0$$

$$T_1(r) = -\frac{q r^2}{6 \lambda_2} - \frac{C_1}{r} + C_2$$

$$T_2(r) = -\frac{C_3}{r} + C_4$$

ここで,

$$C_0 = \frac{q}{3\lambda_2 r_2} (r_0^3 - r_1^3) - \frac{q}{\lambda_1} \left(-\frac{r_1^2}{6} - \frac{r_0^3}{3r_1} + \frac{r_0^2}{2} \right) - \frac{q}{3\lambda_2} \left(\frac{r_0^3}{r_1} - r_1^2 \right)$$

$$C_1 = \frac{q r_0^3}{3\lambda_1}$$

$$C_2 = C_0 + \frac{q r_0^2}{2\lambda_1}$$

$$C_3 = \frac{q}{3\lambda_2} (r_0^3 - r_1^3)$$

$$C_4 = q \left\{ \frac{1}{\lambda_1} \left(-\frac{r_1^2}{6} - \frac{r_0^3}{3r_1} + \frac{r_0^2}{2} \right) + \frac{1}{3\lambda_2} \left(\frac{r_0^3}{r_1} - r_1^2 \right) \right\} + C_0$$

λ_1 ; 燃料領域の熱伝導率

λ_2 ; 黒鉛

q ; 燃料領域の発熱量 (単位時間, 単位体積当り)

なお, 球状燃料のみで炉心を構成した場合の中央型及びシェル型燃料の球の熱応力及び平均出力密度 (球状燃料1個当たりの出力 $\times 0.6$ /球状燃料の体積) について Fig. B1, B2 に示す。

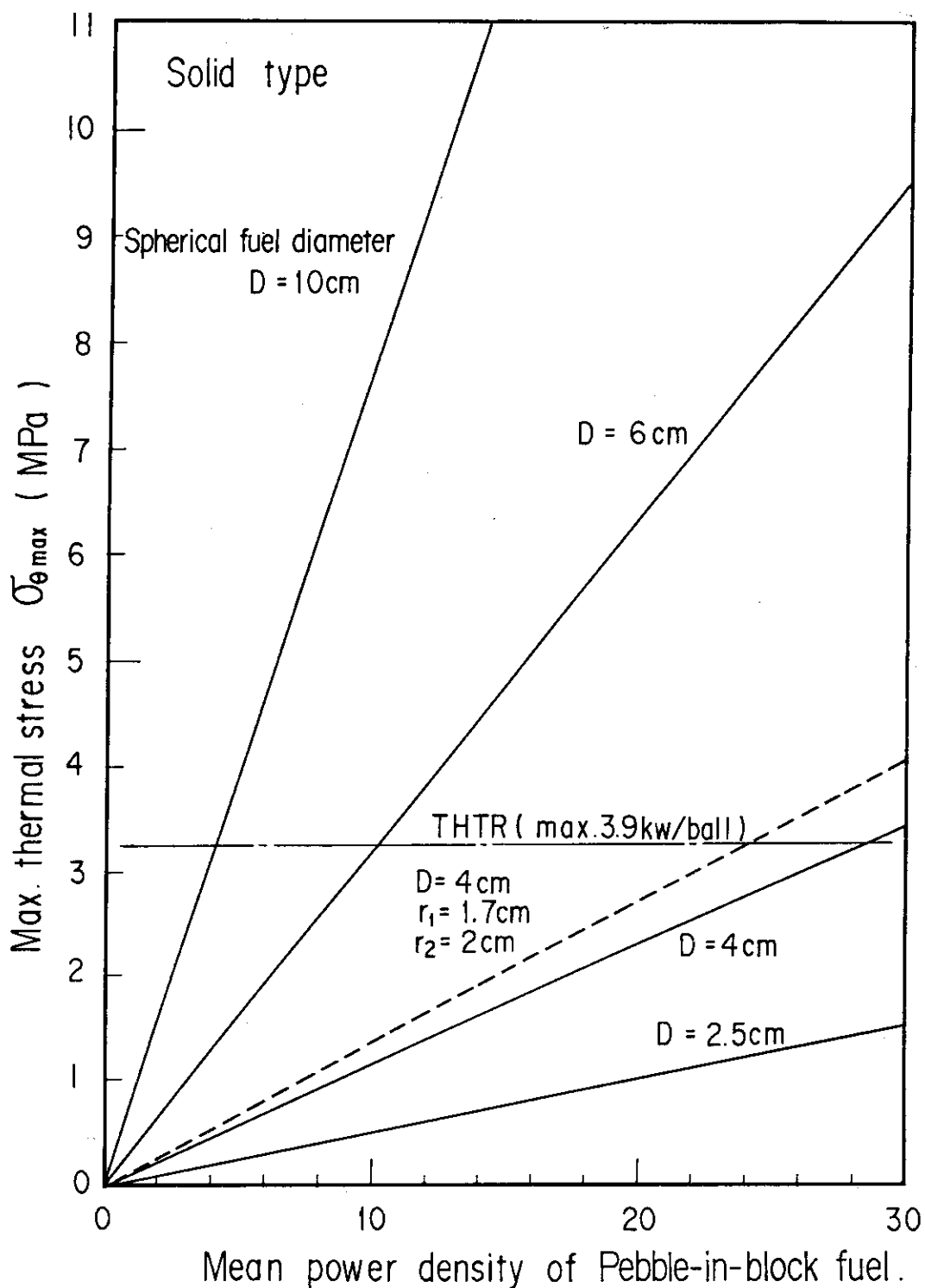


Fig. B.1 Maximum thermal stress of solid type spherical fuel in graphite basket

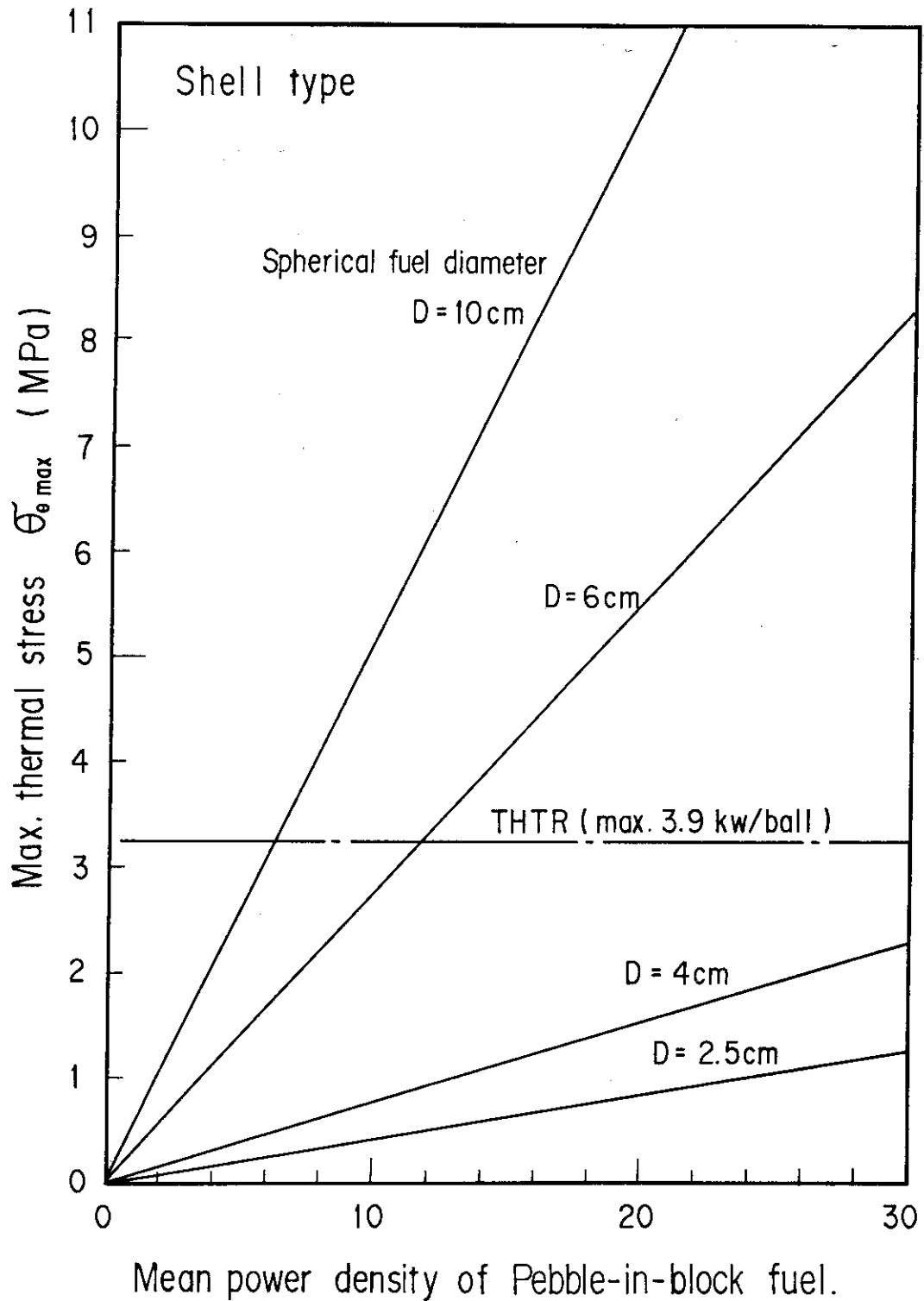


Fig. B.2 Maximum thermal stress of shell type spherical fuel in graphite basket

付録C 西独 THTR 炉の球状燃料の最大熱応力の評価

西独 THTR 炉の球状燃料に発生する最大熱応力は、THTR 炉の最高出力が 3.9 KW/ball の条件を用いて、算出した。Appendix B の (B-1) 式により計算した結果を Fig. C1 に示す。図中 σ_θ は円周方向の応力、 σ_r は半径方向の応力、 ΔT は球状燃料の外表面との温度差を示す。また一点鎖線は本高性能炉心用のシェル型の球状燃料で、THTR 炉の中実タイプのものより熱応力的には有利な形状である。同図より THTR 炉の球状燃料の最大熱応力は 3.25 MPa と評価した。なお、計算に用いた材料物性値等の条件は以下の通りである。

- 材料物性値； THTR 炉の球状燃料に用いられている A3-3 黒鉛²⁾ のものを使用する。

熱伝導率 λ ; 0.37 W/cm \cdot K (1000 °C)

ヤング率 E ; 9.7 GPa

熱膨張率 α ; 3.45×10^{-6} 1/K (20 °C ~ 500 °C)

ポアソン比 ν ; 0.15

- 計算モデル；中実型の球状燃料

(球の直径 6 cm, 燃料マトリックス領域の外径 5 cm)

- 燃料領域発熱量； $q = 59.6$ W/cc

(THTR 炉の最高出力 3.9 KW/ball より算出)

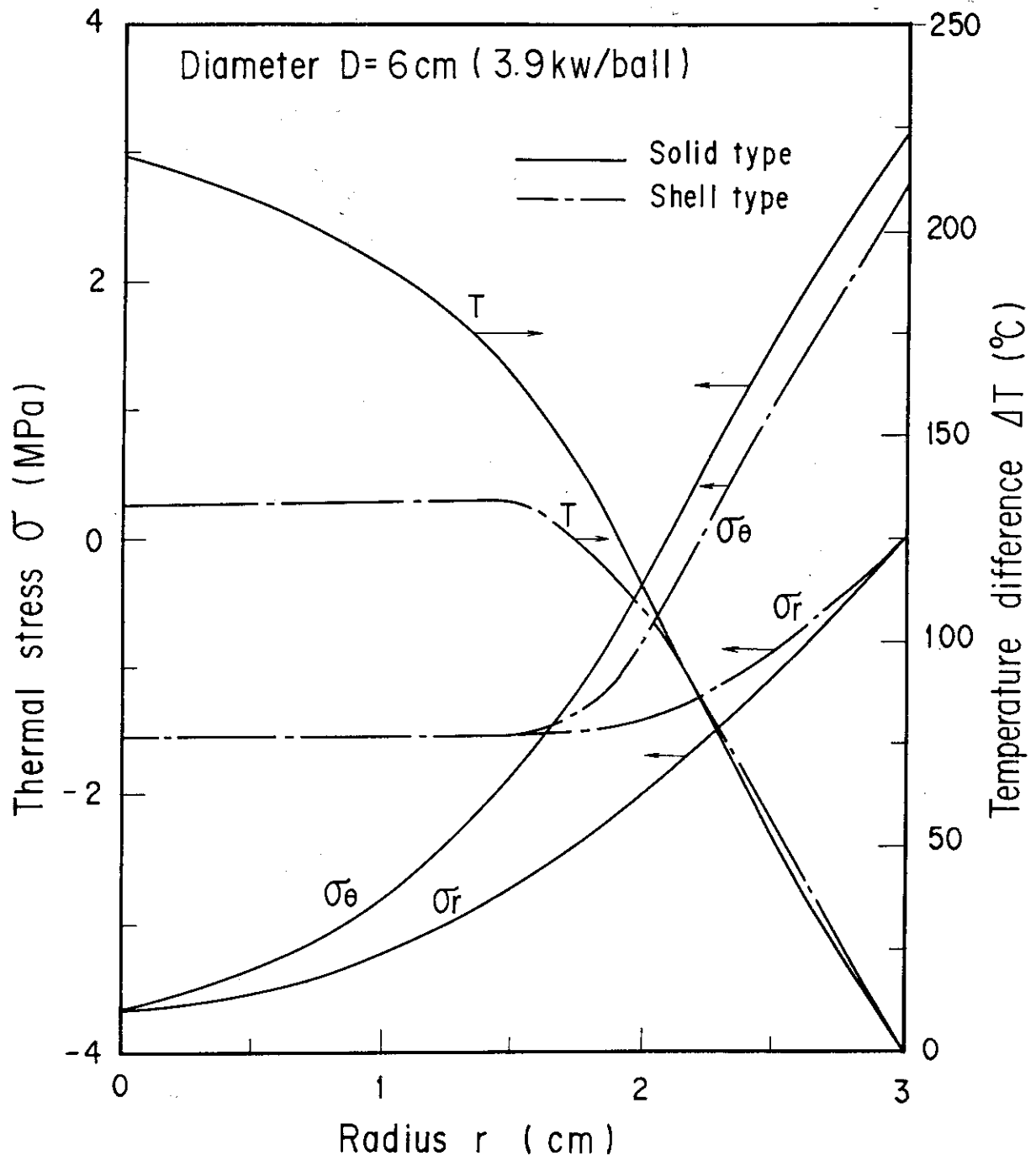


Fig. C.1 Temperature and thermal stress distribution of solid and shell type spherical fuel (diameter 6 cm)