

JAERI-M

9036

OG L-1 照射燃料試料用黒鉛ブロックの  
温度および熱応力解析

1980年8月

湊 和生・荒井長利・福田幸朔

小林紀昭・菊池輝男・岩本多実

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

OG L - 1 照射燃料試料用黒鉛ブロックの温度および熱応力解析

日本原子力研究所東海研究所燃料工学部

湊 和生・荒井 長利<sup>+</sup>・福田 幸朔

小林 紀昭・菊池 輝男・岩本 多実

(1980年7月31日受理)

OG L - 1 燃料試料の黒鉛ブロックに対して、照射によって生じる熱応力に耐え得ることを確認する目的で、2次元有限要素法により、温度および熱応力分布の解析を行なった。本解析は、第4次および第5次OG L - 1 黒鉛ブロックのように、3本の燃料棒用孔が設けられている黒鉛ブロックを対象とし、温度条件は第4次OG L - 1 燃料試料の照射中の測定値に、黒鉛の物性値は供試材料であるIG - 1 1 黒鉛の物性値に、それぞれ基づいている。

温度分布解析の結果、黒鉛ブロックの水平断面内の温度差は、黒鉛ブロック下端から588 mm で最大となり、150.5°Cであった。また、熱応力分布解析の結果、引張応力および圧縮応力は、黒鉛ブロック下端から588 mm で最大となり、それぞれ65.9 kg/cm<sup>2</sup>、82.1 kg/cm<sup>2</sup>であった。これらの値は、静的強度のそれぞれ0.27倍、0.10倍である。したがって、黒鉛ブロックは、熱応力に対して十分な強度を有していると結論できる。

Temperature and thermal stress analyses on the graphite block of the fuel specimen for OGL-1 irradiation

Kazuo MINATO, Taketoshi ARAI<sup>+</sup>, Kousaku FUKUDA,  
Fumiaki KOBAYASHI, Teruo KIKUCHI and Kazumi IWAMOTO

Division of Nuclear Fuel Research,  
Tokai Research Establishment, JAERI

( Received July 31, 1980 )

Temperature and thermal stress distributions in OGL-1 graphite block were calculated with two-dimensional finite element method in order to confirm a mechanical integrity of the graphite block during irradiation. These analyses were performed for the graphite block of 4th and 5th OGL-1 fuel specimen (785 mm in length and 80 mm in diameter with three holes for the fuel pins) using the irradiation temperature data measured in the 4th specimen and physical property data of the IG-11 graphite.

It was found from temperature distribution analysis that the maximum temperature difference in a horizontal cross section of the graphite block, which appeared at the position of 588 mm distant from bottom, was 150.5°C. The maximum tensile stress and the maximum compressive stress obtained from thermal stress analysis were 65.9 kg/cm<sup>2</sup> and 82.1 kg/cm<sup>2</sup>, respectively. The former was 0.27 times and the latter was 0.10 times as large as the corresponding uniaxial strength of the graphite. Thus, it is concluded that the graphite block is stable against thermal stress under the normal operating conditions.

Keywords;

OGL-1 Fuel Specimen, Thermal Stress Analysis, Temperature Analysis,  
Graphite Block

---

+ Division of Power Reactor Projects

## 目 次

1.	はじめに.....	1
2.	燃料試料の伝熱解析.....	2
2.1	燃料試料の構造および解析条件 .....	2
2.2	冷却材温度分布.....	3
2.3	黒鉛ブロック内温度分布.....	4
3.	黒鉛ブロックの熱応力解析 .....	5
3.1	解析モデルと解析条件 .....	5
3.2	解析結果と検討.....	6
4.	結 論 .....	8
	謝 辞.....	8
	参考文献.....	8

## Contents

1.	Introduction .....	1
2.	Temperature analysis of the fuel specimen .....	2
2.1	Structure of the fuel specimen and the conditions for analysis .....	2
2.2	Distribution of coolant temperature .....	3
2.3	Distribution of graphite block temperature .....	4
3.	Thermal stress analysis of the graphite block .....	5
3.1	The model and the conditions for analysis .....	5
3.2	Results and discussion .....	6
4.	Conclusion .....	8
	Acknowledgement .....	8
	References .....	8

## 1. はじめに

OG L-1は、高温高圧流動ヘリウムガス雰囲気での高温ガス炉用燃料および材料の照射試験を目的として、J M T R反射体領域に取り付けられているループ照射装置である。OG L-1による照射試験は、現在、第4次燃料試料が照射中であり、これと並行して、第5次燃料試料の製作が進められている。第4次および第5次燃料試料は、同寸法、同材質のものであり、照射条件も照射サイクル数が異なるだけである。これは、Fig. 1.1に示すように、多目的高温ガス実験炉のMK-III仕様燃料などで構成されており、その照射健全性を確認することを目的としている。第5次燃料試料の照射は、以下の条件で実施する予定である。

照射期間	7原子炉サイクル(第52~第58サイクル:昭和55年10月~昭和57年2月の予定)約3500時間
最高燃焼度	約25000MWD/T
燃料最高温度	約1400°C
高速中性子照射量	約 $2.5 \times 10^{20}$ n/cm <sup>2</sup> (E ≥ 0.18 MeV)

上に示したように、これは、OG L-1燃料試料の照射試験で最も長時間の照射であり、燃焼度および燃料最高温度は、実験炉炉心の最大値を模擬する条件である。

本解析は、OG L-1の通常運転時の黒鉛ブロック内温度分布を解析するとともに、そのときの熱応力分布を解析することにより、この黒鉛ブロックが、照射による熱応力に耐え得ることを確認することを目的としている。

本解析の手順は、Fig. 1.2に示すように、3段階に分けられる。それぞれの内容および方法の概略を以下に述べる。

第1段階では、照射試験の条件をもとに、燃料試料全体の伝熱解析を行なう。これは、第2段階の黒鉛ブロック内温度分布解析に必要な燃料試料周辺の熱特性を明らかにすることを目的としている。ここでは、従来、OG L-1の静特性熱解析に使用されてきた、半径方向1次元モデルに基づく計算コード、STPDSP2<sup>(1)</sup>を用いている。

第2段階では、黒鉛ブロックの水平断面内の2次元温度分布解析を行なう。ここでは、黒鉛ブロックの1/2対称断面を対象とし、MESHGコード<sup>(2)</sup>により作成した有限要素分割に基づいて、有限要素法による2次元温度分布解析コード、DOT<sup>(3)</sup>を用いている。

第3段階では、第2段階で得られた黒鉛ブロック内温度分布に基づいて、黒鉛ブロックの2次元熱応力分布解析を行なう。この解析には、有限要素法による2次元粘弾塑性応力解析コード、TEPICC-J<sup>(4)</sup>を用いている。

本報告書では、以上の解析について、その順序に従って記述する。第2章では、第1段階の燃料試料全体の伝熱解析および第2段階の黒鉛ブロックの2次元温度分布解析について述べる。第3章では、第3段階の熱応力解析について述べるとともに、黒鉛ブロックの熱応力に関する構造健全性を検討する。

## 2. 燃料試料の伝熱解析

### 2.1 燃料試料の構造および解析条件

燃料試料の伝熱解析を行なうにあたって、まず、燃料試料の構造について説明し、つぎに、本解析に用いた冷却材流量および発熱量などの条件について述べる。

燃料試料は、Fig. 1.1 に示したように、燃料コンパクト、スリーブ、および黒鉛ブロックなどから構成されている。この燃料試料の仕様の概略をTable 2.1 に示す。燃料コンパクトは、外径24 mm、内径8 mm、長さ36 mmの中空円柱状である。これは、直径0.6 mmの球状 $UO_2$ 燃料核のまわりを熱分解炭素と炭化ケイ素で四重に被覆した直径0.92 mmの被覆燃料粒子を、充填率が30%になるように黒鉛マトリックス中に分散させ焼成したものである。この燃料コンパクト20個を、内径24.2 mm、外径30 mmの黒鉛スリーブに収め、全長790 mmの燃料棒とする。全長790 mmのうち、燃料コンパクトが入った部分の長さは、720 mmである。さらに、この燃料棒3本を黒鉛ブロックに収めてある。黒鉛ブロックは、IG-11黒鉛（東洋炭素（株））から加工した、外径80 mm、長さ785 mmの円柱で、その内部に、直径32.6 mmの燃料棒挿入用および直径8 mmのタイロッド挿入用の孔が、それぞれ120度の間隔で3本ずつ設けられている。

燃料試料は、高圧ヘリウムガス流れにより除熱される。その除熱方法の概念図をFig. 2.1 に示す。ヘリウムガスは、炉外部より内壁管と仕切管の間を燃料試料の上部から下部へ向って流れ（下降流）、炉心下部で、仕切管に設けられた孔を通してUターンし、今度は仕切管内部を上向きに流れる。上向きの流れは、黒鉛ブロックと仕切管の間の流れ（バイパス部流）と黒鉛ブロックと燃料スリーブの間の流れ（燃料部流）に分岐する。このようにして燃料試料の除熱を行なったヘリウムガスは、燃料試料上部において混合された後、炉外部へと導かれている。

バイパス部流と燃料部流の流量比は、次のように考える。すなわち、まず、燃料部の3本の流れについては、それぞれ同流量であるとする。つぎに、各流路のぬれぶち長さや流路面積をもとに、流動抵抗を計算し、それらが各流路について同一となるような流量比を求める。このことより、Fig. 2.2 に示すように、バイパス部流と燃料部流の流量比は、0.6 : 0.4となる。

燃料試料の発熱は、燃料については核発熱と $\gamma$ 発熱を考え、他の構造材については $\gamma$ 発熱を考える。これらの発熱分布は、半径方向および周方向は一様とし、軸方向には非一様とする。また、核発熱および $\gamma$ 発熱の軸方向分布は同一形とする。ただし、3本の燃料棒については、それらの出力比を考慮する。燃料棒の配置は、Fig. 1.1 に示すように、炉心側に2本（No 2とNo 3）、炉心反対側に1本（No 1）が位置している。燃料棒および黒鉛ブロックの軸方向発熱分布をFig. 2.3 に示す。

つぎに、本解析に用いた冷却材条件および発熱条件の値を以下に記す。これらの値は、OGL-1第4次燃料試料の1サイクル目（第48サイクル）における通常運転時のもので

ある。

#### 冷却材条件

圧力	29.1	kg/cmG
流量 下降流	80.2	g/s
バイパス部流	48.1	g/s
燃料部流 (1本あたり)	10.7	g/s
温度 燃料試料入口	684.7	°C
燃料試料出口混合	826.8	°C

#### 発熱条件

燃料棒出力比	No 1	0.85
	No 2	1.10
	No 3	1.05
全発熱量	燃料コンパクト	69.17 KW
	黒鉛スリーブ	0.66 KW
	黒鉛ブロック	2.28 KW

最大 $\gamma$ 発熱 1.0 w/g

つぎに、本伝熱解析で用いる黒鉛ブロックの熱伝導率と冷却孔の熱伝達率を以下に記す。なお、前者は未照射のIG-11黒鉛に対する測定値<sup>(5)</sup>に基づくもので、700~1000°Cを中心にまとめたものである。

黒鉛ブロック熱伝導率 K

$$K = 0.84 - 0.32 \times 10^{-3} t \quad \text{w/cm} \cdot ^\circ\text{C}$$

ただし、[t] = °C

冷却孔壁熱伝達率 h

$$h = \lambda \cdot Nu / De \quad \text{w/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$$

ただし、 $\lambda$  : 冷却材熱伝導率 w/cm·°C

De : 相当直径 cm

$$Nu = 0.023 \times Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \quad (\text{McAdams の式})$$

具体例

$$\text{燃料部流 (900°C のとき)} \quad h = 0.263 \quad \text{w/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\text{バイパス部流 (700°C のとき)} \quad h = 0.261 \quad \text{w/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$$

## 2.2 冷却材温度分布

黒鉛ブロック内温度分布解析を行なう際に、境界条件として必要な冷却材 (バイパス部流と燃料部流) 温度の解析について述べる。ここでは、まず、1次元モデルで燃料試料全体について解析する (STPDSP2 コード)。つぎに、その結果をもとに2次元モデルで解析し (DOT コード)、各流路の冷却材温度を得ている。

燃料試料全体の伝熱を解析する1次元モデル<sup>(1)</sup>では、以下の条件を仮定している。

1) 発熱分布は、軸方向にのみ変化し、半径および周方向には一様であるとする。



- 2) 熱の流れは、周および軸方向に対しては考えず、半径方向のみとする。
- 3) 3本の燃料棒は、熱伝達の上で等価な1本に置き換え、全体の熱収支をとる。
- 4) 燃料試料は、軸方向について燃料コンパクト1個を1メッシュ（全体で20メッシュ）として区切り、冷却材の温度変化を連続条件とする。
- 5) 軸方向の解析は、上で区切った20メッシュについて行なう。（黒鉛ブロックの下端から第1番目のメッシュの入口まで30mm，第20番目のメッシュの出口から黒鉛ブロックの上端まで35mmである。）

この解析により、各メッシュにおける各流路の冷却材温度および構造材の温度が得られる。

ここで得られた各流路の冷却材温度を、黒鉛ブロック内温度分布解析の境界条件として用いることもできる。しかしながら、この1次元モデルでは、燃料試料を軸対称化して考えているため、3本の燃料部流やバイパス部流の冷却材温度には、黒鉛ブロックの2次元的な温度分布の効果が考慮されていない。したがって、より現実的な温度分布を得るためには、黒鉛ブロックから各冷却材への熱の出入を2次元で考え直す必要がある。

そこで、本解析においては、まず、前述の1次元モデルによる計算を行ない、冷却材下降流の温度を定めた。つぎに、仕切管の内側の部分について、2次元の有限要素法による伝熱計算コードDOTを用いて解析をやり直した。この場合も1次元モデルの場合と同じように、軸方向に対しては燃料コンパクト1個を1メッシュとして区切り、全体20メッシュを解析の対象とする。

すなわち、第1番目のメッシュにおいて、燃料試料入口の冷却材温度（測定値）をもとに、2次元の有限要素法により黒鉛ブロックの伝熱解析を行ない、各冷却材流路についての熱収支を計算する。この計算により、燃料部およびバイパス部の冷却材の温度上昇を求め、第2番目のメッシュの冷却材温度を設定する。この計算に際し、1次元モデルによる冷却材下降流の温度を境界条件として用いる。この操作を繰り返すことにより、第20番目のメッシュまでの、燃料部およびバイパス部の冷却材温度が得られる。これらの解析による冷却材温度の軸方向分布をFig. 2.4に示す。

### 2.3 黒鉛ブロック内温度分布

ここでは、前節までに得られた、燃料部およびバイパス部の冷却材温度をもとに、有限要素法による黒鉛ブロックの水平断面内の2次元温度分布解析について述べる。この解析結果は、最終目標である黒鉛ブロックの熱応力解析のための入力データでもある。

温度分布解析のための黒鉛ブロックモデルは、2.1節で述べた燃料棒の配置と出力比を考慮して、高出力の燃料棒（No 2）と低出力の燃料棒（No 1）の1/2を含むような、黒鉛ブロックの1/2対称断面とした。つまり、炉心側の2本の燃料棒は、ともに燃料棒No 2と同じ出力をもつものとするわけである。このモデルでは、実際よりも、黒鉛ブロック内で温度差が大きくなる傾向であるが、この後の熱応力解析では安全側に評価することにより、問題はない。

黒鉛ブロックの断面形状は、熱電対用の溝がついていたりするため場所によって多少の違いはあるが、Fig. 2.5に示す形状を解析に用いた。そして、この1/2対称断面を、384

節点を有する318個の四辺形要素に分割した。節点および要素の分割をFig. 2.6に示す。また、温度分布の境界条件を以下に示すとともに、Fig. 2.7に示す。

- 1) 黒鉛ブロック断面内に、一様に $\gamma$ 発熱を考える。
- 2) 冷却材と接触する境界については、冷却材温度と熱伝達係数を与え、対流熱伝達境界とする。
- 3) その他の境界については、断熱境界とする。

また、軸方向については、1次元モデルで考えたのと同様に、20メッシュに区切り、各メッシュについて水平断面内温度分布を計算した。

黒鉛ブロック内温度分布の解析結果として、まず、軸方向および断面内の温度分布の特徴について述べる。断面内の代表的な位置における温度の軸方向変化を、Fig. 2.8に示す。これらの温度は、断面内最高温度（節点番号247）、断面内最低温度（節点番号63）、黒鉛ブロック外壁最高温度（節点番号265）、その内側の冷却孔壁の温度（節点番号268）および黒鉛ブロック外壁で180度離れている2点の温度（節点番号111、381）である。この図からわかるように、断面内で最大の温度差がつくのは、軸方向メッシュ番号16においてであり、温度差は150.5°Cである。そこで、メッシュ番号16における断面内の温度分布をFig. 2.9に示す。Fig. 2.9に示したように、断面内最高温度となる位置は、高出力燃料棒側の冷却孔壁で、黒鉛ブロックの中心に近いところである。また、断面内最低温度となる位置は、低出力燃料棒側のタイロッド用孔の外側の黒鉛ブロック外壁である。この特徴は、どの軸方向メッシュにおいても共通している。

つぎに、この解析結果と実測値との比較を試みる。黒鉛ブロックの温度は、2.1節で述べたように、軸方向メッシュ番号20よりも1.0mm程上の位置で3か所実測している。そこで、実測している高さにおける断面の温度分布を計算し、実測値と比較した。その結果がFig. 2.10である。この図からわかるように、単純化した解析モデルを用いたこと、およびいくつかの条件の不確かさを考慮すると、実測値と計算値とはよく一致しているといえる。

最後に、2次元で解析した結果と1次元モデルでの結果との相異を考えてみる。前にも述べたように、1次元モデルでは燃料棒の発熱量のちがいによる相互間の熱のやりとりは考慮されていない。このために、このことを2次元的に考慮しているモデルとでは、温度分布にいくらかのちがいが現われている。すなわち、2次元で解析した結果のほうが、1次元モデルの結果よりも、低出力側の冷却材温度は高く、高出力側の冷却材温度は低いという特徴である。ここに、2次元で解析をやり直した意義がある。

### 3. 黒鉛ブロックの熱応力解析

#### 3.1 解析モデルと解析条件

熱応力解析のための黒鉛ブロックモデルは、前述の2次元温度分布解析のためのモデルと同じく、黒鉛ブロックの1/2対称断面とする。また、その断面内の有限要素分割も温度解

節点を有する318個の四辺形要素に分割した。節点および要素の分割をFig. 2.6に示す。また、温度分布の境界条件を以下に示すとともに、Fig. 2.7に示す。

- 1) 黒鉛ブロック断面内に、一様に $\gamma$ 発熱を考える。
- 2) 冷却材と接触する境界については、冷却材温度と熱伝達係数を与え、対流熱伝達境界とする。
- 3) その他の境界については、断熱境界とする。

また、軸方向については、1次元モデルで考えたのと同様に、20メッシュに区切り、各メッシュについて水平断面内温度分布を計算した。

黒鉛ブロック内温度分布の解析結果として、まず、軸方向および断面内の温度分布の特徴について述べる。断面内の代表的な位置における温度の軸方向変化を、Fig. 2.8に示す。これらの温度は、断面内最高温度（節点番号247）、断面内最低温度（節点番号63）、黒鉛ブロック外壁最高温度（節点番号265）、その内側の冷却孔壁の温度（節点番号268）および黒鉛ブロック外壁で180度離れている2点の温度（節点番号111、381）である。この図からわかるように、断面内で最大の温度差がつくのは、軸方向メッシュ番号16においてであり、温度差は150.5°Cである。そこで、メッシュ番号16における断面内の温度分布をFig. 2.9に示す。Fig. 2.9に示したように、断面内最高温度となる位置は、高出力燃料棒側の冷却孔壁で、黒鉛ブロックの中心に近いところである。また、断面内最低温度となる位置は、低出力燃料棒側のタイロッド用孔の外側の黒鉛ブロック外壁である。この特徴は、どの軸方向メッシュにおいても共通している。

つぎに、この解析結果と実測値との比較を試みる。黒鉛ブロックの温度は、2.1節で述べたように、軸方向メッシュ番号20よりも10mm程上の位置で3か所実測している。そこで、実測している高さにおける断面の温度分布を計算し、実測値と比較した。その結果がFig. 2.10である。この図からわかるように、単純化した解析モデルを用いたこと、およびいくつかの条件の不確かさを考慮すると、実測値と計算値とはよく一致しているといえる。

最後に、2次元で解析した結果と1次元モデルでの結果との相異を考えてみる。前にも述べたように、1次元モデルでは燃料棒の発熱量のちがいによる相互間の熱のやりとりは考慮されていない。このために、このことを2次元的に考慮しているモデルとでは、温度分布にいくらかのちがいが現われている。すなわち、2次元で解析した結果のほうが、1次元モデルの結果よりも、低出力側の冷却材温度は高く、高出力側の冷却材温度は低いという特徴である。ここに、2次元で解析をやり直した意義がある。

### 3. 黒鉛ブロックの熱応力解析

#### 3.1 解析モデルと解析条件

熱応力解析のための黒鉛ブロックモデルは、前述の2次元温度分布解析のためのモデルと同じく、黒鉛ブロックの1/2対称断面とする。また、その断面内の有限要素分割も温度解

析のためのものと同じである。(Fig. 2.6を参照)

黒鉛ブロックモデルの面内の変位拘束については、黒鉛ブロック全体の対称性を考慮して Fig. 3.1 に示すような条件を考える。また、水平断面に垂直な方向については平面ひずみ条件を仮定する。

黒鉛ブロック内の温度分布として前節の計算より得られている384節点の温度を用いる。熱応力計算は黒鉛ブロック全長のうち代表的な軸方向位置について実行し、熱応力の軸方向変化も把握することを考える。各軸方向位置の断面内の熱応力は、Fig. 3.1 中に示した直角座標系(X-Y-Z)を用いて各要素毎に、各軸方向応力、 $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$ および剪断応力 $\tau_{xy}$ として得られる。この4つの応力成分の計算には粘弾塑性応力解析コードTEPICCO-Jを用いている。

ところで、黒鉛の静的荷重に対する強度特性を考察するに際しては主応力を考える必要がある。面内の3応力成分 $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\tau_{xy}$ が既知の場合、良く知られているように最大主応力値 $\sigma_1$ 、最小主応力値 $\sigma_2$ は次の式で計算される。

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$

後に、黒鉛ブロックの応力評価ではこのX-Y平面内の最大、最小主応力 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ とZ軸方向の応力 $\sigma_z$ が考慮される。

熱応力計算に用いる黒鉛の物性値は以下の値を用いている。これらは供試材料であるIG-11黒鉛についての測定値<sup>(5)</sup>に基づいて、計算される応力が安全側な値となるように設定したものである。なお、IG-11黒鉛は静水圧加圧により成形された等方性黒鉛であり、ここに用いる物性値の異方性も極めて少ないことが確認されているので、本計算でも等方的であるとしている。

$$\text{熱膨張率} \quad \alpha = 3.3 \times 10^{-6} + 3.8 \times 10^{-9} t \quad (1/^\circ\text{C})$$

$$\text{ただし, } [t] = ^\circ\text{C}$$

$$\text{ヤング率} \quad E = 1.5 \times 10^5 \quad (\text{kg/cm}^2)$$

$$\text{ポアソン比} \quad \nu = 0.15$$

### 3.2 解析結果と検討

先ず代表的な軸方向位置における断面の応力分布について述べる。黒鉛ブロック全長785 mmのうち下端より588 mm高さ(軸方向メッシュ番号16)における断面内の $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\tau_{xy}$ 、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_z$ の分布をそれぞれFig. 3.2～Fig. 3.7に示す。なお、この断面の温度分布は前掲のFig. 2.9に示すものである。Fig. 3.2～Fig. 3.7中には各応力成分について高応力発生位置での応力値を記してある。それらの発生位置はFig. 2.9の温度分布から予想される位置と一致している。すなわち、平面内の最大引張応力( $\sigma_1$ の最大値)は黒鉛ブロック外周部の最小肉厚部の燃料冷却孔側(要素番号318)に発生する。また最

大圧縮応力 ( $\sigma_2$  の最小値) は2つの燃料冷却孔により挟まれる最小肉厚部の高温側 (要素番号210) に発生している。さらに軸方向の最大引張応力と最大圧縮応力とは、それぞれ面内の最高温度位置および最低温度位置に発生している。この断面における代表的な要素についての3軸応力値をTable 3.1に示す。

以上述べた高さ588 mm (軸方向メッシュ番号16) の断面についての応力分布の特性は他の断面においても共通である。そこで、各断面での面内および軸方向の最大引張応力と最大圧縮応力のブロック高さ方向の変化をFig. 3.8に示す。この図から明らかなように黒鉛ブロックの上部において高い熱応力が発生している。面内および軸方向応力ともブロックの高さ588 mm (軸方向メッシュ番号16) において最大となる。その値はTable 3.1より次のとおりである。

面内最大引張応力	6 5.9	kg/cm <sup>2</sup>
面内最大圧縮応力	-5 3.6	kg/cm <sup>2</sup>
軸方向最大引張応力	4 0.5	kg/cm <sup>2</sup>
軸方向最大圧縮応力	-8 2.1	kg/cm <sup>2</sup>

以上の解析結果に基づいて黒鉛ブロックの健全性について考察してみよう。

まず、この黒鉛ブロックの素材であるIG-11黒鉛の静的強度の測定により以下の性質が得られている。

引張強さ*	2 4 0 ± 1 6	**** kg/cm <sup>2</sup>
圧縮強さ**	7 8 5 ± 3 8	kg/cm <sup>2</sup>
曲げ強さ***	4 1 5 ± 1 6	kg/cm <sup>2</sup>

従って、これを材料の強度とすれば、前述の最大引張応力65.9 kg/cm<sup>2</sup>、最大圧縮応力82.1 kg/cm<sup>2</sup>はそれぞれ強度の約0.27倍、約0.10倍であり、現実的には黒鉛ブロックの熱応力は殆んど問題となることはない。また、OGL-1の定期的あるいはその他による停止・運転に伴う熱応力サイクルに関しても、上記の程度の発生応力では累積疲労も全く無いと考えて良い。

さて、黒鉛が脆性材料であることに鑑み、最大引張応力発生箇所についてやや詳しく検討してみる。ここでは2軸又は3軸応力効果および応力分布効果について考えてみる。先ず、Table 3.1より要素番号318では最大主応力方向と軸方向との2軸引張応力状態であることが解る。しかも軸方向応力は最大主応力の約1/2であるから、2軸引張による引張破壊応力の減少を考慮する必要はないと考えられる。次に、上記の要素近傍の応力分布を考えてみる。黒鉛ブロック周辺の最小肉厚部でy方向の引張応力は内壁で約70 kg/cm<sup>2</sup>、外壁で0 kg/cm<sup>2</sup>であり、肉厚方向に直線的に変化している。従って、この部分の引張破壊の条件は一律な引張応力が作用している状態での破壊の条件とは著しく異なるであろう。試験片による

\* 測定は、JIS-R-7222による。

\*\* 測定は、JIS-R-7222による。

\*\*\* 測定は、JCS-10-1968による。

\*\*\*\* 平均±標準偏差

強度の相違としては前述の引張強さと曲げ強さの測定値の相違として表われている。この測定では、曲げ強さ/引張強さ = 1.7 である。曲げ試験片の板厚方向の応力は板厚中心に対称で引張から圧縮に変化しているものである。今考えているような肉厚方向の応力分布がある場合の引張破壊については実験的な知見は得られていない。しかし、非一様応力分布であることによる効果は確実に期待できるであろう。

#### 4. 結 論

OG L-1 第 5 次燃料試料の黒鉛ブロックに対して、通常運転時の条件をもとに、2次元有限要素法により温度分布および熱応力分布の解析を行ない、以下の結果を得た。

- 1 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、最高温度は 964.5 °C、最低温度は、814.0 °C と計算され、その温度差は 150.5 °C であった。この水平断面内温度差は軸方向で最大であった。
- 2 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、面内および軸方向の熱応力は最大となった。最大引張応力は 65.9 kg/cm<sup>2</sup>、最大圧縮応力は 82.1 kg/cm<sup>2</sup> と計算された。
- 3 計算された最大引張応力および最大圧縮応力は、IG-11 黒鉛の静的強度のそれぞれ 0.27 倍および 0.10 倍であり、黒鉛ブロックの耐熱応力強度は十分に確保されていると結論できる。

#### 謝 辞

本研究を実施するにあたり、御激励を賜った燃料工学部長下川純一氏および動力炉開発・安全性研究管理部長中村熙栄氏に厚く感謝致します。

#### 参 考 文 献

- (1) 小野寺一幸, 馬場 治, 本間建三: "OG L-1 静特性熱計算プログラム STPDSP2" (1979)
- (2) 多目的炉設計研究室: "有限要素メッシュ自動分割プログラム MESHG" (1979)
- (3) 佐野川好母 他 (原子力コード委員会): "有限要素法による非線形伝熱計算コード (DOT/DETECT)" (1978)
- (4) 多目的炉設計研究室: "2次元熱弾塑性クリープ解析プログラム TEPICCC-J" (1978)

強度の相違としては前述の引張強さと曲げ強さの測定値の相違として表われている。この測定では、曲げ強さ/引張強さ = 1.7 である。曲げ試験片の板厚方向の応力は板厚中心に対称で引張から圧縮に変化しているものである。今考えているような肉厚方向の応力分布がある場合の引張破壊については実験的な知見は得られていない。しかし、非一様応力分布であることによる効果は確実に期待できるであろう。

#### 4. 結 論

OGL-1 第5次燃料試料の黒鉛ブロックに対して、通常運転時の条件をもとに、2次元有限要素法により温度分布および熱応力分布の解析を行ない、以下の結果を得た。

- 1 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、最高温度は 964.5 °C、最低温度は、814.0 °C と計算され、その温度差は 150.5 °C であった。この水平断面内温度差は軸方向で最大であった。
- 2 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、面内および軸方向の熱応力は最大となった。最大引張応力は 65.9 kg/cm<sup>2</sup>、最大圧縮応力は 82.1 kg/cm<sup>2</sup> と計算された。
- 3 計算された最大引張応力および最大圧縮応力は、IG-11 黒鉛の静的強度のそれぞれ 0.27 倍および 0.10 倍であり、黒鉛ブロックの耐熱応力強度は十分に確保されていると結論できる。

#### 謝 辞

本研究を実施するにあたり、御激励を賜った燃料工学部長下川純一氏および動力炉開発・安全性研究管理部長中村熙栄氏に厚く感謝致します。

#### 参 考 文 献

- (1) 小野寺一幸, 馬場 治, 本間建三: "OGL-1 静特性熱計算プログラム STPDSP2" (1979)
- (2) 多目的炉設計研究室: "有限要素メッシュ自動分割プログラム MESHG" (1979)
- (3) 佐野川好母 他 (原子力コード委員会): "有限要素法による非線形伝熱計算コード (DOT/DETECT)" (1978)
- (4) 多目的炉設計研究室: "2次元熱弾塑性クリープ解析プログラム TEPICCC-J" (1978)

強度の相違としては前述の引張強さと曲げ強さの測定値の相違として表われている。この測定では、曲げ強さ/引張強さ = 1.7 である。曲げ試験片の板厚方向の応力は板厚中心に対称で引張から圧縮に変化しているものである。今考えているような肉厚方向の応力分布がある場合の引張破壊については実験的な知見は得られていない。しかし、非一様応力分布であることによる効果は確実に期待できるであろう。

#### 4. 結 論

OG L-1 第 5 次燃料試料の黒鉛ブロックに対して、通常運転時の条件をもとに、2次元有限要素法により温度分布および熱応力分布の解析を行ない、以下の結果を得た。

- 1 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、最高温度は 964.5 °C、最低温度は、814.0 °C と計算され、その温度差は 150.5 °C であった。この水平断面内温度差は軸方向で最大であった。
- 2 黒鉛ブロックの下端から 588 mm の水平断面において、面内および軸方向の熱応力は最大となった。最大引張応力は 65.9 kg/cm<sup>2</sup>、最大圧縮応力は 82.1 kg/cm<sup>2</sup> と計算された。
- 3 計算された最大引張応力および最大圧縮応力は、IG-11 黒鉛の静的強度のそれぞれ 0.27 倍および 0.10 倍であり、黒鉛ブロックの耐熱応力強度は十分に確保されていると結論できる。

#### 謝 辞

本研究を実施するにあたり、御激励を賜った燃料工学部長下川純一氏および動力炉開発・安全性研究管理部長中村熙栄氏に厚く感謝致します。

#### 参 考 文 献

- (1) 小野寺一幸, 馬場 治, 本間建三: "OG L-1 静特性熱計算プログラム STPDSP2" (1979)
- (2) 多目的炉設計研究室: "有限要素メッシュ自動分割プログラム MESHG" (1979)
- (3) 佐野川好母 他 (原子力コード委員会): "有限要素法による非線形伝熱計算コード (DOT/DETECT)" (1978)
- (4) 多目的炉設計研究室: "2次元熱弾塑性クリープ解析プログラム TEPICCC-J" (1978)



強度の相違としては前述の引張強さと曲げ強さの測定値の相違として表われている。この測定では、曲げ強さ/引張強さ=1.7である。曲げ試験片の板厚方向の応力は板厚中心に対称で引張から圧縮に変化しているものである。今考えているような肉厚方向の応力分布がある場合の引張破壊については実験的な知見は得られていない。しかし、非一様応力分布であることによる効果は確実に期待できるであろう。

#### 4. 結 論

OGL-1第5次燃料試料の黒鉛ブロックに対して、通常運転時の条件をもとに、2次元有限要素法により温度分布および熱応力分布の解析を行ない、以下の結果を得た。

- 1 黒鉛ブロックの下端から588mmの水平断面において、最高温度は964.5℃、最低温度は、814.0℃と計算され、その温度差は150.5℃であった。この水平断面内温度差は軸方向で最大であった。
- 2 黒鉛ブロックの下端から588mmの水平断面において、面内および軸方向の熱応力は最大となった。最大引張応力は65.9kg/cm<sup>2</sup>、最大圧縮応力は82.1kg/cm<sup>2</sup>と計算された。
- 3 計算された最大引張応力および最大圧縮応力は、IG-11黒鉛の静的強度のそれぞれ0.27倍および0.10倍であり、黒鉛ブロックの耐熱応力強度は十分に確保されていると結論できる。

#### 謝 辞

本研究を実施するにあたり、御激励を賜った燃料工学部長下川純一氏および動力炉開発・安全性研究管理部長中村熙栄氏に厚く感謝致します。

#### 参 考 文 献

- (1) 小野寺一幸, 馬場 治, 本間建三: "OGL-1静特性熱計算プログラムSTPDSP2" (1979)
- (2) 多目的炉設計研究室: "有限要素メッシュ自動分割プログラムMESHG" (1979)
- (3) 佐野川好母 他(原子力コード委員会): "有限要素法による非線形伝熱計算コード(DOT/DETECT)" (1978)
- (4) 多目的炉設計研究室: "2次元熱弾塑性クリープ解析プログラムTEPICC-J" (1978)

- (5) 燃料工学部：“Effects of neutron irradiation on physical and mechanical properties SM1-24 and IG-11 graphites”,  
JAERI-M 8068 (1979)

Table 2.1 Summarized specifications of fifth fuel specimen.

Item		Spec.
Coated particle	Coating type	TRISO
	Diameter of particle ( $\mu\text{m}$ )	920
	Diameter of $\text{UO}_2$ kernel ( $\mu\text{m}$ )	600
	Enrichment (%)	19.5
Fuel compact	Particle loading (%)	30
	Outer diameter (mm)	24
	Inner diameter (mm)	8
	Length (mm)	36
Fuel pin	Number of compacts	20
	Outer diameter (mm)	30
	Inner diameter (mm)	24.2
	Length (mm)	790
Graphite block	Number of holes for fuel pins	3
	Outer diameter (mm)	80
	Inner diameter (mm)	32.6
	Length (mm)	785

Table 3.1 Stress of the graphite block at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom).

(kg/cm<sup>2</sup>)

Element number	$\sigma_x$	$\sigma_y$	$\tau_{xy}$	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$\sigma_z$
25	14.7	36.4	24.5	52.3	- 1.3	25.8
74	- 4.4	-43.0	10.8	- 1.5	-45.8	-18.9
104	-51.1	- 2.1	- 3.3	- 1.8	-51.3	-82.1*
118	49.2	13.8	25.1	62.3	0.8	13.3
143	50.5	- 1.0	2.9	50.7	- 1.2	27.1
174	-23.2	-22.5	21.3	- 1.5	-44.2	-15.6
210	-18.0	-37.6	-24.2	- 1.8	-53.9*	-72.9
212	-18.6	-13.7	-13.2	- 2.7	-29.6	-76.5
246	-41.3	- 4.4	10.8	- 1.5	-44.2	- 3.2
269	21.5	6.9	-11.8	28.1	40.5	40.5*
293	9.2	39.8	-20.7	50.3	- 1.2	36.6
318	0.9	65.8	- 2.7	65.9*	0.8	29.1

\* indicates the maximum or the minimum value.

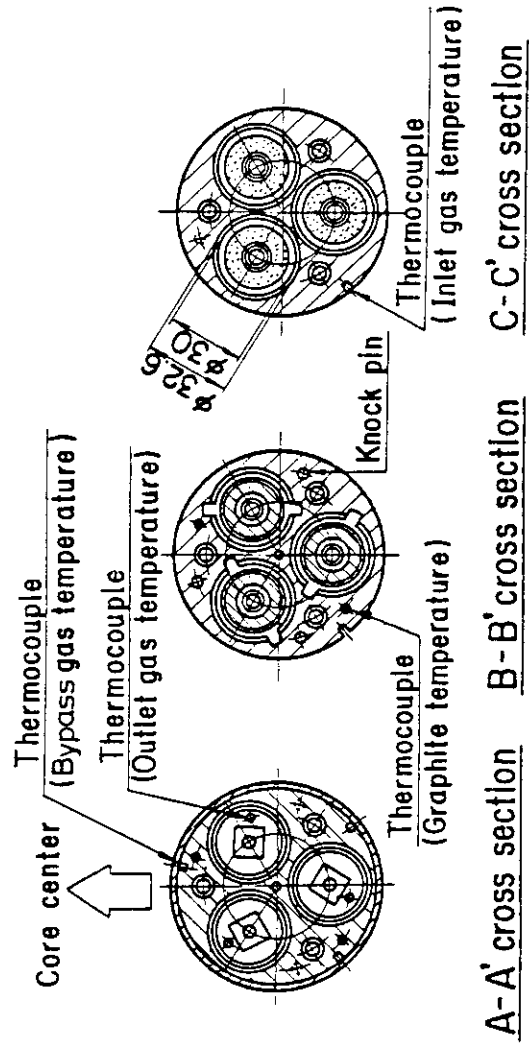
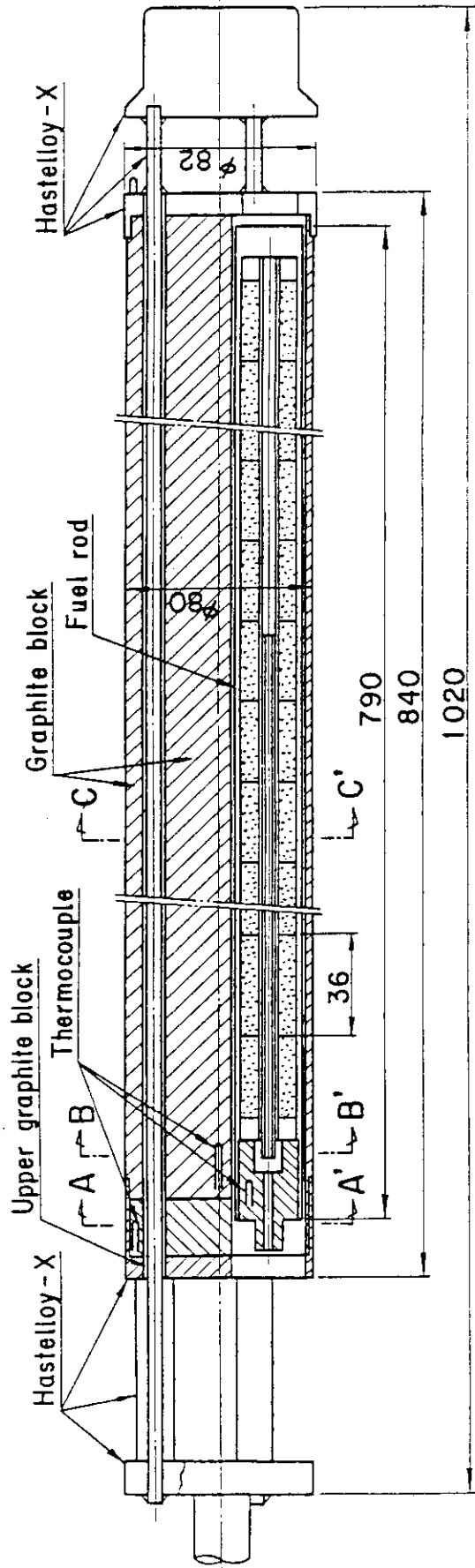


Fig. 1.1 Fifth fuel specimen for OGL-1 irradiation.

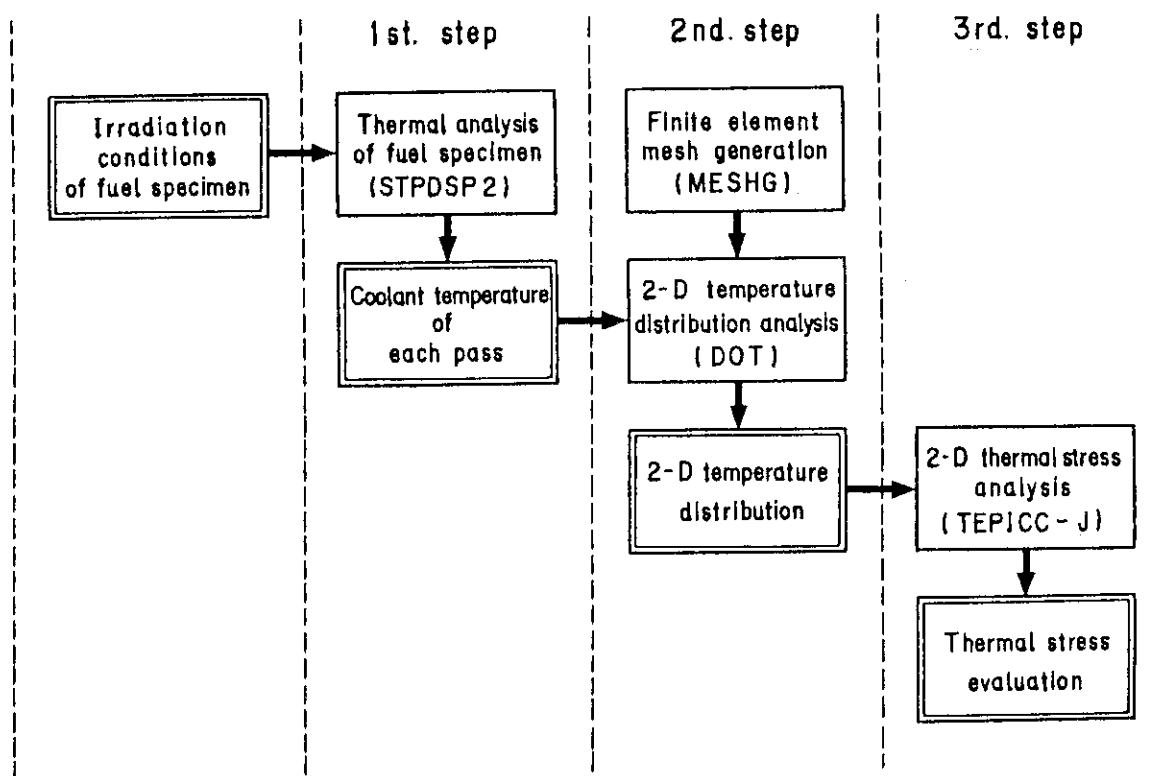


Fig. 1.2 Methods of temperature and thermal stress analyses for OGL-1 graphite block.

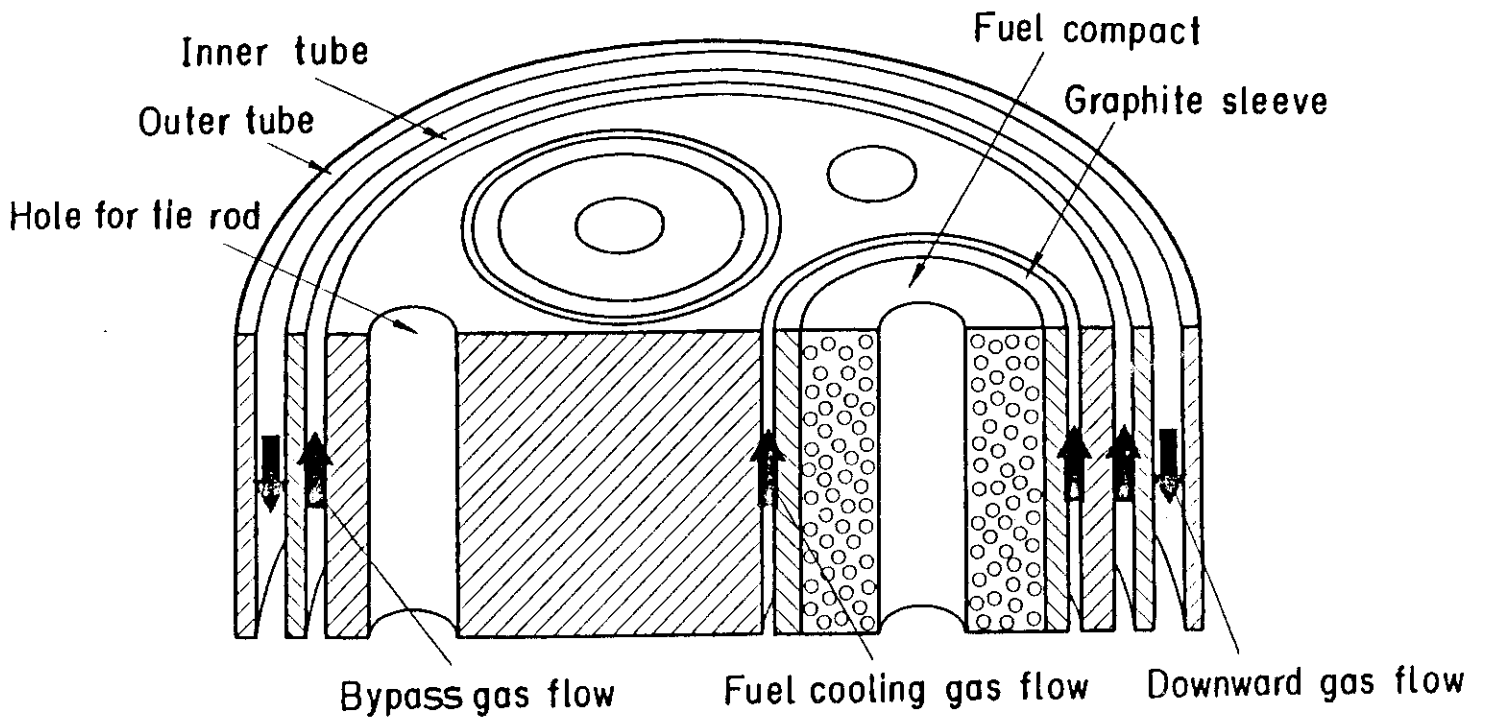


Fig. 2.1 Schematic representation of the cooling system for the fuel specimen.

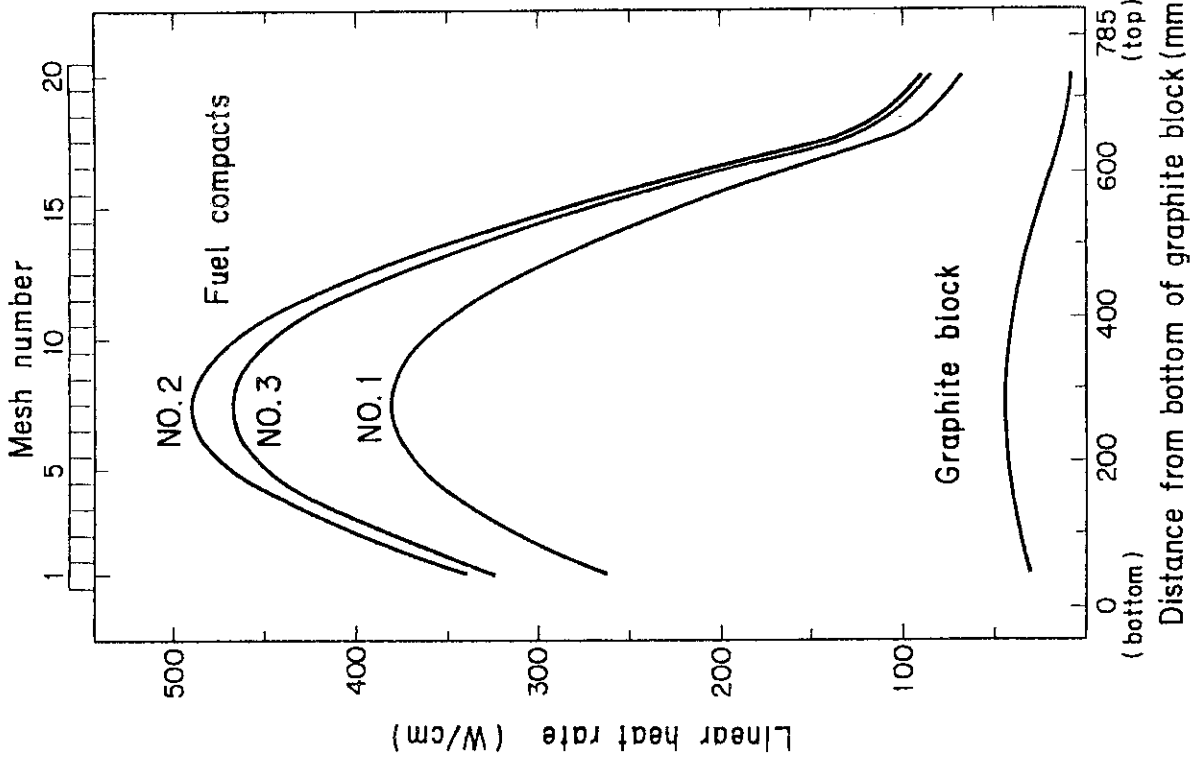


Fig. 2.3

Variation of linear heat rate with axial position.

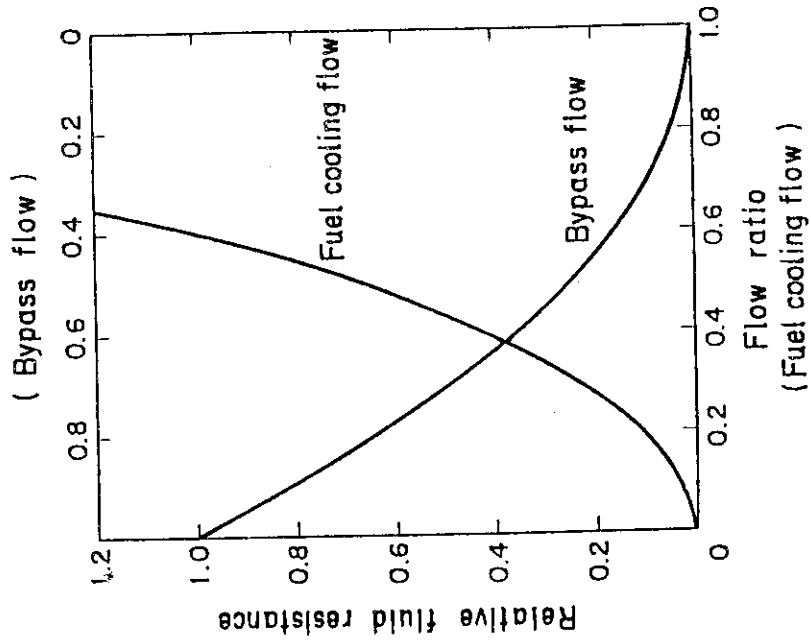


Fig. 2.2 Variation of fluid resistance with flow ratio.

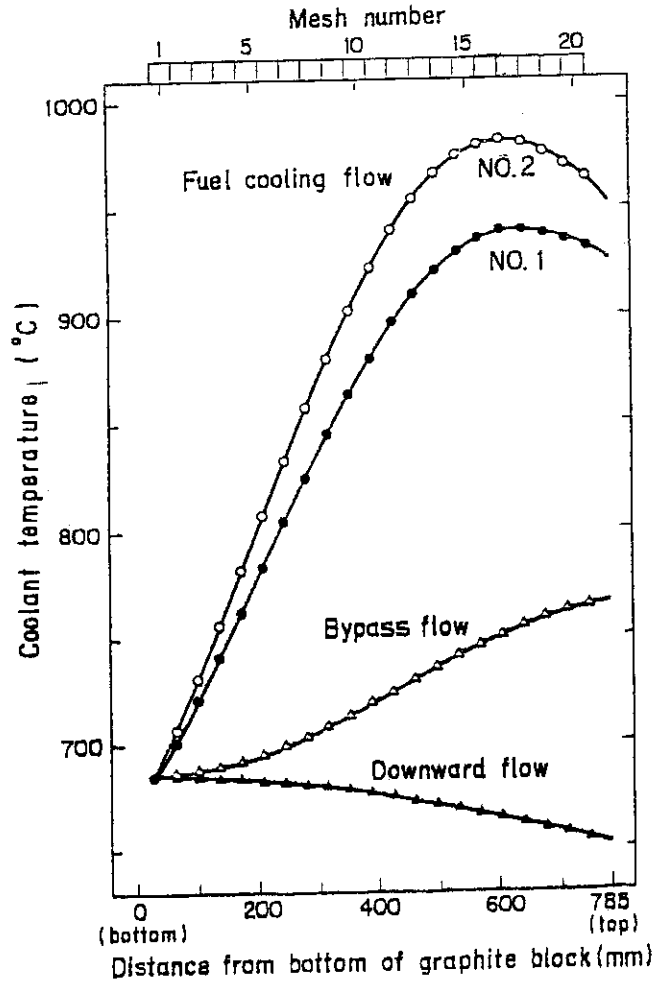


Fig. 2.4 Variation of coolant temperature with axial position.

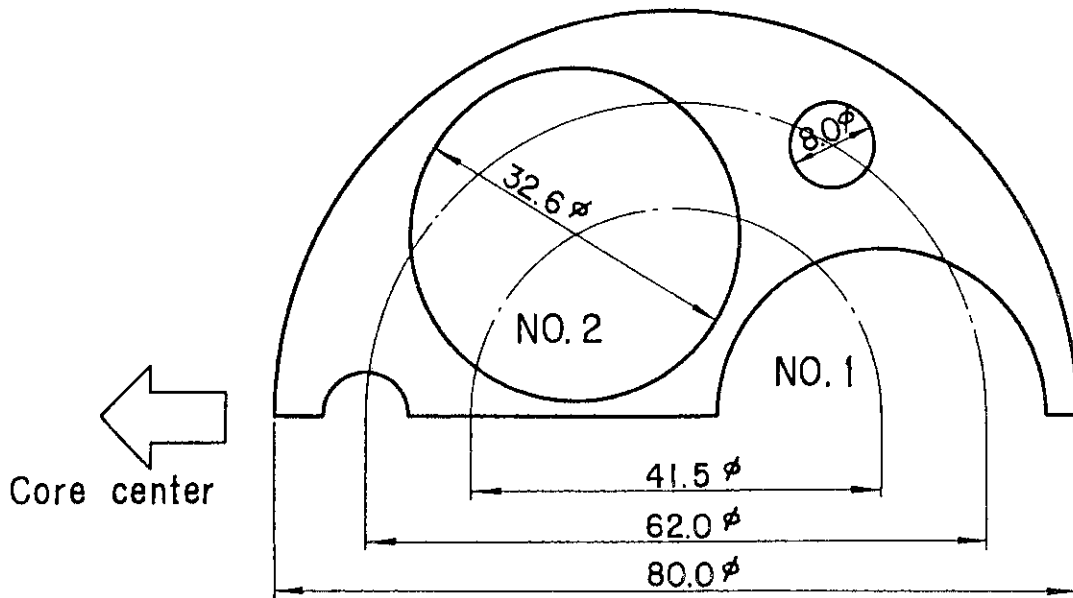


Fig. 2.5 Graphite block model for temperature and thermal stress analyses.

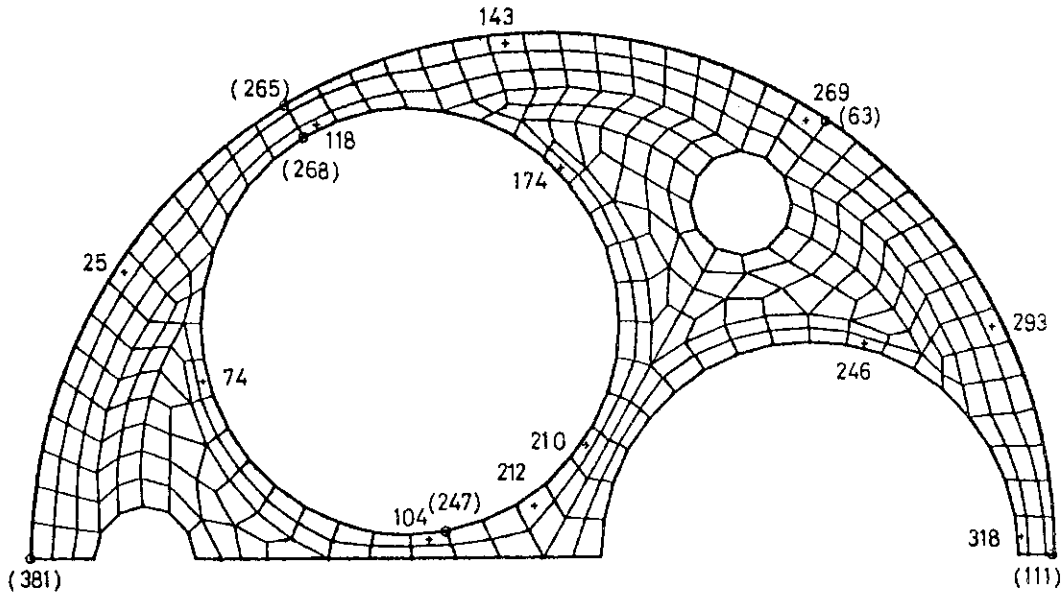


Fig. 2.6 Finite element model for temperature and thermal stress analyses. Numbers in the figure indicate representative elements and parenthesized numbers, representative nodal points.

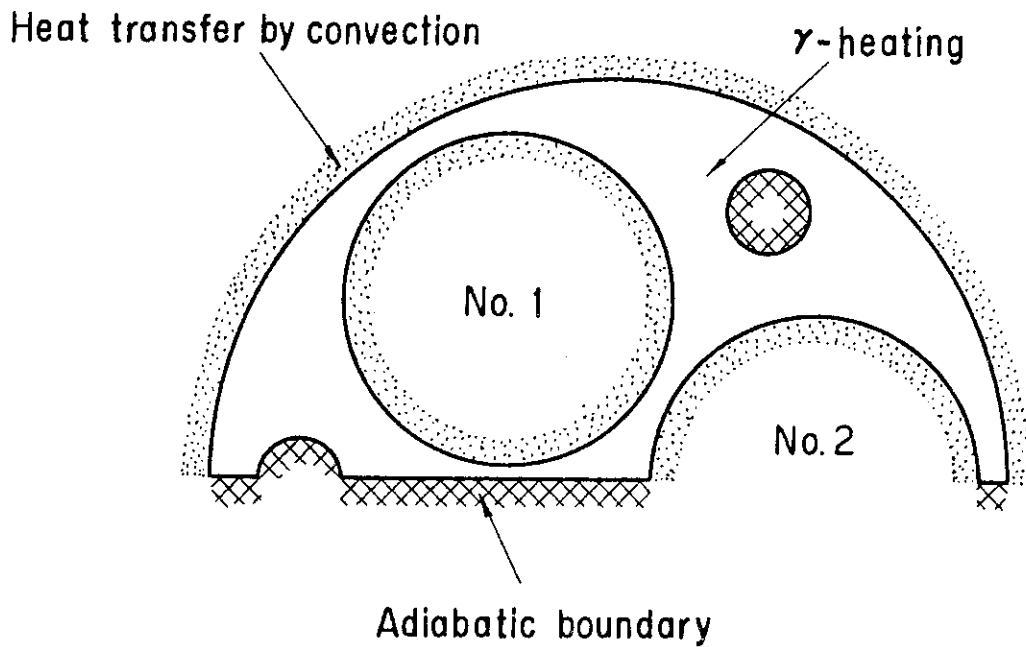


Fig. 2.7 Boundary conditions for temperature analysis.



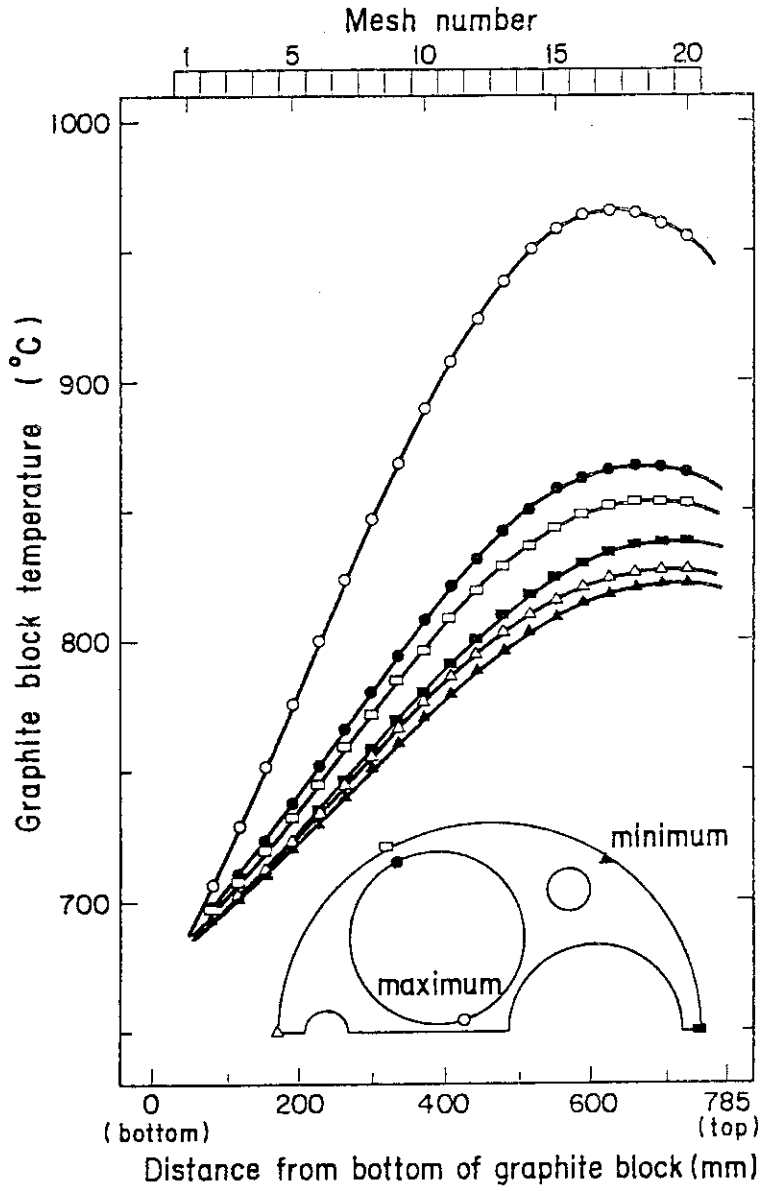


Fig. 2.8 Variation of graphite block temperature with axial position.

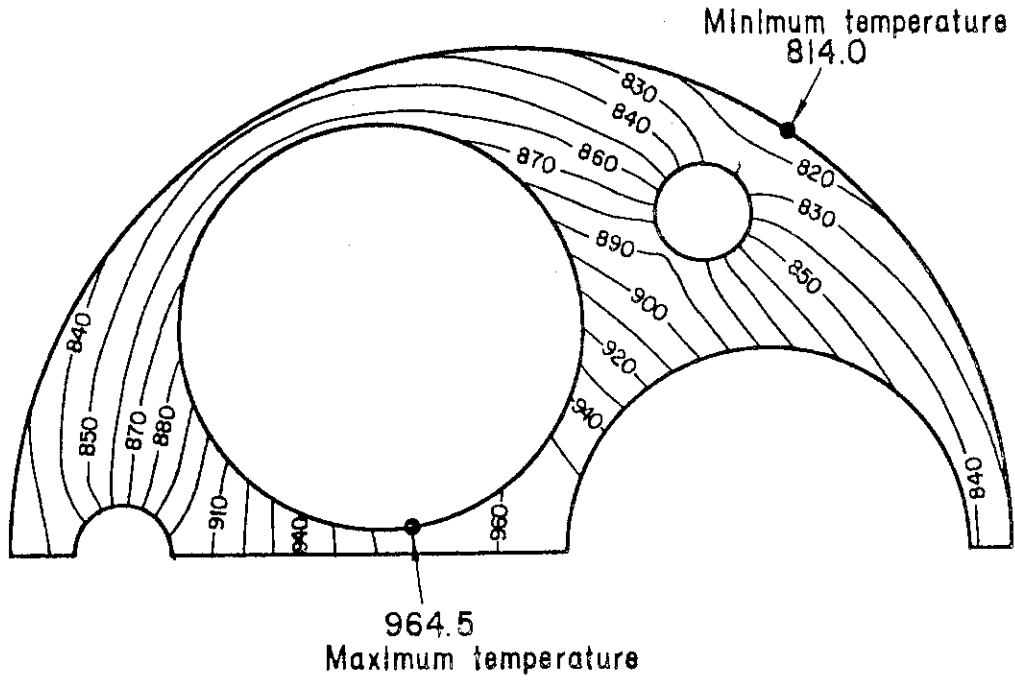


Fig. 2.9 Temperature distribution at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the temperatures ( $^{\circ}\text{C}$ ).

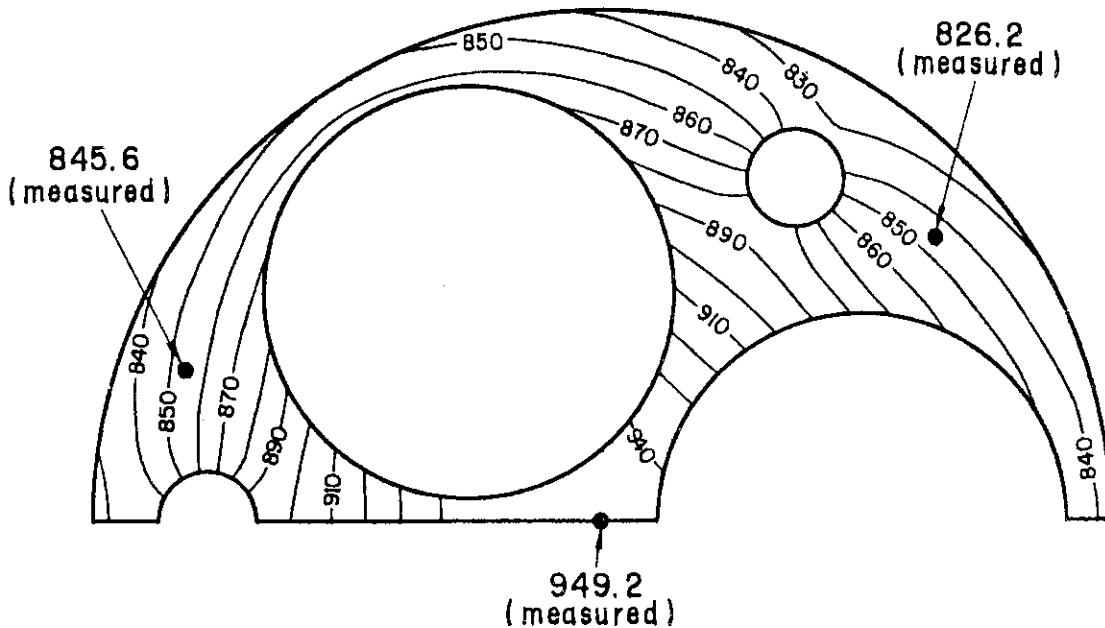


Fig. 2.10 Comparison between calculated and measured temperatures in the graphite block. Numbers in the figure indicate the temperatures ( $^{\circ}\text{C}$ ).

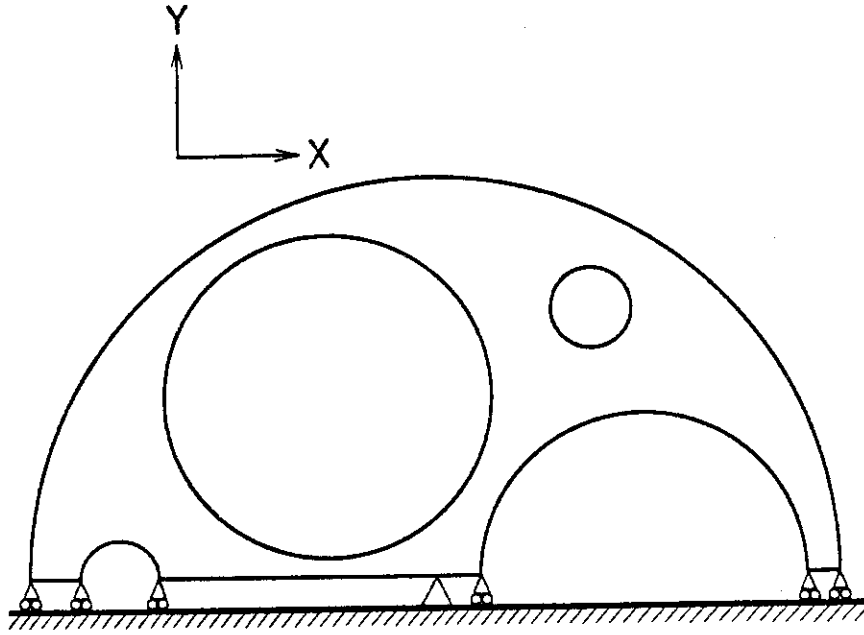


Fig. 3.1 Restraint conditions of in-plane strain for thermal stress analysis.

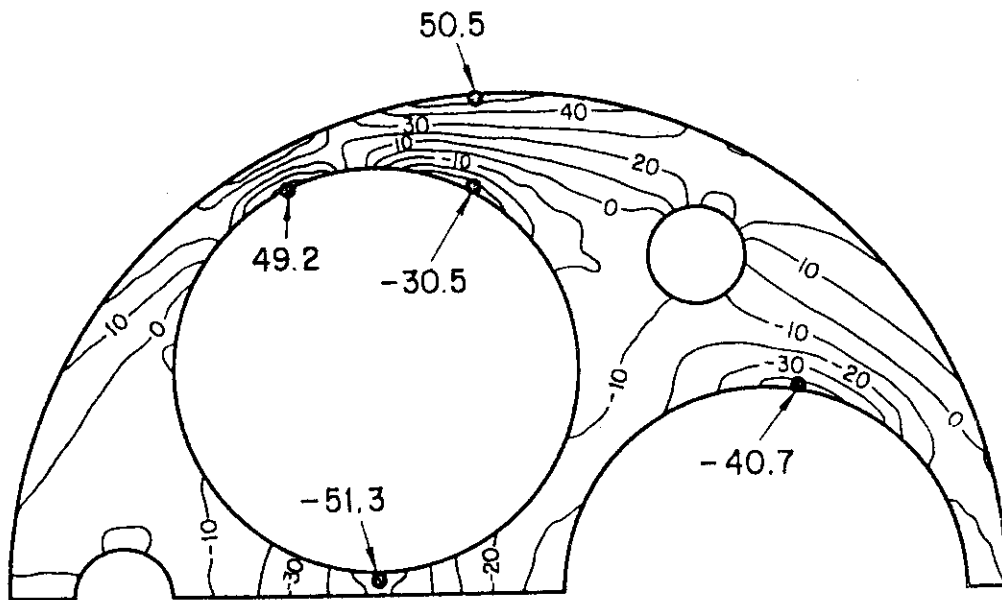


Fig. 3.2 Distribution of x-direction stress ( $\sigma_x$ ) at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

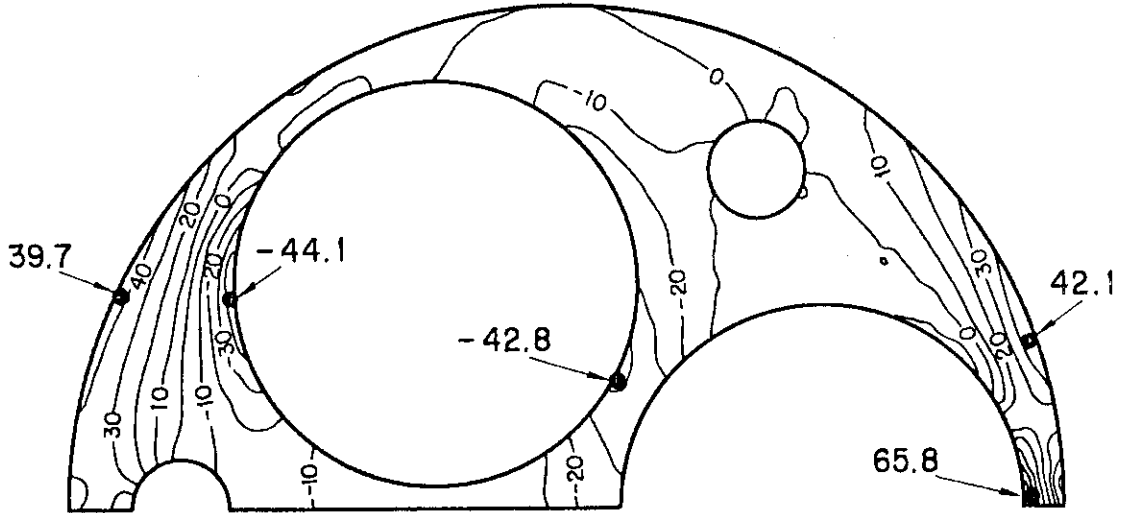


Fig. 3.3 Distribution of y-direction stress ( $\sigma_y$ ) at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

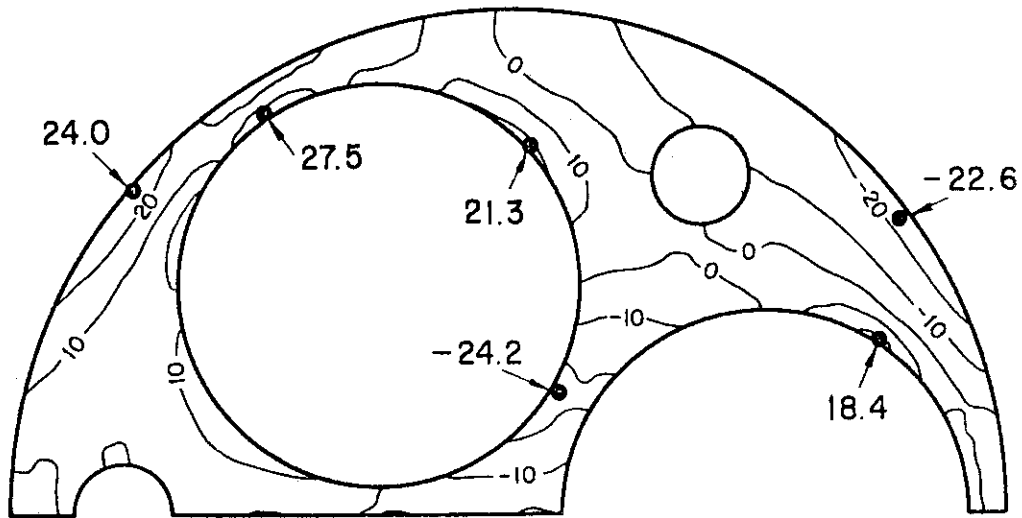


Fig. 3.4 Distribution of shear stress ( $\tau_{xy}$ ) at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

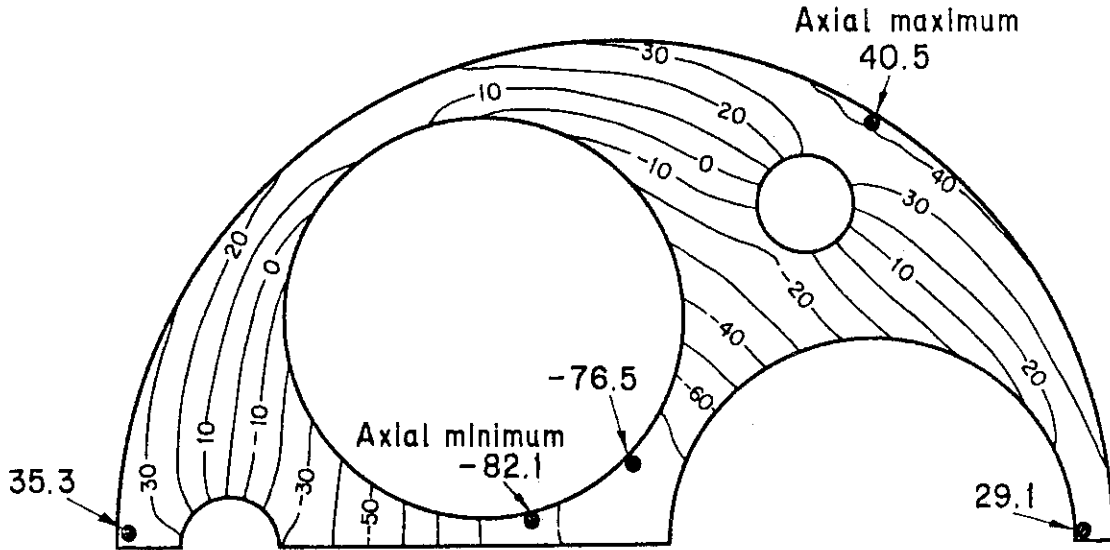


Fig. 3.5 Distribution of z-direction stress ( $\sigma_z$ ) at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

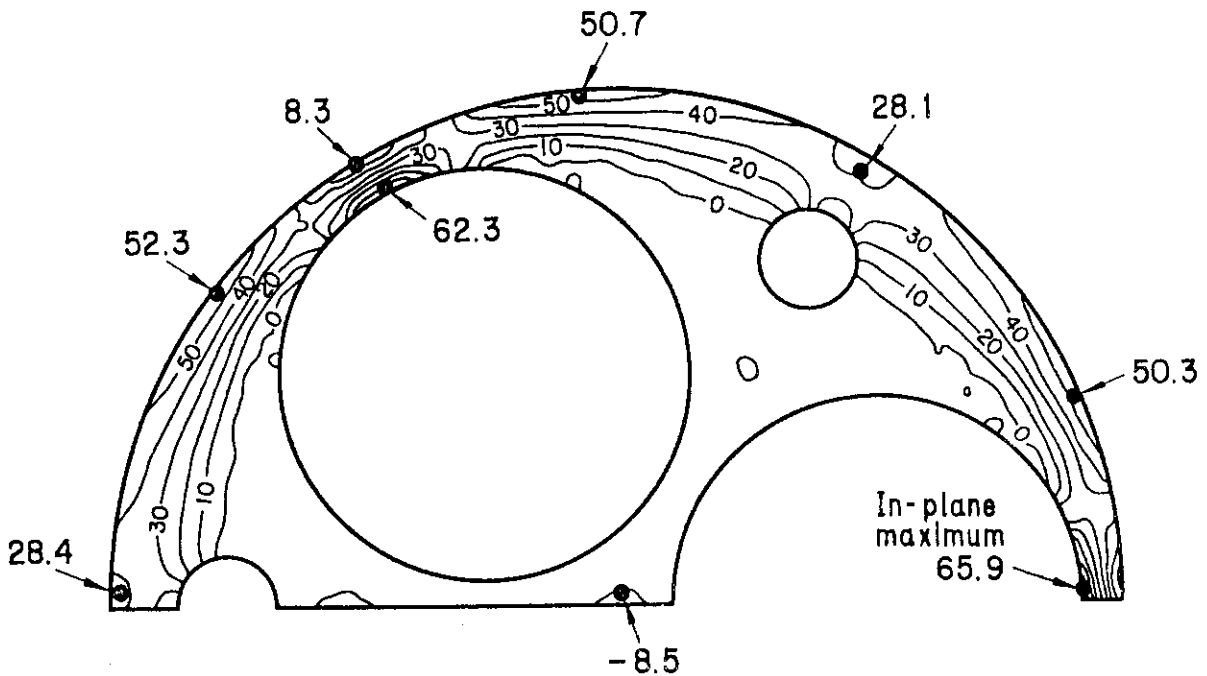


Fig. 3.6 Distribution of maximum principal in-plane stress at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

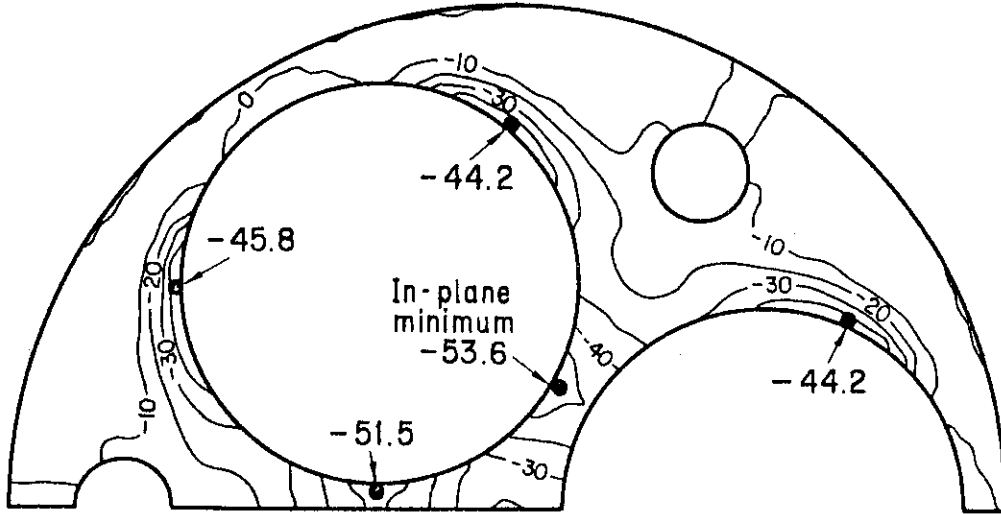


Fig. 3.7 Distribution of minimum principal in-plane stress at axial 16th mesh (588 mm distant from bottom) in the graphite block. Numbers in the figure indicate the stress values ( $\text{kg/cm}^2$ ).

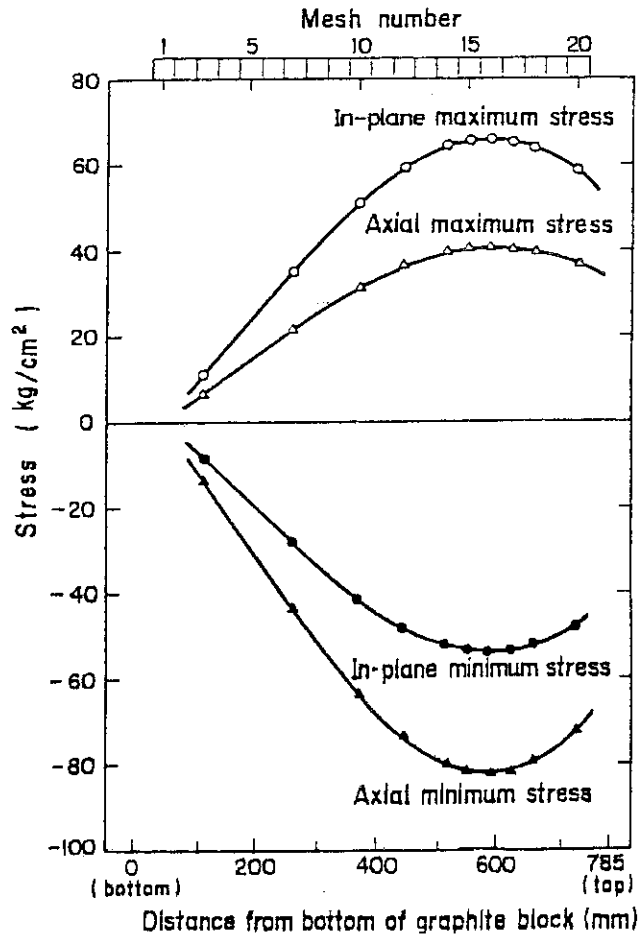


Fig. 3.8 Variation of maximum and minimum thermal stresses with axial position.