

JAERI-M

5998

機械的応力に対する黒鉛材料の
異方性の効果

1975年2月

荒井 長利・佐藤 貞夫

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.

機械的応力に対する黒鉛材料の異方性の効果

日本原子力研究所・動力炉開発管理室

荒井 長利・佐藤 貞夫

(1975年1月31日受理)

高温ガス炉の燃料体は主として黒鉛材料から構成されるが、この黒鉛材料の物性値は、一般に未照射でも多少の、また中性子照射によって増大する異方性を有している。原子炉で照射される黒鉛構造物に発生する応力と弾性係数、線膨張係数、照射寸法変化および照射クリープなどの異方性との関係が、中空円筒を例として異方性粘弾性理論に基づいて、定性的定量的に検討された。

この結果、最も異方性の著しいH-327黒鉛では、熱応力、照射応力に対して異方性効果が有意であるが、その他の準等方性黒鉛では重要でないことが解った。また本検討によって、工学的な応力解析のための幾つかの重要な知見が得られた。

Analytical Study of Mechanical Stresses of Graphite Structures with Attention to Anisotropic Properties

Taketoshi ARAI and Sadao SATOH

Office of Power Reactor Project, Tokai, JAERI

(Received January 31, 1975)

Fuel elements for high-temperature gas-cooled reactors are mainly composed of graphite structurally, which has as-fabricated anisotropies; these increase with fast neutron irradiation.

The relations have been studied between mechanical stresses introduced by reactor irradiation and anisotropies in Young's modulus, coefficient of thermal expansion, irradiation-induced dimensional change and creep. The stresses in a hollow cylinder were analyzed both qualitatively and quantitatively on the basis of an anisotropic viscoelastic theory.

The effects of anisotropies on thermal and irradiation stresses are appreciable in H-327 graphite of highest anisotropy, but insignificant in graphites of near-isotropy. The information obtained is useful for engineering stress analyses.

目 次

1 序 論	1
2 応力変化に対する異方性効果	1
2.1 基本的仮定	1
2.2 弾性係数の異方性効果	4
2.3 線膨張係数の異方性効果	6
2.4 照射寸法変化の異方性効果	8
2.5 照射クリープの異方性効果	12
3 結 論	14
参考文献	15

1 序 論

高温ガス炉の燃料体または炉心構造物として、黒鉛または黒鉛を基材とする材料が数多く使用されている。これらの黒鉛材料はその素材、成形法によって独特の材料特性を有している。従って、炉心の構造設計において、黒鉛構造物の機械的挙動を評価する場合には、それぞれの材料特性に即した慎重な解析が必要となる。黒鉛材料の材料特性のうちで特徴的なことは、種々の異方性があるということである。これらのうち、機械的挙動に関連するものとして以下の4点があげられる。

- (1) 弾性変形(ヤング率)の異方性
- (2) 熱変形(線膨張係数)の異方性
- (3) 高速中性子照射による寸法変化の異方性
- (4) 照射クリープ(クリープパラメータ)の異方性

このような種々の異方性が構造物に発生する応力にどのような影響を与えるものであるかを検討しておくことは、黒鉛構造物の構造設計の際の工学的判断のため、また黒鉛構造物の開発研究の方向と重視点を検討するためにも重要と考えられる。

黒鉛材料における異方性効果に言及している研究例として、既に、中空円筒の熱応力に対する Tu-Lung Weng¹⁾ や畑²⁾ らの研究がある。黒鉛材料が原子炉で使用される場合、上記(3)および(4)という新たな異方性が考慮されなければならない。

この報告書は、上記の4つの異方性の発生応力への影響を数式的に検討し、また、高温ガス炉用黒鉛材料を想定して数値的な具体的比較を述べたものである。

2 応力変化に対する異方性効果

2.1 基本的仮定

黒鉛材料の異方性を考慮して黒鉛構造物の照射中における応力変化を得るためには異方性粘弾性解析モデルが必要となる。われわれはここで応力変化に対する異方性効果に注目するという意味でかつ、現実的で応用性に富む次のような計算体系を仮定する。

形状は内半径 a 、外半径 b の無限中空円筒とし、この中空円筒が横等方性(対称軸に垂直な平面内の等方性, *transverse isotropy*)を有し、平面ひずみ状態にあるものとする。この円筒は内外面で圧力を受けることなく、単に厚さ方向の変形の差によってのみ応力が発生するものとする。

このような中空円筒が炉心内におかれた場合、応力の発生原因としては熱変形と照射変形の2種類が考えられる。この2つの発生因子に照射によるクリープ現象を考慮する。この場合、一般化されたフックの法則は次式にて表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_r = \frac{1}{E_r} \sigma_r - \frac{\nu_1}{E_r} \sigma_\theta - \frac{\nu_2}{E_z} \sigma_z + g_r \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\theta} &= -\frac{\nu_1}{E_r} \sigma_r + \frac{1}{E_r} \sigma_{\theta} - \frac{\nu_2}{E_z} \sigma_z + g_{\theta} \\ \varepsilon_z &= -\frac{\nu_2}{E_z} \sigma_r - \frac{\nu_2}{E_z} \sigma_{\theta} + \frac{1}{E_z} \sigma_z + g_z \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} g_r &= \alpha_r T + \eta_r + \int_0^r \varepsilon_r^c d\gamma \\ g_{\theta} &= \alpha_r T + \eta_r + \int_0^r \varepsilon_{\theta}^c d\gamma \\ g_z &= \alpha_z T + \eta_z + \int_0^r \varepsilon_z^c d\gamma \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

上式(2)の右辺第1項は熱変形ひずみ、第2項は照射寸法変化、第3項は照射クリープひずみを表わしている。また、 γ は高速中性子照射量、 T は厚さ方向の温度分布である。

さらに上式において、物性値は次のような意味をもっている。ヤング率 E については、等方平面内の値が E_r 、対称軸に平行な方向の値を E_z とする。ポアソン比 ν については、等方平面内の力によって生ずる等方平面内の2軸方向のひずみの比が ν_1 、軸方向の力によって生ずる等方平面内のひずみと軸方向のひずみとの比を ν_2 とする。線膨張係数 α と照射寸法変化 η についてはヤング率と同様の意味で付号がついている。

以上の基本的仮定によって半径応力 σ_r 、円周応力 σ_{θ} 、軸応力 σ_z はそれぞれ以下の式で与えられる。

$$\sigma_r(r) = \frac{E_r E_z}{2(E_z - \nu_2^2 E_r)} \left[\frac{b^2(r^2 - a^2)}{r^2(b^2 - a^2)} \{ I_2(b) - I_1(b) \} - I_2(r) + I_1(r) \right] \quad (3)$$

$$\sigma_{\theta}(r) = \frac{E_r E_z}{2(E_z - \nu_2^2 E_r)} \left[\frac{b^2(r^2 + a^2)}{r^2(b^2 - a^2)} \{ I_2(b) - I_1(b) \} + I_2(r) + I_1(r) \right. \\ \left. - 2 \{ g_{\theta}(r) + \nu_2 g_z(r) \} \right] \quad (4)$$

$$\sigma_z(r) = \frac{2E_z}{b^2 - a^2} \int_a^b r g_z dr - E_z g_z(r) \\ + \frac{\nu_2 E_r E_z}{E_z - \nu_2^2 E_r} \left[\frac{b^2}{b^2 - a^2} \{ I_2(b) - I_1(b) \} + I_1(r) - g_{\theta}(r) - \nu_2 g_z(r) \right] \quad (5)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} I_1(r) &= \int_a^r \frac{g_r - g_{\theta}}{r} dr \\ I_2(r) &= \frac{1}{r^2} \int_a^r r (g_r + g_{\theta} + 2\nu_2 g_z) dr \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

上記の応力計算式は問題の性格上、考えている時間間隔または照射量間隔について表示すべきであるが、記述を簡明にするため時間に関する増分記号 Δ を省略している。

照射クリーブとしては定常クリーブのみを考慮している。この定常クリーブ変形に対するクリーブひずみ増分の関係式の第1は次式によっている。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_r^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} \left\{ A_r \bar{\sigma}_r - \left(A_r - \frac{A_z}{2} \right) \bar{\sigma}_\theta - \frac{A_z}{2} \bar{\sigma}_z \right\} \\ \Delta \varepsilon_\theta^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} \left\{ - \left(A_r - \frac{A_z}{2} \right) \bar{\sigma}_r + A_r \bar{\sigma}_\theta - \frac{A_z}{2} \bar{\sigma}_z \right\} \\ \Delta \varepsilon_z^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} A_z \left\{ - \frac{1}{2} (\bar{\sigma}_r + \bar{\sigma}_\theta) + \bar{\sigma}_z \right\} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

この関係式ではごく一般的な構造解析においてみられる定容積変化の仮定および黒鉛の応力解析で多くみられる横等方性の仮定を行なっている。上式で A_r 、 A_z はクリーブ変形の異方性係数であり、 r 、 z の付号の意味は先のヤング率や線膨張係数と同様である。 $\bar{\sigma}_i$ 、 $\Delta \varepsilon_i^c$ ($i = r, \theta, z$)は照射量間隔 $\Delta \gamma$ の間の平均応力とクリーブひずみ増分である。 $\Delta \varepsilon_{eq}^c$ および σ_{eq} はそれぞれ相当クリーブひずみ増分および相当応力であって、これは単軸クリーブ試験によって、近似的に

$$\Delta \varepsilon_{eq}^c = k_c(T) \sigma_{eq} \Delta \gamma \quad (8)$$

の関係にある。ここで k_c は照射クリーブ定数であり、一般に温度 T に依存している。

上記クリーブ法則とは異なる半実験的な照射クリーブ法則がStevensら³⁾によって使用されている。この法則によるクリーブひずみ増分の関係式は先の異方性係数 A_r 、 A_z の代りにクリーブポアソン比 (Poisson's ratio in creep) ν_c が新しくパラメータとして導入されており、次式にて与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_r^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} \left\{ \bar{\sigma}_r - \nu_c (\bar{\sigma}_\theta + \bar{\sigma}_z) \right\} \\ \Delta \varepsilon_\theta^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} \left\{ \bar{\sigma}_\theta - \nu_c (\bar{\sigma}_r + \bar{\sigma}_z) \right\} \\ \Delta \varepsilon_z^c &= \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^c}{\sigma_{eq}} \left\{ \bar{\sigma}_z - \nu_c (\bar{\sigma}_\theta + \bar{\sigma}_r) \right\} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

以上の基本式における線膨張係数 α 、ヤング率 E およびクリーブ定数 k_c の温度依存性は半径方向一様、すなわち半径方向の平均的温度について考えることとしている。なお、本解析ではヤング率と線膨張係数の温度依存性および照射依存性は考慮しないこととしている。

これら基本的仮定に基づいた具体的数値計算は計算コードMULSIIES⁴⁾を用いて実行された。本解析では数値的検討の一部として特定の黒鉛材料に対する応力計算を含んでいる。これらの黒鉛材料はIM2-24, SM1-24, H-327, H-451であり、これらの代表的物性値を

Table 1 に示す。また、これらのうち IM2-24 と H-327 両黒鉛材料の照射寸法変化曲線を Fig. 1 と Fig. 2 に示す。さらにまた、照射クリープ定数として本解析に使用した値を Fig. 3 に示す。

なお、最後に、実際に実験的に得られている上記物性値と本計算モデルとの関係を明らかにしておく。黒鉛ブロックの製造法には押し出し (extrusion) または型押し (molding, pressing) がある。具体的には第 2.3 節においてふれるが、この製造法によって物性値の異方性が異なることを先ず注意しておこう。押し出し成形材または型押し成形材についての現実の物性値の測定は、押し出しまたは型押し方向に垂直 (⊥) と平行な方向 (∥) とについて行なわれている。そして、垂直な方向 (⊥) についての物性値が等方であることが知られている。従って、円筒の対称軸方向 (z) を成形方向に平行 (∥) に、そして等方平面方向を垂直な方向 (⊥) に一致させるものとする。すなわち、 $E_r = E_{\perp}$ 、 $E_z = E_{\parallel}$ 、 $\alpha_r = \alpha_{\perp}$ 、 $\alpha_z = \alpha_{\parallel}$ などとする。

2.2 弾性係数の異方性効果

弾性係数の異方性効果としてヤング率とポアソン比の異方性が考えられるが、前節の式(3)~(5)より明らかなごとくポアソン比 ν_1 (等方面内における力による等方面内の 2 軸方向のひずみ比) が 3 軸応力に無関係であるのでこの異方性そのものは考える必要がない。したがって、弾性係数の異方性問題はヤング率の異方性を検討することに帰着する。

簡単のためヤング率の異方性効果を熱通過に対する熱応力問題によって考えてみる。この際ポアソン比 ν_2 の影響も合せ考えることにする。熱通過問題の温度分布は温度差を ΔT 、外表面の温度 (0 であってもよい) を T_b とすると

$$T(r) = T_b + \Delta T \frac{\ln b/r}{\ln b/a} \quad (10)$$

となる。さらに、この温度範囲において両方向の線膨張係数 α_r 、 α_z を一定とすると、上記温度分布に対する熱応力計算式は前節の式(3)~(5)から次のように簡略化される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i(r) &= \frac{E_r (\alpha_r + \nu_2 \alpha_z) \Delta T}{1 - \nu_2 \frac{E_r}{E_z}} \varphi_i \quad (i = r, \theta) \\ \sigma_z(r) &= \left\{ \alpha_z E_z + \frac{\nu_2 (\alpha_r + \nu_2 \alpha_z) E_r}{1 - \nu_2 \frac{E_r}{E_z}} \right\} \Delta T \varphi_z \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

ただし

$$\begin{aligned} \varphi_r &= \frac{1}{2} \left(\frac{\xi^2 - 1}{\beta^2 - 1} - \frac{\ln \xi}{\ln \beta} \right) \\ \varphi_{\theta} &= \frac{1}{2} \left(\frac{1 - \ln \xi}{\ln \beta} - \frac{\xi^2 + 1}{\beta^2 - 1} \right) \\ \varphi_z &= \varphi_r + \varphi_{\theta} = \frac{1}{2} \left(\frac{1 - 2 \ln \xi}{\ln \beta} - \frac{2}{\beta^2 - 1} \right) \end{aligned}$$

線膨張係数の異方性を含めた異方性効果の検討は次節に譲るものとして、ここでは、ヤング率の異方性のみを考察するために線膨張係数は等方とし、これを α とする。このように仮定すれば、ヤング率の異方性効果をより簡明に表わすものとして次の関係が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i / [\alpha E_r \Delta T \phi_i] &= \frac{1 + \nu_2}{1 - \nu_2} \frac{E_r}{E_z} & (i = r, \theta) \\ \sigma_z / [\alpha E_z \Delta T \phi_z] &= \frac{1 + \nu_2}{1 - \nu_2} \frac{E_r}{E_z} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

さらに、最大応力を考える点から重要となる内外表面 $r = a$, $r = b$ における応力は以下のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta(j) &= \alpha E_r \Delta T \frac{1 + \nu_2}{1 - \nu_2} \frac{E_r}{E_z} \phi_j \\ \sigma_z(j) &= \alpha E_z \Delta T \frac{1 + \nu_2}{1 - \nu_2} \frac{E_r}{E_z} \phi_j \end{aligned} \right\} \quad (j = a, b) \quad (13)$$

上の関係式において ϕ_i ($i = r, \theta, z$) および ϕ_j ($j = a, b$) は $\beta = b/a$, $\xi = b/r$ の形状のみによって定まる係数であり、特に、 $\phi_a = \phi_\theta(r=a) = \phi_z(r=a)$, $\phi_b = \phi_\theta(r=b) = \phi_z(r=b)$ であって、それぞれ下記の式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \phi_a &= \frac{1}{2 \ln \beta} - \frac{\beta^2}{\beta^2 - 1} \\ \phi_b &= \frac{1}{2 \ln \beta} - \frac{1}{\beta^2 - 1} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

上の2つの基本関係式(12), (13)は、両方向の主応力をそれぞれの方向の単純熱応力、ヤング率の異方性効果、および形状因子の3つに分解して表わしたものである。つまり、ヤング率の異方性効果をそれぞれの方向の単純熱応力に対する比として理解することができる。さらに、式(13)によって特定の円筒における熱応力の最大値を得ることができる。本式を用いた具体的利用のため式(14)の形状係数 ϕ_a , ϕ_b をFig. 4に示す。なお、この図における形状因子 b/a は高温ガス炉用ブロック型棒状燃料において予想される黒鉛スリーブの大方の寸法範囲を含んでいる。

ヤング率の異方性に関し上記の熱理過問題における熱応力の数値的比較について以下に述べる。まず式(11)に対応して、ヤング率の異方性 E_r/E_z をパラメータとした3軸応力の厚さ

方向の分布を Fig. 5 と Fig. 6 に示す。これは $\Delta T = 50^\circ\text{C}$, $b/a = 1.286$, $\alpha_r = \alpha_z = 5 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, $\nu_2 = 0.15$ の計算条件の基礎、Fig. 5 では E_r を、Fig. 6 では E_z を、それぞれ $1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ と固定し、他の方向のヤング率を変えて 3 軸応力の変化をみたものである。この結果から

- (i) 面内方向のヤング率すなわち E_r が一定 ($1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$) のときは、面内方向の応力すなわち σ_r , σ_θ は、他の方向のヤング率すなわち E_z ($0.9 \sim 1.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$) によってはほとんど影響されないこと、
- (ii) しかし垂直方向のヤング率 E_z が一定 ($1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$) であっても垂直方向の応力 σ_z は E_r の $0.5 \sim 1.3 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ 程度の変化に対して多少影響を受けること、
- がわかる。これらのことは、各方向の熱応力がそれぞれの方向のヤング率を用いてほぼ 1 次的に近似できることを示唆している。しかし、なお、ポアソン比 ν_2 の影響をも検討すべきである。このため、式 (12) に対応するものとして、黒鉛材料で予想されるポアソン比 ν_2 をパラメータとしたヤング率の異方性 (E_r/E_z) 効果を、 σ_θ および σ_r に対しては Fig. 7 に、 σ_z に対しては Fig. 8 に、それぞれ示す。この 2 つの図は縦軸がそれぞれの方向の単純熱応力に対する応力比である。したがって、横軸を他の方向のヤング率の変化とみなすことによってヤング率の異方性効果を知ることができる。この 2 つの図によって次のことが結論される。
- (i) 半径応力および円周応力に対するヤング率の異方性効果 (他の方向、つまり軸方向のヤング率 E_z の影響) は、ポアソン比 ν_2 によって若干の変化はあるものの、きわめて僅少である。すなわち、 $E_r/E_z = 1.0 \pm 0.5$ に対して、異方性による応力は、 $\nu_2 = 0.1$ のとき $\pm 0.5\%$, $\nu_2 = 0.2$ のとき $\pm 2\%$ である。

しかし、

- (ii) 軸応力に対するヤング率の異方性効果 (等方平面のヤング率 E_r の影響) は、比較的著しく、かつ、ポアソン比 ν_2 の影響も無視できない。すなわち、 $E_r/E_z = 1.0 \pm 0.5$ に対して、異方性による応力変化は、 $\nu_2 = 0.1$ のとき約 $\pm 5\%$, $\nu_2 = 0.15$ のとき約 $\pm 8\%$, $\nu_2 = 0.2$ のとき約 $\pm 10\%$ となる。

ところで、この 2 つの図は任意の温度差および物性値に対してそれぞれの方向の応力分布を得るために直接的に使用できるものである。さらに、円周応力と軸応力の最大値の相対的大小とヤング率の異方性との関係は、式 (13) によって、次に与えられる。

$$\frac{\sigma_\theta}{\sigma_z} = \frac{1 + \nu_2}{E_z/E_r + \nu_2} \quad (15)$$

この関係を Fig. 9 に示す。この図は両応力成分の比が応力の多軸性によって両ヤング率の比よりも小さくなっていることを示している。

以上本節では、熱応力に対するヤング率の異方性効果のみを考えてみた。

2.3 線膨張係数の異方性効果

前節 2.2 と同様の熱応力問題を線膨張係数 α の異方性をも含めて考えてみる。ヤング率および線膨張係数の異方性をそれぞれ

$$x \equiv E_r/E_z \quad y \equiv \alpha_r/\alpha_z \quad (16)$$

とおくと、前節の式(11)は次のように書き表わせる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i(r) &= \alpha_r E_r \Delta T \frac{1 + \nu_2 / y}{1 - \nu_2^2 x} \varphi_i & (i = r, \theta) \\ \sigma_z(r) &= \alpha_z E_z \Delta T \frac{1 + \nu_2 y x}{1 - \nu_2^2 x} \varphi_z \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

また、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i / [\alpha_r E_r \Delta T \varphi_i] &= \frac{1 + \nu_2 / y}{1 - \nu_2^2 x} & (i = r, \theta) \\ \sigma_z / [\alpha_z E_z \Delta T \varphi_z] &= \frac{1 + \nu_2 y x}{1 - \nu_2^2 x} \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

これらの関係式における φ_i 、 φ_z は前節の式(11)で定義されているものである。また、これらの式で $y = 1$ としたものが前節に掲げた基本式となっている。

以上の基本的関係に基づいてヤング率の異方性と熱膨張の異方性ととの合成効果を前節と同様に数値的に比較する。まず、ポアソン比 $\nu_2 = 0.15$ と固定し、半径方向および円周方向と軸方向との応力と各方向の $\alpha_i E_i$ ($i = r, z$)との関係を、ヤング率の異方性 x および熱膨張の異方性 y をパラメータとしてそれぞれFig. 10とFig. 11に示す。これらの図によって両者の異方性効果について次のように言うことができる。

- (i) 半径方向および円周方向の応力に対しては、すでに前節で明らかにされたように、ヤング率の異方性効果はきわめて僅少であるが、これに対して熱膨張の異方性効果(軸方向の線膨張係数の影響)は無視できない程度のものである。
- (ii) 軸方向応力に対しては、熱膨張の異方性効果(等方平面内の熱膨張の影響)はヤング率の異方性効果と同程度に無視し得ないものであり、とくにヤング率の異方性が大きい(面内方向のヤング率が大きい)程著しい。

次に、以上のような定性的な結論を、ポアソン比 ν_2 の影響を含めてヤング率および線膨張係数の異方性効果を定量的に検討してみる。このために式(18)の関係を図示したものがFig. 12およびFig. 13である。本図に示してある物性値および物性値の異方性は、大方の原子炉級黒鉛材料を含むものである。両図からポアソン比 ν_2 そのものが熱応力の大小に相当の影響を及ぼすと同時に、ヤング率と線膨張係数の異方性効果にも無視し得ない影響を与えていることがわかる。このことを明解にするために、3軸の各方向の物性値を用いた熱応力と他の方向のヤング率、線膨張係数との異方性を考慮した熱応力との比較をポアソン比との関係で示すものがTable 2の(a)と(b)である。すなわち、3軸方向のいずれについても、異方性を考慮した熱応力と各方向の物性値を用いた熱応力との差、つまり異方性効果は、ポアソン比 ν_2 が大きい程大きくなる。また、半径応力および円周応力に対する異方性効果は、ヤング率の異方性が大きい程また線膨張係数の異方性が小さい程著しくなり、他方、軸応力に対する異方性効果は、ヤング率の異方性と線膨張係数の異方性とがともに大きい程著しい。Table 2で想定したポアソン比 ν_2 および異方性の範囲内(ポアソン比 $\nu_2 = 0.1 \sim 0.2$, ヤング率の異方性 $E_r /$

$E_z = 0.5 \sim 1.5$, 線膨張係数の異方性 $\alpha_r / \alpha_z = 0.5 \sim 5.0$) では, 円周応力に対して約 20% の増ないし約 15% の減, 軸応力に対して約 110% 増ないし約 14% 減のそれぞれの異方性効果がみられている。

次に, 円周応力と軸応力の最大値の相対的大小は, 前節と同様に, 線膨張係数の異方性をも含めて, 式(17) から得られる次式によって与えられる。

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_z} = \frac{\alpha_r / \alpha_z + \nu_2}{E_z / E_r + \nu_2 \alpha_r / \alpha_z} \quad (19)$$

この関係を図示したものが Fig. 14 である。この図によって, ヤング率および線膨張係数の異方性, ポアソン比が与えられた場合の熱応力成分の比が直ちに得られる。

最後に, ヤング率と線膨張係数の異方性効果について, Table 1 に掲げた 4 種類の現実的な黒鉛材料に対して, 同一条件での熱応力を Fig. 15 に示す。この図に見られるような材料銘柄による発生応力の特徴を明解にするため, 現実の黒鉛材料の成形法とヤング率, 線膨張係数の異方性との関係について補足しておく。つまり, 一般に, ヤング率は型込み材では $E_r > E_z$ であり, 型押し材では $E_z > E_r$ となり, 線膨張係数はヤング率と全く逆の傾向, すなわち, 型込み材で $\alpha_z > \alpha_r$, 型押し材で $\alpha_r > \alpha_z$ となる。これらは現実材料におけるヤング率の異方性と線膨張係数の異方性が逆の関係になることを意味し, この関係によって, 現実の異方性効果が減少するかまたは応力的に緩和する傾向を示すことになる。つまり, 最も異方性の著しい型押し材 H-327 の場合でも, ポアソン比 0.2 の場合, 異方性を考慮しない応力に対して, 円周応力が約 15% の減少, 軸応力は約 20% の増加である。その他の黒鉛材料では異方性効果が小さく, 熱応力成分は各方向の物性値を用い等方と仮定して評価して良いと言える。

2.4 照射寸法変化の異方性効果

黒鉛材料における照射寸法変化は一般に, 高速中性子照射量ばかりでなく照射温度にも依存している。この照射寸法変化を熱変形と同じ範疇に入れ, 熱応力のような 2 次応力が誘起されるとする計算モデルが黒鉛の照射応力の解析に現在広く用いられている (2.1 節基本的仮定参照)。さて, 照射寸法変化による応力は照射段階のものであり, しかもこの段階では照射クリープによる応力緩和が存在する。したがって 3 軸応力の絶対値そのものは, 照射寸法変化と照射クリープとの関連において決定される。この意味で, 各応力の照射量に対する変化は, とくに照射クリープ定数の設定に依存しており, 任意性の強いものである。そこで, 本節においては, 照射寸法変化の異方性そのものの発生応力に対する影響の特徴を明らかにするため次のような単純化した体系を考えることにする。

照射寸法変化そのもののみによって発生する 3 軸応力と照射寸法変化の異方性との関係は以下のような考察から得られる。まず, たとえば第 2.1 節の Fig. 1, Fig. 2 などに見られるごとく, 半径方向, 軸方向ともに, それぞれにある特定の温度範囲で, あるいは温度差が小さければ, 黒鉛材料の照射寸法変化が任意の照射量において, 温度に関する一次式で近似し得ることがわかる。そこで, 今, 前節でも用いたような円筒での熱通過問題の場合の温度分布を, かつ, それが照射量に対して不変である場合を考える。このような場合, 任意の照射量に対して,

半径方向および軸方向の照射寸法変化は次のように表わすことができる。

$$\eta_i(r) = \eta_{ib} + \Delta\eta_i \frac{\ln b/r}{\ln b/a} \quad (i=r, z) \quad (20)$$

ここで、 η_{ib} は円筒の外表面の照射寸法変化、また、 $\Delta\eta_i$ は円筒の内面と外面との変形差

$$\Delta\eta_i = \eta_{ia} - \eta_{ib} \quad (i=r, z) \quad (21)$$

である。つまり、簡単に言えば、 η_{ib} 、 $\Delta\eta_i$ とは、それぞれ任意の照射量における照射寸法変化の絶対値および変形差を代表する指標である。なお、 $\Delta\eta_i$ の付号に注意しておく。 $\Delta\eta_i > 0$ の場合は低温側が高温側より照射による収縮が大きいことを意味し、 $\Delta\eta_i < 0$ はこの逆の場合であり、後者の方が黒鉛材料の場合より一般的である。

照射寸法変化として式(20)を用いると、これによって発生する3軸応力は熱応力と全く類似なものとなり、これらは次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i(r) &= \frac{E_r}{1-\nu_2^2} \frac{E_r}{E_z} (\Delta\eta_r + \nu_2 \Delta\eta_z) \varphi_i \quad (i=r, \theta) \\ \sigma_z(r) &= \left\{ E_z \Delta\eta_z + \frac{\nu_2 E_r}{1-\nu_2^2} \frac{E_r}{E_z} (\Delta\eta_r + \nu_2 \Delta\eta_z) \right\} \varphi_z \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

上式の φ_i ($i=r, \theta, z$)は寸法のみによって定まる形状因子であり、第2.2節の式(11)で定義されたものである。また、上式(22)は

$$\left. \begin{aligned} x &\equiv E_r / E_z \\ \mu &\equiv \Delta\eta_r / \Delta\eta_z \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

とおくことによって前節2.3の式(17)に類似した次式に変換することができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i / \varphi_i &= E_r \Delta\eta_r \frac{1 + \nu_2 / \mu}{1 - \nu_2^2 x} \quad (i=r, \theta) \\ \sigma_z / \varphi_z &= E_z \Delta\eta_z \frac{1 + \nu_2 \mu x}{1 - \nu_2^2 x} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

すなわち、照射寸法変化の異方性効果は半径方向と軸方向との照射寸法変化の温度依存性に起因する異方性 μ ($\Delta\eta_r / \Delta\eta_z$)によって記述される。前節2.3では半径方向と軸方向とにおける線膨張係数の異方性 γ (α_r / α_z)による熱変形の異方性効果を論じたが、式(17)と上式(24)との対応から照射寸法変化の異方性効果は数式的には線膨張係数の異方性効果と同様に考えて良いことがわかる。つまり、照射寸法変化のみによって発生する応力は、照射寸法変化の絶対値そのものには無関係であり、ただ厚さ方向の温度差に起因する寸法変化差($\Delta\eta_r$, $\Delta\eta_z$)によって決定され、その寸法変化差の異方性($\Delta\eta_r / \Delta\eta_z$)の影響は、熱応力に対する線膨張係数の異方性(α_r / α_z)の影響と全く同様に評価し得るということである。ただし、寸法変化差の異方性 $\mu = \Delta\eta_r / \Delta\eta_z$ については、線膨張係数の異方性 γ とは内容的に若

干の違いがあることに注意する必要がある。これは、 $\Delta\eta_r$ と $\Delta\eta_z$ の符号が逆の場合、すなわち、照射寸法変化の温度依存度が逆の場合、つまり、 μ が負の値になる（たとえば、一方向が温度の高い程収縮が大きくなる寸法変化をするのに対して、他方が逆に収縮が小さくなる）ような場合もあることである。

さて、式(24)に関連して、具体的な黒鉛材料を例にとり、照射寸法変化による応力をやや数値的に検討してみる。ここでは、等方性黒鉛および異方性黒鉛の代表例として、それぞれ IM2-24 黒鉛と H-327 黒鉛とをとりあげる。さらに、照射寸法変化の温度に対する変化が直線的であること、および、照射寸法変化の照射量に対する勾配も照射量の少ない段階ではほぼ直線的であることが満され、式(24)との関係づけが比較的容易となる、円筒の内外表面温度が 1050°C/1000°C の場合を考えてみる。

まず最初として、照射寸法変化の異方性効果のみに注目するという意味でヤング率の等方性を仮定する。この場合の円筒の内外表面における円周応力と軸応力とを照射量との関係で示したものが Fig. 16 である。これらの計算条件は次の通りである。

外半径対内半径比	$b/a = 1.286$
外表面温度	$T_b = 1000^\circ\text{C}$
温度差	$\Delta T = 50^\circ\text{C}$
ヤング率	$E_r = E_z = 1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$
ポアソン比	$\nu_z = 0.15$
照射クリープ定数	$k_c = 5 \times 10^{-26} \text{ cm}^2/\text{kg} \cdot \text{cm}^2/\text{n}$
照射クリープパラメータ	$A_r = A_z = 1.0 (\nu_c = 0.5)$

ただし、クリープ定数は第 2.1 節の Fig. 3 によっており、温度依存を外表面の温度で代表させている。

Fig. 16 にみられる IM2-24 黒鉛と H-327 黒鉛の発生応力の違いと式(24)との関連を明解にするため、この場合の両黒鉛の寸法変化差 $\Delta\eta_r$ 、 $\Delta\eta_z$ を第 2.1 節に示した線図に基づいて Fig. 17 と Fig. 18 とに示す。

Fig. 16 にみられる特徴的なこととして次の点をあげることができる。

- (i) IM2-24 黒鉛の場合は円周応力と軸応力とがほとんど等しく、他方、
- (ii) H-327 黒鉛では円周方向と軸方向の応力にはっきりした差がみられ、軸方向は円周方向よりも大きな応力値を示している。

これらの特徴は式(24)および Fig. 17, Fig. 18 の関係から比較的容易に説明される。すなわち、まず第 1 に、IM2-24 黒鉛では、照射寸法変化差およびこれの照射量に対する変化が半径方向と軸方向とでほとんど等方的であるのに対し、H-327 黒鉛では 1000~1050°C において、軸方向の寸法変化差が半径方向のそれより圧倒的に大きいという非等方性があることである。そして、第 2 に、この計算例の場合、IM2-24 黒鉛の寸法変化差の異方性 μ が 1.2~1.0 でありこの異方性効果が無視できるが、一方、H-327 黒鉛では μ が 0.3~0.1 でありその異方性効果が円周応力に対して約 30~120% の増、軸方力に対して約 10% の減となっていることである。

以上、照射寸法変化の異方性効果に注目するという意味で、ヤング率を等方と仮定してのや

や理想的な条件で考えてみた。次に、それぞれの材料に固有のヤング率 (Table 1 参照) をも考慮した数値的比較を述べることにする。上記と同様の IM2-24 と H-327 の両黒鉛に対し、照射温度 400°C ~ 1200°C の間での照射寸法変化によって発生する内表面の照射応力を Fig. 19 と Fig. 20 とに示す。なお、クリープ定数は Fig. 3 による値で等方的とし、またその他の計算条件は前述のものと同様であり、温度差 50°C、ポアソン比 0.15、などである。

以下これらの図に表われている応力変化について、黒鉛材料の相違とその温度依存性に注目しつつ、特徴的なことを記す。

はじめに、前述の Fig. 16 との相違、つまりヤング率の影響について触れておく。材料に固有なヤング率 E_r 、 E_z は $1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ とは異なり、またこのことによって異方性効果も伴ってくる。1000°C における両応力変化を比較すると、先ず、 $1 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ 程度の低照射領域では、等方的な IM2-24 黒鉛では予想どおり、また H-327 黒鉛でも若干の異方性効果があるものの、やはりほとんどヤング率の変動分だけ応力が変化している。さらに、照射量 $5 \times 10^{20} \sim 1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ で引張応力の最大値に達するが、この応力値は両黒鉛材料ともにヤング率の変化に影響されていない。これは主として照射クリープによるものである。両黒鉛材料では、照射温度 800 ~ 1000°C で最大引張応力になるが、この最大値がヤング率のバラッキに影響されないということは、工学的設計評価の面から極めて好都合な特性と言える。

次に、両黒鉛における応力変化と照射温度との関連を考えてみる。応力変化に係わる第 1 因子すなわち照射寸法変化差 $\Delta \eta_r$ 、 $\Delta \eta_z$ の温度依存性については、すでに Fig. 17、18 に示してある。更にこの図に基づいて、温度差 50°C での寸法変化差の異方性 $\mu = \Delta \eta_r / \Delta \eta_z$ について調べてみると次のようである。IM2-24 黒鉛では、1000°C で $\mu \approx 1$ であるのに対し、1000°C 以外では $1 < \mu < 3$ 程度の異方性が生じてきている。ただし、600°C 付近の高照射量で例外的に $\mu < 0$ になっている。他方、H-327 黒鉛では、温度 800°C 以上で $\mu < 1$ であり、かつ照射量が増加する程異方性が拡大していく。また、400°C では、 $\mu < 0$ であり最小値 $\mu \approx -0.1$ になる。

まず黒鉛材料の寸法変化で一般的な $\mu > 0$ の場合、つまり $\Delta \eta_r$ と $\Delta \eta_z$ とが同符号の場合を考えてみる。この場合、IM2-24 黒鉛では $\mu > 1$ であって、特に 800°C 付近では最大 $\mu \approx 3$ にもなるが、それにも拘らず軸方向応力は円周応力に近い値となっている。これは Table 2 から推定されるように若干の異方性効果 (円周応力に対しては減少方向、軸応力に対しては増加傾向である) はあるもののこの異方性効果では説明し得ない。また、H-327 黒鉛では多くが $\mu < 1$ であり、最低 0.1 程度となる。この場合の異方性効果は前に述べてあるように円周方向に対してやや大きくなる。しかし、この異方性効果のみでは発生応力の比較が説明し得ない。結局、照射寸法変化による発生応力は照射クリープに著しく影響されており、全体として照射クリープが応力変化を支配しているとみて良い。

次に、照射寸法変化の例外的特徴である $\mu < 0$ の場合を考えてみる。このことについては既に本節のはじめの部分でもやや触れておいた。このような場合、本計算例について言えば、円周応力と軸応力とはそれぞれの方向の $\Delta \eta$ に応じて圧縮または引張となるのが一般的である。H-327 黒鉛の場合の照射温度 500°C 以下で $\Delta \eta_r > 0$ 、 $\Delta \eta_z < 0$ となって $\mu < 0$ の状態が実現

している。ところが、400℃の計算結果において、内面の軸応力は期待される通りに圧縮になっているが、円周応力は引張となることが期待されるのに反し圧縮になっている。これは、この場合の特殊な状況すなわち $\mu \approx -0.1$ に関する。すなわち式(24)において $\nu_2 = 0.15$ 、 $\mu = -0.1$ とすることによって理解される。これは、照射寸法変化における特殊な異方性効果とみなして良いであろう。

さて、今迄の考察から照射寸法変化によって発生する応力の定量的な大小関係は簡単には判断できないことが解った。そこで、両黒鉛材料での最大応力の温度依存性を、各方向のヤング率 E 、寸法変化差 $\Delta\eta$ およびクリープ定数 k などとの関連で考えてみる。これらの物性値の組み合わせ、たとえば $E\Delta\eta/k$ などが最大応力の比較のための指標としてしばしば考えられている。本計算例について、上の指標と最大引張応力との関係を調べてみると Table 3 のようになる。

この図から解るように、それぞれの黒鉛材料で、それぞれの方向の最大応力の温度変化は、上の指標と同じ傾向を与えている。しかし、両方向の最大応力の比は指標の相対比とは大巾に異っている。また両黒鉛で同じ方向の最大応力を比較してみても、それは指標の相対関係と大巾に相違する。以上のことから、上記の指標は、同一黒鉛材料の同一方向の最大応力の定性的な大小関係を推定するためには意味があるが、その他の場合、つまり両方向の最大応力の比較または黒鉛材料の相対比較には有効でないと言える。

最後に、本節の解析と検討では熱応力を除外して考えて来たが、熱応力を考慮した場合について若干の補足をしておく。熱応力を考慮した場合の照射量 $1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ における3軸応力の分布を Fig. 21, Fig. 22 に示す。この例で理解されるように、照射温度が800℃以上では照射クリープの影響が著しく照射応力には熱応力の効果がほとんど表われていない。しかし、600℃以下では多少の熱応力の影響がみられる。

一般に黒鉛材料の最大引張応力を考える場合には、反転した熱応力をも含めた炉停止時応力に注目するので、この意味で熱応力が重要となる。なお、上で述べたように、H-327黒鉛の400℃に見られるような照射寸法変化が発生する場合には(勿論、クリープ定数の値も関係することであるが)、運転時における部材の低温側で発生する運転時の引張応力に留意する必要がある。

2.5 照射クリープの異方性効果

ここで言う照射クリープの異方性効果とはクリープひずみ増分の関係式すなわち第2.1節の式(7)におけるクリープ変形の異方性係数 A_r 、 A_z の異方性の影響を意味している。しかし、本節では、等方的クリープ変形則、式(9)のパラメータであるクリープポアソン比 ν_c の影響をも合わせて検討することにする。

照射クリープによる応力緩和量が異方性係数 A_r 、 A_z やクリープポアソン比 ν_c の変化によってどのような影響を受けるかについて、定量的に理解するための一般的な関係式を導出することは、本検討で用いている厚さ方向に温度分布のある中空円筒の場合ですら極めて複雑となる。したがって、ここでは具体的なパラメータ計算の結果を検討することにする。

ところで、これらのクリープ変形の異方性係数やクリープポアソン比は、多軸応力場でのクリープ変形を記述するために導入されているモデルパラメータである。前者は異方性塑性変形との類似性を基礎とするもので、また後者は等方性熱分解炭素の照射クリープに対する半実驗式を適応したものである。しかしながら、現在のところ、多軸応力場におけるクリープ変形則を黒鉛材料自身について究明している実験は皆無に等しく、今後の実験的研究がまたれている。

さて、モデルパラメータの数値設定について説明しておく。まず、ほとんどの照射クリープ実験は単軸の定応力実験であるが、この種の実験によって次の2点の事実が良く知られている。^{5) 6)} 第1は、定応力が引張であっても同一方向の定常クリープ定数はほぼ同等であること。第2に、異方性材料の場合、定常クリープ定数がそれぞれの方向のヤング率(未照射値)に反比例することである。このことを考慮すると、クリープ変形の異方性係数 A_r 、 A_z について次の関係が示唆される。

$$\frac{A_r}{A_z} \approx \frac{E_z}{E_r} \quad (25)$$

ところで、定常クリープ定数の実験値は多くがwith-grain 方向(型押し材では型押方向、型込材では型込方向に垂直方向)のものであり、Fig. 3に示してある値もこれによっている。したがって、本解析では、with-grain 方向のクリープ定数を k_c ($A=1$)とし、他の方向の値は上のヤング率との関係から設定するものとする。これに従えば、IM2-24黒鉛では $A_r = 1$ 、 $A_z = 1.1$ 、H-327黒鉛では $A_r = 2$ 、 $A_z = 1$ がそれぞれ標準的な値である。ただし、ヤング率のバラツキを考慮して、この範囲を含む異方性係数の組み合わせを考えることにする。

つぎに、クリープポアソン比についてであるが、Kaae⁷⁾は等方性熱分解炭素に対しては $\nu_c \approx 0.4$ が妥当であることを見い出している。さらに、この値をStevensら³⁾が高温ガス炉用制御材料(ボロン入り黒鉛)の照射応力の解析に使用している。本解析では、 ν_c の現実的な範囲と思われる $\nu_c = 0.3 \sim 0.5$ を考えることにする。

なお、両クリープ法則の関係式から解るように式(9)で $\nu_c = 0.5$ のときが、式(7)で $A_r = A_z = 1$ に相当し、定容積等方クリープとなる。また、第2のクリープ法則では異方性材料の場合の定常クリープ定数の方向依存性が考慮され得ないことを念のために注意しておきたい。

IM2-24黒鉛およびH-327黒鉛に対する計算結果を、これ迄の定容積等方クリープに対する結果と合せて、Fig. 23~Fig. 26に示す。これらのうち、最初の2図が異方性係数 A_r 、 A_z に関する比較であり、他の2図がクリープポアソン比 ν_c に関する比較である。計算条件はクリープパラメータが変数になっている以外はFig. 19とFig. 20のものと全く同様である。

まず、異方性係数に関するFig. 23とFig. 24について考えてみる。IM2-24黒鉛では $A_r < A_z$ が現実的な方向である。異方性係数 A_z の増加の影響は式(7)のクリープひずみとの関係から期待されるごとく、軸方向引張応力の減少、円周応力の増加となっている。しかし、この応力の増減割合は A_z の変化割合よりも相当に小さい。H-327黒鉛で $A_r > A_z$ が現実的な方向であり、 A_r の増加による応力への異方性効果は円周応力に対してやや大きく、軸応力に対して僅少である。これらのことから、クリープの異方性効果はIM2-24黒鉛では問題とならないが、H-327黒鉛のように異方性が大きい場合には有意であり、かつ応力が等方の場

合より小さくなるという傾向を与えている。

つぎに、等方クリープ法則の場合のクリープポアソン比 ν_c の影響について述べる。Fig. 25とFig. 26より次のことが解る。クリープ法則から期待されるごとく、 ν_c の値のが0.5より小さくなるとクリープひずみが大きくなってより小さな応力値になるが、照射期間を通じて ν_c の影響が比較的大きいと言える。ただし、材料の性質つまり照射寸法変化の異方性の大小によって多少 ν_c の影響が異っている。IM2-24黒鉛では照射寸法変化差の異方性効果が小さいため ν_c の変化による応力差も円周方向と軸方向とでほとんど等しくなっている。しかし、非等方な特性のH-327黒鉛では、照射寸法変化差による異方性効果のより大きな円周応力の変化が軸方向の変化より大きくなっている。

以上、定容積変化の異方性クリープ法則と容積変化の等方クリープ法則とによって、2種類の黒鉛材料の応力変化を考察してみた。最後に、工学的な応力評価の際に、容積変化を重視すべきか、または異方性を重視すべきなのかという問題を考えてみる。定容積変化等方クリープの場合の応力値を基準とした場合、IM2-24黒鉛では、円周応力は異方性効果によって増加し、容積変化効果によって減少するが、軸応力は両効果によって減少する。しかし、異方性効果は僅少であるから、工学的な応力評価では、定容積変化等方クリープを仮定した計算法が良いであろう。また、H-327黒鉛の場合には、両方向応力ともに異方性効果と容積変化効果とによって減少する。しかし、少なくとも異方性効果を無視することは非現実的である。したがって、この場合には定容積変化の異方性クリープの仮定が推奨されて良いであろう。

3 結 論

黒鉛構造物が原子炉で照射されるとき、この構造物には弾性変形、熱変形、照射寸法変化、照射クリープなどによって決定される機械的応力が発生する。一般に、これらの応力決定因子は黒鉛材料の特質として異方性を有している。黒鉛材料の異方性と発生する多軸応力との関連を定性的および定量的に把握し、燃料設計に資するため、中空円筒（燃料スリーブ）における熱通過問題を設定し、異方性粘弾性理論によって具体的黒鉛材料における異方性効果を解析検討した。本検討の結果をまとめると以下のようになる。

(1) ヤング率の異方性と線膨張係数の異方性とによる熱応力に対する異方性効果は、一般的に次のようなものである。ヤング率の異方性効果は円周応力に対して僅少で軸応力に対してやや大きい。また線膨張係数の異方性効果は円周応力および軸応力に対してともに大きい。そして、これらの異方性効果はともにポアソン比が大きい程著しくなるものである。しかし、現実の黒鉛材料では両異方性効果が相殺し合うために全体としての異方性効果は減少する。このため準等方性黒鉛材料の熱応力成分は、各方向のヤング率と線膨張係数とによって評価して差しつかえないことになる。また、最も異方性の大きい型押し材H-327黒鉛の場合でも、他の方向の物性値の影響は、円周応力に対して最大15%の減少、軸応力に対して最大20%の増加程度のものである。

なお、一般に照射クリープ効果の著しい800°C以上の高温照射の場合には、運転時の最大

応力に対する熱応力の影響は無視して考えて良いが、600℃以下の照射の場合にはそれが有意であり、かつある特殊な照射寸法変化特性を伴っている場合には重視する必要がある。

(2) 黒鉛材料の寸法変化のみによって発生する応力は、各方向の部材厚さにわたる寸法変化差と、この両方向の寸法変化差の比(異方性)とによって決定され、したがって、この異方性効果の考え方は熱応力に対するものと同一となる。一般に黒鉛材料の寸法変化は、たとえ等方性黒鉛と言われるものでも、照射量が増加するに連れてその異方性が大きくなる。したがって、寸法変化差の異方性効果そのものは熱応力の場合より著しい。しかしながら、異方性黒鉛H-327の500℃以下にみられるような特殊な寸法変化挙動があるものを除外すれば、照射クリープ効果の大きい800℃以上においては、この寸法変化差の異方性を特別に重視する必要はない。

(3) 定常クリープ定数の異方性をヤング率の異方性の逆数関係で考えた場合の発生応力は、等方クリープと比較すると、IM2-24黒鉛では円周応力が増加、軸応力が減少する。また、H-327黒鉛では両方向の応力ともに減少する。また、黒鉛材料のクリープ変形における容積変化の有無によって、発生応力に無視し得ない影響があり得ると考えられるが、容積変化の有無そのものについて実験的検証が必要であろう。したがって、現段階における工学的な応力評価に際しては、定容積クリープとし、準等方性黒鉛に対しては等方クリープ法則を、異方性黒鉛に対しては異方性クリープ法則をそれぞれ仮定することが望ましい。

(4) 黒鉛材料の選定に際して、照射応力の相対的大小の比較のために、ヤング率、照射寸法変化およびクリープ定数を含む指標が考えられている。しかし、主としてクリープ変形が多軸性によって、この指標の値はかなり限定されたものとなり、黒鉛材料間の相互比較には不適當である。その様な目的のためにはやはり具体的な構造物に対する粘弾性解析が必要である。

参 考 文 献

- 1) Tu-Lung Weng : Trans. ASME, Ser. D. vol. 87, 391 (1965)
- 2) 畑俊明・盛美光 : 日機械論, 第33巻254号, 1569 (1967)
- 3) Stevens D. W. Stansfield O. M. : Nucl. Sci. Eng. vol. 45, 73 (1971)
- 4) 荒井, 佐藤 : JAERI-M5513 (1974)
- 5) Brocklehurst J. E. Brown R. G. : Carbon vol. 7, 487 (1969)
- 6) Gray W. J. : Carbon vol. 11, 383 (1973)
- 7) Kaae J. L. : J. Nucl. Mater. vol. 34, 206 (1970)

Table 1 Typical properties of HTGR graphites used in
this analysis (unirradiated)

Graphite	Base Material	Forming Method	ρ	E	α	E_{\perp}/E_{\parallel}	$\alpha_{\perp}/\alpha_{\parallel}$
IM2-24	Gilsocarbon	Molding	1.8	// 1.2	// 5.3	1.08	0.94
				\perp 1.3	\perp 5.0		
SM1-24	Petroleum coke	Molding	1.8	// 0.9	// 3.5	1.11	0.89
				\perp 1.0	\perp 3.1		
H-327	Needle coke	Extrusion	1.8	// 1.5	// 0.5	0.47	4.80
				\perp 0.7	\perp 2.4		
H-451	Petroleum coke	Extrusion	1.75	// 1.2	// 3.5	0.75	1.26
				\perp 0.9	\perp 4.4		

ρ = Density ($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)

E = Young's modulus ($10^5 \text{ kg}\cdot\text{cm}^{-2}$)

α = Mean coefficient of thermal expansion ($20-400^{\circ}\text{C}$) ($10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$)

Table 2 Combined effect of anisotropies of Young's modulus and thermal expansion coefficient on thermal stresses; percent deviations of stress components from those calculated with properties of corresponding directions

(a) radial and tangential stresses

Poisson's ratio	anisotropy of Young's modulus E_r/E_z *	anisotropy of thermal expansion α_r/α_z **			
		0.5	1.0	2.0	5.0
0.1	0.5	8.5%	-0.5%	-5.0%	-7.7%
	1.0	9.1	0	-4.5	-7.3
	1.5	9.6	0.5	-4.1	-6.8
0.15	0.5	11.8	-1.1	-7.6	-11.5
	1.0	13.0	0	-6.5	-10.4
	1.5	14.4	1.2	-5.4	-9.4
0.2	0.5	14.3	-2.0	-10.2	-15.1
	1.0	16.7	0	-8.3	-13.3
	1.5	19.2	2.1	-6.4	-11.5

* variable E_z ** variable α_z

(b) axial stress

Poisson's ratio	anisotropy of Young's modulus E_r/E_z *	anisotropy of thermal expansion α_r/α_z **			
		0.5	1.0	2.0	5.0
0.1	0.5	-7.3%	-5.0%	-0.5%	13.1%
	1.0	-4.5	0	9.1	36.4
	1.5	-1.8	5.1	18.8	59.9
0.15	0.5	-10.8	-7.6	-1.1	18.2
	1.0	-6.5	0	13.0	52.2
	1.5	-2.1	7.8	27.5	86.9
0.2	0.5	-14.3	-10.2	-2.0	22.4
	1.0	-8.3	0	16.7	66.7
	1.5	-2.1	10.6	36.2	112.8

* variable E_r ** variable α_r

Table 3 Relation between maximum tensile stress and

$$\text{a factor } \frac{E\Delta\eta}{k_c}$$

Graphite	Temperature °C	$-E\Delta\eta/k_c$ *		Max. tensile stress	
		at 1×10^{21} n/cm ²		kg/cm ²	
		r(θ)	z	σ_θ	σ_z
IM2-24	800	1.3	0.5	15	12
	900	2.3	1.0	18	18
	1000	2.6	2.2	20	20
	1200	0.7	0.4	5	4
H-327	800	0.6	3.6	9	17
	900	0.6	3.4	9	16
	1000	0.4	2.4	8	12

* relative

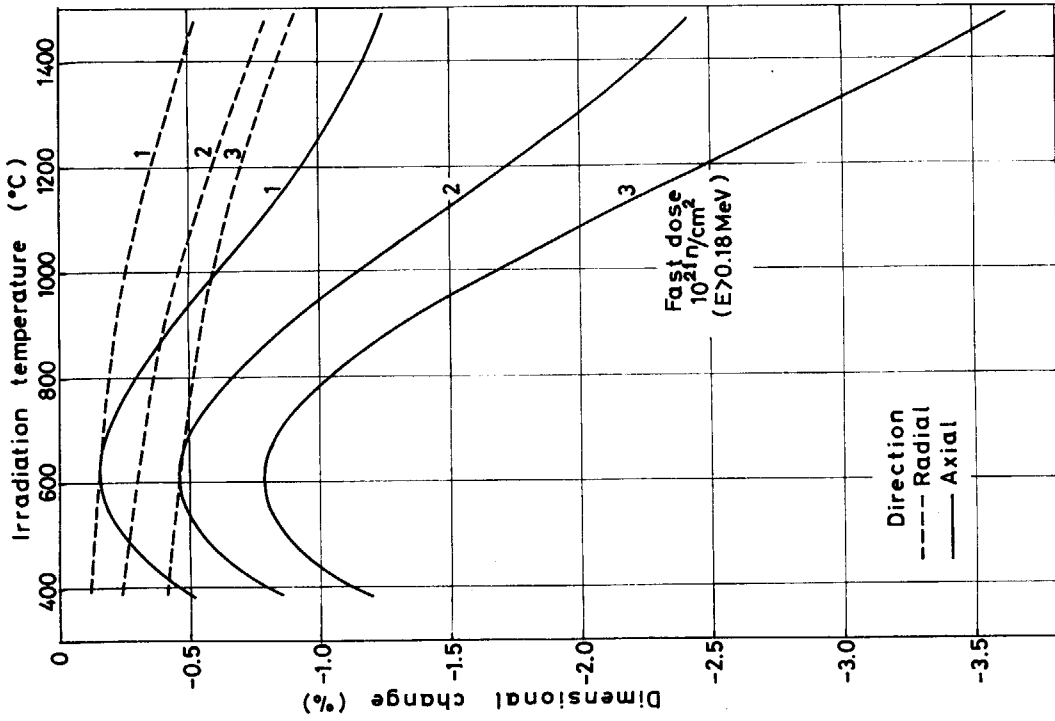


Fig. 2 Fast neutron-induced dimensional changes of H-327 graphite

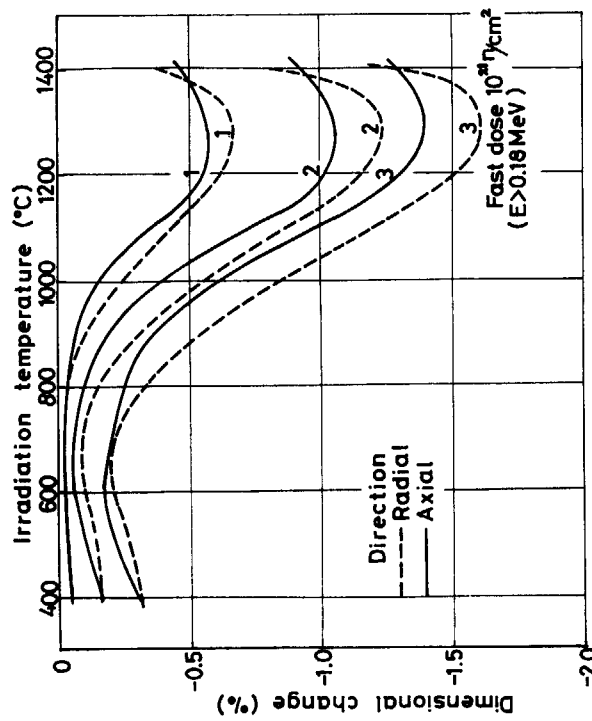


Fig. 1 Fast neutron-induced dimensional changes of IM2-24 graphite

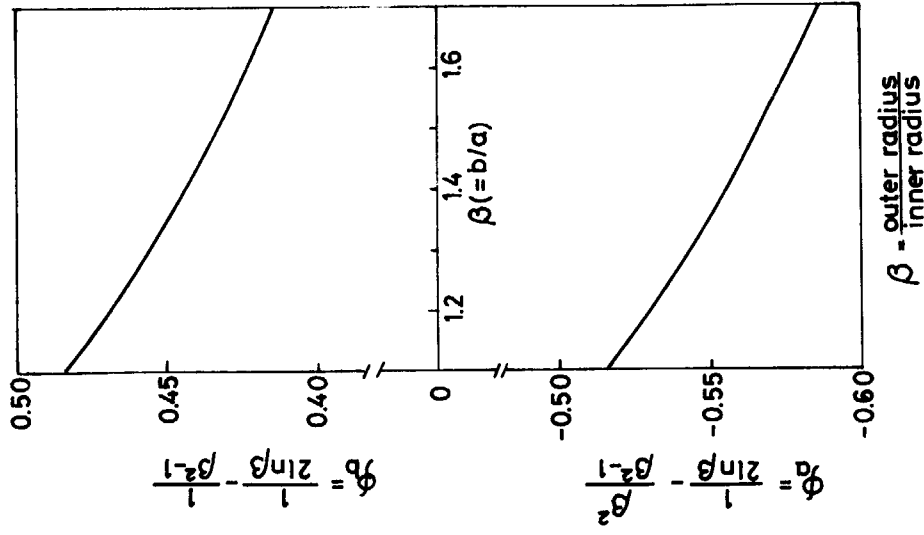


Fig. 4 Geometry factors for hollow cylinders

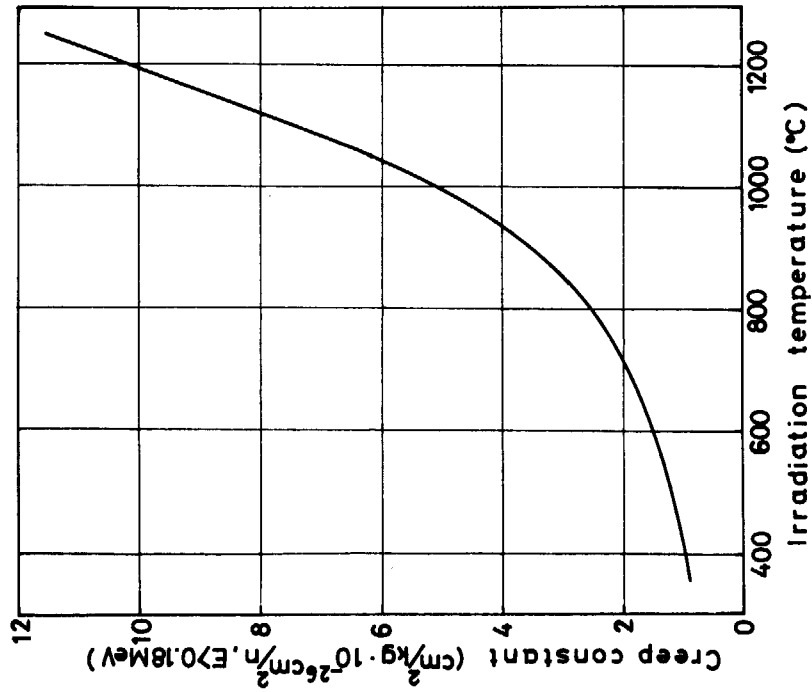


Fig. 3 Steady-state irradiation creep constant
(parallel to extrusion or perpendicular to pressing)

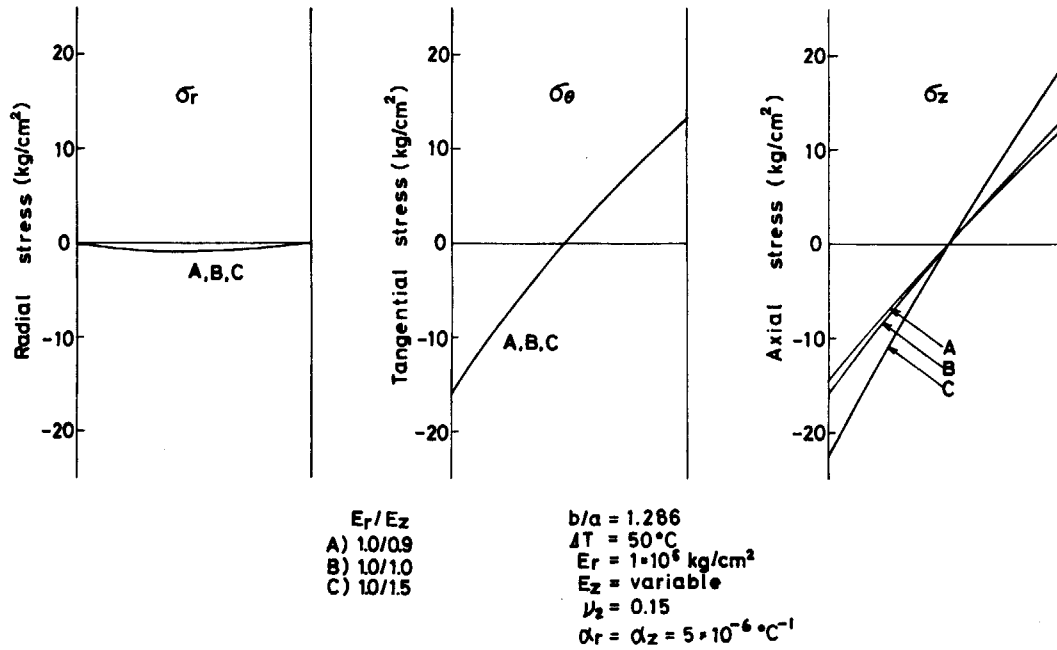


Fig. 5 Effect of anisotropy of Young's modulus on the stress distributions across the thickness (constant E_r and variable E_z)

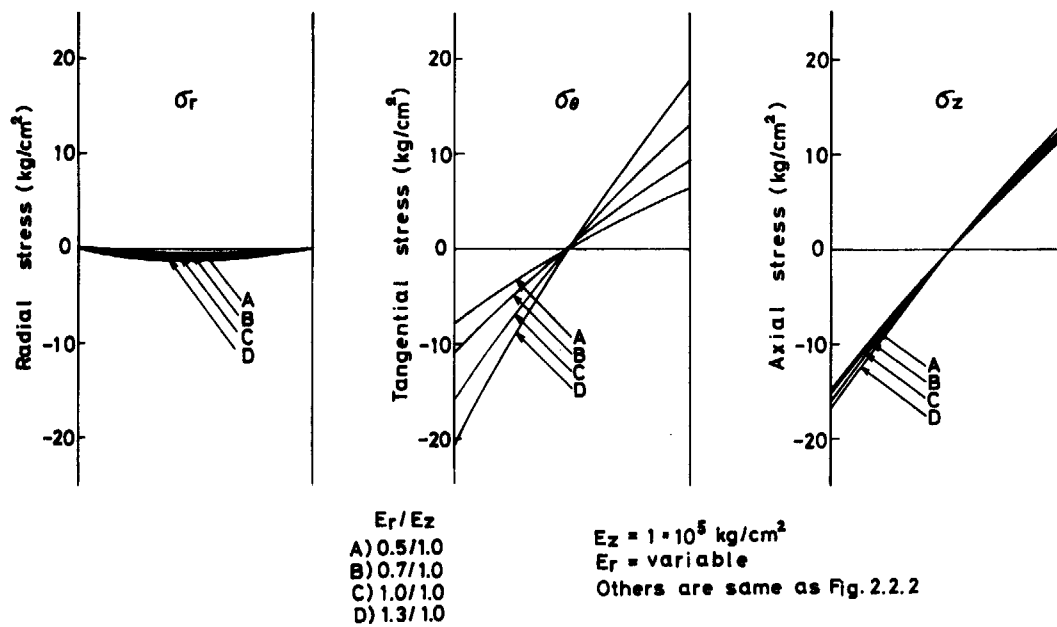


Fig. 6 Effect of anisotropy of Young's modulus on the stress distribution across the thickness (constant E_z and variable E_r)

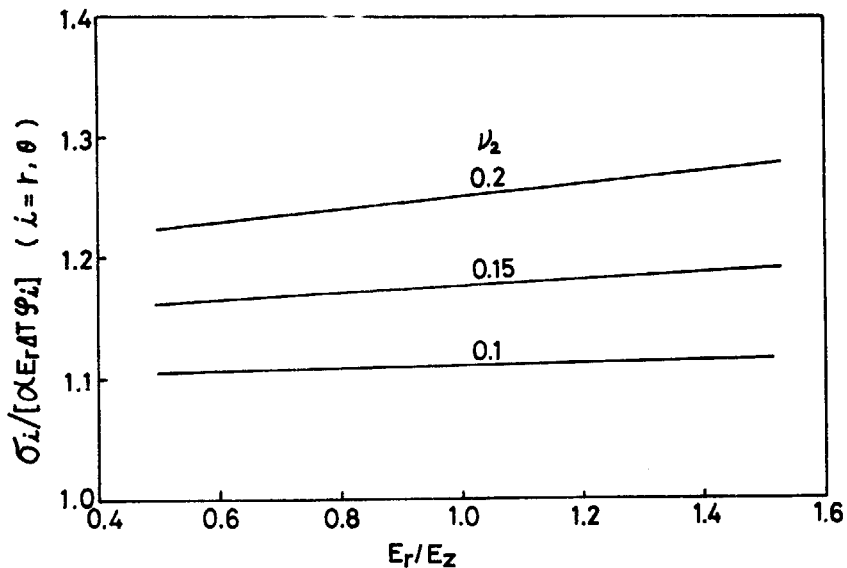


Fig. 7 Effect of anisotropy of Young's modulus on radial and tangential stresses as a parameter of Poisson's ratio ν_2

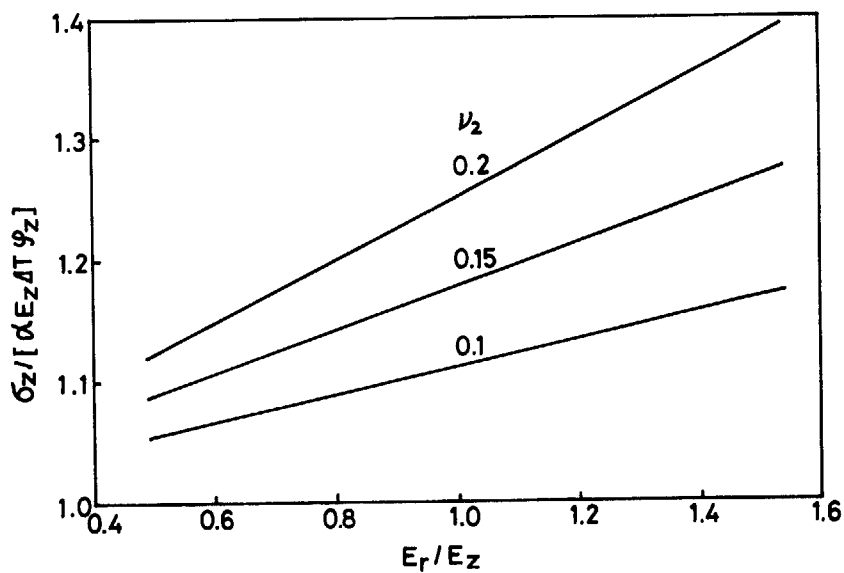


Fig. 8 Effect of anisotropy of Young's modulus on axial stress as a parameter of Poisson's ratio ν_2

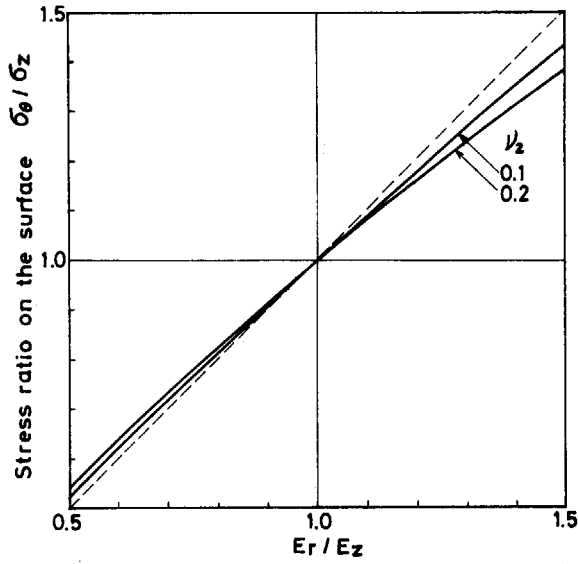


Fig. 9 Ratio of tangential to axial stresses at the inner and outer surfaces as a function of E_r / E_z

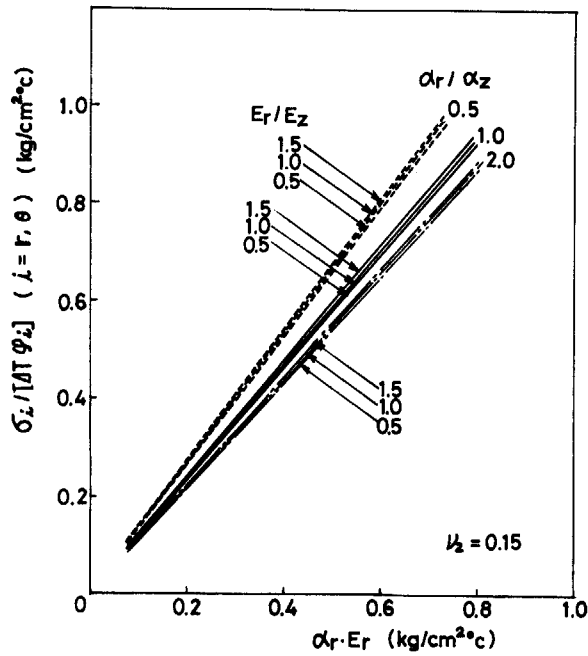


Fig.10 Combined effect of anisotropies of Young's modulus and thermal expansion coefficient on radial and tangential stresses for a Poisson's ratio of 0.15

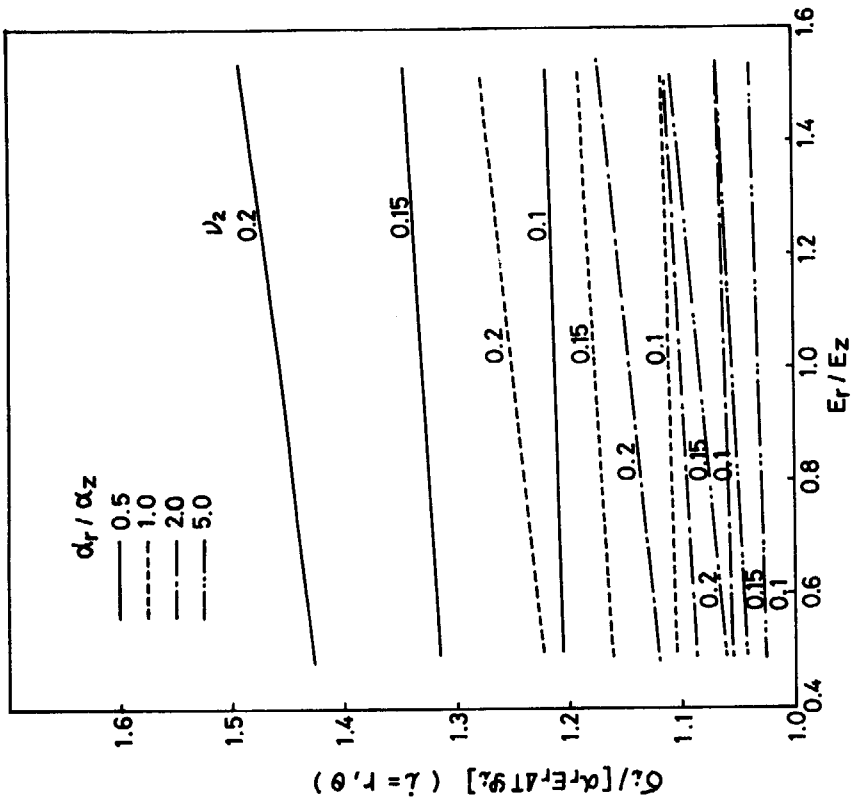


Fig.12 Combined effect of anisotropies of Young's modulus and thermal expansion coefficient on radial and tangential stresses as a parameter of Poisson's ratio

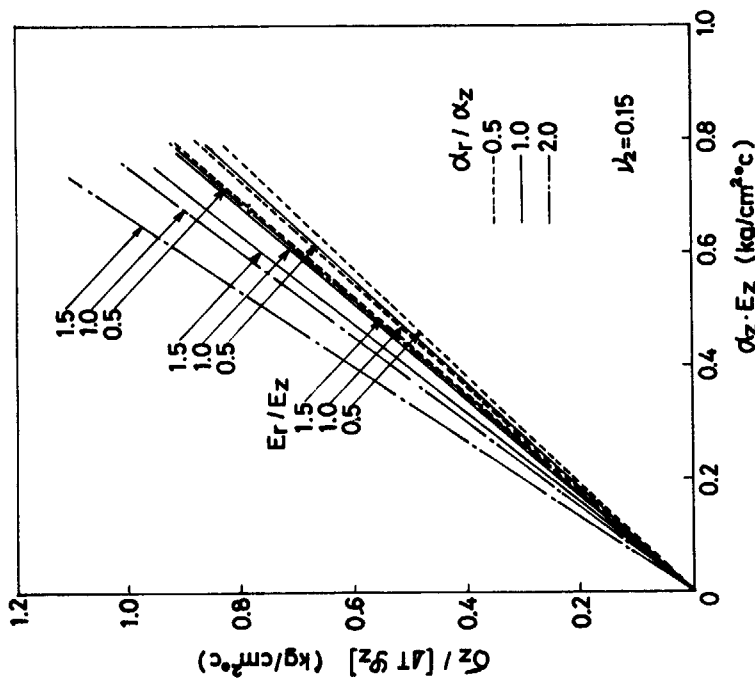


Fig.11 Combined effect of anisotropies of Young's modulus and thermal expansion coefficient on axial stress for a Poisson's ratio of 0.15

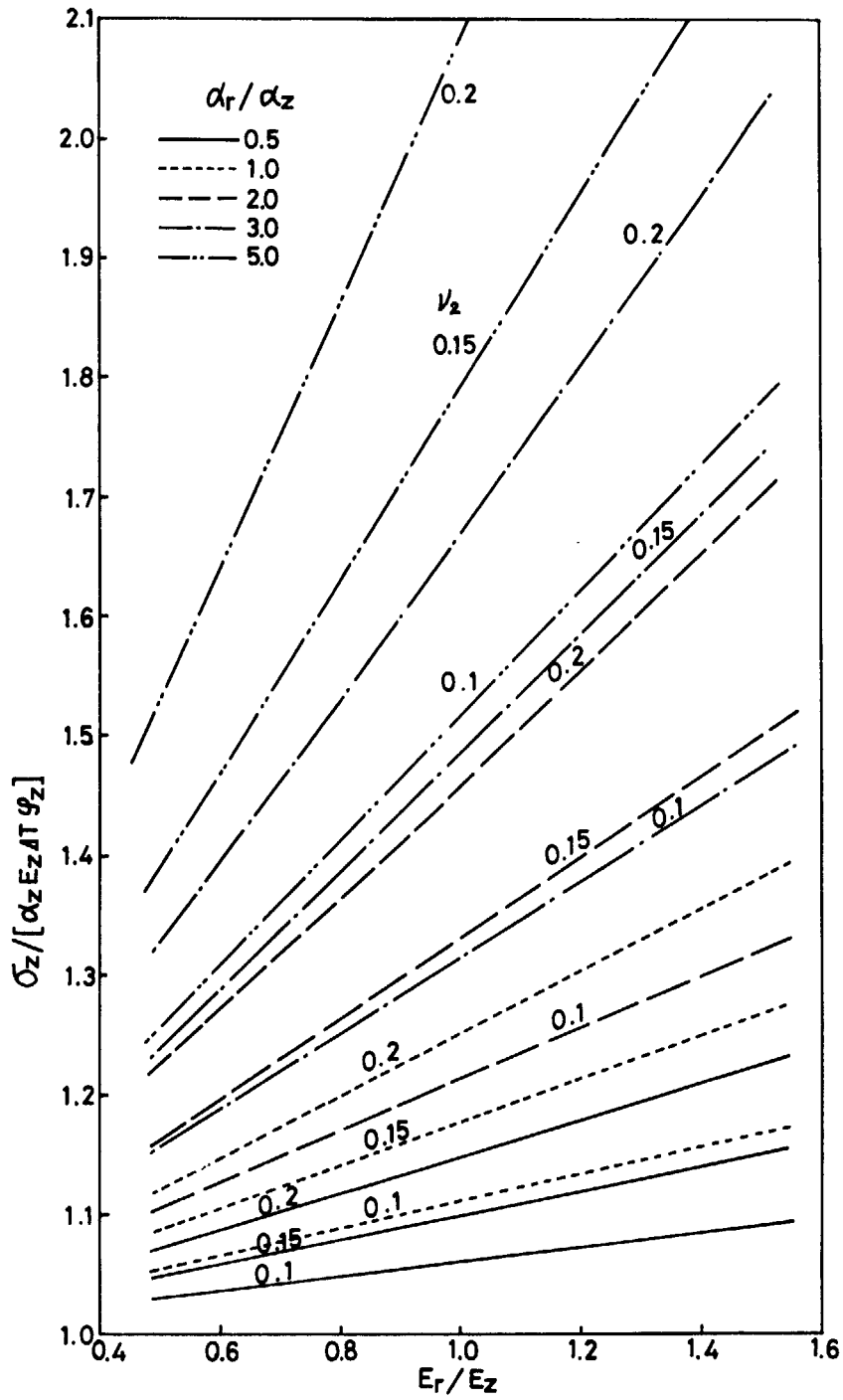


Fig.13 Combined effect of anisotropies of Young's modulus and thermal expansion coefficient on axial stress as a parameter of Poisson's ratio

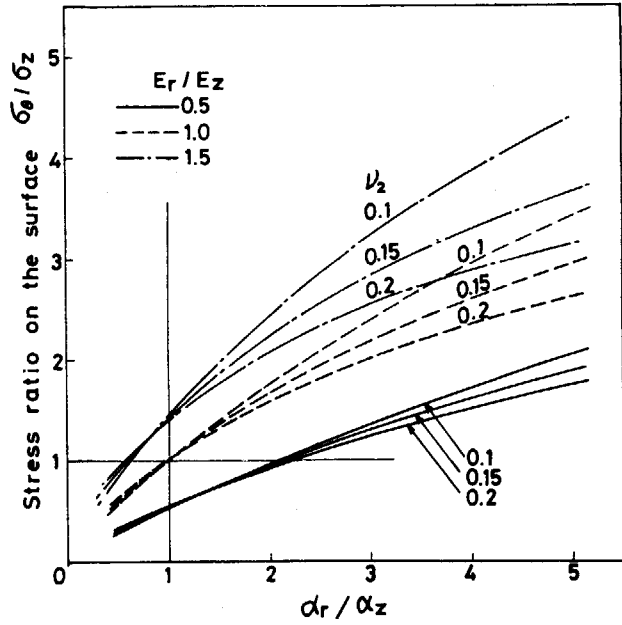


Fig.14 Ratio of tangential to axial stresses at the inner and outer surfaces as a function of a_r/a_z

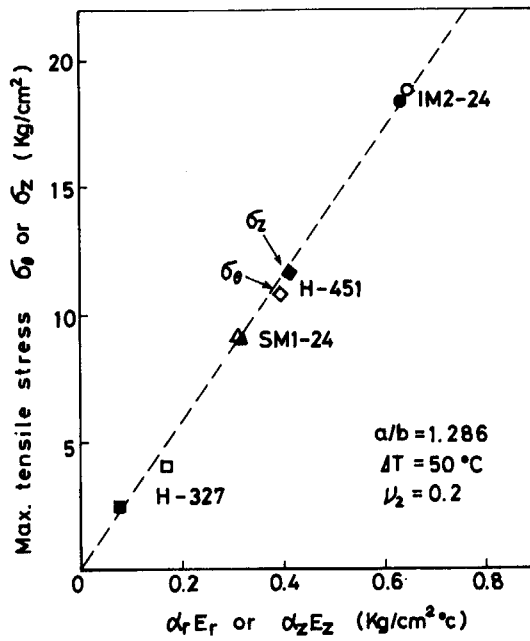


Fig.15 Comparison of maximum tensile stresses for typical nuclear graphites of various anisotropies

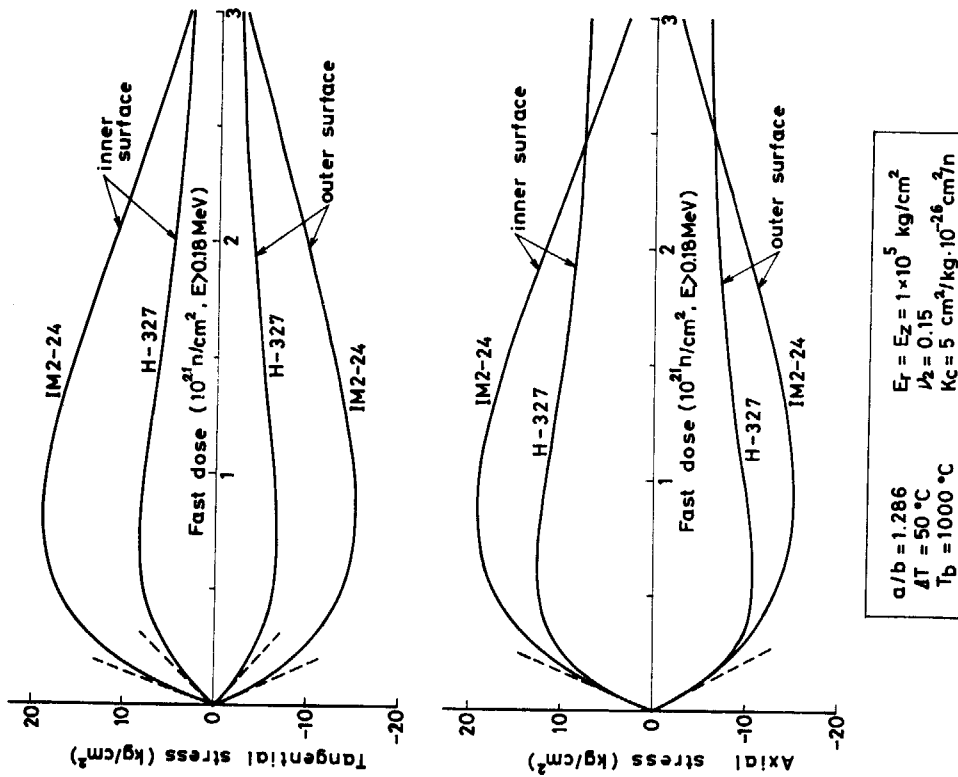


Fig.16 Comparison of stress variations of the two nuclear graphites at a irradiation temperature of 1000°C

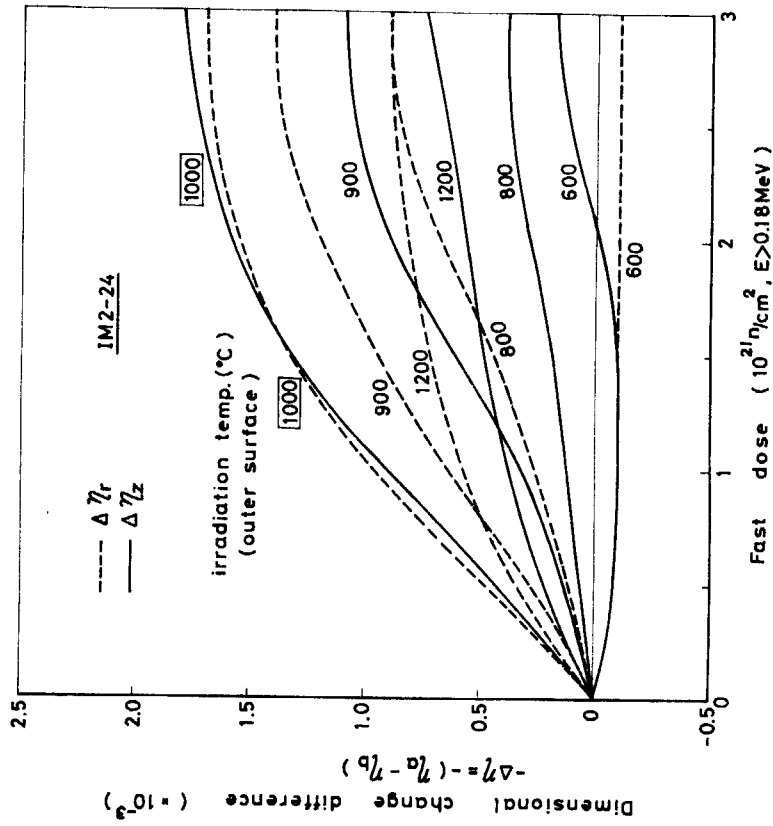


Fig.17 Dimensional change differences of IM2-24 graphite for $\Delta T = 50^\circ\text{C}$

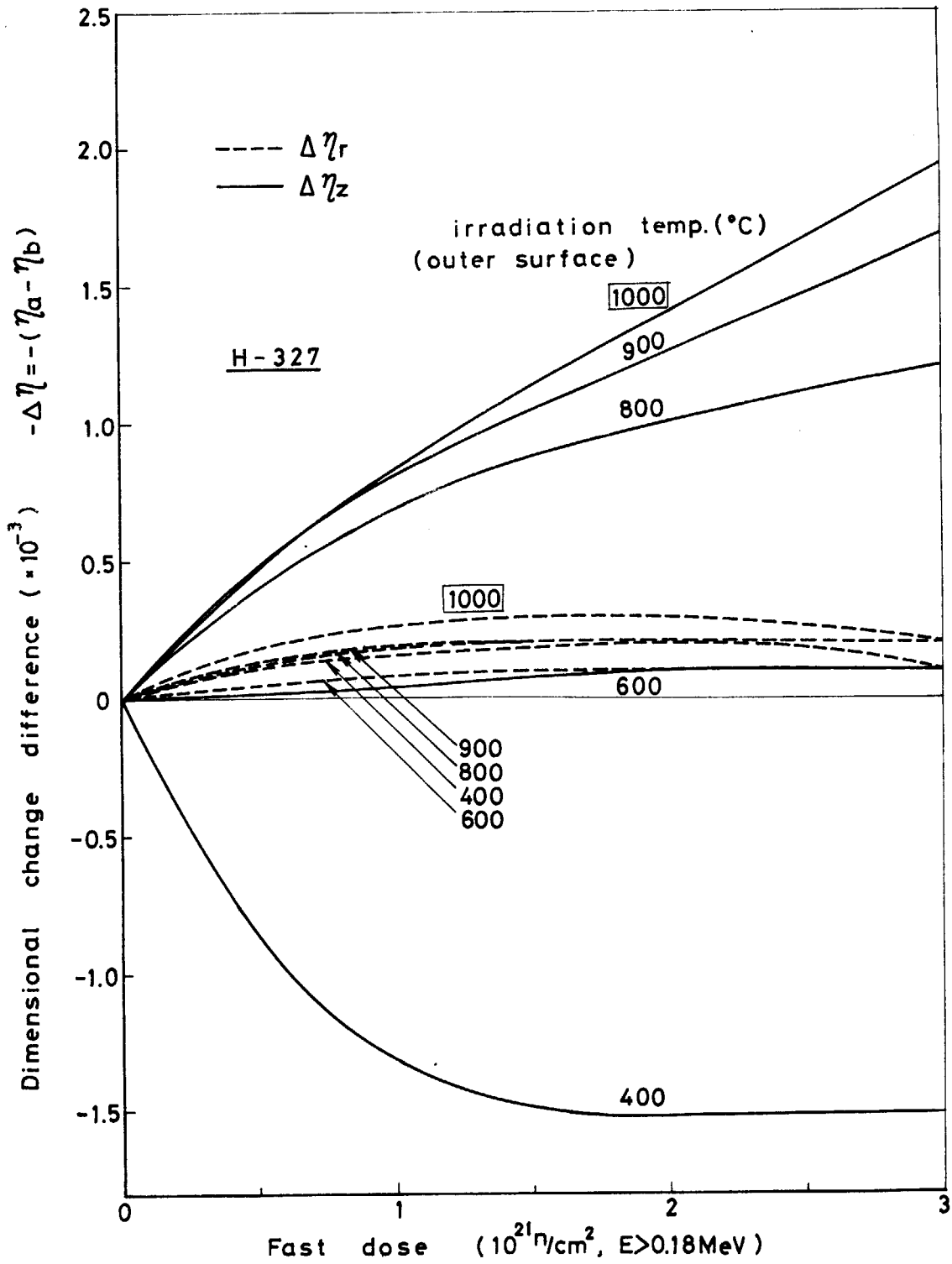


Fig.18 Dimensional change differences of H-327 graphite for $\Delta T = 50^\circ C$

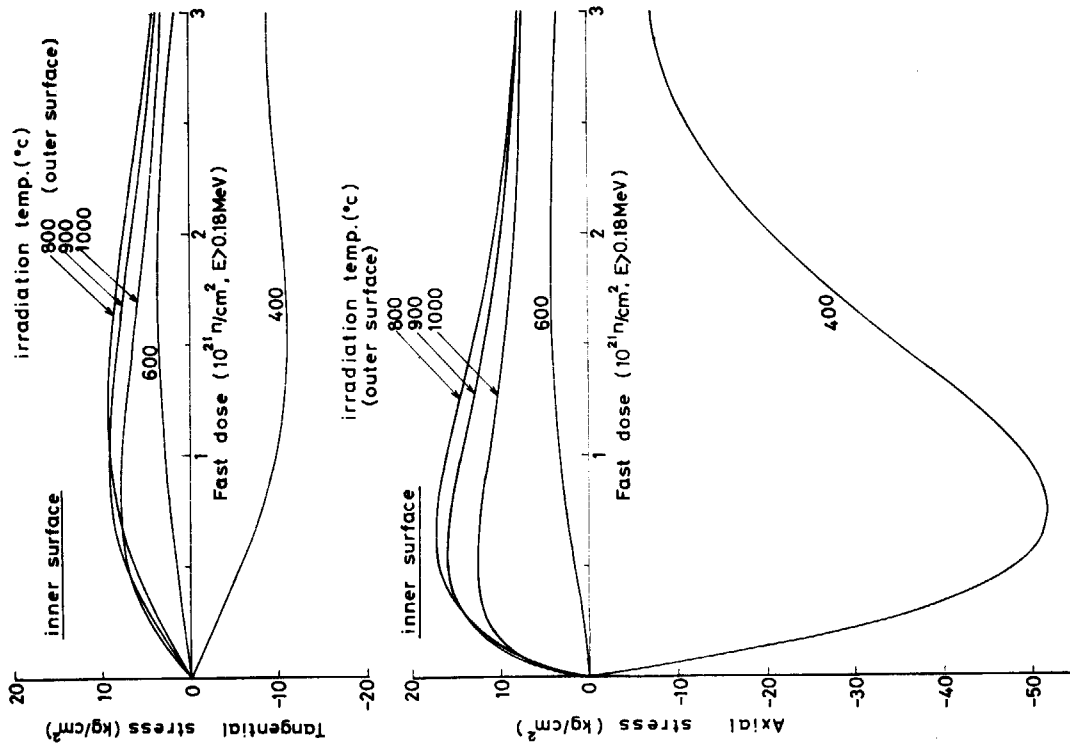


Fig.20 Operating stress variations of H-327 graphite at various temperatures

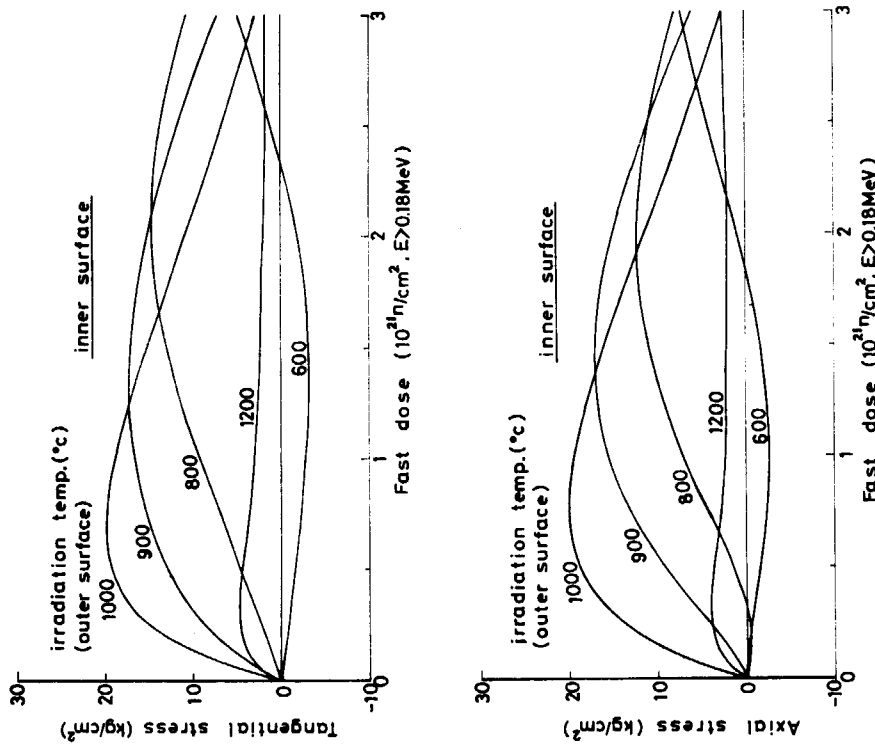


Fig.19 Operating stress variations of IM2-24 graphite at various temperatures

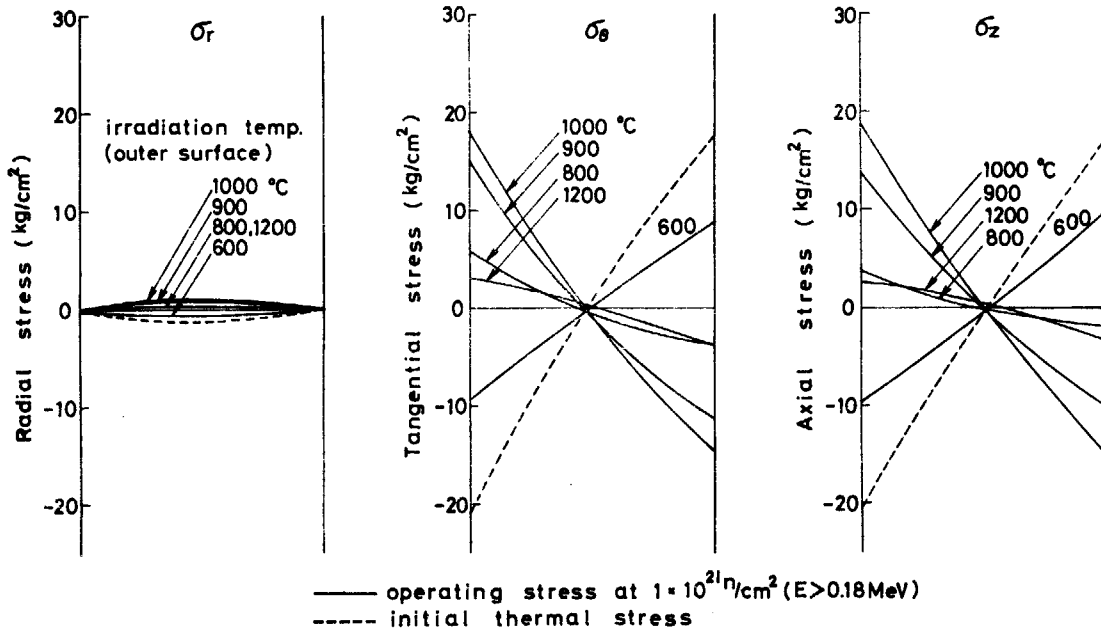


Fig. 21 Distributions of operating stress components, including thermal stresses, of IM2-24 graphite at $1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$

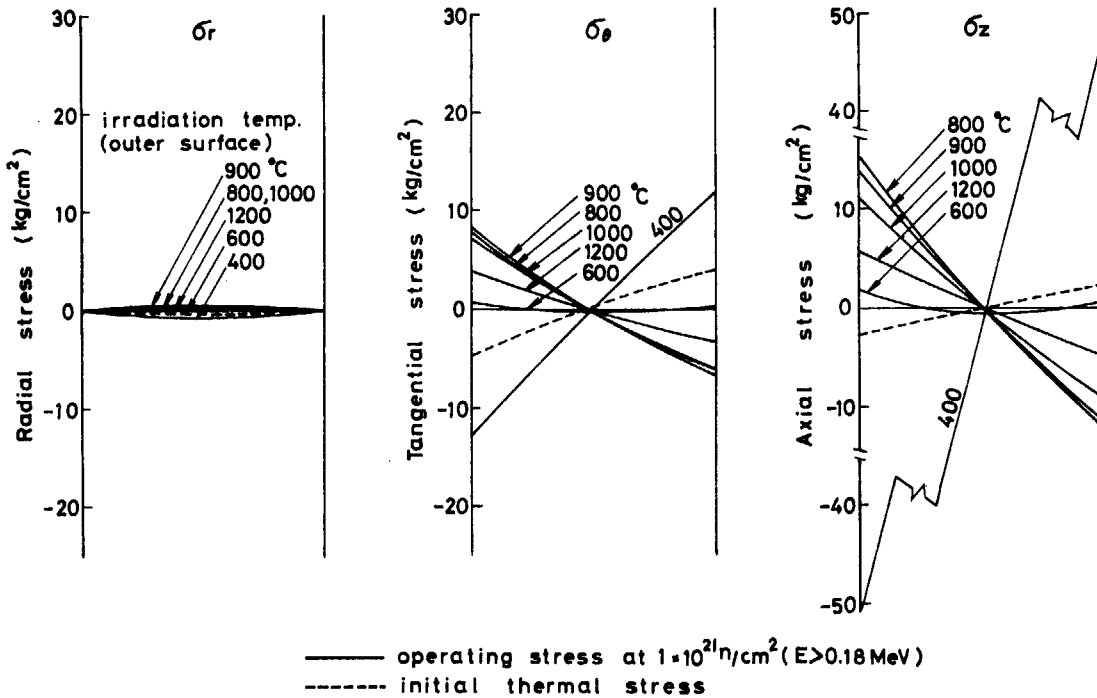


Fig. 22 Distributions of operating stress components, including thermal stresses, of H-327 graphite at $1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$

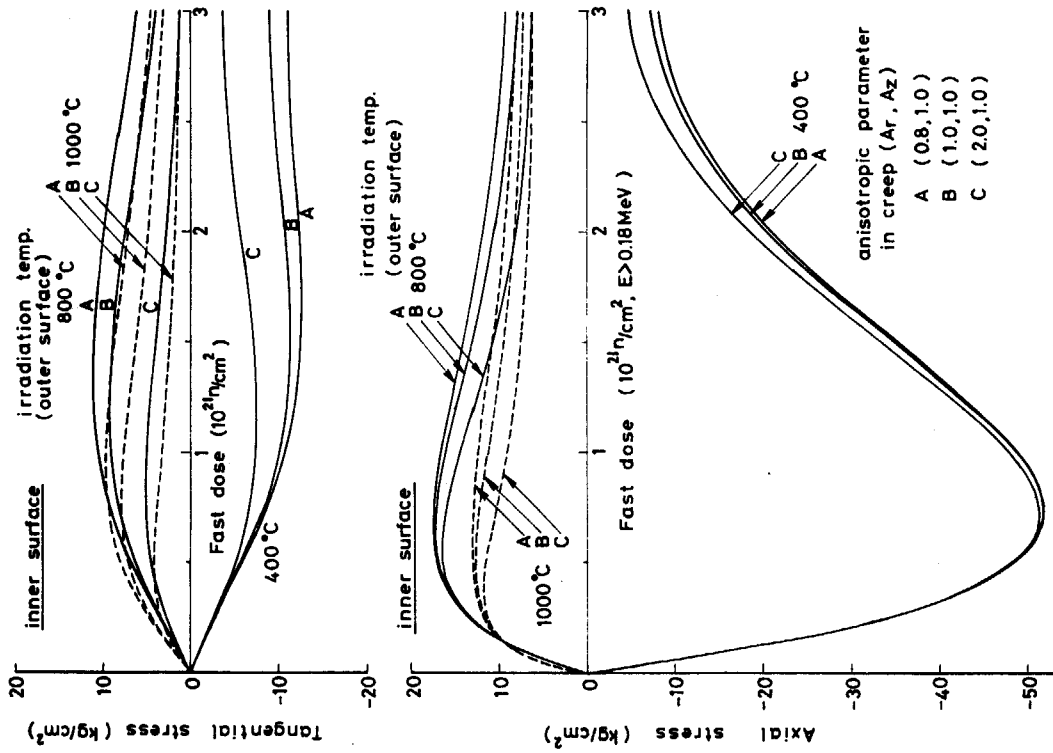


Fig. 24 Effect of anisotropy of irradiation creep on operating stresses of H-327 graphite

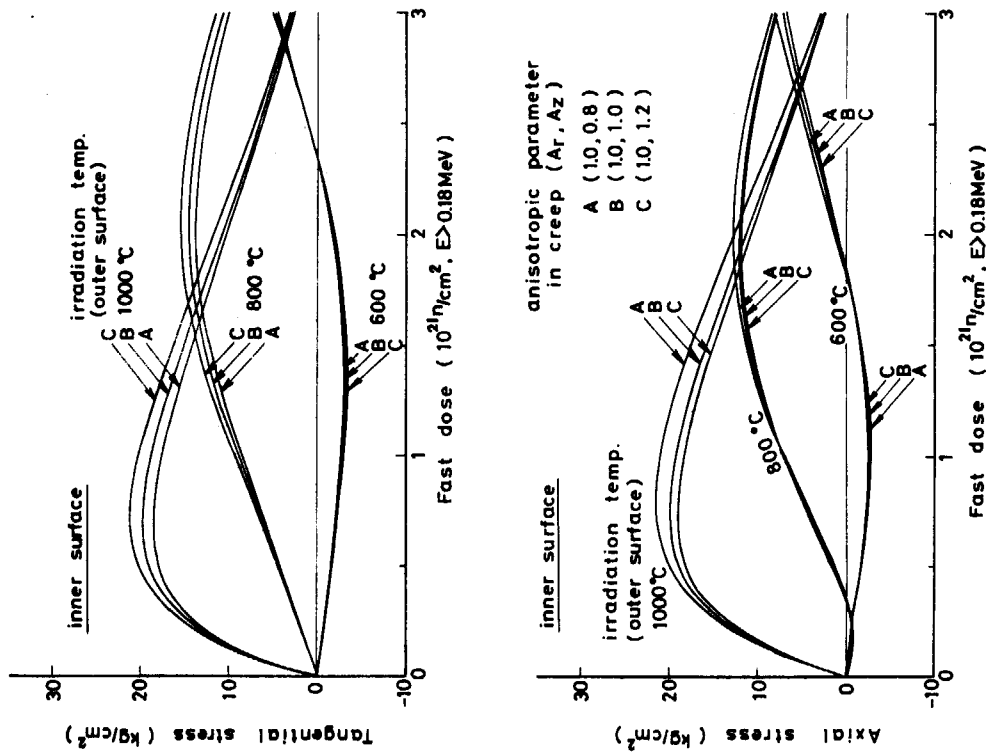


Fig. 23 Effect of anisotropy of irradiation creep on operating stresses of IM2-24 graphite

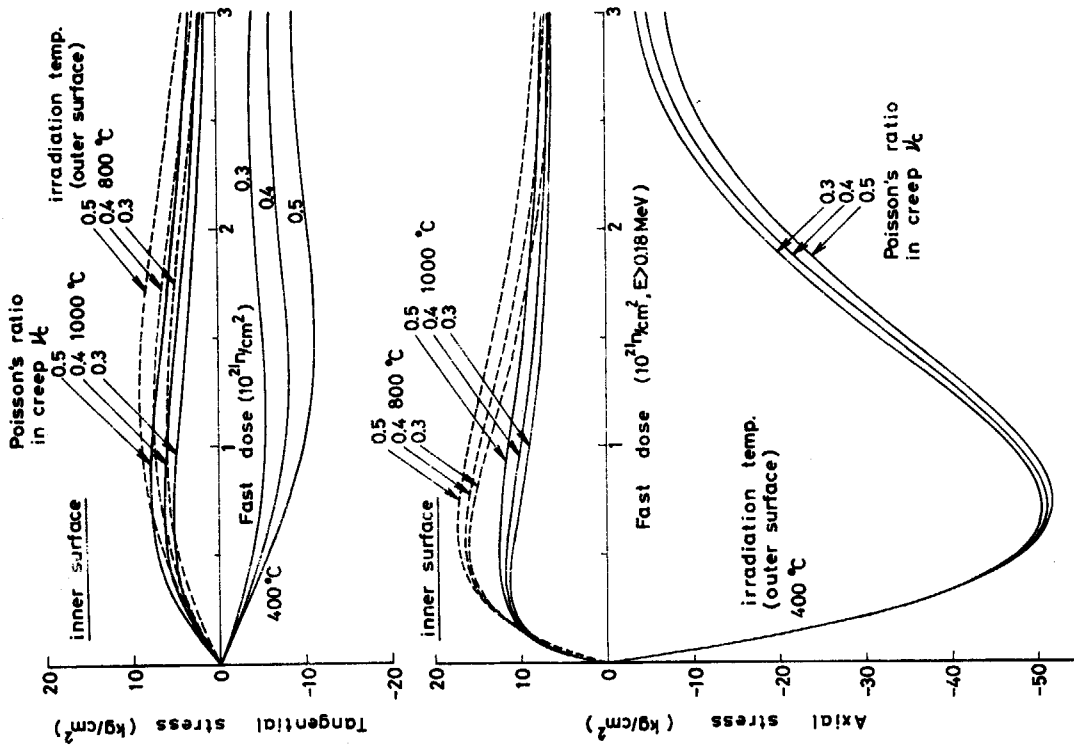


Fig. 26 Effect of Poisson's ratio in creep on operating stresses of H-327 graphite

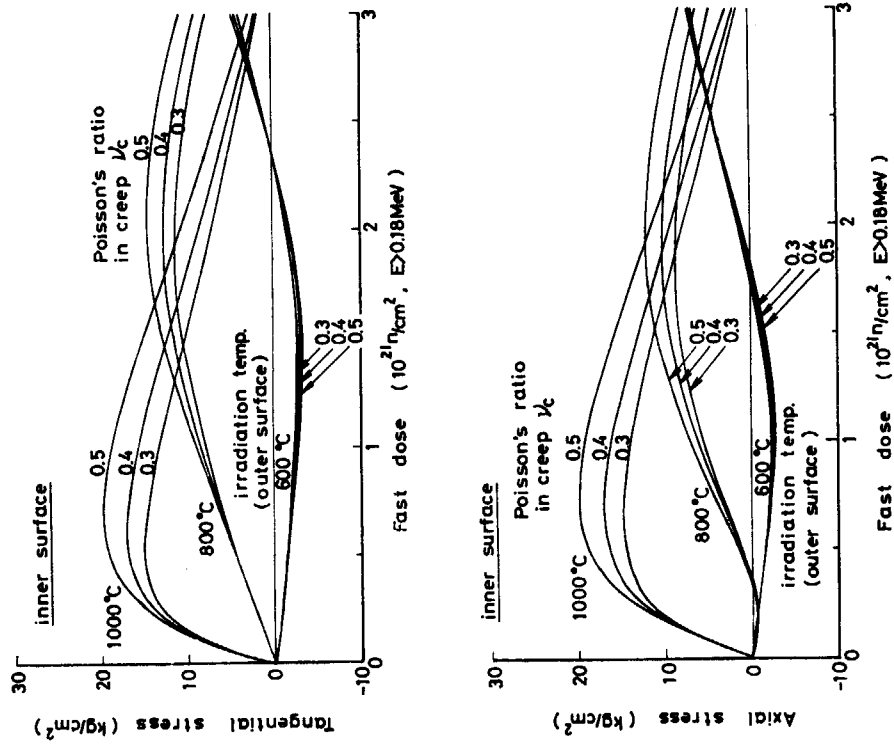


Fig. 25 Effect of Poisson's ratio in creep on operating stresses of IM2-24 graphite