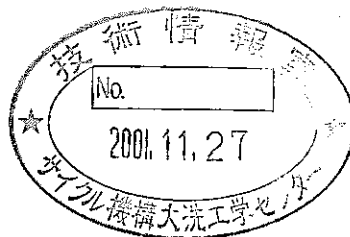


反応速度論に基づくPNC316鋼の照射クリープ挙動解析

(研究報告書)



2001年8月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2001

反応速度論に基づく PNC316 鋼の照射クリープ挙動解析
(研究報告書)

大塚智史*、鵜飼重治*

要旨

サイクル機構が高速炉用炉心材料として開発した PNC316 鋼の照射クリープ歪み式の策定のために、これまで照射クリープ係数(B_0)とスエリング相互作用係数(D)が PIE データから求められており、得られた B_0 と D の値はほぼ海外のオーステナイト系炉心材料について報告されている値の範囲に含まれることがわかっている。

本報告では、設計用照射クリープ歪み式の合理化のために、より実験データとの整合性の良いモデル式を策定することを目的として、反応速度論に基づく照射クリープモデルの定式化を行ない、その数値計算と実測値の比較検討を行った。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 照射クリープ歪み計算値から算出したスエリング相互作用係数(D)は、スエリング歪みの増加とともに減少し、FFTF/MOTA 材料照射データと同様の傾向を示した。
- (2) 本計算に用いた照射クリープおよびスエリングモデルの基本式の検討から、スエリング相互作用係数(D)の減少は、中性シンクとしてボイドだけでなく析出物も考慮することにより説明できることを初めて明らかにした。
- (3) 照射クリープ係数(B_0)は、スエリング開始とともに中性シンクとしてのボイドが形成されて材料中の照射欠陥濃度が減少するために、スエリング開始後、徐々に減少する可能性を初めて明らかにした。
- (4) 点欠陥パラメータを適切に設定することにより、SIPA クリープ歪みの計算値は実測値と概ね一致することがわかった。

(*)大洗工学センター、システム技術開発部、核燃料工学グループ

Calculation on Irradiation Creep Behavior of PNC316
Based on Point Defect Rate Theory

Satoshi Ohtsuka* and Shigeharu Ukai*

Abstract

Modified 316 base austenitic stainless steels (PNC316) had been developed by Japan Nuclear Cycle Development Institute as Monju core material. Irradiation creep compliance (B_0) and creep-swelling coupling coefficient (D) of PNC316 steel were previously derived from results of the pressurized tubes irradiated in FFTF/MOTA for the decision of the irradiation creep correlation. The derived values of B_0 and D were within the range B_0 and D of other austenitic steel abroad.

In this study, irradiation creep strain was formulated based on point defect rate theory and calculated results were compared with the creep data of pressurized tubes irradiated in FFTF/MOTA in order to accurately evaluate irradiation creep strain for rationalization of core designing. The results can be summarized as follows.

- (1) The swelling-creep coupling coefficient (D) calculated from point defect rate theory decreased with swelling rate.
- (2) Decrease of D with swelling rate is explainable by considering not only voids but also precipitates as neutral sinks.
- (3) Irradiation creep compliance (B_0) might decrease gradually after swelling starts because of reduction of point defects concentration due to voids formation as neutral sinks.
- (4) Calculated results of SIPA creep strain were approximately consistent with PIE data of pressurized tubes if the values of point defect parameters (V_a , ΔV_a , $\Delta \mu_a$) were appropriately chosen.

*Nuclear Fuel Research Group, System Engineering Technology Division,
O-arai Engineering Center

目次

| | |
|---------------------------------|----|
| 1. はじめに | 1 |
| 2. 照射クリープモデルの定式化 | 1 |
| 2-1 SIPA モデル | 1 |
| 2-2 CCG モデル | 4 |
| 3. FFTF/MOTA 照射試験結果 | 7 |
| 3-1 炉内クリープ試験 | 7 |
| 3-2 照射クリープ歪みの算出 | 7 |
| 4. 照射クリープ歪みとスエリング相互作用係数(D)の数値計算 | 9 |
| 4-1 数値計算方法 | 9 |
| 4-2 数値計算に用いたパラメータ | 10 |
| 4-3 SIPA クリープモデルの数値計算結果と実測値の比較 | 11 |
| 4-4 CCG クリープモデルの数値計算結果と実測値の比較 | 11 |
| 4-5 スエリング相互作用係数(D)の算出と実測値との比較 | 12 |
| 5. まとめと今後の課題 | 13 |
| 6. 参考文献 | 15 |
| Appendix | 16 |

表 リスト

表 1 FFTF/MOTA 照射試験に用いた PNC316 の組成と製造条件 18

表 2 FFTF/MOTA 照射 PNC316 鋼(55MK)の照射クリープ歪みの算出結 . . 19

表 3 計算に用いたパラメータ 21

表 4-1 ΔV_{α} , V_{α} , $\Delta \mu_{\alpha}$ の値の文献調査結果 22

図 リスト

図 2-1 応力誘起優先吸収(SIPA)モデルの模式図 23

図 2-2 転位クリープモデルの模式図 24

図 2-3 改良 SUS316 中性子照射材における降伏応力と転位密度
の関係 25

図 4-1 SIPA クリープモデル計算結果の点欠陥パラメータ
(V_{α} , ΔV_{α} , $\Delta \mu_{\alpha}$)依存性 26

図 4-2 各照射温度での SIPA クリープモデル計算結果と実測値
(FFTF/MOTA)の比較 27

図 4-3 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較
(405°C) 27

図 4-4 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較
(440°C) 28

図 4-5 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較
(550°C) 28

図 4-6 格子欠陥濃度計算値(C_i , C_v)の照射量依存性
(照射温度: 405°C) 29

図 4-7 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較
(405°C, 70MPa) 29

| | |
|--|----|
| 図 4-8 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較 (405°C, 100MPa) | 30 |
| 図 4-9 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較 (440°C, 70MPa) | 30 |
| 図 4-10 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較 (440°C, 100MPa) | 31 |
| 図 4-11 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較 (550°C, 70MPa) | 31 |
| 図 4-12 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較 (550°C, 100MPa) | 32 |
| 図 4-13 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性 (照射温度 : 405°C) | 32 |
| 図 4-14 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性 (照射温度 : 440°C) | 33 |
| 図 4-15 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性 (照射温度 : 550°C) | 33 |

1 はじめに

高速炉用炉心材料として開発した改良オーステナイト鋼(PNC316, PNC1520)の照射クリープ歪み式は、FFTF/MOTA(Fast Flux Test Facility / Material Open Test Facility)の照射試験結果を用いて、(1-1)式に従い策定されている¹⁾。

$$\dot{\epsilon}/\sigma = B_0 + D\dot{\epsilon}_s \quad (1-1)$$

$\dot{\epsilon}$: 照射クリープ歪み速度 (相当歪み速度, $(\times 10^{26} \text{ n/m}^2)^{-1}$)

$\dot{\epsilon}_s$: スエリング歪み速度 $((\times 10^{26} \text{ n/m}^2)^{-1})$

σ : 負荷応力 (相当応力, MPa)

B_0 : 照射クリープ係数 $((\times 10^{26} \text{ n/m}^2)^{-1} \cdot \text{MPa}^{-1})$

D : スエリング相互作用係数 (MPa^{-1})

(1-1)式の第1項は応力誘起優先吸収(Stress Induced Preferential Absorption)モデル(以下、SIPAモデル)、第2項はClimb-Controlled-Glideモデル(以下、CCGモデル)に相当する²⁾。策定ではPIEデータを用いて係数 B_0 と D が求められており、得られた値はほぼ海外のオーステナイト系炉心材料について報告されている値の範囲に含まれていることから、(1-1)式は概ね妥当であると考えられる。しかし、 D 値に関してはスエリング依存項であり、スエリング量が増加するにつれて減少する傾向にあり、評価値は過大評価している可能性がある^{1),3)}。

本メモでは、設計用照射クリープ歪み式の合理化のため、スエリングの増加による D 値の減少を表現するモデル式を策定することを目的として、反応速度論に基づき照射クリープモデルを定式化し、その数値計算結果と実測値との比較、検討を行なった。

2 照射クリープモデルの定式化

SIPAモデルとCCGモデルを定式化する。

2.1 SIPAモデル

SIPAモデルとは、転位の格子間原子の吸収半径が負荷応力に依存することから、応力下での照射において応力方向を反映した転位の上昇運動の異方性により歪みが生じるというモデルである(図2-1)。図2-1に示すように、引張応力を x 軸方向に負荷し、バーガースベクトルが x 、 y 、 z 方向に平行な転位(A)、転位(B)および転位(C)のみ分布していると単純化した場合を考える。 x 軸方向の引張応

力の負荷により転位(A)の転位芯近傍の原子面がバーガースベクトルの方向に歪み、格子間原子の吸収半径が増加、即ち転位(A)のバイアス($Z_\alpha^{(A)}$, $\alpha=I, V$)が増加する。転位(B)と(C)に関しては、その方位から転位芯近傍でのバーガースベクトル方向の原子面の歪みは生じないため、バイアス値($Z_\alpha^{(B)}$, $Z_\alpha^{(C)}$)は変化しないと考えられる。その結果、転位(A)への格子間原子の優先吸収が生じ、応力方向に伸びが生じる。なお、各転位の密度に関しては、転位の分布が等方的と考えられるので、転位(A)、転位(B)および転位(C)の線密度 $\rho_d^{(A)}$ 、 $\rho_d^{(B)}$ 、 $\rho_d^{(C)}$ は等しく、 $\rho_d^{(A)} = \rho_d^{(B)} = \rho_d^{(C)} = 1/3 \rho_d$ となる。ここで、 ρ_d は全転位の線密度である。

各転位の上昇運動によるクリープ変形歪み速度を $\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(\beta)}$ ($\beta=A, B, C$) とすると、

$$\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(A)} = \rho_d^{(A)} b v^{(A)} = \frac{\rho_d}{3} (Z_I^{(A)} D_I C_I^0 - Z_V^{(A)} D_V C_V^0) \quad (2-1)$$

$$\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(B)} = \rho_d^{(B)} b v^{(B)} = \frac{\rho_d}{3} (Z_I^{(B)} D_I C_I^0 - Z_V^{(B)} D_V C_V^0) \quad (2-2)$$

$$\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(C)} = \rho_d^{(C)} b v^{(C)} = \frac{\rho_d}{3} (Z_I^{(C)} D_I C_I^0 - Z_V^{(C)} D_V C_V^0) \quad (2-3)$$

となる。ここで、 D_α ($\alpha=I, V$) は格子欠陥の拡散係数、 C_α^0 ($\alpha=I, V$) はシンクの間における格子欠陥の平均濃度、 $v^{(\beta)}$ ($\beta=A, B, C$) は転位(β)の上昇運動速度、 b はバーガースベクトルである。

$Z_\alpha^{(B)}$ は $Z_\alpha^{(C)}$ と等しいので $\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(B)} = \dot{\epsilon}_{SIPA}^{(C)}$ となり、材料の等方変形(スエリング)歪み速度は $\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(B)}$ ($= \dot{\epsilon}_{SIPA}^{(C)}$) となる。よって応力負荷方向への異方変形歪み速度($\dot{\epsilon}_{SIPA}$)は、応力負荷方向の歪み速度($\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(A)}$)から等方変形歪み速度($\dot{\epsilon}_{SIPA}^{(B)}$)を差し引いて、

$$\dot{\epsilon}_{SIPA} = \dot{\epsilon}_{SIPA}^{(A)} - \dot{\epsilon}_{SIPA}^{(B)} = \frac{\rho_d}{3} \{ (Z_I^{(A)} - Z_I^{(B)}) D_I C_I^0 - (Z_V^{(A)} - Z_V^{(B)}) D_V C_V^0 \} \quad (2-4)$$

となる。

格子間原子および空孔子点に対するバイアス差 $Z_I^{(A)} - Z_I^{(B)}$ 、 $Z_V^{(A)} - Z_V^{(B)}$ については、P.T.Heald により導出された応力負荷下でのバイアスの式を用いて、次式のように表せる^[4]。

$$Z_\alpha^{(A)} - Z_\alpha^{(B)} = \frac{3(1-\nu)(Z_\alpha^0)^2 \epsilon V_\alpha}{2\pi(1+\nu)\Delta V_\alpha} a_\alpha \quad (2-5)$$

$$a_\alpha = A_\alpha^{(A)} - A_\alpha^{(B)} = -\frac{15(1+\nu)\Delta\mu_\alpha}{15(1-\nu)\mu + 2(4-5\nu)\Delta\mu_\alpha} \quad (2-6)$$

ここで、

ν : ポアソン比、

ε : 弾性歪み、

V_α ($\alpha=I, V$): 点欠陥(I, V)の体積、

ΔV_α ($\alpha=I, V$): 点欠陥の形成による結晶の体積変化分、

Z_α^0 ($\alpha=I, V$): 応力無負荷下でのバイアス、

μ_α ($\alpha=I, V$): 点欠陥が存在する領域の剪断弾性係数、

$\Delta\mu_\alpha$ ($\alpha=I, V$): 点欠陥の導入による剪断弾性係数の増加分、

である。

フープ応力(σ_H)が負荷されている場合に生じる周方向弾性歪みは $(2-\nu)\sigma_H/2E$ であり、これを式(2-5)中の ε に代入すると、

$$Z_\alpha^{(A)} - Z_\alpha^{(B)} = \frac{3(1-\nu)(Z_\alpha^0)^2 V_\alpha \cdot (2-\nu)\sigma_H \cdot a_\alpha}{2\pi(1+\nu)\Delta V_\alpha \cdot 2E} \quad (2-7)$$

となる。この場合、式(2-4)の歪み(ε_{SIPA})は周方向歪みとなる。周方向歪み(ε_H)

と相当歪み(ε°)の相関式 $\varepsilon_H = \frac{\sqrt{3}}{2}\varepsilon^\circ$ に従い、式(2-4)を相当歪み(ε_{SIPA}°)に変換す

ると、

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{SIPA}^\circ &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{3} \rho_d (D_I C_I^0 (Z_I^{(A)} - Z_I^{(B)}) - D_V C_V^0 (Z_V^{(A)} - Z_V^{(B)})) \\ &= \frac{2}{3\sqrt{3}} \rho_d (D_I C_I^0 (Z_I^{(A)} - Z_I^{(B)}) - D_V C_V^0 (Z_V^{(A)} - Z_V^{(B)})) \end{aligned} \quad (2-8)$$

となる。

2.2 CCG モデル

図 2-2 に Weertman による転位クリープモデルの模式図を示す¹⁾。このクリープモデルでは、以下の過程で歪みが生じると考えられる。

- (1) 距離 d 離れたすべり面上の転位源から放出された符号の異なる転位が転位双極子をつくる。
- (2) 双極子の転位がそれぞれ距離 $d/2$ ずつ上昇運動をして対消滅する。
- (3) 転位源から新たに転位が放出される。その際、各転位は転位間距離すべり運動し、歪みが生じる。

CCG モデル式の導出を以下に述べる。転位のすべり運動による剪断歪み速度は一般に次式で表される。

$$\dot{\gamma}_{CG} = \rho_d b v_{gl} \quad (2-9)$$

ここで、 v_{gl} : 転位のすべり運動速度

$\dot{\gamma}_{CG}$: 剪断歪み速度

である。

すべり運動に要する時間が上昇運動時間(τ)に比べて十分小さいと考えると、すべり運動速度(v_{gl})と上昇運動速度(v)の関係は次式で表せる。

$$v_{gl} = \frac{L_{gl}}{d/2} \cdot v \quad (2-10)$$

ここで、 L_{gl} はすべり運動距離、 $d/2$ は上昇運動距離である。(2-10)式を(2-9)式に代入して、CCG クリープ歪み式である次式が得られる。

$$\dot{\gamma}_{CG} = \frac{2\rho_d L_{gl} b v}{d} \quad (2-11)$$

照射クリープでは、転位の上昇運動は格子間原子の吸収により生じるので、速度 v は次式で示される。

$$bv = Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V (C_V^0 - C_V^e) \quad (2-12)$$

式 (2-12)を(2-11)に代入して、

$$\dot{\gamma}_{CG} = \frac{2\rho_d L_{gl}}{d} \{Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V (C_V^0 - C_V^e)\} \quad (2-13)$$

となる。ここで、迂り距離(L_{gl})は転位間距離とし、次式で定義する。

$$L_{gl} = \frac{2}{\sqrt{\pi\rho_d}} \quad (2-14)$$

上昇運動距離($d/2$)については、以下のように定義する。双極子の転位間距離(d)は、転位間の相互作用引力による最大捕獲距離(d')に等しいと考え、上昇運動距離を $d/2$ とする。

転位間の最大捕獲距離(d')の定式化を行なう。一般に、転位密度 ρ_d の金属を塑性変形させるのに必要な外力(σ_a)は、 α を定数として、

$$\sigma_a = \alpha \mu b \sqrt{\rho_d} \quad (2-15)$$

と表せる¹⁰⁾。

図 2-3 は定数 α を求めるために、Phenix-P2 照射後試験で改良 SUS316 鋼を引張試験して求めた 0.2%耐力($\sigma_{0.2}$)を $\mu b(\rho_d)^{0.5}$ に対してプロットした図である。ここで、 $\mu b(\rho_d)^{0.5}$ は、TEM 観察により求めた転位密度(ρ_d)測定値を用いて算出している。図 2-3 で、原点を通る最小二乗法により傾き α を求めたところ、1.219 となったので、

$$\sigma_a = 1.219 \mu b \sqrt{\rho_d} \quad (2-16)$$

となる。転位間距離が l_d の場合の転位密度(ρ_d)は、 $\sqrt{\rho_d} = 2/(\sqrt{\pi} \cdot l_d)$ と表せるので、上式に代入して転位間距離(l_d)と変形に必要な外力(σ_a)の関係式は

$$\sigma_a = 1.219 \mu b \frac{2}{\sqrt{\pi} \cdot l_d} = 1.375 \frac{\mu b}{l_d} \quad (2-17)$$

となる。式(2-17)は、外力 σ_a の負荷のもとでは、転位間距離が l_d 以下では、相互作用力により双極子が形成され転位のすべり運動は停止し、 l_d 以上では、負荷応力が相互作用力を上回って双極子は形成されないと解釈できる。よって、転位間の最大捕獲距離(d')すなわち双極子の転位間距離(d)は式(2-17)を変形して、

$$d = d' = 1.375 \frac{\mu b}{\sigma_a} \quad (2-18)$$

と表せる。Weertman は、 $d \approx 0.5 \mu b / \sigma_a \sim 1.0 \mu b / \sigma_a$ ¹¹⁾としており、(2-18)式は若干大きめであるが、Weertman の式とほぼ一致している。

(2-14)式と(2-18)式を(2-13)式に代入して、

$$\dot{\gamma}_{CG} = 1.64 \frac{\sqrt{\rho_d} \cdot \sigma_a}{\mu \cdot b} \{Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V (C_V^0 - C_V^e)\} \quad (2-19)$$

となる。

材料に単軸の垂直応力を負荷した場合、軸方向から 45 度の角度の面が主剪断応力面である。剪断歪み(γ)は主剪断応力面で生じるとし、モールの歪み円から、応力方向の垂直歪み(ε)と剪断歪み(γ)の関係を求めると、

$$\varepsilon = \gamma / 2$$

となる。この関係式を用いて、(2-19)式の $\dot{\gamma}_{CG}$ を応力方向の垂直歪み速度 $\dot{\varepsilon}_{CG}$ に変換すると

$$\dot{\varepsilon}_{CG} = 0.82 \frac{\sqrt{\rho_d} \cdot \sigma_a}{\mu \cdot b} \{Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V (C_V^0 - C_V^e)\} \quad (2-20)$$

となる。多軸応力下では、式(2-20)の σ_a に相当応力を適用することにより、相当歪みが得られる。相当応力(σ^e)とフープ応力(σ_H)は、 $\sigma^e = \sqrt{3}/2 \cdot \sigma_H$ で関係づけられるので、 $\sigma_a = \sqrt{3}/2 \cdot \sigma_H$ を(2-20)式に代入することにより、CCGモデルによる相当歪み速度($\dot{\varepsilon}_{CG}^e$)が得られる。

$$\dot{\varepsilon}_{CG}^e = 0.71 \frac{\sqrt{\rho_d} \cdot \sigma_H}{\mu \cdot b} \{Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V (C_V^0 - C_V^e)\} \quad (2-21)$$

3. FFTF/MOTA 照射試験結果

FFTF/MOTA は米国の照射温度計測及び照射温度制御可能な材料照射リグである。サイクル機構開発材である PNC316、15Cr-20Ni 鋼および高強度フェライト/マルテンサイト鋼を試料として、FFTF/MOTA での炉内クリープ歪み試験が日米共同研究長寿命炉心材料開発の一環として実施され、照射データが取得されている^[7]。取得された PIE データのうち PNC316 鋼の照射クリープ歪みに関する結果を以下にまとめる。

3.1 炉内クリープ試験

FFTF/MOTA で 12 サイクルまで照射された PNC316 鋼(55MK,55MS)の組成と製造条件を表 1 に示す。各照射試料の照射温度は 405~670℃、照射量は 8~47.13($\times 10^{26}$ n/m², E>0.1MeV)であった。照射履歴などの照射条件の詳細は参考文献^[7]の記載の通りである。一部の試験途中で温度上昇や異常が確認されているが、本メモでは一定温度で照射できた試料のデータのみ用いている。

試験片形状は、内圧クリープ試験片(フープ応力：70, 100 MPa)とスエリング測定用の応力フリー試験片の 2 種類である。

3.2 照射クリープ歪みの算出

照射クリープ歪みを含めた外径歪み計算結果を表2にまとめる。計算は以下の手順で算出した。

(1)炉内クリープ外径歪み(ϵ_H)を内圧封入管の外径歪み(ϵ_{total})から応力フリー試験片の外径歪み(ϵ_0)を差し引いて求めた。

$$\epsilon_H = \epsilon_{total} - \epsilon_0$$

(2)外径歪み(ϵ_H)と相当歪みの相関式^[8]を用いて、炉内クリープ外径歪み(ϵ_H)から炉内クリープ相当歪み(ϵ)を算出した。

$$\epsilon = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_H$$

(3)照射クリープ歪み値(ϵ_{irr})を炉内クリープ相当歪みから熱クリープ相当歪み(ϵ_{th})を差し引いて求めた。

$$\epsilon_{irr} = \epsilon - \epsilon_{th}$$

ここで、熱クリープ相当歪み(ϵ_{th})は、すでに策定されている PNC316 鋼の

ノミナル式¹⁾である次式を用いて算出した。

$$\varepsilon_{th} = K \cdot t^{1.9} \cdot \sigma^{2.4}$$

ここで、K は熱クリープ係数であり $K=2.20 \times 10^{-3} \cdot \exp(-23900/T)$ 、T (K) は温度、t (h) は時間、 σ (MPa) は相当応力である。

4 照射クリープ歪みとスエリング相互作用係数(D)の数値計算

4-1 数値計算方法

計算はすでに作成されている反応速度論によるスエリング計算用プログラムを改良したものをを用いた。計算では、まず格子欠陥濃度(C_I, C_V)を以下に示す連立方程式を解くことにより求めている。

$$dC_I/dt = \phi - k_I^2 D_I C_I^0 - \alpha C_I^0 C_V^0 = 0 \quad (4-1)$$

$$dC_V/dt = \phi - k_V^2 D_V C_V^0 - \alpha C_I^0 C_V^0 = 0 \quad (4-2)$$

ここで、

C_α^0 : ($\alpha=I, V$) : シンクの間における格子間原子(I)または空孔(V)の平均濃度

D_α : IまたはVの拡散係数

k_α^2 : IまたはVに対するシンク強度

ϕ : フレンケル対の生成速度

α : 再結合速度定数

である。

照射欠陥のシンクとして転位、ボイドおよび析出物を考慮しており、シンク強度 k_α^2 ($\alpha=I, V$)は次式で表せる。

$$k_\alpha^2 = Z_\alpha^0 \rho_d + 4\pi r_c \rho_c + S_p \quad (4-3)$$

ここで、 Z_α^0 : 転位バイアス、 r_c : ボイド半径、 ρ_c : ボイドの数密度、 S_p : 析出物シンクの強度、である。

また、スエリング(S)およびスエリング速度(dS/dt)は次式を用いて計算した。

$$S = \frac{4}{3} \pi r_c^3 \rho_c \quad (4-4)$$

$$\frac{dS}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{4}{3} \pi r_c^3 \rho_c \right) = 4\pi r_c^2 \rho_c \frac{dr_c}{dt} + \frac{4}{3} \pi r_c^3 \frac{d\rho_c}{dt} \quad (4-5)$$

ここで、ボイド半径の成長速度 dr_c/dt は次式で表される。

$$\frac{dr_c}{dt} = \frac{1}{r_c} \left\{ D_V (C_V^0 - C_V^e) - D_I C_I \right\} \quad (4-6)$$

また、ボイドの数密度(ρ_c)はスエリング発生後、照射量に対して線形的に増加すると仮定し、180.7dpa でボイドの数密度が 8.26×10^{21} (#/m³) という PIE 結果 (FFTF/MOTA, ZL1S0T) を用い、次式のように設定した。

$$\frac{dp_c}{dt} = \begin{cases} 0 & (\text{dpa} < \text{SS}) \\ 1.12 \times 10^{14} (\#/\text{m}^3/\text{sec}) & (\text{dpa} \geq \text{SS}) \end{cases} \quad (4-7)$$

ここで、SS はスエリングが始まる照射量(dpa)であり、本検討では PIE データに基づき 70dpa とした。

上述の基本式(4-1)~(4-7)と照射クリープモデル式である(2-8)と(2-21)を用い、以下の順番で照射クリープ歪みを算出した。

- (1) 式(4-1)~(4-3)の連立方程式を解いて C_1^0 と C_v^0 を求める。
- (2) 求めた C_1^0 と C_v^0 と式(4-5)~(4-7)を用いて、スエリングを求める。この際、計算値が FFTF/MOTA での材料照射データ^{14, 17)}と一致するように格子間原子に対する転位バイアス値(Z_1^0)を最適化する。なお、空孔に対する転位バイアス値は 1 とした。
- (3) C_1^0 , C_v^0 および最適化したバイアス値 Z_1^0 を式(2-8)と(2-21)に代入して SIPA および CCG モデルによるクリープ歪みを算出する。

4-2 数値計算に用いたパラメータ

最適化したバイアス値(Z_1)を含め、計算に用いたパラメータを表 3 にまとめた。ここで、転位密度は FFTF/MOTA で照射された PNC316 試験片の TEM 観察から求められたものである。また、TEM 観察によると、針状リン化物(FeTiP)と中央に核を持つ粒状析出物(G 相または γ' 相)の数密度が他の析出物(MC 炭化物、 M_6C , Laves 相)に比べて 1 桁以上高いので、針状リン化物と中央に核を持つ粒状析出物のシンク強度を算出して用いた。粒状析出物および針状析出物のシンク強度(S_p)は次式に従い算出した。

$$S_p = \begin{cases} 4\pi r_p \rho_p & (\text{粒状}) \\ 4\pi \rho_p L / \ln(2L/N) & (\text{針状}) \end{cases}$$

ここで、

S_p : シンク強度 (m^{-1})

r_p : 析出物直径 (m)

ρ_p : 析出物の数密度 (m^{-2})

L : 針状析出物の長径 (m)

N : 針状析出物の短径 (m)

である。TEM 観察結果を基に $L=50 \times 10^{-9}$ (m) とし、N に関しては 10×10^{-9} (m) と仮定した。

格子欠陥に関するパラメータ($\Delta V_a, V_a, \Delta \mu_a$)は文献調査^[4, 9, 10]を基に表 3 に示すように設定した。なお、文献調査結果は引用元とともに表 4 にまとめている。

4-3 SIPA クリープモデルの数値計算結果と実測値の比較

図 4-1 に 405°C 近傍での SIPA クリープモデルの計算結果の点欠陥パラメータ($V_a, \Delta V_a, \Delta \mu_a$)依存性をまとめた。縦軸は照射量 70dpa での SIPA クリープ歪み計算値と PIE データの比であり、1 の場合に計算値と PIE データが一致することを意味する。図 4-1 より計算結果と実測値の比は 1 前後に分布していることが認められる。なお、70dpa 以上の照射量ではスエリングが生じて CCG クリープがクリープ歪みに寄与するので、比較には SIPA クリープのみ生じる 70dpa 以下の照射量での PIE データを用いる必要があることから、70dpa 以下で最も高い照射量での値で比較した。

図 4-2 に前述の点欠陥パラメータを用いて計算した結果の照射温度依存性をまとめた。点欠陥パラメータとして、 $\Delta \mu_v=0, \Delta \mu_f=-1.0 \mu, \Delta V_f=1.0 \Omega, V_f=2.0 \Omega$ を用いている。温度が高くなるほど計算値が実測値に比べて大きくなる傾向が見られる。

図 4-3～図 4-5 に 70dpa 以下の照射量での FFTF/MOTA 照射クリープ歪みデータと SIPA モデルの計算結果を示す。点欠陥パラメータとして、 $\Delta \mu_v=0, \Delta \mu_f=-1.0 \mu, \Delta V_f=1.0 \Omega, V_f=2.0 \Omega$ を用いている。計算値は MOTA データに比べて若干大きめであるが概ね一致している。また計算値に着目すると、スエリングが始まる照射量である 70dpa 以下では SIPA クリープ歪みは照射量に対してほぼ線形であるが、70dpa 以上では傾きが小さくなっていることが認められ、これまで一定値とされていた照射クリープ係数(B_0)がスエリング開始後に徐々に減少することが考えられる。この B_0 の減少は、スエリング開始とともに、中性シンクとしてのポイドが形成され、材料中の照射欠陥濃度が減少するためであると考えられる(図 4-6)。

4-4 CCG クリープモデルの数値計算結果と実測値の比較

表 2 に示した FFTF/MOTA の照射クリープ相当歪みから、SIPA 機構による寄与分を以下の方法で差し引き、CCG クリープモデルの計算値と比較した。

(1) 70dpa 以下の照射クリープ歪み実測値の照射量依存性のデータを最小二乗

法でフィッティングすることにより、405℃、440℃および 550℃での照射クリープ係数 B_0 ($(\times 10^{26} \text{ n/m}^2)^{-1} \cdot \text{MPa}^{-1}$) を算出した。

(2) その値を用いて、 $\dot{\epsilon}_{\text{SIPA}} = B_0 \cdot \phi \cdot \sigma$ に従い、SIPA 機構によるクリープ歪み値を算出し、FFTF/MOTA データから差し引いた。なお、算出した照射クリープ係数 (B_0) の値は 5.64×10^{-6} (405℃)、 5.42×10^{-6} (440℃) および 3.43×10^{-6} (550℃) である。

図 4-7～図 4-12 に比較の結果を示す。各温度で、実測値と計算値は概ね一致していること及び CCG クリープ歪みはスエリングが開始する照射量である 70dpa 以上で生じていることが認められる。

4-5 スエリング相互作用係数(D)の算出と実測値との比較

スエリング相互作用係数(D)は、CCG クリープ歪みとスエリング歪みの計算値を用いて下式に従い算出し、そのスエリング歪み依存性を MOTA 材料照射データから算出された D 値^[13]とともに図 4-13～図 4-15 にまとめた。

$$D = \frac{d\epsilon_{\text{CCG}}}{\sigma \cdot d\epsilon_s}$$

計算値は全体として材料照射データに比べて若干過小評価であるが、スエリング歪みの増加とともに減少する材料照射データと同様の傾向が見られる。

Heald^[11]によると、CCG クリープ速度はスエリング速度に比例し、D 値のスエリング速度依存性はないことを数式で示している。しかし、本検討では D 値が減少する傾向が見られた理由として、中性シンクとしてボイドだけでなく析出物も考慮していることが考えられ、計算に用いた基本式を用いてその可能性を検討する。

Heald の検討^[11]および本検討でともに、クリープ歪み速度およびスエリング速度は次式で表される。

$$\dot{\epsilon}_{\text{CCG}} = A \cdot \sigma \cdot bV = A \cdot \sigma \cdot (Z_I^0 D_I C_I^0 - Z_V^0 D_V C_V^0) \quad (4-8)$$

$$\dot{S} = 4\pi r_c \rho_c \cdot (D_V C_V^0 - D_I C_I^0) \quad (4-9)$$

ここで、A は材料に依存する定数であり、空孔の熱平衡濃度 (C_v^0) は十分小さく無視できるものとする。

連立方程式(4-1)と(4-2)を解き、点欠陥濃度を求めると

$$D_\alpha C_\alpha^0 = \frac{\phi \cdot F(\eta)}{k_\alpha^2} \quad (4-10)$$

となる。

ここで、

$$F(\eta) = \frac{2}{\eta} \left\{ (1+\eta)^{1/2} - 1 \right\}$$

$$\eta = \frac{4\alpha\phi}{D_V D_I k_V^2 k_I^2}$$

である。

式(4-10)を式(4-9)に代入して変形すると、

$$\dot{S} = \rho_d \cdot (Z_I^0 - Z_V^0) \cdot \phi F(\eta) \cdot \frac{4\pi r_c \rho_c}{(Z_I \rho_d + 4\pi r_c \rho_c + S_p)(Z_V \rho_d + 4\pi r_c \rho_c + S_p)} \quad (4-11)$$

となる。同様に式(4-8)は、

$$\dot{\epsilon}_{CG} = A \cdot \sigma \cdot (Z_I^0 - Z_V^0) \cdot \phi F(\eta) \cdot \frac{(4\pi r_c \rho_c + S_p)}{(Z_I \rho_d + 4\pi r_c \rho_c + S_p)(Z_V \rho_d + 4\pi r_c \rho_c + S_p)} \quad (4-12)$$

となる。なお、ここでは、中性シンクとしてボイドと析出物を考慮し、シンク強度の式として式(4-3)を用いている。

式(4-11)と式(4-12)から、 $\dot{\epsilon}_{CG}$ と \dot{S} の関連式として次式が得られる。

$$\dot{\epsilon}_{CG} = \frac{A}{\rho_d} \cdot \frac{4\pi r_c \rho_c + S_p}{4\pi r_c \rho_c} \cdot \sigma \cdot \dot{S} \quad (4-13)$$

これより、スエリング相互作用係数(D)は

$$D = \frac{A}{\rho_d} \cdot \left\{ 1 + \frac{S_p}{4\pi r_c \rho_c} \right\} \quad (4-14)$$

となる。スエリングの増加は $4\pi r_c \rho_c$ の増加を意味しており、式(4-14)に従うと D 値はスエリング歪みの増加とともに A/ρ_d に漸近する。なお、式(4-14)で析出物シンクを無視すれば、D は材料種に依存する定数となり、スエリング歪みには依存しないという Heald の検討結果^[11]と一致する。

以上の検討より、FFTF/MOTA 材料照射データの解析^[11,31]で明らかとなった D 値がスエリング歪みの増加とともに減少する傾向は、中性シンクとしてボイドだけでなく析出物を考慮することにより説明できると考えられる。

5 まとめと今後の課題

反応速度論に基づき照射クリープモデルを定式化し、その数値計算結果と FFTF/MOTA 材料照射データとの比較、検討を行なった。得られた結果を以下にまとめる。

- (1) 照射クリープ歪み計算値から算出したスエリング相互作用係数(D)は、スエリング歪みの増加とともに減少し、FFTF/MOTA 材料照射データと同様の傾向を示した。
- (2) 本計算に用いた照射クリープおよびスエリングモデルの基本式の検討から、スエリング相互作用係数(D)の減少は、中性シンクとしてポイドだけでなく析出物も考慮することにより説明できることを初めて明らかにした。
- (3) 照射クリープ係数(B_0)は、スエリング開始とともに中性シンクとしてのポイドが形成されて材料中の照射欠陥濃度が減少するために、スエリング開始後、徐々に減少する可能性を初めて明らかにした。
- (4) 適切な点欠陥パラメータを用いることにより、SIPA クリープ歪みの計算値は実測値と概ね一致することがわかった。

6. 参考文献

- [1]水田他：改良オーステナイト鋼の炉内クリープひずみ挙動評価式の策定, JNC TN9400 99-082
- [2] F. A. Garner : Irradiation performance of cladding and structural steels in liquid metal reactors, *Materials Science and Technology*, Vol.10A, P.420, 1994
- [3] 上平他：MFA-1,2 燃料照射データに基づく改良 SUS316 鋼、および 15Cr-20Ni 鋼の照射クリープ特性の評価, JNC TN9400 2000-023
- [4] P. T. Heald and M. V. Speight, *Acta Metallurgica*, Vol.23, P.1389, 1975
- [5] J. Weertman, "Dislocation Climb Theory of Steady State Creep", *Transactions of American Society for Metals*, Vol.61, P.681, 1968
- [6] 丸川健三郎, 第 2 章 加工硬化, 転位論入門(日本金属学会編), 丸善, P.64, 1971
- [7] 岡田、"FFTF/MOTA 照射データ集" PNC ZN9450 94-012
- [8] 上羽他：C3M 燃料ピンの外径変化評価(その 1), PNC ZN9410 94-193
- [9] L. K. Mansur, *Philosophical Magazine A*, Vol.39, No.4, P.497, 1979,
- [10] R. A. Johnson, *Phys. Rev.*, Vol.134, P.1329, 1964
- [11] P.T. Heald and J.E. Harbottle, *J. Nucl. Mater.*, Vol.67, P.229, 1997
- [12] I. G. Margvelashvili and Z. K. Saralidze, *Sov. Phys. : Soid St.* Vol.15, P.1774, 1974

APPENDIX(転位バイアス $Z_i^{(\beta)}$ の導出)

(2-7)式と(2-8)式導出の概略をまとめる。点欠陥周辺の歪み場と刃状転位の静水圧応力場との相互作用エネルギー(E_α^0)はコットレル効果により生じ、弾性論から次式が導かれる^[4]。

$$E_\alpha^0 = \frac{(1+\nu)\mu b \Delta V_\alpha \sin \theta}{3\pi(1-\nu)r} \quad (1)$$

ここで、

μ : 剛性率

ν : ポアソン比

b : バーガースベクトル

α : 照射欠陥の種類($\alpha=I$ (格子間原子)、 V (空孔))

ΔV_α : 格子欠陥($\alpha=I, V$)の導入による結晶の体積変化 r : 格子欠陥の刃状

転位からの距離 θ : 照射欠陥を含む面とすべり面のなす角である。

材料に応力が負荷されている場合には、照射欠陥と刃状転位の相互作用は不均一となり、方位依存性を持つ。これは欠陥の存在する領域がその他の領域と寸法不整合および異なる弾性係数を持つため生じると考え、欠陥の領域を不均一の含有物(inhomogeneous inclusion)と考えると、応力の負荷による転位と格子欠陥の相互作用の増加分($\delta E_\alpha^{(\beta)}$)は、

$$\delta E_\alpha^{(\beta)} = \frac{\mu b \epsilon V_\alpha A_\alpha^{(\beta)} \sin \theta}{\pi r} \quad (2)$$

と表せる^[12]。

ここで、

$\epsilon (= \sigma/E)$: ヤング率 E の材料に σ の応力が負荷された時に生じる弾性歪み

$A_\alpha^{(\beta)}$: 格子欠陥の種類(I, V)と転位の種類に依存する定数

であり、照射欠陥の存在する領域の実効体積弾性係数(effective bulk modulus) K_α^* と剛性率 μ_α^* を

$$\begin{aligned} K_\alpha^* &= K + \Delta K_\alpha \\ \mu_\alpha^* &= \mu + \Delta \mu_\alpha \end{aligned} \quad (3)$$

として、

$$A_\alpha^{(A)} = - \left\{ \frac{(1-2\nu)(1+\nu)\Delta K_\alpha}{3(1-\nu)K + (1+\nu)\Delta K_\alpha} + \frac{5(1+\nu)(2-\nu)\Delta \mu_\alpha}{15(1-\nu)\mu + 2(4-5\nu)\Delta \mu_\alpha} \right\} \quad (4)$$

$$A_\alpha^{(B)} = - \left\{ \frac{(1-2\nu)(1+\nu)\Delta K_\alpha}{3(1-\nu)K + (1+\nu)\Delta K_\alpha} + \frac{5(1+\nu)^2 \Delta \mu_\alpha}{15(1-\nu)\mu + 2(4-5\nu)\Delta \mu_\alpha} \right\} \quad (5)$$

と表せる^[12]。

(1)式と(2)式を加算することにより、応力負荷下での格子欠陥と刃状転位の全体の相互作用エネルギー($E_\alpha^{(\beta)}$)の式、

$$E_\alpha^{(\beta)} = E_\alpha^0 + \delta E_\alpha^{(\beta)} = \frac{\mu b}{\pi} \left\{ \frac{(1+\nu)\Delta V_\alpha}{3(1-\nu)} + \epsilon V_\alpha A_\alpha^{(\beta)} \right\} \frac{\sin \theta}{r} \quad (6)$$

が得られる。

また、定常状態では、格子欠陥濃度の時間依存性はゼロであるので、次式が成り立つ。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \nabla \cdot \mathbf{J}_\alpha^{(\beta)} = \nabla^2 C_\alpha + \frac{D_\alpha C_\alpha}{kT} \nabla C_\alpha \nabla E_\alpha^{(\beta)} = 0 \quad (7)$$

ここで、転位芯すなわち $r=r_0$ において、 $C_\alpha = C_\alpha^e \exp[-E_\alpha^{(\beta)}(r_0, \theta)/kT]$ 、転位間の中間位置すなわち $r=R$ において、 $C_\alpha = C_\alpha^0$ を境界条件として、式(7)を解き $C_\alpha(r, \theta)$ を求めると、

$$C_\alpha(r, \theta) = C_\alpha^e \exp(-E_\alpha^{(\beta)}(r, \theta)/kT) + (C_\alpha^0 - C_\alpha^e) \exp[-E_\alpha^{(\beta)}(r, \theta)/2kT] \psi(r)$$

となり^[12]、これより、転位の単位長さあたりに吸収される格子欠陥のフラックス($I_\alpha^{(\beta)}$)は

$$I_\alpha^{(\beta)} = r_0 \int_0^{2\pi} J_\alpha^{(\beta)}(r_0, \theta) d\theta = D_\alpha (C_\alpha^0 - C_\alpha^e) Z_\alpha^{(\beta)} \quad (8)$$

と表せる。ここで、近似的に転位バイアス($Z_\alpha^{(\beta)}$)を

$$Z_\alpha^{(\beta)} = Z_\alpha^0 \left\{ 1 + \frac{3(1-\nu)Z_\alpha^0 \varepsilon V_\alpha A_\alpha^{(\beta)}}{2\pi(1+\nu)\Delta V_\alpha} \right\} \quad (9)$$

と表わすことができる^[12]。(4)、(5)および(9)式より、応力負荷方向に垂直および平行なバーガスベクトルを持つ転位のバイアスの差を示す式(2-7)と(2-8)が導かれる。

表1 FFTF/MOTA照射試験に用いたPNC316の組成と製造条件

| (a) 化学組成 | | | | | | | |
|----------|-------------|-------|--------|-------|---------|-------|-------|
| 鋼種 | C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr |
| 55MK | 0.052 | 0.82 | 1.83 | 0.028 | 0.009 | 13.84 | 16.52 |
| | Mo | B | N | Ti | Nb+Ta | V | Co |
| | 2.49 | 0.003 | 0.003 | 0.08 | 0.079 | 0.01 | 0.01 |
| (b) 製造条件 | | | | | | | |
| 鋼種 | 溶体化処理 | | 冷間加工度 | | 結晶粒度 | | |
| 55MK | 1080°C×2min | | 19~20% | | 8.0~8.5 | | |

表2(1) FFTF/MOTA照射PNC316鋼(55MK)の照射クリープ歪みの算出結果

| 照射温度 (°C) | 周応力 (MPa) | 相当応力 (MPa) | 照射量 (dpa) | 内圧封入管の外径歪み $\epsilon_{total}(\%)$ | 応力フリー試験片の外径歪み $\epsilon_0(\%)$ | 炉内クリープ外径歪み $\epsilon_H = \epsilon_{total} - \epsilon_0(\%)$ | 炉内クリープ相当歪み $\epsilon = \epsilon_H \times 2 / (3)^{0.5}(\%)$ | 熱クリープ相当歪み $\epsilon_{th}(\%)$ | 照射クリープ相当歪み $\epsilon_{irr} = \epsilon - \epsilon_{th}(\%)$ |
|--------------|--------------|---------------|--------------|--------------------------------------|-----------------------------------|--|--|----------------------------------|---|
| 420 | 70 | 60.6 | 40.0 | 0.12 | -0.06 | 0.18 | 0.21 | 6.40E-05 | 2.08E-01 |
| 404 | 70 | 60.6 | 69.3 | 0.46 | 0.04 | 0.42 | 0.48 | 7.65E-05 | 4.85E-01 |
| 414 | 70 | 60.6 | 110.4 | 1.80 | 0.58 | 1.22 | 1.41 | 4.01E-04 | 1.41E+00 |
| 405 | 70 | 60.6 | 148.2 | 3.54 | 1.73 | 1.81 | 2.09 | 5.07E-04 | 2.09E+00 |
| 417 | 70 | 60.6 | 181.7 | 5.89 | 2.74 | 3.15 | 3.64 | 1.48E-03 | 3.64E+00 |
| 420 | 100 | 86.6 | 40.0 | 0.19 | -0.06 | 0.25 | 0.29 | 1.51E-04 | 2.89E-01 |
| 404 | 100 | 86.6 | 69.3 | 0.65 | 0.04 | 0.61 | 0.70 | 1.80E-04 | 7.04E-01 |
| 414 | 100 | 86.6 | 110.4 | 2.00 | 0.58 | 1.42 | 1.64 | 9.44E-04 | 1.64E+00 |
| 405 | 100 | 86.6 | 148.2 | 4.25 | 1.73 | 2.52 | 2.91 | 1.19E-03 | 2.91E+00 |
| 417 | 100 | 86.6 | 181.7 | 6.76 | 2.74 | 4.02 | 4.64 | 3.49E-03 | 4.64E+00 |
| 428 | 100 | 86.6 | 205.9 | 9.10 | 4.32 | 4.78 | 5.52 | 7.75E-03 | 5.52E+00 |
| 438 | 70 | 60.6 | 17.6 | 0.03 | -0.03 | 0.06 | 0.07 | 1.53E-06 | 6.93E-02 |
| 438 | 70 | 60.6 | 30.3 | 0.11 | -0.06 | 0.17 | 0.20 | 3.70E-06 | 1.96E-01 |
| 425 | 70 | 60.6 | 50.4 | 0.26 | -0.05 | 0.31 | 0.36 | 6.47E-06 | 3.58E-01 |
| 426 | 70 | 60.6 | 54.5 | 0.28 | -0.04 | 0.32 | 0.37 | 1.38E-05 | 3.69E-01 |
| 424 | 70 | 60.6 | 78.5 | 0.58 | 0.14 | 0.44 | 0.51 | 2.00E-05 | 5.08E-01 |
| 438 | 100 | 86.6 | 17.6 | 0.06 | -0.03 | 0.09 | 0.10 | 3.60E-06 | 1.04E-01 |
| 438 | 100 | 86.6 | 30.3 | 0.19 | -0.06 | 0.25 | 0.29 | 8.72E-06 | 2.89E-01 |
| 425 | 100 | 86.6 | 50.4 | 0.40 | -0.05 | 0.45 | 0.52 | 1.52E-05 | 5.20E-01 |
| 426 | 100 | 86.6 | 54.5 | 0.44 | -0.04 | 0.48 | 0.55 | 3.25E-05 | 5.54E-01 |
| 424 | 100 | 86.6 | 78.5 | 0.83 | 0.14 | 0.69 | 0.80 | 4.71E-05 | 7.97E-01 |
| 495 | 70 | 60.6 | 25.9 | 0.03 | -0.05 | 0.08 | 0.09 | | 9.24E-02 |
| 494 | 70 | 60.6 | 19.9 | -0.01 | -0.08 | 0.07 | 0.08 | 3.09E-05 | 8.08E-02 |
| 494 | 70 | 60.6 | 41.3 | 0.02 | -0.10 | 0.12 | 0.14 | 1.14E-04 | 1.38E-01 |
| 495 | 70 | 60.6 | 58.1 | 0.09 | -0.11 | 0.20 | 0.23 | 2.41E-04 | 2.31E-01 |
| 495 | 100 | 86.6 | 25.9 | 0.09 | -0.05 | 0.14 | 0.16 | | 1.62E-01 |
| 494 | 100 | 86.6 | 19.9 | 0.00 | -0.08 | 0.08 | 0.09 | 7.28E-05 | 9.23E-02 |
| 494 | 100 | 86.6 | 41.3 | 0.07 | -0.10 | 0.17 | 0.20 | 2.68E-04 | 1.96E-01 |
| 495 | 100 | 86.6 | 58.1 | 0.17 | -0.11 | 0.28 | 0.32 | 5.67E-04 | 3.23E-01 |
| 495 | 100 | 86.6 | 71.2 | 0.25 | -0.08 | 0.33 | 0.38 | 8.18E-04 | 3.80E-01 |

表2(2) FFTF/MOTA照射PNC316鋼(55MK)の照射クリープ歪みの算出結果

| 照射温度 (°C) | 周応力 (MPa) | 相当応力 (MPa) | 照射量 (dpa) | 内圧封入管の外径歪み $\epsilon_{total}(\%)$ | 応力フリー試験片の外径歪み $\epsilon_0(\%)$ | 炉内クリープ外径歪み $\epsilon_H = \epsilon_{total} - \epsilon_0(\%)$ | 炉内クリープ相当歪み $\epsilon = \epsilon_H \times 2 / (3)^{0.5}(\%)$ | 熱クリープ相当歪み $\epsilon_{th}(\%)$ | 照射クリープ歪み $\epsilon_{irr} = \epsilon - \epsilon_{th}(\%)$ |
|--------------|--------------|---------------|--------------|--------------------------------------|-----------------------------------|--|--|----------------------------------|---|
| 550 | 70 | 60.6 | 42.2 | 0.05 | -0.03 | 0.08 | 0.09 | - | - |
| 550 | 70 | 60.6 | 72.8 | 0.25 | -0.05 | 0.30 | 0.35 | - | - |
| 550 | 70 | 60.6 | 43.8 | 0.03 | -0.16 | 0.19 | 0.22 | 2.48E-02 | 1.96E-01 |
| 550 | 70 | 60.6 | 84.1 | 0.24 | -0.18 | 0.42 | 0.48 | 9.45E-02 | 3.90E-01 |
| 550 | 70 | 60.6 | 116.5 | 0.72 | -0.12 | 0.84 | 0.97 | 1.92E-01 | 7.78E-01 |
| 550 | 100 | 86.6 | 42.2 | 0.11 | -0.03 | 0.14 | 0.16 | - | - |
| 550 | 100 | 86.6 | 72.8 | 0.44 | -0.05 | 0.49 | 0.57 | - | - |
| 550 | 100 | 86.6 | 43.8 | 0.10 | -0.16 | 0.26 | 0.30 | 5.83E-02 | 2.42E-01 |
| 550 | 100 | 86.6 | 84.1 | 0.46 | -0.18 | 0.64 | 0.74 | 2.23E-01 | 5.16E-01 |
| 550 | 100 | 86.6 | 116.5 | 1.30 | -0.12 | 1.42 | 1.64 | 4.53E-01 | 1.19E+00 |
| 550 | 100 | 86.6 | 139.1 | 3.23 | 0.23 | 3.00 | 3.46 | 6.30E-01 | 2.83E+00 |
| 605 | 70 | 60.6 | 42.2 | 0.30 | -0.07 | 0.37 | 0.43 | - | 4.27E-01 |
| 602 | 70 | 60.6 | 43.7 | 0.24 | -0.11 | 0.35 | 0.40 | 1.41E-03 | 4.03E-01 |
| 605 | 70 | 60.6 | 84.0 | 0.74 | -0.21 | 0.95 | 1.10 | 5.75E-03 | 1.09E+00 |
| 606 | 70 | 60.6 | 121.1 | 1.65 | -0.07 | 1.72 | 1.99 | 1.21E-02 | 1.97E+00 |
| 605 | 100 | 86.6 | 42.2 | 0.59 | -0.07 | 0.66 | 0.76 | - | 7.62E-01 |
| 602 | 100 | 86.6 | 43.7 | 0.47 | -0.11 | 0.58 | 0.67 | 3.31E-03 | 5.66E-01 |
| 605 | 100 | 86.6 | 84.0 | 1.49 | -0.21 | 1.70 | 1.96 | 1.36E-02 | 1.95E+00 |
| 606 | 100 | 86.6 | 121.2 | 3.37 | -0.07 | 3.44 | 3.97 | 2.85E-02 | 3.94E+00 |
| 599 | 100 | 86.6 | 132.7 | 3.85 | -0.05 | 3.90 | 4.50 | 3.31E-02 | 4.47E+00 |
| 670 | 70 | 60.6 | 42.2 | 0.71 | -0.05 | 0.76 | 0.88 | - | - |
| 670 | 70 | 60.6 | 72.8 | 2.99 | -0.02 | 3.01 | 3.48 | - | - |
| 670 | 70 | 60.6 | 43.7 | 2.32 | 1.31 | 1.01 | 1.17 | - | - |
| 670 | 70 | 60.6 | 40.3 | 0.83 | -0.07 | 0.90 | 1.04 | 1.00E+00 | 3.55E-02 |
| 670 | 70 | 60.6 | 77.5 | 3.02 | -0.08 | 3.10 | 3.58 | 3.44E+00 | 1.41E-01 |
| 670 | 70 | 60.6 | 103.3 | 7.02 | -0.12 | 7.14 | 8.24 | 5.87E+00 | 2.37E+00 |
| 670 | 100 | 86.6 | 42.2 | 2.02 | -0.05 | 2.07 | 2.39 | - | - |
| 670 | 100 | 86.6 | 72.8 | 4.19 | -0.02 | 4.21 | 4.86 | - | - |
| 670 | 100 | 86.6 | 43.7 | 3.11 | 1.31 | 1.80 | 2.08 | - | - |
| 670 | 100 | 86.6 | 40.3 | 2.19 | -0.07 | 2.26 | 2.61 | 2.36E+00 | 2.45E-01 |
| 670 | 100 | 86.6 | 77.5 | 7.23 | -0.08 | 7.31 | 8.44 | 8.10E+00 | 3.42E-01 |

表3(1) 計算に用いたパラメータ

| 温度 (°C) | ヤング率 (E) MPa | ポアソン比 (ν) | 剛性率 (μ) MPa | 格子間原子による | | 格子間原子の導入による |
|------------|-----------------|-----------------|----------------------|-----------------------------|-----------------------------|---------------------------|
| | | | | 結晶の体積増加(ΔV_l) | 格子間原子の体積(V_l) | 剛性率の増加分($\Delta \mu_l$) |
| 405 | 1.69E+05 | 0.3 | 6.48E+04 | 1.0 Ω , 1.6 Ω | 1.0 Ω , 2.0 Ω | -0.5 μ , -1.0 μ |
| 440 | 1.66E+05 | 0.3 | 6.38E+04 | Ω | 2 Ω | -1.0 μ |
| 550 | 1.57E+05 | 0.3 | 6.04E+04 | Ω | 2 Ω | -1.0 μ |

表3(2) 計算に用いたパラメータ

| 温度 (°C) | 空孔による | 空孔の体積(V_v) | 空孔の導入による | 転位密度(ρd) | 析出物密度(S_p) | 最適化バイアス値 |
|------------|--------------------------------|------------------------------|---------------------------|------------------|---|---|
| | 結晶の体積増加(ΔV_v) | | 剛性率の増加分($\Delta \mu_v$) | | | Z_l |
| 405 | -0.5 Ω , -0.36 Ω | 0.5 Ω , 0.36 Ω | -0.5 μ , -1.0 μ | 1.23E+15 | $\Delta V/V=0, S_p=0$ $\Delta V/V \neq 0, S_p=7.67e14$ | 1.032($\sigma_H=70\text{MPa}$) 1.033($\sigma_H=100\text{MPa}$) |
| 440 | -0.5 Ω , -0.36 Ω | 0.5 Ω , 0.36 Ω | -1.0 μ | 1.20E+15 | $\Delta V/V=0, S_p=0$ $\Delta V/V \neq 0, S_p=6.45e14$ | 1.15($\sigma_H=70\text{MPa}$) 1.18($\sigma_H=100\text{MPa}$) |
| 550 | -0.5 Ω , -0.36 Ω | 0.5 Ω , 0.36 Ω | -1.0 μ | 4.53E+14 | $\Delta V/V=0, S_p=0$ $\Delta V/V \neq 0, S_p=3.05e14$ | 1.0064($\sigma_H=70\text{MPa}$) 1.0165($\sigma_H=100\text{MPa}$) |

表4 $\Delta V_\alpha, V_\alpha, \Delta \mu_\alpha$ の値を文献調査結果 [4, 9, 10]

| 出典 | V_l | ΔV_l | $\Delta \mu_l$ | V_v | ΔV_v | $\Delta \mu_v$ |
|-------------|-----------|--------------|------------------------------|---------------|---------------|------------------------------|
| Heald [4] | 2Ω | Ω | $-\mu \leq \Delta \mu_l < 0$ | -0.5Ω | -0.5Ω | $-\mu \leq \Delta \mu_v < 0$ |
| Mansur [9] | Ω | Ω | -1.0μ | -0.36Ω | -0.36Ω | 0 |
| Johnson[10] | - | 1.6Ω | - | - | - | - |

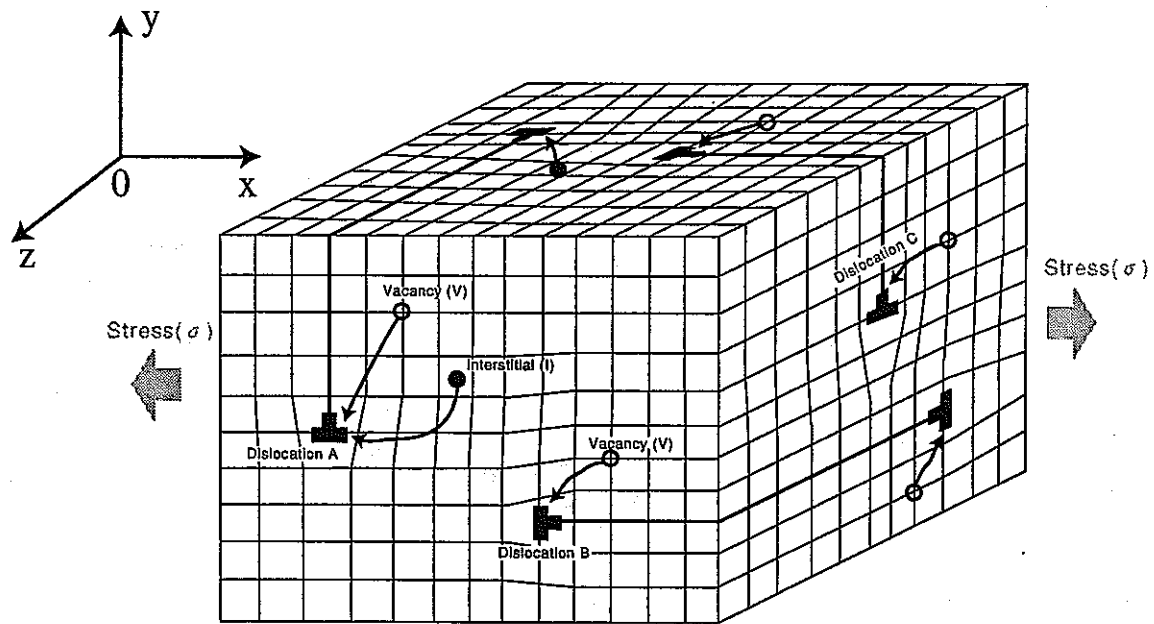
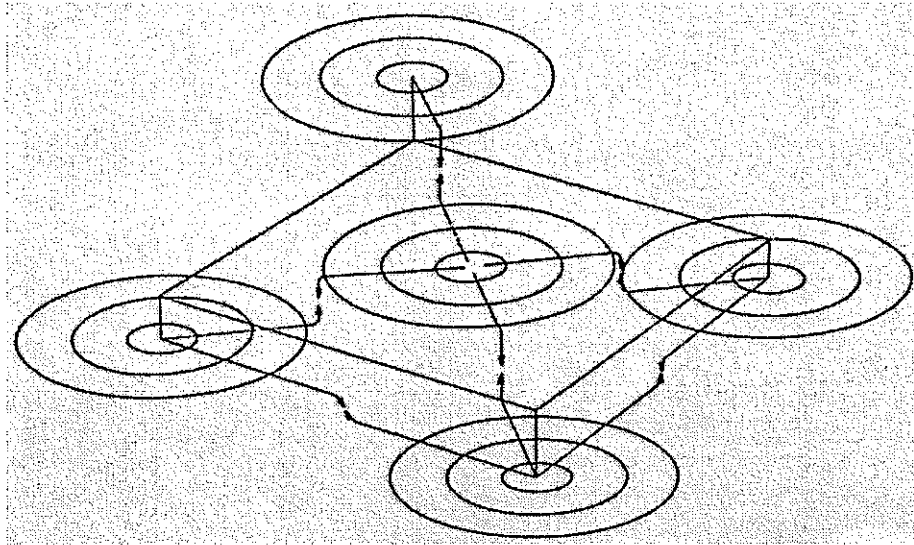
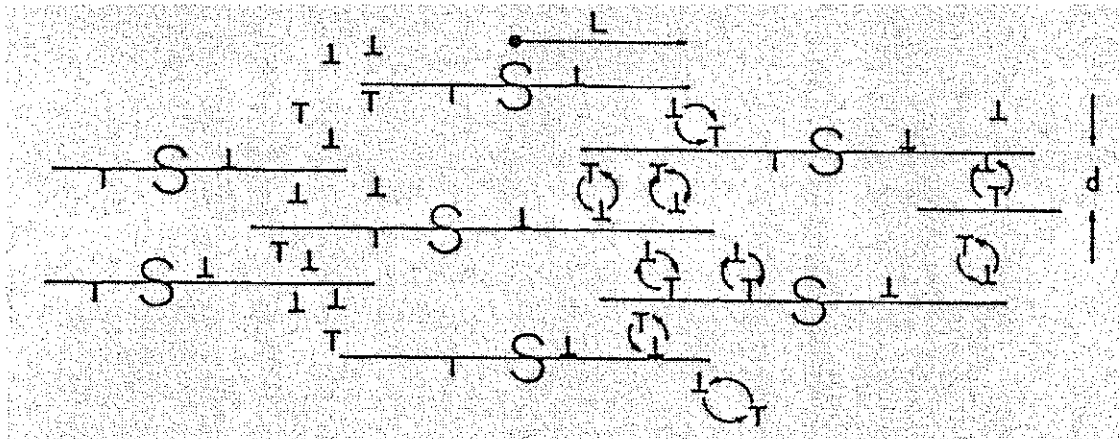


図 2-1 応力誘起優先吸収(SIPA)モデルの模式図



(a) 3次元模式図



(b) 断面模式図

図 2-2 転位クリープモデルの模式図 (Sは転位源を示している) ^[5]

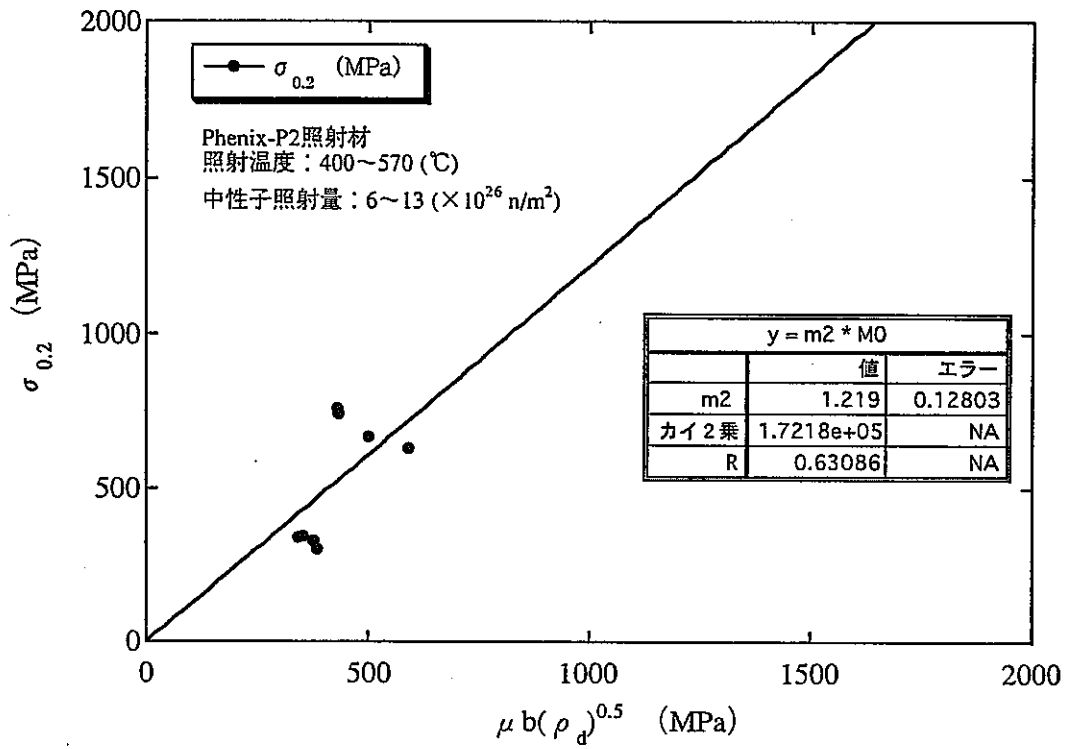
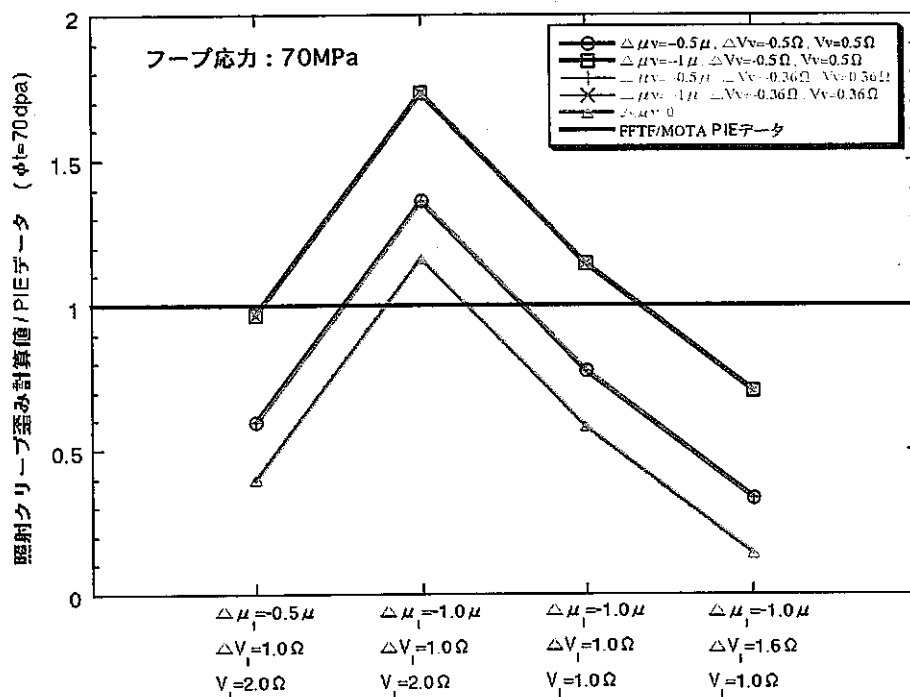
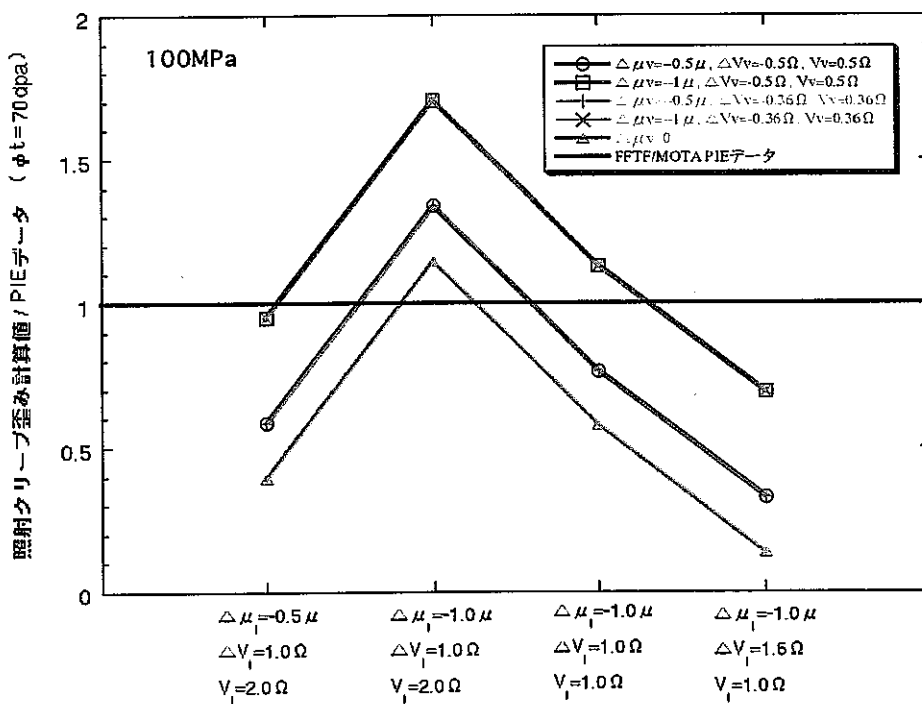


図 2-3 改良 SUS316 中性子照射材における降伏応力と転位密度の関係



(a) $\sigma_H=70\text{MPa}$



(b) $\sigma_H=100\text{MPa}$,

図 4-1 SIPA クリープモデル計算結果の点欠陥パラメータ($V_v, \Delta V_v, \Delta \mu_v$)依存性 (照射温度: 405°C)

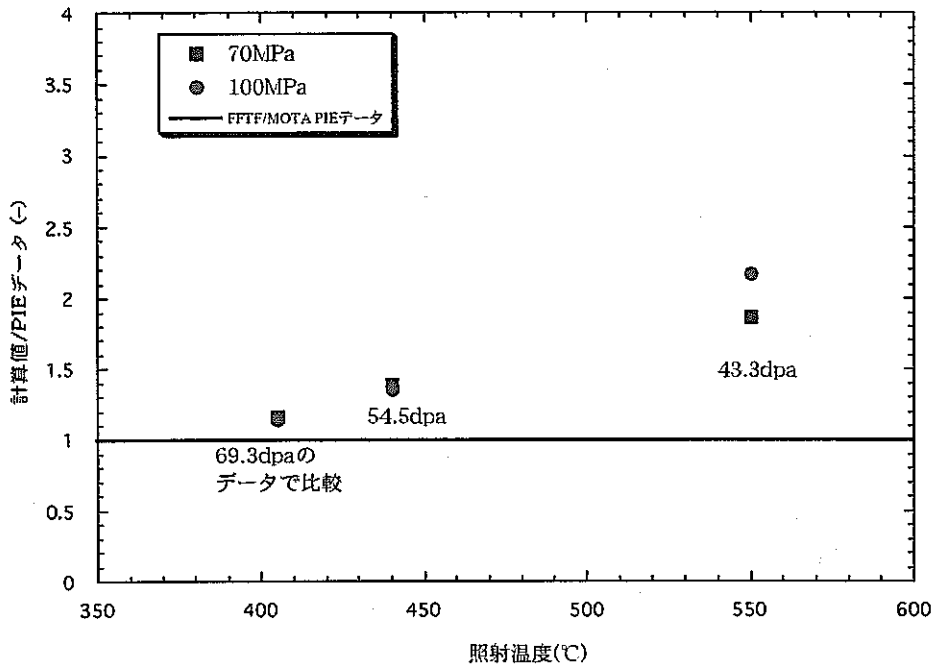


図4-2 各照射温度でのSIPAクリープモデル計算結果と実測値(FFTF/MOTA)の比較
 $(\Delta\mu_v=0, \Delta\mu_f=1.0\mu, \Delta V_f=1.0\Omega, V_f=2.0\Omega)$

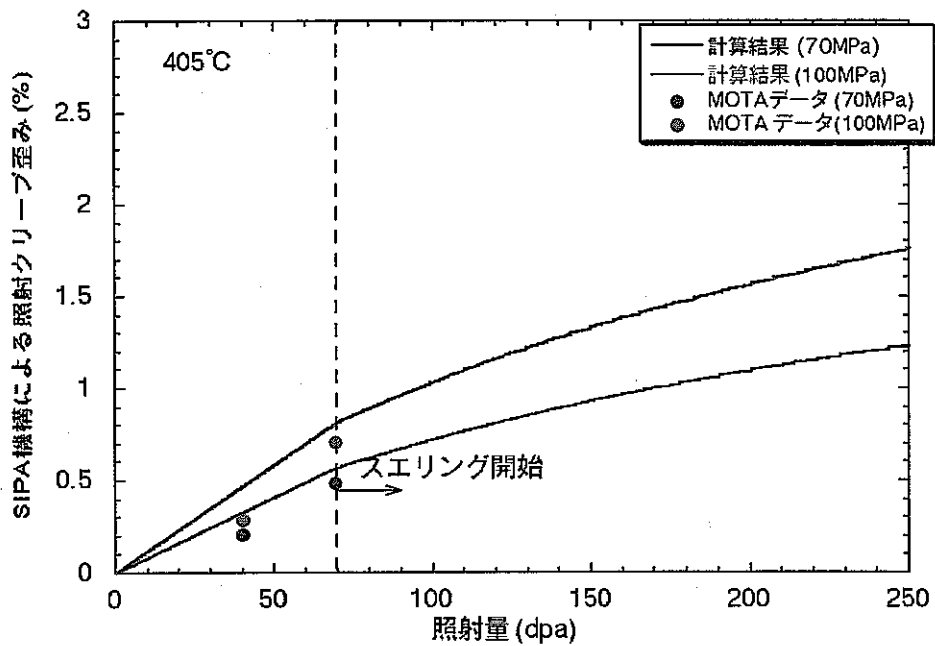


図 4-3 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較(405°C)
 $(\Delta\mu_v=0, \Delta\mu_f=1.0\mu, \Delta V_f=1.0\Omega, V_f=2.0\Omega)$

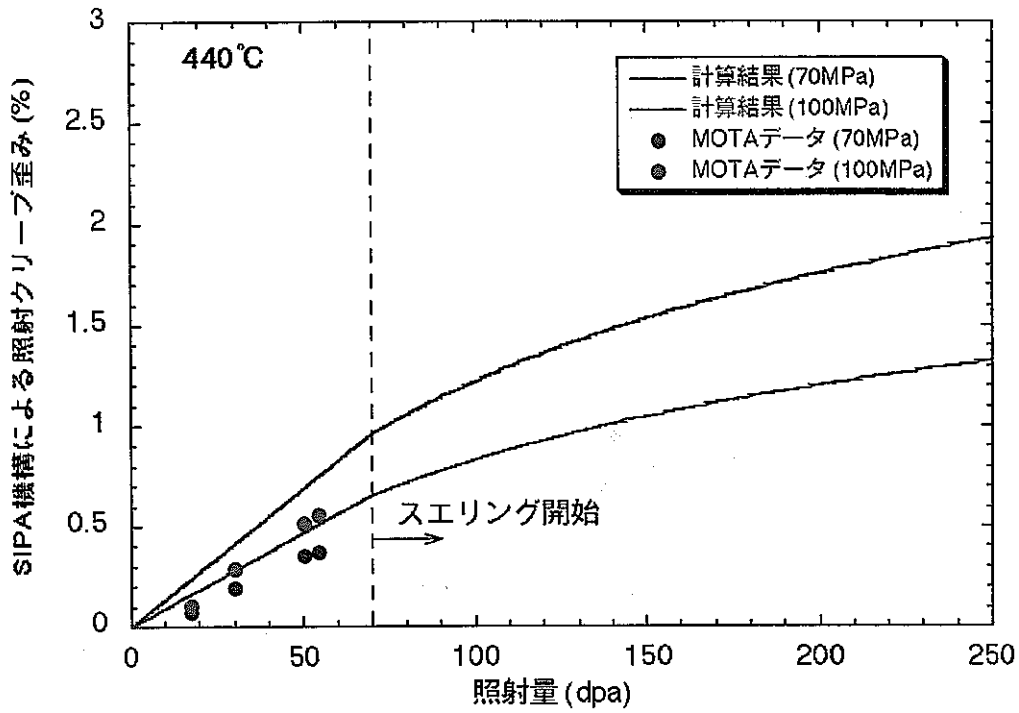


図 4-4 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較(440°C)
 ($\Delta\mu_v=0, \Delta\mu_f=1.0\mu, \Delta V_f=1.0\Omega, V_f=2.0\Omega$)

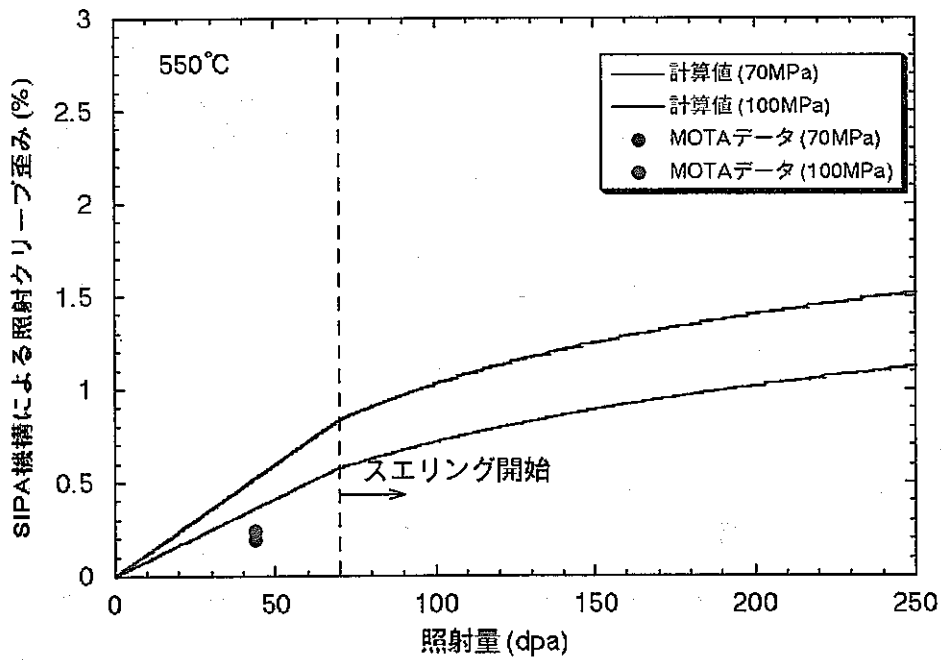


図 4-5 SIPA 機構によるクリープ歪みの計算値と実測値の比較(550°C)
 ($\Delta\mu_v=0, \Delta\mu_f=1.0\mu, \Delta V_f=1.0\Omega, V_f=2.0\Omega$)

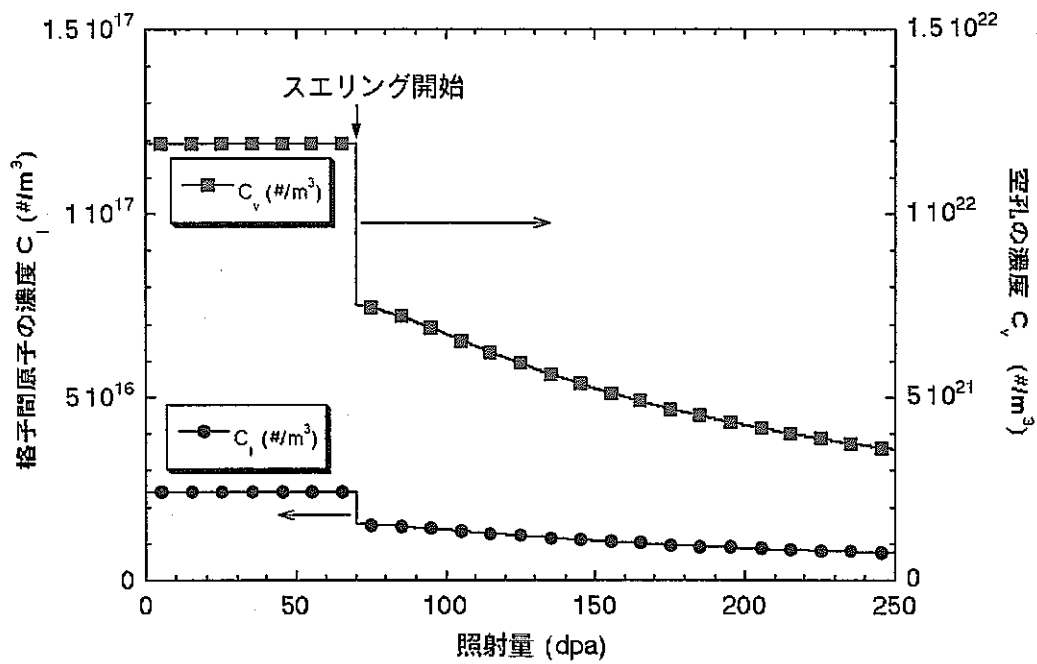


図 4-6 格子欠陥濃度計算値(C_i , C_v)の照射量依存性(照射温度: 405°C)

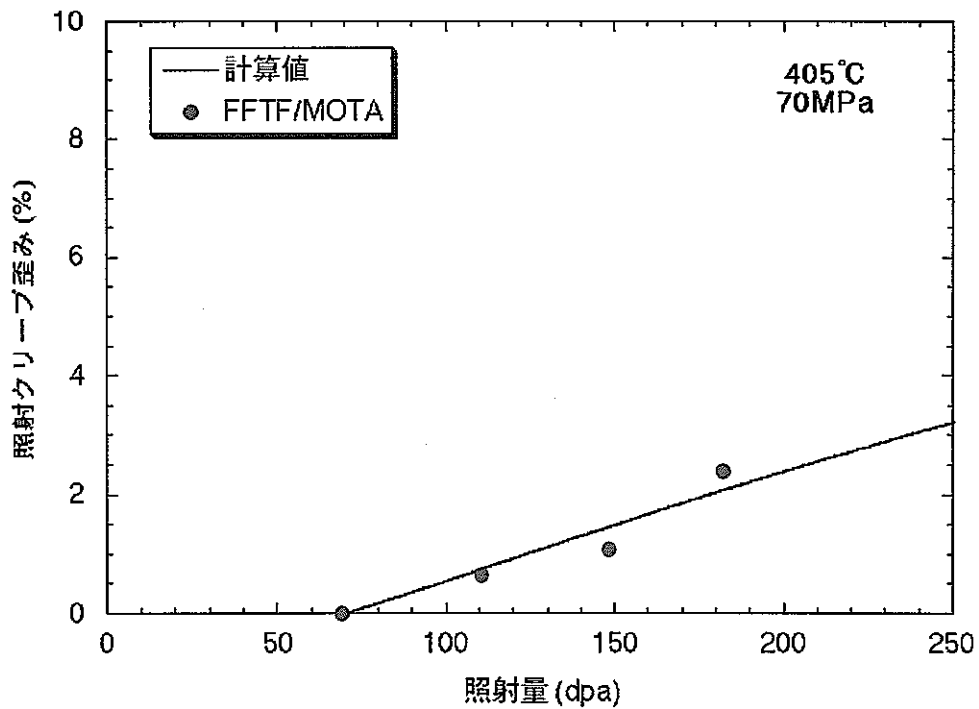


図 4-7 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(405°C, 70MPa)

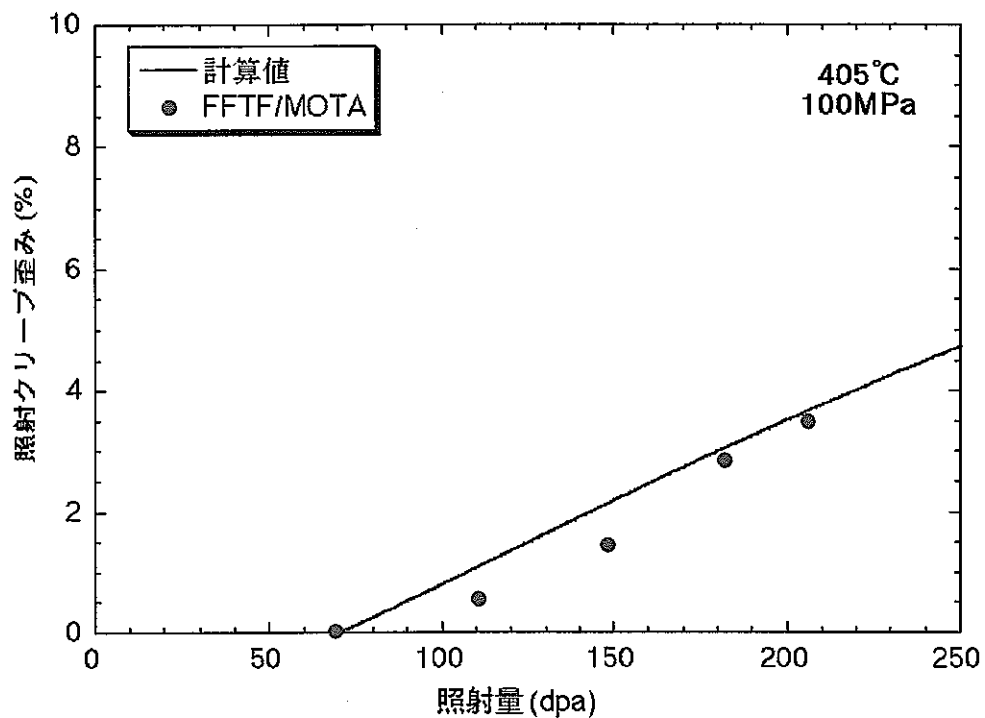


図 4-8 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(405°C, 100MPa)

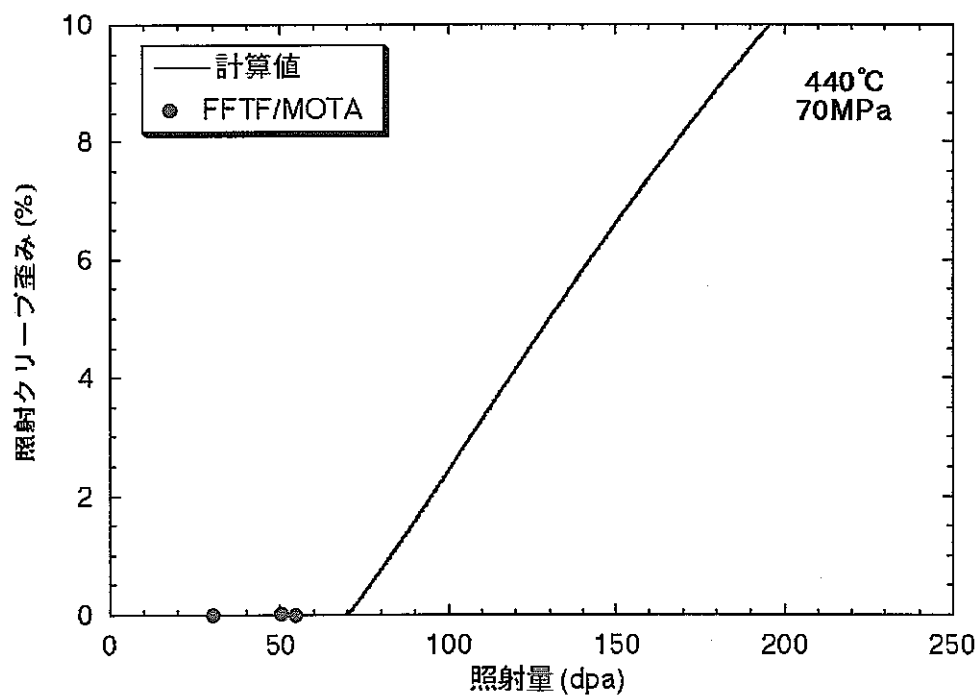


図 4-9 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(440°C, 70MPa)

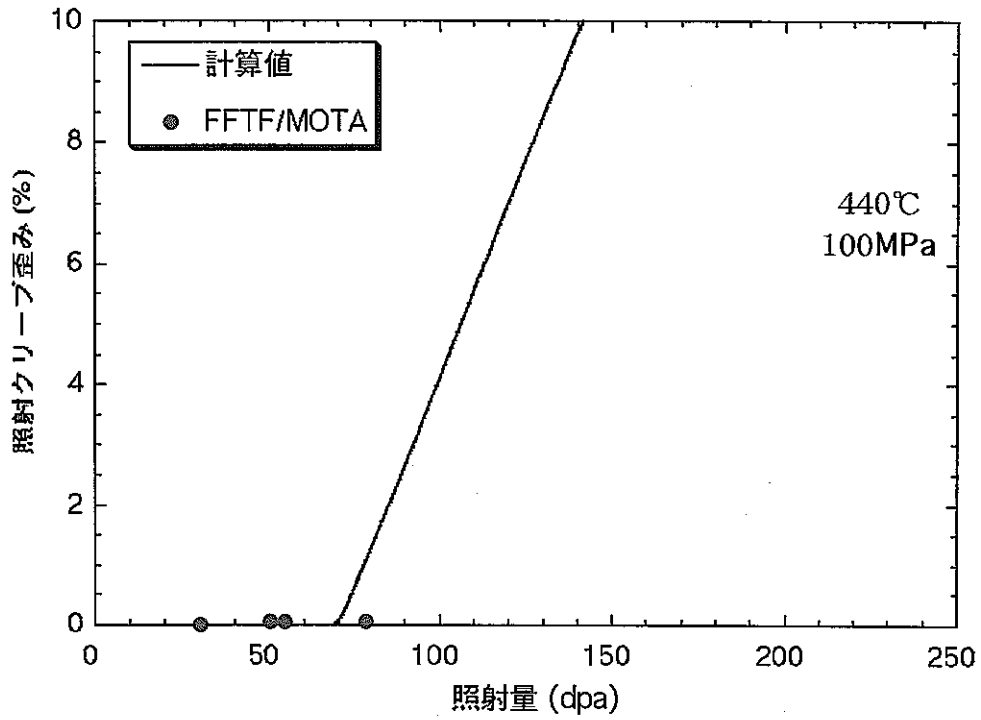


図 4-10 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(440°C, 100MPa)

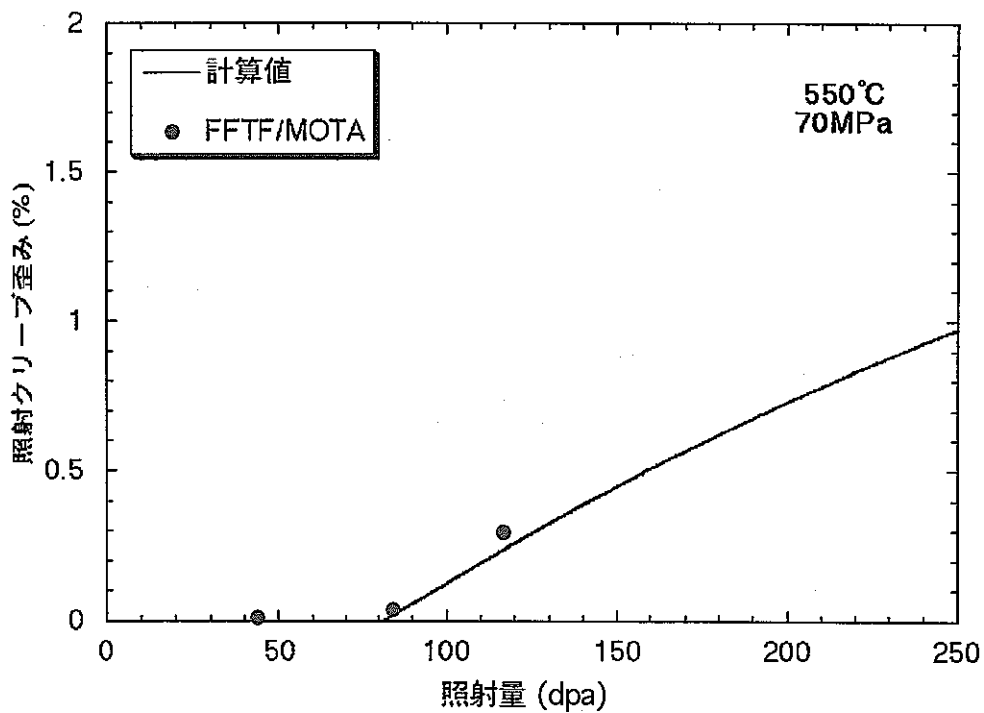


図 4-11 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(550°C, 70MPa)

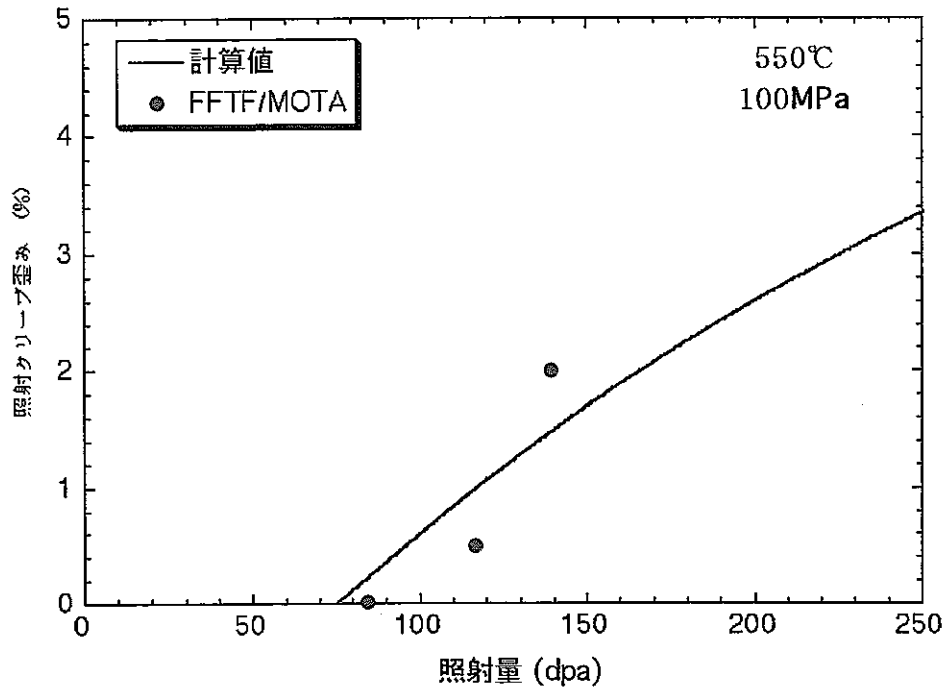


図 4-12 CCG クリープ歪みと FFTF/MOTA データの比較(550°C, 100MPa)

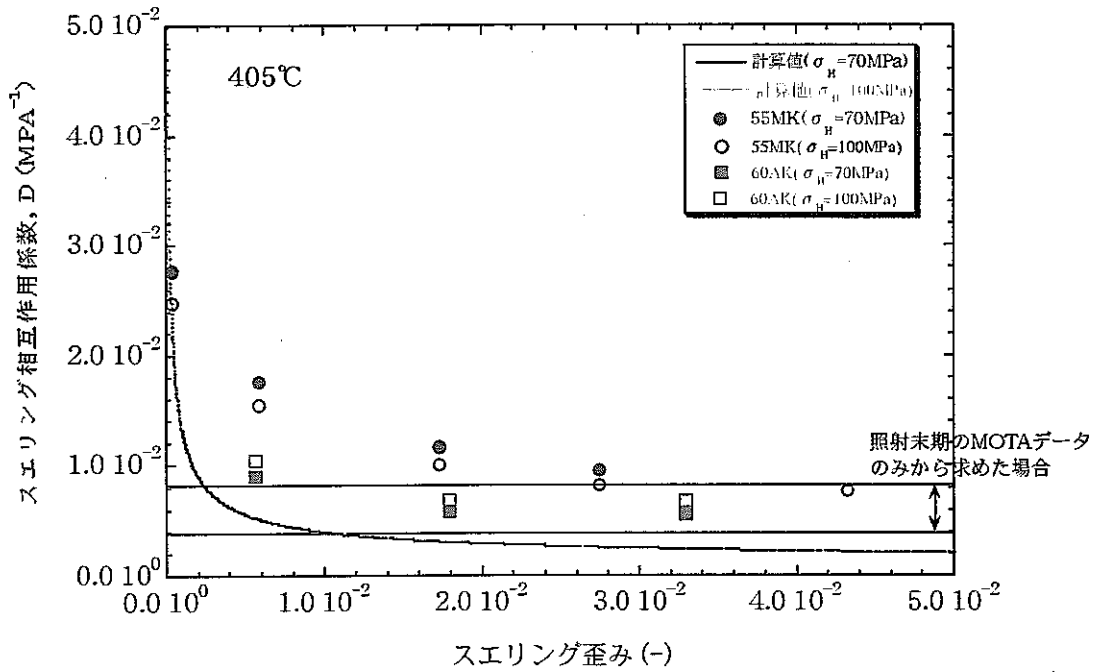


図 4-13 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性
(照射温度：405°C)

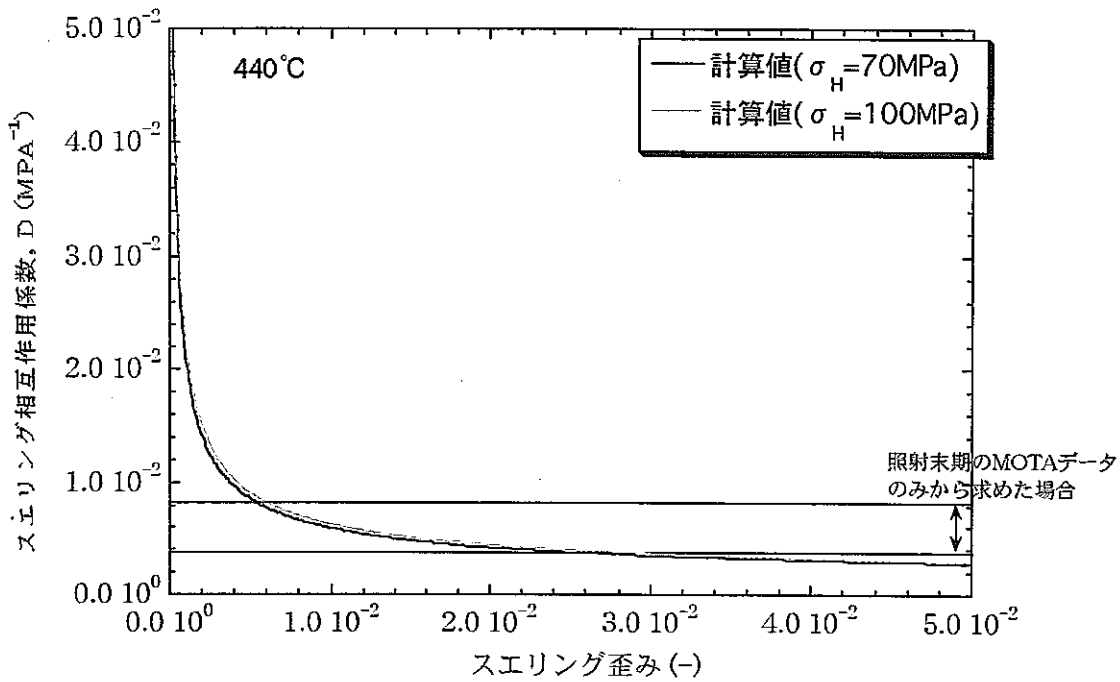


図 4-14 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性 (照射温度: 440°C)

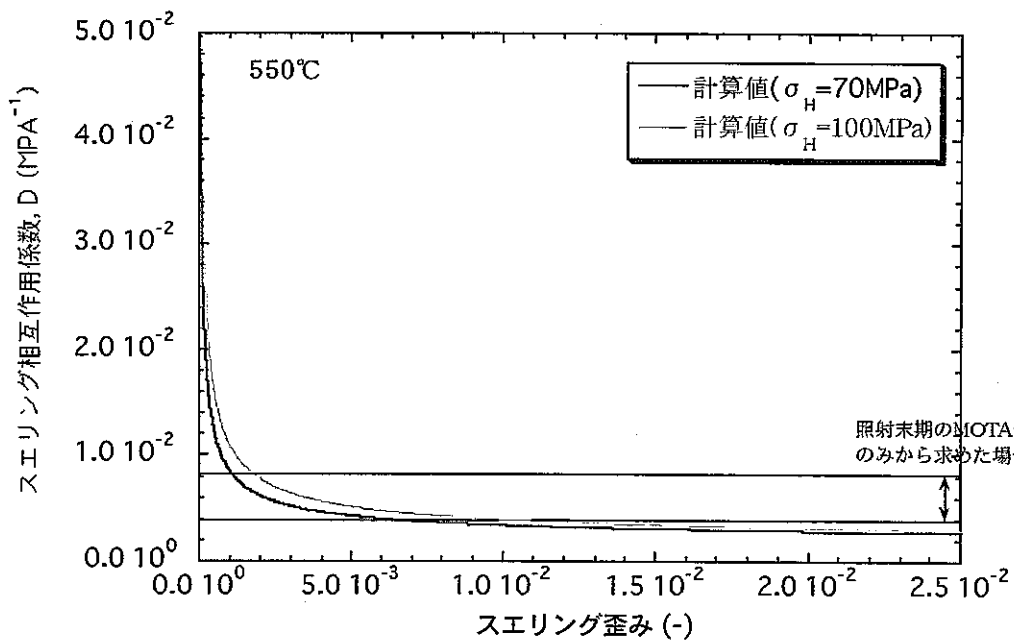


図 4-15 スエリング相互作用係数(D)のスエリング歪み依存性 (照射温度: 550°C)