

JAERI-Research

JP0550121

2005-005



低減速軽水炉用燃料被覆管の
力学的特性評価（Ⅰ）
(受託研究)

2005年3月

金子 哲治・塚谷 一郎・木内 清

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

低減速軽水炉用燃料被覆管の力学的特性評価（Ⅰ）
(受託研究)

日本原子力研究所東海研究所エネルギー・システム研究部
金子 哲治*・塙谷 一郎・木内 清

(2005年1月26日受理)

低減速軽水炉の炉心は、高転換比と超高燃焼度を同時に達成するために、MOX 燃料と UO₂ ブランケットの各ペレット領域を多段に積層した燃料要素から構成される。その燃料要素の設計では、長手方向におけるトランジエントな熱出力分布に起因した局所的変形挙動の評価が重要となることから、実炉で想定される燃料被覆管の温度分布及び応力分布の数値解析を行い、局所的な変形挙動の評価試験条件を選定した。それを基に、燃料被覆管の熱変形挙動評価試験装置の温度分布制御等の再現試験を行い、最適な実験条件を選定した。併せて、被覆管の熱変形挙動で想定される疲労及びクリープ及び熱物性等の基礎データを取得して、燃料被覆管の多軸応力場における力学的特性評価に必要な試験・解析条件を整えた。

本研究は、文部科学省の公募型特別会計研究「超高燃焼水冷却増殖炉用燃料集合体に関する技術開発」の平成16年度の研究成果の一部である。
東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4
※博士研究員

**Mechanical Characteristics Evaluation of Fuel Cladding Tube
for Reduced-moderation Water Reactor (I)**
(Contract Research)

Tetsuji KANEKO*, Ichiro TSUKATANI and Kiyoshi KIUCHI

Department of Nuclear Energy System
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 26, 2005)

Fuel elements used in The Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) have the lamellar structure consisting of MOX pellets and UO₂ blankets in order to attain the high breeding ratio and high burn-up simultaneously. It is a characteristic of the fuel elements that there is high thermal stress caused by inhomogeneous linear power density along the longitudinal direction of the fuel rod. Therefore, it is important to evaluate the local deformation behavior due to the transient temperature distribution. To estimate the thermal deformation behavior, the temperature and stress distribution of the fuel cladding tube assumed in the designed reactor were analyzed. Moreover, basic physical properties and mechanical properties for analyzing the deformation behavior were obtained by experiment using fuel cladding tubes made of candidate alloys. In addition, the appropriate experimental conditions for realizing the practical thermal deformation behavior of the fuel cladding tube was selected by adjusting the testing temperature distribution based on data obtained with thermal analysis.

Keywords: Reduced-moderation Water Reactor, Fuel Rod, Cladding Tube, Physical Property, Mechanical Characteristic, Thermal-fatigue,

Present study is entrusted from Ministry of Education, Culture, Sports, Science and Technology of Japan.

*Post-Doctoral Fellow

目次

1. 緒言	1
2. 実験方法	1
2.1. 供試材	1
2.2. 材料物性試験	2
2.3. 力学的特性評価試験	2
3. 結果及び考察	3
3.1 材料物性試験	3
3.2. 力学的特性評価試験	4
3.3 燃料被覆管に加わる温度及び応力状態の解析	5
3.4 燃料被覆管熱変形挙動評価試験条件の検討	6
4. まとめ	6
謝辞	8
参考文献	8

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental	1
2.1. Specimen	1
2.2. Physical Property Test.....	2
2.3. Mechanical Characteristics Evaluation Test.....	2
3. Results and Discussion	3
3.1 Physical Property Test.....	3
3.2. Mechanical Characteristics Evaluation Test.....	4
3.3 Analysis of Temperature and Stress Act on Fuel Cladding Tube..	5
3.4 Examination of Thermal Deformation Behavior Test Condition of Fuel Cladding Tube	6
4. Summary	6
Acknowledgment	8
References	8

1. 緒言

低減速軽水炉 RMWR (Reduced Modulation Water Reactor) は、増殖比 1.0 以上を担保するために共鳴吸収域での核分裂支配となり、中性子スペクトルが LMFBR とほぼ同等に硬いことから、高速中性子照射による弾き出し損傷量は同一燃焼度であっても ABWR よりも 5 倍程度大きい¹⁻⁶⁾。併せて、RMWR は増殖炉であるため、従来の軽水炉の場合とは異なり、燃焼度と共に線出力密度が低下する傾向を持たず、寿命末期まで 300~400W/cm の高い燃焼条件で使用される。そのために、被覆管材料には熱中性子経済性よりも耐照射性に優れた高強度材料が必要となる。RMWR の炉心設計では、減速比の大きい軽水で中性子スペクトルを硬くするために、現行軽水炉と異なり、燃料被覆管の間隙を 1.0~1.3 mm と狭めた三角格子配列を用いて 70% 近い高ボイド率とするほか、MOX と UO₂ ブランケットの各ペレット領域から構成される多段型の積層燃料構造を採用している。その燃料設計では、線出力密度が MOX に集中することから、積層型燃料棒の長手方向に不均一な熱出力分布に伴う、MOX と UO₂ ブランケットの積層燃料のトランジエント部における局所的変形挙動の評価が重要となる。さらに、燃料被覆管には通常運転時の出力変動による応力変動、FP ガス放出に伴う内外圧差の変化、及び拘束応力等が生じることから、それらを総合的に検討して、再現性の高い力学的特性の評価データを取得することが必要となる。

本研究では、RMWR 燃料要素特有の積層型燃料に伴う、燃料棒の長手方向に沿った不均一な熱応力や出力変動を想定した数値解析により、力学的特性の評価条件を検討して、既設の熱変形挙動評価試験装置⁷⁾を用いた再現試験条件を選定した。併せて、多軸応力場の疲労-クリープ相互作用の解析に必要となる疲労やクリープの基礎試験及び熱物性の評価試験を、RMWR の燃料被覆管候補材である Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼、及び比較材として現行軽水炉仕様のジルカロイ-2 について実施し、試験解析に必要な基盤データを整備した。

2. 実験方法

2.1. 供試材

試験に用いた試料の組成分析の結果を Table 1~3 に示す。低減速軽水炉用燃料被覆管候補材料の材料データを得るために、真空一次溶解と電子ビーム溶解の二重溶解法により得られた超高純度ステンレス鋼にひずみ時効-再結晶の加工熱処理 (SAR 処理) を施して、環境割れ感受性を制御したステンレス鋼試験片を製作し、その機械的性質に関するデータを取得した。また、高温疲労試験では BWR 用ジルカロイ-2 についても試験を行った。また、圧延方向断面の板厚中央部について組織観察を行った。同一観察断面に

において、ビックカース硬さ試験機により測定荷重 4.903 N (Hv0.5) での硬さ測定を行った(各 3 点)。

2. 2. 材料物性試験

低減速軽水炉用燃料被覆管候補材の材料物性を評価するため、SAR 処理を施した Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼の熱定数(熱伝導率、熱拡散率及び比熱)測定、融点測定、熱膨張率測定及びヤング率・ポアソン比測定を行った。

熱定数測定はレーザーフラッシュ法、示差走査熱量(DSC)法及び断熱比熱法の 3 種の方法で測定した。レーザーフラッシュ法は真空雰囲気中で測定し、測定温度は室温(20°C)及び 100~600°C(100°C間隔)、昇温速度は 5°C/min とした。DSC 法は Ar 気流中(30ml/min)で測定し、測定温度は室温(20°C)、昇温速度は 10°C/min とした。断熱比熱法は Ar ガス雰囲気中(負圧)で測定し、測定温度は 100~600°C(100°C間隔)とした。

融点測定では、示差熱分析(TG-DTA)を実施し、融点(補外開始温度)及びピーク温度の確認を行った。測定は Ar ガス気流(100ml/min)中で行い、測定温度は 20~1650°C とした。昇温速度は、20~950°Cまでは 50°C/min とし、950~1650°Cまでは 10°C/min とした。また、基準物質としてアルミナ粉末を用いた。

熱膨張率測定は熱機械分析(TMA)にて室温(20°C)~600°C(100°C間隔)までの平均線熱膨張係数を測定した。測定雰囲気は He 中(真空引き後 He ガス置換)とし、昇温速度は 5°C/min とした。また、標準試料としては石英を用いた。

ヤング率・ポアソン比測定は圧延方向長手に板状試験片を採取し、共振法により測定した。試験温度は室温(20°C)及び 100~600°C(50°C間隔)とした。

2. 3. 力学的特性評価試験

Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼の基礎的な力学的特性を評価するため、引張試験、内圧バースト試験、高温疲労試験及び内圧クリープ試験を行った。

引張試験では、Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼の溶体化処理(ST)材、SAR 処理材及び SAR 処理後に冷間加工を施した SAR+冷間加工材の 3 種の平板試験片について試験を行った。平板試験片は圧延方向と平行に採取し、サイズは平行部長さ 16 mm、幅 2 mm、厚み 2 mm とした。測定温度は室温(20°C)及び 100~600°C(50°C間隔)とした。

内圧バースト試験については、外径 13.0 mm × 肉厚 0.55 mm の Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼被覆管を長さ 50 mm に切断し、片端に端栓、他端に圧力導入管を TIG 溶

接で接合した試験片を製作し、室温（20°C）及び100～600°C（100°C間隔）にて行った。

高温高サイクル疲労試験は、Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti系ステンレス鋼被覆管について300及び400°Cにおいて軸方向荷重制御（引張-引張）条件にて行った。荷重制御波形はSin波とし、周波数25Hz、未破断回数 2×10^6 回とした。また、比較のために現用材である外径11.9mm×肉厚0.70mmのジルカロイ-2被覆管についても同様の試験を行った。

内圧クリープ試験については、内圧バースト試験と同様、長さ50mmに切断した被覆管試験片の片端に端栓、他端に圧力導入管をTIG溶接で接合した試験片を製作し、400°Cにおいて行った。圧力条件は、フープ応力（接線方向応力）420、450及び480MPaの3条件とした。試験は1000hまでの試験とし、100h毎に中断（降温、降圧）して試験片を取り出し、被覆管外径を測定した。被覆管外径測定法は読み取り精度0.001mmのマイクロメータを用いて、被覆管長さ50mmの10mm間隔の軸方向4箇所、各箇所の周方向45°間隔で4点、計16点の外径を測定した。

3. 結果及び考察

3.1. 材料物性試験

Fig.1及びFig.2に各試料の圧延方向断面中央部における組織観察結果を示す。Fig.1はFe-25Cr-35Ni-0.2Ti系ステンレス鋼板材試験片3種の結果であり、Fig.2はFe-25Cr-35Ni-0.2Ti系ステンレス鋼及びジルカロイ-2被覆管試験片の結果である。また、Table 4に硬さ試験の結果を示す。

ST板材は等軸のオーステナイト組織を呈しており、SAR板材及びSAR+冷間加工板材は微細結晶粒であり、一部析出物も見られる。素地はオーステナイト組織である。ステンレス鋼被覆管も微細結晶粒で若干析出物が見られる。板材同様、素地はオーステナイト組織であるが、SAR及びSAR+冷間加工板材と比較して結晶粒が若干粗くなっている。

硬さについては、SAR+冷間加工板材がHv 232と格段に高く、次いでSAR板材のHv 170、ST板材のHv 151となる。ステンレス鋼被覆管の硬さはHv 233と、SAR+冷間加工板材とほぼ同じ硬さを示している。

ジルカロイ-2被覆管については、結晶粒が $5\mu\text{m}$ 程度であり、若干圧延方向に展伸しているものの、ほぼ等軸に近い結晶粒である。硬さは188Hvとステンレス鋼被覆管に比べて低い値である。

SAR板材の熱定数測定の結果をFig.3に示す。レーザーフラッシュ法での熱定数測定では、400°C付近より比熱が低下していく現象がみられ、この原因として試料表面の皮膜生成が考えられる。レーザーフラッシュ法では、試料表面にレーザーを照射して裏面

の温度変化より室温での比熱を外挿して求めているため、皮膜生成時には生成前の室温での比熱の外挿が適切でないと考えられる。そのため、皮膜生成の影響を受けにくい断熱比熱法で比熱を測定し、断熱比熱法で補償できない室温での測定を DSC 法により行った。その結果、比熱は安定した温度依存性を示し、熱伝導についてもこれを反映した結果となった。

SAR 板材の示差熱分析による融点測定の結果を Table 5 に示す。融点として補外開始温度 1407°C であり、ピーク温度は 1422°C であった。また、SAR 板材の熱膨張率測定の結果を Table 6 に示す。熱膨張率は測定温度の上昇に伴い大きくなり、平均線膨張係数は、室温-50°C では $14.8 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ であり、室温-600°C では $17.0 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ であった。

SAR 板材のヤング率及びポアソン比測定の結果を Fig.4 に示す。室温及び 100~600°C まで 100°C 間隔でのヤング率測定の結果、室温で 202.9 GPa、600°C では 165.5 GPa であり、温度と共に低下していくことが分かった。また、ポアソン比はヤング率とは異なり、室温から 600°C までの範囲では温度によらずほぼ一定に近い値を示すことが分かった。

3.2. 力学的特性評価試験

RMWR では、積層型燃料に起因した不均一な熱分布を有しており、被覆管は出力変動に起因する応力変動を受けるため、実炉の温度及び応力を模擬した条件でのクリープ-疲労特性評価が最も重要となるが、平行して多軸応力場のクリープ-疲労相互作用の解析に必要となる基礎的な力学的特性評価試験を行った。

Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼の ST 材、SAR 材及び SAR+冷間加工材の 0.2% 耐力、引張強さ、均一伸び及び破断伸びと温度の関係を Fig.5 に示す。Fig.5 (a) 及び (b) に示す 0.2% 耐力及び引張強さは、SAR+冷間加工材が最も高い値を示し、次いで SAR 材、ST 材となっている。その傾向は高温側においても同様であるが、各板材間での差は温度の上昇に伴い小さくなる傾向がみられる。また、図中に示したジルカロイ-2 被覆管と SAR+冷間加工材の結果を比較すると、ステンレス鋼の方がジルカロイよりも強度が高く、特に高温になるほどその差は大きくなる傾向があることが分かる。Fig.5 (c) に示す均一伸びでは、ST 材が最も高い値を示し、次いで SAR 材、SAR+冷間加工材となっており、各板材とも 350°C 付近でほぼ最小となる。それ以上の温度では、温度の増加に伴い均一伸びも大きくなる傾向にあるが、600°C 付近で再度下降していることが分かる。また、Fig.5 (d) に示す破断伸びについては、均一伸びと同様、ST 材が最も高い値を示し、次いで SAR 材、SAR+冷間加工材となっており、各板材とも 350°C 付近で最小となる。350°C 以上の温度においては、ST 板材については温度が上昇しても変化が余り認められないが、SAR 及び SAR+冷間加工材については温度の上昇に伴い破断伸びが

増加している。このことから 600°C 付近では局部伸びの増加が考えられる。

内圧バースト試験の結果を Fig.6 に示す。図はバースト圧力から平均径の式により計算したフープ応力と温度の関係を示し、SAR+冷間加工板材の引張強さ及びジルカロイ-2 の引張強さも併せて示す⁶⁾。内圧破壊強度は、室温では 679 MPa であり、温度の上昇に伴い低下し、600°C では、410 MPa である。また、ステンレス鋼被覆管の内圧破壊強度と SAR+冷間加工材の引張強さは室温から 600°C の範囲においてほぼ一致していることも分かる。さらに、SAR+冷間加工材とジルカロイ-2 の引張強さを比較すると Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼の方が大きく、その差は温度の上昇に伴い大きくなる傾向がみられる。ステンレス鋼板材の引張強さとステンレス鋼被覆管の内圧破壊強度が一致していることからステンレス鋼被覆管の内圧破壊強度はジルカロイ-2 被覆管のそれよりも大きく、その差は温度の上昇と共に大きくなることが予想される。

Fig.7 に高温疲労試験の結果を示す。Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼被覆管では、試験温度 300°C と 400°C での疲労強度に大きな差は認められない。一方、ジルカロイ-2 被覆管の場合には、差が認められ、試験温度 300°C の時の方が若干、疲労強度が大きくなる。ステンレス鋼被覆管とジルカロイ被覆管の疲労強度を比較するとステンレス鋼被覆管の方が 2 倍程度高い疲労強度を示す。

内圧クリープ試験の結果として、Fig.8 に平均外径ふくれ率と時間の関係を、また、Fig.9 に 100h 以降を定常クリープ領域と仮定し、外径ふくれ速度を求めた結果を示す。Fig.9 から 100h 以降の定常クリープ領域での傾きは、応力 420、450 及び 480 MPa の時、それぞれ、0.0005、0.0007 及び 0.0012 であり、内圧の増加に伴い大きくなることが分かる。また、Fig.9 から外径ふくれ速度と応力の関係は、

$$y=3E-21x^{6.537}$$

となる。ここで、y は外径ふくれ速度を x は応力を示す。応力指数は 6.5 程度であり、変形機構は転位クリープであると判断される。

3.3. 燃料被覆管に加わる温度及び応力状態の解析

RMWR では、被覆管長手方向に不均一な熱応力を生じ、さらに、出力変動等による応力変動を受けることから不均一な温度分布を与えた被覆管試験片を用いて、疲労-クリープ特性を評価する必要があるため、燃料被覆管に加わる温度及び応力状態の解析を行った。

鈴木による積層型燃料棒に生じる温度分布の FEMAXI-RM による解析結果を Fig.10 に示す⁸⁾。図に示すように、積層型燃料棒には MOX 部に対応する高温部及び UO₂ 部に対応する低温部が生じることが分かる。高温部の温度は約 330°C、低温部の温度は約

300°Cである。Fig.11 にステンレス鋼被覆管の周方向応力の燃焼度による変化を示す。燃焼度が低い時には内外圧差の影響により燃料ペレットと被覆管が接触する 70 GWd/t 付近までは圧縮応力で推移し、その後、引張応力が生じ、100 GWd/t 時には 500 MPa 程度の引張応力が生じることが分かる。Fig.12 (a) 及び (b) にステンレス鋼被覆管において 100 GWd/t 時に生じる軸方向応力及び周方向応力の被覆管長手方向の分布を示す。100 GWd/t 時、MOX 部において約 400 MPa の軸方向引張応力及び約 500 MPa の周方向引張応力を生じる。また、UO₂ 部では、450 MPa 程度の軸方向引張応力を生じ、周方向では僅かな圧縮応力を生じる。

3.4. 燃料被覆管熱変形挙動評価試験条件の検討

熱変形挙動評価試験装置⁷⁾を用いたクリープ-疲労試験の基礎的評価を行った。燃料被覆管熱変形挙動の温度条件は項 3.3 での解析結果を基に選定した。さらに、現用炉では、過去の運転実績に基づいて Table 7 に示すような運転モード⁹⁾を想定した試験及びそれらをベースとした累積疲労損傷係数解析を行っている。そのため、疲労要素となる温度及び応力変動条件はこれらを基にして決定した。被覆管試験片に与える温度分布は低温部を 300°Cで固定し、高温部の温度を 330、350 及び 400°Cとした。また、軸方向及び周方向応力は 100 GWd/t 時に対応する 400 MPa 及びその半分の 200 MPa とした。さらに、出力変動を模擬して、温度及び応力を変動させ、その変動幅は Table 7 で最も回数の多い 100~75%変動とした。

Fig.13 に、低減速軽水炉燃料被覆管の温度及び応力条件模擬の検討結果の一例を示す。この時の試験条件は、温度が高温部 350°C、低温部 300°C とし、軸方向及び周方向応力が共に 200 MPa、1 cycle を 30min (一定温度及び応力保持時間は 25min) とした。Fig.12 (b) には別途測定しておいた温度分布測定の結果を示す。温度分布は高温部において 350°Cの平坦部と低温部である 300°Cの平坦部が現れており、RMWR 特有の積層型燃料棒に生じる不均一な温度分布を再現できていることが分かる。また、Fig.13 (c) 及び (d) に示すように、軸方向及び周方向の応力とひずみの関係はひずみに対して応力は直線的に変化しており、弾性域内での変化であることが分かる。今後、上記の試験条件に基づいた温度及び応力での試験をステンレス鋼及びジルカロイ-2 被覆管試験片を用いて行い、両材料間の力学的特性評価を行う予定である。

4. まとめ

本研究では、RMWR 特有の不均一な熱応力や出力変動を想定した数値解析により、力学的特性の評価条件を検討して、既設の熱変形挙動評価試験装置⁷⁾を用いた再現試験

条件を選定した。併せて、多軸応力場のクリープ-疲労相互作用の解析に必要となる疲労やクリープの基礎試験及び熱物性の評価試験を、RMWR の燃料被覆管候補材である Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼及び現行軽水炉仕様のジルカロイ-2 に関して実施し、試験解析に必要な基盤データを整備した。

低減速軽水炉燃料被覆管に加わる温度及び応力状態を解析した結果、被覆管には線出力密度の集中する MOX 部に対応する高温部及び UO₂ 部に対応する低温部の温度分布が生じることが分かった。また、応力解析の結果、燃焼度が低い場合には、周方向応力は圧縮応力であり、燃焼度の増加に伴い引張応力に変わる。さらに、100 GWd/t 時の応力は、軸方向引張応力が約 400 MPa、周方向引張応力が約 500 MPa であった。

被覆管材料の候補となる超高純度 Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti 系ステンレス鋼 (SAR 处理材など) について、燃料設計に必要となる熱伝導率、熱拡散率、比熱、融点、熱膨張率、ヤング率及びポアソン比の基本的な材料物性データ、さらに引張特性、内圧バースト強度、内圧クリープ特性及び高温高サイクル疲労強度等の力学的特性データを取得した。なお、力学的特性データについては、比較のため、現用材であるジルカロイ-2 被覆管についても同様の試験を行った。

引張試験の結果から、0.2%耐力及び引張強さは SAR+冷間加工材が最も高く、次いで SAR 材、ST 材となっており、その差は高温になるほど小さくなっていくことが分かった。また、均一伸びは 350°C 付近で最小値をとり、それ以上の温度では、ST 材では変化があまりなく、SAR+冷間加工材及び SAR 材では上昇しており、600°C 付近では局部伸びの増加が考えられる。ジルカロイ-2 被覆管と SAR+冷間加工材の 0.2%耐力及び引張強さを比較すると、ステンレス鋼の方がジルカロイよりも強度が高く、特に高温になるほどその差は大きくなる傾向があることが分かった。

また、高温疲労試験では、ステンレス鋼被覆管の場合には 300°C と 400°C で大きな差は認められず、いずれの温度においてもジルカロイ-2 被覆管よりも高い疲労強度を示した。さらに、内圧クリープ試験の結果、応力指数は 6.5 程度であり、変形機構は転位クリープであると考えられる。

低減速軽水炉燃料被覆管の熱変形挙動評価試験の温度及び応力条件模擬性の検討を行った。被覆管試験片に与える温度分布は、低温部を 300°C で固定し、高温部の温度を 330、350 及び 400°C とし、軸方向及び周方向応力は 100 GWd/t 時に対応する 400 MPa 及びその半分の 200 MPa とし、さらに、疲労要素を再現する温度及び応力変動は 100~75% 変動として模擬性を評価した。その結果、RMWR 特有の積層型燃料棒に起因する温度分布を再現できること、出力変動等を模擬した試験が可能なことが分かった。今後、選定した環境条件での試験を行い、熱変形挙動評価試験データを取得していく。

謝辞

本研究を実施するにあたり、多大なご協力を頂いた三菱総合研究所主任研究員の滝沢真之工学博士、及び、エネルギーシステム研究部 耐食材料研究グループ副主任研究員の井岡郁夫博士に深く感謝致します。

参考文献

- 1) 岩村公道、他：“低減速スペクトル炉の研究”、JAERI-Research 99-058(1999).
- 2) 木内 清、他：“高性能被覆管材質の研究”、JAERI-Research 2002-008(2002).
- 3) K. Kiuchi, I. Ioka, M. Takizawa and S. Wada : IAEA-TECDOC-1229, 112 (2002).
- 4) 岩村公道、他：日本原子力学会誌, 45(3), 184 (2003).
- 5) H. Ogawa and K. Kiuchi : JAERI-Conf 2003-001(2003).
- 6) (財) 原子力安全研究会編：“軽水炉燃料のふるまい” (1998).
- 7) 金子哲治、他：“燃料被覆管の熱変形挙動評価試験技術の開発”、JAERI-Tech 2004-035(2004).
- 8) 私信（鈴木元衛）
- 9) 原子炉安全専門審査会：“沸騰水型原子炉に用いられる 8 行 8 列型の燃料集合体について” (1974) .

Table 1 Composition of Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti fuel clad tube.

(wt%)

元素	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Ti	Co.	O	N
ステンレス鋼 被覆管	0.0006	0.008	<0.01	<0.003	0.0012	36.38	24.62	0.21	<0.005	0.0034	0.0008

Table 2 Composition of Zircaloy fuel clad tube.

(wt%)

元素	Sn	Fe	Cr	Ni	O	Hf	C	N	H
ジルカロイ 被覆管	1.26	0.16	0.10	0.05	0.12	0.005	0.011	0.003	0.0006

Table 3 Composition of Fe-25Cr-35Ni-0.2Ti plate specimen.

(wt%)

元素	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Ti	O	N
ステンレス鋼 板材	0.0006	<0.01	<0.01	0.001	0.001	35.56	24.40	0.21	0.0010	0.0010

Table 4 Result of hardness test.

	平均硬さ : Hv0.5
ST 材	150.7
SAR 材	169.7
SAR+冷間加工材	232.3
ステンレス鋼被覆管	233.0
ジルカロイ-2 被覆管	188.3

Table 5 Result of melting point measurement.

試料名	DTA	
	融点 (°C)	ピーク温度 (°C)
SAR 板材	1407	1422

Table 6 Result of coefficient of thermal expansion measurement.

温度	平均線膨張係数 ($\times 10^{-6}$ / °C)
20~50°C	14.8
20~100°C	15.1
20~150°C	15.3
20~200°C	15.5
20~250°C	15.6
20~300°C	15.8
20~350°C	16.0
20~400°C	16.1
20~450°C	16.3
20~500°C	16.5
20~550°C	16.7
20~600°C	17.0

Table 7 Anticipated operating mode.

サイクル条件	予想サイクル
室温から 100%出力	~ 4 / year
高温待機から 100%出力	~ 12 / year
50%出力から 100%出力	~ 60 / year
75%出力から 100%出力	~ 250 / year
100%出力から 116%出力	~ 0.5 / year

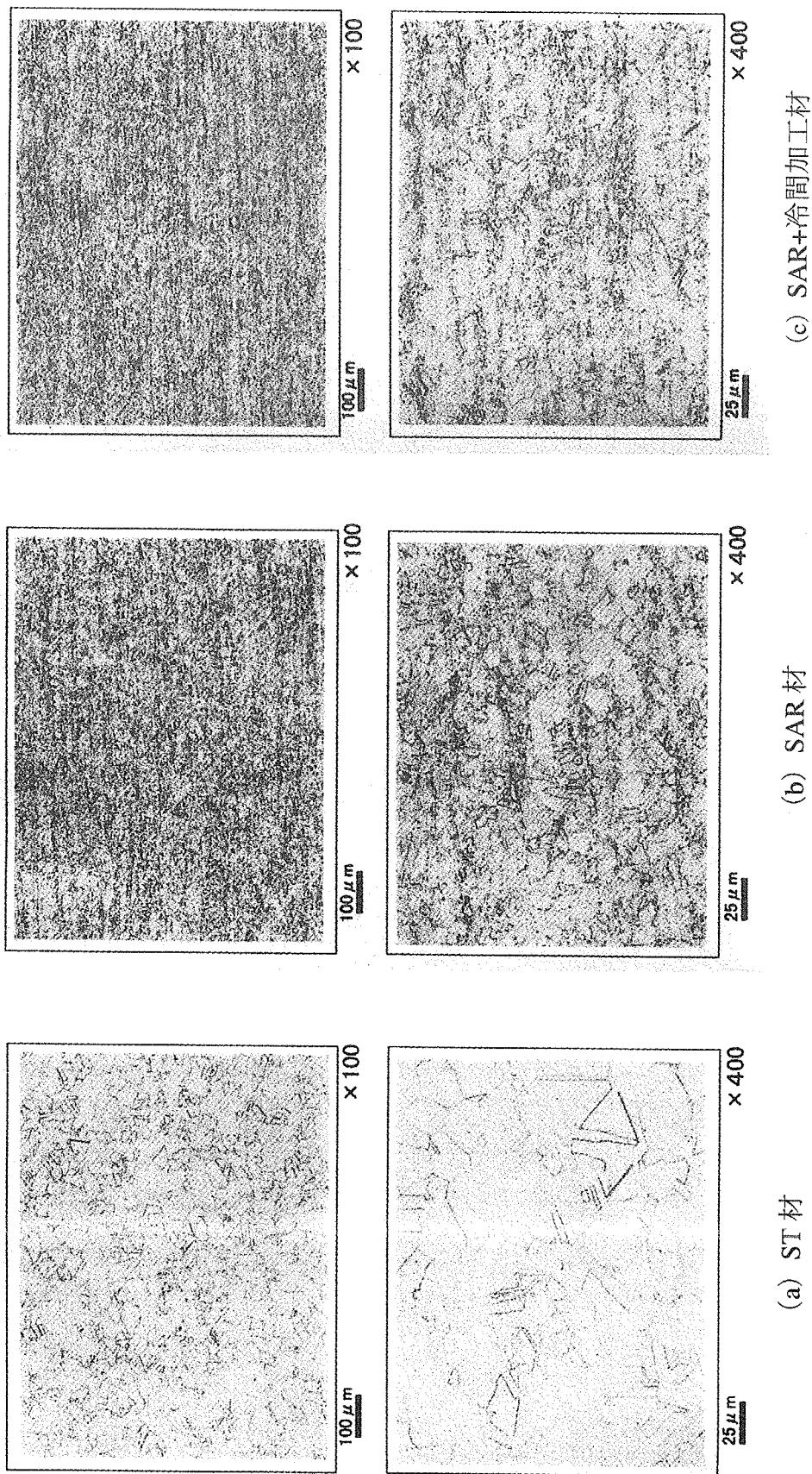
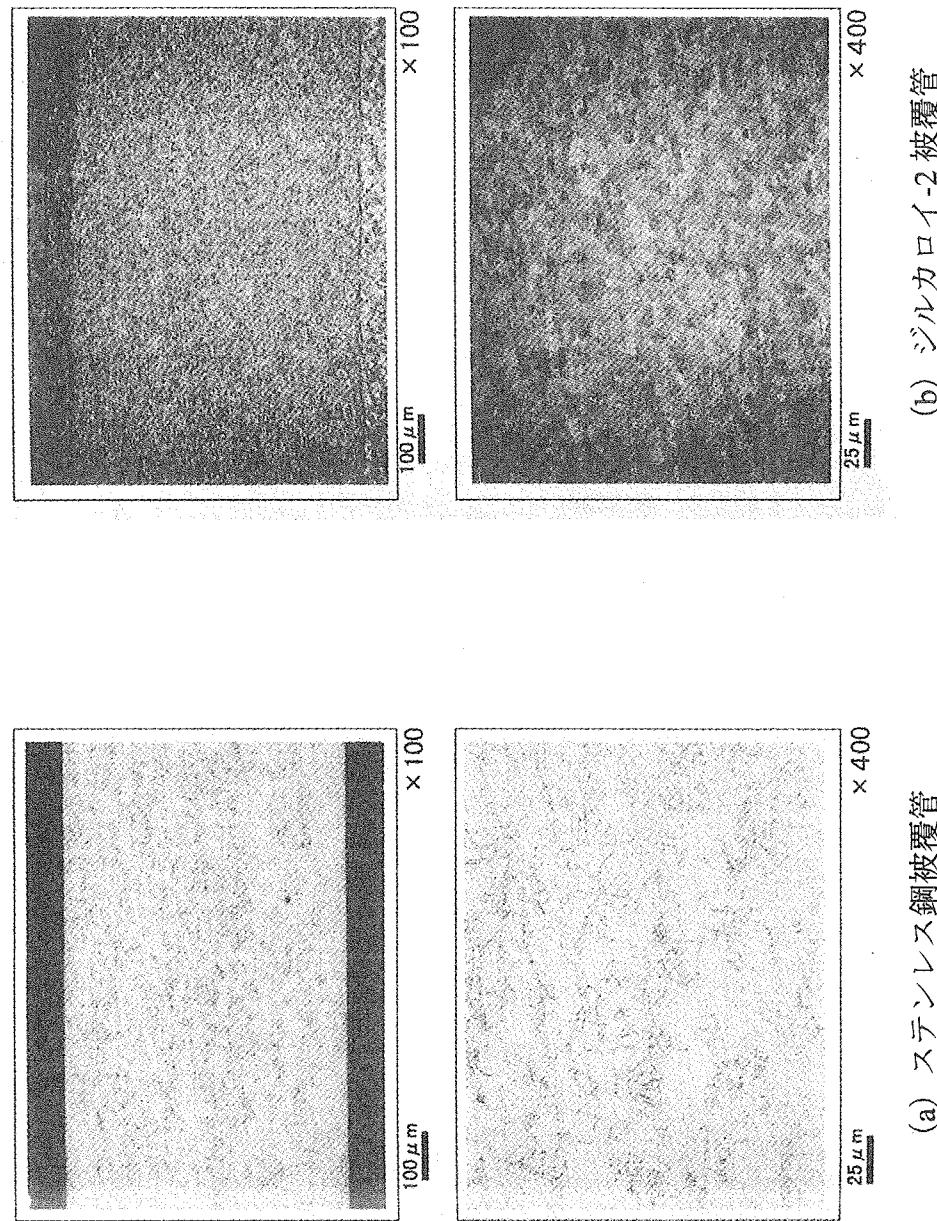


Fig.1 Micro photography of plate specimens



(b) ジルカロイ-2 被覆管

(a) ステンレス鋼被覆管

Fig.2 Micro photography of fuel clad tube specimens.

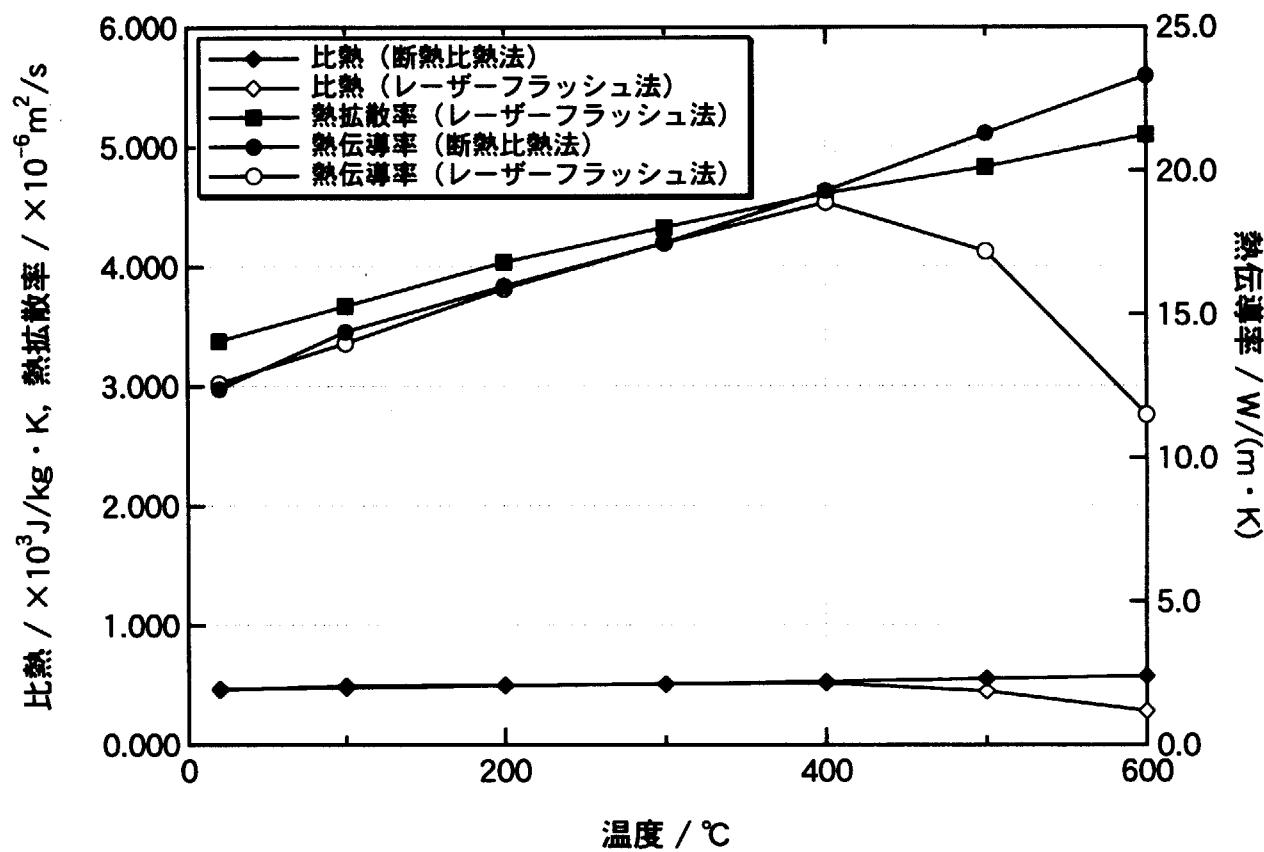


Fig.3 Relationship between temperature and thermal constant.

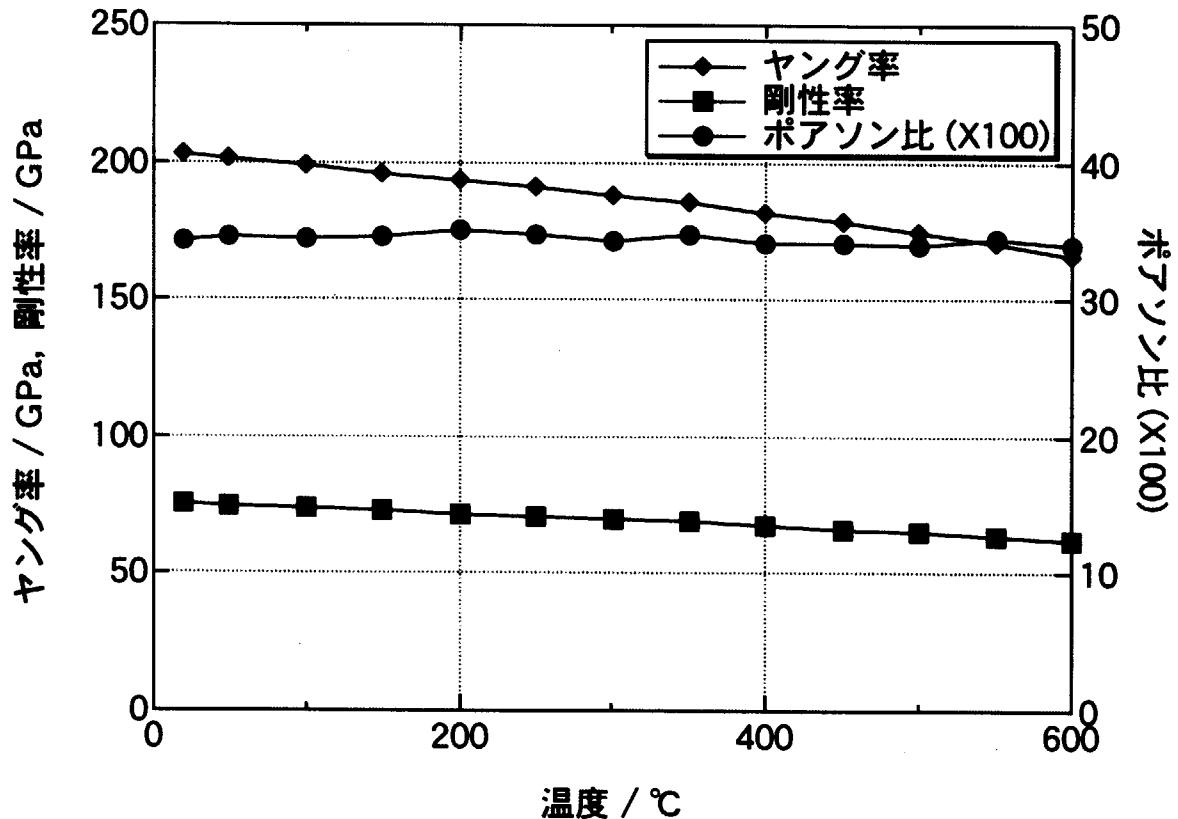


Fig.4 Relationship between temperature and Young's modulus, shear modulus and Poisson's ratio

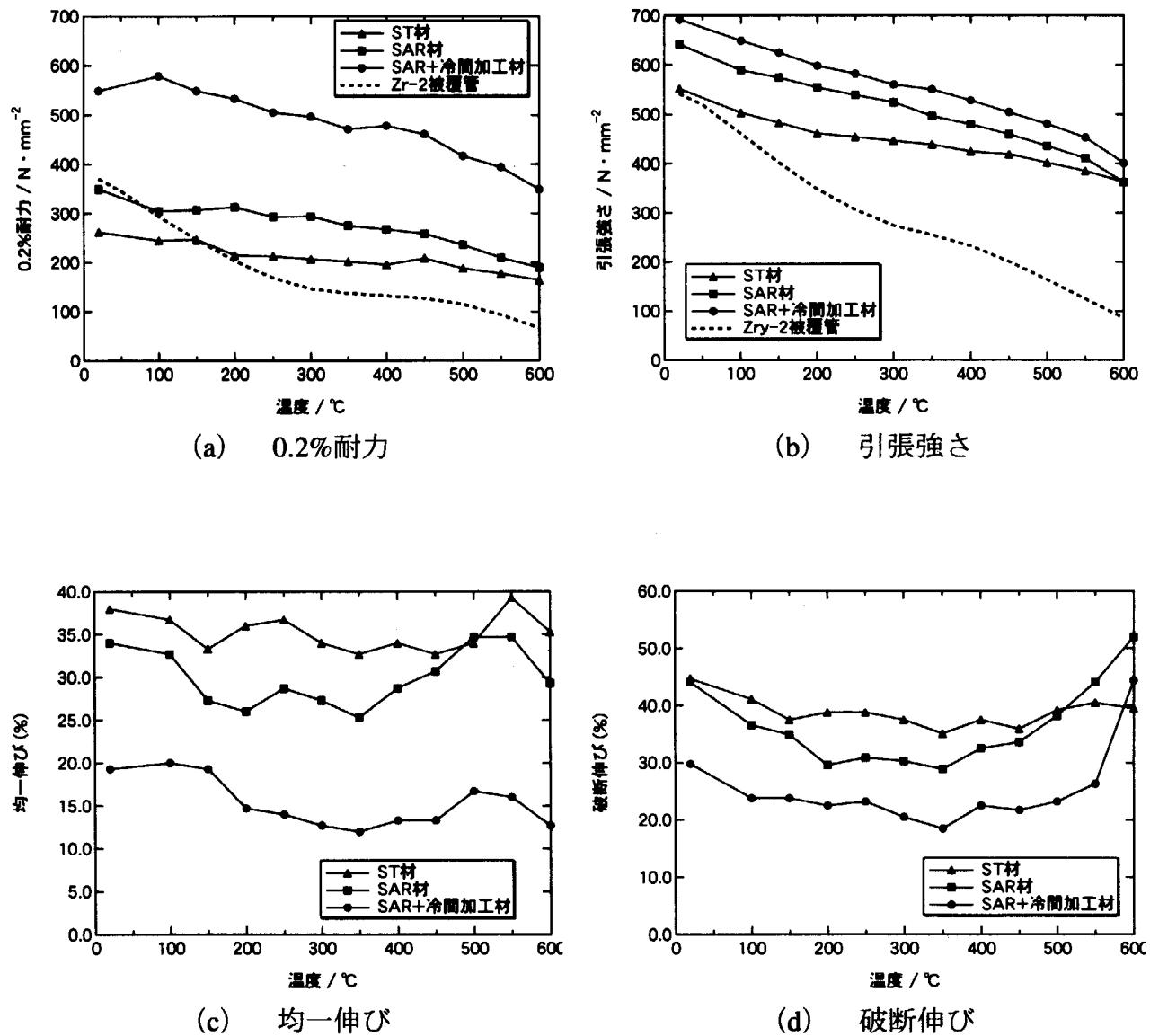


Fig.5 Results of tension test.

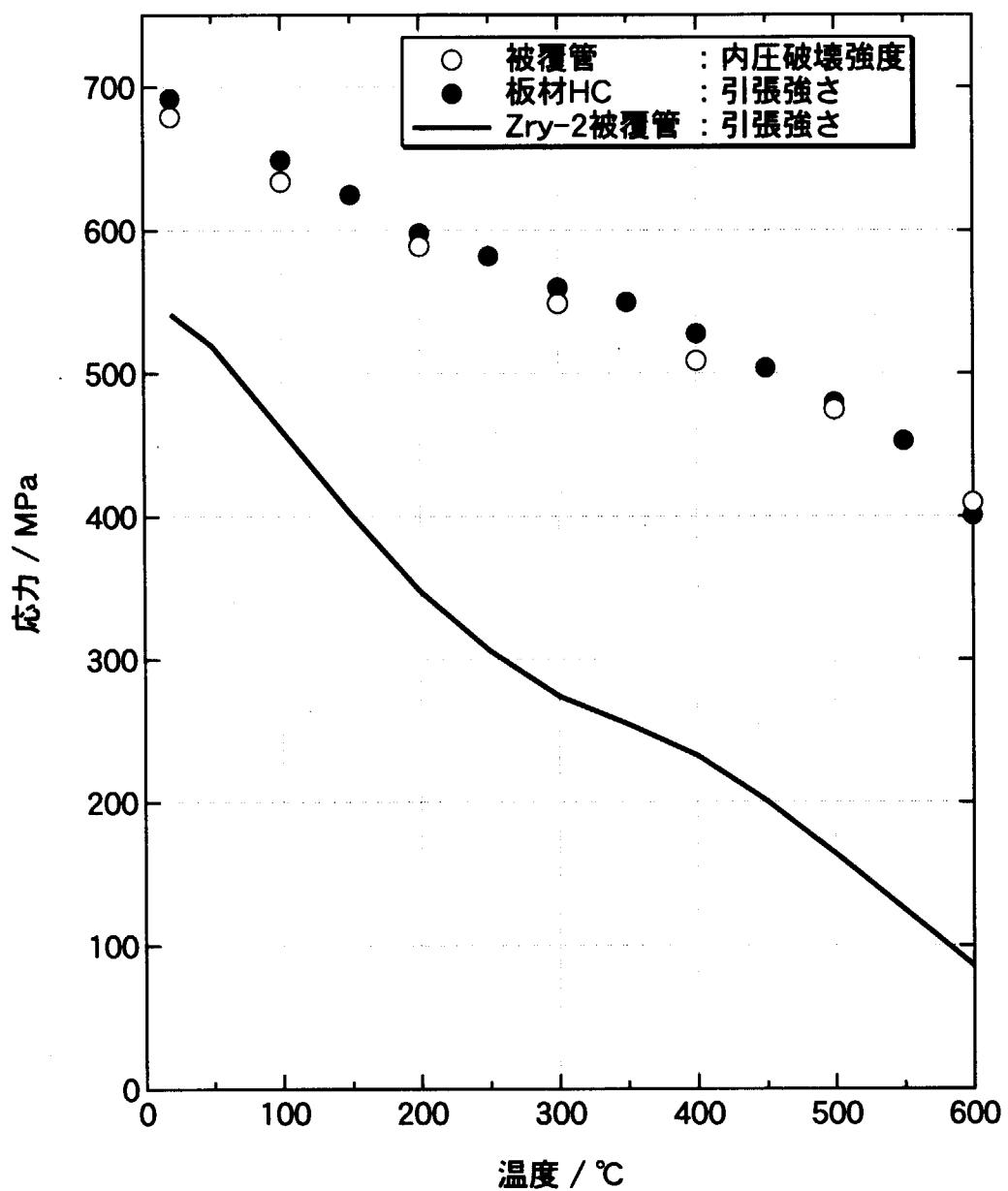


Fig.6 Relationship between temperature and hoop stress.

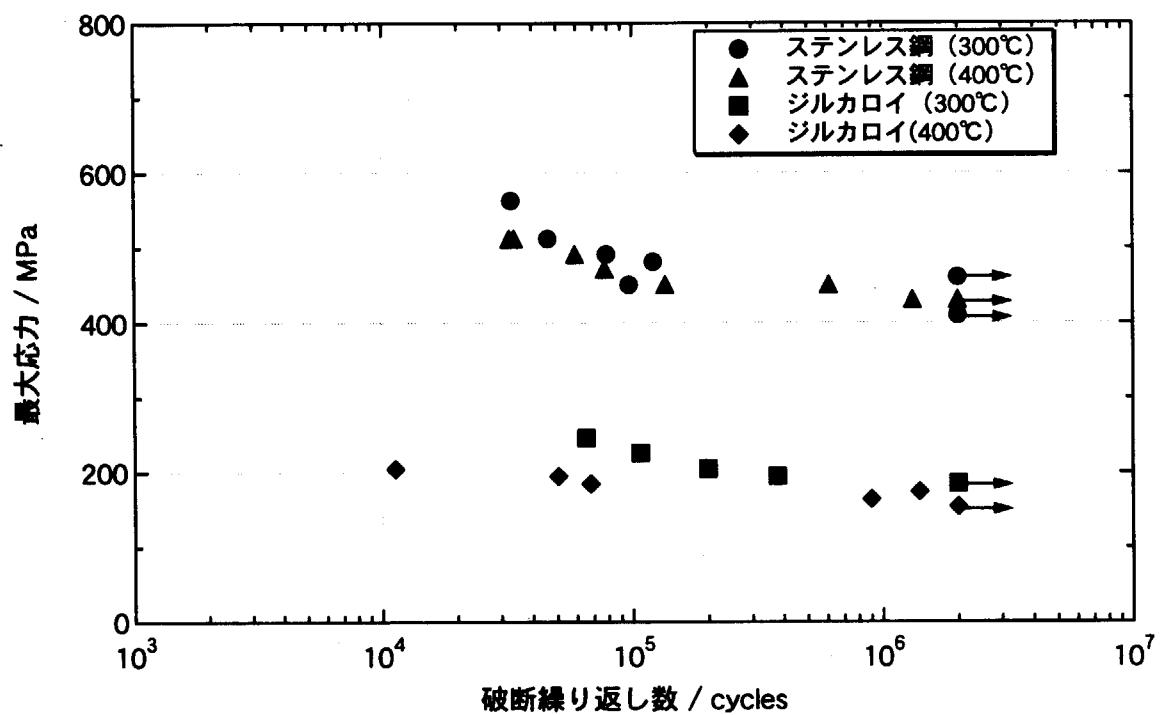


Fig.7 Result of high temperature fatigue test.

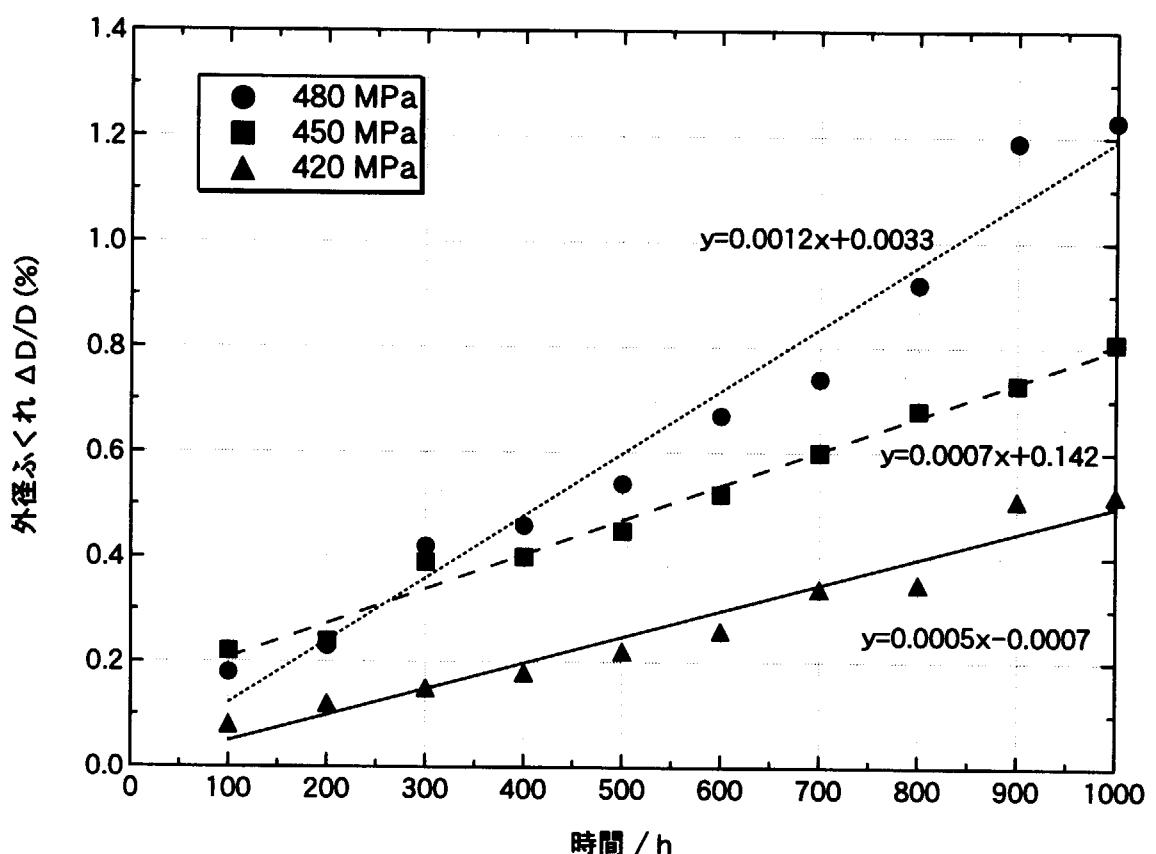


Fig.8 Relationship between time and average swell of outer diameter.

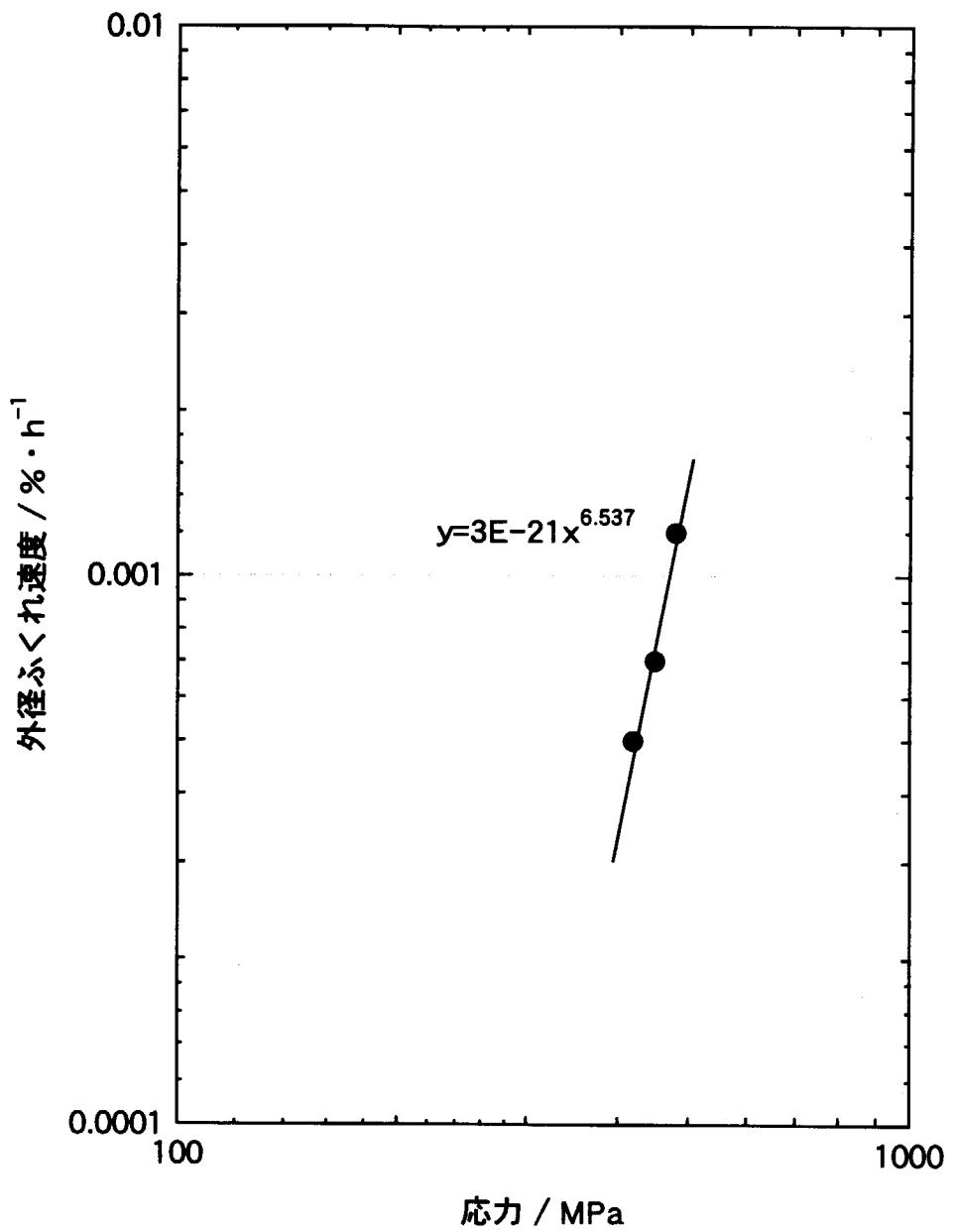


Fig.9 Relationship between stress and outer diameter swell rate.

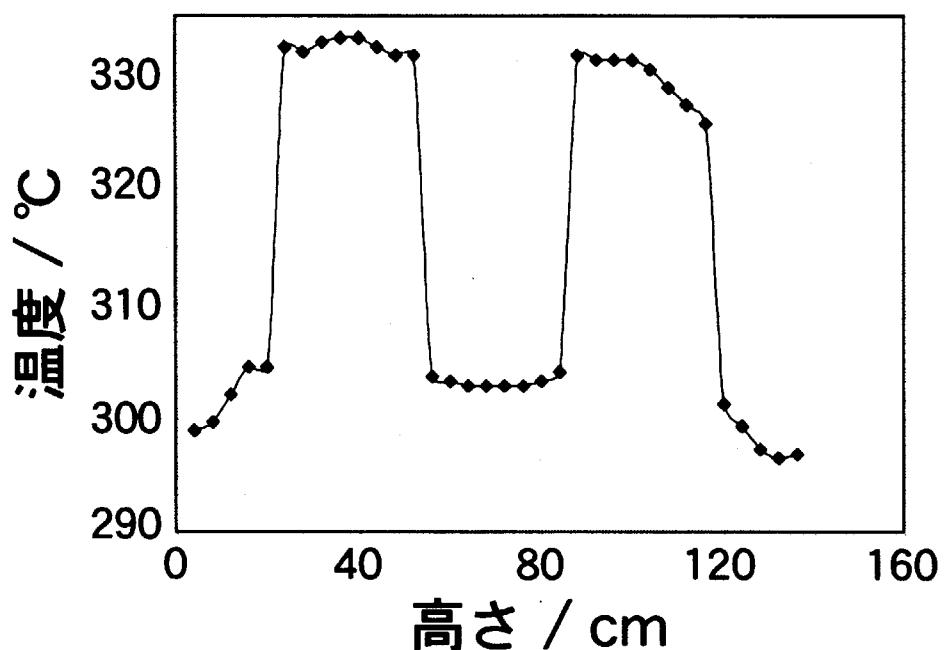


Fig.10 Relationship between fuel cladding tube temperature and axis position⁸⁾.

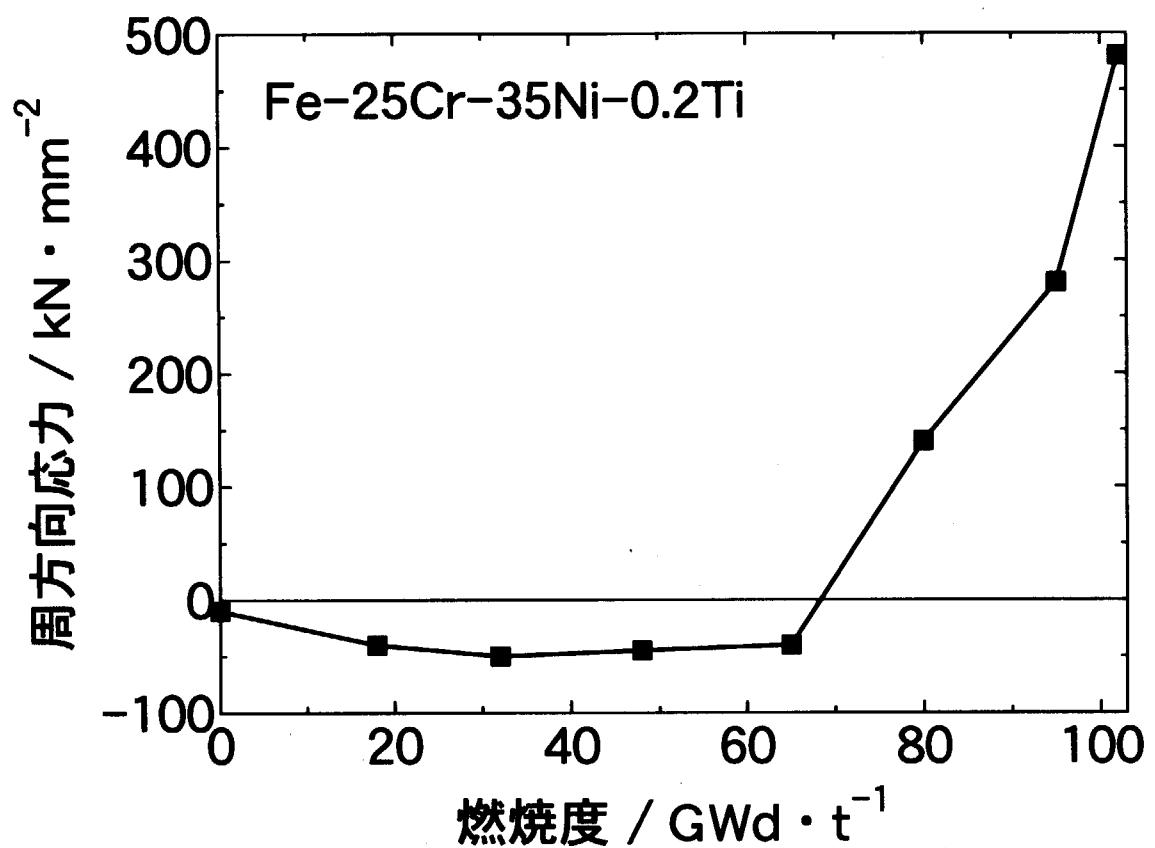
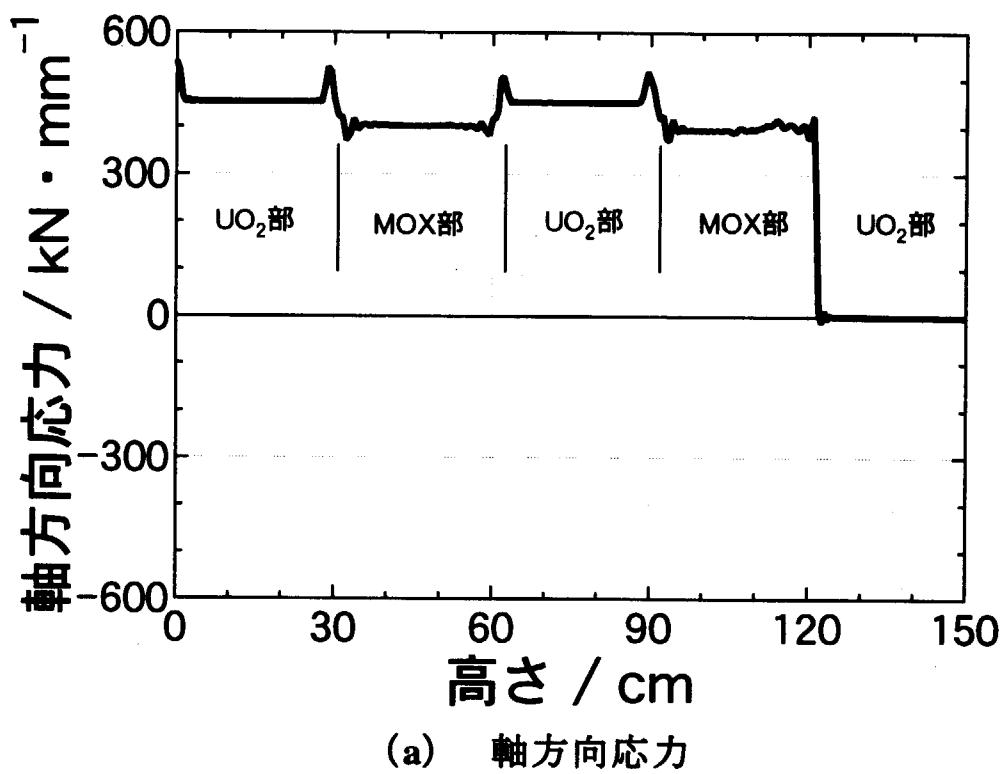
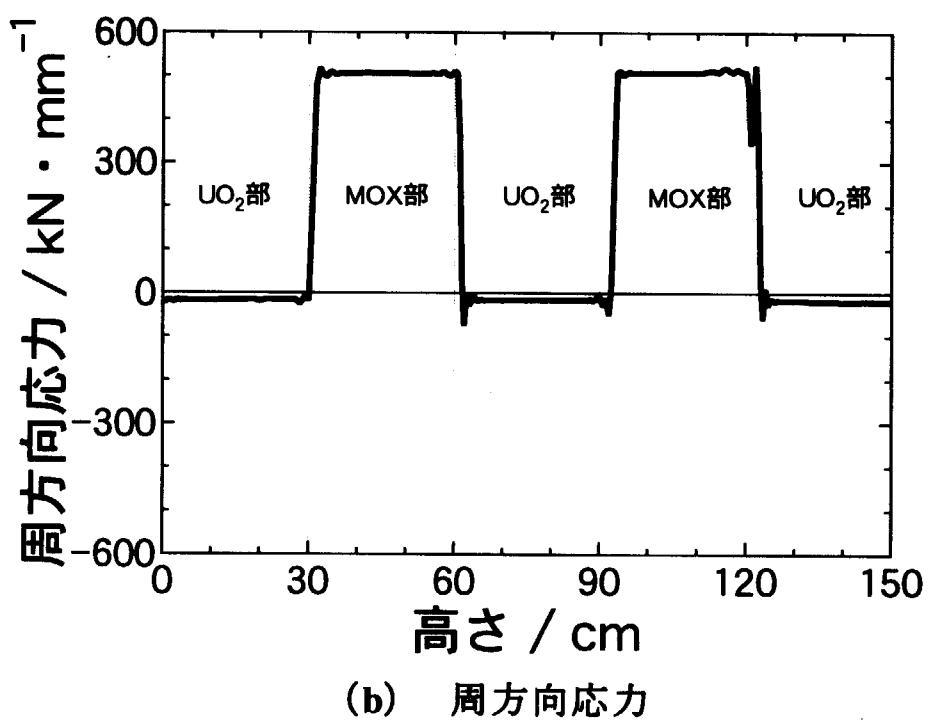


Fig.11 Relationship between burnup and circumferential stress.



(a) 軸方向応力



(b) 周方向応力

Fig.12 Relationship between stress and axis position.

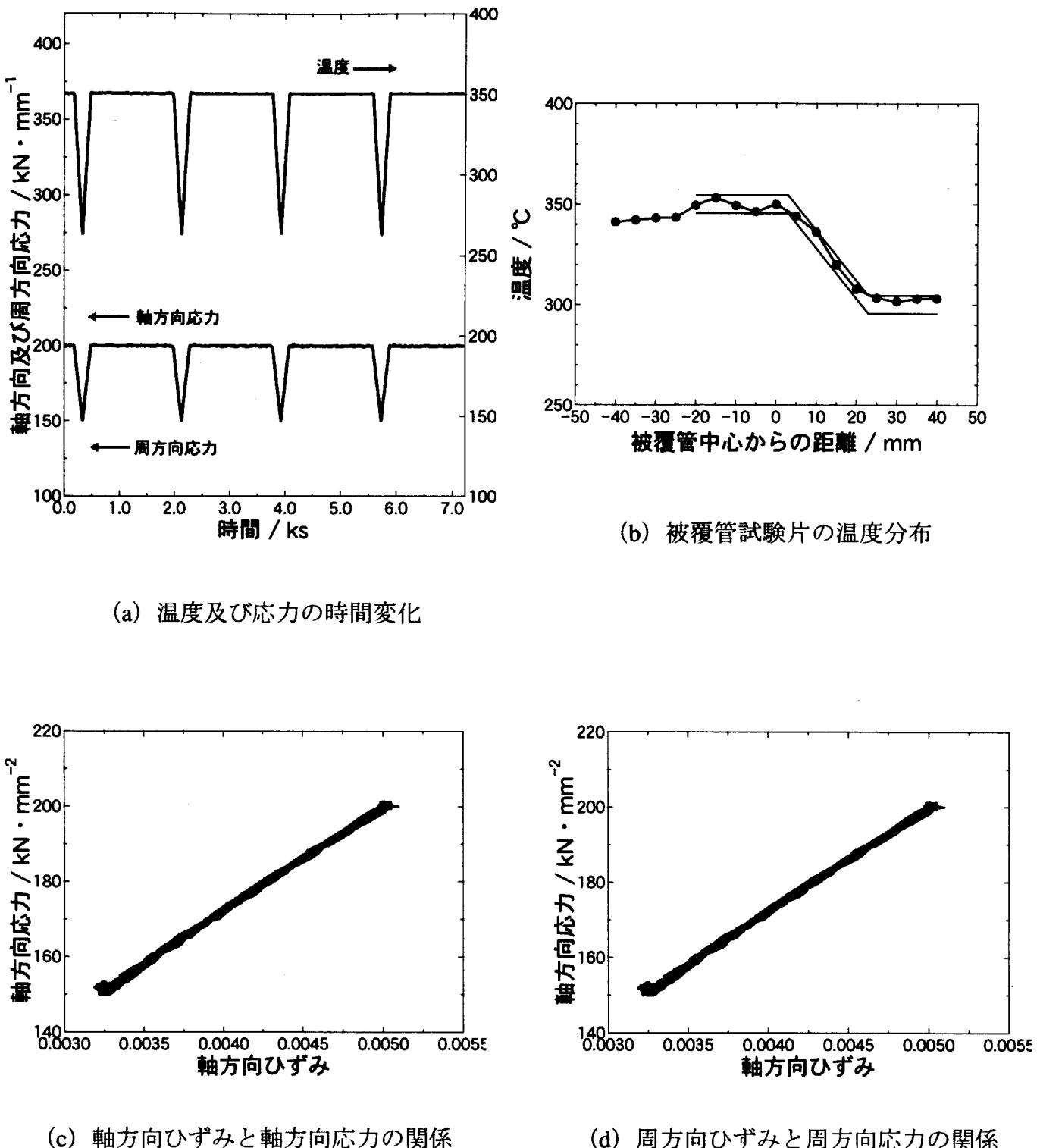


Fig.13 Result of thermal deformation behavior test of fuel cladding tube.

This is a blank page.

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光强度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L, l
トントン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

(注)

1. 表1~5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。

2. 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。

3. barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。

4. EC閣僚理事会指令ではbar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換 算 表

力 N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	0.101972					
9.80665	1	2.20462	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
4.44822	0.453592	1	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
粘度 1 Pa·s(N·s/m ²)	= 10 P(ボアズ)(g/(cm·s))		1.33322×10 ⁻⁴	1.35951×10 ⁻³	1.31579×10 ⁻³	1	1.93368×10 ⁻²
動粘度 1 m ² /s	= 10 ⁴ St(ストークス)(cm ² /s)		6.89476×10 ⁻³	7.03070×10 ⁻²	6.80460×10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605J (計量法)
								= 4.184J (熱化学)
9.80665	1	2.72407×10 ⁻⁶	2.34270	9.29487×10 ⁻³	7.23301	6.12082×10 ¹⁹		= 4.1855J (15°C)
3.6×10 ⁶	3.67098×10 ⁵	1	8.59999×10 ⁵	3412.13	2.65522×10 ⁶	2.24694×10 ²⁵		= 4.1868J (国際蒸気表)
4.18605	0.426858	1.16279×10 ⁻⁶	1	3.96759×10 ⁻³	3.08747	2.61272×10 ¹⁹		仕事率 1 PS(仮馬力)
1055.06	107.586	2.93072×10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515×10 ²¹		= 75 kgf·m/s
1.35582	0.138255	3.76616×10 ⁻⁷	0.323890	1.28506×10 ⁻³	1	8.46233×10 ¹⁸		= 735.499W
1.60218×10 ⁻¹⁹	1.63377×10 ⁻²⁰	4.45050×10 ⁻²⁶	3.82743×10 ⁻²⁰	1.51857×10 ⁻²²	1.18171×10 ⁻¹⁹	1		

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad	照射線量	C/kg	R	線量当量	Sv	rem
	1	2.70270×10 ⁻¹¹		1	100		1	3876		1	100
	3.7×10 ¹⁰	1	0.01	1	1	2.58×10 ⁻⁴		1	0.01	1	

(86年12月26日現在)

低減速軽水炉用燃料被覆管の力学的特性評価（一）（受託研究）

R100
古紙配合率100%再生紙を使用しています