

JAERI - M
89-076

反応度事故条件下におけるPWR型
改良燃料の挙動に関する研究
— ペレット形状の改良効果 —

1989年6月

柳澤 和章

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1989

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 山出軽印刷所

反応度事故条件下におけるPWR型
改良燃料の挙動に関する研究
—ペレット形状の改良効果—

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部

柳澤 和章

(1989年5月25日受理)

UO₂ ペレットの形状が、RIA時の燃料破損しきい値に及ぼす影響を研究した。我が国の軽水炉で使用されているPWR標準燃料棒（ペレット形状：L/D=1.65，両端ディッシュ付）に対し，ペレット形状を改良した燃料棒（L/D=1.22，両端ディッシュとチャンファ付）を作製し，3.0～3.5 MPaまでの燃料棒充填加圧を行い，燃料破損しきい値を調べる実験を行った。得られた主要な知見は次の通りである。：(1)本実験条件下では，標準及び改良棒の破損しきいエンタルピ値に殆ど差異はなく，約150 cal/g fuel（0.56 kJ/g fuel）となった。この値は，現行のRIA指針で定めている燃料の破損しきいエンタルピ値：120 cal/g fuel（0.50 kJ/g fuel）を下回らず，かつ十分な安全裕度を有している事がわかった。(2)改良燃料棒の破損形態は標準燃料棒と同一でいずれもふくれによる破裂破損であった。この破損形態は，現行指針作成の際にデータベースとなったNSRR加圧標準燃料棒の破損形態と同一であった。

Study on the Behavior of PWR Remedy Fuel
Under Reactivity Initiated Accident Conditions
- Effect of Pellet Shape Modification -

Kazuaki YANAGISAWA

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

(Received May 25, 1989)

An influence of pellet shape modification on the failure thresholds of domestic PWR fuel rods under the reactivity initiated accident (RIA) conditions was studied. Experimental parameters used were pellet end shape and its length (L) to diameter (D) ratio. Comparisons were made between fuels with double dishing with a large L/D=1.65 (standard fuels) and fuels with double dishing and chamfering with a small L/D=1.22 (remedy fuels). After prepressurization to the ranges from 3.0 to 3.5 MPa, the two were pulse irradiated at NSRR. Major results obtained are:

- (1) Within this experimental scope, no differences in failure thresholds were existed between the standard fuels and the remedy fuels. The failure thresholds of these fuels were about 150 cal/g fuel (0.63 kJ/g fuel). On the other hand, the failure threshold of past NSRR prepressurized standard fuels shown in the RIA Safety Guide Standard was about 120 cal/g fuel (0.50 kJ/g fuel). Consequently, the tested rods have shown the enough safety margins.
- (2) The failure mechanisms were cladding rupture induced by ballooning. The mechanisms were the same as observed previously in the past NSRR experiments with prepressurized standard fuels.

Keywords: PWR, Remedy Fuel, RIA, Pellet Shape

目 次

1. 序 論	1
2. 実験方法	2
3. 実験結果及び考察	3
3.1 燃料破損しきい値	3
3.2 照射後試験と燃料の過渡挙動	3
4. 結 言	4
謝 辞	5
参考文献	5

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental Method	2
3. Results and Discussion	3
3.1 Fuel failure threshold	3
3.2 Post-irradiation examination and transient behavior of fuel rods	3
4. Conclusion	4
Acknowledgment	5
References	5

1. 序 論

我が国で使用されている発電用軽水型原子炉燃料棒のうち、PWR型燃料棒の UO_2 ペレット形状はこれまでのところ両端面ディッシュが主流である。この両端面ディッシュ形状(Double dishing, 以下, DD)とした主たる理由は、原子炉供用期間中、燃料中央部を起点として生じるスウェリングの吸収緩和を行うためであるとされている。また、燃料ペレットの長さ(L)と直径(D)の比(以下, L/D)は、例えば、17×17型PWR燃料の製造仕様では1.7程度のものが使用されている。⁽¹⁾

これに対し、BWR型燃料棒の UO_2 ペレット形状は両端面の面取り(Double chamfering 以下CC)が主流である。この面取りを行う主たる理由は、原子炉供用期間中、燃料端部に主として生じるペレット-被覆管相互作用(Pellet-Cladding Interaction, 以下PCI)の緩和を行うためであるとされている。また、燃料ペレットのL/Dは、例えば、8×8型BWR燃料の製造仕様では約1.0程度のものが使用されている。⁽²⁾

最近PWR燃料棒では、燃焼度を伸長した場合、それに伴って発生する可能性のあるPCIを低減するため、従来のペレット形状に改良を加えようとする機運がある。

例えば、PCI低減の観点から、L/D値をこれまでより更に小さくするとともにDD形状にさらにCC形状を加工しようとするものである。

通常運転条件下では、L/Dのより小さい燃料を使用した方がPCIが小さくなる傾向にあること⁽³⁻⁴⁾、面取り付燃料の方が面取りの無い燃料(ディッシュやフラットペレット)よりもPCIが小さくなる傾向にあること⁽⁴⁾等が、試験炉での経験で明らかにされている。

一方、原研では、L/Dを1.22としDD形状にCC形状を加工したPWR燃料棒と、L/Dを1.65としDD形状のみの標準PWR燃料との性能比較が、出力急昇試験条件下で行われた経験がある⁽⁵⁾。燃焼度12 MWd/kgUで両燃料棒を線出力20 kW/mから最高線出力50 kW/mまで出力急昇したところ、前者の方が30%も長手(軸)方向伸びが少なかった。即ち、L/Dを小さくし、DD形状にCC形状を加工したPWR燃料棒は、PCI低減に効果があったと報告されている。

Fig. 1は、その原研の出力急昇実験を、原研が開発した燃料ふるまい解析コードFEMAXI-III⁽⁶⁾を用い、筆者らが計算で追証したものである。図から分かる様に、予備照射中に生じた被覆管のクリープダウンの為、出力急昇開始直後の被覆管応力は圧縮応力となっているが、線出力の増加とともに被覆管応力は引張りに転じた。L/D=1.65とL/D=1.22のケースについて、被覆管に発生した引張応力最大値を比較すると、L/D=1.65の場合の方がL/D=1.22の場合よりもはるかに大きい(図中、線出力が50 kW/mに達していない理由は、燃料棒の平均線出力密度としては50 kW/mとなっているのであるが、磁性合金からできている直径測定用ゲージが燃料直径測定時に約11%程度の局所的な中性子吸収をおこし、その局所的な位置における線出力密度でデータを評価した計算結果のためである)。このように、PCI低減のためにL/Dを小さくした効果は、計算の上からも明らかである。

反応度事故の様な急激な過渡時における燃料棒の安全基準に関しては、安全審査指針（発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針⁽⁷⁾、以下単に指針）が定められている。この指針作成のために行われた、過去のNSRR実験では、14×14型PWR燃料棒の形態をとり、燃料ペレットとしてCC形状でL/D=1.08の燃料（以下、NSRR標準燃料）が用いられてきた。指針作成時には、この他、DD形状及びフラット形状の燃料についても実験がなされ、CC形状をした燃料との性能を比較がなされている。その結果、それらの破損しきい値は、いずれも上記CC形状の燃料の破損しきい値とほぼ同一である事が確認されている。

本実験では、前記原研の出力急昇試験⁽⁵⁾で使用された現行の17×17型PWR燃料仕様の標準燃料棒（L/D=1.65、DD形状）とそれの改良型燃料棒（L/D=1.22、DD形状とCC形状）の2種類の燃料棒を製作し、後者の（以下、単に改良棒）の前者（以下、単に標準棒）に対する改良効果の有無を調べた。この目的は、現行指針では、この種の燃料に関するデータが含まれておらず、その性能確認が必要なためである。また、出力急昇試験条件下で改良効果が確認された改良燃料棒を、今度は反応度事故（以下、RIA）条件下で使用し、その性能評価を行っておくためである。このため、本実験に用いた改良燃料と標準燃料との破損しきい値の比較の他に、NSRR過去実験データベースから得たNSRR標準燃料と本実験に用いた改良燃料との破損しきい値の比較もあわせて行った。

2. 実験方法

Table 1は、標準棒と改良棒の基本設計仕様について示したものである。製作燃料棒の内圧と充填ガス組成は、前記出力急昇試験⁽⁵⁾で用いられた燃料棒のうち、燃焼度20 MWd/kgUで最大24%のFPガス放出率があった燃料棒と同一の内圧及びガス組成を模擬した。ただし、改良棒として作製された4本の燃料棒のうち1本だけは、燃焼度40 MWd/kgUまで通常運転に供試され、その結果、0.6%のFPガス放出率があった燃料棒⁽¹⁾と同一の内圧及びガス組成を模擬した。

標準棒と改良棒は、照射カプセル中に同時装荷し、NSRR炉心大気圧条件下（冷却水温度～20°C）でパルス照射した。燃料棒や照射カプセルの概要、発熱量評価手法等の詳細は別報⁽⁸⁾を参照されたい。燃料棒長手方向の出力分布は、パルス照射した燃料棒から得られるガンマ線のうち、⁹⁵Zr/⁹⁵Nb核種を利用して測定したが、有効長116 mmを形成する10%の濃縮ペレットとその両端9.5 mmを形成する3.4%濃縮エンドペレットとの境界面で出力ピークが生じた。発熱分布の詳細は、別報⁽⁸⁾にて報告したが、その値は燃料頂部側で1.04、底部側で1.06であった。それ以外の場合では、この出力分布は平坦であった。

燃料棒全体の平均発熱量は、燃料棒の長手方向において軸方向出力分布係数（ピーキング係数）が1.0となった箇所から燃料ペレット1ケを取り出し、それを溶解して、発熱量を定めた⁽⁸⁾。その発熱量の値を利用して、本実験結果のデータと指針に使用されているデータ値（例、破損しきい値の燃料棒内圧依存性を示すデータ値）と比較する場合、指針での破損しきい値が燃料エンタルピで整理されているので、発熱量校正の結果得た発熱量を燃料エンタルピ値に換算した。この

反応度事故の様な急激な過渡時における燃料棒の安全基準に関しては、安全審査指針（発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針⁽⁷⁾、以下単に指針）が定められている。この指針作成のために行われた、過去のNSRR実験では、14×14型PWR燃料棒の形態をとり、燃料ペレットとしてCC形状でL/D=1.08の燃料（以下、NSRR標準燃料）が用いられてきた。指針作成時には、この他、DD形状及びフラット形状の燃料についても実験がなされ、CC形状をした燃料との性能を比較がなされている。その結果、それらの破損しきい値は、いずれも上記CC形状の燃料の破損しきい値とほぼ同一である事が確認されている。

本実験では、前記原研の出力急昇試験⁽⁵⁾で使用された現行の17×17型PWR燃料仕様の標準燃料棒（L/D=1.65、DD形状）とそれの改良型燃料棒（L/D=1.22、DD形状とCC形状）の2種類の燃料棒を製作し、後者の（以下、単に改良棒）の前者（以下、単に標準棒）に対する改良効果の有無を調べた。この目的は、現行指針では、この種の燃料に関するデータが含まれておらず、その性能確認が必要なためである。また、出力急昇試験条件下で改良効果が確認された改良燃料棒を、今度は反応度事故（以下、RIA）条件下で使用し、その性能評価を行っておくためである。このため、本実験に用いた改良燃料と標準燃料との破損しきい値の比較の他に、NSRR過去実験データベースから得たNSRR標準燃料と本実験に用いた改良燃料との破損しきい値の比較もあわせて行った。

2. 実験方法

Table 1は、標準棒と改良棒の基本設計仕様について示したものである。製作燃料棒の内圧と充填ガス組成は、前記出力急昇試験⁽⁵⁾で用いられた燃料棒のうち、燃焼度20 MWd/kgUで最大24%のFPガス放出率があった燃料棒と同一の内圧及びガス組成を模擬した。ただし、改良棒として作製された4本の燃料棒のうち1本だけは、燃焼度40 MWd/kgUまで通常運転に供試され、その結果、0.6%のFPガス放出率があった燃料棒⁽¹⁾と同一の内圧及びガス組成を模擬した。

標準棒と改良棒は、照射カプセル中に同時装荷し、NSRR炉心大気圧条件下（冷却水温度～20°C）でパルス照射した。燃料棒や照射カプセルの概要、発熱量評価手法等の詳細は別報⁽⁸⁾を参照されたい。燃料棒長手方向の出力分布は、パルス照射した燃料棒から得られるガンマ線のうち、⁹⁵Zr/⁹⁵Nb核種を利用して測定したが、有効長116 mmを形成する10%の濃縮ペレットとその両端9.5 mmを形成する3.4%濃縮エンドペレットとの境界面で出力ピークが生じた。発熱分布の詳細は、別報⁽⁸⁾にて報告したが、その値は燃料頂部側で1.04、底部側で1.06であった。それ以外の場合では、この出力分布は平坦であった。

燃料棒全体の平均発熱量は、燃料棒の長手方向において軸方向出力分布係数（ピーキング係数）が1.0となった箇所から燃料ペレット1ヶを取り出し、それを溶解して、発熱量を定めた⁽⁸⁾。その発熱量の値を利用して、本実験結果のデータと指針に使用されているデータ値（例、破損しきい値の燃料棒内圧依存性を示すデータ値）と比較する場合、指針での破損しきい値が燃料エンタルピで整理されているので、発熱量校正の結果得た発熱量を燃料エンタルピ値に換算した。この

燃料溶解法から評価した発熱量の評価誤差は±5%以内であった。

供試燃料棒には多重の計装を施した。即ち、燃料棒内圧計、燃料棒長手方向伸び計及び被覆管表面温度測定用のPt/Pt-13%Rh熱電対等がそれである。これら計装機器に関する詳細な記述は別報⁽⁸⁾を参照されたい。また、照射後試験(以下、PIE)からは、燃料棒の径方向永久歪や金相写真等を得て破損メカニズムの究明に役立てた。

パルス実験の概要、それぞれの燃料棒の加圧量とガス組成及び取付けられた各種の計装の組合せ等は、Table 2にまとめた。

3. 実験結果及び考察

3.1 燃料破損しきい値

Fig. 2は、供試燃料棒の発熱量(エンタルピ値で評価)と燃料棒内外圧差(燃料棒の内圧と冷却材圧力0.1MPaとの差)との関係を示したものである。指針から引用したNSRR標準加圧燃料の破損しきいエンタルピ値もあわせて示した。この図から以下の知見が得られた。

- (1) 本実験に用いた標準棒と改良棒の破損しきい値は、150 cal/g fuel (0.63 kJ/g fuel) 付近にあり両者に殆ど差はなかった。
- (2) NSRR標準加圧燃料実験結果から得られた燃料棒内外圧差3.0MPaに対する指針の燃料破損しきいエンタルピ120 cal/g fuel (0.50 kJ/g fuel)に対して、改良燃料棒の破損しきい値はそれを下回らなかった。

3.2 照射後試験と燃料の過渡挙動

PIE及び取付け計装類から得た試験燃料棒の過渡挙動に関するデータは、まとめてTable 3に示した。

Fig. 3は、供試燃料棒に関して、燃料スタック長の最大伸び量を発熱量に対してプロットしたものである。図中には、150 cal/g fuel 付近の2データに対して測定した長手方向の被覆管永久変形歪量(ともに0.45%であった)の他に、通常運転・出力急昇運転下で17×17型PWR燃料棒が経験した燃料スタック長の最大伸び量⁽⁵⁾もハッチングで示した。図から、標準棒及び改良棒の双方とも、発熱量の増加とともにスタック最大伸びが増加する傾向にあること、170 cal/g fuel 以上では改良棒のスタック長の伸び量の方が大きかったこと、150 cal/g fuel ではほぼ同一の被覆管歪量に対して改良棒のスタック長伸び量の方が大きかったことが分かる。このほか、RIA時の燃料スタック長伸び量は通常運転時の燃料スタック長伸び量に比較して、約10倍以上になることも図から分かる。

Fig. 4は、供試燃料棒に関して、平均的な径方向の永久歪量を発熱量に対してプロットしたものである。図中には、通常運転・出力急昇運転下で17×17型PWR燃料棒が経験した平均的

燃料溶解法から評価した発熱量の評価誤差は±5%以内であった。

供試燃料棒には多重の計装を施した。即ち、燃料棒内圧計、燃料棒長手方向伸び計及び被覆管表面温度測定用のPt/Pt-13%Rh熱電対等がそれである。これら計装機器に関する詳細な記述は別報⁽⁸⁾を参照されたい。また、照射後試験(以下、PIE)からは、燃料棒の径方向永久歪や金相写真等を得て破損メカニズムの究明に役立てた。

パルス実験の概要、それぞれの燃料棒の加圧量とガス組成及び取付けられた各種の計装の組合せ等は、Table 2にまとめた。

3. 実験結果及び考察

3.1 燃料破損しきい値

Fig. 2は、供試燃料棒の発熱量(エンタルピ値で評価)と燃料棒内外圧差(燃料棒の内圧と冷却材圧力0.1MPaとの差)との関係を示したものである。指針から引用したNSRR標準加圧燃料の破損しきいエンタルピ値もあわせて示した。この図から以下の知見が得られた。

- (1) 本実験に用いた標準棒と改良棒の破損しきい値は、150 cal/g fuel (0.63 kJ/g fuel) 付近にあり両者に殆ど差はなかった。
- (2) NSRR標準加圧燃料実験結果から得られた燃料棒内外圧差3.0MPaに対する指針の燃料破損しきいエンタルピ120 cal/g fuel (0.50 kJ/g fuel)に対して、改良燃料棒の破損しきい値はそれを下回らなかった。

3.2 照射後試験と燃料の過渡挙動

PIE及び取付け計装類から得た試験燃料棒の過渡挙動に関するデータは、まとめてTable 3に示した。

Fig. 3は、供試燃料棒に関して、燃料スタック長の最大伸び量を発熱量に対してプロットしたものである。図中には、150 cal/g fuel 付近の2データに対して測定した長手方向の被覆管永久変形歪量(ともに0.45%であった)の他に、通常運転・出力急昇運転下で17×17型PWR燃料棒が経験した燃料スタック長の最大伸び量⁽⁵⁾もハッチングで示した。図から、標準棒及び改良棒の双方とも、発熱量の増加とともにスタック最大伸びが増加する傾向にあること、170 cal/g fuel 以上では改良棒のスタック長の伸び量の方が大きかったこと、150 cal/g fuel ではほぼ同一の被覆管歪量に対して改良棒のスタック長伸び量の方が大きかったことが分かる。このほか、RIA時の燃料スタック長伸び量は通常運転時の燃料スタック長伸び量に比較して、約10倍以上になることも図から分かる。

Fig. 4は、供試燃料棒に関して、平均的な径方向の永久歪量を発熱量に対してプロットしたものである。図中には、通常運転・出力急昇運転下で17×17型PWR燃料棒が経験した平均的

な径方向の永久歪量⁽⁵⁾もハッチングで示した。図から、150 cal/g fuel までは径方向の永久歪量はRIA時の約2%程度であるが、それ以後は発熱量の増加と共に増加すること、また、傾向として改良棒の径方向永久歪量の方が標準棒より大きいことが分かる。径方向永久歪量は、通常・出力急昇運転下の燃料棒が経験するそれに対して約10倍以上になることが図から分かる。

Fig. 5は、燃料棒の内圧増加量（パルス照射中に生じた燃料棒の最大内圧とパルス照射直前の内圧との差）と発熱量の関係を示したものである。図から、内圧増加量はペレット形状に殆んど依存しなかったことが分かる。これは、標準棒と改良棒のガスプレナム容積が殆んど等しく約2.7 ml程度であり、ガス圧力の変化が主としてこのプレナム容積に依存して変化したためであると解釈される。

Fig. 6は、被覆管表面最高温度と発熱量の関係を示したものである。図から分かるように、155 cal/g fuel 付近で標準棒と改良棒に100°C程度の温度差が生じたが、それ以外では、両者に殆ど差はなかった。この温度差100°Cは、これまでのNSRR実験で使用されてきた標準燃料棒の被覆管表面最高温度データに於いても観られてきた測定箇所による温度上昇のばらつきの範囲内である⁽⁹⁾。

Photo. 1は、173 cal/g fuel (0.71 kJ/g fuel) 及び187 cal/g fuel (0.78 kJ/g fuel) の発熱量をもつ非破損棒と破損棒2本ずつ、計4本に関する金相試験の観察結果を示している。この写真から、173 cal/g fuel では改良棒も標準棒も燃料下部で大きくふくれていたが、破損はなかったことが分かる。その縦断面組織写真では、いずれも燃料内を縦（軸方向）に走る多くの割れが観察された。187 cal/g fuel における外観写真から、改良棒と標準棒はともに燃料棒下部の0°方向で破裂破損していたことが分かる。この破損形態は、現行指針作成のデータベースとなったNSRR加圧標準燃料の破損形態と同じであった。燃料の横断面組織写真では、燃料ペレットの欠け落ちがあるが、これは燃料切断時に生じたものである。

4. 結 言

我が国の軽水型炉で使用されている17×17型PWR標準燃料棒（L/D=1.65，両端ディッシュ付）と同燃料棒の改良型棒（L/D=1.22，両端ディッシュと両端取り付）を作製し、3.0～3.5 MPaの範囲に加圧したのち、RIA実験を行った。実験データに基づき両者の性能を比較した結果、以下の知見を得た。

- (1) 本実験の燃料棒加圧範囲内では、改良棒及び標準棒の破損しきいエンタルピはほぼ150 cal/g fuel (0.63 kJ/g fuel) となり、両者の差は殆ど認められなかった。また、改良棒の破損しきい値は、現行RIA指針で定めている燃料の破損しきい値（NSRR加圧標準燃料により定めた破損しきい値）120 cal/g fuel (0.50 kJ/g fuel) を下回らず、かつ、十分な安全裕度を有している事が明らかとなった。
- (2) 燃料棒の破損形態は、用いた改良棒及び標準棒ともに、ふくれによる破裂破損であった。この破損形態は現行指針作成時にデータベースとなったNSRR加圧標準燃料のそれと同一

な径方向の永久歪量⁽⁵⁾もハッチングで示した。図から、150 cal/g fuelまでは径方向の永久歪量はRIA時の約2%程度であるが、それ以後は発熱量の増加と共に増加すること、また、傾向として改良棒の径方向永久歪量の方が標準棒より大きいことが分かる。径方向永久歪量は、通常・出力急昇運転下の燃料棒が経験するそれに対して約10倍以上になることが図から分かる。

Fig. 5は、燃料棒の内圧増加量（パルス照射中に生じた燃料棒の最大内圧とパルス照射直前の内圧との差）と発熱量の関係を示したものである。図から、内圧増加量はペレット形状に殆んど依存しなかったことが分かる。これは、標準棒と改良棒のガスプレナム容積が殆んど等しく約2.7 ml程度であり、ガス圧力の変化が主としてこのプレナム容積に依存して変化したためであると解釈される。

Fig. 6は、被覆管表面最高温度と発熱量の関係を示したものである。図から分かるように、155 cal/g fuel付近で標準棒と改良棒に100°C程度の温度差が生じたが、それ以外では、両者に殆ど差はなかった。この温度差100°Cは、これまでのNSRR実験で使用されてきた標準燃料棒の被覆管表面最高温度データに於いても観られてきた測定箇所による温度上昇のばらつきの範囲内である⁽⁹⁾。

Photo. 1は、173 cal/g fuel (0.71 kJ/g fuel)及び187 cal/g fuel (0.78 kJ/g fuel)の発熱量をもつ非破損棒と破損棒2本ずつ、計4本に関する金相試験の観察結果を示している。この写真から、173 cal/g fuelでは改良棒も標準棒も燃料下部で大きくふくれていたが、破損はなかったことが分かる。その縦断面組織写真では、いずれも燃料内を縦（軸方向）に走る多くの割れが観察された。187 cal/g fuelにおける外観写真から、改良棒と標準棒はともに燃料棒下部の0°方向で破裂破損していたことが分かる。この破損形態は、現行指針作成のデータベースとなったNSRR加圧標準燃料の破損形態と同じであった。燃料の横断面組織写真では、燃料ペレットの欠け落ちがあるが、これは燃料切断時に生じたものである。

4. 結 言

我が国の軽水型炉で使用されている17×17型PWR標準燃料棒（L/D=1.65，両端ディッシュ付）と同燃料棒の改良型棒（L/D=1.22，両端ディッシュと両端取り付）を作製し、3.0～3.5 MPaの範囲に加圧したのち、RIA実験を行った。実験データに基づき両者の性能を比較した結果、以下の知見を得た。

- (1) 本実験の燃料棒加圧範囲内では、改良棒及び標準棒の破損しきいエンタルピはほぼ150 cal/g fuel (0.63 kJ/g fuel)となり、両者の差は殆ど認められなかった。また、改良棒の破損しきい値は、現行RIA指針で定めている燃料の破損しきい値（NSRR加圧標準燃料により定めた破損しきい値）120 cal/g fuel (0.50 kJ/g fuel)を下回らず、かつ、十分な安全裕度を有している事が明らかとなった。
- (2) 燃料棒の破損形態は、用いた改良棒及び標準棒ともに、ふくれによる破裂破損であった。この破損形態は現行指針作成時にデータベースとなったNSRR加圧標準燃料のそれと同一

であった。

- (3) RIA時に於ける燃料スタック伸び、燃料棒直径変化、燃料棒内の内圧上昇及び被覆管表面温度に関し、標準棒と改良棒との間に有意な差は生じなかった。

謝 辞

実験では、NSRR管理室の堀木欧一郎室長他の協力の下に燃料組立、パルス照射及び解体等が遂行されました。また、本論文の作成にあたって、反応度安全研究室の藤城俊夫室長に有益な討論と助言を賜りました。

ここに御礼申し上げます。

参 考 文 献

- (1) IRISA. Y., et al. : ANS Topical Mtg. on LWR Fuel Performance. Williamsburg. Virginia U. S. A. (1988)
- (2) OI. N., et al. : Ibid
- (3) ICHIKAWA. M., : IAEA Technical Committee Specialists' Mtg. on Pellet Cladding Interaction For Water Reactor : Experience. Testing and Evaluation. Austria (1977)
- (4) YANAGISAWA. K., : Nucl. Eng. Design 96. 11 (1986)
- (5) 柳澤和章, 近藤吉明, KOLSTAD. E., : 原子力誌, 28〔7〕71 (1986)
- (6) NAKAJIMA. T., et al : JAERI 1298 (1985)
- (7) 原子力安全委員会 : 発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針について (昭和59年1月19日)
- (8) 柳澤和章, 笹島栄夫, 藤城俊夫 : 原子力誌, 31〔11〕 (1989)
- (9) 藤城俊夫, JAERI-M 84-063 (1985)

であった。

- (3) RIA時に於ける燃料スタック伸び、燃料棒直径変化、燃料棒内の内圧上昇及び被覆管表面温度に関し、標準棒と改良棒との間に有意な差は生じなかった。

謝 辞

実験では、NSRR管理室の堀木欧一郎室長他の協力の下に燃料組立、パルス照射及び解体等が遂行されました。また、本論文の作成にあたって、反応度安全研究室の藤城俊夫室長に有益な討論と助言を賜りました。

ここに御礼申し上げます。

参 考 文 献

- (1) IRISA. Y., et al. : ANS Topical Mtg. on LWR Fuel Performance. Williamsburg. Virginia U. S. A. (1988)
- (2) OI. N., et al. : Ibid
- (3) ICHIKAWA. M., : IAEA Technical Committee Specialists' Mtg. on Pellet Cladding Interaction For Water Reactor : Experience. Testing and Evaluation. Austria (1977)
- (4) YANAGISAWA. K., : Nucl. Eng. Design 96. 11 (1986)
- (5) 柳澤和章, 近藤吉明, KOLSTAD. E., : 原子力誌, 28〔7〕71 (1986)
- (6) NAKAJIMA. T., et al : JAERI 1298 (1985)
- (7) 原子力安全委員会 : 発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針について (昭和59年1月19日)
- (8) 柳澤和章, 笹島栄夫, 藤城俊夫 : 原子力誌, 31〔11〕 (1989)
- (9) 藤城俊夫, JAERI-M 84-063 (1985)

であった。

- (3) RIA時に於ける燃料スタック伸び、燃料棒直径変化、燃料棒内の内圧上昇及び被覆管表面温度に関し、標準棒と改良棒との間に有意な差は生じなかった。

謝 辞

実験では、NSRR管理室の堀木欧一郎室長他の協力の下に燃料組立、パルス照射及び解体等が遂行されました。また、本論文の作成にあたって、反応度安全研究室の藤城俊夫室長に有益な討論と助言を賜りました。

ここに御礼申し上げます。

参 考 文 献

- (1) IRISA. Y., et al. : ANS Topical Mtg. on LWR Fuel Performance. Williamsburg. Virginia U. S. A. (1988)
- (2) OI. N., et al. : Ibid
- (3) ICHIKAWA. M., : IAEA Technical Committee Specialists' Mtg. on Pellet Cladding Interaction For Water Reactor : Experience. Testing and Evaluation. Austria (1977)
- (4) YANAGISAWA. K., : Nucl. Eng. Design 96. 11 (1986)
- (5) 柳澤和章, 近藤吉明, KOLSTAD. E., : 原子力誌, 28 [7] 71 (1986)
- (6) NAKAJIMA. T., et al : JAERI 1298 (1985)
- (7) 原子力安全委員会 : 発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針について (昭和 59年 1月 19日)
- (8) 柳澤和章, 笹島栄夫, 藤城俊夫 : 原子力誌, 31 [11] (1989)
- (9) 藤城俊夫, JAERI-M 84-063 (1985)

Table 1 Characteristics of Fuel Rods Used

Fuel Rod Type	REMEDY: Small L/D + DD/CC ⁽¹⁾	STANDARD: Large L/D + DD ⁽²⁾
Fuel rod No.	P21, P22, P23 P24	P10, P11, P12, P3, P6
1. Fuel Pellet		
Enrichment(w/o)	10.0, 3.4(end pellet only)	
Density (% TD)	95.10	
Outer diameter(mm):D	8.19	
Length (mm) :L	10.0	13.5
L/D ratio	1.22	1.65
End form	Dish(diameter = 5.97mm, depth = 0.3mm)	Dish(diameter = 5.97mm, depth = 0.3mm)
Grain size (μm)	Chamfer(width = 0.3mm, depth = 0.15mm)	—
	8.0	
2. Cladding		
Outer diameter(mm)	Stress relieved Zircaloy-4	
Inner diameter(mm)	9.50	
Wall thickness(mm)	8.36	
	0.57	
3. Fuel Rod		
Diametral gap(mm)	0.170	
Prepressurization(20°C)	3.0~3.5 MPa	
Fill gas composition	83%He+2%Kr+15%Xe	95%He+1%Kr+4%Xe
Plenum volume(ml)	2.7	83%He+2%Kr+15%Xe
Fuel column(mm)	116mm (10.0 [*]) + 19mm (3.4 [*]):end pellet	
	* Enrichment	

Note: (1) Dishing and chamfering both ends
(2) Dishing both ends

Table 2 Outline of Experiment

Fuel Rod Type	REMEDY: Small L/D + DD/CC				STANDARD: Large L/D + DD					
	P21	P22	P23	P24	P10	P11	P12	P3	P6	P6
Fuel Rod No.	173	187	151	154	173	187	151	154	137	
Deposited Energy (cal/g fuel)	141	156	118	121	141	156	118	121	103	
Peak Enthalpy (cal/g fuel)	3.22	3.12	2.97	3.45	3.19	3.13	3.16	3.20	3.23	
Fill gas pressure at 20°C immediately before pulse (MPa)	83%He + 2%Kr + 15%Xe 95%He + 1%Kr + 4%Xe									
Fill gas composition (volume%)	83%He + 2%Kr + 15%Xe 95%He + 1%Kr + 4%Xe									
Instrumentation equipped	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	-	-	○	○	-	-	○	-	-	-
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	○	○	-	○	○	○	-	○	○	○
Failure(F)/No failure (NF)	NF	F	NF	NF	NF	F	NF	NF	NF	NF

Note: (1) Strain gauge type pressure sensor

(2) Cladding extensometer

(3) Movement marker to measure fuel column maximum expansion

(4) Pt/Pt-13%Rh thermocouples to measure cladding outer surface temperature

Table 3 Summary of Fuel Behavior Based on PIE and In-core Instrumentation

Fuel Rod Type	REMEDY: Small L/D + DD/CC						STANDARD: Large L/D + DD					
	P21	P22	P23	P24	P10	P11	P12	P3	P6	P6	P6	
Fuel Rod No.	173	187	151	154	173	187	151	154	137			
Deposited Energy (cal/g fuel)	141	156	118	121	141	156	118	121	103			
Peak Enthalpy (cal/g fuel)	3.22	3.12	2.97	3.45	3.19	3.13	3.16	3.20	3.23			
Fill gas pressure at 20°C immediately before pulse (MPa)	3.70	3.56	3.48	3.93	3.63	3.57	3.63	3.65	3.64			
Peak pressure reached during pulse (MPa)	0.48	0.44	0.51	0.48	0.44	0.44	0.47	0.45	0.41			
Pressure Increase (MPa)	748	821	-	852	761	799	-	759	715			
Peak cladding surface temperature (°C)	-	-	0.45	-	-	-	0.45	-	-			
Peak elongation reached during pulse (%)	10.4	10.9	2.8	4.6	7.6	8.4	2.4	3.7	2.7			
Residued diametral cladding strain (%)	3.1	4.2	1.9	1.6	2.6	2.7	1.0	2.7	1.9			
Maximum fuel column movement (%)	NF	F	NF	NF	NF	F	NF	NF	NF			
Failure (F)/No failure (NF)	NF	F	NF	NF	NF	F	NF	NF	NF			

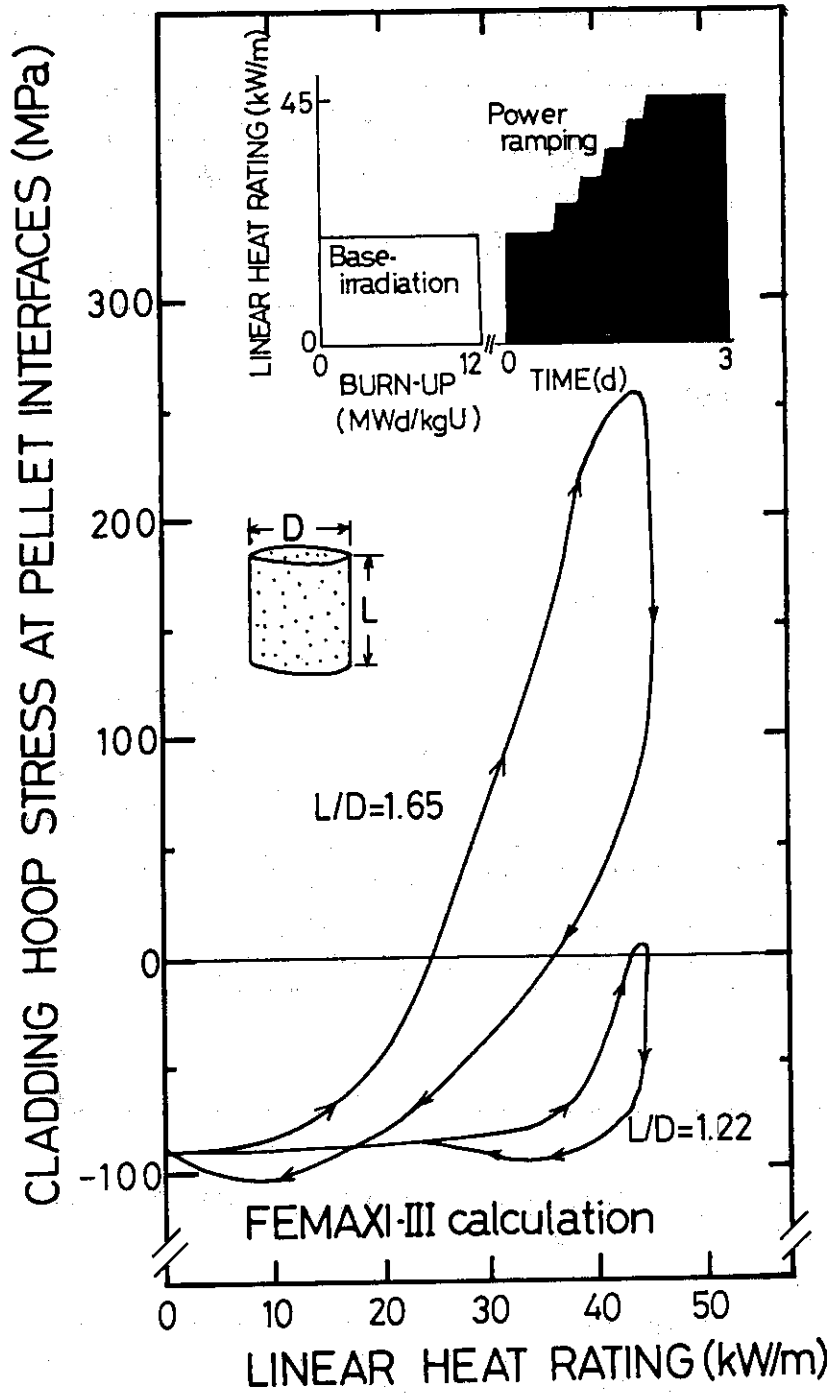


Fig. 1 Calculated cladding hoop stress at pellet interface during power ramping vs linear heat rating of 17×17 PWR fuel rod base irradiated to burn-ups of 12 MWd/kgU; where the calculation was made with FEMAXI-III computer code taking fuel length(L) to diameter(D) ratio as parameter.

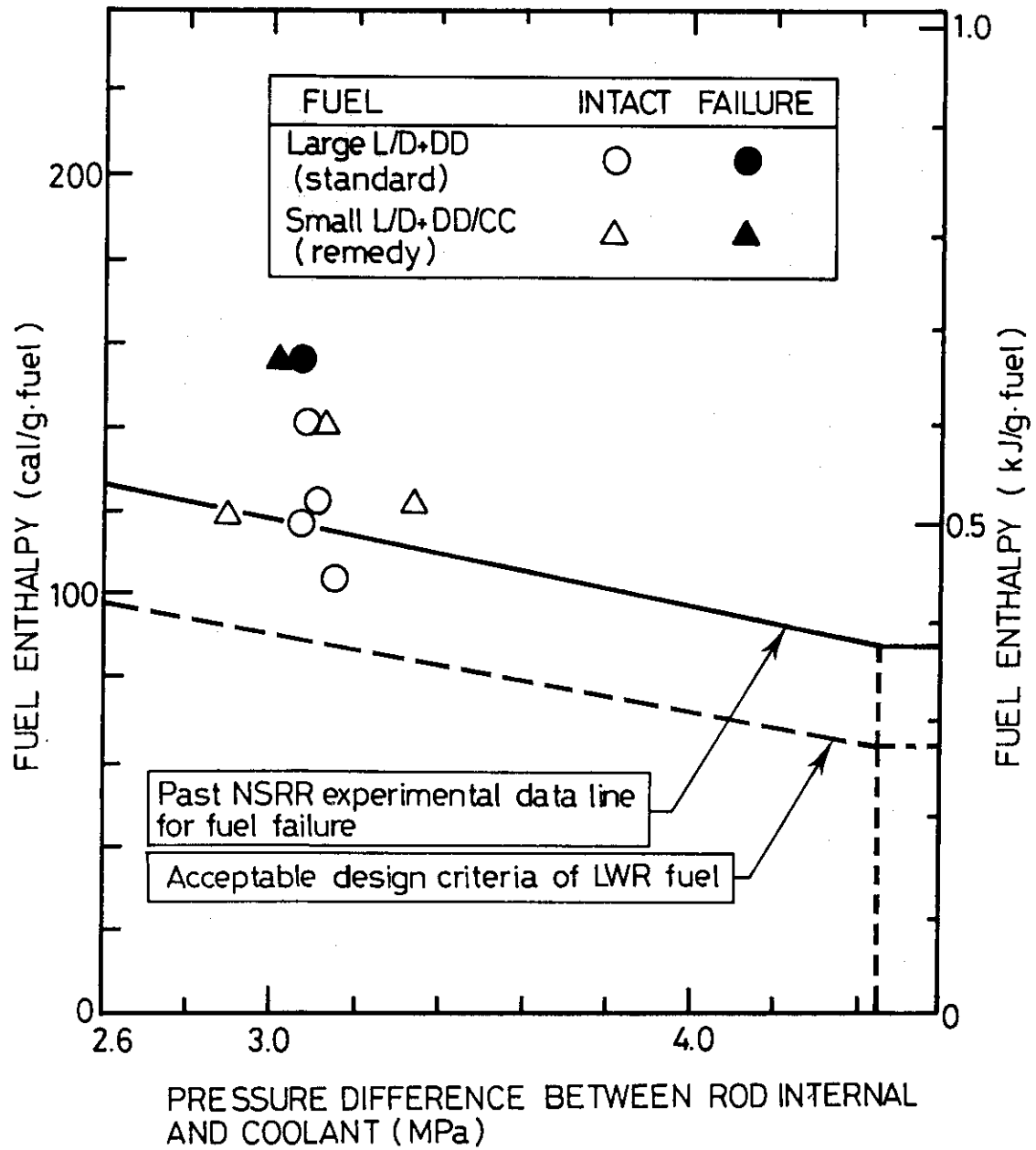


Fig. 2 Fuel enthalpy vs pressure difference between rod internal and coolant, where conventional LWR fuel design criteria under RIA is included for comparison.

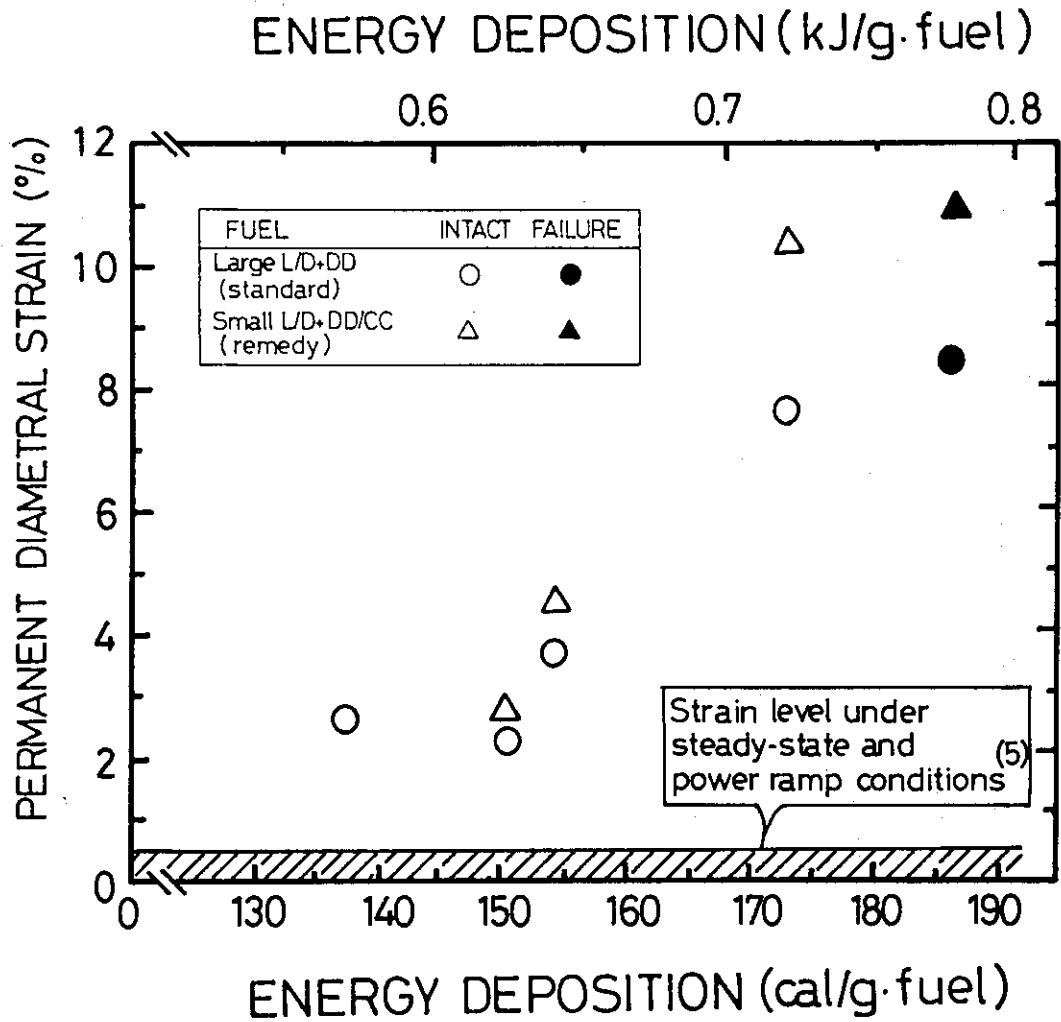


Fig. 4 Permanent diametral strain (rod average) vs energy deposition; diametral strain level under steady-state/power ramp conditions from Ref. (5) is covered by the hatched area.

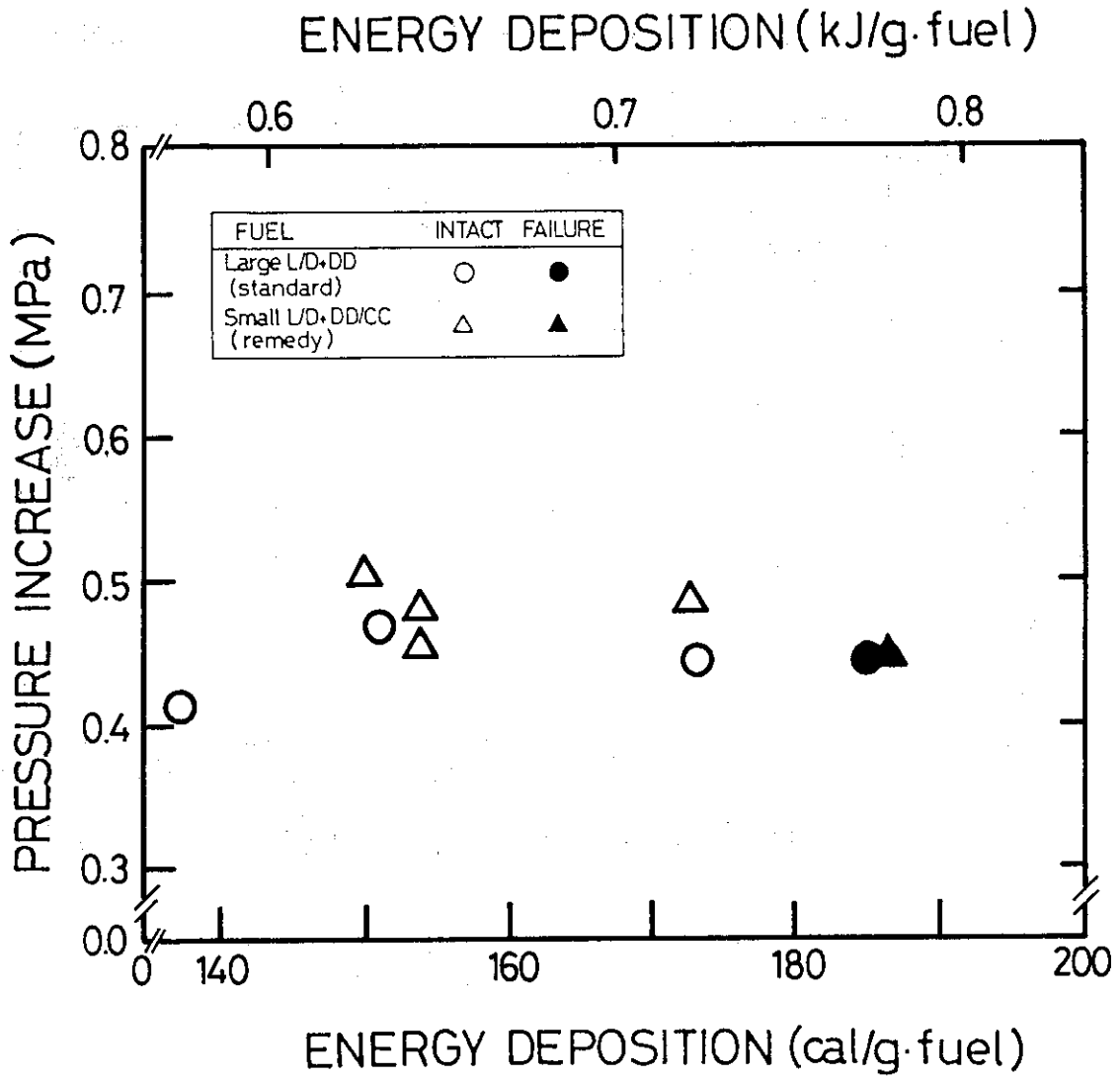


Fig. 5 Energy deposition as a function of maximum pressure increase from prepressurization level.

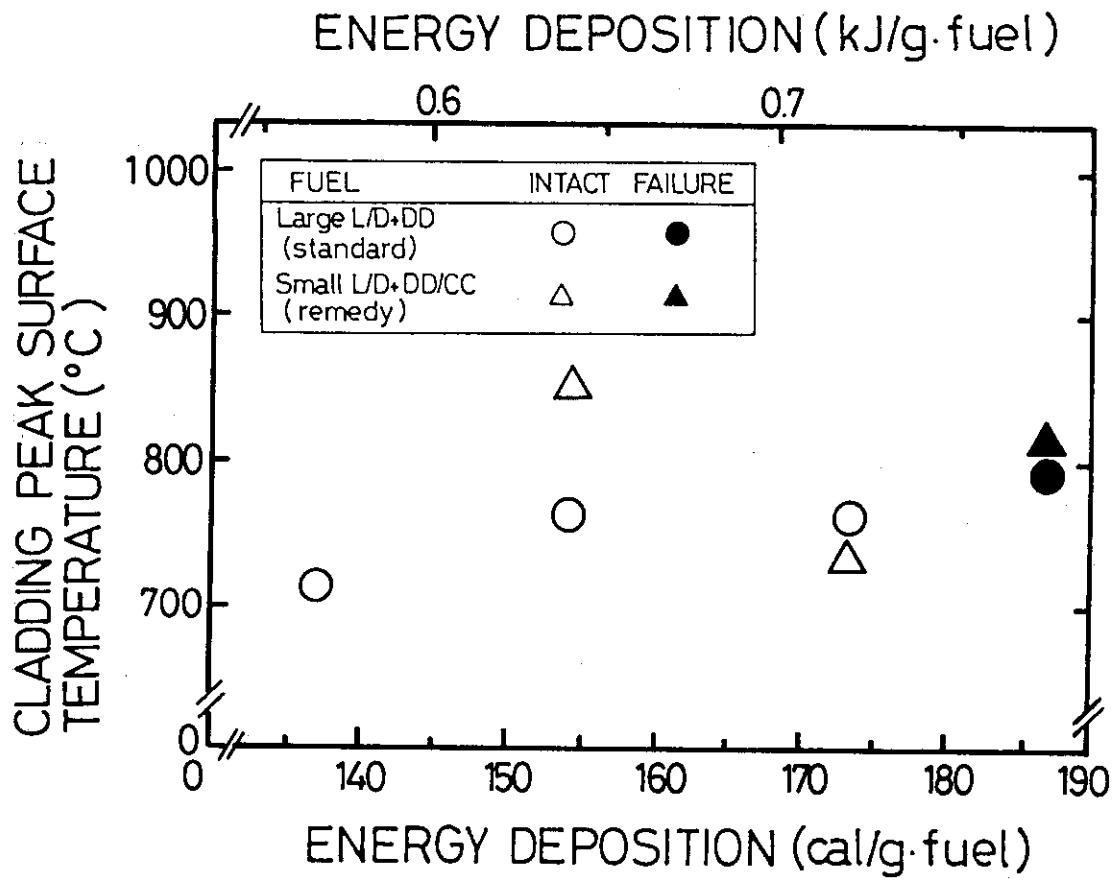


Fig. 6 Energy deposition as a function of cladding peak surface temperatures.

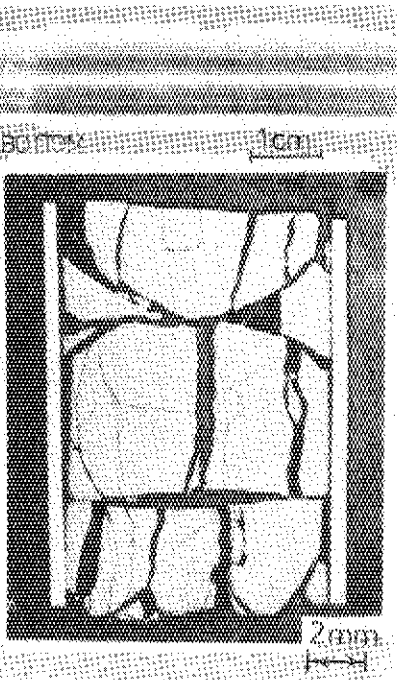
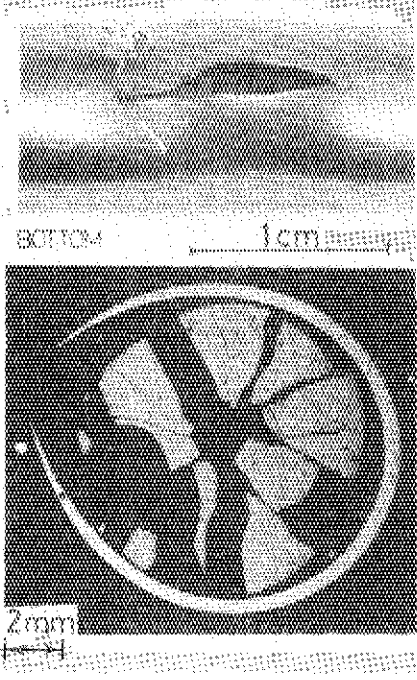
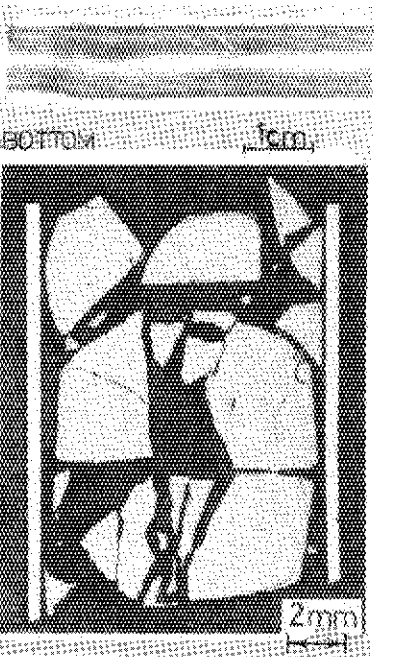
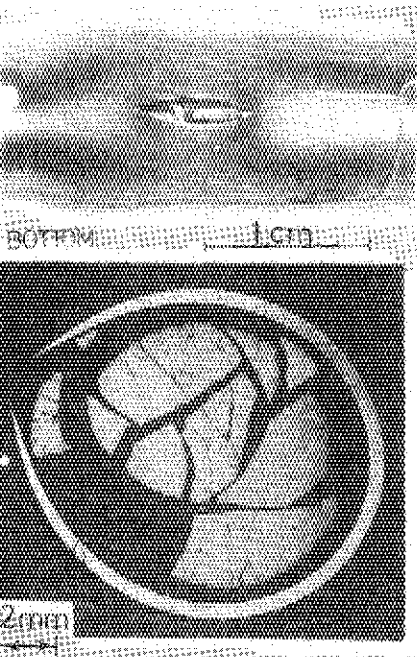
<p>STANDARD</p> <p>L/D=1.65, DISH&CHAMFER</p>		
<p>REMEDY</p> <p>L/D=1.22, DISH</p>		
<p>173 cal/g.fuel</p>		<p>187 cal/g.fuel</p>
<p>Intact</p>		<p>Failure</p>

Photo. 1 Metallo/ceramography of the remedy (bottom two) and the standard fuel (top two), where fuel rod outview taken from irradiation capsule is also shown. White spot in cross sectional photograph shows zero orientation of the fuel rod.