

JAERI-M

7 2 6 7

NSRR実験における標準燃料の振舞いに
関する一考察

1977年9月

塩 沢 周 策

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.

NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

塩 沢 周 策

(1977年8月16日受理)

本稿は、1975年10月～1976年6月に実施されたNSRR実験における未照射健全燃料の挙動・破損機構について、主として被覆管温度挙動、照射後外観・寸法・X線検査の結果に基づいて考察した。

燃料はパルス照射によって瞬間的に加熱される。燃料に投入されたエネルギー（発熱量）が $120 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下では何の変化もないが、約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ では酸化・変形が起った。更に、約 $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ではクラックが発生し、 $290 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では破断に至った。この原因は高温時におけるペレットと被覆管の反応及び酸化による被覆管の脆化であると考えられる。また、発熱量が約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では燃料はペレット溶融の膨脹圧によって破裂し、ペレットは微粒子化する。

An Examination of the Standard Fuel Behavior in NSRR Experiments

Reactivity Accident Laboratory
Division of Reactor Safety,
Tokai Research Establishment, JAERI

Shusaku SHIOZAWA

(Received August 16, 1977)

The fuel behavior and failure mechanism, under rapid energy insertions, are discussed in this report on the fresh and non-defective fuel rods in NSRR experiments carried out from October 1975 to June 1976. The discussion was made chiefly based on the results of cladding surface temperature measurements and post-irradiation tests, such as visual examinations, dimensional measurements and X-ray observations.

While no change occurred in the fuel rods irradiated at average depositions less than $120 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$, oxidation and slight deformation were observed at about $180 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$. Fuel failure was detected as circumferential cracks at approximately $270 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$, and then fuel rod fracture was observed at $280 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$. It is presumed that the cracks and fracture were caused mainly by UO_2 -cladding reaction at elevated temperatures and by embrittlement produced by oxidation of a cladding material. At above $340 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ a fuel rod is dispersed into fine particles, which can be explained by the mechanism of internal pressure rise of a fuel rod due to the melting of UO_2 pellets and cladding materials.

Keywords: Fuel rod behavior, Failure mechanism, Crack melting, UO_2 -Zry reaction, Embrittlement, Fracture, Fine particles, NSRR, Pulse irradiation

目 次

1. 序 論	1
2. 実験方法	1
(1) 試験燃料	1
(2) 照射カプセル	1
(3) 照射条件	2
(4) 計測および検査	2
3. 実験結果および考察	2
(1) 約 180 cal/g · UO ₂ における燃料振舞い	2
(2) 約 235 cal/g · UO ₂ "	4
(3) 約 270 cal/g · UO ₂ "	5
(4) 約 280 cal/g · UO ₂ "	9
(5) 約 340 cal/g · UO ₂ "	10
(6) 約 390 cal/g · UO ₂ "	14
謝 辞	16
参 考 文 献	16
付録 I ペレットと被覆管の一体化について	34
付録 II 自重曲げモーメントにより燃料に発生する応力	34
付録 III 自重による燃料のバックリング	35

1. 序 論

原子炉の仮想的な事故の一つに反応度事故 (RIA) がある。これは、制御体が炉心から異常に取除かれた場合や反応度が炉心に異常に添加された場合等原子炉出力が異常に上昇することによって燃料が破損に至る可能性のある事故をいう。このRIAに関する炉外模擬実験に関しては米国SPERT-CDC実験¹⁾等があり、種々の報告がなされている。²⁾しかし、これらの報告は燃料の破損しきい値や概観的な燃料挙動に関するものが大部分であり、詳細な破損メカニズム、燃料挙動については未知の部分がかかり残されている。

我が国においてはRIAに関する炉外実験がNSRRを用いて昭和50年度から開始され、現在に至る迄数多くのデータを提供している。本稿はこれらのNSRRの一連の実験(1975年10月~76年6月)を通じて得られた結果に基づいて燃料の振舞いについて考察したものである。試験燃料は未照射健全燃料を用い、これを常温・常圧の純水と共にステンレス鋼製カプセルに封入して、NSRRにてパルス照射したものである。

2. 実 験 方 法

(1) 試 験 燃 料

試験燃料は、標準型燃料、ギャップ燃料、JP-II型燃料の3種を使用した。各々の仕様をTable 1に示す。

標準型燃料はPWR型の燃料を模擬したもので、軸方向の寸法以外はPWR標準燃料と同一構造になっている。ギャップ燃料は標準型燃料と比較してペレット径が小さく、それに伴いペレットと被覆管のギャップ幅が大きくなっている以外は、標準型と全く同一である。この燃料は、ペレットと被覆管のギャップ幅が燃料挙動に及ぼす影響について調べるために製造されたものである。更に、JP-II型燃料は、BWR燃料(JPDR-II型燃料)を模擬したものであり、構造的には上記二者と同一である。これらの燃料内部は1気圧のヘリウム・ガスで満たされており、プレナム部体積は燃料部体積との比において、実用炉燃料と同じになるよう設計されている。これらの構造図をFig. 1に示す。

(2) 照射カプセル

照射カプセルとしては、I型標準水カプセル(SUS製大気圧水カプセル)を用い、大気圧・室温の条件下で試験を行った。カプセル内部には、冷却水として純水を封入し、上部には2.5cmの空隙を設けた。カプセルの概要図および燃料の支持状態を計測器類と共にFig. 2に示す。

1. 序 論

原子炉の仮想的な事故の一つに反応度事故 (RIA) がある。これは、制御体が炉心から異常に取除かれた場合や反応度が炉心に異常に添加された場合等原子炉出力が異常に上昇することによって燃料が破損に至る可能性のある事故をいう。このRIAに関する炉外模擬実験に関しては米国SPERT-CDC実験¹⁾等があり、種々の報告がなされている。²⁾しかし、これらの報告は燃料の破損しきい値や概観的な燃料挙動に関するものが大部分であり、詳細な破損メカニズム、燃料挙動については未知の部分がかかり残されている。

我が国においてはRIAに関する炉外実験がNSRRを用いて昭和50年度から開始され、現在に至る迄数多くのデータを提供している。本稿はこれらのNSRRの一連の実験(1975年10月~76年6月)を通じて得られた結果に基づいて燃料の振舞いについて考察したものである。試験燃料は未照射健全燃料を用い、これを常温・常圧の純水と共にステンレス鋼製カプセルに封入して、NSRRにてパルス照射したものである。

2. 実 験 方 法

(1) 試 験 燃 料

試験燃料は、標準型燃料、ギャップ燃料、JP-II型燃料の3種を使用した。各々の仕様をTable 1に示す。

標準型燃料はPWR型の燃料を模擬したもので、軸方向の寸法以外はPWR標準燃料と同一構造になっている。ギャップ燃料は標準型燃料と比較してペレット径が小さく、それに伴いペレットと被覆管のギャップ幅が大きくなっている以外は、標準型と全く同一である。この燃料は、ペレットと被覆管のギャップ幅が燃料挙動に及ぼす影響について調べるために製造されたものである。更に、JP-II型燃料は、BWR燃料(JPDR-II型燃料)を模擬したものであり、構造的には上記二者と同一である。これらの燃料内部は1気圧のヘリウム・ガスで満たされており、プレナム部体積は燃料部体積との比において、実用炉燃料と同じになるよう設計されている。これらの構造図をFig. 1に示す。

(2) 照射カプセル

照射カプセルとしては、I型標準水カプセル(SUS製大気圧水カプセル)を用い、大気圧・室温の条件下で試験を行った。カプセル内部には、冷却水として純水を封入し、上部には2.5cmの空隙を設けた。カプセルの概要図および燃料の支持状態を計測器類と共にFig. 2に示す。

(3) 照射条件

カプセル内に取付けられた燃料は、NSRRにおいてパルス照射され、この時燃料には、ほとんど瞬時的・断熱的にエネルギーが与えられる。(以下、これを「発熱量」— heat deposition と呼ぶ)標準燃料に対するパルス特性と発熱量の関係は、投入反応度が1.15\$ (ペリオド27 msec) に対する $37 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から、4.5\$ (ペリオド1.23 msec) に対する $437 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の範囲にある。発熱量の値は燃焼率の測定に基づいている。³⁾ NSRRの特性、実験概要、パルス運転データ等については、引用文献を参照されたい。⁴⁾⁵⁾

(4) 計測および検査

過渡現象の計測は、被覆管表面温度、燃料内圧、カプセル内圧および水塊速度である。これらの計測に使用されたセンサーの種類・性能をTable 2 に示す。また、計装の取付状態はFig. 2 のとおりである。

照射後、燃料はカプセルから取出し検査を行う。照射後の検査項目は外観、寸法、X線観察である。寸法はマイクロメータ又はノギスを用いて軸方向および半径方向について測定した。

3. 実験結果および考察

パルス照射により燃料に発生するエネルギー(発熱量)が増加して行った場合、燃料はどのような振舞いをするかについて考察を行う。考察は主として燃料の温度挙動と照射後検査の結果に基づいており、NSRRの大気圧水カプセル条件での未照射健全燃料の振舞い、破損機構について論じる。

発熱量に対する燃料の振舞いをまとめるとTable 3 のようになる。以下、このTable に沿ってより詳細に結果の考察を行う。

(1) 約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

ペレットはパルス照射によりほとんど瞬時的に昇温し、熱膨張するが、この時被覆管温度はまだほとんど上昇していない。⁶⁾ $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で断熱的にペレットの温度が上昇し、被覆管が常温のままとすると、ペレットの熱膨張によりペレットは被覆管に接触し、管を押抜けようとする。(ペレットの半径方向線膨張は約 0.2 mm で、初期ギャップ幅 0.095 mm より充分大きい)この場合、ペレットに作用する被覆管からの反力は、被覆管の降伏応力を 60 Kg/mm^2 とすれば側面への外圧 7.4 Kg/mm^2 となり、ペレットには半径方向および周方向への圧縮力 7.4 Kg/mm^2 が働く。約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量の時ペレット温度は瞬時に 2300°C の高温に達するが、⁷⁾歪速度が約 1 sec^{-1} のオーダーと非常に大きいことから考えて、ペレットはこの 7.4 Kg/mm^2 の圧縮応力では降伏しないと考えられ、結果として被覆管の方が先に降伏し変形(径方向に膨張)することになる。ペレットの平均発熱量に対する熱膨張量を示すとFig. 3 のようになる。⁸⁾この図より、各燃料型においてペレットと被覆管が接触しはじめる発熱量を求めた結果がTable 4 である。また、各燃料の発熱量に対する脹らみ量の実測値を

(3) 照射条件

カプセル内に取付けられた燃料は、NSRRにおいてパルス照射され、この時燃料には、ほとんど瞬時的・断熱的にエネルギーが与えられる。(以下、これを「発熱量」— heat deposition と呼ぶ)標準燃料に対するパルス特性と発熱量の関係は、投入反応度が1.15\$ (ペリオド27 msec) に対する $37 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から、4.5\$ (ペリオド1.23 msec) に対する $437 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の範囲にある。発熱量の値は燃焼率の測定に基づいている。³⁾ NSRRの特性、実験概要、パルス運転データ等については、引用文献を参照されたい。⁴⁾⁵⁾

(4) 計測および検査

過渡現象の計測は、被覆管表面温度、燃料内圧、カプセル内圧および水塊速度である。これらの計測に使用されたセンサーの種類・性能をTable 2 に示す。また、計装の取付状態はFig. 2 のとおりである。

照射後、燃料はカプセルから取出し検査を行う。照射後の検査項目は外観、寸法、X線観察である。寸法はマイクロメータ又はノギスを用いて軸方向および半径方向について測定した。

3. 実験結果および考察

パルス照射により燃料に発生するエネルギー(発熱量)が増加して行った場合、燃料はどのような振舞いをするかについて考察を行う。考察は主として燃料の温度挙動と照射後検査の結果に基づいており、NSRRの大気圧水カプセル条件での未照射健全燃料の振舞い、破損機構について論じる。

発熱量に対する燃料の振舞いをまとめるとTable 3 のようになる。以下、このTable に沿ってより詳細に結果の考察を行う。

(1) 約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

ペレットはパルス照射によりほとんど瞬時的に昇温し、熱膨脹するが、この時被覆管温度はまだほとんど上昇していない。⁶⁾ $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で断熱的にペレットの温度が上昇し、被覆管が常温のままとすると、ペレットの熱膨脹によりペレットは被覆管に接触し、管を押抜けようとする。(ペレットの半径方向線膨脹は約 0.2 mm で、初期ギャップ幅 0.095 mm より充分大きい)この場合、ペレットに作用する被覆管からの反力は、被覆管の降伏応力を 60 Kg/mm^2 とすれば側面への外圧 7.4 Kg/mm^2 となり、ペレットには半径方向および周方向への圧縮力 7.4 Kg/mm^2 が働く。約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量の時ペレット温度は瞬時に 2300°C の高温に達するが、⁷⁾歪速度が約 1 sec^{-1} のオーダーと非常に大きいことから考えて、ペレットはこの 7.4 Kg/mm^2 の圧縮応力では降伏しないと考えられ、結果として被覆管の方が先に降伏し変形(径方向に膨脹)することになる。ペレットの平均発熱量に対する熱膨脹量を示すとFig. 3 のようになる。⁸⁾この図より、各燃料型においてペレットと被覆管が接触しはじめる発熱量を求めた結果がTable 4 である。また、各燃料の発熱量に対する脹らみ量の実測値を

Fig. 4 に示す。本図より膨らみ量をゼロに外挿した時の発熱量を変形の生じる閾値とすると、半径方向の変形の閾値は Table 4 に示したようになる。この結果と先に求めたペレット-被覆管の接触しはじめる発熱量を比較すると、半径方向変形機構にはペレットと被覆管の接触が密接に関係していることが判かる。

次に軸方向の変形について考えてみる。軸方向変形の生じる閾値は照射後測定の結果より各燃料型について Table 4 に示すとおりである。軸方向変形（伸び）もペレット-被覆管の接触が強く関係していることをこの表は意味しており、定性的にはペレットが被覆管に接触した後も更に膨脹を続ける時、ペレット-被覆管間の摩擦により軸方向にも被覆管を伸ばすためと解釈される。実際にペレットが膨脹して被覆管と接触し、更に膨脹を続ける場合、被覆管を軸方向に伸ばすことがあるか否かを検討してみる。

被覆管に hoop stress が作用し、耐力 σ_y に達したならば降伏し、歪が多少増加しても（数%以内）耐力が変化しないと仮定すると、

$$\sigma_y = \frac{Pd}{2t} \quad \left(\begin{array}{l} \text{ここで } P: \text{接触圧力} \\ d: \text{被覆直径} \\ t: \text{肉厚} \end{array} \right)$$

の関係より、内圧に換算して

$$P = \frac{2\sigma_y t}{d} \quad \dots\dots\dots (1)$$

なる接触圧力が被覆管には生じていることになる。ペレットと被覆管の軸方向の相互作用を考えた場合、摩擦力 R は、摩擦係数を μ 、ペレットと被覆管の接触長さを L とすれば、

$$R = P \mu L \quad \dots\dots\dots (2)$$

なる関係より導出される。従って、

$$R > \sigma'_y t \quad \dots\dots\dots (3) \quad (\sigma'_y : \text{軸方向降伏応力})$$

の時、被覆管は軸方向に伸ばされることになる。(1)(2)(3)式を整理すると、

$$L > \frac{d}{2\mu} \frac{\sigma'_y}{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (4)$$

の時、被覆管は伸ばされる。ここで、 σ'_y と σ_y は 2 軸応力下の降伏強度で異方材の場合には両者は等しくないが、オーダー的に $\sigma_y = \sigma'_y$ とし、 $\mu = 0.3$ とすれば、 $d = 10 \text{ mm}$ であるので、

$$L > 16.7 \text{ mm}$$

となる。

すなわち、ペレットが 2 個分以上被覆管に接触している時被覆管はペレットの熱膨脹により軸方向に伸ばされることになる。実際の燃料棒では、ペレットの偏心、外径のバラつき、被覆内

径のバラつき等があるが、ペレットが被覆管に接触し半径方向に管を押広げる時、ペレットは2個分以上管に接触していると思われるので半径方向および軸方向変形の閾値と、ペレット-被覆管の接触の閾値とは各々ほとんど同一になる筈で、実験事実は上記の考察を裏付けるに満足なものである。

以上、変形機構についてのみ述べてきたが、変形後の燃料の振舞いに関して以下に考察する。ペレットが熱膨張して被覆管を塑性変形させた後、被覆管温度が上昇しはじめ、管の熱膨張によりペレットと管の間には再びギャップが存在するようになる。そして、Fig. 5に見られるように燃料は急激に冷却されるが、その間被覆材の溶融、被覆材とペレットの化学的および機械的相互作用等はないことが照射後検査より確認される。即ち、燃料の断面観察、X線撮影によると、ペレットは比較的健全で被覆管とのギャップも保っており、大きな偏心・不整合はない。但し、僅かなペレットの欠けが生じているが、これが昇温中のものか或は降温時のものかについては現在のところ不明である。以上の結果より変形後の燃料の振舞いは比較的穏やかで、被覆管が急冷されても、管は温度上昇前の状態に戻るだけでペレットとの相互作用はないといえる。また、管の急冷後ペレットは徐冷される⁶⁾がこの時も被覆管との相互作用はない。

以上のことをまとめると、約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量では燃料は多少の変形をするだけで特に大きな変化はなく、破損等には至らない。そして、変形はペレットの熱膨張が原因で、その閾値はペレット-被覆管の接触の起こりはじめる値と結論される。また、燃料表面は酸化するが、量的には0.2%程度⁹⁾であるので特に問題とはならない。

(2) 約 $235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

ペレットの温度が上昇し被覆管に接触し、これを変形させる迄は上記の約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 付近での挙動と同じであるが、接触の程度及びペレット温度が異なるため、その後の挙動において差がでてくる。即ち、ペレット温度上昇後被覆管の温度が上がると、原理的にはペレット-被覆管の間には再びギャップが生じ急冷の後に元に戻る筈である。しかし、実際にはペレットの偏心・不整合等に加えて、ペレットの割れ・欠けなどが生じるのでペレットと被覆管は管の昇温中又は昇温後においてもお互いに動きを拘束し合うようになる。

約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 迄では管の急冷時及びその後ペレットと被覆管の相互作用はないが、約 $235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 付近になるとペレットと被覆管がかじり合ったままでいるので、急冷の時被覆管は自由に収縮できず、半径方向に局所的な伸ばされる力(周方向の引張力)を受け、また軸方向にも引張力が作用する。従って、この程度の発熱量になると、多少ではあるが急冷時にも被覆管は変形する。また、被覆管の急冷後ペレットが冷却される時には、ペレットの収縮も拘束される。即ち、ペレットは冷却によって完全に元の状態に戻れずに一部は被覆管とかじり合ったままでいる。その結果として当然ペレットとペレットの間には隙間があくことになり、X線観察の結果はそれを裏付けている。

上述した「ペレットと被覆管のかじり合い」「被覆管の急冷時の変形」及び「ペレット-ペレット間の隙間」が生じるという現象は発熱量に依存すると共にペレットと被覆管間のギャップ幅によっても影響される。以下、標準燃料とギャップ燃料の比較を中心に上述の現象を再考察してみる。

まず、照射後 X線観察より燃料部長さ（スタック長さ）を求めると Fig. 6 のようになる。この図から判かるようにスタック長さは発熱量の増加に伴い増加し、標準型とギャップ燃料とでは同発熱量の時標準型の方がより長くなる。この結果は以下のことを意味して興味深い。発熱量が増えると、それだけペレットと被覆管のかじり合い（約 $250 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の発熱量ではペレットと被覆管の一体化が生じ、これはかじり合いより更に強い結合となる。一体化については後に詳細に述べる）が強くなり、ペレットの熱収縮はより拘束されるのでペレットはそれだけ元に戻れなくなりスタック長さは長くなる。そして、結果としてペレット-ペレット界面に隙間があくことになる。次にギャップ幅の影響を見る。初期ギャップ幅が大きいと当然のこと乍ら、かじり合いの程度は弱くなるので、スタック長さの増加は少なくなる。もし、かじり合いの程度が純粋に熱膨脹によってのみ左右され、ペレットの偏心・不整合がないとすれば、Fig. 6 においてギャップ燃料の発熱量とスタック長さの関係は、標準型燃料のそれを約 $70 \sim 80 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 分だけ左側に平行移動すれば良いことになる。しかし、実際には偏心・不整合があるのに加え、約 $250 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上ではペレットと被覆管の一体化が起こりはじめることなどにより、ギャップ燃料と標準型燃料のスタック長さは平行の関係にないが、定性的にはギャップ燃料の方がペレット-被覆管の接触の程度が弱いので、かじり合いに寄因するスタック長さの増加は小さいといえ、更に、被覆管急冷時の管の変形の程度もギャップ燃料の方が小さいであろう。

以上が約 $235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 付近での燃料の振舞いであるが、 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 迄の振舞いと比較して大きな相違は、被覆管の急冷時に管の収縮はペレットに拘束され、その後のペレットの冷却時にはペレットの収縮が管に拘束され、ペレット-ペレット間に隙間があくという点である。

(3) 約 $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

この発熱量による最大の特徴はクラックによる燃料破損である。従って、ここでは破損機構に主眼を置き燃料振舞いの考察を行う。

約 $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量は、それ以下の発熱量に比較して、ペレット温度・被覆管温度をより高くし、「被覆管内面溶融」「ペレット-被覆管の一体化」という極めて重要な状況を燃料に作り出す。燃料の Puls 照射後、ペレット温度上昇→被覆管との接触→被覆管変形までの挙動は低発熱量の場合と質的に同じであるが、その後の被覆管温度上昇中或は最高温度付近で被覆管内面が溶融しはじめ、（この時、ペレット外周も部分的に溶融しているようであるが、詳細は不明である）「ペレットとの一体化」が起こる。「一体化」とは、ペレットと被覆管とのかじり合いのような機械的な相互作用のほか、何か広い意味の化学的な作用を伴ったペレットと被覆管とが比較的強く結合した状態をここでは意味している。しかし、この内容の詳細は不明であり、考えられるいくつかの可能性を付録 I に示す。この「一体化」が、燃料挙動に及ぼす影響として、大きく分けて

- (i) 被覆管の急冷時の熱収縮の拘束
 - (ii) ペレット冷却時の熱収縮の拘束
- が挙げられる。

このうち(1)に関しては、標準型とギャップ燃料の軸方向の伸び量の差を考えた時理解できる。即ち、照射後寸法測定結果によれば、約 $250 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の発熱量ではギャップ燃料の方が軸方向伸び量が明らかに大きい。これは、被覆管の伸びが前述したようにペレット熱膨張の作用によってのみ生じるとすると矛盾する結果となる。しかも、軸方向伸びの生じる閾値はTable 4に見るようにギャップ燃料の方が高くなっているのである。ここで「一体化」による拘束を考慮するとこの一見矛盾した結果をうまく説明できる。標準型燃料とギャップ燃料を比較した場合、被覆管温度が上昇し、管が熱膨張する時(或は熱膨張している途中)、明らかに標準型の方が強い拘束をペレットより受ける。この場合、まだ「一体化」が起らないうちは「(2)約 $235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い」と時と同様に、被覆管伸びの拘束は主としてペレットの欠け、不整合等による。従って、同発熱量の場合、標準型燃料の被覆管はギャップ燃料と比較して被覆管温度が上昇しても拘束された分だけ熱膨張できず、短い状態のままであることになる。次に被覆管温度が上昇し、内面が溶融するような状況になると「ペレット-被覆管の一体化」が起こる。そして、この「一体化」は溶融を伴うような化学的相互作用によるものであるため、標準型とギャップ燃料とでは程度において大差はない。従って、「一体化」後の拘束力は両燃料型でほぼ等しいと考えて良いであろう。この「一体化」はペレット及び被覆管が固化した時完了すると考えられるので、管の急冷時には「一体化」は完了しており、ペレットと被覆管は強く結合している。この状態で急冷が起こると、被覆管は完全には熱収縮できずに、高温時の寸法に近いものとなる。即ち、高温状態ではギャップ燃料の方が伸びた状態となっているので、照射後燃料長さとしては「一体化」が起こる以上の発熱量ではギャップ燃料の方が長くなる。「一体化」による結合力及び急冷する時間は場所によって異なり、結果として燃料棒の曲がりを生む。燃料棒の曲がり、ペレット熱膨張時にも起こり得るが、標準型とギャップ燃料で大差ないことから考えて急冷時のペレットと被覆管の相互作用によるところが大であると見て良さそうである。上記の考察は、急冷時の燃料の伸びについて定性的に考えてきたが、「ペレットと被覆管のかじり合い」「一体化」等の程度は同一発熱条件でも燃料の製造条件によって異なるであろうし、寸法測定上の誤差も考慮した時、定量化することは現段階では困難である。

被覆管の変形はペレットと被覆管の相互作用によるものであり、ペレットの不整合、欠け等が変形量の絶対値に大きく影響することを示した実験が、繰返し照射試験 (Test No 209-1) である。⁵⁾ これは約 $180 \sim 190 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で5回繰返し照射を行い、1回の場合との相違を調べるために行ったものである。その結果、同一発熱量の1回照射のものと比較して、変形量は大きく、ペレットの不整合・欠け等がより激しくなっていた。Fig. 4, 6を見ればその差の大きさが理解できるであろう。また、軸方向の伸び量も1回照射の $0.4 \sim 0.7 \text{ mm}$ に対して、 0.95 mm と大きくなっている。この理由は、前回の照射によって生じたペレット欠け、不整合により被覆管変形は照射毎に蓄積していくという、いわゆる "thermal ratchet" と同様の機構による。そして、この燃料には「一体化」は起っていないが、ペレット小破片又は不整合によるかじり合いによって「一体化」に近い状態が生じペレットの熱収縮も拘束され、スタック長さは長くなり、ペレット-ペレット間に隙間を生ずるに至る。以上が、被覆管の変形機構と「一体化」の変形に及ぼす影響についての考察である。

次に、「一体化」の燃料破損に対する役割について考察する。もし、ペレットと被覆管の相互作用が無ければ、管は急冷されても、熱膨脹率の分だけ収縮するだけであり、約 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下では急冷時にペレットとの相互作用は無いということは前述したとおりである。しかし、ペレットと被覆管が強にかじり合っているか、一体化が起っていると被覆管の急冷時の収縮は著しく拘束され、管は塑性変形するか、十分に延性が無い時はクラックが発生する。軸方向の塑性変形については前述したので、クラックの発生について考えてみる。被覆管の急冷が 1000°C から 100°C 迄起った時 (Fig. 5 参照) の線収縮量は約 1% である。従って、「一体化」によって収縮が完全に拘束されるとすれば、被覆管は約 1% 分だけ塑性変形するか、十分に延性が無い時にはクラックが発生する。以上のことより、被覆管が健全でいられるか否かは、軸方向及び周方向に拘束されているとした時、2 軸応力下で約 1% 分の破断伸びがあるか否かによって決まる。或は、1% 以上の破断伸びがない場合でも、拘束力以上の破断強さがあれば、「一体化」の部分 が剥れ拘束力は解放されるのでこの場合もクラックの発生には至らない。定性的に言えば、発熱量が増えるにつれて、「一体化」は強くなるので熱収縮できない量は大きくなる (約 1% に近づく)。更に、発熱量の増加は、被覆管の酸素又は水素吸収量を多くし、被覆管の脆化を促進する (破断伸びが小さくなる)。結果的に言えば約 $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ が燃料破損 (クラック発生) の閾値で、この時被覆管は熱収縮できなかった分のエネルギーを破損即ちクラック発生によって吸収したことになる。(勿論、「一体化」及び脆化の程度は同じ燃料棒でも場所によって差があるので、全ての場所で破損するわけではなく、伸び或は「一体化」の剝離を生じた場所もある) Fig. 7, 8 に代表されるようにクラックが入った付近の観察によると、全てクラックはほとんど伸びを伴わない脆性クラックの徴候を示しており上述の考察を裏付けている。参考のため Fig. 7 における ridging について説明すると、これはほぼペレット-ペレット界面上で発生しており、ペレットの偏心・不整合によりペレットの膨脹時に発生したものと考えられる。ペレットの膨脹時には被覆管は十分延性があるのでクラックは発生しない。また、急冷時に被覆管に作用する力は「一体化」による拘束力のみならず、衝撃を伴う熱応力もあるが、クラック発生にとって重要なことはこれらの力の大きさよりも管の急冷時に被覆管が延性を持っているか否かによる。繰返し試験 (Test No 209-1) を行った燃料において⁵⁾、破損した燃料と比較して変形量は大きく、急冷時の温度挙動はほぼ同じであるにも拘らず破損しなかった事実は、破損は変形量によって起こるのではないことを意味している。この繰返し試験した燃料においては、酸素吸収量は破損した場合に比べて約 $1/2$ であり⁹⁾ (温度履歴より計算) 余り脆化しないと思われるので大きな変形にも拘らず破損しなかったと解釈される。

次に、クラックの発生する場所について考察する。照射後の観察結果より、貫通した大きなクラックはペレット-ペレット界面の周方向が大部分であるが、小さなクラック (未貫通のことが多い) は軸方向及び中間方向のものも多数あり、数の上からはむしろこの方が多いこともある。Fig. 8 にこれらのクラックを示す。本図には周方向の貫通クラックと共に、多数の他方向のクラック (多分未貫通) が観察されている。そして、X線検査よりこれらの貫通した大きなクラックは、ペレットと被覆管の隙間が大きくあいた部分を中心に発生している。照射後の燃料断面は、X線観察によると破損部付近では例外なく Fig. 9 a のようにペレットが偏心

している。そして、クラック発生を中心は一体化が起っていると思われるところで、この付近のペレットの chamfer は無くなっている。また、横断面を見ると、Fig. 9 b のようにペレット-ペレット間に隙間があいている場合が多く、あいていない場合にもペレットの偏心、不整合はかなり大きい。Fig. 9 b の場合、大きなクラック発生点の中心は A 点又は B 点で、発生点において一体化が起っていると思われる。破断部の切断観察においても上述のことは確められている。¹⁰⁾ 以上の観察事実よりクラックの発生場所、発生機構について考察すると以下のようになる。

ペレットが高温状態（溶融している場合も含む）において被覆管と一体化が起っても、急冷する直前は 1,000°C 前後と計算されるので高温状態からみれば収縮が起っている筈で、全周において一体化しているとは考えにくい。従って、部分的には Fig. 9 のように大きなギャップを生じると共に、軸方向にも隙間ができることになる。この状態の時急冷が起こると被覆の収縮が余儀なくされ、クラックは、被覆管が拘束されているところといないところの境界に発生し易い。この境界はペレット-ペレットの界面であることが最も多いので、大きなクラックはほとんどペレット-ペレット界面で発生している。しかし、例外が無いわけではなく、Fig. 8 の A で示したクラックは円周方向ペレット-ペレット界面上のクラックの延長として界面以外のところに発生した軸方向のクラックである。これは、軸方向に生じた被覆管とペレットの隙間に沿って発生したものと考えられる。即ち Fig. 9 a, b の C 点であろう。以上が破損に至るような大きなクラックについての考察であるが、クラックはこれ以外にも急冷時の熱衝撃によっても脆性部（酸化膜部）にも発生する。Fig. 8 の B 点のクラックはこの熱衝撃によるものであろう。しかし、これらのクラックは、下に比較的厚い金属ジルカロイの層があり、これは熱衝撃では破損しにくいので（貫通しにくいので）貫通クラックとはならないものと考えている。

以上が約 270 cal/g·UO₂ 時において発生するクラックについて考察したが、クラック発生にとって重要なのは、「ペレット-被覆材の一体化」「一体化後のペレットの偏心、不整合」「被覆管の急冷」である。

クラック発生の機構はほぼ前述のようであるが、実際には被覆管変形に伴う自重による曲げ力等も作用し、複雑な多軸応力が被覆管に作用する。従って解析は単純でなくなるが、被覆管の物性値の問題も含めて、このクラック発生の挙動は今後詳細に検討されるべきであろう。

最後に(ii)一体化がペレット冷却時の熱収縮に及ぼす影響について考察する。ペレットは被覆管の急冷後、ゆっくり冷えるがこの時当然熱収縮する。しかし、一体化が起っているとペレット-ペレット間に隙間を作り出すことになる。これは X 線による観察によっても確かめられる。このペレット-ペレット間の隙間ができるためには被覆管の拘束力は極めて弱くて良い。具体的にはペレットの自重分の拘束があれば良いから前述したようにペレットと被覆管のかじり合い程度でもこの程度の拘束力は起り得る。一体化とかじり合いの大きな差はペレットと被覆管との結合力の大きさの相違にあるが、その他拘束の作用の仕方にも現われる。即ちペレット-被覆管のかじり合いの場合が主として軸方向の変形に関して拘束力を与えるのに対して一体化は周方向、半径方向に対しても拘束力を及ぼす点にある。従って、一体化を生じるとペレットの熱収縮の際、被覆管とペレットの間に局所的なギャップ（ボイド）を生むことになる。

(このボイドはクラック発生する場所についての考察のところ述べてのように、被覆管の急冷前にも少しは生じるであろう)ペレット熱収縮の結果として、ペレット-被覆管に周方向或は軸方向の拘束力が発生する。しかし、この場合被覆内面は固体の金属ジルカロイで多少の延性も持っている筈なので、この力によって被覆管に大きな変形或はクラックの発生が起こることは考え難く、この場合は、部分的に一体化の分離・ペレット中のクラックの進展が起こる程度であろう。発熱量が高くなり(約 $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上)、ペレットの熱収縮による一体化の分離、ボイドの形成が被覆管の急冷前に顕著になると燃料挙動に微妙な影響を与えてくる。これに関しては後述する。

以上、クラック発生機構を中心に燃料挙動について考えてきたが、非破損燃料と比較して重要な点は、「ペレット-被覆管の一体化」「ペレットの不整合・偏心」「ペレット-ペレット間の隙間」「被覆管の脆化」「被覆管急冷時の収縮力・熱衝撃力」である。

(4) 約 $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

この発熱量では燃料は解体中に破断する。解体は入念に行われるのでこの間特別な衝撃力などの力は加わらない筈である。燃料に働く力として最も大きいのは自重による曲げ応力である。詳しい計算は「付録Ⅱ」にゆずるが、この時の最大曲げモーメント量は約 $1 \text{ Kg} \cdot \text{cm}$ である。これを断面係数 Z で徐せば応力 σ が求まる訳であるが、この場合 Z の値は破断前の燃料断面形状によって決まる値となるので、作用する応力を求める前に破断面の状況について考えてみる。

解体中破断した燃料断面観察によると、Fig. 10に見られるように被覆管は溶融した形跡があり、部分的にこの溶融被覆管の移動を示す肉厚の偏り(以下偏肉と呼ぶ)がある。同時にペレット-被覆管の一体化、ペレット-被覆管間の大きなギャップ(void)も観察される。また破断部における軸方向断面はFig. 11aのようになっており、破断前にはペレット-ペレット間に大きな隙間ができていたことを意味している。Fig. 11bに破断部の測面を示すが、この写真からも破断前にペレット-ペレットの隙間が大きくあいていたことは十分理解できるであろう。この燃料においてもペレット-ペレット界面上に入った周方向のクラック及び多数の多方向クラックが認められ、更に、被覆管が剥れてペレットが露見しているのも観察される。この被覆管の剥離も解体中に生じたもので、解体以前には剥離寸前状態のクラックが入っていたことを意味している。クラックの状態及びペレット-ペレット間の隙間、ペレット-被覆管間のボイドの状況からして約 $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で生じる燃料の解体中破断の現象は、前述した約 $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で生じた貫通クラックによる燃料破損の現象と質的に同じものである。従って解体中破断の前には、破断部には当然周方向の貫通クラックが入っている筈である。以上の観察結果より、破断前の燃料断面の状況は次のようになるであろう。即ち、破断部においてはペレット-ペレット間に隙間があり、被覆管だけに曲げモーメントによる応力が働く。しかも、その被覆管部には貫通クラックが入っているので曲げ応力が働くのは、被覆管全周部にわたってでなく約半周部程度であろう。そして、クラックの入っていない被覆管部は偏肉のため部分的に薄い部分がある。

以上のことより、破断前の断面形状は「付録Ⅱ」のFig. A-2bのようになるであろう。

話しを元に戻して、破断前の燃料に働く曲げ応力について考える。断面係数を上述の形状を仮定して計算すると、曲げ応力 σ は、 $6 \sim 11 \text{ Kg/mm}^2$ となる。(詳細は「付録Ⅱ」を参照のこと) 純 ZrO_2 の曲げ強さのデータは少なく気孔率等によっても変わってくるが、 5 Kg/mm^2 程度であるので十分破断に至る。また、逆にいえば破断部が上記の形状のように非常に小さい Z の値でないとする破断はしないであろう。例えば、ペレット-被覆管の一体化が起っているところのペレット中央部付近では破断は起こりにくい。更に、「付録Ⅱ」にも示したが、破断するためには偏肉が起り、部分的に薄膜の部分ができることが必要である。仮に、ペレット-ペレット間の隙間は出来、半周分だけクラックが入っていたとしても、偏肉が起らないとすると(0.62 mm 一定厚さ)曲げ応力は高々 2 Kg/mm^2 となり、自重による曲げ応力だけでは破断しないことになる。上述の計算は ZrO_2 の強度のみを考えたが現実には酸化膜の内側には酸素を多く含んだ金属ジルカロイ(α か α' かは不明)の層があることも考えられる。しかし、破断面をみると極端な偏肉が見られ、このため薄い層に亀裂が入ると、比較的厚肉の金属層を含んだ部分の断面係数は極端に小さくなるので、この部分の曲げ応力はそれだけ大きくなり破断に至ることは容易に想像される。従って、破断するか否かは断面形状、 ZrO_2 や酸素を多く吸収したジルカロイの強度等によって大きく変わってくるので、これらを正確に把握することが必要となってくるが、この場合、偏肉が無ければ破断しないことはほぼ確かであるので(発生クラックが半周とすれば)、強度の問題以上に偏肉の有無が解体中破断に大きな影響を及ぼすと考えて良い。

そこで、次に偏肉の起こる理由について考えてみる。まず偏肉の起こるための必要条件としては、被覆管が溶融し、この時ペレットの熱収縮が起り、ペレット-被覆管の間にギャップ(ボイド)が出来ることが挙げられる。ボイドの生成が必要であることは溶融被覆材の移動する場所ができるという意味で理解できるであろう。被覆材の溶融及びボイドの発生は先に述べたように現実に起きているので溶融被覆材をボイド側に移動させる駆動力が次の問題として起ってくる。駆動力としては表面張力が考えられるが、これは必ずしもボイドの方向への駆動力とは限らず、ボイドの方向への活性化エネルギーが必要である。この活性化エネルギーに相当するものは、被覆材溶融による体積膨脹、ペレット収縮時のボイド発生に伴う圧力差、温度勾配等が考えられるが、偏肉を生じる原因についてはよく判っておらず今後究明されねばならない。

以上が約 $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料挙動で主として解体中破断の現象について考察してきた。この中で重要なことは、より低発熱量の $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合と比べて本質的には同じ挙動であるが、被覆管の偏肉が起るため部分的に弱いところができ自重による曲げ応力で破断に至るということである。

(5) 約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

この発熱量では燃料は分断され破壊に至る。そして、Fig. 12に見られるように相対する破断面の組織は極めて類似しており、これは観察される組織的变化の完了後に破壊が起ったことを示唆している。また、この破壊では水撃力(浮子の移動)やカプセル内圧が発生しておらず、この事実も、破壊は遅い時期・少くともペレットが再凝固してから後ということの意味し

ている。更に、破断面の様子（ペレット-被覆管の一体化、被覆管溶融に伴う偏肉等）や被覆管表面のクラック特性が解体中破断の燃料と比較して質的に同一であることから考えて、約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における破壊は被覆管急冷時の熱応力、熱衝撃力、収縮力によって生じると考えて良い。

破壊した燃料の変形・クラック特性は解体中破断したものより、より激しいものとなっており、興味ある情報を提供してくれるので以下変形とクラック発生機構について考察してみる。低発熱量（破損以前）での変形は先に述べたように、ペレットの熱膨張による押しが（被覆管急冷時の収縮拘束も含む）直接の原因であったが、燃料が溶融するような状況下では別な機構によっても変形する。それは、

i) 溶融ペレット，被覆による内圧上昇

ii) ボイド発生のため，被覆の収縮時のつぶれ (collapse)

である。まず i) について説明する。Fig. 6 は照射後スタック長さ（破損した燃料については上部プレナム部の長さから算出したものである。）と発熱量の関係を示したものであるが、破損した燃料については上部プレナム部の長さから算出したものである。（破損した燃料のスタック長さは求めようがないが、スタック長さの増加＝上部プレナム長さの減少として求めた。正確には、被覆部長さの増加をも加えたものがスタック長さの増加である。従って図中で破損した燃料のスタック長さの増加は非破損のものに比べて相対的に小さくなっている。）ここで、図より $330 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では急激に（不連続に）スタック長さが増加しているのが判かる。これは、ペレットが完全に溶融して体積が不連続的に膨張したためと考えられる。 UO_2 溶融時の体積増加は約 10% であるから、これから線膨張を求めると 3.3% となる訳であるが、半径方向の膨張は被覆管に拘束されるので軸方向の膨張は 5% 程度になろう。一方、Fig. 6 より求めたスタック長さの増加率は約 4.3% あり、上記考察を裏付けており、溶融時に体積増加したことを示している。尚、溶融したペレットが再凝固して元に戻らないのは前述したように一体化による。ここでペレットが溶融した時の内圧上昇について考えてみよう。ペレットが溶融した時プレナム部は約 10 mm 短くなっている。即ち、スプリングが 10 mm だけ縮むことになる。溶融したペレットの一部はディスクと被覆管のギャップを通過して上・下プレナム部に噴出するが、被覆管の胴部にはスプリングの縮み量に相当するだけの内圧がかかっている筈である。

この相当内圧は、

$$\frac{0.226 \text{ Kg/mm} \times (10 + 3) \text{ mm}}{\frac{\pi}{4} \times (9.48 \text{ mm})^2} = 4.2 \text{ Kg/cm}^2$$

となる。但し、バネ定数を 0.226 Kg/mm 、照射前のスプリング縮み量を 3 mm、被覆内径を 9.48 mm の燃料設計条件を用いて計算した。なお、10 mm のスプリングの縮み量は照射後 X 線観察の結果に基づいたもので、一体化が起っているといても冷却時の多少のスベリによる縮みはあるので過渡的に見た場合縮み量はより大きく被覆管には約 5 Kg/cm^2 程度の内圧が作用すると考えられる。ここで、被覆内壁も当然溶融するであろうから、この内圧を支えるのは外側の ZrO_2 の薄膜か或は存在するとすれば非溶融の金属ジルカロイである。高温時の ZrO_2

及びジルカロイの強度や厚さがわからないのは残念であるが、高温での ZrO_2 の延性化、ジルカロイの軟化を考えれば、この 5 Kg/cm^2 程度の内圧によって被覆管が変形する可能性は十分ある。そして、この内圧下でもし被覆に貫通孔があくと、ペレットの噴出を生み燃料は別の形態で破壊し、微粒子化することになる。このペレットの噴出による破壊については後述するのでここではこの程度にしておく。被覆管中の内圧はプレナム・ガス温度の上昇、ペレットからのガスの放出、 UO_2 の蒸発によっても上昇するが、オーダー的に小さく熔融ペレット膨脹による内圧上昇の比でない。以上が i) 熔融ペレット、被覆の膨脹時の内圧上昇による変形についての考察である。

次に ii) ボイド発生のため、被覆の収縮時の collapse について考える。先に述べたように被覆管は一時期内圧により膨らんだ状態になる。この後、ペレットは冷却されて固化し収縮が起こる。この場合、ペレットと被覆管の一体化のため被覆管も同時に収縮の力を受けるが、しかし一体化の強さは場所によって均一でないで、一部ではペレットと被覆管の剝離が生じる。従って、この時の被覆管の収縮による変形 (collapse) は一様でなくなる。(被覆管はこの時まだ高温下にあるので、変形に十分なだけ軟化している) また、ペレットと被覆管の剝離によって生じたボイドの部分には熔融被覆材が流れ込んで、解体中破断の燃料の場合と同様に偏肉を生む結果となる。照射後の燃料の破断面を見ると Fig. 13 に代表されるように、ペレット部はほとんど円形であるにも拘らず、被覆部は偏肉・ボイドのため真円から大きくズレてくる。これは、もはやペレットの押しによる被覆の変形機構では到底説明でき得るものでなく、前述した被覆の部分的な collapse、偏肉の効果を考えなくてはならない。この被覆管のズレはギャップ幅が大きい程大きいと考えられるので当然ギャップ燃料の方が大きくズレてくる筈である。これは実験結果とも一致している。また被覆管の collapse による変形は必ずしもペレット熔融の必要はないが、熔融の場合の方が一体化の程度は大きいし、被覆の collapse する応力も低くなる。従って、ii) の被覆の collapse による変形は、燃料ペレットがほとんど完全に熔融する時激しくなると考えて良い。

次にクラック発生機構について考えてみよう。まず、Fig. 14 に破壊した燃料に発生したクラックの様子を示す。写真中の a) と b) は同一破片を別角度から見たもので、写真中に付した A は同一点を示す。ここで、a) の写真においてはクラックが皆無に近い状態であるのに対し、b) では多数のクラックが発生している。これらの破断面は c) の写真にみるとおりで、この写真より、熔融被覆の移動によって厚肉になった部分にはクラックが発生せず、薄肉のほとんど酸化膜のみの部分にクラックが集中しているのが判かる。従って、クラックの入ったのは一体化及び偏肉の起った後、即ち冷却時であると考えるのが妥当であり、より低発熱量の燃料の場合と本質的には同じ機構である。つまり、被覆管急冷時の熱収縮の拘束による応力、及び熱衝撃に対して厚肉の部分は強度的 (延性的) に十分であるが、薄肉の ZrO_2 だけ或はほとんど ZrO_2 だけの薄膜の部分は brittle で、しかも強度的に不十分であるためクラックが発生する。この場合でも大きなクラックは主としてペレット-ペレット界面上に発生しており、破断場所も大旨ここで起きている。これはペレットが完全に熔融している (X線観察では chamfer は完全になくなっている) ことを考えると奇妙に聞こえるかも知れぬがしかしいかに熔融したといってもペレットにとって元の境界面が最大の欠陥であることには間違いないので破

断する場合、元の境界面で起こる可能性が最も高いといえる。解体中破断した燃料の場合は、冷却時の応力が十分でなく（勿論、強度的にみれば被覆材の劣化が十分でないともいえる）、その後解体時の自重による曲げ応力で破断したが、一方約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量の場合にはペレットの完全溶融により、一体化・偏肉の程度が激しくなり、被覆管の冷却時の応力によって破断してしまうか、或は Fig. 14 の B に示したように破断一步手前の状態になる。この B の部分に解体中破断の燃料と同じ曲げ応力が働いたとすると、この部分も破断する可能性はある。従って、 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破壊した燃料も $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で解体中破断した燃料もそのクラックの発生機構、破損機構は同一であるといえる。そして解体中破断といってもその応力は小さく、実用炉の場合には冷却水の流れることによって燃料が振動していること、更に長尺であること等を考えると実用炉燃料の場合には当然 $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破壊する（新燃料でも）と思われる。それ故、破壊限界値を論じる場合解体中破断も破壊に含める方がよいであろう。従って米国において安全限界としている "Loss of structural integrity" の限界値は $280 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ といえる。

約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量で燃料が破壊し、その機構はより低発熱量での解体中破断の場合と同じであることは上述した通りであるが、この破壊した燃料の表面に特異な現象が認められたのでそれについて考察する。Fig. 14 に見られるように燃料の表面に比較的スムーズな凹みが観察され、これは他に例を見ないものである。そしてこの凹みの場所はほとんど ZrO_2 からなる薄膜の部分で金属相の厚い部分には発生していない。このことは凹みが偏肉した後起こることを意味し、しかもスムーズな凹みは材料が軟く、延性が十分ある時に認められる現象であるので、高温時に凹んだと考えるべきである。以上のことからこの凹みは、ペレットと被覆材の一体化→ボイド発生→偏肉が起った後被覆管が冷却し、収縮する時に起こるものと考えられる。即ち、冷却時にはペレットと被覆管のギャップ幅は場所によって大きく異なるので局部的に収縮したところや、ペレットの拘束のため収縮できなかったところが生じ、最終的に凹みとなって現われるのである。収縮による変形は厚肉の部分では起りにくい筈で、これは観察事実とも一致している。また、 ZrO_2 の変形は延性のある高温条件下のみで、低温ではクラックが入るがこれについては前述したとおりである。ここで ZrO_2 のクラック発生について付言すると、 ZrO_2 は単斜晶 (mono-clinic) から正方晶 (cubic) への変態点が約 $1,100^\circ\text{C}$ にあり、この時急激な容積変化を伴い亀裂が発生するのは周知の事実である。本試験でも酸化膜が厚くなるとこのためのクラックは当然予想される。 ZrO_2 の高温時の機械的性質に関しては未知の部分が多いが、敢えて言及すれば正方晶の状態では延性があり、強度は変態点を境に急激に低下するので、上述の凹みは正方晶の状態の時起こると考えられる（勿論、薄膜であることは必要条件の一つである）。この凹みの現象は先に述べた被覆管の collapse とある意味で似た現象で、変形を起こさせる主役がペレットか被覆材自身かということ、局部的か否かということ及び発生温度の高低等によって区別される。しかし、両者とも collapse であることに違いないので、この凹みも広い意味で先に述べた collapse による変形といえる。

最後にペレット、被覆管が溶融しても直ちに燃料が破壊に至らない理由について考えてみよう。定性的に言えば燃料の内側が溶けても外側が溶けずに、また強度的に十分であれば燃料は原型を保っていることになり、本試験の場合には ZrO_2 と非溶の金属ジルカロイが中の液体

を支えることになる。定量的に言えば、まず燃料棒に作用する力は前述した溶融ペレットによる内圧と自重である。前者は約 5 Kg/cm^2 で後者は自重によるバックリングを考えれば良いが、これは付録Ⅲに示した理由でここでは考えないこととする。内圧による応力は $\sigma = \frac{Pr}{t}$ で表わされ、仮に $t = 0.01 \text{ cm}$, $r = 5 \text{ cm}$ とすると $\sigma = 25 \text{ Kg/mm}^2$ となり、被覆表面温度が 2000°C 弱の時には ZrO_2 の引張強さを越える。酸化膜の厚さを仮に 0.06 cm (管の初期厚さ) としても $\sigma = 4 \text{ Kg/mm}^2$ で恐らく ZrO_2 の引張強さを越えるであろう。従って、ペレットが完全に溶融した時、金属ジルカロイ部が溶融してしまうと燃料は内圧破壊してしまう。このことはペレットが完全に溶融している時、被覆材温度はそれ程上昇していないことを示唆している。これに関しては、温度計算を詳細に行い、ペレット及び被覆管の溶融状況を過渡的に追いかけてみる必要があるが、いずれにしても、ペレットと金属ジルカロイが全て液化しても強度を保っているのは ZrO_2 の薄膜がるつぼの役割を果しているからであるという考えの再検討は必要であろう。但し、外側の ZrO_2 薄膜は、溶融金属と水の反応が直接起こるのは防いでいるであろう。また、逆に被覆材の温度が上昇し溶融点に達した時でも、ペレットの固化が起これば(ここで溶融という意味はその物質に蓄積したエネルギーに必ずしも対応するものではなく、分子の結合状態が固体結晶の状態を離れ流体化することを意味している。換言すれば、その物質の原型が失われるとか、等方的で均一な圧力伝播をするといった液体特有の性質を持った状態を意味している)燃料は破壊しない可能性は十分ある。即ち、被覆の一部が溶融しても中のペレットが出ない限り破壊はしないこともある。従って、約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 迄の発熱量では、ペレットと被覆材の金属部が同時に完全に溶融している状態はなく、時間的に追えばどちらかが溶融している時、もう一方の一部は固体の状態であるのではないかと考える。但し、以上の結果はスプリングが常温のままであるとの仮定から導き出したものでもスプリングの温度も上昇し、剛性率が下がるとすれば、先に述べた内圧値は下がることになる。スプリング材のインコネル-Xの剛性率は 500°C で約 20% 減るだけで、プレナム部の温度上昇は 500°C 以下と見積られるのでほとんど影響はないと思われるが、局部的には溶けたペレットがディスクを通して噴出してスプリングに接触することもあるので、詳細に議論するためにはこの辺も考慮しなければならない。

以上が約 $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料振舞いに関する考察であるが、ここで重要なことはペレットが完全に溶融し燃料棒には内圧がかかり、それが原因で複雑な変形挙動を生むが、燃料は外壁に支えられて破壊には至らないことである。しかし、冷却時の作用で破壊する点は解体中破断と質的に同じものである。

(6) 約 $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料の振舞い

この発熱量になると様相は一変して、燃料は微粒子化する。まず照射中過渡記録から燃料の破壊時期を推定してみる。Fig. 15はTest №111-7 ($386 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)における浮子の記録である。図中には炉出力の時間的変化も書込んであり、燃料はこの時間にパルス照射される。この図より浮子の移動はピーク炉出力後 0.1 sec 以内に開始していることがわかり、燃料の破壊がこの時刻以前に起ったことを示している。次に Fig. 16 a~f に被覆温度を示す。被覆管温度測定用 T/C の破損と燃料破壊の時期は必ずしも一致しないが、少なくとも燃料

が微粒子化するような状態になった時にはT/Cも破損することだけは間違いない。従って、T/Cが働いているうちは燃料は破損或は破壊しているかも知れないが微粒子化にはまだ至っていないといえる。Fig. 16cにおいてT/Cは最後まで破損せずに作動している。照射後観察によると、燃料はこのT/Cの部分では微粒子化しておらず、小さな破損片の形としてT/Cに支えられて宙吊りの状態になっていた。111-7実験でのT/C取付位置はFig. 17に示すとおりで、仮にT/Cが破損した時期と燃料が微粒子化した時期とを同じにみると、微粒子化は下側から起っていることになる。このことは実験における燃料棒の発熱密度は下の方が高いということを裏付けている。またFig. 15の浮子の移動結果から水塊は単純な上・下運動をしたのではなく複雑な運動をしていることが推察される。即ち、水撃力の発生はある瞬間だけでなく、ある程度の時間続いているようである。燃料の立場からいえば、微粒子化は全領域同時に瞬間的に起こるのではなく、場所によって時間的に差があるといえる。微粒子化が起ってから浮子が移動する迄の時間は、厳密に言えば時間遅れがある筈であるが、Water-logged fuel test¹¹⁾の結果から判断して圧力が発生してからの時間遅れはゼロとみて良い。従って、燃料が破壊してFCIが起り内圧が発生した(燃料の破壊・微粒子化が起った)時刻は浮子の移動しはじめた時刻と同じとして良いであろう。そして、燃料の微粒子化は瞬間的にでなく、数10 msecのオーダー以上続き、完全にバラバラになると思われる。

以上述べた様に、約 $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量では燃料はパルス照射後0.1 sec後に破壊しているので、その破壊機構はより低発熱量の破壊の場合に比べて著しく異なる。以下この破壊機構について考察する。照射後観察からペレットは溶融しているが、被覆材は温度記録から溶融寸前か多少溶融した程度であると推定され、少なくとも偏肉が起るような状態にはなっていない。従って、破壊機構としては溶融ペレットによる内圧に被覆管が抗しきれずに破裂したと考えるのが妥当で、その時の内圧は先に求めたように 5 kg/cm^2 以上である。そして、より低発熱量の場合は被覆材の温度上昇が遅いのでペレットが溶けても直ちに破壊に至らず、その後被覆材温度が上昇して溶融しても、その時には比較的厚い酸化膜ができ、ペレットも固化しはじめてしまうので燃料は内圧破損の形はとらなかつた。しかし、発熱量が $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ になると、ペレット溶融→内圧上昇→被覆管軟化・溶融によって溶融ペレットが被覆管を押し破って飛出してくるといった現象がみられる。この溶融ペレットの噴出を裏付ける証拠は低発熱量のところでも観察されている。即ち、X線観察によるとペレットが上・下ブレナム部へ噴出した形跡が見られ、当然のこと乍ら発熱量の増加に伴い、噴出量も多く、噴出飛程も長くなっている。燃料外観においてFig. 18のように非燃料部での酸化がしばしば認められる。これは外側から溶融ペレット又は被覆材のような熱いものが触れたとは到底考えられず、内側に噴出した溶融ペレットが接触したためである。更に、溶融ペレットの噴出を示唆する現象が200-7実験において観察されている。Fig. 19は $303 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の200-7実験において解体中破断した燃料の外観である。ここでAで示した部分は溶融したペレットが被覆材に付着しているものである。これはピンセットで簡単に剥れ、b)のようになった。この現象は中からペレットが噴出したが少量であったため直ぐに冷却されて固化してしまったものである。 $303 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量は UO_2 の溶融エンタルピーを越すが、heat depressionを考えると全てが液化するわけではない。(X線より求めたスタック長さの増加か

らすると全てのペレットが液化したとは思われない)従って、全てが噴出して微粒子化するには発熱量が足りなかったものであろう。このような溶融ペレットの一部溶出は完全な形ではこの200-7実験の場合のみであるが、111-6 ($342 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)及び232-5 (ギャップ燃料 $335 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)においてもそのような形跡は認められるが明確な形ではない。以上の観察結果より、 $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の燃料破壊は溶融したペレットが被覆材をも溶かし(厳密にはほとんど強度がない位に迄軟化させ)、溶融時の膨脹による内圧のため被覆管より噴き出すためと考えられる。しかし、この場合でも噴出は軸方向発熱密度の差、被覆材の軟化状況等によって同時には起らず、あちこちで次々に噴出する。そして、溶融ペレットが冷却水に触れると、いわゆるFragmentationが起こり微粒子化する。勿論、全ての場所で噴出が起こるわけではなくT/Cに支えられ宙吊りになっていたものもあるように、より低発熱量で見られた燃料破壊(Test No 111-6)と同じ道をたどる破片もある。噴出破損片の状況をFig. 20に示す。a)は一般的な破片で溶融 UO_2 の微粒子化したものである。b)は比較的大きな破片でAは先に述べた宙吊り破片と同じ性質のものであり、この表面は $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破壊した燃料と同様の状態になっているのが判かる。c)は最も大きな被覆部の外・内壁を示したものである。B点は溶融したような外観をしており、この点でペレットの噴出が起ったことを示唆している。そして内側にあった UO_2 ペレットは水中でfragmentationしたが、被覆管はそのまま残ったものと思われる。更にd)は被覆管を軸方向からみたもので、一部被覆管の溶融、ペレットの付着(一体化と同じこと)が観察される。これらの写真は上述した燃料の噴出破壊機構を特徴的に表わしている。

以上が約 $330 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料挙動の考察であるが、ここで重要なことは、被覆材は溶融ペレットの内圧に耐えられず破裂して、そこからペレットが噴出してくることである。

謝 辞

本報告をまとめるに当たって、総合的に御指導下さった反応度安全研究室長 石川迪夫氏に感謝の意を表します。また、温度解析・発熱量評価について、反応度安全研究室 大西信秋、斎藤伸三両氏から多大な有益なる助言を頂きました。併せて深く感謝致します。更に、反応度安全研究室、NSRR管理室の皆様方の御助力・御協力に衷心より謝意を表します。特に、岩田耕司氏には応力計算等において種々の御協力を頂きました。

参 考 文 献

- 1) Miller, R.W. et al. Addendum to the SPERT-IV hazard summary report, Capsule driver core, IDO-17002, (Feb. 1965)
- 2) 例えば Quarterly technical report SPERT IDO-17206, 17207,

らすると全てのペレットが液化したとは思われない)従って、全てが噴出して微粒子化するには発熱量が足りなかったものであろう。このような溶融ペレットの一部溶出は完全な形ではこの200-7実験の場合のみであるが、111-6 ($342 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)及び232-5 (ギャップ燃料 $335 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)においてもそのような形跡は認められるが明確な形ではない。以上の観察結果より、 $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の燃料破壊は溶融したペレットが被覆材をも溶かし(厳密にはほとんど強度がない位迄軟化させ)、溶融時の膨脹による内圧のため被覆管より噴き出すためと考えられる。しかし、この場合でも噴出は軸方向発熱密度の差、被覆材の軟化状況等によって同時には起らず、あちこちで次々に噴出する。そして、溶融ペレットが冷却水に触れると、いわゆるFragmentationが起こり微粒子化する。勿論、全ての場所で噴出が起こるわけではなくT/Cに支えられ宙吊りになっていたものもあるように、より低発熱量で見られた燃料破壊(Test No 111-6)と同じ道をたどる破片もある。噴出破損片の状況をFig. 20に示す。a)は一般的な破片で溶融 UO_2 の微粒子化したものである。b)は比較的大きな破片でAは先に述べた宙吊り破片と同じ性質のものであり、この表面は $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破壊した燃料と同様の状態になっているのが判かる。c)は最も大きな被覆部の外・内壁を示したものである。B点は溶融したような外観をしており、この点でペレットの噴出が起ったことを示唆している。そして内側にあった UO_2 ペレットは水中でfragmentationしたが、被覆管はそのまゝ残ったものと思われる。更にd)は被覆管を軸方向からみたもので、一部被覆管の溶融、ペレットの付着(一体化と同じこと)が観察される。これらの写真は上述した燃料の噴出破壊機構を特徴的に表わしている。

以上が約 $330 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料挙動の考察であるが、ここで重要なことは、被覆材は溶融ペレットの内圧に耐えられず破裂して、そこからペレットが噴出してくることである。

謝 辞

本報告をまとめるに当って、総合的に御指導下さった反応度安全研究室長 石川迪夫氏に感謝の意を表します。また、温度解析・発熱量評価について、反応度安全研究室 大西信秋、斎藤伸三両氏から多大な有益なる助言を頂きました。併せて深く感謝致します。更に、反応度安全研究室、NSRR管理室の皆様方の御助力・御協力に衷心より謝意を表します。特に、岩田耕司氏には応力計算等において種々の御協力を頂きました。

参 考 文 献

- 1) Miller, R.W. ... et al. Addendum to the SPERT-IV hazard summary report, Capsule driver core, IDO-17002, (Feb. 1965)
- 2) 例えば Quarterly technical report SPERT IDO-17206, 17207,

らすると全てのペレットが液化したとは思われない)従って、全てが噴出して微粒子化するには発熱量が足りなかったものであろう。このような溶融ペレットの一部溶出は完全な形ではこの200-7実験の場合のみであるが、111-6 ($342 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)及び232-5 (ギャップ燃料 $335 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)においてもそのような形跡は認められるが明確な形ではない。以上の観察結果より、 $390 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の燃料破壊は溶融したペレットが被覆材をも溶かし(厳密にはほとんど強度がない位に迄軟化させ)、溶融時の膨脹による内圧のため被覆管より噴き出すためと考えられる。しかし、この場合でも噴出は軸方向発熱密度の差、被覆材の軟化状況等によって同時には起らず、あちこちで次々に噴出する。そして、溶融ペレットが冷却水に触れると、いわゆるFragmentationが起こり微粒子化する。勿論、全ての場所で噴出が起こるわけではなくT/Cに支えられ宙吊りになっていたものもあるように、より低発熱量で見られた燃料破壊(Test No 111-6)と同じ道をたどる破片もある。噴出破損片の状況をFig. 20に示す。a)は一般的な破片で溶融 UO_2 の微粒子化したものである。b)は比較的大きな破片でAは先に述べた宙吊り破片と同じ性質のものであり、この表面は $340 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破壊した燃料と同様の状態になっているのが判かる。c)は最も大きな被覆部の外・内壁を示したものである。B点は溶融したような外観をしており、この点でペレットの噴出が起ったことを示唆している。そして内側にあった UO_2 ペレットは水中でfragmentationしたが、被覆管はそのまゝ残ったものと思われる。更にd)は被覆管を軸方向からみたもので、一部被覆管の溶融、ペレットの付着(一体化と同じこと)が観察される。これらの写真は上述した燃料の噴出破壊機構を特徴的に表わしている。

以上が約 $330 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ における燃料挙動の考察であるが、ここで重要なことは、被覆材は溶融ペレットの内圧に耐えられず破裂して、そこからペレットが噴出してくることである。

謝 辞

本報告をまとめるに当って、総合的に御指導下さった反応度安全研究室長 石川迪夫氏に感謝の意を表します。また、温度解析・発熱量評価について、反応度安全研究室 大西信秋、斎藤伸三両氏から多大な有益なる助言を頂きました。併せて深く感謝致します。更に、反応度安全研究室、NSRR管理室の皆様方の御助力・御協力に衷心より謝意を表します。特に、岩田耕司氏には応力計算等において種々の御協力を頂きました。

参 考 文 献

- 1) Miller, R.W. et al. Addendum to the SPERT-IV hazard summary report, Capsule driver core, IDO-17002, (Feb. 1965)
- 2) 例えば Quarterly technical report SPERT IDO-17206, 17207,

- 17228, 17245, 17260, 17270, 17271, 17287など
- 3) 岡下宏…他, 「NSRR試験燃料の化学分析」, 昭和51年 日本原子力学会秋分科会
F49
 - 4) 石川迪夫…他, 「NSRR実験プログレス・レポート」1 1976年7月, JAERI-
M 6635
 - 5) *ibid*, 2 1976年11月, JAERI-M 6790
 - 6) 大西信秋…他, *to be published*
 - 7) Conway … et al, ANS 6 巻1 (1963) 153
 - 8) 森島 好…他, 第1集 燃料設計に必要な物性値及び計算図表(改訂第2版) 1972年
7月 JAERI-M 4881
 - 9) 北野照明…他, 「NSRR実験(7)」昭和51年 日本原子力学会秋分科会 D45
 - 10) 星 雄…他, JAERI report *to be published*
 - 11) Internal Report of NSRR (*to be published*)

Table 1 Design summary of fuel rod

Fuel Type	Standard	Wide Gap	JP-III
UO ₂ Pellets			
Diameter	9.29 mm	9.09 mm	10.66 mm
Length	10 mm	10 mm	15 mm
Density	95% T.D.	95% T.D.	95% T.D.
Enrichment	10%	10%	2.6%
Shape	Chamfered	Chamfered	Flat
Cladding			
Material	Zircaloy-4	Zircaloy-4	Zircaloy-2
Wall Thickness	0.62 mm	0.62 mm	0.70 mm
Pin			
Diameter	10.72 mm	10.72 mm	12.23 mm
Pellet-cladding Gap	0.095 mm	0.195 mm	0.085 mm
Element			
Overall Length	265 mm	265 mm	265 mm
Fuelled Length	135 mm	135 mm	126 mm
Weight of Fuel Pellets	96 g	91 g	117 g
Number of Pellets	14-15	14	8
Plenum Gas	He 1 atm.	He 1 atm.	He 1 atm.

Table 2 Sensors for the Transient Data Measurements

Measuring Item	Senser Type	Measuring Range	Response Frequency	Remarks
Cladding Surface Temperature	Pt-Pt, 13%Rh T/C Wire Diameter 0.1~0.3 mm ϕ	Room Temp. ~1700C	~200Hz	Spot welded to the Cladding Surface
Fuel Internal Pressure	Strain Gauge Type	0~1000 Kg/cm ²	resonance freq. 170 kHz	
Capsule Internal Pressure	"	0~500 Kg/cm ²	resonance freq. 110 kHz	
Water Velocity	Float Type Transducer	0.1~20 m/s		

Table 3 Fuel behavior relative to heat deposition

発熱量 (cal/g)	破損形態	照射後状況	過渡的状況
<120	変化なし	変化なし	
~180	変形, 酸化	ペレットと被覆管のギャップ幅は維持され, ペレットの大きな偏心, 不整合等は認められない。	ペレットと被覆管の接触するが冷却後に戻る。
~235	" (程度は激しくなる)	ペレット-ペレット界面に隙間が出来はじめ, ペレットの偏心, 不整合が目立ってくる。	ペレットは被覆管に接触後, 冷却されても完全には元に戻らない。しかし, ペレットと被覆管は溶融せず, ペレットと被覆管の接触は機械的なものである。
~270	破損	ペレット-ペレット界面において周方向脆性クラック発生, ペレット-ペレット間の隙間, 偏心, 不整合が目立ってくる。一部ペレットと被覆管の溶融を示唆するこれらの上, 下部プレナムへの噴出が認められる。但し全体として見た場合, ペレット及び被覆管のmassの移動はない。	ペレットと被覆管の一体化が起こる。一体化による結合は比較的強く, 熱膨脹・熱収縮の際のペレットと被覆管の動きをお互いに拘束し合う程度にまでなる。
~280	解体中破断	ペレット-ペレット界面において解体中(燃料を横にした時)破断, 破断部付近のペレットのchamferは原型をとどめておらず, 完全に溶融したことを意味している。更に, 被覆管も溶融しmassの移動があり, 局部的に偏肉の状態を作り出す。ペレットの偏心は著しくなり, 被覆管との間にボイドが生じる。ペレットのプレナム部への噴出はより一層激しくなり, 200-7(303 cal/g)の場合には一部貫通孔のできた被覆管から噴出していた。	ペレットと被覆管の接触部は完全に溶融し強く一体化が起こるので, ペレットと被覆管の動きはより一層拘束される。偏肉の状態は急冷前的高温状態の時起こり, ボイドはペレットの冷却時に生じる等である。ペレットは溶融し, ペレット-ペレット界面は溶着するので, ペレットの冷却の際に隙間はできない。但し完全に一体化する程の強い溶着ではなく, 何となく原型は保っている。
~340	破壊	全体としてみた場合, ペレットは溶融し, そのため体積膨脹が起こっている。それ以外は上記の解体中破断の延長上であり程度が激しくなっている。	ペレット部長さは, ほぼペレットが溶融した場合の長さ等に等しくなっており, ペレットは被覆管との一体化のため固化しても元に戻れないことを意味している。

発熱量 (cal/g)	破損形態	照射後状況	過渡的状況
390	微粒子化	ペレットも被覆管も微粒片になる。ペレットは完全に溶けている。被覆管も全てではないが溶融している。酸化も起っている。部分的にペレット-被覆管の一体化が起っている。	燃料は照射後0.1 sec以内に最初の破壊が起っている。破壊はペレットの溶融が完全に終わってから生じ、破壊時のペレットは溶融状態である。

Table 4 Threshold energy of cladding deformation

Fuel Type	Pellet-Cladding Contact (calculation)	Radial expansion (experimental result)	Axial elongation
Standard	110~140	~150	~150
GAP	200~220	~230	~220
JP-II	~110	~110	~130

(UNIT: cal/g · UO₂)

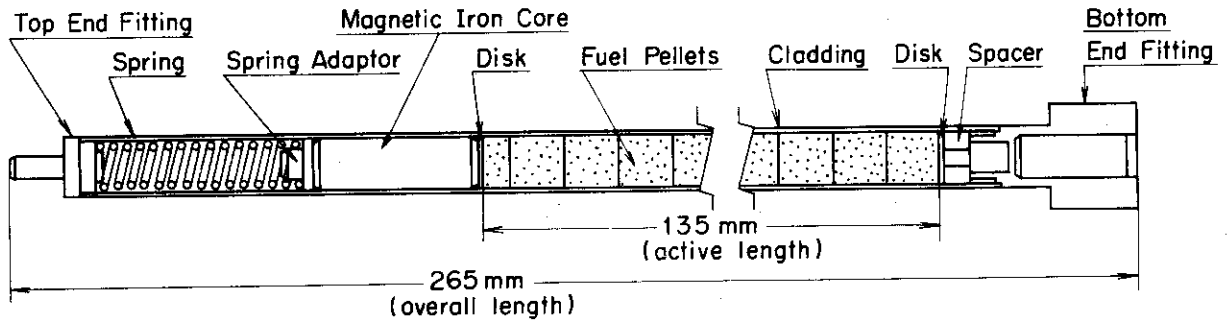


Fig. 1 Fuel rod configuration

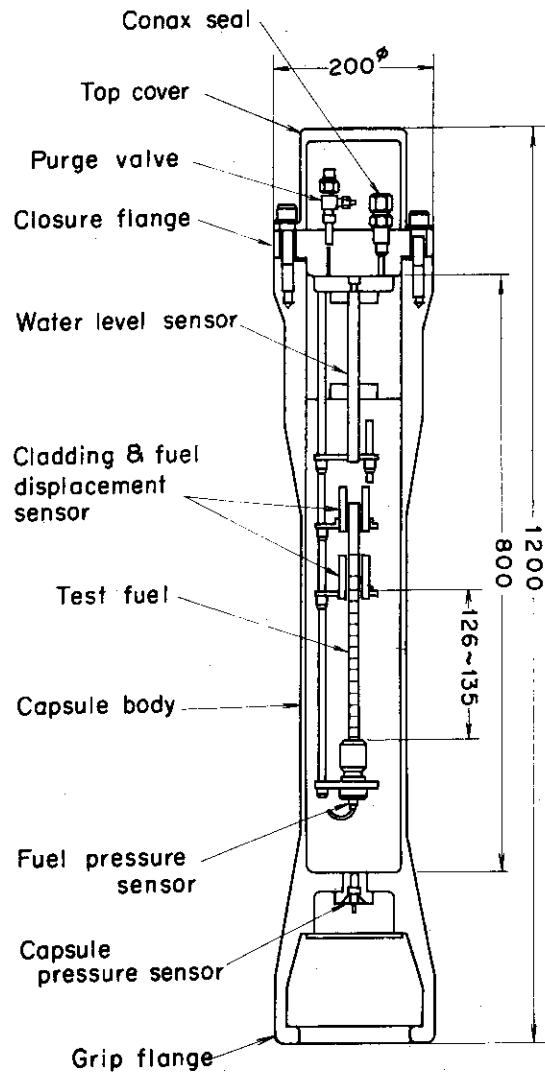


Fig. 2 Measuring instruments in capsule

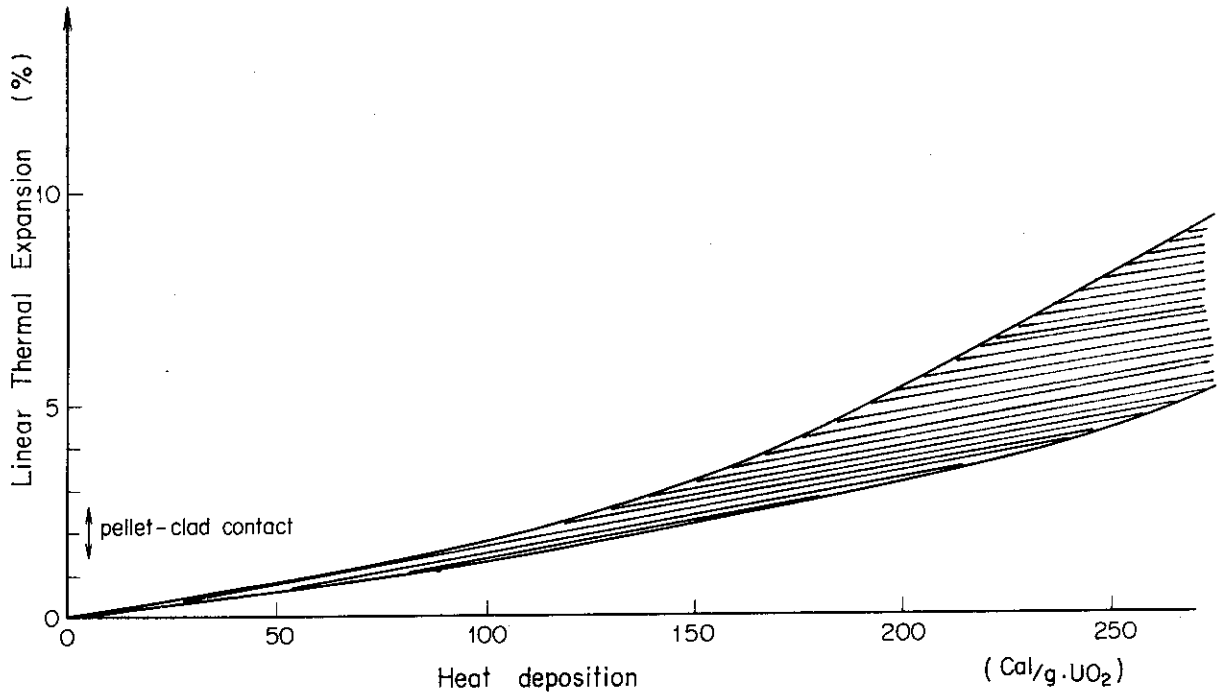


Fig. 3 Thermal expansion of UO₂

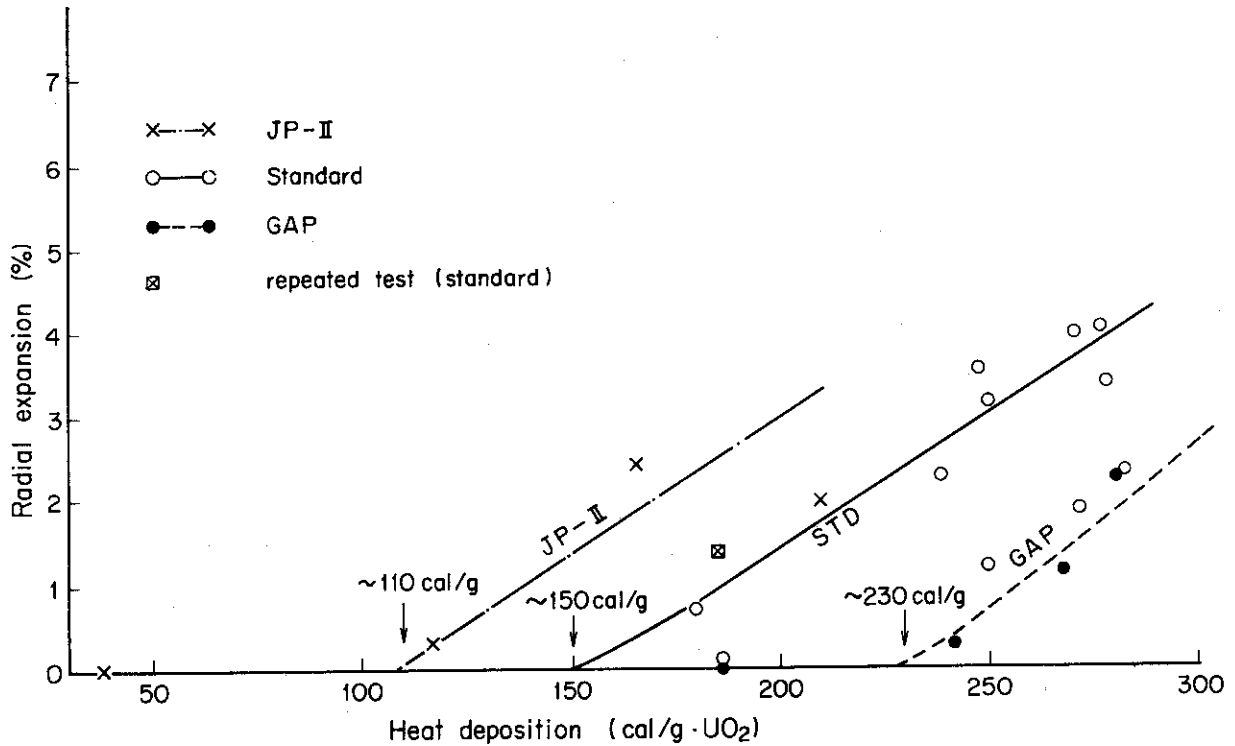


Fig. 4 Radial expansion of fuel rods

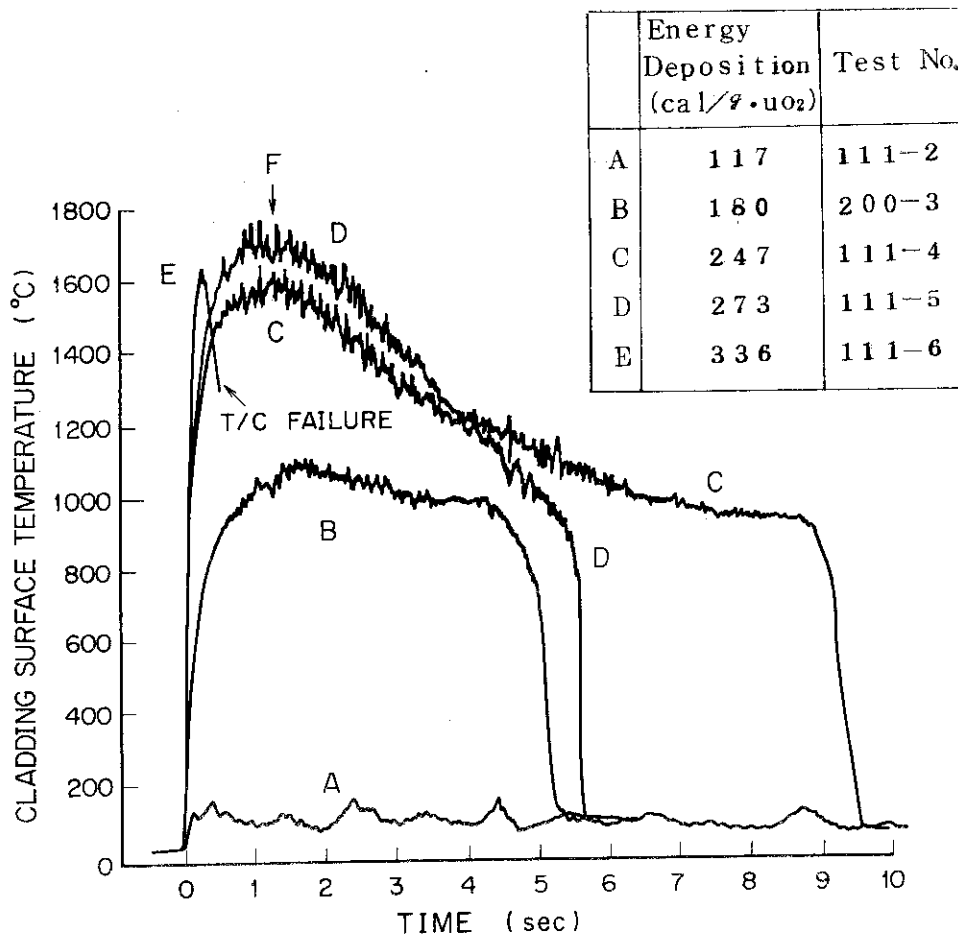


Fig. 5 Transient behavior of cladding surface temperature

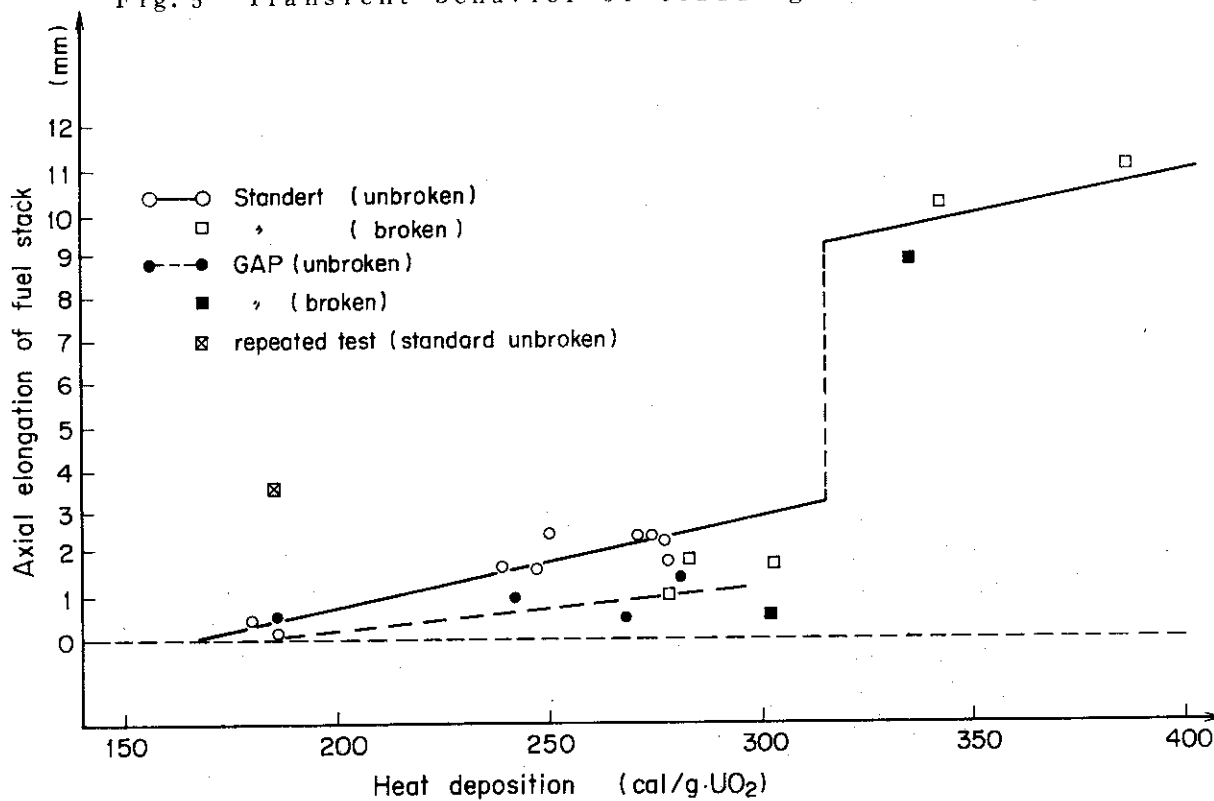


Fig. 6 Axial elongation of fuel stack

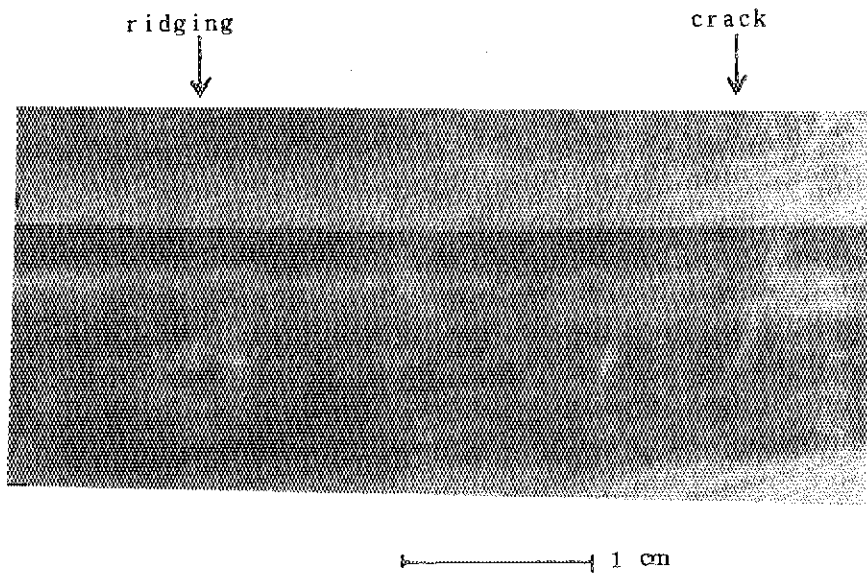


Fig. 7 Quenching-induced crack
(Test NO. 111-5 273 cal/g·UO₂)

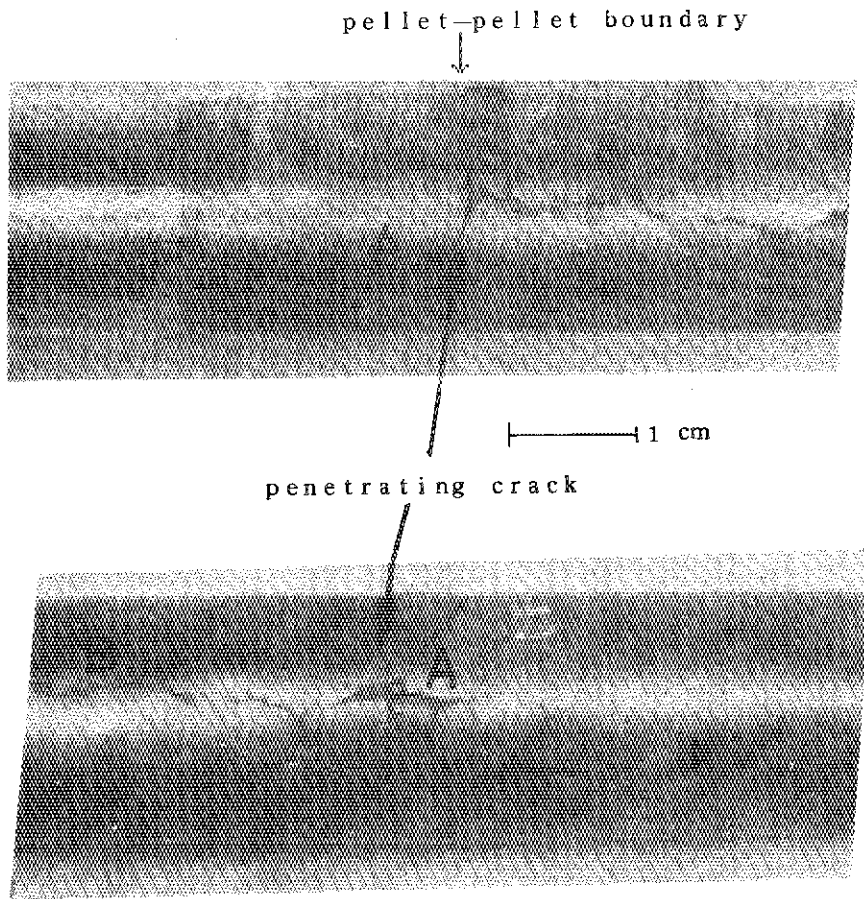


Fig. 8 Characteristics of cracks
(Test NO. 200-6 278 cal/g·UO₂)

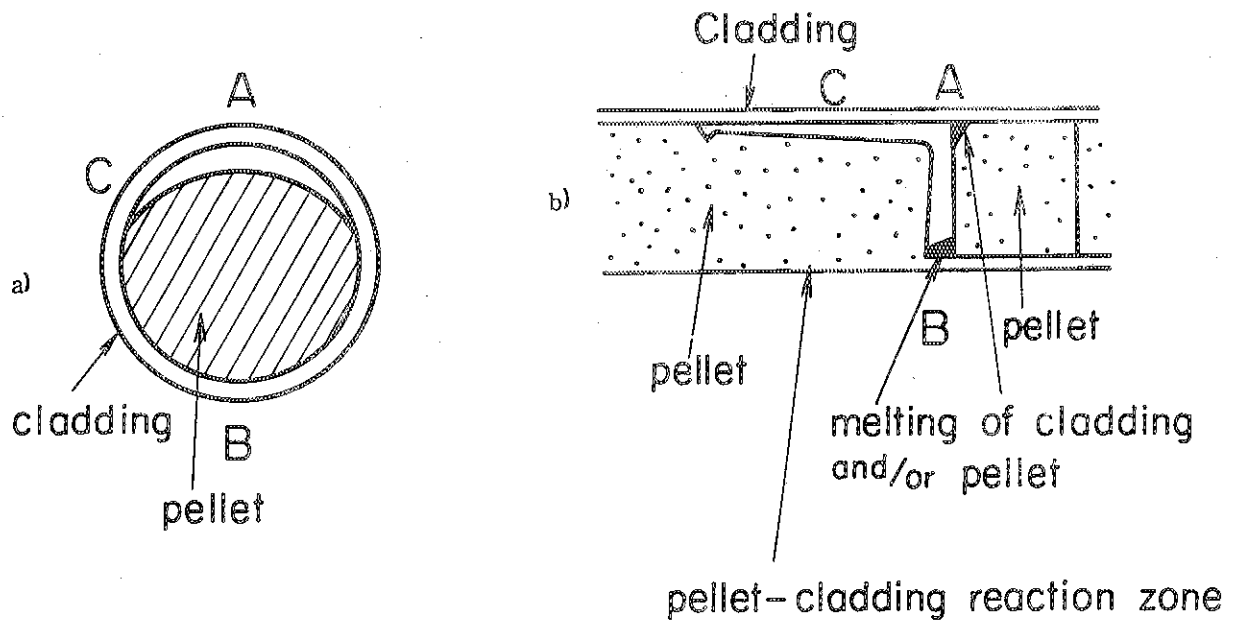


Fig. 9 Schematic cross sections of cracked fuel rod

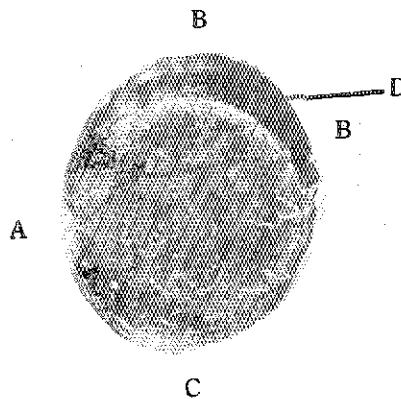


Fig.10 Cross section of fuel rod fractured during disassembling
(Test NO. 200-6b 283 cal/g·UO₂)

- A: thicker region produced by migration of molten cladding
- B: thinner region produced by migration of molten cladding
- C: pellet-cladding reaction zone
- D: void (large gap between pellet and cladding)

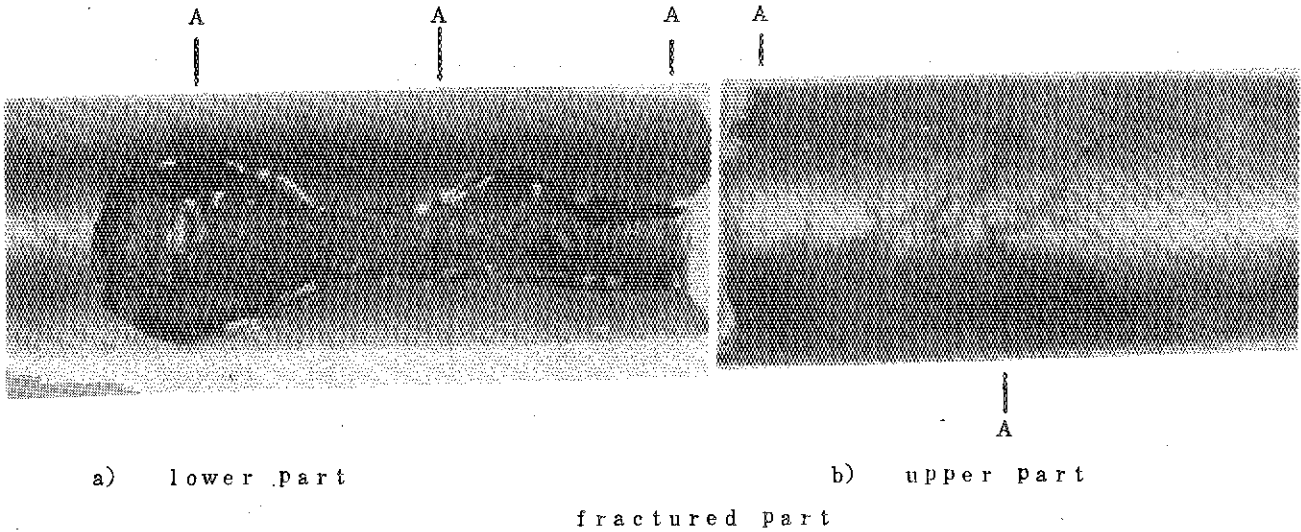


Fig. 11 Side views of fuel rod fractured during disassembling
(Test NO. 200-6b 283 cal/gUO₂)
A : pellet - pellet boundary

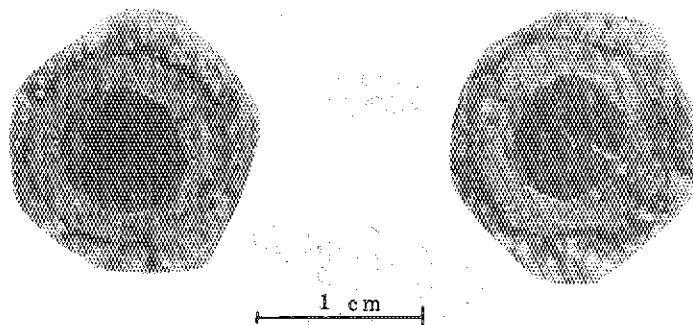


Fig. 12 Cross sections facing each other of fuel rod fractured during irradiation
(Test NO. 111-6 336 cal/g·UO₂)

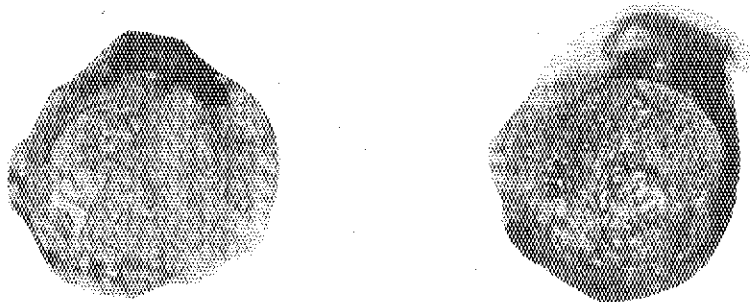


Fig. 13 Radial deformation of fractured fuel rod
(Test NO. 111-6 336 cal/g·UO₂)

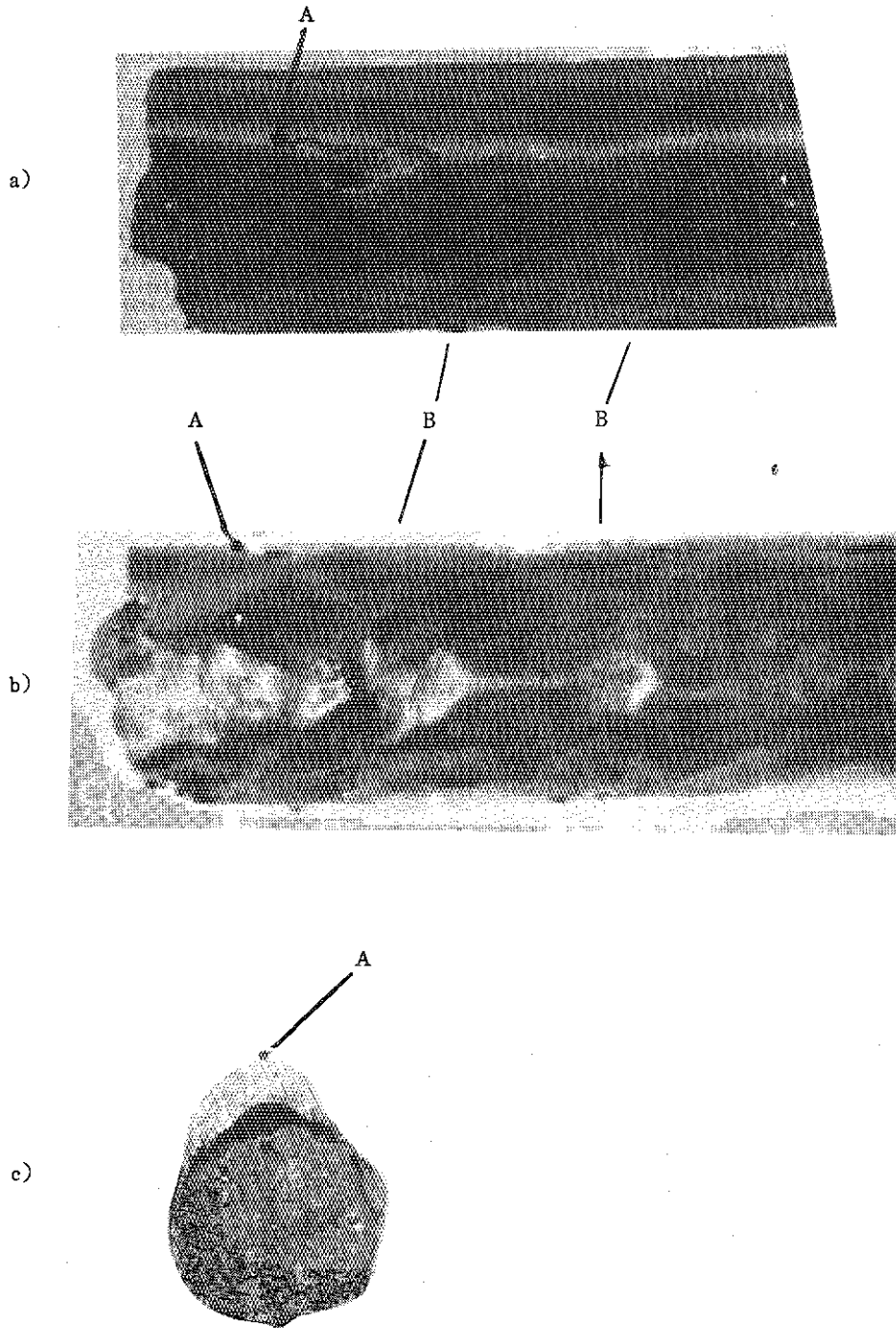


Fig. 14 Crack of fractured fuel rod
(Test NO. 111-6 336 cal/g·UO₂)

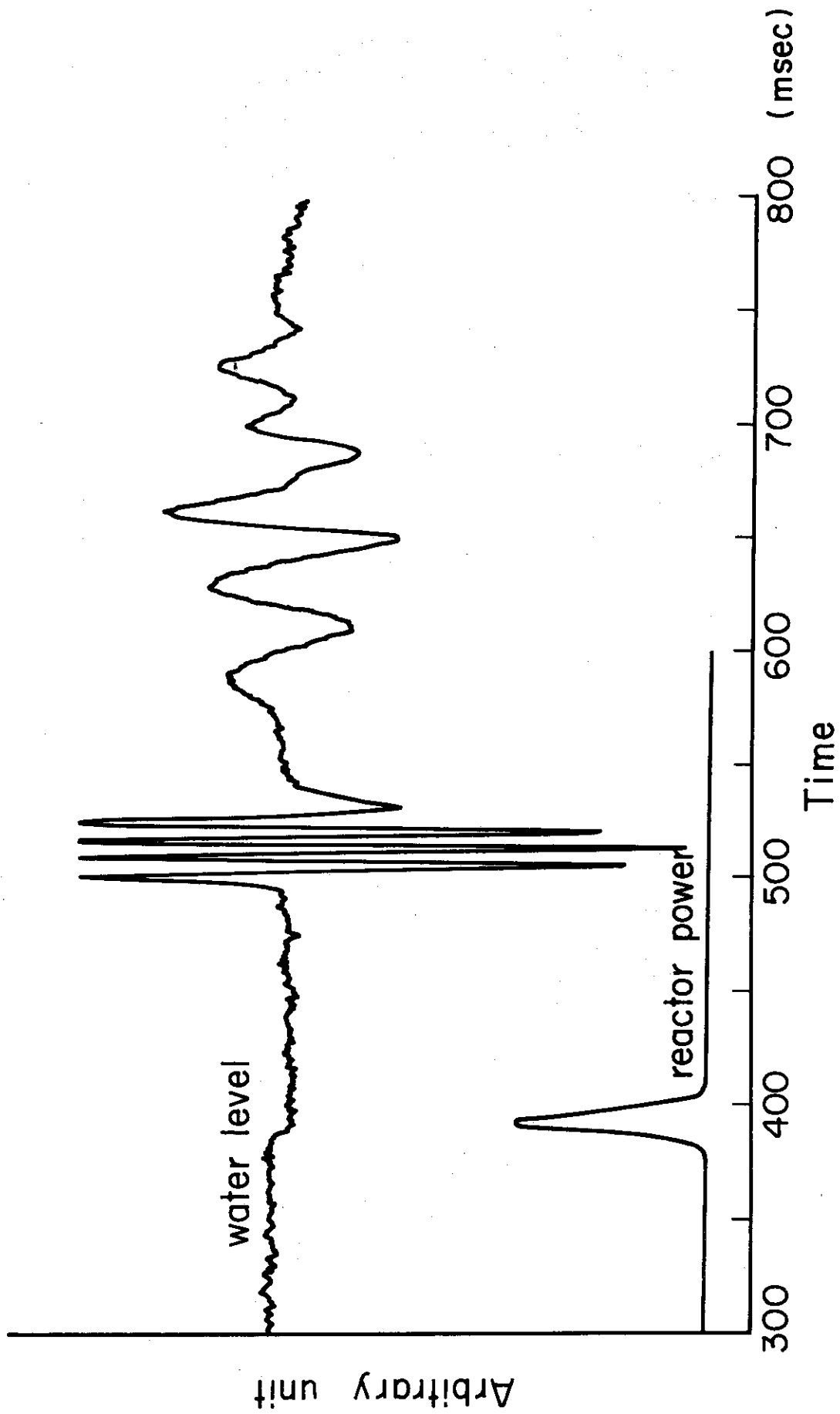


Fig.15 Results of water level measurement

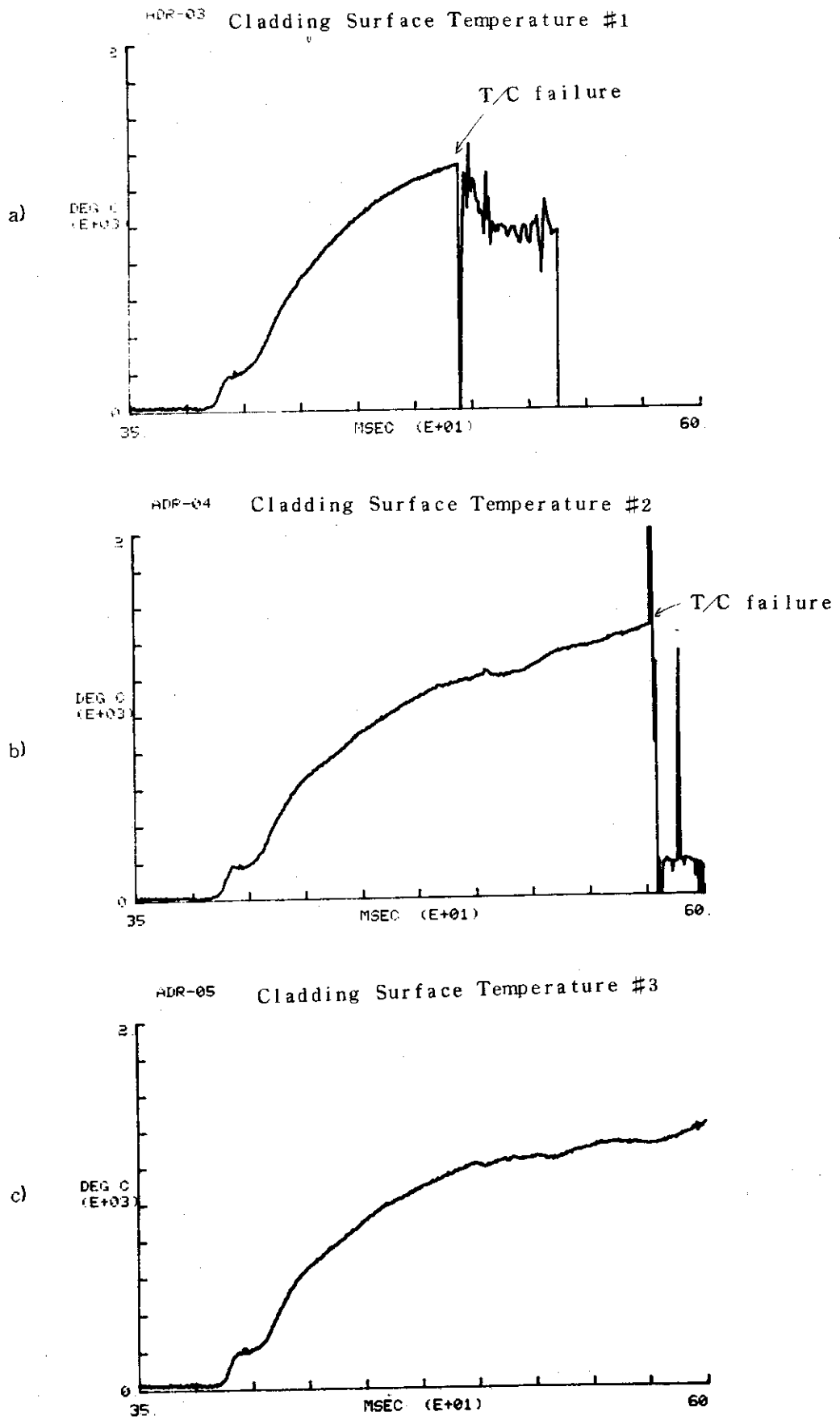


Fig.16 Cladding surface temperature in Test NO. 111-7

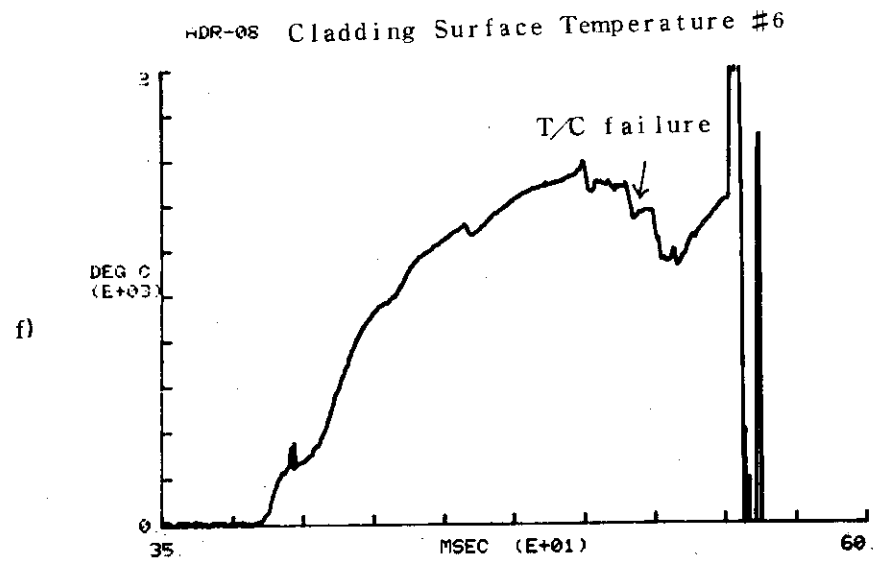
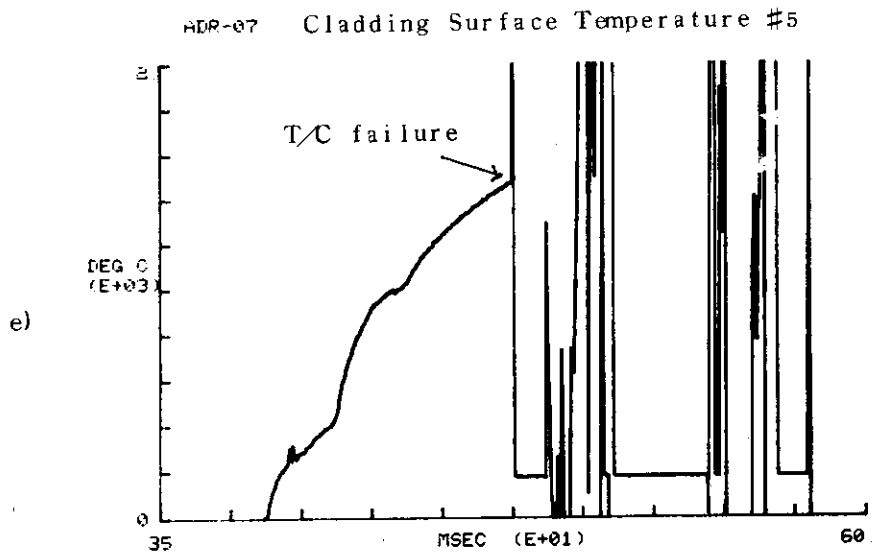
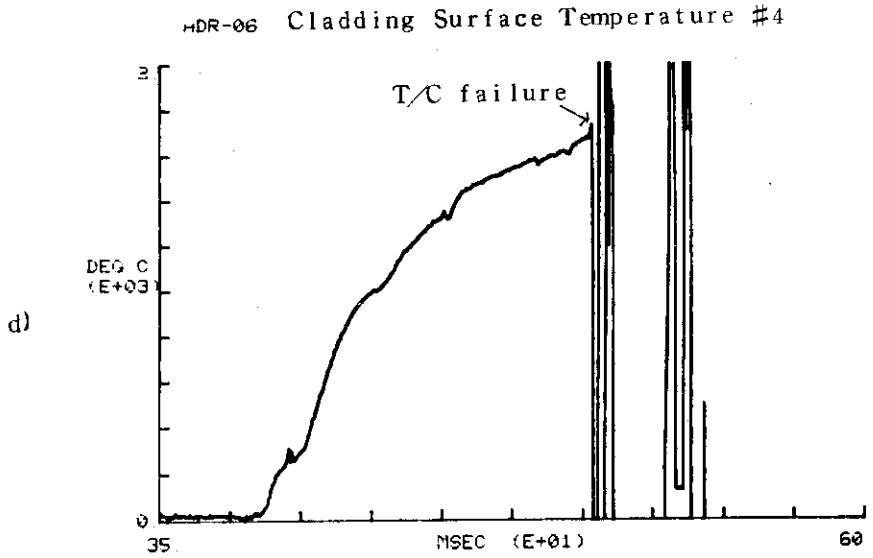


Fig.16 Cladding Surface temperature in Test No.111-7

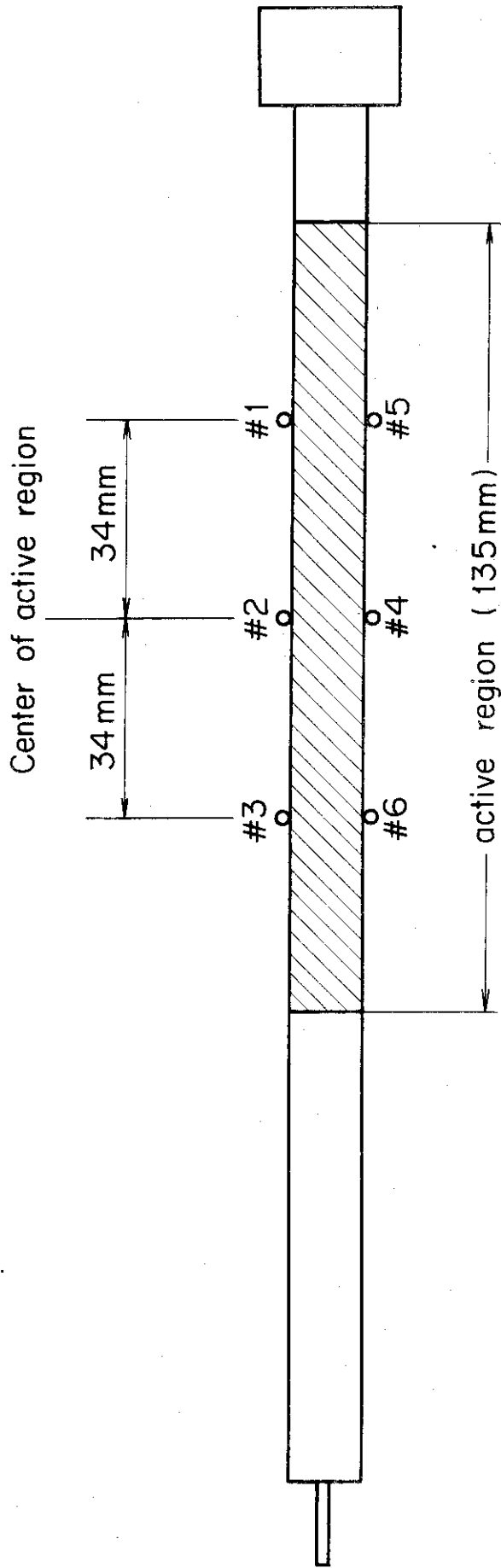


Fig.17 Measuring points of cladding surface temperature

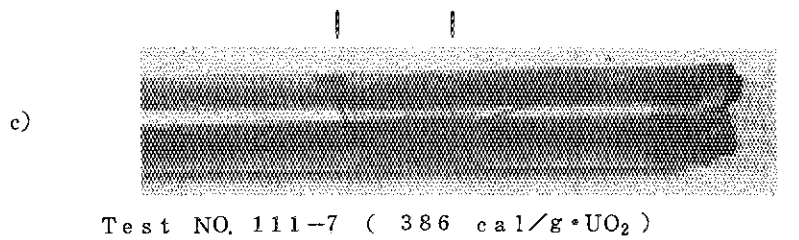
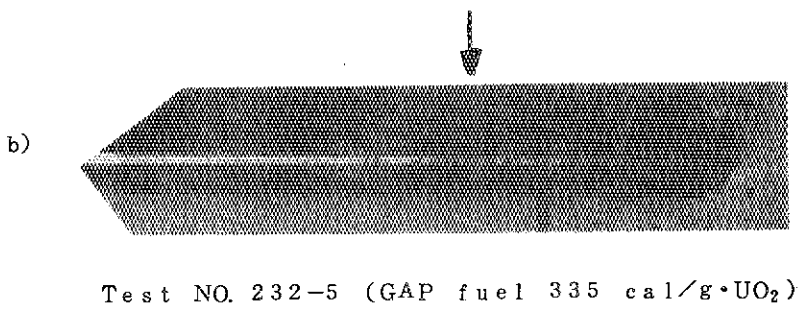
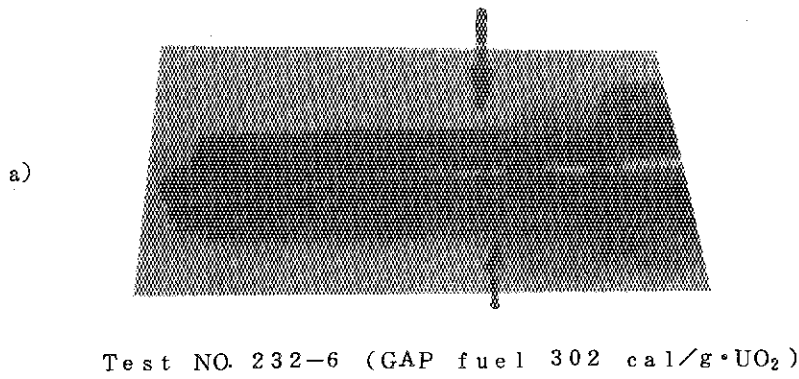


Fig. 18 Oxidation of non-fueled region

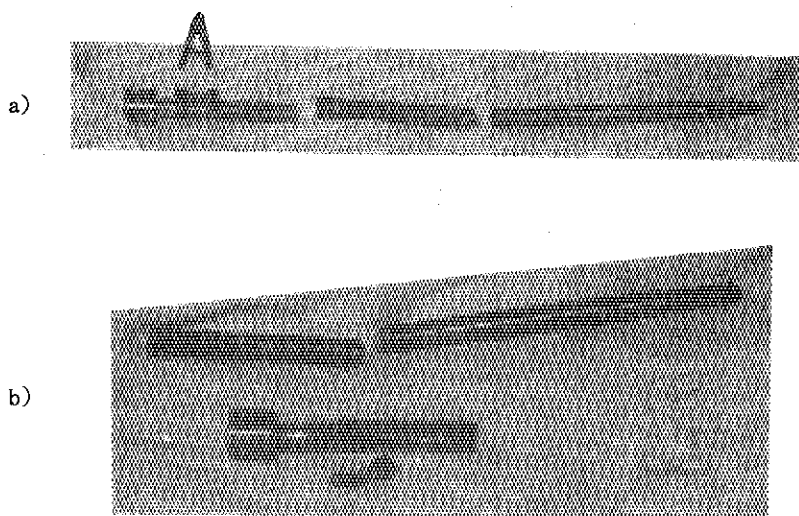


Fig. 19 Extrusion of molten UO₂ from fuel rod
(Test NO. 200-7 303 cal/g·UO₂)

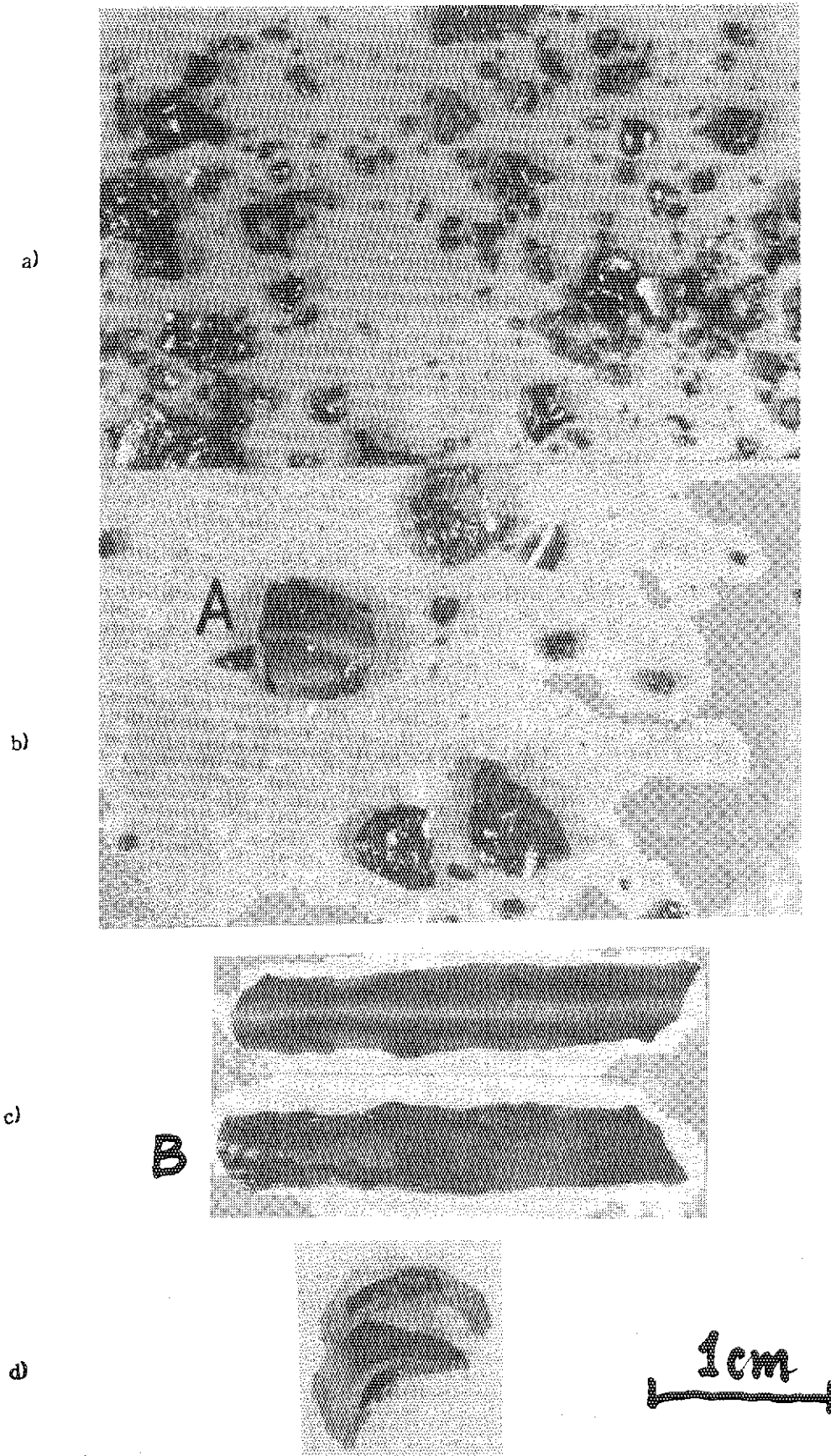
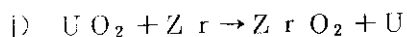


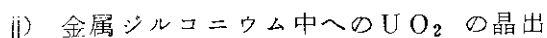
Fig. 20 Fragmentation of fuel rod
(Test NO. 111-7 386 cal/g·UO₂)

付録I ペレットと被覆管の一体化について

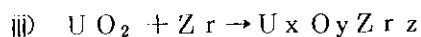
高温のペレットと被覆管が接触した時に起こり得る化学変化としては、



(ジルコニウムによるウランの還元)



(短時間で見た場合、ZrとUO₂が共晶型の合金を作る。この場合、UO₂、Zr共に溶融することが必要であるが融点は下がる)



(金属間化合物、包晶反応など考えられるが、いずれにせよ、別の相ができる)

などが考えられる。

解体中破断及び破壊時の破断面の観察によるとFig. A-1に示すように4つの領域に分けて考えられ、状況によって各領域は剥れることもあるし、強く或は弱く結合している。これらの4領域への分化によって燃料は様々な挙動を示すがこれについては本文中で述べる。

付録II 自重曲げモーメントにより燃料に発生する応力

計算を簡単にするため、Fig. A-2 aのような均一加重、片端固定の単純はりのモデルを考える。x点における曲げモーメントM_xは

$$M_x = -\frac{Wx^2}{2} \dots\dots\dots (1)$$

で表わされ、 $W = \frac{W}{\ell}$ (ここでWは燃料棒全重量から、下部端栓の重さを差引いたもの)である。

$W = (180 - 28) \text{g}$, $\ell = 23 \text{cm}$, $x = 20 \text{cm}$ (下から2コめでこわれるとする)を代入すると

$$M_x = 1.32 \text{Kg} \cdot \text{cm}$$

となる。

断面係数は本文中の考察に基づいて、

Fig. A-2 bの形状を考えると

$$e_1 = \frac{4(r_2^2 + r_2 r_1 + r_1^2)}{3\pi(r_2 + r_1)}$$

$$e_2 = r_2 - e_1$$

$$I = 0.3 \text{ t r m}^3 \quad (t/rm \ll 1 \text{ より})$$

$$Z_1 = \frac{I}{e_1}, \quad Z_2 = \frac{I}{e_2} \quad \text{となり,}$$

ここで $t/rm \ll 1$ より $r_1 = r_2 = 0.5 \text{ cm}$ とすると

$$Z_1 = 0.12 \text{ t (cm}^3\text{)}$$

$$Z_2 = 0.21 \text{ t (cm}^3\text{)}$$

ここで t は局部的に薄いところがあるとして,

$$t = 0.01 \text{ cm とすると}$$

$$\sigma_1 = 1.1 \text{ Kg/mm}^2$$

$$\sigma_2 = 6.3 \text{ Kg/mm}^2$$

の曲げ応力が被覆管に作用する。

付録 III 自重による燃料のバックリング

一端固定, 他端自由端に等分布軸圧縮荷重 W が作用すると考えると, オイラーの式にならって

$$wcr \ell = \beta EI / \ell^2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

が成立する。ここで Wcr : 限界等分布軸圧縮荷重, ℓ : 燃料長さ, $\beta = 7.85$, E : 縦弾性係数, I : 最小断面

2次モーメントで円管断面を考えると, $I = \frac{\pi}{8} d^3 t$ (d 直径, t 有効肉厚) である。

(1)式において, $w \ell$ は一定であるので座屈するか否かを E と t の関数として求めてみる。

$$w \ell = W = 0.152 \text{ Kg}, \quad \ell = 23 \text{ cm}, \quad d = 1 \text{ cm}, \quad \beta = 7.85$$

を代入すると

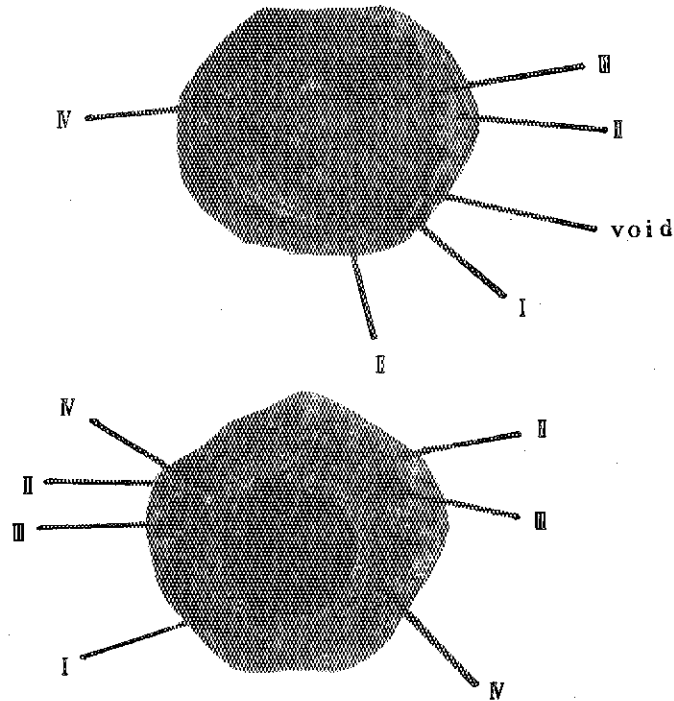
$$E t < 2.6 \text{ Kg/cm} \quad \dots\dots\dots (2)$$

の時, 座屈することになる。

高温時の E の値はほとんど求められていないが, 以下のように考えてみる。

室温での ZrO_2 の弾性係数は 10^6 Kg/cm^2 のオーダーで, この値は monoclinic の範囲ではほとんど変わらない。即ち, このような状況が燃料にあるか否かは別にして, 被覆外側の ZrO_2 部が 1200°C 以下であれば, 中身が完全に溶融していても ZrO_2 の肉厚が 10^{-4} cm 以上あれば座屈しない。そして, cubic の範囲ではデータはないが同じセラミックである UO_2 の例でいくと弾性係数は 2000°C で室温の場合に比べて約 20% 減る程度である。そして, ZrO_2 の磁器は通常約 2300°C 付近までの使用に耐えるので自重によるバックリングは無いと思っても良いであろう。

但し, 燃料が直立しているとも考えにくいし, 座屈条件も弾性変形内で扱って良いか, 変断面で計算しなくてはならないか等, 物性値以外にも不確定の要素が多いので早急に結論を出すのは危険であるが, 微粒子化した燃料の破片観察から座屈で破壊したとは到底考えにくいので, 座屈によって破壊はしないとここでは一応結論する。



I Zone: ZrO_2
 II ' : Zr
 III ' : $Zr+UO_2$ reaction Zone
 IV ' : UO_2

Fig. A-1 Appearance of pellet-cladding reaction
 (Test NO. 111-6 342 cal/g· UO_2)

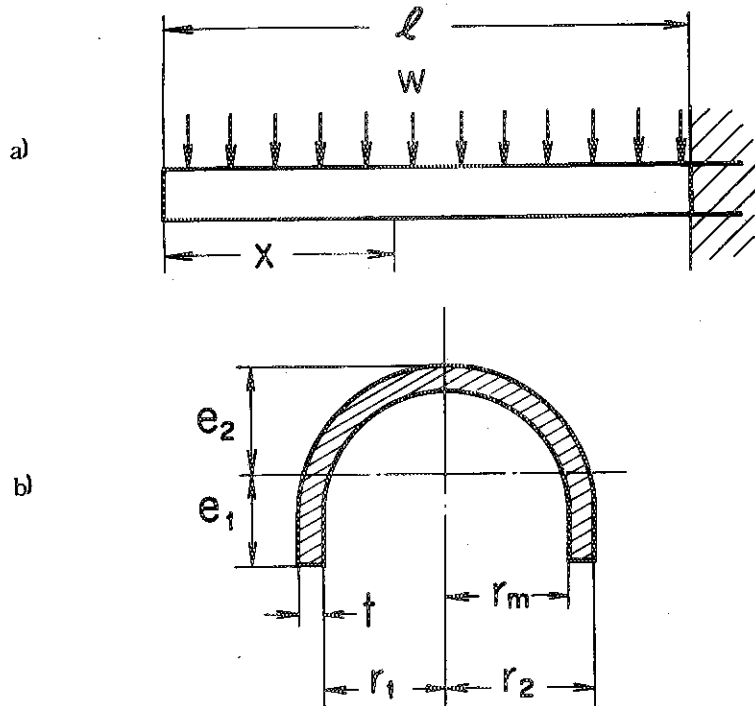


Fig. A-2 Stress for cracked fuel rod