

損耗被覆管燃料の反応度事故条件下における 破損挙動に関する研究

吉村 富雄*・落合 政昭*・石川 迪夫**

Failure Behavior of Fretting Corroded Cladding Fuel Rod at Reactivity Initiated Accident Conditions

By

Tomio YOSHIMURA, Masaaki OCHIAI and Michio ISHIKAWA

Abstract

An in-reactor experimental research on light water reactor fuel behavior under reactivity initiated accident conditions is in progress in the Nuclear Safety Research Reactor (NSRR). Fretting corroded cladding fuel rod test has been performed as a part of the defective fuel rod test series in the NSRR experiments. The threshold energy for fuel failure, its mechanism, and failure consequences of the fuel rod with such defected cladding were compared with those of the intact standard cladding fuel rod. Following are the primary results.

- 1) The fuel rods with small fretting defect exhibit a behavior typical of the standard cladding fuel rod. In the case of severely defected rods, however, the fuel failure threshold energy is slightly lower.
- 2) For the fretting corroded cladding fuel rod, violent failure accompanied with capsule pressure generation and mechanical energy production occurs at lower energy deposition than for the standard cladding fuel rod.
- 3) In case of pre-pressurized fuel rods with initial internal pressure of 12 kg/cm²·g, the failure threshold energy for fretting corroded cladding fuel rod is lower than that for the standard cladding fuel rod. The time to rupture from pulsing is shorter in the former, and no large ballooning is observed.

1. 緒 言

原子炉の安全性研究の目標は、原子炉が潜在的に保有する大量のエネルギーと、そのエネルギーの発生に伴なって蓄積される放射性物質を確実に管理することであり、そのための基本課題の一つは、通常の運転条件時はもとより、異常過渡時や事故時における燃料体のふるまいを十分に把握することである。OECDのハルデン・プロジェクトをはじめ、米国のPBF計画や我が国のNSRR計画は、そのような燃料体のふるまようという炉内実験であり、現在国際的な協調のもとを実証的に究明しに強力に推進されつつある。

NSRR計画では、原子炉の安全性評価の際に想定される事故の一つである反応度事故を中心に、燃料破損に至るような急激な過渡出力状態をパルス炉を用いて模擬し、事故時における燃料の温度・圧力挙動、燃料破損のしきい値と破損機構、および燃料破損の結果生ずる機械的エネルギー等の究明を目的として、各種の燃料破損実験を実施している^{1),2)}。本研究はこのNSRR計画の一環として、被覆管に損傷がある場合の損耗被覆管燃料について事故時の破損挙動を調べたものである。

軽水型原子炉用の燃料体は、多年にわたる製造・運転の経験によって改良され、その健全性は向上しつつある。しかしながら、動力炉では多数本の燃料体が高温かつ高放射線の環境下で冷却材の流れやシステム圧

* 東海支所, ** 日本原子力研究所安全工学部
原稿受付: 昭和55年5月12日

力等による複雑な応力を長期間うけるので、種々の原因が重なってその幾分か欠陥を生ずることがある。そのような欠陥燃料は、異常過渡時や事故時において、欠陥の拡大・燃料破損・さらには破損伝播等を生ずる可能性はないかどうか、また通常の健全燃料と異なる壊れ方、特に激しい壊れ方をしないかどうか等の問題は、原子炉の安全性を考える上で重要な課題の一つである。そのため NSRR 計画では、健全燃料についての各種の燃料パラメータ実験と平行して、欠陥燃料についての燃料破損実験を計画し、これまでに被覆管に傷のついた損耗被覆管燃料と燃料棒の中に水の入った浸水燃料について実験を行っている。

実用炉における燃料被覆管の損耗欠陥の一例としては、フレッティング腐食による損耗欠陥がある^{3),4)}。軽水動力炉の燃料体は冷却水の流れに励起されて小さな振動を繰返しており、この微小振動は燃料棒と支持格子との接点で被覆管にフレッティング腐食を生じさせる原因となることがある。船用炉燃料の場合はこのような水力の振動に加えて、船体の振動・動揺および波浪衝撃等による繰返し加速度も作用する。燃料棒被覆管は、一般的には耐腐食性に優れた材質で作られており、通常運転時における腐食減量は燃料設計時に予め考慮されているが、小さな異物の混入その他の理由で冷却水の流れに乱れが生じたり、スパーサーの接触圧のバランスが崩れたりするとフレッティング腐食損耗がひどくなり、極端な場合は被覆管を貫通して浸水燃料を生ずることになる。

本研究では、燃料被覆管のこのようなフレッティング腐食による損耗欠陥を想定し、NSRR 実験用標準型燃料棒にスパーサーを組合せて振動を加え、被覆管にフレッティング腐食による損耗部をもった試験燃料棒を製作した。それらの損耗被覆管燃料について NSRR 燃料破損実験を行い、反応度事故条件下における燃料破損のしきい値と破損機構、および燃料破損の結果生ずる機械的エネルギーの大きさ等についての概括的知見を得た。次章に実験装置と実験方法を示し、第3章で実験結果とそれらについての考察を、健全被覆管の標準燃料の場合との相異に重点をおいて述べる。

2. 実験装置と実験方法

2.1 パルス炉による燃料破損実験

原子炉の反応度事故時における炉心挙動を究明するために、パルス炉を用いて燃料破損実験を行うようになった歴史の変遷を簡単にたどってみる。

原子炉の技術開発の初期においては、BORAX⁵⁾ や SPERT⁶⁾ 等の原子炉に即発臨界以上になるような反応度を系統的に与えて炉心挙動の変化を調べる一連の動特性実験が行われた。その結果、原子炉の自己制御機構が確認され、即発臨界以上の状態においても暴走出力を抑制しうる範囲があることが確かめられた。

これらの実験中の 1961 年に SL-1 の反応度事故⁷⁾が発生し、それを契機として、自己制御性による原子炉の安全上の限界や、その限界を越えた場合の挙動を見極める研究に移行し、最終的には原子炉を破壊に至らしめる実験が SPERT や SNAPTRAN⁸⁾を用いて行われた。10 基に近い原子炉破壊実験の結果、反応度事故により発生する破壊力は、燃料の破損によって誘起されることが明確となった。そしてこれら一連の実験から、原子炉の破壊現象の解明には、高価な原子炉を実際に破壊して実証することは必ずしも必要ではなく、反応度事故時の出力挙動に匹敵するパルス出力を利用して試験燃料の破損実験を行えば、安価な上に安全性も高く、かつより詳細な実験ができることが示唆された。

この考え方を実行に移したのが、米国の SPERT-CDC 実験⁹⁾および TREAT 実験¹⁰⁾であり、さらに機能を拡充して本格的な燃料破損実験を実施中のものが、米国 PBF 計画¹¹⁾、我が国の NSRR 計画および仏国 CABRI 計画¹²⁾等である。

2.2 NSRR の概要

原子炉安全性研究炉 (Nuclear Safety Research Reactor) は米国 GA 社によって開発されたパルス炉 TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor) を改良した軽水型の大型パルス炉である¹³⁾。原子炉は Fig. 1 に示すように水深 9 m のスイミング・プール型で、炉心はプール底部に位置し、炉心燃料の冷却はプール水の自然循環によって行う。炉心中央には内径約 22 cm の大きな実験孔を有し、実験物は垂直装填管またはオフセット装填管より出し入れする。

炉心は Fig. 2 に示すように中央の実験孔を取り囲む 149 本の燃料要素と 8 本の燃料フォロア型調整棒並びに安全棒および 3 本のトランジェント棒より構成され、炉心の直径は約 63 cm、有効長は 38 cm である。炉心燃料は直径約 3.6 cm、有効長 38 cm の 20% 濃縮ウラン-水素化ジルコニウム (U-ZrH_{1.6}) をステンレス鋼で被覆したものである。

パルス出力の発生はトランジェント棒の急速引抜きによって行い、3 本のトランジェント棒の組合せによ

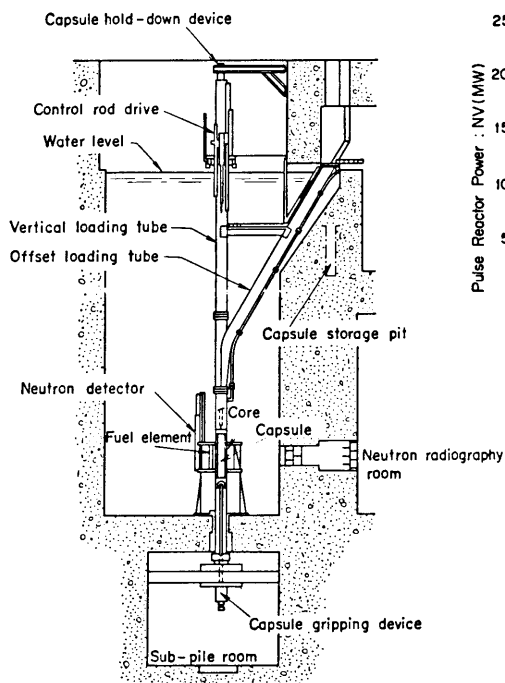


Fig. 1 Vertical Cross-section of the NSRR Reactor

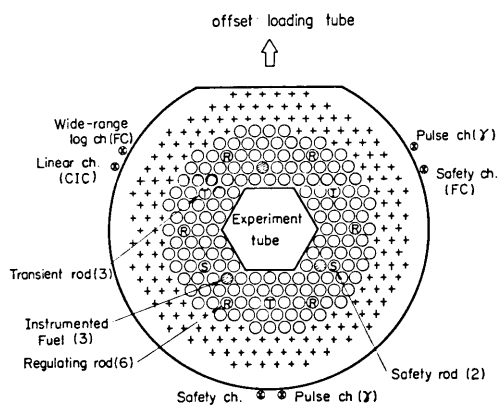


Fig. 2 Standard Operating Core Configuration

って最大 4.7 ドルまでの任意の反応度を投入することができる。パルス出力は NSRR のもつ自己制御性、すなわち、燃料体に含まれる減速材の水素の昇温による大きな負のフィードバック効果により抑制される。Fig. 3 に投入反応度量 4.6 ドルに対するパルス出力と積分出力の時間変化を示す。ピーク出力は約 21,000 MW、積分出力は 117 MW·sec であり、最短炉周期は 1.12 msec、パルス半値幅は 4.4 msec である。

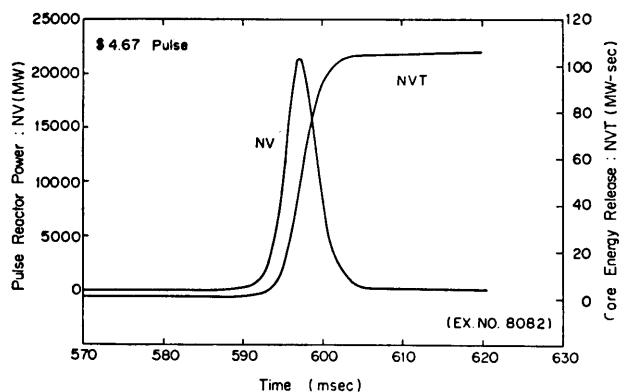


Fig. 3 Pulse Reactor Power and Core Energy Release for 4.67 \$ Pulse

このようなパルス出力を用いて試験燃料を照射する実験孔はフラックス・トラップになっている。従ってこの中に置かれたカプセル内の熱中性子束は、炉心における熱中性子束に比べて数段高くなっており、炉心燃料の健全性を損なうことなく試験燃料を破損させることができる。

2.3 試験燃料と振動実験

燃料棒の破損挙動は、試験燃料の材質、形状および製造条件等によって異なることが考えられるので、NSRR 計画では、一つの仕様を基準に選んで燃料破損に関するデータ・ベースを作り、そこから濃縮度、ペレット形状、被覆管の材質や厚み等を変えた場合の実験を行い、その結果を標準燃料の結果と比較して、燃料パラメータの破損挙動に及ぼす影響を評価する方法をとっている。NSRR 実験標準燃料の主なる仕様を Table 1 に示し、構成の概略を Fig. 4 に示す。表

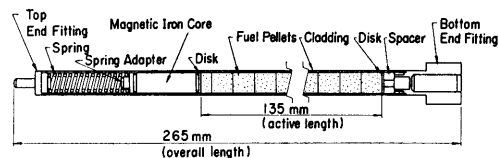


Fig. 4 Standard Test Fuel Rod

に示されているように、標準燃料は長さ、濃縮度および内圧を除いて 14×14 型 PWR 燃料とほぼ同一である。

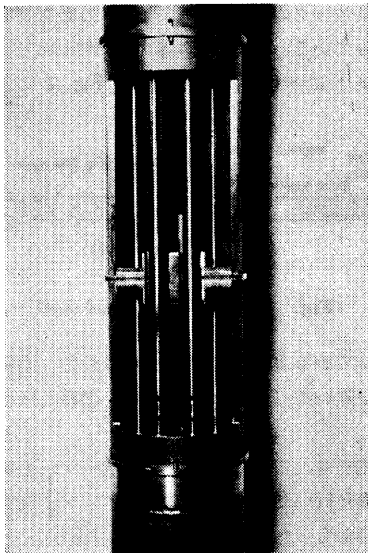
本研究では、この標準燃料にスペーサーを組合せて振動実験を行い、被覆管にフレッキング腐食による損耗欠陥をもった試験燃料を作製した。

振動実験は、標準燃料 4 本にスペーサーと上下支持

Table 1 Test Fuel Rod Design Summary

UO ₂ Pellets	
Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95% TD
Enrichment	10%
Shape	Chamfered
Cladding	
Material	Zircaloy-4
Wall thickness	0.62 mm
Outer diameter	10.72 mm
Gap	
Pellet-cladding	0.095 mm
Element	
Overall length	265 mm
Active fuel length	135 mm
Weight of fuel pellets	95.5 g
Number of pellets	14
Fill gas	He
Volume of upper plenum and gap	3.55 cm ³
Volume of lower plenum when pressure sensor is attached	4 cm ³

板を組合せて集合体を作り、それを振動実験用圧力容器中にセットして、250°C 飽和圧の純水中に保ち、圧力容器を振動台に固定して行った。スペーサーの位置は燃料有効部の中央とし、被覆管とスペーサー凸部と

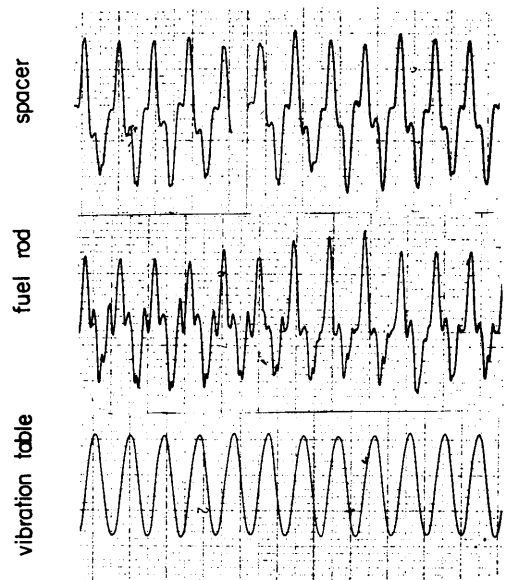
**Fig. 5** Fuel Rod and Spacer

の接触圧はほぼ 0 とした。スペーサー接触部の断面を Fig. 5 に示す。振動条件は次の通りである：

振動数 600 回/分
振 幅 ±1 mm
加 速 度 ±0.4 G

振動方向と振動回数をパラメータとし、垂直振動の場合 10⁷ 回、水平振動の場合は 5×10⁶ 回と 10⁷ 回の合計 3 ケースの振動実験を行った。

水平振動時の振動台（圧力容器底部を固定した場所）と燃料棒（中央より 3 cm 上部）およびスペーサー部の加速度波形を Fig. 6 に示す。振動台は 10 Hz のき

**Fig. 6** Wave Profile of Acceleration at Horizontal Vibration Test

れいな正弦波を描いているが、燃料棒およびスペーサー部では夫々の振動特性による高周波成分が加わって多小歪んだ波形となっている。そして振動台と燃料棒とでは位相に若干のズレがみられるが、燃料棒とスペーサー部はほぼ同期しているの、振動波形の僅かな違いによる両者の衝突がフレット腐食をもたらしたものと考えられる。

燃料棒の被覆管表面に生じたフレット腐食による損耗部の拡大写真を Fig. 7 に示す。垂直振動で生じた損耗部は各燃料棒に 1~7 ケ所で、最大大きさは長径 3.1 mm、短径 2.3 mm、中央部深さ 0.49 mm であったが、これ以外は比較的小さかった。しかし水平振動実験の場合は、スペーサーの凸部も損耗したた

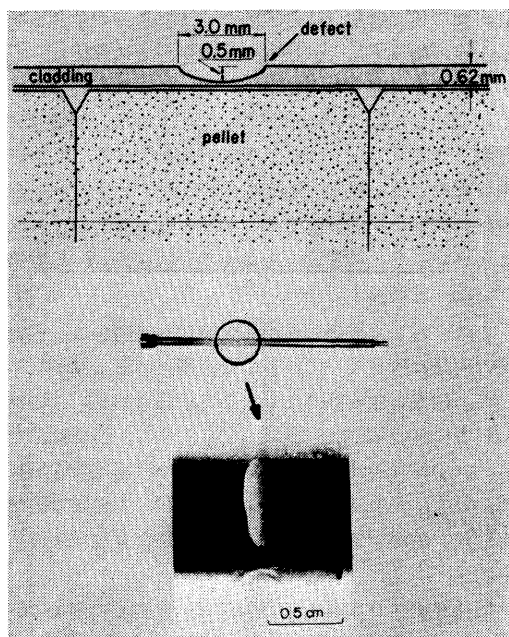


Fig. 7 Fretting Corrosion Produced by Vibration

めに、被覆管との接触面が拡がり、最大大きさは長径 6 mm、短径 3 mm、深さ 0.68 mm とより大きくなった。被覆管の設計厚さは 0.62 mm \pm 0.04 mm、ギャップ幅は 0.09 mm であるが、損耗部は貫通していなかったことから、被覆管はギャップ部にまでくぼんで、僅かな肉厚を保っていたものと考えられる。水平振動の場合、振動回数 10^7 回と 5×10^6 回との違いによるフレッティング腐食量の差は明確ではなかった。またこれらの長時間の振動によるペレットのワレやカケの発生も危惧されたことではあったが、X線撮影および中性子ラジオグラフィ撮影の結果では、特に異常は認められなかった。

以上の振動実験によって得られた損耗被覆管燃料を、損耗部の最大深さによって分類し、深さ 0.3 mm、0.4 mm、0.5 mm (含以上) の 3 種類の試験燃料として NSRR 燃料破損実験を行った。

2.4 NSRR 燃料破損実験

燃料を発熱させるためのパルス照射は、試験燃料を封入したカプセルを、実験孔内の炉心位置まで吊り下げ、試験燃料に予定の発熱量を与えるべくあらかじめ所定の位置に設定しておいたトランジェント棒を末臨界状態から急速に引抜くことにより行った。試験燃料をカプセル中に組立てた状態を Fig. 8 に示す。カプ

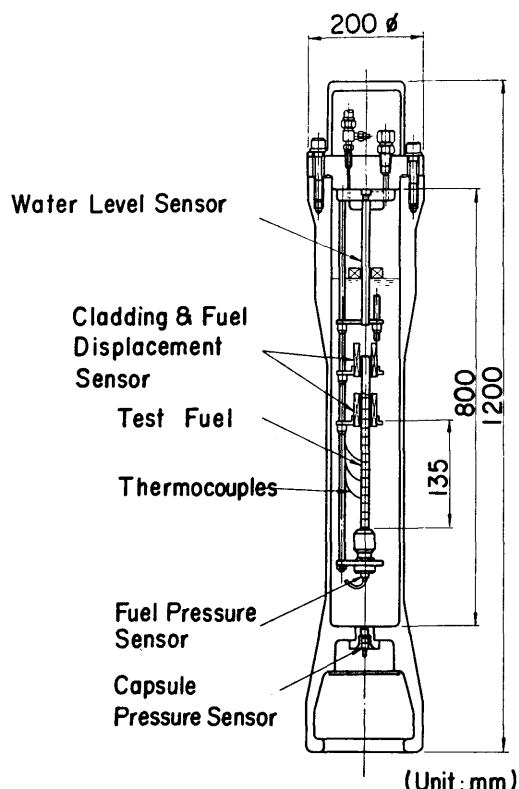


Fig. 8 Standard Water Capsule

セル内の水は、試験燃料の冷却水としての役割りとともに、実験孔内に入ってくる高速中性子を減速し、試験燃料に高い発熱を与える役割りを果たす。

試験燃料とカプセルには、過渡現象計測のために、被覆管表面温度用熱電対 (0.2 mm ϕ Pt/Pt-13% Rh)、燃料棒内圧計 (歪ゲージ型圧力変換器)、カプセル内圧計 (歪ゲージ型圧力変換器) および浮子式水位計等の検出器を取付けた。過渡時の検出器信号は必要に応じて増幅し、一旦応答周波数 80 kHz の磁気テープレコーダーに集録する。

試験燃料の発熱特性は、原子炉がスクラムするまでに試験燃料の単位重量当りに発生する発熱量 (cal/g \cdot UO₂) を単位とし、試験燃料の軸方向および半径方向の発熱分布を考慮して、試験燃料全体の平均値で定義する。試験燃料の発熱量は、原子炉の積分出力に比例するので、代表的な試験燃料について、¹⁴⁰Ba、¹⁴⁰La、⁹⁵Zr 等の核分裂生成物を定量測定して発熱量の絶対値を算出し、これと積分出力との対応を求めておいて、一般の実験では原子炉積分出力から発熱量を定める。

発熱量測定精度は $\pm 10 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以下であることが確かめられている¹⁴⁾。

3. 実験結果と考察

3.1 燃料破損のしきい値と破損状況

健全被覆管の標準燃料についてのスコーピング試験および詳細試験に現われた代表的な照射後燃料の外観を Fig. 9 に示す。図に見られるように、照射後の燃

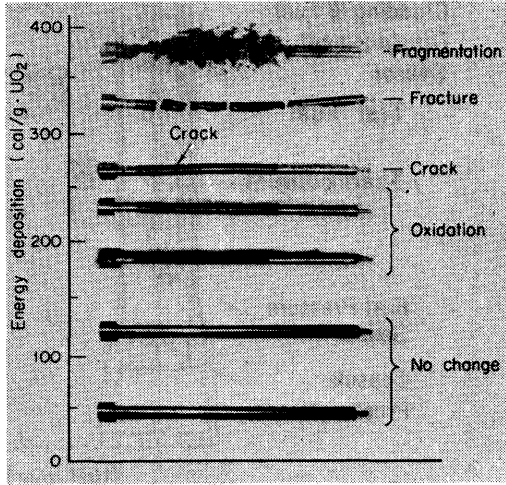


Fig. 9 Appearance of Post-Test Fuel Rods Related with Energy Deposition

料の様相は発熱量の増大に伴って大きく変わる。発熱量の小さな範囲では燃料の外観に何ら変化がみられないが、発熱量が $160 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 程度になると、被覆

管表面に膜沸騰熱伝達の根跡を示す縞模様の着色が生じ、更に増加すると被覆管全表面が黒色に酸化し、わずかに変形（曲りおよび膨れ）が認められるようになる。発熱量が約 $260 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ に達すると、被覆管に円周方向のクラックが生じて燃料は破損する（健全燃料の破損しきい値）。発熱量が更に大きくなると、燃料は数個の小片に分断され、 $380 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になるとペレット・被覆管ともに元の形状を失い、微粒子状になって破損する^{12),15)}。

これに対して被覆管に損耗欠陥がある場合は、損耗部の肉厚は薄くなっているため、高温時に強度が低下して、破損しきい値は低下すると予想される。この破損しきい値の低下度を明確にするために、損耗部深さ 0.3 mm 、 0.4 mm および 0.5 mm の損耗被覆管燃料について、発熱量 $220\sim 260 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の範囲で実験を行い、破損挙動を調べた。実験結果を Fig. 10 に示す。

損耗部深さ 0.5 mm の燃料では、発熱量 $221 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ では破損しなかったが、 $239 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で損耗部の貫通破損を生じ、 $262 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ では燃料は損耗部から2つに分断した。照射後燃料の外観写真を Fig. 11 と Fig. 12 に示す。発熱量 $239 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合は、4ヶ所の損耗部のうちの2ヶ所の中央が同じように破損していた。破損した損耗部の被覆管肉厚は 0.12 mm 程度以下と推定されることから、温度上昇にしたがってこの部分の強度が低下し、燃料内圧の上昇で貫通破損を生じたものと考えられる。損耗部以外の被覆管表面は、健全燃料の場合と同様に部分的に酸化膜剥

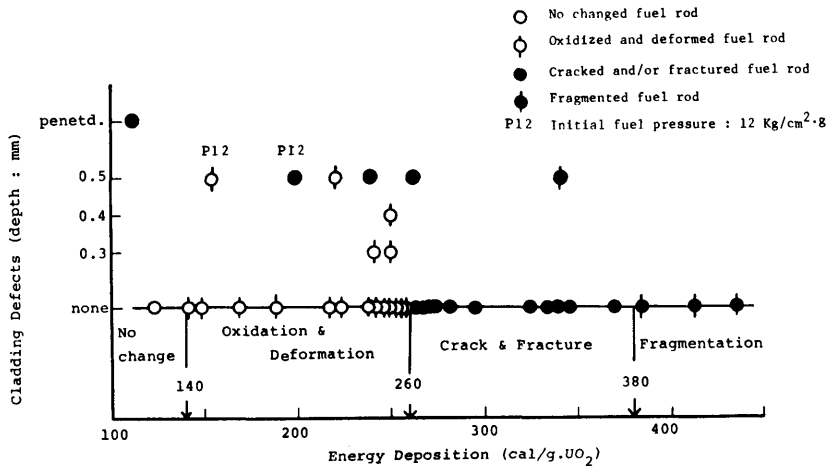


Fig. 10 Result of Fretting Corroded Fuel Rod Tests

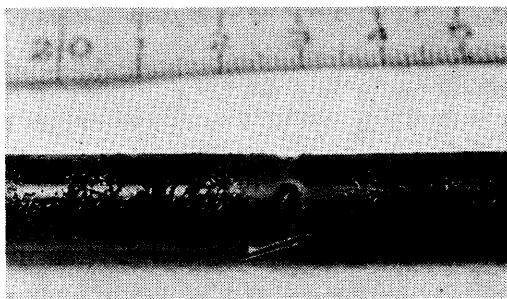


Fig. 11 Post-Test Fuel Rod at 239 cal/g·UO₂ Test

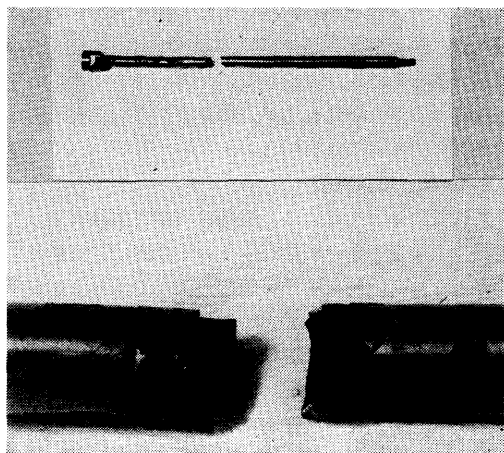


Fig. 12 Post-Test Fuel Rod at 262 cal/g·UO₂ Test

離を生じていたが変形は少なく、健全性も保たれていた。

また、発熱量 262 cal/g·UO₂ の場合は、分断した被覆管部の半周は損耗部、あとの半周はそれより 3~4 mm 上部のペレットとペレットの境界部であった。この発熱量近傍では、ペレット外周部と被覆管内面の溶融が生じており、ペレットと被覆管の一部結合、被覆管の酸化および脆化が進み、被覆管急冷時の収縮力、熱衝撃力等によって、健全燃料では貫通クラックは生ずるが破断には至っていないのに対して、損耗欠陥のある燃料では損耗部が薄肉となり弱体化しているために分断されたものと考えられる。

損耗部深さ 0.4 mm の燃料についての発熱量 250 cal/g·UO₂ の実験、深さ 0.3 mm の燃料についての発熱量 241 cal/g·UO₂ と 248 cal/g·UO₂ の実験では、何れも燃料破損は生じなかった。損耗部深さ 0.5 mm 221 cal/g·UO₂ の場合とともに、これらの燃料破損を

生じなかった場合の照射後の燃料棒外観は、健全燃料の場合と比較して大きな相異はみられなかった。

以上の実験結果により、被覆管に損耗欠陥をもった燃料棒の破損しきい値は、損耗の度合いが小さい場合は標準燃料と変わらないが、損耗度が大きくなると若干低くなることが確かめられた。低下度は損耗部深さが 0.5 mm 程度の場合に約 20 cal/g·UO₂ と小さい。この時の破損機構は、標準燃料が被覆管内面の溶融に起因する貫通クラックの発生であるのに対して、損耗被覆管燃料では損耗部の内圧破損である。

3.2 高発熱量実験

標準燃料では、全発熱量（燃料は破損しないと仮定した場合に生ずる管の発熱量）が約 330 cal/g·UO₂ を過ぎると、UO₂ ペレットおよび被覆管の溶融が進み、被覆管外側の ZrO₂ の薄膜あるいは残っているかもしれない非溶融の金属ジルカロイ層の存在により、溶融金属と冷却水との直接反応はさまたげられているが、被覆管急冷時の熱応力・熱衝撃力・収縮力等によって燃料は幾つかの破片に分断される。全発熱量が約 380 cal/g·UO₂ 以上になると、UO₂ ペレットの溶融あるいは蒸発、封入ガスの体積膨脹等に伴う内圧上昇に被覆管が抗しきれなくなり、溶融した燃料および被覆管は冷却水と激しく反応して水位急上昇や圧力パルス等の機械的エネルギーを発生し、燃料発熱部全体が微粒子状になって破損する¹⁶⁾。

被覆管に損耗欠陥をもった燃料は、このような高発熱量領域でどのような破損挙動を示すかをみることを目的として、損耗部深さ 0.5 mm の損耗被覆管燃料について全発熱量 342 cal/g·UO₂ の実験を行った。その結果、試験燃料は発熱量 253 cal/g·UO₂ の時点で破損し、11 kg/cm²·g のカプセル内圧と、約 10 m/sec の水塊移動速度が計測された。照射後の燃料写真を Fig. 13 に示す。

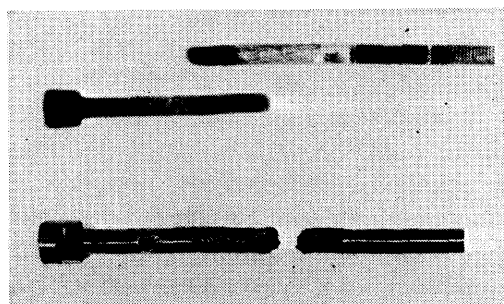
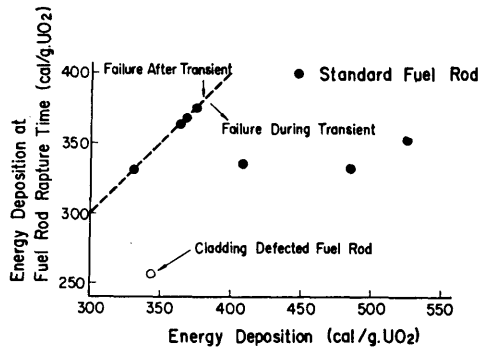
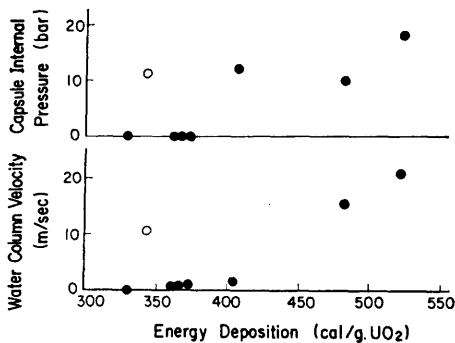


Fig. 13 Post-Test Fuel Rod at High Energy Deposition Test (342 cal/g·UO₂)



(b) Energy Deposition at Fuel Rod Rapture Time



(a) Water Column Velocity and Capsule Internal Pressure

Fig. 14 High Energy Deposition Test

損耗被覆管燃料のこのような破損挙動は、上述した健全燃料の場合と比較して大きく異なっている。高発熱量領域における燃料破損時の発熱量、カプセル内圧および水塊移動速度の比較を Fig. 14 に示す。図から明らかなように、健全燃料では全発熱量が $330 \sim 375 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の範囲にある場合、燃料破損は発熱量が全発熱量近くの時点で生じており、一部微粒子片を伴っているがカプセル内圧の上昇はなく、水塊移動速度も小さい。これに対して本実験では、試験燃料は出力上昇途中の $253 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破損し、カプセル内圧上昇や水位急上昇が生じており、このような激しい破損挙動は健全燃料では全発熱量が $388 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になった場合にみられるものである。本実験の場合は、発熱量 $253 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の時点で、 UO_2 ペレットの熱膨脹・一部溶融により燃料内圧が上昇し、その結果高温になって被覆管強度の劣化した損耗部から内圧破損が生じ、高温の UO_2 が急激に飛出して冷却水と反応し、機械的エネルギーを発生させたものと考えられる。破損した UO_2 ペレットの回収を容易にするために試験燃料の周りに取付けたステンレス鋼製金網が、

燃料有効部の中央の高さで、90 度方向に 2 ケ所破れていたことは、この時の破損が 2 ケ所の損耗部で生じたことを示している。被覆管表面温度は下部（中央より 33 cm 下）で 1500°C 、中央は 1800°C まで上昇しているのに対し、上部（中央より 33 cm 上）は約 800°C と低く、照射後燃料の上半分の被覆管に変形やシワが少なかったのは、この時点の UO_2 飛出しが上部で多かったことを示している。このことは Fig. 13 に示した照射後燃料の X 線写真からも裏付けられる。放出された UO_2 の全量は、装荷量の約 70% であった。

以上の実験結果から、被覆管に損耗欠陥をもった燃料棒は、高発熱量領域で損耗部の内圧破損により健全燃料と異なる破損挙動を示し、圧力パルスや水位急上昇を伴う激しい壊れ方が、健全燃料の場合より低い発熱量で生ずることが明らかとなった。

3.3 加圧燃料実験

これまでの実験により、被覆管に損耗欠陥をもった燃料棒の破損挙動を特徴づけている要因は、局部的に薄肉となった損耗部の耐圧強度の低下であることが明らかとなった。一方、動力炉燃料のバーン・アップの進行に伴う FP ガス蓄積の効果を模擬した健全被覆管の加圧燃料実験においては、燃料棒初期内圧は破損挙動に大きな影響を及ぼすことが確かめられた¹⁷⁾。これらのことから、損耗被覆管燃料の破損挙動も燃料棒初期内圧に影響されることが予想され、本実験シリーズでは、次の段階の実験として、被覆管に損耗欠陥をもった加圧燃料の破損実験を計画している。本節ではそのための予備的な実験として行った 2 回の加圧燃料実験について結果を報告する。

健全被覆管の加圧燃料では、初期内圧 $12 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$ の場合、発熱量 $209 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破損し、 $195 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ では破損しなかった。本実験では、損耗部深さ 0.5 mm の燃料について初期内圧を $12 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$ とし、発熱量 $197 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ と $153 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で実験した。その結果、 $197 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ では破損したが、 $153 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ では破損しなかった。照射後燃料の比較を Fig. 15 に示す。

健全被覆管の加圧燃料では、初期内圧が $30 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$ の場合は被覆管表面温度 900°C 以下で破損し、被覆管のふくれは比較的小さいが、初期内圧 $8 \sim 20 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$ では破損時の被覆管表面温度は $900 \sim 1100^\circ\text{C}$ であり、被覆管の径方向に大きな変形が残るのが特徴である。本実験の場合は 4 ケ所の損耗部のうちの 1 ケ

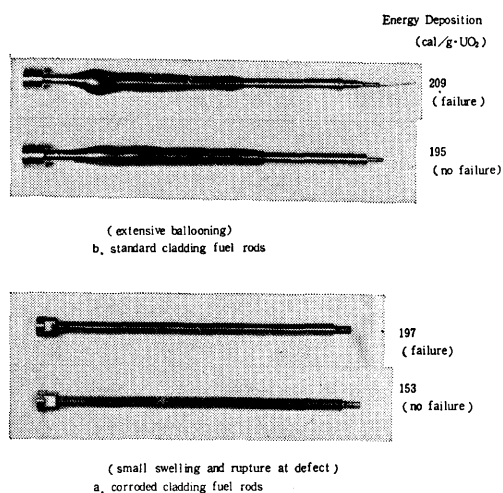


Fig. 15 Post-Test Appearance of Pre-pressurized Fuel Rod Tests (initial pressure 12 kg/cm²·g)

所の中央がわずかにふくれて、小さな破裂口を生じて破損した。損耗部以外の被覆管部のふくれは小さく、被覆管表面温度挙動は、健全被覆管の加圧燃料の場合と異なって、むしろ標準燃料の温度挙動に近い変化を示した。

これらの実験により、被覆管に損耗欠陥をもった加圧燃料の破損形態は、健全被覆管の加圧燃料の場合と異なって損耗部の内圧破損であり、当然のことながら破損しきい値も低下することが確かめられた。

初めに述べたように、フレッチング腐食による被覆管の損耗欠陥は一つの想定事故ではあるけれども、実際の対応で考えれば、燃料装荷初期よりも終期の方により多い現象と考えられるので、損耗被覆管燃料についての FP ガス蓄積による燃料内圧上昇の効果を把握しておく必要がある。次の段階では、損耗被覆管加圧燃料について損耗度と破損しきい値の低下度の関係、また健全被覆管の加圧燃料では常圧の標準燃料と異なる破損挙動を示した最小初期内圧が 8 kg/cm²·g であったが、損耗度が大きくなった場合にこの値はどう変るか等の点の検討を進める。

3.4 浸水燃料実験

本実験は、被覆管損耗部の中央に直径約 2.5 mm の貫通孔をもった燃料を純水中で加熱して気体を十分に排気し、その後全体を徐々に冷やすことによって燃料棒中に水を注入し、貫通孔浸水燃料(浸水量 80%)として実験したものである。

これまでの貫通孔浸水燃料実験としては、発熱部被覆管に直径 0.4 mm の貫通孔のある場合と、直径 1.0 mm の場合の 2 つの実験がある¹⁷⁾。前者では発熱量 123 cal/g·UO₂ の時点で貫通孔の反対側に裂け口を生じ、65 kg/cm²·g の圧力パルスを発生した。また後者では発熱量 113 cal/g·UO₂ で 75 kg/cm²·g の圧力パルスを生じ、開口部は縦方向に裂けて、長さ 5 cm 以上の大きな裂け口となった。

これに対して本実験では、直径 2.5 mm の開口部が薄肉部全体(長径 5 mm×短径 3 mm)に拡大されただけで、圧力パルスも約 9 kg/cm²·g (発熱量 111 cal/g·UO₂) と小さかった。大きな傷口と薄肉となった損耗部が緩衝材として作用し、大きな機械的エネルギーの発生をおさえたものと考えられる。

燃料棒破損時に発生する機械的エネルギーの大きさは、原子炉の安全性評価上の重要な要素の一つである。浸水燃料の場合の機械的エネルギーの発生機構については未だ不明な点はあるが、被覆管に開口部をもった損耗燃料の場合、この点で安全側の傾向が示されたことは興味深い。

3.9 欠陥部の応力解析

これまで述べてきたように、被覆管に損耗欠陥をもった燃料棒の破損挙動は、薄肉となった損耗部の耐圧強度の低下と密接な関連のあることが明らかとなった。本節では被覆管の欠陥部の程度とこの耐圧強度の低下との関係を定量的に評価することを目的として行った応力解析例について述べる。

欠陥部の形は、Fig. 16 に示すような矩形溝型欠陥とし、計算は有限要素法応力解析コード: SSAP を用

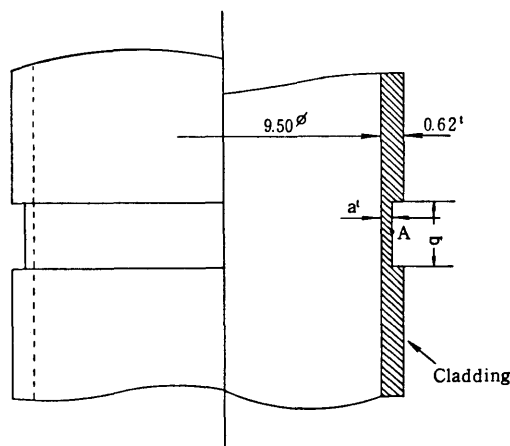


Fig. 16 Vertical Section of Grooved Defect

いて行った。解析条件としては、欠陥部残存肉厚： a と欠陥部長さ： b をパラメータとし、被覆管の1/2部を163個の微小要素に分割して、両端閉じ、内圧負荷の境界条件で解析した。

残存肉厚： a を0.1~0.4 mm とし、欠陥部長さ： b を1 mm と3 mm にとった場合の、残存肉厚比： η と応力増倍比： f の関係を Fig. 17 に示す。ここで η

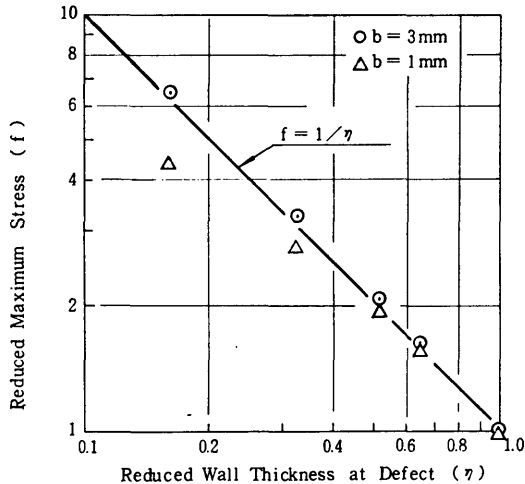


Fig. 17 Relationship between Maximum Stress and Wall Thickness at Defect

と f は夫々次の通りである：

$$\eta = \frac{\text{欠陥部残存肉厚}}{\text{健全な被覆管の肉厚}} = \frac{a}{0.62} \quad (1)$$

$$f = \frac{\text{欠陥被覆管に作用する最大応力}}{\text{健全な被覆管に作用する周方向応力}} = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_0} \quad (2)$$

最大応力は、全ての場合において欠陥底部中央(Fig. 16, A点)の周方向応力であった。図にみられるように、欠陥が深くなって残存肉厚が小さくなる程、当然のことながら最大応力は大きくなる。また、欠陥部の長さ： b が3 mm と比較的に長い場合は、最大応力の増大の様相はほぼ次式に一致する。

$$f = \frac{1}{\eta} \quad (3)$$

一方、欠陥部の長さが1 mm と短かくなると、欠陥が浅い場合は上式に従うものの、欠陥が深くなるにつれて上式より低い応力増倍比を示す傾向にある。

(3) 式の右辺は健全部と欠陥部の肉厚の比であって、厚さ a mm の薄肉被覆管に作用する周方向応力

(350)

と、厚さ 0.62 mm の健全な被覆管に作用する周方向応力との比に等しい。従って、短形溝型欠陥の場合は、欠陥の長さが短かくかつ深い場合をのぞけば、すなわち

$$\frac{b}{0.62-a} \geq 5 \quad (4)$$

ならば、欠陥部の耐圧強度は、減肉部の肉厚と等しい薄肉被覆管の耐圧強度と同程度まで低下することがわかる。また、

$$\frac{b}{0.62-a} \leq 2.5 \quad (5)$$

の場合は、周囲の健全な被覆管によって補強され、その耐圧強度の低下の程度は比較的小さくなることが示された。

今後は、凹状のピッチング欠陥部等の応力解析を進め、被覆管に損耗欠陥をもった加圧燃料における、損耗度と破損しきい値の低下度の関係評価等に役立つ。

4. 結 論

被覆管にフレッチング腐食による損耗欠陥をもった燃料棒について NSRR 燃料破損実験を行い、反応度事故条件下における燃料破損のしきい値、破損機構および燃料破損の結果生ずる機械的エネルギーの大きさ等を調べた。これらの結果を、健全被覆管の標準燃料についての結果と比較検討して、下記の点を明らかにした。

- 1) 燃料破損のしきい値は、損耗の度合いが小さい場合は標準燃料と変わらないが、損耗が大きくなると若干低くなる。低下度は損耗部深さが0.5 mm 程度の場合に約 20 cal/g·UO₂ と小さい。この時の破損機構は、健全燃料は被覆管内面の溶融に起因するクラックの発生であるのに対し、損耗被覆管燃料では、損耗部の内圧破損である。
- 2) 損耗被覆管燃料では、圧力パルスおよび水位上昇等の機械的エネルギーの発生を伴う激しい壊れ方が健全燃料より低い発熱量で生ずる。
- 3) 燃料棒初期内圧 12 kg/cm²·g の損耗被覆管加圧燃料の破損しきい値は、健全被覆管の加圧燃料の破損しきい値より低くなる。この場合は、損耗部の内圧破損が速い時刻に生ずるため、健全被覆管の加圧燃料にみられるような被覆管の著しい膨れは残らない。
- 4) 損耗部の中央に貫通孔のある燃料棒に水を注入し

た浸水燃料実験では、大きな開口部と薄肉となった損耗部が緩衝材として働き、小さな貫通孔浸水燃料の場合よりも安全側の傾向が示された。

次の段階では、機械加工による欠陥燃料の方法等を検討して、損耗度が変わった場合の破損挙動の違い等を調べる。また、被覆管に縦方向の欠陥をもった燃料棒についての実験、および損耗度と燃料初期内圧をパラメータとした損耗被覆管加圧燃料実験を行い、原子炉の安全性を評価する際の安全基準のためのバックデータとして活用をはかる。

謝 辞： 本研究は、船舶技術研究所と日本原子力研究所との共同研究として実施したものである。共同研究の遂行に御協力をいただいた日本原子力研究所東海研究所村主進副所長および能沢正雄安全工学部長に感謝の意を表します。同時に、本研究に関して有意義な討論と助言をいただいた反応度安全研究室員の方々、および NSRR 実験を担当していただいた NSRR 管理室の方々に感謝します。

参 考 文 献

- 1) 石川迪夫, 他: “NSRR 実験報告 (I)”, 原子力誌, 19 [7], 473, 1977.
- 2) 石川迪夫, 他: “NSRR 実験報告 (II)”, 原子力誌, 20 [10], 710, 1978.
- 3) 原子力安全研究協会: “軽水炉用ジルカロイ被覆管の健全性”, 原安協報告-18, 1969.
- 4) Garzarolli, F., et al.: Atomic Energy Review, 17 [1], 31, 1979.
- 5) Zinn, W. H., et al.: Nucl. Sci. Eng., 1 [5], 420, 1956.
- 6) Ergen, W. K.: Nucl. Safety, 5, 231, 1964.
- 7) U.S. AEC.: IDO-19302, 1962.
- 8) Kessler, W. E., et al.: IDO-17194, 1967.
- 9) Taxelius, T. G., et al.: IN-1370, 1970.
- 10) Dickerman, C. E.: Nucl. Safety, 9 [3], 210, 1968.
- 11) Thompson, L. B., et al.: RE-S-76-187, 1976.
- 12) 例えば, 鈴木憲一, 他: “CABRI A 1 試験 (1)”, 原子力学会年会要旨集, 1979.
- 13) 日本原子力研究所安全工学部 NSRR 管理室・反応度安全研究室: “NSRR 臨界および特性試験報告”, JAERI-M 6791, 1976.
- 14) 大西信秋, 他: “NSRR 実験における試験燃料の発熱量の評価”, JAERI-M 7539, 1978.
- 15) 星 葛雄, 他: “反応度事故条件下における末照射燃料の破損挙動”, 原子力誌, 20 [9], 651, 1978.
- 16) 塩沢周策: “NSRR 実験における標準燃料の振舞いに関する一考察”, JAERI-M 7267, 1977.
- 17) 日本原子力研究所安全工学部反応度安全研究室・NSRR 管理室, “NSRR 実験プログレス・レポート・5”, JAERI-M 7554, 1978.