

副本

平成 22 年 (ワ) 591 号

MOX燃料使用差止請求事件

乙B20-6~8号証, 乙B32号証~乙B34号証

提出

右正写しました

弁護士

松

崎

隆



輸入燃料体検査申請書
(玄海原子力発電所第3号機)

原 発 本 第197号
平成19年 9月 3日

経済産業大臣

甘 利 明 殿

住 所 福岡市中央区渡辺通二丁目1番82号

名 称 九州電力株式会社

代表者 代表取締役社長 眞 部 利 應



電気事業法第51条第3項の規定により次のとおり輸入燃料体の検査を受けたいので申請します。

添付書類一

燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐腐食性
その他の性能に関する説明書

目 次

	頁
1. はじめに	1-1
2. 構成材料の概要	1-2
3. ウラン・プルトニウム混合酸化物	1-10
3. 1 耐熱性	1-10
3. 2 耐放射線性	1-11
3. 2. 1 ウラン・プルトニウム混合酸化物ペレットの 照射焼きしまり/スエリング	1-11
3. 2. 2 ガス状核分裂生成物の放出挙動	1-12
3. 3 耐腐食性	1-13
3. 3. 1 ウラン・プルトニウム混合酸化物ペレットと ジルカロイ-4 被覆管の反応	1-13
3. 3. 2 ウラン・プルトニウム混合酸化物ペレットと充填ガスとの反応	1-14
3. 3. 3 ウラン・プルトニウム混合酸化物ペレットと水との反応	1-14
3. 4 その他の考慮事項	1-23
3. 4. 1 ペレット焼結雰囲気について	1-23
3. 4. 2 ペレット不純物について	1-23
4. Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金 (ジルカロイ-4)	1-25
4. 1 ジルカロイ-4 (冷間加工応力除去焼鈍材)	1-25
4. 1. 1 耐熱性	1-25
4. 1. 2 耐放射線性	1-25
4. 1. 2. 1 機械的性質	1-26
4. 1. 2. 2 疲労特性	1-26
4. 1. 2. 3 クリープ特性	1-26
4. 1. 2. 4 照射成長	1-27
4. 1. 3 耐腐食性	1-27
4. 1. 3. 1 酸化腐食による影響	1-27
4. 1. 3. 2 水素吸収による影響	1-28
4. 1. 4 その他の性能	1-28
4. 1. 4. 1 耐 PCI 性	1-28

4. 1. 4. 2 耐摩耗性	1-29
4. 2 ジルカロイ-4 (再結晶焼鈍材)	1-29
4. 2. 1 耐熱性	1-29
4. 2. 2 耐放射線性	1-29
4. 2. 3 耐腐食性	1-29
4. 2. 3. 1 酸化腐食による影響	1-30
4. 2. 3. 2 水素吸収による影響	1-30
5. 析出硬化型ニッケル基合金 (インコネル-718)	1-41
5. 1 耐熱性	1-41
5. 2 耐放射線性	1-41
5. 3 耐腐食性	1-41
6. オーステナイト系ステンレス鋼	1-44
6. 1 耐熱性	1-44
6. 2 耐放射線性	1-44
6. 3 耐腐食性	1-45
7. その他の性能	1-49
7. 1 設計基準	1-49
7. 1. 1 核設計	1-49
7. 1. 2 熱水力設計	1-49
7. 2 原子炉性能に関する主要データ	1-51
8. 参考文献	1-53

表 2-1 燃料集合体主材料の化学成分

構成部品	材料の種類	主成分 (wt%)		不 純 物 (ppm)					
燃料材	ウラン・プルトニウム混合酸化物焼結ペレット (*1)	Pu+U + ²⁴¹ Am	≧ <input type="text"/>	C	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>
		O/M (比率)	<input type="text"/>	F	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>
		プルトニウム組成 (*2)	H	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	
			N	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	
		²³⁸ Pu	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>
		²³⁹ Pu	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>
		²⁴⁰ Pu	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	
		²⁴¹ Pu	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	
		²⁴² Pu	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≦ <input type="text"/>	<input type="text"/>	
		²⁴¹ Am	<input type="text"/>	ボロン当量は <input type="text"/> ppm を超えてはならない。					
XXXXXXXXXX									

(*1) 以下、「MOX ペレット」と称す。

(*2) 平成 20 年 12 月 31 日時点。

表 3-1 二酸化ウランペレットより不純物規定値を緩和した元素

不純物	評価
炭素	[]と同じ規定値としている。
窒素	
ふっ素	[]と同じ規定値としている。
[]	[]は、MOX の ASTM の規定値 ([]) に対して、 []
[]	[]を踏まえて規定している。 []は、 []を踏まえて規定している。 []と []は、熱中性子の吸収断面積が大きく、中性子経済に影響する可能性があるが、その影響は別途ボロン当量として管理している。
[]	[]を踏まえて規定している。 []は融点が低く (約 []℃)、照射中に局部的に熔融しペレットの寸法安定性に影響する可能性があるが、メロックス工場で製造された MOX ペレットの豊富な照射実績 ([]ppm 以下) は規定値 ([]ppm 以下) を下回っている。
[]	[]を踏まえて規定している。 []は融点が低く (約 []℃)、照射中に局部的に熔融しペレットの寸法安定性に影響する可能性があるが、ハルデン炉で MOX ペレット (製造実績 []ppm 未満) が問題なく照射されている。
ボロン当量	中性子経済に影響する可能性があるが、MOX 燃料中のプルトニウムの中性子吸収断面積がウランよりも大きく、また中性子スペクトルが硬くなるため、MOX 燃料では不純物の中性子吸収効果が小さくなることを考慮して、二酸化ウラン燃料でのボロン当量による反応度効果の影響と同等以下になるよう設定している。

PWR向けMOX燃料のプルトニウム富化度について

平成8年2月



三菱重工業株式会社

目 次

用語の説明	i i
1. はじめに	1
2. MOX燃料の適正反応度	2
3. 等価フィッサイル法	6
3. 1 等価フィッサイル法の基礎式	6
3. 2 等価係数	7
3. 3 等価フィッサイル法の精度	10
4. まとめ	20
5. 参考文献	20

2. MOX燃料の適正反応度

PWRに用いられるMOX燃料集合体は異なるプルトニウム富化度を持つ3種類のMOX燃料棒より構成される。MOX燃料集合体の燃料棒配置の例を図2.1に示す。このような富化度分布は集合体内の燃料棒出力分布を平坦にすることを目的として設けられるものである。これに対して、MOX燃料集合体の反応度は富化度分布によって殆ど影響されず、集合体平均のプルトニウム富化度によってほぼ決定される。

上記はMOX燃料集合体内の各燃料棒に含まれるウラン及びプルトニウムの同位体組成（以下、単に同位体組成という）が、1つの集合体内で均一であることを前提とした議論であるが、異なる同位体組成を持つ燃料棒が集合体内に混在する場合にも同様の議論が成り立つ。すなわち、異なる同位体組成を持つ燃料棒が存在する場合にも、集合体内の全燃料棒を仮想的に混合すれば1種類の同位体組成（以下、混合平均同位体組成という）と1つのプルトニウム富化度（以下、混合平均プルトニウム富化度という）が得られるが、混合平均同位体組成と混合平均プルトニウム富化度が共に等しいMOX燃料集合体は、燃料棒毎の内訳には殆ど影響されずほぼ同一の反応度を与える。

本資料では、MOX燃料集合体の反応度を適正化する手法を提示することを目的としているので、燃料棒毎の同位体組成やプルトニウム富化度の違いについては議論せず、集合体平均の同位体組成やプルトニウム富化度のみを取り扱う。よって、以降で同位体組成ないしプルトニウム富化度という場合、これらは混合平均同位体組成ないし混合平均プルトニウム富化度を意味する。

さて、MOX燃料集合体の反応度を適正化する際には、何をもって適正化するかの基準が必要である。本資料では、「 ^{235}U 濃縮度4.1%のウラン燃料集合

体と燃焼度28100MWd/t時点において同一の反応度を与えるMOX燃料集合体」を反応度適正化の基準に据える。ここで、濃縮度4.1%及び燃焼度28100MWd/tは標準3ループPWRプラントにおける標準的ウラン燃料の濃縮度及びサイクル末期の炉心平均燃焼度である。サイクル末期の炉心平均燃焼度において反応度を一致させるということは、MOX燃料集合体をウラン燃料集合体に置き換えてPWR炉心に装荷した場合、ウラン燃料のみの炉心と同一の新燃料装荷体数で同一の運転サイクル長が得られることを意味する。

図2.2には典型的なMOX燃料と ^{235}U 濃縮度4.1%のウラン燃料について、無限増倍率の燃焼による変化を示す。MOX燃料の無限増倍率の燃焼度に対する傾きはウラン燃料よりも緩やかであるため、ウラン燃料の無限増倍率を示す直線と一点で交差することになる。同位体組成を固定して考えると、MOX燃料の無限増倍率を示す直線はプルトニウム富化度を上下することによって、その傾きを保ったままほぼ平行に上下する。したがって、MOX燃料の製造時にプルトニウム富化度を適切に調整することによって、MOX燃料の無限増倍率を燃焼度28100MWd/tにおいて濃縮度4.1%のウラン燃料に一致させることができる。このように、MOX燃料の反応度適正化は、MOX燃料製造時に同位体組成を反映してプルトニウム富化度を調整することによって実現できる。



Fuels Research at the Halden Reactor Project – Selected Results and Plans –

Wolfgang Wiesenack
OECD Halden Reactor Project, Norway

Presented at
Regulatory Information Conference
March 10-12, 2009

1

The HRP Fuels & Materials Research ...

- Addresses safety and economy of power generation in present and future nuclear power plants and aims to
 - Demonstrate reliability and operational flexibility of current and new fuel designs, in particular for high burnup applications
 - Show compliance with safety criteria and assess safety margins
 - Assess measures for plant life extension and mitigation of core component ageing
- Is comprehensive with 10-15 experiments being executed concurrently within the joint HRP program
- Closely involves the participants in the definition and execution of experiments



Instrumentation – a Key Factor in Halden Reactor Experimental Work

In-core instrumentation

is essential for fuels & materials performance studies, providing

- direct insight into phenomena while they are going on
- cross-correlations between interrelated phenomena

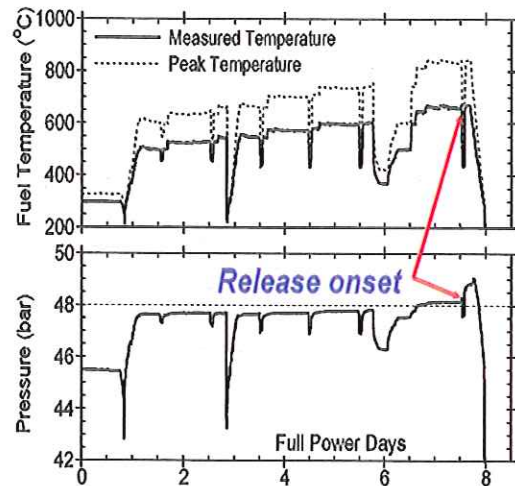
Measurements comprise:

- Pressure in fuel rods
- Fuel temperature
- Elongation of cladding and fuel
- Change of cladding diameter
- Crack growth in materials
- Electrochemical potential, pH and other water chemistry-related variables
- Corrosion



Fuel performance

Simultaneous measurement of temperature and pressure



When everything is in place . . .

Fuels & Materials Programme 2009 - 2011

Fuel High Burnup Capabilities in Normal Operating Conditions

- Long-term Fuel Performance
 - Comparative Integral Irradiation Test on Gadolinia Fuel
 - VVER Fuel Behaviour
 - Helium release from MOX fuel
 - Fission gas release mechanisms
- Integral Behaviour of LWR Fuel at High Burnup
- Tolerable Internal Rod Pressure in Normal Operation
- Fuel Creep
- Iodine Release and Gap Inventory
- Post Irradiation Examinations

Fuel Response to Transients

- Rim Fuel Investigations
- Loss of Coolant

Cladding Creep / Corrosion & Water Chemistry Issues

- Cladding creep
- Cladding Corrosion and Hydriding
- BWR/PWR Crud Deposition

Plant Lifetime Extension

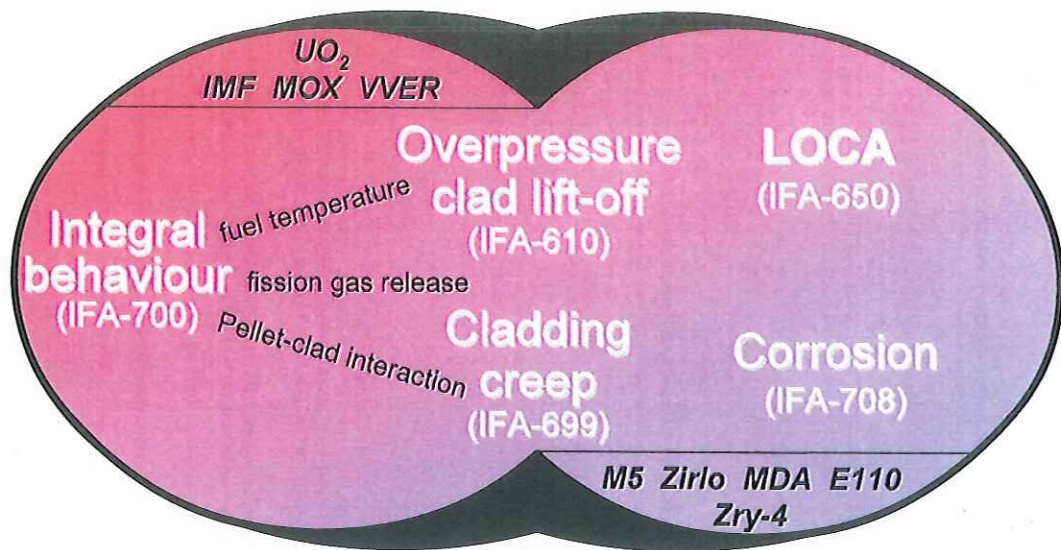
- Crack Growth Rate Investigations
 - PWR Crack Growth Studies
 - BWR Crack Growth Studies
- Crack Initiation Study (Integrated Time to Failure)
- Stress Relaxation Study
- Reactor Pressure Vessel Integrity
- Characterisation of IASCC Test Materials

Development of Instrumentation for Use in Materials Studies

- EIS, ECP, corrosion sensor, ...



Integrated Fuels Testing Approach

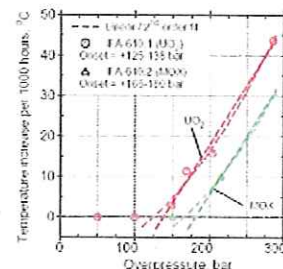
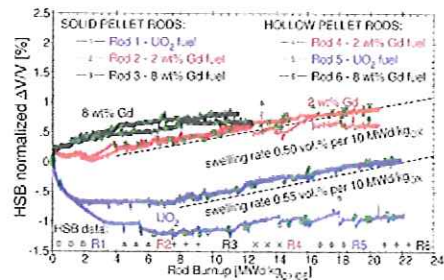


The same or similar fuel and cladding materials are employed in different types of experiments. The data provide a comprehensive picture of performance in different conditions.



Three examples

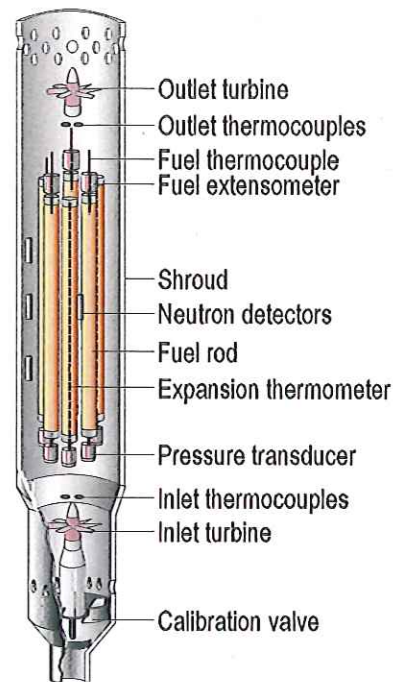
1. Integral behaviour (*fuel performance*)
 - Fuel temperature
 - Fission gas release
 - Dimensional changes
2. Rod overpressure (*safety margins*)
 - Temperature response
 - Hydraulic diameter
 - Fuel-clad contact
3. Loss-of-coolant (*safety criteria*)
 - Ballooning of irradiated fuel
 - Fuel fragment relocation
 - Code validation and development



1

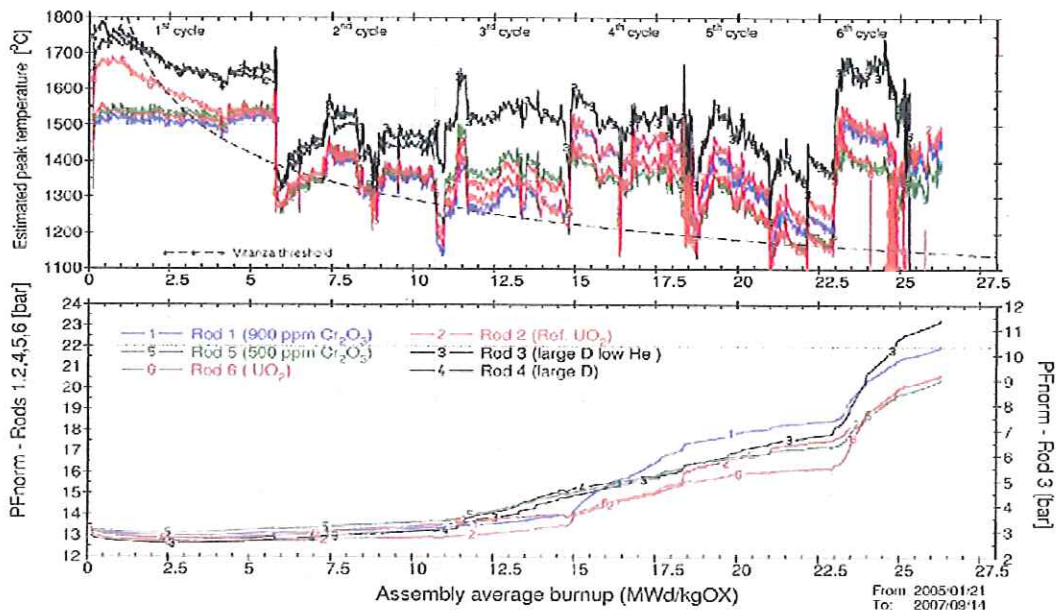
Performance of fuels with additives

- Typical fuels irradiation experiment with 6 instrumented fuel rods
 - 2 fuel thermocouples per rod (*pellet centre temperature*)
 - 1 fuel stack elongation detector (*densification, swelling*)
 - 1 rod pressure transducer (*fission gas release*)
- Several related experiments with similar design and objectives:
 - Fuel with gadolinia
 - VVER fuel
 - MOX fuel



1

Measured: rod pressure and fuel temperature



1

Summary and plans – fuel performance

- Clear correlation between details of temperature history and development of pressure / fission gas release
- Similar fission gas release from all fuels despite differences in microstructure
 - Competition between (?)
 - increased grain size (impedes fission gas release)
 - diffusion enhancement due to additives
- Related plans
 - Experiment on fission gas release mechanisms
 - Helium release from MOX fuel
 - Fuel creep (UO₂, MOX)



2

Fuel rod overpressure / clad lift-off

The potential for fission gas release increases with increasing burnup. Excessive fission gas release can cause the rod pressure to rise beyond system pressure. The consequences are investigated in the Halden Project's experimental series **IFA-610**:

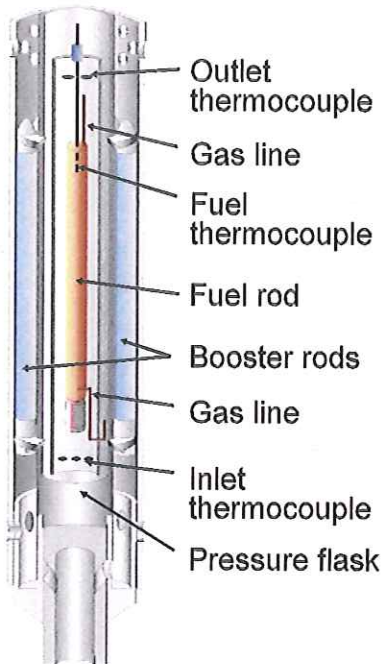
- Establish the overpressure leading to onset of increasing fuel temperature
- Investigate the temperature response at different overpressure levels
- Assess different combinations of fuel and cladding

High burnup instrumented fuel segments are used for these investigations.



2

Measurement possibilities

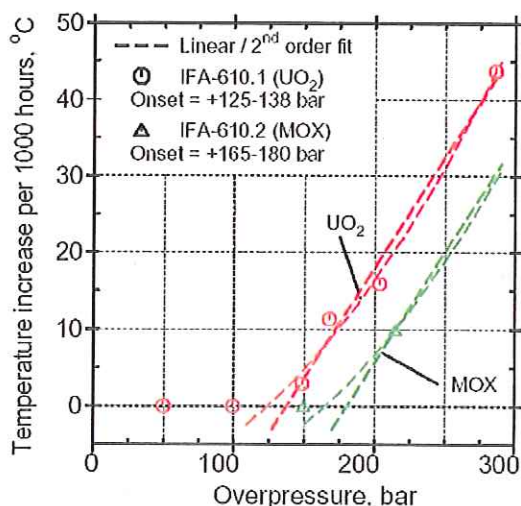


- Fuel centreline temperature and its change (primary clad lift-off indicator)
- Temperature response to fill gas change (argon versus helium) during operation
- Fission gas release by means of gamma-spectroscopy
- PCMI and fuel swelling by means of clad elongation measurements
- Hydraulic diameter
- Coherence between fast response neutron detector (power) and clad elongation



2

Summary and plans – rod overpressure



Typical temperature response to overpressure (system pres. 155bar). None of the tests (6) has shown a temperature increase with less than 100bar overpressure.

Observations

- The rate of temperature increase is correlated with the overpressure
- Thermal feedback occurs only at considerable overpressure (>100 bar), depending on the particular combination of fuel and cladding utilised in the test
- Below this threshold, clad creep-out is sufficiently compensated by fuel swelling, and no net thermal feedback becomes apparent

Plans

- On-going test with BWR fuel
- Thereafter, VVER fuel



3

HRP Loss of Coolant Studies

The Halden reactor IFA-650 test series on LOCA fuel behaviour focuses on in-reactor effects that are different from those obtained in out-of-reactor tests. In particular, the heating from within the fuel rod, in contrast to the external heating of out-of-pile setups, may affect a number of phenomena.

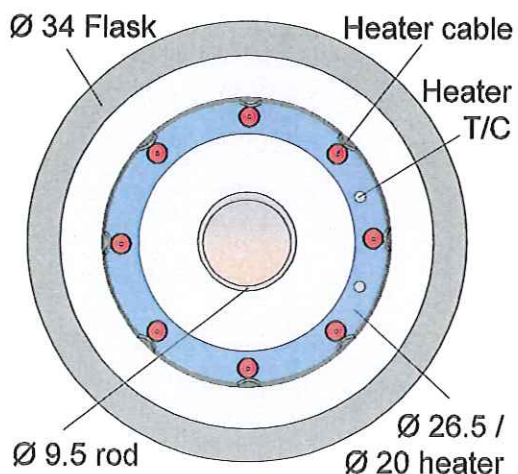
Primary objectives:

- Measure the extent of fuel (fragment) relocation into the ballooned region and evaluate its possible effect on cladding temperature and oxidation
- Investigate the extent (if any) of "secondary transient hydriding" of the cladding above and below the burst region



3

HRP LOCA Experiment design



Cross section of fuel pin, flow separator and pressure tube used in HRP LOCA studies

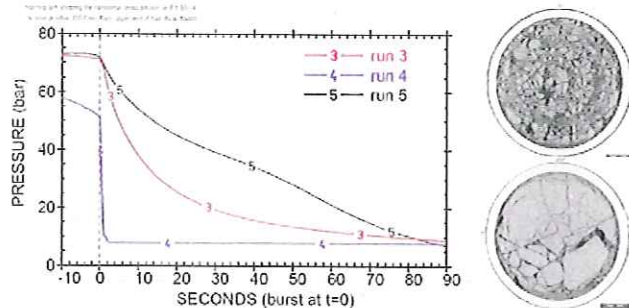
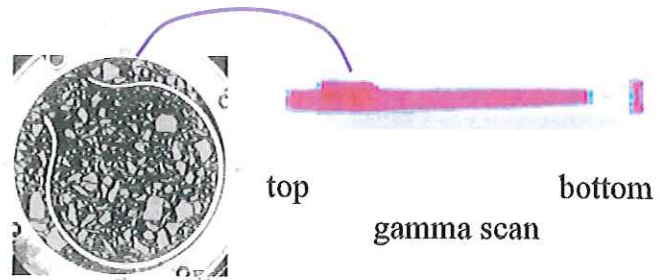
Design Features

- Single rod experiment using high burnup fuel
- Heating provided from within the rod by low level nuclear power simulating decay heat
- Simulation of the thermal boundary conditions with an insulating channel and heated shroud
- Spray system for steam supply
- Possibility for both depressurisation and reflooding
- BWR and PWR conditions
- Instrumentation
 - 2-3 cladding thermocouples
 - rod pressure sensor
 - cladding elongation detector



3 Some results

- High burnup fuel can fragment, relocate into the ballooning volume and be blown out of the cladding
- Rod depressurisation after failure strongly influences fragmentation, relocation and expulsion of fuel
- The data are being used by HRP participants for code validation and development (NEA working group WGFS)



*Icare-Cathare Fraptran-Genflo
Athlet-Tespa/CD Trace-Falcon
Transuranus Trac_PFI Meteor*

3 Summary and plans – LOCA testing

- The Halden LOCA program has investigated the behaviour of high burnup fuel (82-92 MWd/kg)
- Various extents of fuel fragmentation and relocation have been observed, depending on the type of fuel and experimental conditions
- The fuel can be a plug between the ballooning spot and the gas plenum, limiting
 - the ability to supply sufficient gas for driving the ballooning
 - the driving force for axial fuel relocation and expulsion
- The series will continue with high burnup PWR fuel (April 2009), followed by further BWR and VVER fuel behaviour studies under LOCA conditions

以降では、乙B第33号証における下線部及びその関連記載である赤囲み箇所について、参考に訳文を示した。

なお、補足説明が必要と思われる箇所については、【】を付してその旨を記載した。

②

Fuel rod overpressure / clad lift-off

The potential for fission gas release increases with increasing burnup. Excessive fission gas release can cause the rod pressure to rise beyond system pressure. The consequences are investigated in the Halden Project's experimental series **IFA-610**:

- Establish the overpressure leading to onset of increasing fuel temperature
- Investigate the temperature response at different overpressure levels
- Assess different combinations of fuel and cladding

High burnup instrumented fuel segments are used for these investigations.



燃料棒過圧／被覆管リフトオフ

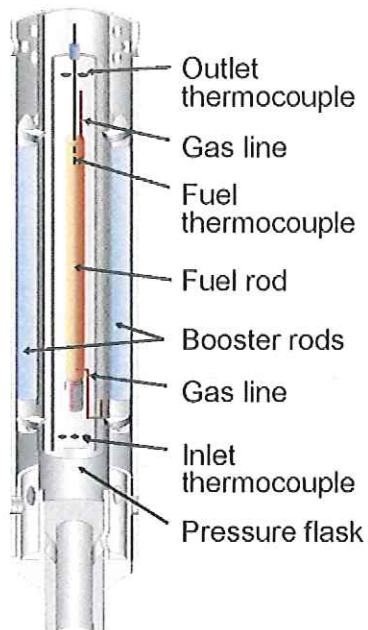
燃焼度の増加に伴って、FP ガス放出が増加する可能性がある。過大な FP ガス放出により、燃料棒内圧がシステム圧力【システム圧力: 試験ループの圧力。1次冷却材の圧力に相当】を超えて増加することが考えられる。これらの成り行きについて、ハルデン計画における IFA-610 試験シリーズにおいて調査されている。

- 燃料温度上昇を引き起こす過圧量【過圧量: 燃料棒内圧がシステム圧力を上回る分の圧力(「燃料棒内圧」=「システム圧力」+「過圧量」)】の設定
- 異なる過圧量レベルにおける燃料温度応答に関する調査
- 異なる燃料(ペレット)と被覆管の組み合わせに関する調査

計装が施された高燃焼度燃料セグメントがこれらの調査に用いられている。

2

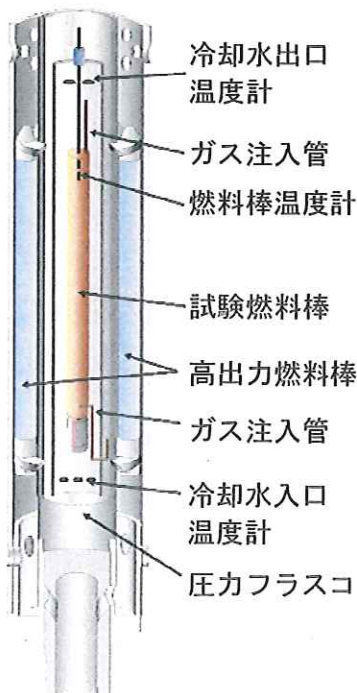
Measurement possibilities



- Fuel centreline temperature and its change (primary clad lift-off indicator)
- Temperature response to fill gas change (argon versus helium) during operation
- Fission gas release by means of gamma-spectroscopy
- PCMI and fuel swelling by means of clad elongation measurements
- Hydraulic diameter
- Coherence between fast response neutron detector (power) and clad elongation

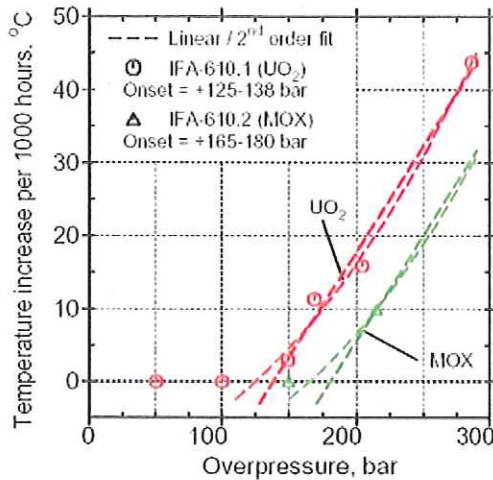


測定可能項目



- 燃料中心温度とその変化(被覆管リフトオフ発生の主たる指標)
- 運転中の注入ガス変更(アルゴン, ヘリウム)による燃料温度応答
- ガンマ線スペクトロスコピーによる FP ガス放出の確認
- 被覆管伸び測定によるペレット-被覆管機械的相互作用(PCMI)および燃料ペレットスエリングの確認
- 水力直径
- 中性子検出器の高速応答と被覆管伸びのコヒーレンス分析

2 Summary and plans – rod overpressure



Typical temperature response to overpressure (system pres. 155bar). None of the tests (6) has shown a temperature increase with less than 100bar overpressure.

Observations

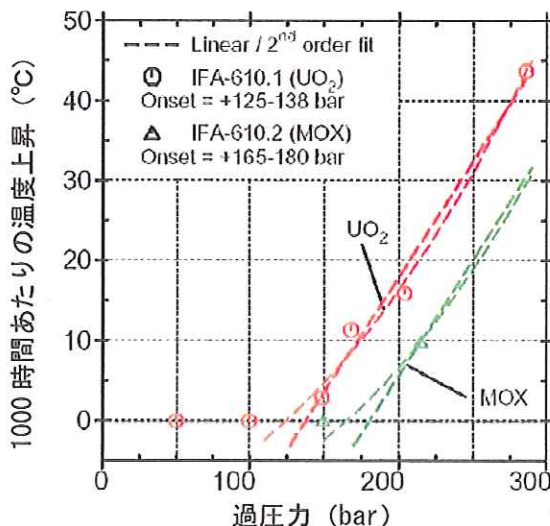
- The rate of temperature increase is correlated with the overpressure
- Thermal feedback occurs only at considerable overpressure (>100 bar), depending on the particular combination of fuel and cladding utilised in the test
- Below this threshold, clad creep-out is sufficiently compensated by fuel swelling, and no net thermal feedback becomes apparent

Plans

- On-going test with BWR fuel
- Thereafter, VVER fuel



まとめと今後の計画－燃料棒過圧試験



過圧に対する典型的な温度応答 (システム圧力 155bar【15.5MPa】)。6 ケース試験を実施しているが、過圧量が 100bar【10MPa】を下回る過圧条件 (つまり、燃料棒内圧が 25.5MPa (システム圧力 15.5MPa + 過圧量 10MPa) を下回る条件) では、温度上昇は発生していない。

観察結果

- 燃料温度増加率は過圧量と相関関係がある
- サーマルフィードバックは、相当の過圧量 (100bar【10MPa】超) においてのみ発生し、試験に用いられた燃料と被覆管の組み合わせに依存する。
- このしきい値以下では、被覆管のクリープアウト【クリープアウト: 被覆管の直径が増加すること】は、燃料ペレットスエリングにより、実効的に打ち消され、実際にサーマルフィードバックが明らかになることは全くない。

今後の計画

- 現在 BWR 燃料による試験を実施中
- その後 VVER による試験を計画

ORIGINAL PAPER

Rod Overpressure/Lift-off Testing at Halden
In-pile Data and Analysis

Wolfgang WIESENACK^{1,*}, Terje TVERBERG¹, Margaret MCGRATH¹,
Erik KOLSTAD¹ and Stephan BÉGUIN²

¹OECD Halden Reactor Project, P.O. Box 173, 1751 Halden, Norway

²Electricité de France, 12-14 Avenue Dutrievoz, 69628 Villeurbanne Cedex, France

(Received January 24, 2006 and accepted in revised form April 20, 2006)

The cladding lift-off experiments at Halden yield direct data for the maximum pressure to which a rod can be operated without causing a lasting fuel temperature increase. UO₂ or MOX fuel segments irradiated to high burnup in light water reactors are equipped with a fuel thermocouple and a cladding extensometer. Gas lines attached to the end plugs are connected to a high pressure system for pressurisation with argon and a low pressure system for hydraulic diameter measurements to study cladding outward deformation and axial gas communication within the fuel rod.

The first experiment of the test series utilised a UO₂ fuel segment irradiated in an LWR to 52 MWd/kgUO₂. The test was operated for 4,400 h PWR conditions (155 bar, 310°C) provided by a loop system. The rod was pressurised starting at 205 bar and increasing to 455 bar in steps of 50 bar, while recording fuel centreline temperature and cladding elongation. The hold times at the different pressure levels were long enough to assess temperature trends.

The measured rates of fuel temperature increase suggest that the necessary overpressure to cause a discernible lasting temperature change was 130–145 bar, equivalent to a cladding hoop stress of 70–77 MPa.

KEYWORDS: fuel rod, overpressure, lift-off, fuel temperature, cladding creep, fuel swelling, cladding elongation, hydraulic diameter, noise analysis, Halden reactor

I. Introduction

The Halden Reactor Project has implemented an extensive experimental program aimed at in-core fuel performance at high burnup. To this end, fuel segments previously irradiated in commercial light water reactors are refabricated and instrumented for further irradiation in the Halden reactor under various operational and experimental conditions.

An important series of experiments, executed in IFA-610 (IFA: Instrumented Fuel Assembly), is related to the issue of rod overpressure-clad lift-off. The background for the phenomenon is the increasing potential for fission gas release with increasing burnup and that excessive fission gas release can cause the rod pressure to rise beyond system pressure. In some countries, regulation requires that the creep-out of the cladding must not open the fuel-clad gap and thus cause increasing fuel temperatures and further, accelerating fission gas release. The studies aim primarily to:

- Establish the overpressure leading to onset of increasing fuel temperature
- Investigate the temperature response at different overpressure levels
- Assess different combinations of fuel and cladding.

To this end, pre-irradiated rods equipped with a fuel centreline thermocouple are subjected to various levels of rod overpressure. Supplementary measurements such as cladding elongation, hydraulic diameter, fission gas release and noise analysis are combined with the primary temperature measurement in order to gain a more complete picture of

fuel performance under rod overpressure conditions.

The paper gives an overview and evaluation of the results obtained from the first experiment in the series that used a PWR fuel segment. When describing and discussing the data, we equate the term lift-off with the state of the fuel where operation at high pressure causes a measurable fuel temperature increase. However, it will become apparent that such a development does not necessarily mean that the cladding separates from the pellet or fuel fragments by opening a gap. In this sense, the term lift-off may be misleading, but was nevertheless retained since it is an established and short expression for this state.

II. Experiment Design

The fuel employed in the first experiment of the series was irradiated in the PWR Gösgen in Switzerland. After refabrication and instrumentation of the segment with a fuel centre thermocouple and a cladding elongation detector, the irradiation continued in the Halden reactor under PWR conditions. The following sections provide an overview of the design parameters and the PWR irradiation history.

1. PWR Irradiation History

The fuel was irradiated in the Gösgen PWR for a total of four cycles; first at an average heat rating of 26–27 kW/m to 29 MWd/kgUO₂, then at an average of 20 kW/m to about 52 MWd/kgUO₂ (all burnup values apply locally to the span from which the segment was cut). The four cycles are depicted in Fig. 1.

*Corresponding author, E-mail: Wolfgang.Wiesenack@hrp.no

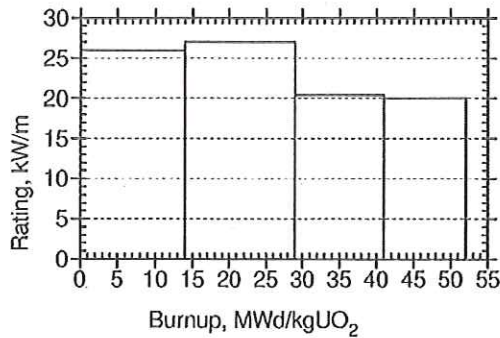


Fig. 1 Irradiation history in Gösgen PWR

Table 1 Design and irradiation parameters

Fuel, as fabricated	
Fuel density	96.1% of th.d.
Enrichment	3.8 wt% ²³⁵ U
Grain size	8.5 μm
Pellet diameter	9.12 mm
Pellet length	11.0 mm
Pellet-clad diametral gap	0.170 mm
Cladding, as fabricated	
Material	Zircaloy-4
State	Partly RX
Outside diameter	10.75 mm
Thickness	0.73 mm
Roughness	1 μm
Irradiated fuel, after re-instrumentation	
Burnup	52 MWd/kgUO ₂
Thermocouple bore	2.3 mm
Thermocouple insertion	50 mm
Active length	422 mm
Waterside oxide thickness	35 μm

2. Parameters of Fresh and Refabricated Fuel

The refabrication was performed in the Kjeller hot lab. A 50 mm long hole was drilled into one end of the fuel stack (after installation into the reactor, the upper end) to accommodate the thermocouple. The segment was then fitted with end plugs which also contain the gas line connection for pressurisation and gas flow as well as a ferritic extension for the cladding elongation measurement. The main parameters of the fresh and irradiated fuel are given in Table 1.

3. Irradiation Rig

The schematics of the lift-off rig design are shown in Fig. 2.

The rig with the test rod was inserted into a pressure flask for generation of PWR thermal-hydraulic conditions. The pressure flask is surrounded by twelve high power fuel rods which generate a fast neutron flux of about 3.5×10^{13} n/cm²·s in the cladding of the test segment.

The gas lines attached to both ends of the test segment connect the rod inner volume with an external high pressure

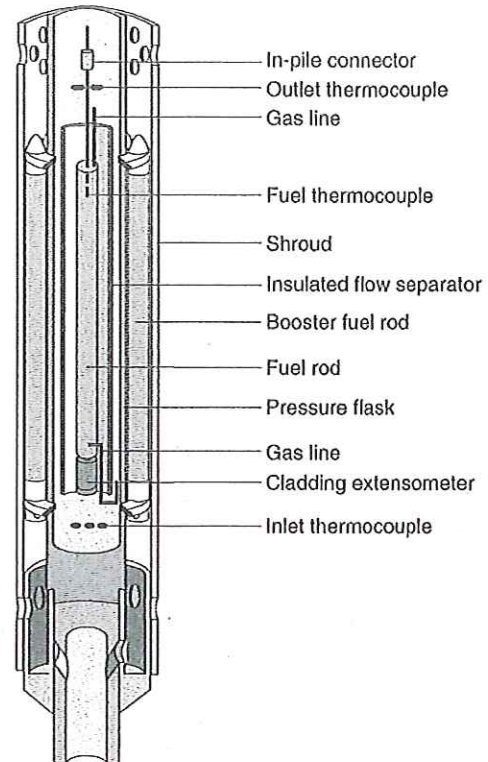


Fig. 2 Layout of irradiation rig

system for providing the overpressure. An absolute pressure of up to 500 bar can be imposed on the fuel rod from inside. The gas lines also make it possible to alternate the fill gas between argon and helium for investigation of gap conductance properties of high burnup fuel. Further, radioactive fission products can be swept out for analysis of fission gas release studies.

In summary, the instrumentation and features of the experiment allow to measure or assess:

- Fuel centreline temperature and its change as the primary indicator of clad lift-off
- Temperature response to fill gas change (argon versus helium) during operation
- Fission gas release by means of gamma-spectroscopy
- Pellet-cladding mechanical interaction (PCMI) and fuel swelling by means of clad elongation measurements
- Hydraulic diameter
- Coherence between fast response neutron detector (power) and clad elongation.

III. Experimental Conditions

1. Power Determination

The power calibration of the experiment was based on standard Halden reactor procedures for calibration in PWR conditions. The calibration establishes a relation between the neutron flux measured by neutron detectors installed in the test rig and the thermal power leaving the fuel rod as heat flow through the cladding. In order to minimise losses and parasitic effects from the rest of the reactor, the test segment

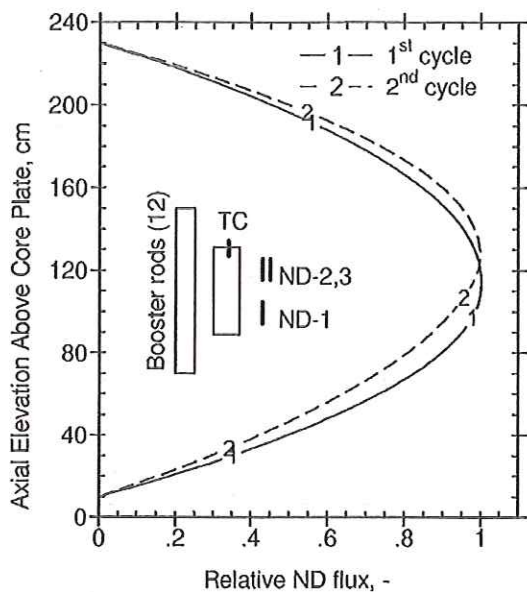


Fig. 3 Neutron flux and power distribution

is contained in an insulating channel for which the coolant flow and heat-up can be accurately determined. The total rod power obtained by this procedure is distributed axially according to the measured axial neutron flux distribution. For the local power at the position of the thermocouple tip, the loss of fuel due to the bore for the thermocouple is taken into account. The shape of the neutron flux and power distribution prevailing for the duration of the experiment is shown in Fig. 3.

2. Thermal-hydraulic Conditions

The experiment was executed under typical PWR thermal-hydraulic conditions which were provided by a high pressure loop system. Throughout the experiment, the following conditions prevailed:

- Pressure 155 bar
- Inlet temperature 310°C
- Mass flow through the test channel 1.28 kg/s (coolant velocity 1.0 m/s).

Inlet and outlet coolant temperatures were measured with coolant thermocouples. The coolant heat-up and flow were also used for a continuous power determination.

IV. Response to Overpressure

The purpose of the experiment required that the fuel be exposed to various levels of overpressure and that the stability or change of the fuel centre temperature be observed over a sufficiently long period. The experiment was therefore run for two operation cycles of the Halden reactor and accumulated about 4400 full power hours. The results are presented in the following sections.

1. Power History

Figure 4 shows the rod average linear heat rating during the test as well as the heat rating at the position of the ther-

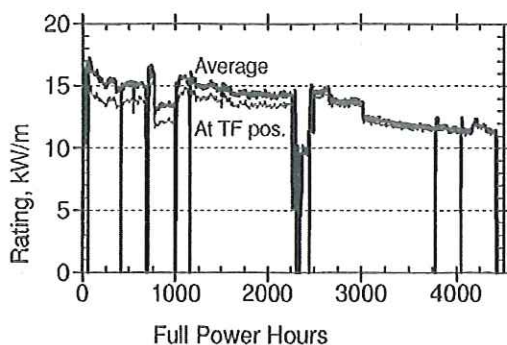


Fig. 4 Power history

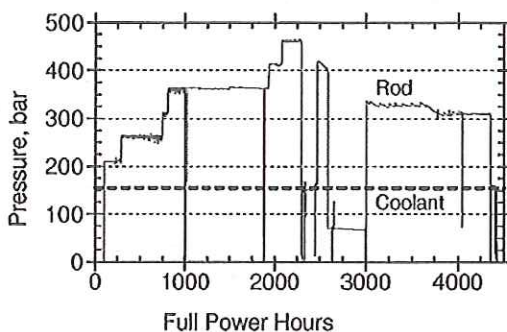


Fig. 5 Pressure history

mocouple. The latter is estimated based on the axial neutron flux profile and the influence of the thermocouple bore. The general trend of decreasing power, especially during the second cycle, is due to fuel depletion. The power was kept in the range 14–16 kW/m during the first 3,000 hours of irradiation, and 11–12 kW/m during the last 1,400 hours.

2. Pressure History and Temperature Response

The test rod was pressurised using argon which has conductivity similar to a mixture of original helium fill gas and released fission gas. This would also make the temperature response more typical and easier to detect compared to using helium for pressurisation. The pressure imposed on the fuel rod was varied in steps of about 50 bar from 50 to 300 bar overpressure (205 to 455 bar absolute pressure). The pressure history is shown in Fig. 5.

Towards the end of the experiment, a small leak in the high pressure system required refilling at regular intervals. Hence the zigzag appearance of the pressure curve during the last 1,400 hours of irradiation.

The holding time for each pressure level varied and was decided during the course of the experiment based on the observed temperature response.

The measured fuel centre temperature shown in Fig. 6 is influenced by power changes due to shut-downs and start-ups and because of fuel depletion.

The possible temperature response to rod overpressure can be made visible by adjusting the measured data to a constant power. Figure 7 shows that the relation between power and temperature is quite linear.

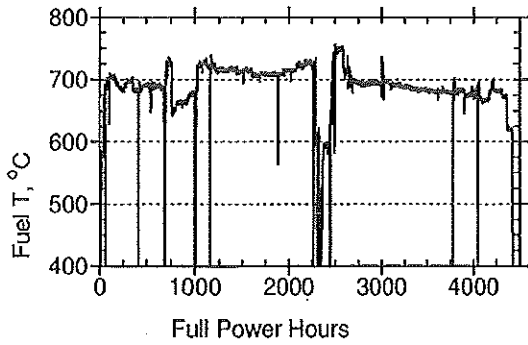


Fig. 6 Temperature history

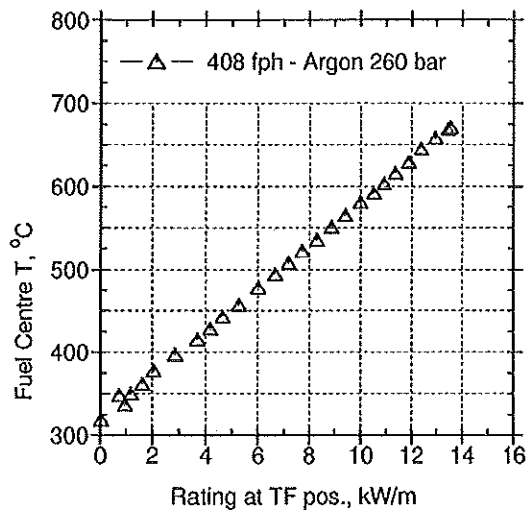


Fig. 7 Typical relation between power and temperature

A normalisation can therefore be based on the data themselves in a straightforward way. In the same way, the influence of coolant temperature variations can be removed. The result of this normalisation is shown in Fig. 8. A general trend of increasing temperature can be noticed.

In correspondence with the pressure history, several periods are labelled in Fig. 8. The evaluation of these periods in terms of temperature change per 1,000 fph is summarised in Table 2.

For periods 1 and 2, no temperature increase due to clad lift-off is considered. Period 4 combines two levels of overpressure, 250 and 300 bar with a weighted average of 286 bar. Since the pressurisation itself causes a temperature increase, a correction is applied to the temperature data of the second part of this period. During period 5, an "underpressure" of -70 bar exists and the cladding is in compression.

In order to isolate the impact of overpressure on thermal feedback, the temperature increase due to conductivity degradation¹⁾ is subtracted from the ΔT estimated with least squares fitting (ΔT corr. in Table 2). The reduced data are shown in Fig. 9.

The temperature increase rate appears to be well correlated with the overpressure as indicated by the linear least

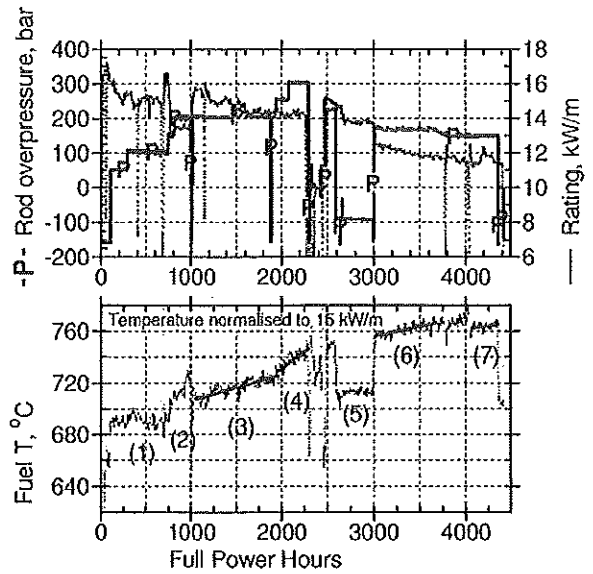


Fig. 8 Fuel temperatures normalised to 15 kW/m

Table 2 Summary of pressurisation

#	Full power	ΔT (°C)			Overpressure (bar)
		l.sq. fit	ΔT corr.	ΔT eff.	
3	1,050-1,940	19.7	3.8	15.9	204
4	1,955-2,290	47.1	3.8	43.3	286
6	3,020-3,675	15.5	4.2	11.3	168
7	4,075-4,350	7.1	4.2	2.9	149

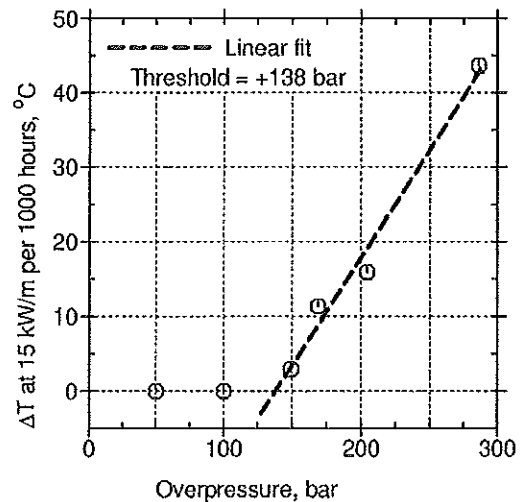


Fig. 9 Summary of temperature response to overpressure

squares fit also shown in Fig. 9. Accordingly, the onset of thermal feedback occurs at about 138 bar overpressure with an uncertainty of ± 9 bar (taking into account the representation with a linear correlation and the uncertainty of the individual data points). This is the approximate overpressure that

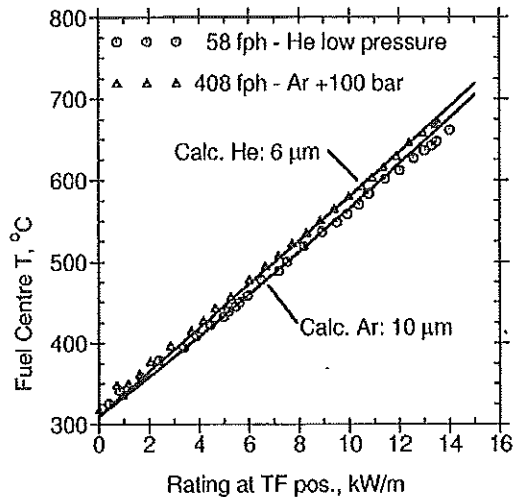


Fig. 10 Fuel temperatures with He and Ar fill gas

represents the lift-off threshold for the particular combination of fuel and cladding utilised in IFA-610.1. It does not mean that there is no clad creep-out below this threshold, but rather that any creep-out is sufficiently compensated, e.g. by fuel swelling, such that no net thermal feedback becomes apparent.

V. Supplementary Data

The design of the experimental rig and the instrumentation allow assessing various aspects of the state of the fuel and fuel performance, thus gaining a more complete picture. The associated data are briefly presented in the following sections.

1. Change of Fill Gas and Fuel Temperature Response

The gas lines required for pressurisation can also be used to change the fill gas of the fuel rod, keeping the fuel geometry (*i.e.* cracking pattern, pellet-cladding gap) essentially unchanged. The rod was initially filled with helium at low pressure (3 bar) and then pressurised to 50 and 100 bar overpressure (205 and 255 bar absolute pressure), compare period 1 indicated in Fig. 8. The result of this early fill gas change is shown in Fig. 10, compared with calculations which assume gap sizes suggested by hydraulic diameter measurements.

The thermal conductivity of argon is much lower than that of helium, and the measured temperatures are therefore higher for the case of argon as fill gas. However, the difference is small which reflects the fact that the pellet-clad gap of high burnup fuel is essentially closed. Such a diminished influence of the gas content (*i.e.* dominated by initial He fill gas or released fission gas) has also been observed in other Halden reactor experiments with temperature measurements on high burnup fuel.¹⁾

Figure 10 also shows a comparison with code calculations. While the general agreement is satisfactory for most practical purposes, discrepancies regarding details of the curve shape can be noticed. The calculated temperature

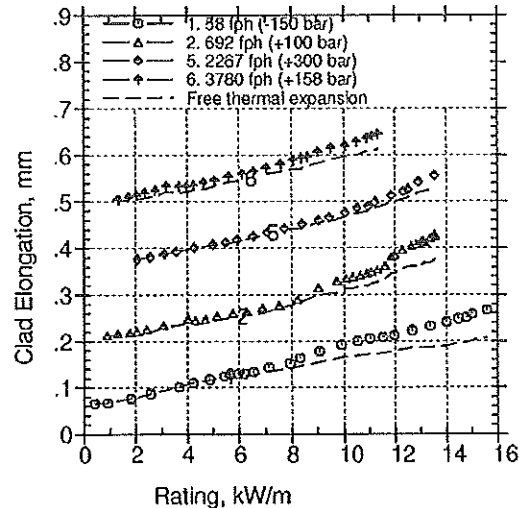


Fig. 11 Cladding elongation at various times during irradiation of IFA-610.1 in the Halden reactor

curve bends upwards, while the measured data are best rendered by a straight line or even a fitting curve with a slight downward bending. Such subtle differences can indicate that the thermal resistances (*e.g.* solid fuel, fuel cracks and fuel-clad gap) are not distributed as commonly assumed in fuel modelling codes.

2. Cladding Elongation Data

Cladding elongation is measured with a ferritic extension attached to the end plug of the test segment and inserted into an LVDT (linear variable differential transformer). Six clad elongation responses to power increases at various times during the irradiation in the Halden reactor are shown in Fig. 11 together with calculated thermal expansion.

Several features can be noted:

- Absence of Strong PCMI

It is an experience from Halden reactor irradiations using high burnup fuel that strong PCMI (cladding elongation is governed by fuel stack elongation) starts approximately at the power to which the fuel was conditioned. In the case of IFA-610.1, the final base irradiation power of 20 kW/m (see Fig. 1) was not exceeded, and strong PCMI is therefore not apparent.

- Deviation from Thermal Expansion

Figure 11 also shows the calculated thermal expansion of the cladding, aligned with the beginning of the power increases. As power is rising, a growing difference between measured and calculated data indicates a gradually increasing contact between pellets and cladding. This is even the case for the last ramp, curve 6, which occurred close to the end of the irradiation after clad lift-off.

- Permanent Cladding Elongation

The elongation curves related to consecutive power ramps are shifted more and more upwards (exception: curve 2), indicating permanent strain accumulated during the intermediate periods at steady state power.

The latter point, permanent cladding strain, is more clearly illustrated in Fig. 12.

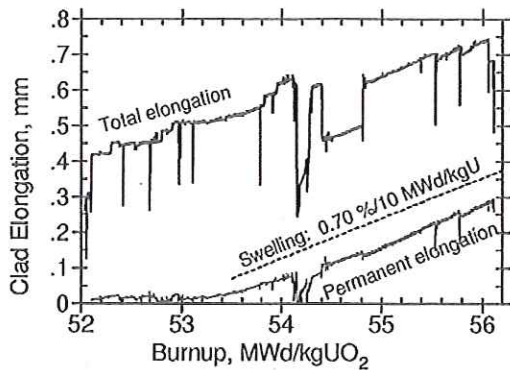


Fig. 12 Permanent elongation

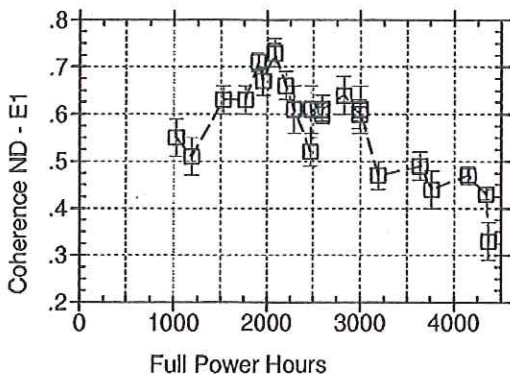


Fig. 13 Coherence between rod power and cladding elongation

After an initial period, the cladding elongation during steady state operation seems to follow solid fission product swelling of the fuel with a volume increase of about 0.7% per 10 MWd/kgU. This feature of high burnup fuel behaviour (fuel swelling is transmitted to the cladding) has also been observed in conjunction with other experiments in the Halden reactor.²⁾ It can be explained with the good contact between fuel and cladding due to bonding which is not broken by clad lift-off.

3. Noise Data

Noise analysis has been applied successfully to Halden reactor elongation data to monitor the onset and degree of PCMI.³⁾ This technique has also been used in IFA-610.1 to study the relation between cladding elongation and power in a state of progressing lift-off.

The coherence between the fast response neutron detector as signal for power and the measured clad elongation is indicated in Fig. 13. The coherence increases slightly until the maximum overpressure is applied. Then it drops gradually until the end of the irradiation.

According to, Ref. 3), a PCMI-free state is characterised by a coherence value < 0.05 , and well developed PCMI has a coherence > 0.2 . During the entire experiment, the coherence stays above the threshold value of PCMI onset (the minimum coherence reached at the end of the irradiation is about 0.43).

Such a behaviour is contrary to the prediction of a simple

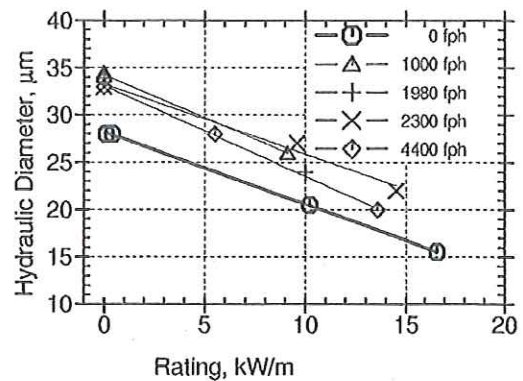


Fig. 14 Hydraulic diameters at different stages of the lift-off experiment

model where fuel and cladding are separated by an annular gap, since any gap opening (*e.g.* due to lift-off) would imply loss of contact and the breaking down of the coherence between power and elongation. The noise analysis thus supports the conclusion derived from the steady state data that considerable contact between fuel and cladding is maintained also in the state of lift-off.

4. Hydraulic Diameter Measurements

IFA-610 allows carrying out hydraulic diameter measurements by means of gas lines attached to the end plugs. A pressure difference is set up between the inlet and outlet manifolds of the lines. The measured gas flow through the rod enables the calculation of the hydraulic diameter. This quantity is regarded as a measure of the space available for gas flow through the fuel stack. It should not be visualised as an annular gap such as the one existing after fabrication and in low burnup fuel.

A total of five gas flow measurements were performed, namely at the beginning of the test, after 1,000 and 2,000 h, at the end of the first cycle, and at the end of the experiment.

The results are shown in Fig. 14.

An increase of about 6 μm is observed between the first and second series of measurements, but thereafter no clear further increase can be deduced, contrary to the continuing clad lift-off apparent from the temperature measurements. This outcome is somewhat surprising and may be a result of the structure of the fuel column. The flow path is not an annular gap that widens with progressing lift-off, but rather a tortuous path through the fuel stack. While the fuel fragments relocate following the expanding cladding, the flow resistance seems to be retained within the limits explored.

VI. Discussion

The outcome of a detailed evaluation of the experiment with a fuel modelling code will depend on the combination of models and material properties embedded in such a program. The discussion in this paper is rather based on data that can be derived from the experiment itself as well as information from related Halden reactor experiments.

The temperature response is the result of an increasing thermal resistance of the fuel due to change of geometry, *i.e.* opening of space within the fuel stack. Two phenomena compete with each other in this process: cladding outward creep under tensile stress, and fuel swelling.

1. Swelling

In the case of IFA-610.1, fuel swelling is apparent through cladding elongation measurements as shown in Fig. 12. The value of 0.7% volume increase per 10 MWd/kgU used in that figure is in line with existing correlations for solid fission product swelling.

For the burnup increment of the test segment for the duration of the experiment, 4.1 MWd/kgUO₂, a fuel diameter increase of 9 μm can be calculated with 0.7% ΔV/V per 10 MWd/kg, assuming isotropic swelling.

2. Cladding Creep-out

Cladding very similar to that of the test fuel in IFA-610.1 was used in the Halden reactor cladding creep experiment IFA-585.4. The creep strain data obtained in this test were compared to an empirical model suggested by Franklin.⁴⁾ Details of the evaluation can be found in Ref. 5).

When the average fast neutron flux, cladding temperature and cladding diameter are inserted into the creep model, the following simplified equation is obtained for the conditions prevailing in IFA-610.1:

$$\Delta D_{\text{creep}} = 0.177t^{0.33}\sigma_{\theta}^{0.597} \text{ (}\mu\text{m)},$$

t: Time (h), σ_{θ} : Circumferential stress (MPa).

Applying this formula to the periods of overpressure (using the strain hardening rule) yields about 40 μm creep-out of the cladding.

3. Measurements and Code Calculation

The measured temperature increase between periods 1 and 7 marked in Fig. 8 is about 65 K of which about 5 K are the result of the higher pressure during period 7 (compare temperature drop during period 5). About 60 K can therefore be attributed to the combined effect of increasing space in the fuel rod and thermal conductivity degradation (about 14 K).

The temperature increase was analysed with the Halden Project's in-house thermal performance analysis tool LWRFTMP. This code assumes, quite conventionally, a gap between pellet and cladding creating a thermal resistance. The gap conductance model employs a contact area function which allows varying between a concentric pellet surrounded by a uniform gap (maximum thermal resistance) and degrees of contact between pellet and cladding (less thermal resistance).

In the case of a concentric pellet, a gap increase of 10 μm is sufficient to produce a 60 K temperature increase (conductivity degradation taken into account according to Ref. 1), but not swelling). With the best estimate contact area model, a gap increase of 28 μm is required. The latter is close to the effective increase of 31 μm which is the difference between clad creep-out and fuel swelling estimated above.

The difference between the potential temperature increase that can be caused by 31 μm effective cladding creep-out and

the actually observed increase indicates a compensating mechanism. For example, this could be a fuel fragment relocation reducing the potential gap, a gap opening more inside the fuel, or a combination of these. Agreement between measured and calculated temperature change can also be obtained by reducing the overall density of the fuel by about 5%. However, this would imply a pellet fragment movement that is much greater (>120 μm) than there is space for – such a modelling approximation cannot be sustained.

The analysis confirms that the observed temperature change is reasonable. However, the details are sensitive to individual models and their combination and thus code dependent. In particular, the model for cladding creep will play a critical role in the analysis. Different cladding types will therefore exhibit individual sensitivities to the lift-off issue.

4. Overall Modelling Considerations

The observations of fuel behaviour given in this paper are difficult to reconcile with the predictive capabilities of models with concentric arrangements of the fuel within the cladding and a dividing gap. An alternative approach, the 'crack compliance model' proposed by Williford *et al.*,⁶⁾ predicts that there is always some contact between the fuel fragments as well as the fuel and the cladding. The model assumes that there is no relative movement between pellets and cladding. While this assumption is at variance with early-in-life behaviour (relative movement is actually measured by fuel stack elongation detectors), it seems to be a good approach for a unified treatment of the mechanical and thermal behaviour of high burnup fuel bonded to the cladding.

VII. Summary

A fuel rod segment, retrieved from a commercial PWR at a burnup of 52 MWd/kgUO₂, was subjected to increasing levels of overpressure. The onset of clad lift-off, defined as discernible increase of the measured fuel centre temperature, was determined to be at 138±9 bar overpressure or 293±9 bar rod inner pressure.

Cladding elongation and hydraulic diameter measurements provided additional information regarding the lift-off process and the evolution of the fuel stack configuration. The following was observed:

- Even during lift-off, fuel stack elongation (swelling) is transmitted to the cladding and visible as permanent elongation.
- Noise analysis (neutron flux and cladding elongation) also indicates continuing contact between fuel and cladding which, however, is becoming weaker as lift-off progresses.
- Hydraulic diameter measurements indicate an initial increase of the space available for gas flow through the fuel column, but this did not continue during subsequent phases of further lift-off.

The experiment has clearly demonstrated that considerable overpressure can be endured before a feedback effect on fuel temperatures is experienced. It provides a validation basis for fuel modelling codes which must also be utilised to interpret details of the observations related to different in-

struments and experimental techniques. It is likely that a conventional model with the separate components of fuel pellet, fuel-clad gap, and cladding will not be able to explain all of the observations in a satisfactory way.

Acknowledgement

The results obtained from the experimental work at the Halden Reactor Project are due to the combined efforts of many staff members. For the lift-off test, Stephan Béguin (EDF) did the first follow-up and pioneering evaluation. His contribution, the contributions of other individuals seconded from organisations participating in the Halden Reactor Project as well as the funding provided by the member countries are gratefully acknowledged. Thanks are also extended to the Gösigen reactor for supporting the Halden Reactor Project programme by providing the test fuel.

References

- 1) W. Wiesenack, T. Tverberg, "Thermal performance of high burnup fuel - in-pile temperature data and analysis," *ANS Topical Meeting*, Park City, Utah, (2000).
- 2) W. Wiesenack, T. Tverberg, "PCMI of high burnup fuel as manifested by different types of instrumentation and measurements in the Halden reactor experimental programme," *Les Journées de Cadarache*, (2002).
- 3) I. Vallejo, J. Blázquez, F. Barrio, "The use of noise analysis for the detection of the pellet-cladding mechanical interaction," *Nucl. Eng. Des.*, **180**, 169-174 (1998).
- 4) D. G. Franklin, G. E. Lucas, A. L. Bement, *Creep of Zirconium Alloys in Nuclear Reactor*, ASTM STP-815, ASTM, Philadelphia, (1983).
- 5) M. A. McGrath, *In-Reactor Creep behaviour of Pre-irradiated Zry-4 under Tensile Hoop Stresses (IFA-585.4)*, HWR-532, (1998).
- 6) R. E. Williford, D. D. Lanning, C. L. Mohr, "A model for the effective thermal and mechanical properties of cracked UO₂ pellets," *Nucl. Technol.*, **56**, 340-350 (1982).

以降では、乙B第34号証における下線部及びその関連記載である赤囲み箇所について、参考に訳文を示した。

なお、補足説明が必要と思われる箇所については、【】を付してその旨を記載した。

ハルデン炉における燃料棒過圧量／リフトオフ試験 炉内計測データと解析

ウォルフガング・ヴィズナック¹、テリエ・ティヴァーベリ¹、マーガレット・マクグラ¹、エリック・コルスタッド¹、ステファン・ベガン²

¹ OECD ハルデン炉計画

² フランス電力会社(EDF)

(2006年1月24日受信, 2006年4月20日改訂版受理)

ハルデン炉における被覆管リフトオフ試験【被覆管リフトオフ試験：被覆管の膨張速度がペレットの膨張速度を上回りギャップが増大することにより、燃料温度が上昇する事象を確認する試験】は、燃料棒が、燃料温度の継続的な上昇を引き起こすことなく運転が可能となる最大の圧力に関する直接的なデータを生み出している。軽水炉において高燃焼度まで照射されたUO₂またはMOX燃料セグメントには、燃料熱電対および被覆管伸び計が取り付けられている。燃料セグメントの両端部にはガス注入管が取り付けられ、加圧のためのアルゴンガスによる高圧システムと、被覆管の外向き変形と、燃料棒内軸方向での局所閉塞有無に関する研究のための水力直径測定用の低圧システムに接続されている。

当該試験シリーズの最初の試験では、軽水炉にて52MWd/kgUO₂まで照射されたUO₂燃料セグメントを用いた。本試験は、試験ループシステムによりPWR環境(155bar【15.5MPa】、310°C)が形成された条件において4400時間の運転が行われた。燃料棒は、試験開始時にまず205bar【20.5MPa】に加圧され、50bar【5MPa】刻みで455bar【45.5MPa】まで上昇させる間、燃料中心温度および被覆管伸びが測定された。いくつかの異なる圧力レベルにおける保持時間は、燃料温度の傾向を評価するのに十分な長さであった。

測定された燃料温度上昇率からは、認識可能な継続的な燃料温度変化を引き起こすのに必要な過圧量【過圧量：燃料棒内圧が試験ループのシステム圧力を上回る分の圧力(「燃料棒内圧」=「システム圧力」+「過圧量」)】は、130-145bar【13-14.5MPa】程度であり、被覆管の周方向応力に換算して70-77MPaに相当することを示している。

キーワード：燃料棒、過圧量、リフトオフ、燃料温度、被覆管クリープ、燃料スエリング、被覆管伸び、水力直径、ノイズ分析、ハルデン炉

I.序

ハルデン炉計画では、高燃焼度における炉内の燃料のふるまいに関連する、幅広い試験プログラムを実施している。この目的に向け、ハルデン炉において、様々な運転条件や試験条件の下で、さらなる照射試験を実施するため、商業軽水炉にて照射された燃料セグメントが、【試験燃料棒として】再製作され、計装装置が取り付けられた。

重要な試験シリーズの一つである、IFA-610(IFA:計装装置の取り付けられた燃料集合体)は、燃料棒の過圧量と被覆管リフトオフの問題に関連するものである。この事象に関する背景は、燃焼度の増加に伴い、

FPガス放出が増大し、この結果、システム圧力【システム圧力：試験ループの圧力。1次冷却材圧力に相当】を超える燃料棒内圧上昇の可能性である。いくつかの国々では、規制上の要求事項として、燃料温度の上昇と、さらなるFPガス放出の加速を引き起こすことから、被覆管のクリープアウトにより、燃料【ペレット】と被覆管の間隙【ギャップ】が開いてはならないとしている。本研究の目的は主として以下の点にある。

- 燃料温度上昇を引き起こす過圧量の設定
- 異なる過圧量レベルにおける燃料温度応答に関する調査
- 異なる燃料【ペレット】と被覆管の組み

合わせの影響調査

このため、燃料中心に温度測定用の熱電対が取り付けられた照射済みの燃料棒が、いくつかの過圧条件での試験に供されている。燃料棒の過圧条件下における燃料ふるまいについて、より完全なる全体像を得ることを目的に、被覆管の伸び、水力直径、FPガス放出およびノイズ分析といった補足的な測定が、主目的である燃料温度測定と組み合わせて行われている。

本論文は、PWR燃料セグメントを用いた本試験シリーズの最初の試験の概括と評価についてまとめている。本論文中におけるデータの記述や議論において、リフトオフという用語は、高圧条件下における運転が、測定可能な燃料温度の上昇を引き起こしている状態を指している。しかしながら、そのような事実は、間隙【ギャップ】が開き、被覆管がペレット、あるいは燃料セグメントから分離するという事実を、必ずしも意味しないことは明らかである。この観点からは、リフトオフという用語は、誤解を与えるかもしれないが、そのような燃料状態を表す用語として確立された用語であることから、本論文ではそのままとした。

II. 試験計画

本試験シリーズの最初の試験において用いられた燃料は、スイスのPWRゲスゲン炉にて照射されたものである。【試験燃料棒としての】再製作および燃料中心温度測定用熱電対および被覆管伸び計取り付けに続いて、ハルデン炉においてPWR条件下において照射が行われた。以降に、設計パラメータおよびPWR照射履歴についての概要を示す。

1. PWR照射履歴

燃料はゲスゲンPWRにおいて計4サイクル照射された。まず平均出力26-27kW/mから29kW/mで照射され、続いて平均出力20kW/mで約52MWd/kgUO₂まで照射された。(なお、ハルデン炉試験に供されたセグメントが切り出されたスパンにおける局所的なすべての燃焼度情報が適用されている)。

4サイクル出力を図1に図示する。

2. 初期製作時と再製作時の燃料パラメータ

【試験燃料棒としての】再製作はシェラー研究所ホットラボ【照射済燃料試験設備】にて行われた。熱電対を収納するため、50mm長さの孔が、燃料スタック部の一方の端部に穿孔された。(なお、この孔は原子炉への装荷後に上端部に位置する。)

燃料セグメントにはその後両端部に、加圧およびガスフロー試験のための、ガス注入装置との接続が可能な端栓が取り付けられ、また、被覆管伸び測定のための鉄芯が取り付けられた。初期製作時と照射後の主要な燃料パラメータを表1に示す。

3. 照射リグ

リフトオフ試験のためのリグ設計の概要を図2に示す。

1本の燃料棒を含む照射リグは、PWRの熱水力条件とするため、圧力フラスコの中に挿入されている。圧力フラスコは、試験燃料棒セグメントの被覆管付近において約 3.5×10^{18} n/cm²·sの高速中性子束を生成するため、12本の高出力燃料棒に取り囲まれている。

ガス注入系が、試験燃料棒セグメントの両端部を介して燃料棒内部の自由体積につながられ、過圧状態を与えるため、外部の高圧システムと接続される。燃料棒内は、絶対圧にして500bar【50MPa】まで加圧することができる。ガス注入系は、高燃焼度燃料におけるギャップ熱伝達率特性を調査するため、アルゴンとヘリウムの両者のガスを使い分けることができる。さらに、FPガス放出に関する研究のため、放射性FPを捕集可能である。

まとめると、本試験の装置と特徴により、以下の項目について測定または分析が可能である。

- 被覆管リフトオフ発生の主たる指標として、燃料中心温度とその変化
- 運転中の注入ガス変更(アルゴン、ヘリウム)による燃料温度応答
- ガンマ線スペクトロスコーピーによるFPガス放出の確認
- 被覆管伸び測定によるペレット-被覆管機械的相互作用(PCMI)および燃料ペレットスエリングの確認
- 水力直径

- 中性子検出器の高速応答と被覆管伸びのコヒーレンス分析

III. 試験条件

1. 出力同定

本試験における出力校正は、PWR 条件におけるハルデン炉の標準要領によって実施された。この校正により、リグに設置された中性子検出器による中性子束と、燃料棒から被覆管を通じて放出される熱出力の関係が確立される。欠損や、原子炉の他の部分からの系統的な影響を最小化するため、本試験の燃料棒セグメントは隔離水路の中に入れられ、冷却材流量および熱量増分は正確に測定可能である。本要領に基づいて得られた燃料棒の総合出力は、測定された軸方向の中性子束分布に基づき、軸方向に配分された。熱電対位置における局所的な出力については、【熱電対を納めるための】中空孔の存在による出力欠損を考慮している。試験中の中性子束および出力分布の形状を図3に示す。

2. 熱水力条件

試験は、高圧ループシステムを用いて、典型的な PWR 熱水力条件にて行われた。試験を通じて、以下の条件である。

- 圧力 155bar【15.5MPa】
- 入口温度 310°C
- 試験水路の質量流量 1.28kg/s (冷却材流量 1.0m/s)

入口と出口温度については、冷却材用の熱電対を用いて測定された。冷却材の加熱量および流量は継続的な出力同定に用いられた。

(中略)

IV. 過圧量に対する応答

(1.略)

2. 圧力履歴および温度応答

試験燃料棒は、初期に加圧されるヘリウムガスと燃料から放出される FP ガスとの混合ガスと似た熱伝導率であるアルゴンを用

いて加圧された。これにより典型的な温度応答を得ることができ、また、ヘリウムによる加圧よりも、簡単に温度の応答を検知することができる。燃料棒に加えられた圧力は、過圧量にして 50bar【5MPa】から 300bar【30MPa】(絶対圧力として 205bar【20.5MPa】から 455bar【45.5MPa】)にかけて、約 50bar【5MPa】刻みで変化させた。圧力履歴を図5に示す。

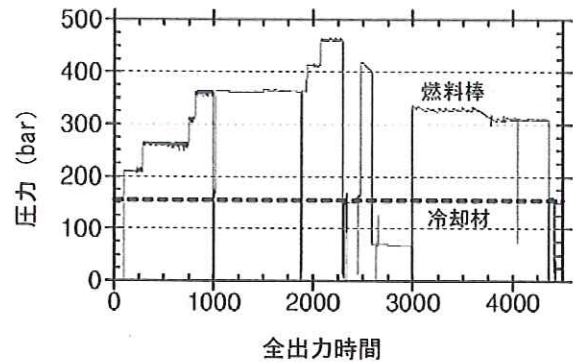


図5 圧力履歴

(中略)

V. 補足データ

(1.2.3.略)

4. 水力直径測定

IFA-610 は、試験燃料棒の両端にガス注入装置を取り付けており、燃料棒内の水力直径を測定することが可能である。ガス注入装置の燃料棒入口と出口部分での圧力差を測定することにより、【燃料棒内部の】水力直径を算出することができる。この水力直径の値は、ガスが通り抜けることが可能な、燃料有効長部分内の空隙の量と見なすことができる。ただしこの空隙は、製造時あるいは低燃焼時点においてみられるような明らかな環状のペレット-被覆管ギャップとして可視できるようなものではない。

試験開始時、約 1000 時間照射後、約 2000 時間照射後、第 1 試験運転サイクル終了時、及び第 2 試験運転サイクル終了時の合計 5 回、ガス注入系による水力直径測定試験が行われた。

結果を図 14 に示す。

第 1 回目【試験開始時：燃料棒内圧 0MPa】と第 2 回【約 1000 時間照射後：燃料棒内圧約 35.5MPa】の間で、約 6 μ m の水力直径の

増加が観察された。それ以降【約 1000 時間照射後以降：燃料棒内圧が最大で 45.5MPa に達している】の測定では、別途測定している燃料温度の測定結果からは明らかに被覆管リフトオフが発生していると推定されるのに反し、明確な水力直径の増加は認められていない。

この結果は幾分驚きである。燃料棒内部のガスの流路は、被覆管リフトオフにより、きれいに環状のペレット・被覆管ギャップが開いて形成されるわけではなく、ペレットの内を曲がりくねって形成されるのかもしれない。被覆管の膨張に伴い、ペレットもリロケーションにより追隨していく一方で、ガスの流れにくさは、測定限界以内に維持される。

(中略)

VII. まとめ

燃焼度 52MWd/kgUO₂ の商業用 PWR から取り出した燃料棒セグメントについて、過圧レベルを増加させる試験に供された。被覆管リフトオフの開始時点は、燃料中心温度の上昇が認められる時点と定義され、過圧量で 138±9bar 【13.8±0.9MPa】、すなわち燃料棒内圧で 293±9bar 【29.3±0.9MPa】であると確認された。

被覆管伸び及び水力直径の測定により、被覆管リフトオフの推移及び燃料ペレット形状の変化に関する追加情報が得られ、以下の事項が観測された：

- ・ 被覆管リフトオフが発生している期間においても、燃料スタックの伸び（スエリング）は被覆管に伝達され、被覆管の恒久的な伸びとして確認された。
- ・ ノイズ分析（中性子束及び被覆管伸び）によっても、燃料と被覆管が（被覆管リフトオフの進展の結果弱まるものの）連続して接触していることが示されている。
- ・ 水力直径の測定結果からは、燃料棒内をガスが流れる空隙は初期に増加するものの、この増加は、後続の被覆管リフトオフ段階において継続しなかったことが示されている。

この試験では、燃料温度のフィードバック

効果が現れるまでには、かなりの過圧量が許容されることが明確に示された。このことは、様々な測定機器や試験手法に関連している観察事項の詳細を解釈するためにもまた必要不可欠である燃料モデリングコードの妥当性確認の基礎情報を与えるものである。燃料ペレット、燃料被覆のギャップ及び燃料被覆管を個別の要素として扱う従来のモデルでは、これらの観測結果の全てを十分には説明できないと思われる。