

EDC試験手法による反応度事故時の 燃料被覆管破損に及ぼす水素化物偏在及び 2軸応力状態の影響の評価

The Evaluation of the Influence of Hydride Rim and Biaxial Stress Condition
on the Cladding Failure under a Reactivity-initiated Accident
by Using EDC Test Method

篠崎 崇 三原 武 宇田川 豊 杉山 智之
天谷 政樹

Takashi SHINOZAKI, Takeshi MIHARA, Yutaka UDAGAWA, Tomoyuki SUGIYAMA
and Masaki AMAYA

安全研究・防災支援部門
安全研究センター
原子炉安全研究ユニット

Reactor Safety Research Unit
Nuclear Safety Research Center
Sector of Nuclear Safety Research and Emergency Preparedness

December 2014

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2 番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Institutional Repository Section,
Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

EDC 試験手法による反応度事故時の燃料被覆管破損に及ぼす水素化物偏在及び 2 軸応力状態の影響の評価

日本原子力研究開発機構 安全研究・防災支援部門

安全研究センター 原子炉安全研究ユニット

篠崎 崇^{*}、三原 武、宇田川 豊、杉山 智之、天谷 政樹

(2014 年 11 月 7 日 受理)

EDC(Expansion-Due-to-Compression)試験は、燃料被覆管の機械特性試験の一手法であり、反応度事故(Reactivity-Initiated Accident、RIA)時におけるペレット-被覆管機械的相互作用(Pellet-Cladding Mechanical Interaction、PCMI)に着目した試験手法である。本研究では、高燃焼度燃料被覆管に見られる“水素化物リム”を模擬するために外周部に水素化物を偏析させた未照射被覆管を使用し、高燃焼度燃料の RIA 時に被覆管に負荷される機械的条件を模擬した EDC 試験を実施した。試料の水素濃度および偏析した水素化物の厚みが増加すると、試験後試料の周方向残留ひずみが低下する傾向が見られた。また、RIA 時に被覆管外面の水素化物に発生するき裂を模擬するため、外面に予き裂を有する被覆管(Roll-After-Grooving tube、RAG 管)を作製し、この試料を対象とした EDC 試験を行った結果、試料の予き裂深さが増加するにつれて破損時の周方向全ひずみが低下する傾向が見られた。さらに、RAG 管試料に軸方向引張荷重を負荷することで 2 軸応力状態とし、EDC 試験を実施した。このような 2 軸応力状態では、単軸引張条件である通常の EDC 試験と比較して破損時の周方向全ひずみが低下する傾向が見られた。

The Evaluation of the Influence of Hydride Rim and Biaxial Stress Condition on the Cladding Failure under a Reactivity-initiated Accident by Using EDC Test Method

Takashi SHINOZAKI✉, Takeshi MIHARA, Yutaka UDAGAWA,
Tomoyuki SUGIYAMA and Masaki AMAYA

Reactor Safety Research Unit, Nuclear Safety Research Center,
Sector of Nuclear Safety Research and Emergency Preparedness
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 7, 2014)

EDC (Expansion-Due-to-Compression) test is one of the test methods on the mechanical property of fuel cladding tube, and it focuses on the stress condition generated by PCMI (Pellet-Cladding Mechanical Interaction) under a RIA (Reactivity-Initiated Accident). In this study, we conducted EDC tests which simulated the mechanical conditions in the high burnup fuel cladding during a RIA. Specimens were unirradiated cladding tubes with the hydride segregated densely at the periphery of tube in order to simulate “hydride rim” that is a typical morphology of hydride observed in the high burnup fuel cladding. Circumferential residual strain observed in post-test specimens tended to decrease with increasing hydrogen concentration and the thickness of hydride rim. We also prepared the cladding tube with a pre-crack on its outer surface (Roll-After-Grooving tube, RAG tube) in order to simulate a crack generated during a RIA in the hydride rim, and performed EDC tests. In these EDC tests, circumferential total strains at failure tended to decrease with increasing the depth of the pre-crack of RAG tube specimen. Furthermore, we conducted EDC tests for RAG tube specimens under biaxial stress conditions. It was observed that circumferential total strain at failure under biaxial stress conditions tended to decrease compared to the results of the EDC tests under uniaxial tensile condition.

Keywords: Reactivity-initiated Accident, High Burnup Fuel, Cladding Failure, EDC Test, Hydride Rim, Mechanical Properties, Biaxial Stress Condition, Strain at Failure, Strain Rate, RAG Tube

✉ Collaborating Engineer

目 次

1. はじめに	1
2. 試験方法	2
2.1 試料	2
2.2 EDC 試験	2
3. 試験結果	4
3.1 水素偏在管を用いた単軸試験	4
3.2 RAG 管を用いた単軸試験	5
3.3 RAG 管を用いた 2 軸試験	6
4. 考察	9
4.1 水素偏在の影響	9
4.2 予き裂の影響	10
4.3 応力状態の影響	11
5. まとめ	13
参考文献	15
付録 破損時の周方向全ひずみに及ぼすひずみ速度の影響の評価	31

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental procedure	2
2.1 Specimen	2
2.2 EDC test	2
3. Results	4
3.1 Uniaxial stress tests on the cladding with hydride rim	4
3.2 Uniaxial stress tests on RAG tube	5
3.3 Biaxial stress tests on RAG tube	6
4. Discussion	9
4.1 Effect of hydride rim on the cladding failure	9
4.2 Effect of Pre-crack on the cladding failure	10
4.3 Effect of stress condition	11
5. Summary	13
References	15
Appendix:	
Evaluation of the effect of strain-rate on hoop total strain at failure	31

1. はじめに

(独)日本原子力研究開発機構(JAEA)では、反応度事故(Reactivity-Initiated Accident、RIA)における燃料被覆管の破損挙動に関する研究が行われている。

原子炉安全性研究炉(Nuclear Safety Research Reactor、NSRR)において実施された HBO 実験では、高燃焼度燃料を用いた計 7 回の RIA 模擬実験が行われた¹⁻³⁾。このうち、HBO-1 及び-5 については燃料の破損が確認されている。Fig.1 及び 2 に、HBO-1 及び-5 の試験後燃料棒の外観を示す。ペレットの装填部の全域にわたり、軸方向にき裂が進展していることがわかる。同様の破損形態は NSRR/TK 実験においても観察されている⁴⁾。このような RIA 模擬実験における燃料破損は、燃料ペレットと延性の低下したジルカロイ被覆管との間に生じるペレット-被覆管機械的相互作用(Pellet-Cladding Mechanical Interaction、PCMI)に起因するものと考えられている。当該燃料棒の破損部断面を Fig.3 及び 4 に示す³⁾。被覆管の外表面近傍では肉厚方向にほぼ垂直にき裂が進展し、内表面側では肉厚方向に対して材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されている。また、高燃焼度 PWR 燃料では、被覆管の外表面側に水素化物が集中的に析出した層、いわゆる水素化物リム(Hydride rim)^{5,6)}が形成されることが知られており、Fig.3 及び 4 では、貫通に至っていない小さなき裂が水素化物リム部に複数生じている様子が観察される。このような水素化物リム部に複数生じたき裂の内の 1 つが肉厚方向に進展することで、貫通き裂を形成するものと考えられている²⁾。

NSRR のような研究炉を用いた RIA 模擬実験は、一回の実験に多くの時間とコストを要する。また、照射済燃料を RIA 模擬実験に使用する場合、得られる結果に対して水素吸収や照射の影響など様々な因子が混在しているため、それぞれの効果を独立に評価することはこの実験のみでは困難である。このため、JAEA では、RIA 模擬実験における被覆管破損メカニズムの解明及び反応度事故時の燃料挙動解析手法の高度化を目的として、炉外における被覆管の機械特性試験を行ってきた。本研究で用いた EDC(Expansion-Due-to-Compression)試験はそのような機械特性試験の一つであり、原型となる手法はスウェーデンの Studsvik Nuclear AB で開発された⁷⁾。EDC 試験では、被覆管の中に装填した 1 個の模擬ペレット(テフロン®製または金属製)を上下から圧縮して半径方向に変形させることで、被覆管に均一な周方向応力を負荷することができる。これは、RIA 時の PCMI を模擬することを意図している。一方で、模擬ペレットの変形を利用して荷重を負荷しているため、被覆管に生じる応力を直接評価することは難しい。また、Studsvik Nuclear AB で開発された手法では、被覆管試料の軸方向に荷重を負荷することができず、RIA 時の PCMI により被覆管に生じる 2 軸応力条件を十分に模擬できないことから、JAEA では、被覆管試料の軸方向にも荷重が負荷できるよう改良を施した EDC 試験装置を新たに開発した。

本報告書では、JAEA において実施した EDC 試験について述べ、これらから新たに得られた知見をまとめた。

2. 試験方法

2.1 試料

Table 1 に、本研究で用いた試料の仕様を示す。

水素偏在管(Tube with hydride rim)は、PWR17×17 型の低スズ・ジルカロイ-4 管をベースに作製した。その外径及び肉厚は、9.50 mm 及び 0.57 mm であった。水素添加処理の準備として、30 cm 未満の長さに切断した被覆管の両端に端栓を溶接し、試料の表面にニッケルメッキを施した。これは、水素親和性を有するニッケルをメッキすることにより、水素添加処理において、被覆管の外面側に水素化物の偏析層を形成させるためである。その後、水素添加装置の反応管に装荷し、水素-アルゴン混合ガス中で所定の温度で一定時間保持した⁸⁾。試料中の水素濃度は 400 および 800 ppm を目標とし、温度と時間を調整して作製した。一部の試料については試験後に水素分析を行い、最終的な水素濃度を評価した。

予き裂入り被覆管(Roll-After-Grooving tube(RAG tube)。以下 RAG 管)は、福田らが開発した手法⁹⁾により作製した。すなわち、被覆管の原材料である太径の素管を一度圧延した後、外面に対して放電加工により矩形の溝を導入し、この後、通常の被覆管の製造工程に戻して圧延・焼鈍を繰り返すことで、最終的に先端が鋭利な予き裂を有する RAG 管を作製した。材質は低スズ・ジルカロイ-4 であり、外径及び肉厚は、9.50 mm 及び 0.64 mm であった。

RAG 管の外表面近傍に形成された予き裂の断面を Fig.5 に示す。予き裂は肉厚方向に形成され、鋭利な先端形状を有していることがわかる。

2.2 EDC 試験

2.2.1 装置の概要

Fig.6 に EDC 試験装置の外観を、Fig.7 に EDC 試験装置の概略図を示す。EDC 試験では、テフロン®製の模擬ペレットを被覆管試料の内部に装填し、これを 2 本のプランジャーで上下から圧縮する。これに伴い模擬ペレットは径方向に変形し、被覆管試料の周方向に応力を負荷することができる。ここで、プランジャーの径は模擬ペレットの径より小さいので、模擬ペレットの上下には金属製のディスクを配置し、プランジャーから模擬ペレットに効率よく荷重を伝達できるようにしている。上部側のプランジャーは圧縮機構に接続され、下部側のプランジャーは定位置に固定されている。圧縮機構は変位制御で動作し、ストローク速度を 0.1~100 mm/sec の範囲で設定することができる。

高燃焼度燃料の RIA 時には、ペレット-被覆管間のボンディング(固着)によって被覆管に 2 軸応力状態が生じると考えられているが、従来の EDC 試験⁷⁾では、応力状態が周方向のみの単軸引張条件になり、軸方向応力を組み合わせて負荷することができなかった。そこで、JAEA では、模擬ペレットの圧縮機構(以下、圧縮機構)と被覆管試料の引張機構(以下、引張機構)を組み合わせることで、2 軸応力条件下における被覆管試料の機械特性を調べることのできる EDC 試験装置を新たに開発した。当該装置において引張機構を用いる場合、試料は両端に取り付けられたスウェージロックによって試験装置に接続される。引張機構は、変位制御と荷重制御の 2 通りの制御方法を選択することができる。変位制御とした場合は、引張速度を 0.1~100

mm/sec の範囲で設定することができる。また、引張荷重が 0 kN の位置を原点として、-5.0~5.0 mm の範囲で一定の位置を保持するという制御も可能である。荷重制御とした場合は、荷重速度は 0.1 kN/sec 以上に設定することができる。また、一定荷重を保持するという制御も可能であり、この場合の引張荷重の最大値は 20.0 kN である。

2.2.2 測定条件

測定条件を Table 2 に示す。周方向全ひずみは、EDC 試験装置に設置されたレーザー変位計、またはひずみゲージを試料の外面に貼り付けて測定した。軸方向全ひずみは、ひずみゲージを試料の外面に貼り付けて測定した。周方向残留ひずみは、試料断面の金相観察結果に基づき評価した。具体的には、試験後の試料を最大変形部で切断して作製した金相試料の横断面画像を撮影し画像解析を行った。この画像解析では、試料断面の内外周を測定し、試験に供していない被覆管断面の内外周を基準にして周方向残留ひずみを求めた。圧縮機構および引張機構の荷重は、それぞれロードセルで測定した。圧縮機構および引張機構の変位は、それぞれ変位計で測定した。

2.2.3 試験条件

本研究の試験条件を Table 3 に示す。この試験においては、試験実施者は試料の破損に伴う破裂音を聞いてから圧縮機構を停止する。このため、試験実施者が試料の破損を認識してから圧縮機構が停止するまでの間においても、試料はある程度変形することになる。ところが、試験後の周方向残留ひずみを測定するためには、試料破損後の変形量は極力少なくすることが望ましい。そこで、圧縮機構のストローク速度は比較的低い値(0.1 mm/s)に設定した。この場合、試料の周方向に対するひずみ速度は、0.1 %/s のオーダーになる*。引張機構を用いる場合、軸方向荷重は試験中に一定の値、具体的には 5.0 及び 10.0 kN を維持するように設定した。この場合、試料を引張機構に接続するため、試料の長さは 69 mm とした。一方、試料を引張機構に接続しない場合は、軸方向荷重は 0 kN と考えられる。引張機構を用いない場合、必要な試料の長さは模擬ペレットと 2 枚の金属ディスクの厚みを合わせた約 14 mm 以上であればよいことから、本研究では試験実施時の試料の取扱いを考慮し 25 mm に設定した。

なお、EDC 試験では、テフロンペレットで半径方向に押されている部分の最大変形箇所でき裂が発生、軸方向に進展すると考えられることから、このような破損メカニズムでは試料の長さが試験結果に及ぼす影響はほとんどないと考えられる。

以下、引張機構を使用しない EDC 試験を“単軸試験”、引張機構を使用し試料に軸方向荷重を負荷した EDC 試験を“2 軸試験”と言う。

* RIA 時に想定されるひずみ速度をカバーする 0.5~230 %/s の範囲において、ひずみ速度は破損時全ひずみにほとんど影響を及ぼさなかったことからこのストローク速度を選定した。詳しくは付録参照。

3. 試験結果

3.1 水素偏在管を用いた単軸試験

水素化物リムを有する高燃焼度燃料被覆管が RIA 時に PCMI により破損する場合、まず外表面の水素化物リムに複数のき裂が発生し、その内の一つが進展して貫通破損に至るものと考えられている。このようなメカニズムでは、材料の破壊靱性が試料の破損に影響を及ぼしていると考えられる。また、水素吸収させた応力除去焼鈍材を中性子照射した試料において、破壊靱性に及ぼす中性子照射の影響はほとんど見られなかったという報告¹⁰⁾がある。これらを考慮すると、未照射の水素偏在管を用いた試験結果を解析することによって、同等の水素濃度・水素化物リム厚さを有する照射済燃料被覆管に相当する試験結果が得られることが期待される。

なお、井勝らにより、一部の試験結果が既に報告されている¹¹⁾。

3.1.1 破損部の外観および断面

Fig.8 に、試料作製時の目標水素濃度が 400 および 800 ppm の試験後試料の外観を示す。どちらの試料においても、試料の全長にわたって軸方向にき裂が生じていることがわかる。これらの試料を最大変形箇所で切断して作製した金相試料を用いて、破損部の横断面を顕微鏡観察した。この結果を Fig.9 に示す。どちらの試料の破損部においても、試料外表面近傍に生成された水素化物リムとその近傍では、試料の肉厚方向にき裂が進展していることが分かる。さらに内表面近傍においては、材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されている。また、破損部以外の水素化物リムを観察したところ、水素化物リム内部に留まるき裂が複数観察された。この結果を Fig.10 に示す。

3.1.2 試験データ

Table 4 に、水素偏在管を用いた試験結果の一覧を示す。水素化物リムの厚さ(Thickness of hydride rim)については、貫通に至ったき裂のごく近傍で評価した。これらの値を用いて、水素化物リムの肉厚 0.57 mm に対する比(The ratio of hydride rim to the thickness)を評価した。ID が 5 及び 6 の試料については、試験後試料の最大変形部の直近で試験片を採取し水素分析を実施した。

Fig.11 に、試料断面の内表面で測定した周方向残留ひずみを水素化物リム厚さの関数として示す。試料作製時の目標水素濃度が 400 ppm のデータを白抜き四角(□)、800 ppm の試料のデータを黒塗り四角(■)、試験後に水素分析を行った試料のデータを白抜き丸(○)で示す。なお、本研究で用いた水素偏在管に関しては、平均水素濃度と水素化物リム厚さとの相関関係は明確でなかった¹²⁾。

試料作製時の目標水素濃度が 400 ppm の試料では、内表面周方向残留ひずみはそれぞれ 7.4 % および 5.5 % であった。き裂近傍で測定された水素化物リム厚さは、それぞれ 64 μm および 85 μm であり、水素化物リム厚さの増加によって、内表面周方向残留ひずみが低下する傾向が見られた。試料作製時の目標水素濃度が 800 ppm の試料では、内表面周方向残留ひずみはそれぞれ 3.5 % および 2.5 % であった。き裂近傍で測定された水素化物リム厚さは、それぞれ

58 μm および 75 μm であり、これらの試料においても水素化物リム厚さの増加によって内表面周方向残留ひずみが低下する傾向が見られた。また、試料作製時の目標水素濃度が 400 ppm の試料と比較すると、内表面周方向残留ひずみが半分程度に低下する傾向が見られた。

最大変形箇所直近の水素濃度が 626 ppm の試料(ID6)は、内表面周方向残留ひずみが 0.8 % であった。水素化物リム厚さは 74 μm で、水素化物リムには全周で計 5 本のき裂が観察された。最大変形箇所直近の水素濃度が 695 ppm の試料(ID5)では、内表面周方向残留ひずみが 0.9 % であった。水素化物リム厚さは 98 μm で、水素化物リムには全周で計 23 本のき裂が観察された。水素分析を行ったこれらの試料は、水素化物リム厚さは異なるがほぼ同等の周方向残留ひずみで破損した。

3.2 RAG 管を用いた単軸試験

水素偏在管を用いた試験では、水素化物リムに生じたき裂、及びジルカロイのマトリクス中に析出した水素化物、の 2 つの因子が被覆管の破損挙動に影響を及ぼすことが考えられる。高燃焼度燃料の RIA 時の PCMI 破損メカニズムをより深く理解するためには、これら 2 つの因子を独立して評価することが望ましいことから、水素化物リムに生じたき裂を模擬した RAG 管を用いた試験を実施した。この結果を解析することにより、RIA のごく初期に水素化物リムに生じるき裂が被覆管の破損に及ぼす影響を独立して調べる事が可能である。

なお、福田らにより、一部の試験結果が既に報告されている⁹⁾。

3.2.1 破損部の外観および断面

Fig.12 に、試験後試料の外観を示す。RAG 法で導入された予き裂によって軸方向にき裂が進展していることがわかる。この試料を最大変形箇所切断して作製した金相試料を用いて、破損部の横断面を顕微鏡観察した。得られた破損部の横断面観察結果を Fig.13 に示す。外表面側ではき裂は肉厚方向に進展し、内表面近傍では材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されていることがわかる。

3.2.2 ひずみ履歴

Fig.14 に、EDC 試験中の周方向全ひずみ及び軸方向全ひずみの時間履歴を示す。周方向全ひずみは、試験開始から徐々に増加を続け、約 15 秒で急激に増加した。この不連続点は、試料が破損した時刻に相当している。一方、軸方向全ひずみは、試験開始から試料が破損するまで徐々に減少した。この軸方向全ひずみの減少傾向は、材料のポアソン効果を反映したものと考えられる。このようなひずみ履歴の不連続的な挙動は、試料の予き裂が進展を開始してから貫通破損に至るプロセスが、非常に瞬間的なものであることを示唆している。

なお、不連続点以降の周方向及び軸方向の全ひずみは、破損によって開口部が生じた影響を受けるため意味をもたない。このため、破損時の周方向および軸方向全ひずみについては、試料の破損直前のデータを評価に用いた。

3.2.3 試料のひずみ測定結果

Table 5 に、RAG 管を用いた試験結果の一覧を示す。予き裂深さの肉厚に対する比を評価し、予き裂比(The ratio of pre-crack to the wall thickness)として同表に記載した。一部の試料については試験後に周方向残留ひずみを測定した。

Fig.15 に、破損時周方向ひずみを予き裂深さの関数として示す。本研究で用いた RAG 管の予き裂深さは、101~175 μm であった。破損時の周方向全ひずみは、約 100 μm の試料で約 3.2 %、約 130 μm の試料で約 1.3 %であった。このように、約 100 μm から約 130 μm の範囲では、予き裂深さが増加するにつれて、破損時の周方向全ひずみが大きく低下する傾向が見られた。一方、予き裂深さが 175 μm の試料の破損時周方向全ひずみは約 0.9 %であった。約 130 μm から 175 μm の範囲では、予き裂深さの増加に伴う破損時の周方向全ひずみの低下傾向がゆるやかになっていることがわかる。

これらの周方向ひずみに係る試験結果を表す経験式を得るため、単調減少かつ飽和する傾向を示す以下の式の形を適用し、最小二乗法を用いてカーブフィッティングを行った。

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\theta} &= \alpha \cdot \exp(-\beta \cdot c_{\text{depth}}) + \gamma \\ \alpha &= 9048, \beta = 8353 \times 10^{-5}, \gamma = 1.097\end{aligned}\quad (1)$$

ここで、

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\theta}: &\text{破損時の周方向全ひずみ}[\%] \\ c_{\text{depth}}: &\text{予き裂深さ}[\mu\text{m}]\end{aligned}$$

式 (1) による評価結果を、Fig.15 中に実線で示す。

3.3 RAG 管を用いた 2 軸試験

高燃焼度燃料の RIA 時には、ペレットの等方熱膨張とペレット-被覆管間のボンディングに起因して、被覆管に 2 軸応力状態(周方向および軸方向応力)が生じると考えられている。そこで、2 軸応力状態が被覆管の破損挙動に及ぼす影響を調べるため、RAG 管を用いた 2 軸試験を実施した。

RAG 管は試料によって予き裂深さが異なっており、試験中に軸方向引張荷重を変化させた場合、試料破損時の軸方向引張荷重が試験毎に異なると、試料間の破損時ひずみの違いが予き裂深さの違いに起因するものなのか、破損時の軸方向引張荷重の違いによるものなのかが判別できなくなる。このため、2 軸試験では、試験中の軸方向荷重を一定とすることで同一の荷重条件では試料の予き裂深さ以外の影響を排除できると考え、試験中の軸方向引張荷重を一定の値に保持する装置制御を行った。

なお、著者らにより、一部の試験結果が既に報告されている¹³⁾。

3.3.1 破損部の外観および断面

Fig.16 に、軸方向引張荷重を 10.0 kN とした 2 軸試験の試験後試料の外観を示す。RAG 法によって導入した予き裂に沿って、軸方向にき裂が進展していることがわかる。

試験後の試料を最大変形箇所で切断して作製した金相試料を顕微鏡観察した。この結果得ら

れた破損部の横断面を Fig.17 に示す。外表面側ではき裂が肉厚方向に進展し、内表面側では材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されていることがわかる。

3.3.2 ひずみ履歴

Fig.18 に、軸方向引張荷重が 10.0 kN の 2 軸試験における周方向全ひずみと軸方向全ひずみの時間履歴を示す。ここで、2 軸試験では、試験開始前に軸方向荷重がすでに負荷されているため、試験開始時の軸方向全ひずみは正の値になっている。この図からわかるように、軸方向全ひずみは徐々に減少した後、約 14 秒の時点で不連続的に増加した。前項において述べたように、このようなひずみの時間履歴における不連続点は、試料の破損時刻に相当しているものと考えられる。一方、周方向全ひずみは試験開始時に負の値となっている。これは、軸方向のひずみによるポアソン効果に起因するものと考えられる。周方向全ひずみは、試料が破損に至るまで徐々に増加した。破損時の周方向および軸方向全ひずみについては、前項と同様、破損直前のデータを用いて評価した。

3.3.3 試料のひずみ測定結果

Table 6 に、2 軸試験の結果の一覧を示す。破損時の軸方向全ひずみの周方向全ひずみに対する比を、ひずみ比(Strain ratio)として記載した。前述の RAG 管を用いた単軸試験の一部については、破損時の軸方向全ひずみも評価している。Table 6 には、これらの結果も合わせて記載した。

Fig.19 に、破損時の周方向全ひずみを破損時の軸方向全ひずみの関数として示す。単軸試験のデータを黒四角(■)、軸方向引張荷重を 5.0 kN とした 2 軸試験のデータを黒三角(▲)、軸方向引張荷重を 10.0 kN とした 2 軸試験のデータを黒丸(●)で示した。各点の傍に記載された数値は、それぞれ試料の予き裂深さの測定値を示している。

単軸試験に用いた試料の予き裂深さは、111~175 μm の範囲であった。破損時の周方向全ひずみは、0.92~1.73 %であった。これらの試料の破損時のひずみ比は、約 0.4 であった。より大きな予き裂深さを有する試料においては、破損時の周方向全ひずみが低下する傾向が見られた。

軸方向荷重を 5.0 kN とした 2 軸試験に用いた試料の予き裂深さは、116~187 μm の範囲であった。破損時の周方向全ひずみは、0.58~0.95 %であった。破損時のひずみ比は約 0 であったことから、この負荷条件での破損は平面ひずみ状態で生じたと考えられる。また、予き裂深さ 116 μm の点と予き裂深さが 115 μm の単軸試験の点とを比較すると、ほぼ同等の予き裂深さにも関わらず、破損時の周方向ひずみが大きく低下していることがわかる。さらに、予き裂深さ 130 μm の点と予き裂深さが 158 μm の単軸試験の点とを比較すると、2 軸試験の試料の方がより浅い予き裂深さを有するにも関わらず、破損時の周方向全ひずみは低下していることが分かる。

軸方向荷重を 10.0 kN とした 2 軸試験に用いた試料の予き裂深さは、131~134 μm であった。破損時の周方向全ひずみは、0.67~0.75 %であった。破損時のひずみ比は、約 0.6 であった。予き裂深さが 130 μm であった軸方向荷重 5.0 kN の試験結果と比較すると、破損時の周

方向全ひずみが若干低下していることが分かる。

予き裂深さが約 130 μm の試料は比較的試験点数が多いが、単軸試験では当該の予き裂深さに対応する試験結果が得られていない。このため、RAG 管を用いた単軸試験の経験式である (1) 式を用いて、予き裂深さ 132 μm に対応する破損時の周方向全ひずみを計算値として求めた。なお 132 μm は、約 130 μm の試料の予き裂深さ平均値である。この結果、 $\varepsilon_{\theta}=1.244$ となった。また、単軸試験結果のひずみ比は-0.4 と評価されたことから、 $\varepsilon_z=-0.4\varepsilon_{\theta}=-0.498$ となった。これらのデータを表す経験式を得るため、単調減少かつ飽和する傾向を示す以下の式の形を適用し、最小二乗法を用いてカーブフィッティングを行った。

$$\varepsilon_{\theta} = a \cdot \exp[b \cdot (\varepsilon_z + 2)] + c \quad (2)$$

$$a = 11.31, b = -1.908, c = 0.6006$$

ここで、

ε_{θ} : 破損時の周方向全ひずみ[%]

ε_z : 破損時の軸方向全ひずみ[%]

である。(2) 式による評価結果を Fig.19 中に破線で示した。

4. 考察

4.1 水素偏在の影響

4.1.1 水素偏在管の破損形態

水素偏在管の EDC 試験後の試料外観を示した Fig.8 では、軸方向にき裂が進展している様子が観察された。高燃焼度 PWR 燃料を対象とした NSRR 実験で観察された被覆管破損も軸方向にき裂が進展しており (Fig.1 及び 2)、両者は良く似た外観を示していることがわかる。破損部の横断面を示した Fig.9 では、外表面近傍に形成させた水素化物リム及びその近傍において、被覆管肉厚方向にき裂が進展している状態が観察された。内表面側においては、材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が観察された。このような断面は、NSRR 実験の断面においても観察されている (Fig.3 及び 4)。このような破損形態の類似性は、今回の水素偏在管を用いた試験中の破損と、高燃焼度 PWR 燃料を用いた NSRR 実験中の破損が同一のメカニズムにより起こっていることを示唆している。また、試料外表面の水素化物リムには、貫通に至らない複数のき裂が観察された (Fig.10)。このことは、高燃焼度燃料の RIA 時には、脆性的な機械特性を有する水素化物リムに複数のき裂が入り、その一つが進展して貫通破損に至るメカニズムの存在を強く示唆している。

4.1.2 水素濃度および水素化物リム厚さの影響

水素偏在管の EDC 試験で破損した試料について、内表面周方向残留ひずみを水素化物リム厚さの関数として示した Fig.11 では、試料作製時の目標水素濃度が 400 及び 800 ppm の場合、水素化物リム厚さの増加により内表面周方向残留ひずみが減少する傾向が見られている。これは、水素化物リム厚さが、水素化物リムに発生するき裂の深さに関係していることを示唆している。すなわち、水素化物リムのより厚い試料においては、実験の初期に水素化物リムに発生するき裂がより深くなり、この影響によって貫通破損に至るまでの変形量が減少するものと考えられる。

次に、試料作製時の目標水素濃度が 400 ppm と 800 ppm の試料の結果を比較すると、より高い水素濃度を有する 800 ppm の試料では、400 ppm の試料と比較して半分程度の内表面周方向残留ひずみとなっている。すなわち、前述の水素化物リム厚さだけでなく、試料全体としての水素濃度も破損に至るまでの変形量に影響を及ぼすことが示唆される。また、永瀬らの報告¹⁴⁾によれば、試料の平均水素濃度が 232～978 ppm まで変化しても、被覆管内表面側金属部の水素濃度は 120～209 ppm の範囲にありその変化は比較的小さいこと、また水素化物リム中の水素濃度は、試料平均水素濃度の約 3 倍及び水素化物の析出密度の低い被覆管内表面側領域の約 10 倍に達することが示されている。すなわち、試料平均水素濃度が同等であれば、水素化物リムが薄いほどその内部の水素濃度は高くなると考えられる。従って、Fig.11 に見られる傾向は、水素化物リムの局所水素濃度が高い場合には水素化物リム部分に初期き裂がより発生しやすくなり、同程度の水素化物リム厚さであってもより小さい周方向ひずみで貫通き裂に至る可能性を示唆している。

なお、水素化物リム厚さが 70～80 μm を超える領域における内表面周方向残留ひずみの傾向

については、試料作製時の目標水素濃度 400 及び 800 ppm の試験結果からは分らない。ただし、同等の水素濃度を有する 2 試料（水素濃度はそれぞれ 626 及び 695 ppm、水素化物リム厚さが 74 及び 98 μm ）の結果をみると、このような水素化物リム厚さの差にもかかわらず内表面周方向残留ひずみはほぼ同等である。このことから、水素化物リム厚さが 70～80 μm 以上になると内表面周方向残留ひずみはほとんど変化しなくなるものと推定される。

4.1.3 高速加圧バースト試験との比較

永瀬らは、PWR17x17 型の低スズ・ジルカロイ-4 管をベースに作成された水素偏在管(外径 9.50 mm、肉厚 0.57 mm)を用いた高速加圧バースト試験を実施している^{5,6)}。この結果によれば、温度条件を室温とした試験では、水素濃度が約 300 ppm の水素偏在管においていずれも破損後の周方向残留ひずみが 1 %未満という比較的小さい値が得られている。

本研究の EDC 試験と高速加圧バースト試験とを比較すると、より水素濃度の高い試料を用いたにもかかわらず、より大きな周方向残留ひずみとなっている。この差の原因として、高速加圧バースト試験と EDC 試験の応力状態の相違が考えられる。すなわち、高速加圧バースト試験では、軸方向応力の周方向応力に対する比が 1/2 の 2 軸応力状態であったのに対し、本研究で水素偏在管を対象とした EDC 試験では同比が 0 の単軸引張条件であったことが両者の周方向残留ひずみの差として表れたと考えられる。

4.2 予き裂の影響

4.2.1 RAG 管の破損形態

RAG 管の EDC 試験後の試料外観を示した Fig.12 では、軸方向にき裂が進展している様子が観察された。このような外観は、上述の水素偏在管を用いた試験の外観と良く似ている。破損部の断面を示した Fig.13 では、予き裂が被覆管肉厚方向に進展し、内表面側で材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されていた。前述した水素偏在管においても、同様の断面が得られている。したがって RAG 管の予き裂は、水素化物リムに発生するき裂を模擬するものとして、定性的には妥当であると考えられる。

なお、予き裂の無い被覆管試料(受入材)の場合、本研究で用いた EDC 試験装置では、圧縮機構の変位を上限の 5 mm まで作動させても破損させることができなかった。

4.2.2 予き裂深さの影響

EDC 試験時に破損した RAG 管試料の周方向全ひずみを予き裂深さの関数として示した Fig.15 では、予き裂深さが約 100 μm から約 130 μm に増加することで、破損時の周方向全ひずみが大きく低下する傾向が見られている。比較的浅い予き裂を有する試料の場合、材料の弾性変形範囲内では破損に至らず、予き裂先端の応力集中が材料の塑性変形に伴い緩和され、これによって材料には伸びが生じて破損時の周方向全ひずみが増加すると考えられる。したがって、当該の予き裂深さの範囲における破損時の周方向全ひずみの低下傾向は、予き裂の進展開始の条件が塑性変形から弾性変形に推移していく様子を示していると考えられる。予き裂深さが約 130 μm から約 180 μm の範囲では、予き裂深さの増加が破損時の周方向全ひずみに及ぼ

す影響が比較的緩やかになっている。この範囲においては、試料の破損が材料の弾性変形範囲内で起こることで予き裂先端での応力集中が緩和されず、予き裂深さが増加する効果のみが破損時の周方向全ひずみに表れていると考えられる。

4.2.3 水素偏在管を用いた試験との比較

前述したように、RAG 管の予き裂は、水素偏在管の水素化物リムに発生するき裂を模擬したものである。Fig.11 と Fig.15 では、それぞれの試験結果を水素化物リム厚さおよび予き裂深さで整理している。しかし、RAG 管と水素偏在管は、外径は同じ仕様だが肉厚が異なる(Table 1 参照)。このことから、試験データを比較するための指標として、RAG 管では予き裂比、水素偏在管では水素化物リムの肉厚に対する比(以下、水素化物リム比)をそれぞれ用いることとした。

水素偏在管を用いた一部の試験では、破損時の周方向全ひずみを評価している。Fig.20 は、RAG 管および水素偏在管を用いた試験における破損時の周方向全ひずみを予き裂比または水素化物リム比の関数としてプロットしたものである。この図からわかるように、水素化物リム比が約 0.17 の試料の試験結果は、同等の予き裂比を有する RAG 管の試験結果と良く一致している。また、RAG 管を用いた一部の試験では、周方向残留ひずみを評価している。Fig.21 に、RAG 管および水素偏在管を用いた試験における内表面の周方向残留ひずみを、予き裂比または水素化物リム比の関数として示す。この図からわかるように、水素化物リム比が約 0.17 の試料の試験結果は、同等の予き裂比を有する RAG 管の試験結果と良く一致している。したがって RAG 管の予き裂は、水素偏在管の水素化物リムに発生するき裂を模擬するものとして、定量的にも妥当である可能性がある。

一方で、水素化物リム比が約 0.13 の試料の試験結果は、水素化物リム比が約 0.17 の試料より小さいにもかかわらず、ほぼ同等の破損時の周方向全ひずみ及び周方向残留ひずみになっている。水素化物リム比が約 0.13 を超える領域では、内表面周方向残留ひずみ及び破損時の周方向全ひずみはほとんど変化しなくなるものと推定される。

今後、特に水素偏在管を用いた試験において、より広範囲の水素濃度および水素化物リム厚さを有する試料を用いて試験データを拡充することにより、RAG 管の予き裂の妥当性を確かめていくことが望ましい。

4.3 応力状態の影響

4.3.1 2 軸応力条件下での破損形態への影響

RAG 管を対象とした 2 軸試験後の試料外観を示した Fig.16 では、軸方向にき裂が進展している様子が観察された。このような外観は、単軸試験の試験後試料の外観(Fig.12)とほとんど同じである。破損部の横断面を示した Fig.17 では、外表面側ではき裂が肉厚方向に進展し、内表側では材料の延性破壊を示す斜め 45° の破断面が形成されていた。このような断面は、単軸試験の破損部の断面(Fig.13)とほとんど同じである。このことは、2 軸応力状態が RAG 管の破損形態にほとんど影響を及ぼさないことを示唆している。

4.3.2 破損ひずみへの影響

Fig.19 では、破損時の軸方向全ひずみが増加するにつれて、破損時の周方向全ひずみが低下する傾向が見られた。特に、平面ひずみ状態に近い条件で試料が破損した軸方向荷重が 5.0 kN の 2 軸試験の結果を単軸試験の結果と比較すると、このような傾向が顕著に見られた。また、軸方向荷重が 10.0 kN の 2 軸試験の結果と、同等の予き裂深さ(130 μm)を有する軸方向荷重が 5.0 kN の 2 軸試験とを比較すると、破損時の周方向全ひずみが若干低下する傾向が見られた。このことは、RIA 条件の 2 軸応力状態の範囲内では、破損時の周方向全ひずみの低下傾向がゆるやかになるということを示唆している。

試験炉(NSRR 及び CABRI)を用いた高燃焼度燃料を対象とした RIA 模擬実験の結果からは、軸方向残留ひずみの周方向残留ひずみに対する比について、約 0.0~0.7 の値が得られている¹⁵⁾。一方、本研究で実施した軸方向荷重が 10.0 kN の 2 軸試験では、約 0.6 のひずみ比が得られている。したがって、RIA 条件に相当する 2 軸応力状態下での被覆管破損を評価するために必要な機械特性データは、例えばこのような条件での EDC 試験の実施によって簡便に得られると考えられる。換言すれば、RIA 早期の PCMI に着目した機械特性試験を実施する場合、単軸引張条件では模擬性及び代表性のあるデータを取得できない可能性がある。

Fig.19 に示した予き裂深さ約 130 μm に対するフィッティングカーブは、応力状態によって変化する RAG 管の破損限界曲線である。今後、より広範囲の予き裂深さおよび応力状態について試験を実施し基礎データを拡充することで、RIA 条件下における被覆管の PCMI 破損挙動を明らかにしていくことができると考えられる。

5. まとめ

EDC 試験装置を用いて、高燃焼度燃料の RIA 時における PCMI を模擬した被覆管機械特性試験を実施した。本研究で得られた結果を以下にまとめる。

(1) 水素偏在管を用いた試験

- ・水素偏在管の破損形態(外観及び横断面)は、高燃焼度 PWR 燃料を用いた RIA 模擬実験で見られる破損形態と良く似ていた。このことは、水素偏在管を用いた試験における被覆管の破損メカニズムと RIA 模擬実験でのそれとが同一であることを示していると考えられた。
- ・より高い水素濃度を有する試料では、内表面側で評価した周方向残留ひずみが低下する傾向が見られた。
- ・より大きな水素化物リム厚さを有する試料では、内表面側で評価した周方向残留ひずみが低下する傾向が見られた。

(2) RAG 管を用いた試験

- ・RAG 管の破損形態(外観及び横断面)は、水素偏在管を用いた試験で見られた破損形態と良く似ていた。このことは、RAG 管の予き裂が水素偏在管の水素化物リムに発生するき裂を模擬するものとして定性的に妥当であることを示していると考えられた。
- ・予き裂深さが約 100～130 μm の範囲では、破損時の周方向全ひずみが顕著に低下する傾向が見られた。
- ・予き裂深さが約 130～180 μm の範囲では、破損時の周方向全ひずみの低下傾向が緩やかになった。
- ・これらの試験結果に対し、最小二乗法によるカーブフィッティングを行い、予き裂深さが約 100～180 μm の範囲において以下に示す経験式を得た。

$$\varepsilon_{\theta} = \alpha \cdot \exp(-\beta \cdot c_{\text{depth}}) + \gamma$$

$$\alpha = 9048, \beta = 8353 \times 10^{-5}, \gamma = 1.097$$

ここで、

ε_{θ} : 破損時の周方向全ひずみ[%]

c_{depth} : 予き裂深さ [μm]

- ・水素偏在管を用いた試験結果との比較から、RAG 管の予き裂が水素偏在管の水素化物リムに発生するき裂を模擬するものとして定量的にも妥当である可能性がある。

(3) 2 軸試験

- ・本研究の範囲では、応力状態の違いは RAG 管の破損形態にほとんど影響を及ぼさないことが分かった。
- ・軸方向引張荷重を 5.0 kN とした試験では、試料が平面ひずみ状態に近い領域で破損した。

この応力条件における破損時の周方向全ひずみは、引張機構を使用しない単軸引張条件の試験結果と比較して大きく低下する傾向があった。

- ・軸方向引張荷重を 10.0 kN とした試験では、RIA 条件を代表する 2 軸応力状態で試料が破損した。この応力条件における破損時の周方向全ひずみは、軸方向引張荷重を 5.0 kN とした試験と比較して若干低下する傾向があった。
- ・予き裂深さが約 130 μm の試験結果に対して、以下に示す経験式を得た。

$$\varepsilon_{\theta} = a \cdot \exp[b \cdot (\varepsilon_z + 2)] + c$$

$$a = 11.31, b = -1.908, c = 0.60$$

ここで、

ε_{θ} : 破損時の周方向全ひずみ[%]

ε_z : 破損時の軸方向全ひずみ[%]

参考文献

- 1) T. Fuketa et al. : “Proc. CSNI Specialist Mtg. on Transient Behavior of High Burnup Fuel”, Cadarache, France, Sept. 12-14, 1995, NEA/CSNI/R(95)22, 1996, pp. 59-85.
- 2) T. Fuketa et al. : “Fuel failure and fission gas release in high burnup PWR fuels under RIA conditions”, J. Nucl. Mater., 248 (1997), pp. 249-256.
- 3) T. Fuketa et al. : “Proc. 1997 Int. Topical Mtg. LWR fuel Performance”, Portland, Oregon, Mar. 2-6, 1997, pp. 669-676.
- 4) T. Fuketa et al. : “BEHAVIOR OF HIGH-BURNUP PWR FUELS WITH LOW-TIN ZIRCALOY-4 CLADDING UNDER REACTIVITY-INITIATED-ACCIDENT CONDITIONS”, Nucl. Technol., 133 (2001), pp. 50-62.
- 5) 永瀬文久他 : “室温における水素吸収ジルカロイ-4 燃料被覆管の高速加圧バースト試験”, JAERI-Research 98-064 (1998), 25 p.
- 6) F. Nagase et al. : “Investigation of Hydride Rim Effect on Failure of Zircaloy-4 Cladding with Tube Burst Test”, J. Nucl. Sci. Technol., 42 (2005), pp. 58-65.
- 7) V. Grigoriev et al. : “Further development of mechanical test simulate RIA in irradiated cladding”, JAERI-Conf 2001-010 (2001), pp. 141-149.
- 8) 木戸俊哉, 菅野光照 : “ジルコニウム合金への水素吸収処理技術の開発”, J. Atom. Energy Soc. Jpn, 1 (2002), pp. 469-471.
- 9) 福田拓司他 : “燃料被覆管の RIA 時破損評価 (1)高燃焼度燃料被覆管の RIA 時破損挙動評価に関する表面予き裂導入方法の開発”, 日本原子力学会 2011 年秋の大会予稿集, 2011 年 9 月 19~22 日, 北九州国際会議場.
- 10) T. J. Walker and J. N. Kass : “Variation of Zircaloy Fracture Toughness in Irradiation”, Zirconium in Nuclear Applications, ASTM STP, 551 (1974), pp. 328-354.
- 11) 井勝信彦他 : “水素化物偏在管の拡管試験”, 日本原子力学会 2008 年秋の大会予稿集, 2008 年 9 月 4~6 日, 高知工科大学.
- 12) 北野剛司他 : “水素吸収被覆管の円周方向機械特性評価”, JAERI-Research 2001-041 (2001), 24 p.
- 13) 篠崎崇他 : “外面予き裂入り被覆管を用いた二軸応力負荷試験における被覆管破損挙動”, 日本原子力学会 2014 年春の年会予稿集, 2014 年 3 月 26~28 日, 東京都市大学.
- 14) 永瀬文久他 : “水素添加ジルカロイ-4 燃料被覆管の 620K における高速加圧バースト試験”, JAERI-Research 2000-046 (2000), 31 p.
- 15) J. Desquines et al. : “The issue of stress state during mechanical tests to assess cladding performance during a reactivity-initiated accident (RIA),” J. Nucl. Mater., 412 (2011), pp. 250-267.

Table 1 Specification of specimen

	Specification	Material	Outer diameter	Wall thickness	Hydrogen absorption
Tube with hydride rim	PWR 17x17 A-type	CWSR* Zircaloy-4	9.50 mm	0.57 mm	YES
RAG tube	PWR 17x17 B-type	CWSR* Zircaloy-4	9.50 mm	0.64 mm	NO

* Cold Worked Stress Relieved.

Table 2 Measurement condition

	Circumferential total strain	Longitudinal total strain	Circumferential residual strain	Compression or tensile load	Compression or tensile displacement
Hydride rim tube	Laser displacement meter	Not measured or Strain gauge	Metallographic examination	Load cell	Displacement gauge
RAG tube	Laser displacement meter or strain gauge	Strain gauge	Metallographic examination	Load cell	Displacement gauge

Table 3 Test condition

	Compression rate (mm/sec)	Longitudinal tensile load (kN)	Temperature	Specimen length (mm)
Hydride rim tube	0.1	0	Room temp.	25
RAG tube	0.1	0, 5.0, 10.0	Room temp.	25 or 69

Table 4 The test results of hydride rim tubes

ID	Hydrogen concentration [ppm]	Thickness of hydride rim [μm]	Hydride rim ratio [-]	Number of incipient cracks [-]	Circumferential strain [%]	Longitudinal strain [%]	Strain ratio [-]	Inner residual strain [%]
1	400*	64	0.11	27	-	-	-	7.41
2	400*	85	0.15	39	-	-	-	5.46
3	800*	75	0.13	41	-	-	-	2.47
4	800*	58	0.10	58	-	-	-	3.51
5	695	98	0.17	23	1.86	-0.54	-0.29	0.92
6	626	74	0.13	5	1.66	-0.54	-0.33	0.84

*: Targets of hydrogen concentrations in the process of the hydrogen absorption.

Table 5 The test results of RAG tubes

ID	Depth of pre-crack [μm]	Pre-crack ratio* [-]	Circumferential strain [%]	Residual strain [%]		
				Outer	Inner	Average
1 ⁹⁾	102	0.16	2.97			
2 ⁹⁾	102	0.16	2.85			
3 ⁹⁾	102	0.16	2.90			
4 ⁹⁾	115	0.18	1.89			
5 ⁹⁾	115	0.18	1.92			
6 ⁹⁾	115	0.18	2.11			
7 ⁹⁾	101	0.16	3.30			
8 ⁹⁾	101	0.16	2.99			
9 ⁹⁾	128	0.20	1.19			
10 ⁹⁾	118	0.18	1.15			
11 ⁹⁾	134	0.21	1.11			
12 ⁹⁾	133	0.21	1.35			
13 ⁹⁾	121	0.19	1.43			
14 ⁹⁾	130	0.20	1.06			
15 ⁹⁾	133	0.21	1.46			
16 ⁹⁾	127	0.20	1.21			
17 ⁹⁾	117	0.18	1.32			
18 ⁹⁾	128	0.20	1.37			
19 ⁹⁾	125	0.20	1.63			
20 ⁹⁾	157	0.25	1.32			
21 ⁹⁾	140	0.22	1.20			
22 ⁹⁾	154	0.24	0.86			
23 ⁹⁾	150	0.23	1.22			
24 ⁹⁾	140	0.22	1.18			
25 ⁹⁾	135	0.21	1.39			
26	115	0.18	1.73			
27	158	0.25	1.10	0.35	0.80	0.57
28	111	0.17	1.68	0.37	1.04	0.71
29	175	0.27	0.92	0.02	0.56	0.29

* The ratio of the pre-crack to the wall thickness (0.64 mm).

Table 6 The test results of biaxial tests

ID	Depth of pre-crack [μm]	Pre-crack ratio* [-]	Longitudinal load [kN]	Circumferential Strain [%]	Longitudinal Strain [%]	Strain ratio [-]
1	116	0.18	5.0	0.95	-0.06	-0.07
2	130	0.20	5.0	0.86	-0.02	-0.03
3	187	0.29	5.0	0.58	0.02	0.03
4	133	0.21	10.0	0.75	0.45	0.60
5	131	0.20	10.0	0.67	0.49	0.73
6	134	0.21	10.0	0.69	0.40	0.59
26†	115	0.18	0	1.73	-0.80	-0.46
27†	158	0.25	0	1.10	-0.39	-0.36
28†	111	0.17	0	1.68	-0.62	-0.37
29†	175	0.27	0	0.92	-0.35	-0.38

* The ratio of the pre-crack to the wall thickness (0.64 mm).

† The test results of uniaxial tests.

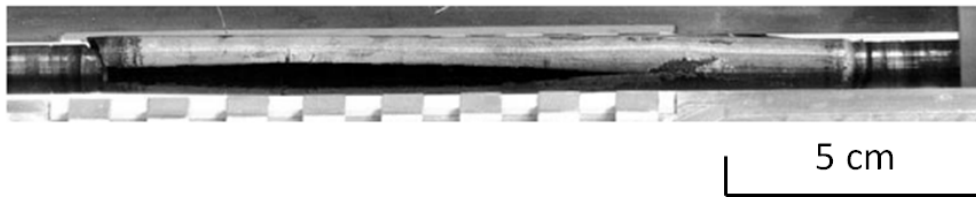


Fig.1 A post-test appearance of the HBO-1 test fuel

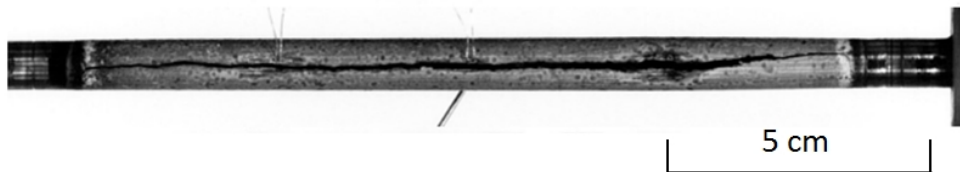


Fig.2 A post-test appearance of the HBO-5 test fuel

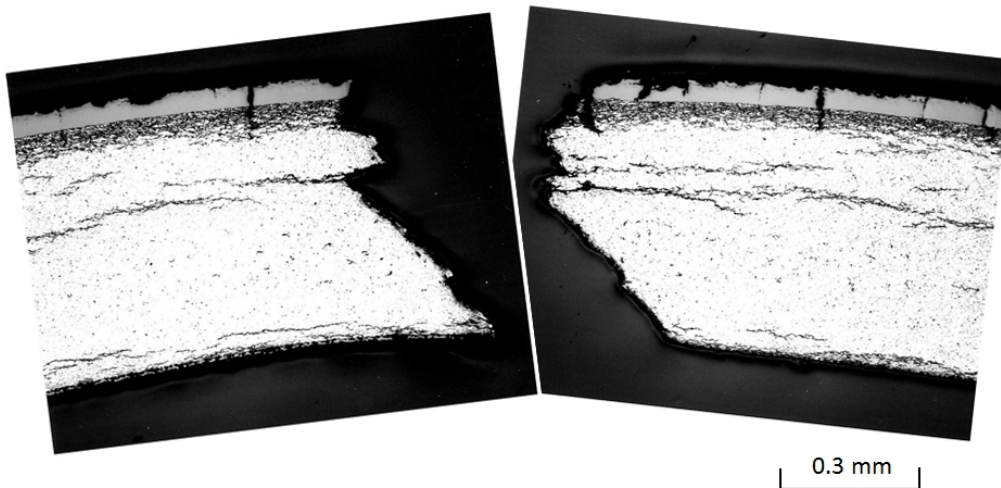


Fig.3 Observation results of a horizontal cross-section of a through-wall crack observed in the Test HBO-1

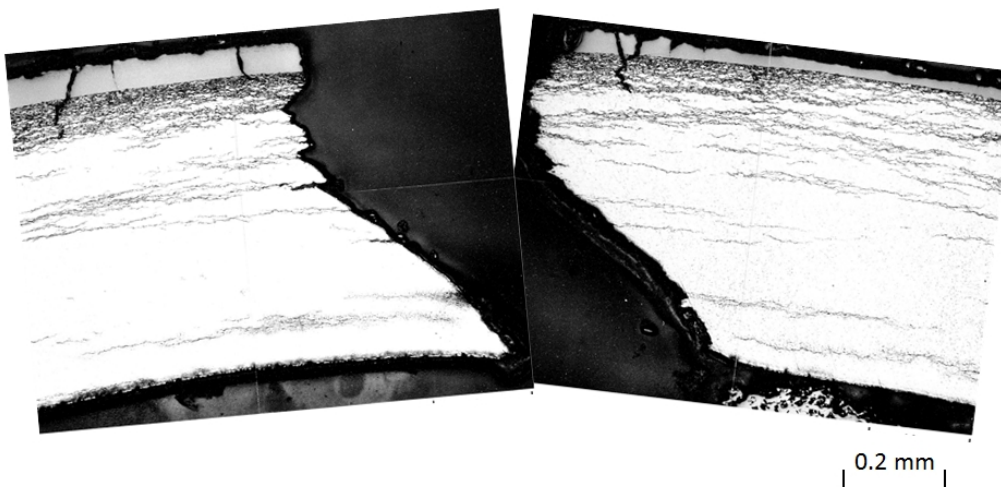


Fig.4 Observation results of a horizontal cross-section of a through-wall crack observed in the Test HBO-5

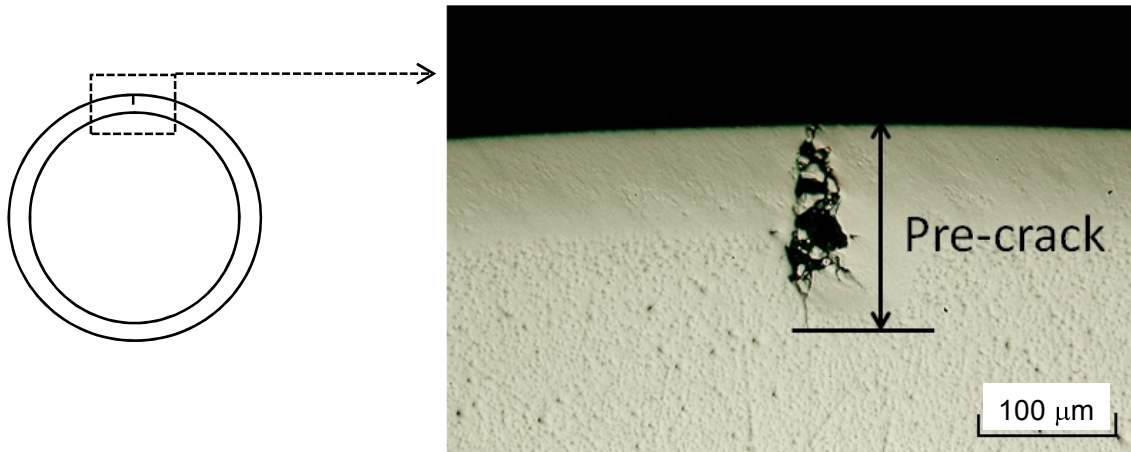


Fig.5 A cross section of pre-crack by RAG method

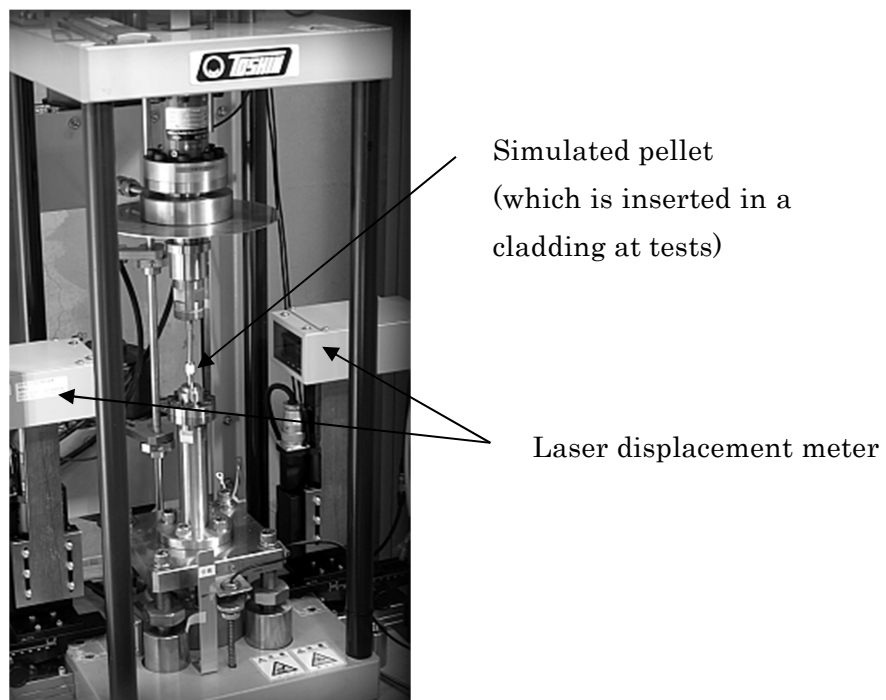


Fig. 6 An appearance of EDC test apparatus

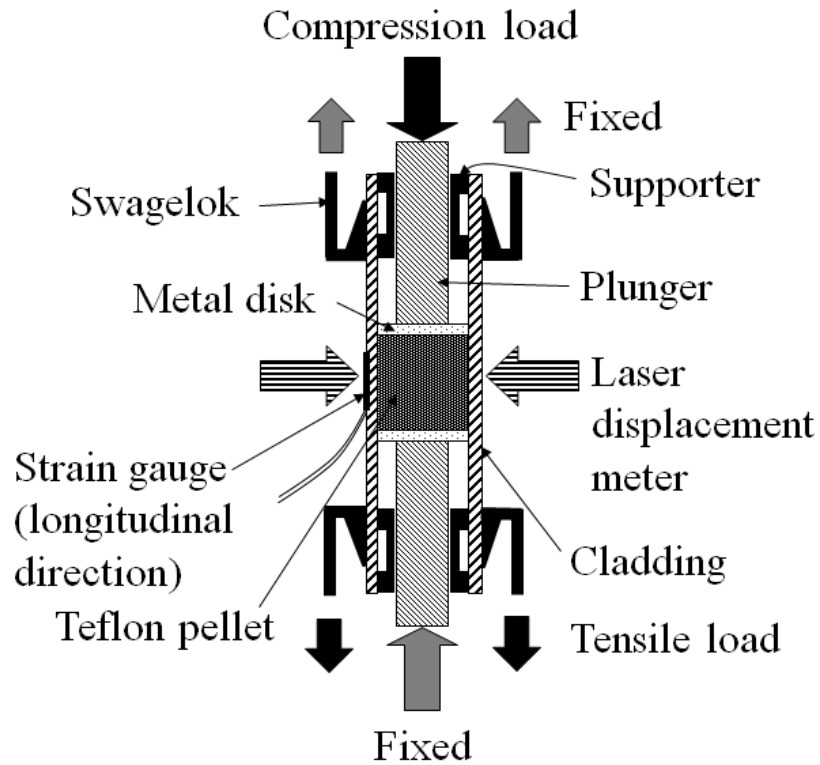
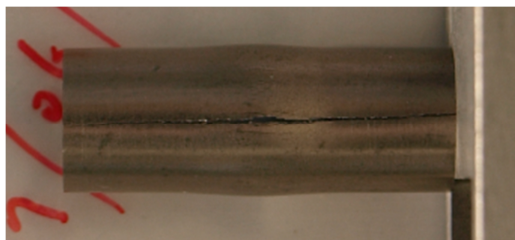
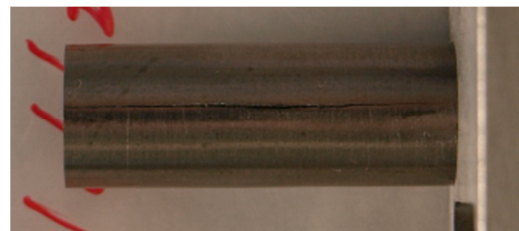


Fig. 7 A schematic of EDC test apparatus

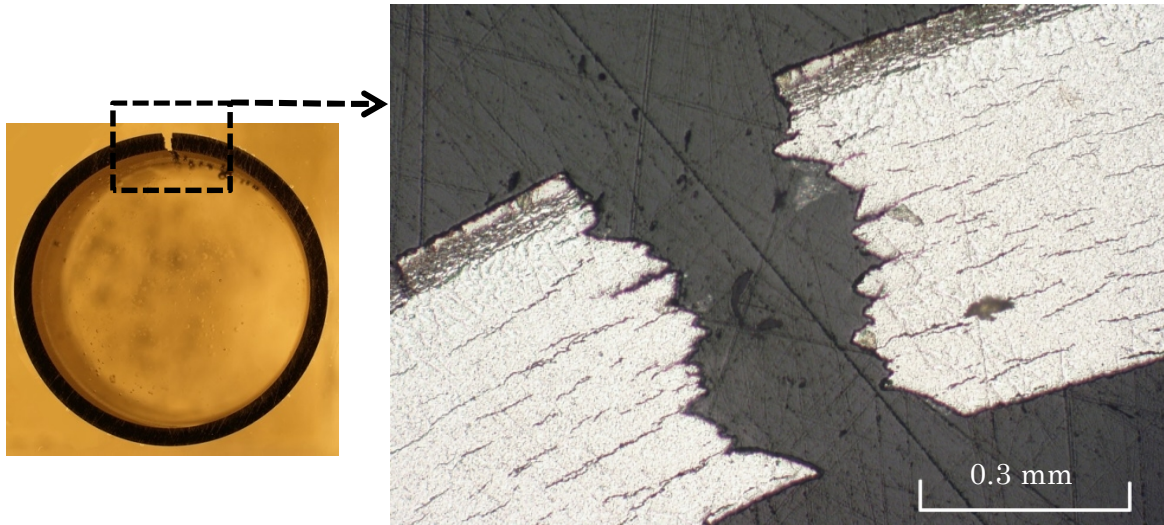


(a) 400 ppm specimen

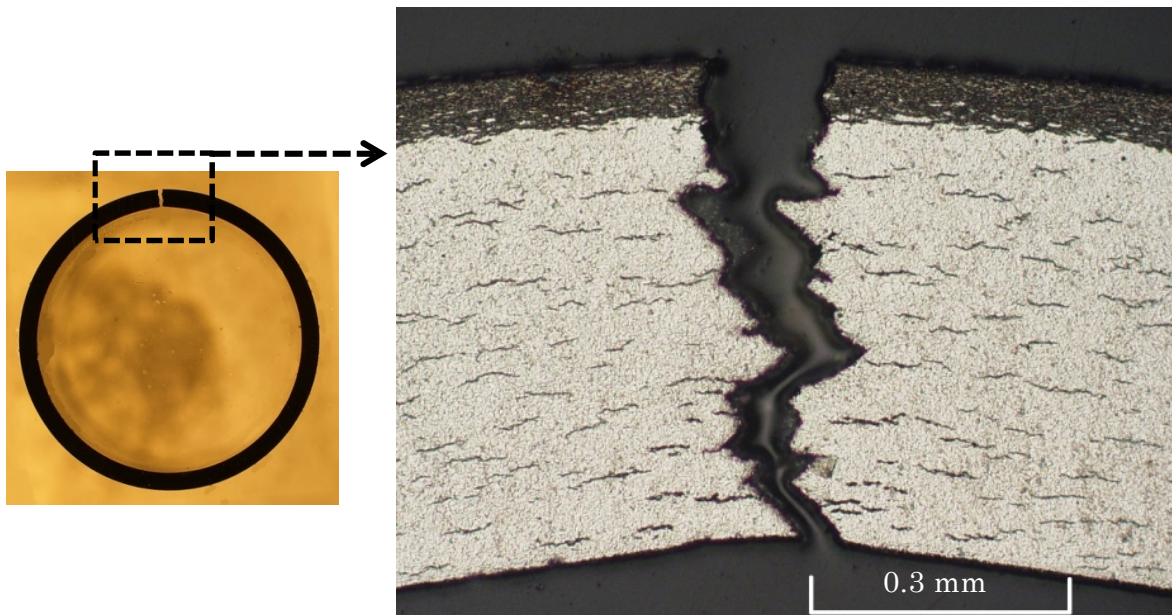


(b) 800 ppm specimen

Fig.8 Post-test appearances of the specimens with hydride rim after EDC tests



(a) 400 ppm specimen



(b) 800 ppm specimen

Fig.9 Horizontal cross-sections of a through-wall crack observed in the EDC tests using the specimens with hydride rim

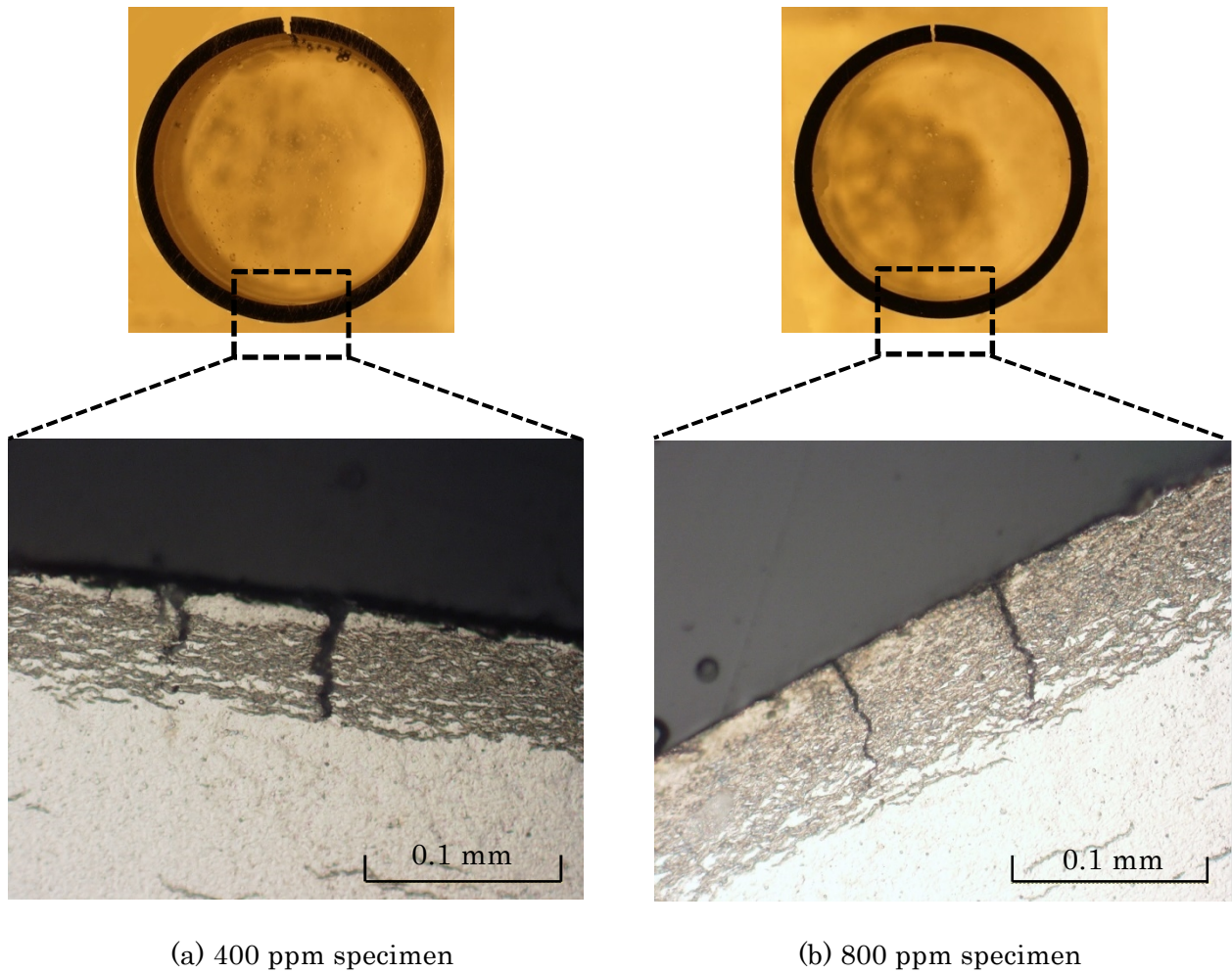
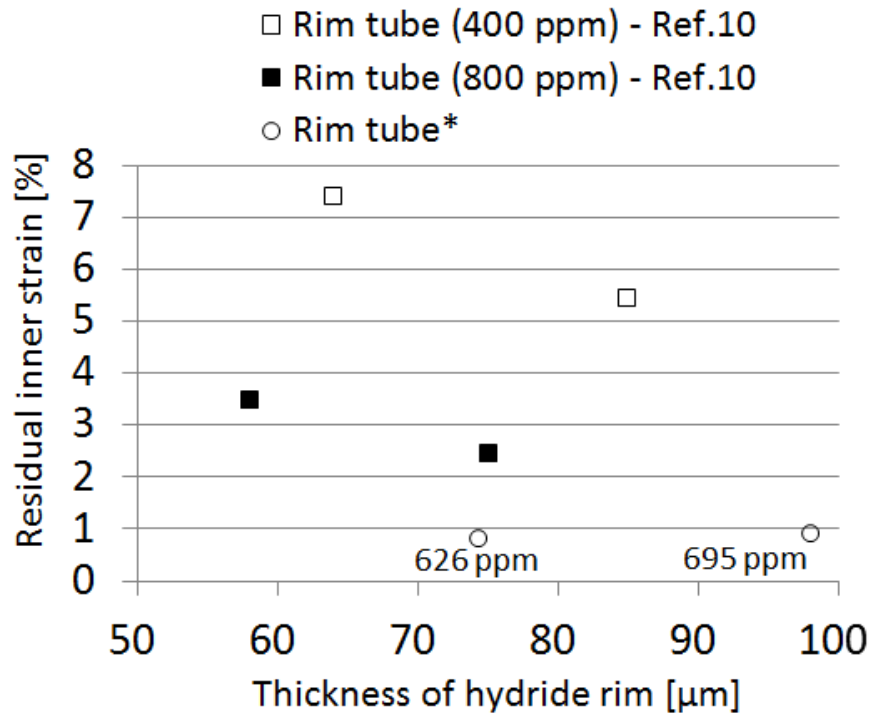


Fig.10 Observation results of incipient cracks generated
in the hydride rim during EDC tests



* Regarding these data, hydrogen analysis was conducted for each specimen.

Fig.11 Residual inner strains as functions of the thickness of hydride rim

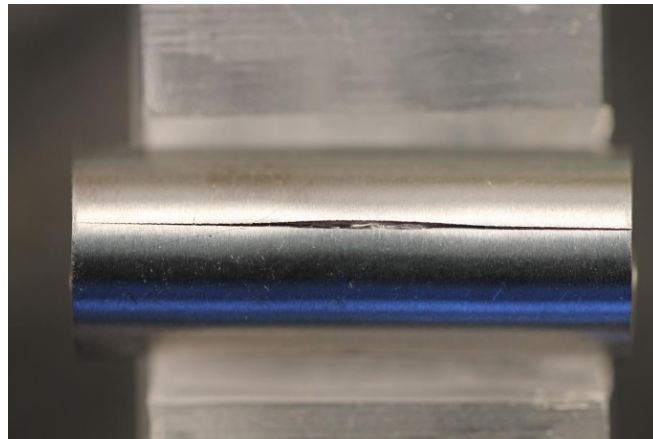


Fig.12 An appearance of a failure specimen of RAG tube

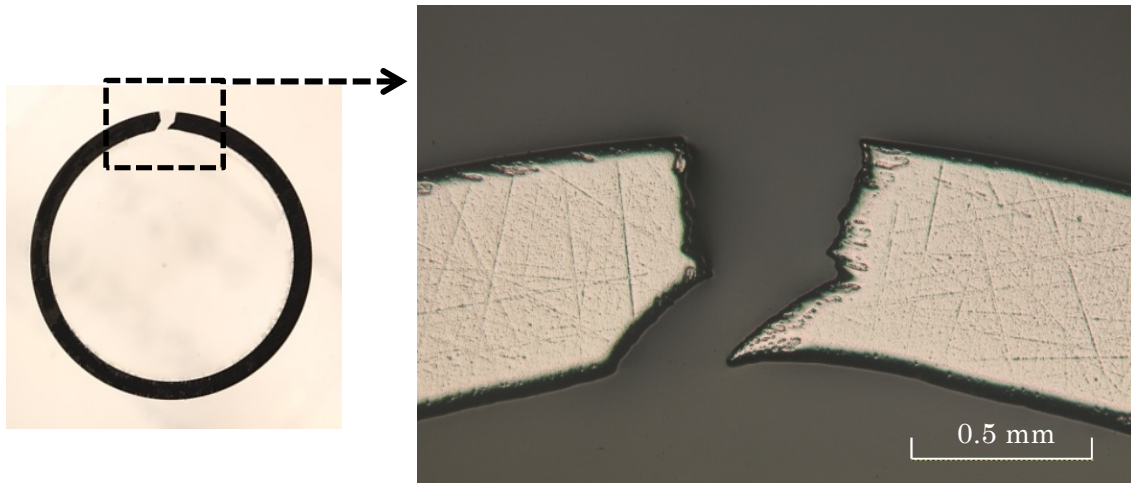
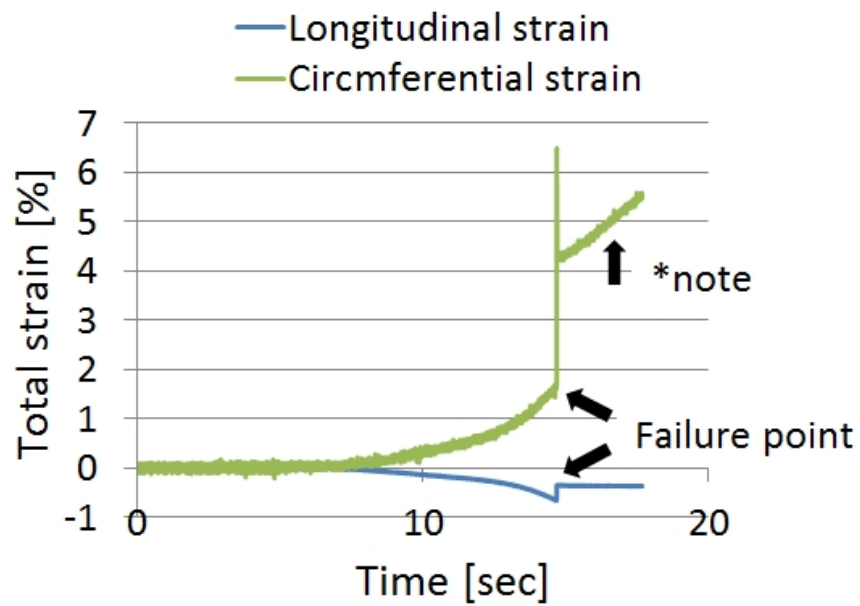


Fig.13 A cross section of a failure specimen of RAG tube



*note: the values after the failure point contain the effect of crack width.

Fig.14 Strain histories of RAG-EDC test

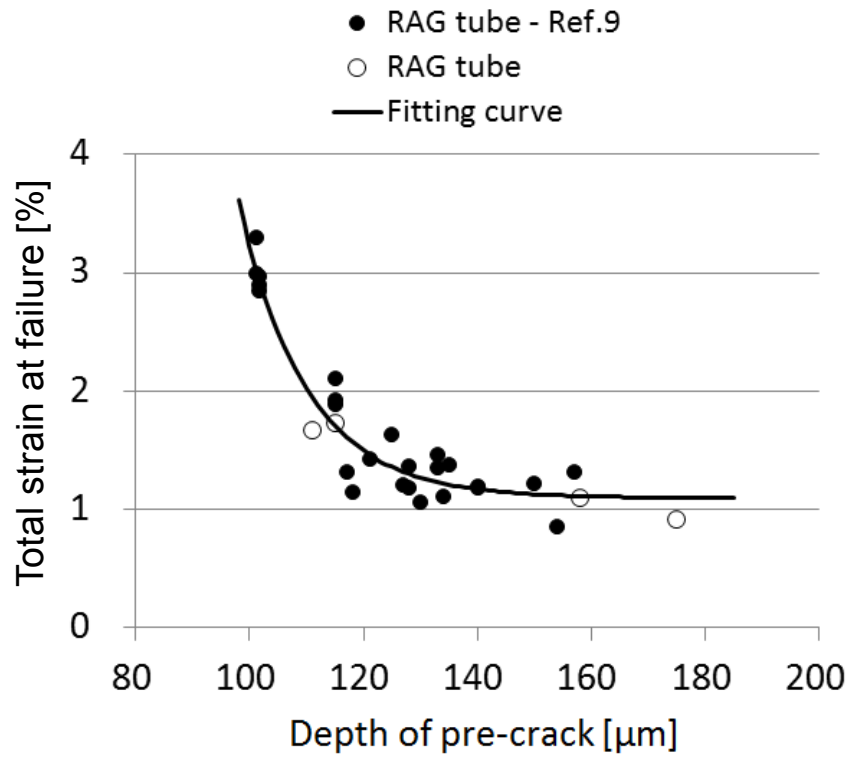


Fig.15 The relationship between hoop strains at failure and depths of pre-crack

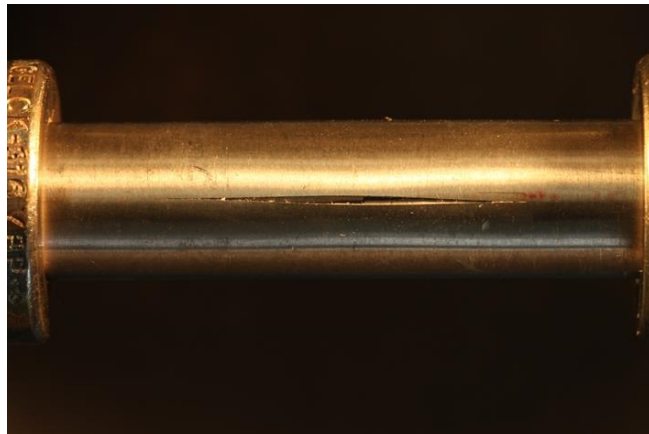


Fig.16 An appearance of a failure specimen of a biaxial test
(Longitudinal tensile load: 10.0 kN)

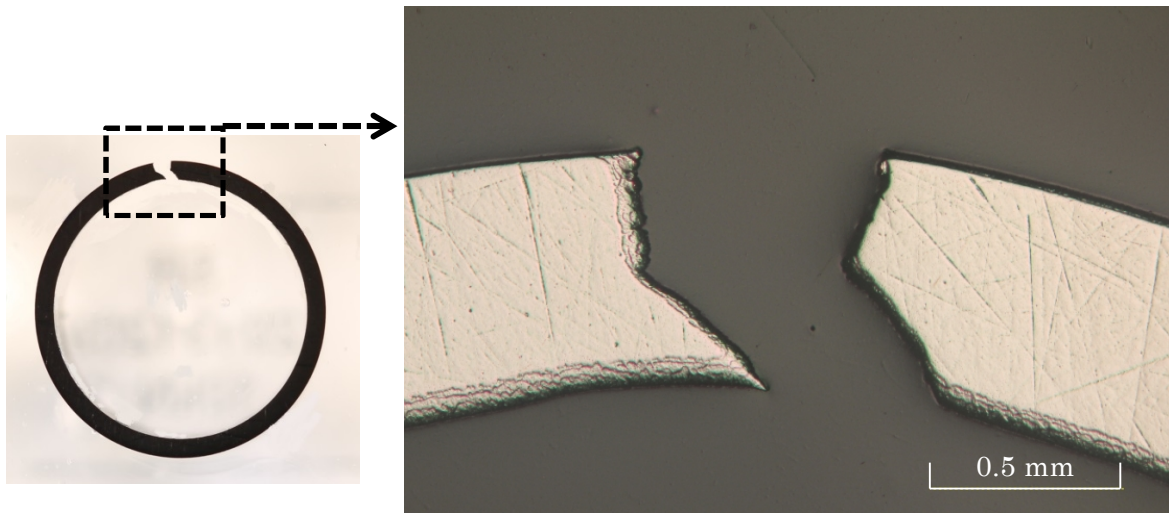
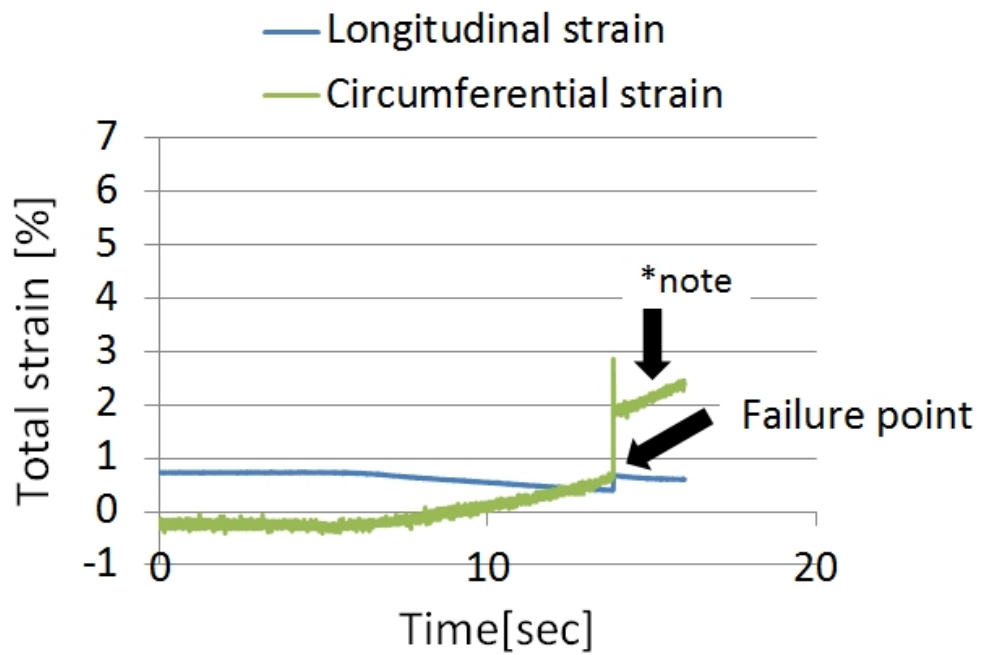
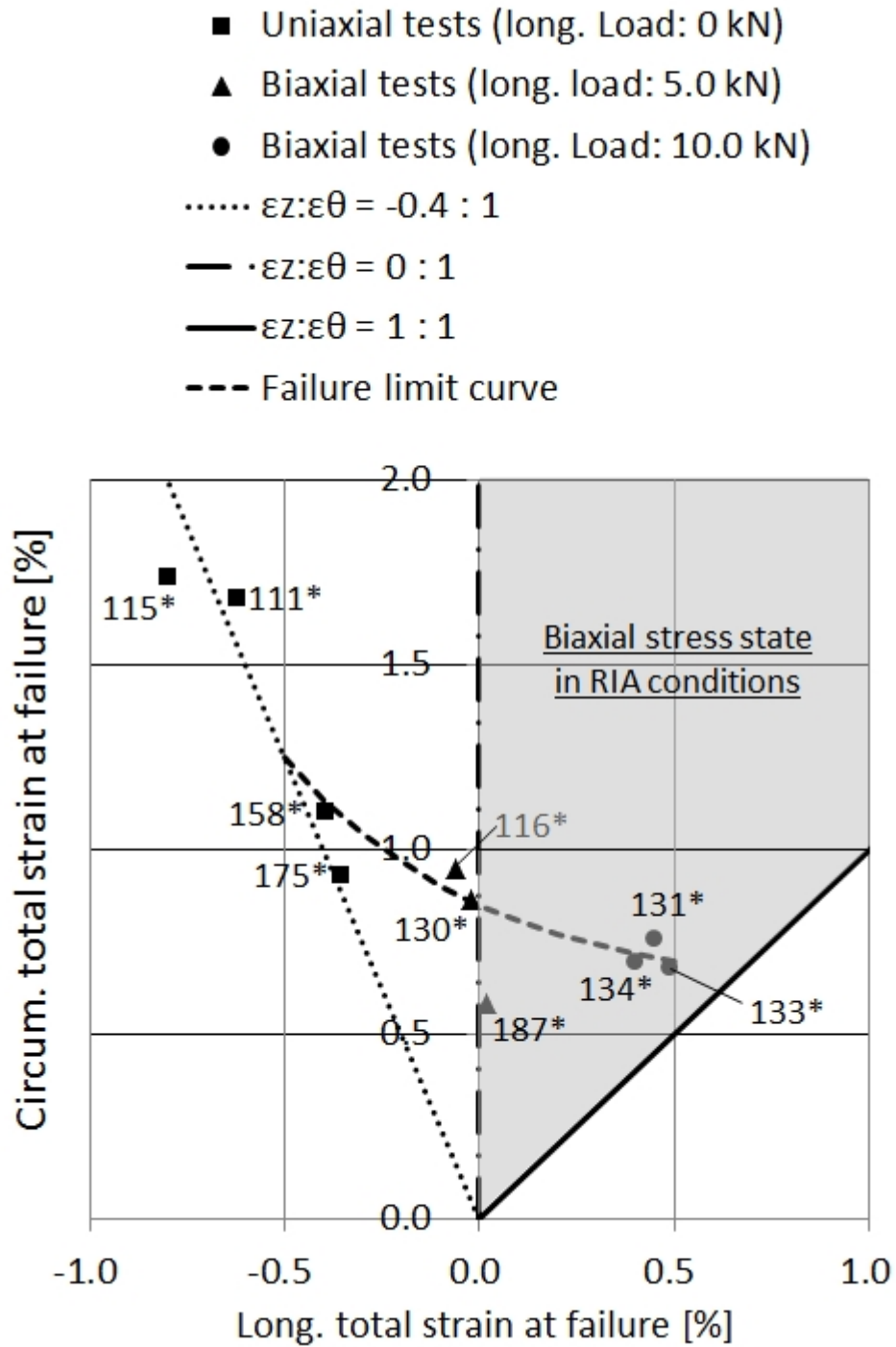


Fig.17 A cross section of a failure specimen of a biaxial test
(Longitudinal tensile load: 10.0 kN)



*note: the values after the failure point contain the effect of crack width.

Fig.18 Strain histories of a biaxial test



* The depth of pre-crack in the specimen.

Fig.19 The relationship between longitudinal total strains and hoop total strains at failure

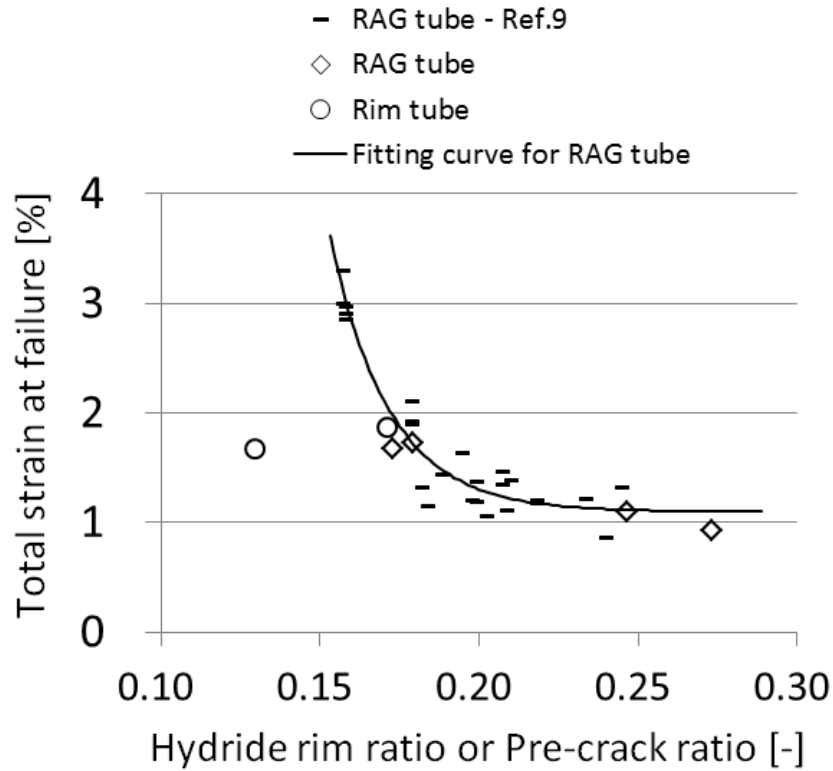


Fig.20 Comparison between RAG tube and Rim tube in total strains at failure

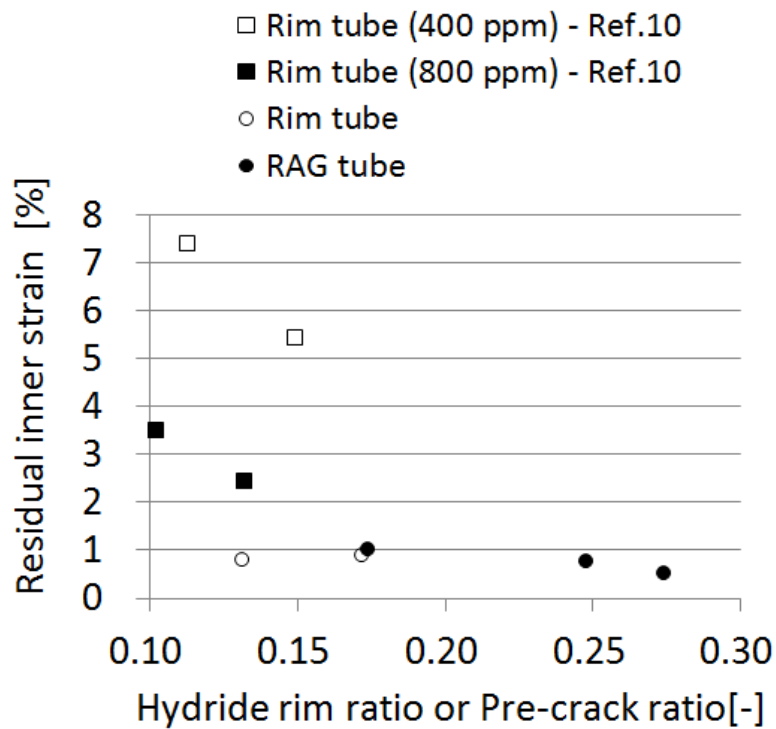


Fig.21 Comparison between RAG tube and Rim tube in residual inner strains

付録

破損時の周方向全ひずみに及ぼすひずみ速度の影響の評価

A1. はじめに

EDC 試験機の圧縮機構のストローク速度を 0.1 mm/sec とした場合、試料のひずみ速度は約 0.5 %/sec となる。一方試験炉 (NSRR 及び CABRI) における RIA 模擬実験では、被覆管のひずみ速度は 100 %/sec 程度と考えられている^{A1)}。そこで、試料のひずみ速度が破損時の周方向全ひずみに及ぼす影響を調べるため、圧縮機構のストローク速度を変化させた単軸試験を実施した。

A1) 例えば、J. Desquines et al., “The issue of stress state during mechanical tests to assess cladding performance during a reactivity-initiated accident (RIA),” J. Nucl. Mater., 412 (2011), pp. 250-267.

A2. 試料

PWR17x17 型のジルカロイ-4 管 (外径 9.50 mm、肉厚 0.64 mm) をベースに作製した RAG 管を試料として用いた。今回の試験では残留応力除去焼鈍を行っていない冷間加工材を用いた。また、この試験で用いた試料の長さは、約 20 mm とした。

なお、一般に PWR 用の燃料被覆管として応力除去材が用いられるが、同等の予き裂深さを有する応力除去材と冷間加工材とでは破損時の周方向全ひずみがほぼ同等であるという結果が得られていること^{A2,A3)}から、ひずみ速度と破損時の周方向全ひずみの関係も応力除去材と冷間加工材の間でほとんど差はないと考えられる。

A2) 三原武他, “水素を吸収させた予き裂入り被覆管の破壊挙動”, 日本原子力学会「2013年春の年会」予稿集, 2013年3月26~28日, 近畿大学.

A3) T. Mihara et al., “The influence of hydride morphology on the crack propagation through fuel cladding wall”, in: ICAPP 2014, Charlotte, USA, April 6-9, 2014.

A3. 試験および測定条件

圧縮機構のストローク速度を 0.1、1、10、100 mm/sec の 4 種類に設定した試験を実施した。被覆管の外径は、変化量が最大となる模擬ペレットの中心と同じ高さに調整したレーザー変位計で測定し、破損時の周方向全ひずみを評価した。材料のひずみ速度は、試料が破損する直前の周方向全ひずみの時間変化率を用いて評価した。各試料の予き裂深さは、試験後試料の破面を電子顕微鏡で撮影し、画像解析によって評価した。

A4. 試験結果および考察

Table A-1 に、試験結果の一覧を示す。Fig.A-1 には、破損時の周方向全ひずみをひずみ速度の関数として示す。各点の傍に記載された数値は、それぞれの試料で評価された予き裂深さを示している。今回の試験に用いた RAG 管の予き裂深さは、いずれも約 120 μm であった。圧縮機構のストローク速度を 0.1 mm/sec に設定した試験においては、ひずみ速度は約 0.5 %/sec

になった。ストローク速度を 1 mm/sec に設定した試験においては、ひずみ速度は約 5 %/sec になった。ストローク速度を 10 mm/sec に設定した試験においては、ひずみ速度は約 50 %/sec になった。ストローク速度を 100 mm/sec に設定した試験においては、ひずみ速度は約 230 %/sec になった。

以上のように、今回の試験におけるひずみ速度の範囲は約 0.5～230 %/sec であり、いずれのひずみ速度条件においても破損時の周方向全ひずみは 2 %前後であった。特に、ひずみ速度が約 230 %/sec の条件は RIA における典型的なひずみ速度を上回ると考えられるが、この条件であつてもひずみ速度が破損時の周方向全ひずみに及ぼす影響はほとんど見られなかった。言い換えると、外表面に初期き裂を有する被覆管について、RIA を代表するひずみ速度条件下での破損時の周方向全ひずみは、圧縮機構のストローク速度を 0.1 mm/sec とした EDC 試験を行うことによって得られると考えられる。

Table A-1 Test results for the confirmation of strain-rate influence

ID	Stroke rate [mm/sec]	Strain rate [%/sec]	Total strain at failure [%]	Depth of pre-crack [μm]	Sampling period [ms]
1	0.1	0.5	2.05	119	2
2	0.1	0.5	2.26	115	2
3	0.1	0.5	2.13	117	2
4	1	4.9	2.18	122	2
5	1	4.9	2.22	121	2
6	10	47	1.83	120	2
7	10	45	1.79	123	2
8	100	240	2.01	120	0.1
9	100	221	1.87	124	0.1

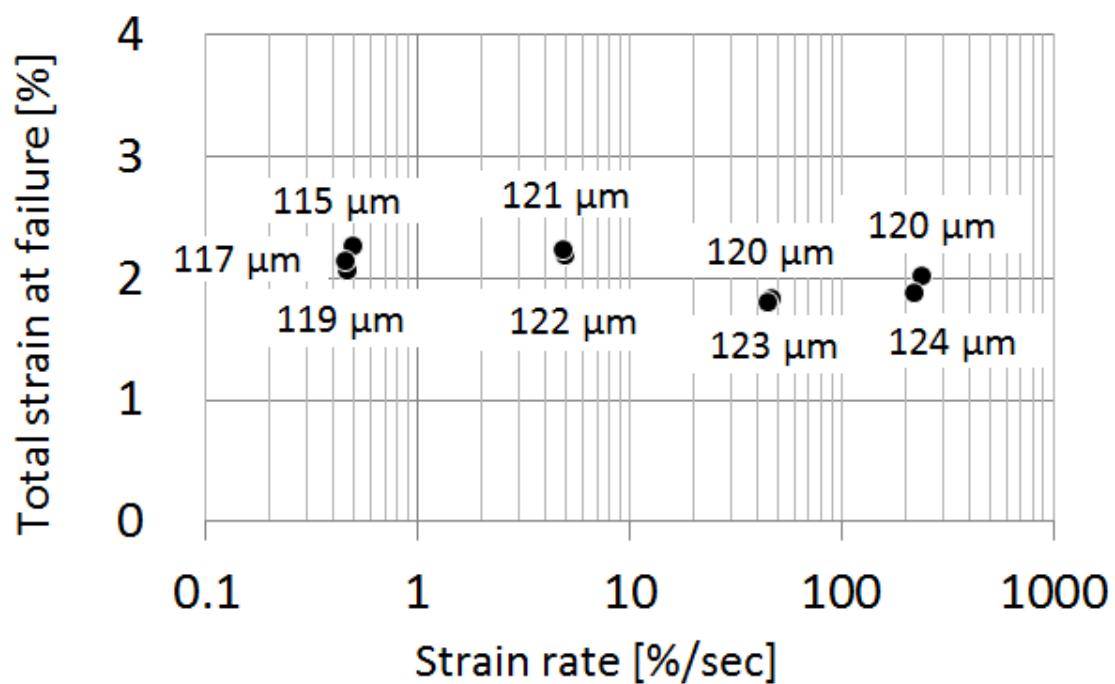


Fig.A-1 The relationship between strain rates and hoop total strains at failure

国際単位系（SI）

表 1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質량	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表 2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立法メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立法メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の) 1	1
比透磁率 ^(b)	(数字の) 1	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。

(b) これらは無次元量あるいは次元 1 をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の 1 は通常は表記しない。

表 3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光束度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd
照射度	ルクス	lx	lm/m ²	m ⁻² cd
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
酸素活性化	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。

(b) ラジアンとステラジアンは数字の 1 に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の 1 は明示されない。

(c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。

(d) ヘルツは周期現象についてののみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてののみ使用される。

(e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。

(f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。

(g) 単位シーベルト (PV.2002.70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表 4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘着力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ s A
表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ⁻³ s ⁻¹ mol

表 5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨ	Y	10 ⁻¹	デ	d
10 ²¹	ゼ	Z	10 ⁻²	セ	c
10 ¹⁸	エ	E	10 ⁻³	ミ	m
10 ¹⁵	ペ	P	10 ⁻⁶	マイ	μ
10 ¹²	テ	T	10 ⁻⁹	ナ	n
10 ⁹	ギ	G	10 ⁻¹²	ピ	p
10 ⁶	メ	M	10 ⁻¹⁵	フェ	f
10 ³	キ	k	10 ⁻¹⁸	ア	a
10 ²	ヘ	h	10 ⁻²¹	ゼ	z
10 ¹	デ	da	10 ⁻²⁴	ヨ	y

表 6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	′	1′=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	″	1″=(1/60)′=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 l=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表 7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表 8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =(10 ⁻¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。
ベール	B	
デジベル	dB	

表 9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²
フオット	ph	1 ph=1 cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≡ (10 ³ /4π) A m ⁻¹

(c) 3 元素のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 ≡ 」は対応関係を示すものである。

表 10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1 メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858 J (「15°C」カロリー), 4.1868 J (「IT」カロリー) 4.184 J (「熱化学」カロリー)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

