

JAERI-Research
95-005



NSRRウラン水素化ジルコニウム燃料実験における
発熱量の解析及び実験用カプセル最大負荷の評価

1995年1月

更田豊志・石島清見・丹澤貞光・中村武彦
篠島栄夫・加島洋一・豊川俊次・小林晋昇

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1995

編集兼発行 日本原子力研究所

印 刷 株式会社原子力資料サービス

NSRRウラン水素化ジルコニウム燃料実験における
発熱量の解析及び実験用カプセル最大負荷の評価

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部
更田 豊志・石島 清見・丹澤 貞光・中村 武彦
 笹島 栄夫・加島 洋一・豊川 俊次・小林 晋昇

(1995年1月5日受理)

現在NSRRでは、代表的な研究・訓練用原子炉であるTRIGA炉用の燃料として世界的に使用されている、ウラン水素化ジルコニウム燃料のパルス照射実験を計画し、その実施へ向けて準備を進めている。ウラン水素化ジルコニウム燃料は、NSRR実験に供する試験燃料としては初めての合金燃料であり、燃料温度の上昇に伴って吸収されている水素を放出するなど、数多くの特徴を持っている。本報告書は、ウラン水素化ジルコニウム燃料の特性についてまとめるとともに、NSRRにおけるパルス照射時の発熱量及び燃料温度の解析結果、実験用カプセル設計に必要となる衝撃圧力及び水擊力の予測最大値に関する評価結果を示したものである。試験燃料、実験用カプセル及びNSRR炉心をモデル化した中性子輸送計算により、NSRRにおいて燃料溶融に至る範囲までの実験が可能であることを示すとともに、被覆管の低温破裂、放出水素の膨張仕事及び燃料／冷却材相互作用などを考慮した検討を行い、衝撃圧力及び水擊力の予測最大値を求めた。

NSRR実験によって得られる知見は、これまで過渡出力上昇条件に対して大きな安全裕度を見込んだ設計となっていたウラン水素化ジルコニウム燃料について、精度の高い燃料挙動の評価を可能にするものであり、TRIGA炉の性能向上に大きく寄与するとともに、安全評価のデータベースを拡充し、次世代型TRIGA炉の開発、安全評価に大きく資するものと期待される。

Analysis of Energy Deposition and Evaluation of Maximum Load of Irradiation
Capsule for NSRR Experiment with Uranium-Zirconium Hydride Fuel

Toyoshi FUKETA, Kiyomi ISHIJIMA, Sadamitsu TANZAWA
Takehiko NAKAMURA, Hideo SASAJIMA, Youichi KASHIMA
Shunji TOYOKAWA and Shinsho KOBAYASHI

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

(Received January 5, 1995)

The new experiment plan is progressing to perform the NSRR pulse-irradiation experiment with uranium-zirconium hydride ($U-ZrH_3$) fuel which is widely utilized in the world as TRIGA reactor fuel. The uranium-zirconium hydride is a first test specimen as metallic fuel in the NSRR experiment, and has number of individual properties, e.g. hydrogen dissociation. This report summarizes the properties of uranium-zirconium hydride fuel, and presents analysis of energy deposition during the pulse irradiation and evaluation of maximum load to test vessel, i.e. pressure pulse and mechanical forces, during the experiment. Neutronic calculation indicates that fuel temperature reaches its melting point during the pulse in the NSRR. The consideration on several aspects, including burst failure of cladding tube at low temperature, expansion of released hydrogen in the capsule and molten fuel/coolant interactions, gives predicted maximum pressure and mechanical work during the experiment. The results of maximum load evaluation will be applied for design of irradiation capsule.

A relatively large safety margin has been needed for design of the uranium-zirconium hydride fuel, since information of fuel behavior during off-normal conditions is limited so far. The NSRR experiment with the uranium-zirconium hydride fuel will realize precise safety evaluation, and improve the TRIGA reactor performance. The data to be obtained in this program will also contribute development of next-generation TRIGA reactor and its safety evaluation.

Keywords: Uranium-Zirconium Hydride Fuel, TRIGA Reactor, NSRR, Fuel Performance, Nuclear Safety, Fuel/Coolant Interaction

目 次

1. NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験計画の概要	1
2. TRIGA炉の概要	2
3. ウラン水素化ジルコニウム燃料の特性	3
3.1 燃料ミートからの水素の放出	3
3.2 平衡水素圧及び比熱	4
3.3 被覆管の破裂圧力	6
3.4 照射効果	6
4. パルス照射時の発熱量の解析	7
4.1 発熱量の計算方法	7
4.2 発熱量計算結果	8
4.3 パルス照射時の燃料ミート温度	10
5. 実験用カプセル最大負荷の評価	10
5.1 ウラン水素化ジルコニウム燃料破損時に発生する破壊力	10
5.2 酸化ウラン浸水燃料の破裂の機構及び破裂に伴う破壊力の発生	11
5.3 ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における衝撃圧力の予測最大値	12
5.4 ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における水擊力の予測最大値	14
5.5 破壊力に関するその他の考察	19
6. まとめ	23
謝 辞	24
参考文献	25

Contents

1. Outline of Uranium-Zirconium Hydride Fuel Experiment in the NSRR	1
2. Characteristic of TRIGA Reactor	2
3. Properties of Uranium-Zirconium Hydride Fuel	3
3.1 Hydrogen Dissociation from Fuel Meat	3
3.2 Equilibrium Hydrogen Pressure and Specific Heat	4
3.3 Burst Pressure of Cladding Tube	6
3.4 Irradiation Effects	6
4. Analysis of Energy Deposition during Pulse-irradiation	7
4.1 Analytical Method of Energy Deposition	7
4.2 Predicted Energy Deposition	8
4.3 Estimated Fuel Meat Temperature at Pulse	10
5. Evaluation of Maximum Load of Irradiation Capsule	10
5.1 Destructive Force Generation at Failure of Uranium-Zirconium Hydride Fuel	10
5.2 Rupture and Destructive Force Generation in Water-logged Uranium Dioxide Fuel	11
5.3 Predicted Maximum Pressure in Uranium-Zirconium Hydride Fuel Experiment	12
5.4 Predicted Mechanical Work in Uranium-Zirconium Hydride Fuel Experiment	14
5.5 Additional Considerations on Destructive Forces	19
6. Summary	23
Acknowledgement	24
References	25

1. NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験計画の概要

現在NSRRでは、代表的な研究・訓練用原子炉であるTRIGA炉用の燃料として世界的に使用されている、ウラン水素化ジルコニウム燃料のパルス照射実験を計画し、平成7年度末を目標に、その実施へ向けて準備を進めている。ウラン水素化ジルコニウム燃料は、NSRR実験に供する試験燃料としては初めての合金燃料であり、燃料温度の上昇に伴って吸収されている水素を放出するなど、数多くの特徴を持っている。NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験の目的は、TRIGA炉用燃料であるウラン水素化ジルコニウム燃料の事故時の燃料挙動を解明し、安全裕度を実証することによって、TRIGA炉の性能向上及び安全評価に資することにある。

ウラン水素化ジルコニウム燃料の事故時の挙動に関するデータは極めて限られており、NSRR実験で計画されているような破損に至るまでの範囲を対象とした研究は世界的にも他に例を見ない。特に、急速な出力上昇条件下における燃料の挙動に関する実験的研究はこれまで実施されておらず、ウラン水素化ジルコニウム燃料の過渡出力上昇条件に対する設計は、主に炉外定常実験に基づき、大きな安全裕度を見込んだものとなっている。このようなことから、NSRR実験によって得られる知見は、精度の高い燃料挙動の評価を可能にするものであり、TRIGA炉の性能向上に大きく寄与するとともに、安全評価のデータベースを拡充するものとして期待される。また、NSRR実験に供するウラン水素化ジルコニウム燃料は、次世代型研究炉のひとつとして開発が進められている高出力TRIGA炉に使用される仕様のものであり、NSRR実験の結果は新型TRIGA炉の開発・安全評価に大きく資するものとなる。

ウラン水素化ジルコニウム燃料は、水素吸蔵金属としてのジルコニウムとウランとの合金燃料であるため、パルス照射時の燃料温度の上昇に従って、燃料から比較的大量の水素が放出されることが、これまでにNSRR実験に供してきた試験燃料と比較した場合の最も特徴的な点として挙げられる。この水素の放出は、パルス照射時の被覆管の熱及び機械的挙動に与える影響が大きく、予想される被覆管の破損モードは、水素放出に伴う内圧上昇によるバースト破損であるものと考えられる。

実験計画は大きく以下の3つの段階に分けられる。

Phase I 被覆管の破損（破裂）を生じない発熱量範囲での燃料挙動の解明

パルス照射による発熱量の確認、水素解離による過渡的な燃料棒の内圧上昇の様子、これに伴う被覆管の変形挙動、被覆管の温度変化、被覆管表面における冷却材沸騰状態の膜沸

騰への遷移（D N B）しきい値などを明らかにする。

Phase II 破損しきい値及び破損モードの究明

被覆管の破損（破裂）を生じる発熱量しきい値及び被覆管破損モードの究明、その際の燃料ミートにおける欠陥発生の有無などを明らかにする。

Phase III 高発熱量領域における燃料挙動の解明

破損しきい値をある程度以上回る発熱量を投入した場合の被覆管破損モードの変化、燃料ミート変形の様子など。

実験は、Phase I からPhase II、Phase IIIへと、実験結果を確認しながら徐々に発熱量を増加させ、より苛酷な条件での実験へと進めて行く予定である。

NSRR実験に供する試験燃料としては、高出力TRIGA炉用の、濃縮度20%，ウラン密度45重量%のウラン水素化ジルコニウム燃料を予定しており、実験条件に応じて燃料ミートの長さを変える予定である。実験計装としては、これまでの酸化ウラン燃料実験の場合と同様に、全ての試験燃料に被覆管表面温度測定用熱電対及び燃料ミート軸方向伸び測定用鉄芯を備えるほか、これらに加えて燃料棒内圧計及び燃料ミート中心温度測定用熱電対を備えた試験燃料も準備する。NSRR実験用ウラン水素化ジルコニウム燃料棒の概略図をFig. 1に、主な仕様を、代表的な軽水炉燃料である14×14型PWR燃料棒、NSRR酸化ウラン燃料実験用標準試験燃料棒及びNSRR炉心燃料棒の仕様とともにTable 1に示す。NSRRに供する高出力TRIGA炉用のウラン水素化ジルコニウム燃料棒では、被覆管にインコロイ800が使用されていること、燃料ミート／被覆管間のギャップが $25\text{ }\mu\text{m}$ と極めて小さくなっていることなどに特徴がある。

2. TRIGA炉の概要

TRIGA炉は、1991年5月現在で20ヶ国51基と、世界的に最も広く使用されている研究・訓練用原子炉であり、国内では原研のNSRRの他に立大炉及び武蔵工大炉がTRIGA炉である。Table 2⁽¹⁾にNSRR、立大炉、武蔵工大炉及び1986年に臨界となったバングラデシュ炉の諸元を示す。TRIGA炉は、濃縮ウランと減速材である水素化ジルコニウムとの合金であるウラン水素化ジルコニウム燃料を使用しており、その最大の特長は燃料棒自体のもつ負の温度係数が大きく、かつ即発的に効くため、原子炉出力上昇に対する負のフィードバックがかかり安全性が高いこと、パルス運転が可能であることがある。

騰への遷移（D N B）しきい値などを明らかにする。

Phase II 破損しきい値及び破損モードの究明

被覆管の破損（破裂）を生じる発熱量しきい値及び被覆管破損モードの究明、その際の燃料ミートにおける欠陥発生の有無などを明らかにする。

Phase III 高発熱量領域における燃料挙動の解明

破損しきい値をある程度以上上回る発熱量を投入した場合の被覆管破損モードの変化、燃料ミート変形の様子など。

実験は、Phase I からPhase II、Phase IIIへと、実験結果を確認しながら徐々に発熱量を増加させ、より苛酷な条件での実験へと進めて行く予定である。

NSRR実験に供する試験燃料としては、高出力TRIGA炉用の、濃縮度20%，ウラン密度45重量%のウラン水素化ジルコニウム燃料を予定しており、実験条件に応じて燃料ミートの長さを変える予定である。実験計装としては、これまでの酸化ウラン燃料実験の場合と同様に、全ての試験燃料に被覆管表面温度測定用熱電対及び燃料ミート軸方向伸び測定用鉄芯を備えるほか、これらに加えて燃料棒内圧計及び燃料ミート中心温度測定用熱電対を備えた試験燃料も準備する。NSRR実験用ウラン水素化ジルコニウム燃料棒の概略図をFig. 1に、主な仕様を、代表的な軽水炉燃料である14×14型PWR燃料棒、NSRR酸化ウラン燃料実験用標準試験燃料棒及びNSRR炉心燃料棒の仕様とともにTable 1に示す。NSRRに供する高出力TRIGA炉用のウラン水素化ジルコニウム燃料棒では、被覆管にインコロイ800が使用されていること、燃料ミート／被覆管間のギャップが $25\ \mu\text{m}$ と極めて小さくなっていることなどに特徴がある。

2. TRIGA炉の概要

TRIGA炉は、1991年5月現在で20ヶ国51基と、世界的に最も広く使用されている研究・訓練用原子炉であり、国内では原研のNSRRの他に立大炉及び武藏工大炉がTRIGA炉である。Table 2⁽¹⁾にNSRR、立大炉、武藏工大炉及び1986年に臨界となったバングラデシュ炉の諸元を示す。TRIGA炉は、濃縮ウランと減速材である水素化ジルコニウムとの合金であるウラン水素化ジルコニウム燃料を使用しており、その最大の特長は燃料棒自体のもつ負の温度係数が大きく、かつ即発的に効くため、原子炉出力上昇に対する負のフィードバックがかかり安全性が高いこと、パルス運転が可能であることがある。

TRIGA炉用燃料であるウラン水素化ジルコニウム燃料では、燃料（濃縮ウラン）と減速材（水素化ジルコニウム）が均質に混合されている。このため、原子炉出力が上昇した場合には燃料温度と減速材温度の双方が同時に上昇する。燃料温度の上昇はU-238のドップラ効果による共鳴吸収の増加による原子炉出力の低下を招くが、TRIGA炉ではこの他に、減速材温度の上昇による原子炉出力低下の効果が大きな負の温度係数を与えていた。温度上昇に伴う水素化ジルコニウム中の水素原子のエネルギーレベルの上昇により、燃料・減速材要素中の中性子の平均エネルギーが上昇し、即ち中性子スペクトルが硬化する。水素化ジルコニウムの温度が上昇すると、励起状態となった格子中の水素原子の個数が指数関数的に増加する。これによって、燃料・減速材要素中の熱中性子が、励起状態にある水素原子と衝突し、格子振動のエネルギーを得て加速される確率が増大する。また、水素原子のエネルギー上昇は、核分裂によって生成した高速中性子の減速においても、減速後の中性子のエネルギー上昇を招く。この結果、燃料・減速材要素中の中性子スペクトルは硬化する。

この中性子スペクトルの硬化は、核分裂断面積の減少を招くとともに、中性子平均自由行程の増大による中性子の燃料・減速材要素からの漏れを増加させ、水、被覆材及び制御棒での吸収割合を増加させる。更に、中性子平均自由行程の増大は、炉心からの中性子の漏れを増加させる。この結果、原子炉出力上昇に対する強いフィードバックがかかる事になる。Fig. 2にTRIGA炉における負のフィードバックのしくみの概略を示す。NSRRを例に採ると、負の温度係数における寄与は、中性子スペクトル硬化による核分裂断面積低下及び中性子の漏れ増大の効果が8割、U-238ドップラ効果が3割、高速中性子による核分裂率の増加がマイナス1割となっている。

3. ウラン水素化ジルコニウム燃料の特性

3. 1 燃料ミートからの水素の放出

これまでNSRR実験に供してきた酸化ウラン燃料などと比較して、ウラン水素化ジルコニウム燃料の最も特徴的な点は、水素ガスを吸蔵して金属水素化物となる水素吸蔵金属としてのジルコニウムとウランとの合金燃料であるため、温度の上昇に従って水素が放出されることにある。一般に、水素吸蔵材料は、水素ガスを吸蔵する性質を活かして水素貯蔵媒体として利用されるほか、近年では水素ガスの吸蔵の際の発熱及び放出する際の吸熱を利用して、熱／化学エネルギー変換用機能材料として用いられている⁽²⁾。ジルコニウムは純金属としては代表的な水素吸蔵材料であり、水素吸蔵量が大きいことに加えて、比較的大きな比熱を有することなどから、

TRIGA炉用燃料であるウラン水素化ジルコニウム燃料では、燃料（濃縮ウラン）と減速材（水素化ジルコニウム）が均質に混合されている。このため、原子炉出力が上昇した場合には燃料温度と減速材温度の双方が同時に上昇する。燃料温度の上昇はU-238のドップラ効果による共鳴吸収の増加による原子炉出力の低下を招くが、TRIGA炉ではこの他に、減速材温度の上昇による原子炉出力低下の効果が大きな負の温度係数を与えていた。温度上昇に伴う水素化ジルコニウム中の水素原子のエネルギーレベルの上昇により、燃料・減速材要素中の中性子の平均エネルギーが上昇し、即ち中性子スペクトルが硬化する。水素化ジルコニウムの温度が上昇すると、励起状態となった格子中の水素原子の個数が指数関数的に増加する。これによって、燃料・減速材要素中の熱中性子が、励起状態にある水素原子と衝突し、格子振動のエネルギーを得て加速される確率が増大する。また、水素原子のエネルギー上昇は、核分裂によって生成した高速中性子の減速においても、減速後の中性子のエネルギー上昇を招く。この結果、燃料・減速材要素中の中性子スペクトルは硬化する。

この中性子スペクトルの硬化は、核分裂断面積の減少を招くとともに、中性子平均自由行程の増大による中性子の燃料・減速材要素からの漏れを増加させ、水、被覆材及び制御棒での吸収割合を増加させる。更に、中性子平均自由行程の増大は、炉心からの中性子の漏れを増加させる。この結果、原子炉出力上昇に対する強いフィードバックがかかることになる。Fig. 2にTRIGA炉における負のフィードバックのしくみの概略を示す。NSRRを例に採ると、負の温度係数における寄与は、中性子スペクトル硬化による核分裂断面積低下及び中性子の漏れ増大の効果が8割、U-238ドップラ効果が3割、高速中性子による核分裂率の増加がマイナス1割となっている。

3. ウラン水素化ジルコニウム燃料の特性

3. 1 燃料ミートからの水素の放出

これまでNSRR実験に供してきた酸化ウラン燃料などと比較して、ウラン水素化ジルコニウム燃料の最も特徴的な点は、水素ガスを吸蔵して金属水素化物となる水素吸蔵金属としてのジルコニウムとウランとの合金燃料であるため、温度の上昇に従って水素が放出されることにある。一般に、水素吸蔵材料は、水素ガスを吸蔵する性質を活かして水素貯蔵媒体として利用されるほか、近年では水素ガスの吸蔵の際の発熱及び放出する際の吸熱を利用して、熱／化学エネルギー変換用機能材料として用いられている⁽²⁾。ジルコニウムは純金属としては代表的な水素吸蔵材料であり、水素吸蔵量が大きいことに加えて、比較的大きな比熱を有することなどから、

核燃料用材料として採用された。

水素は、Ⅰ族やⅡ族の金属とH-イオンとして一般に食塩型の金属水素化物を形成するのに對して、ジルコニウムなどのⅢ～V族の遷移金属とはH-からH+の中間的な特性で結合し、金属水素化物を形成して、多量が吸蔵される。これらの遷移金属と結合している水素は、金属との結合力が弱いため、加熱されると容易に金属から放出される。水素化金属での水素の吸蔵は、金属と水素ガスとの間の相平衡反応で、相平衡を左右する因子は温度、圧力、成分である。従って、NSRR実験におけるウラン水素化ジルコニウム燃料からの水素の放出は、実験中の燃料温度上昇に伴うウラン水素化ジルコニウムの相平衡状態の変化によるものである。

水素化ジルコニウムは比較的単純な共析合金で、ジルコニウムとその同素体に加えて、Fig. 3の相平衡図⁽³⁾に示すように以下の4つの主な水素化物相から成る。

α 相： 稠密六方ジルコニウム相と水素との固溶体

β 相： 体心立方ジルコニウム相と水素との固溶体

δ 相： 面心立方の水素化物相

ϵ 相： 面心正方の水素化物相であり、 δ 相からZrH₂までに分布するが、平衡相ではなく、帶状の相晶構造として現われる。

ウランが加えられた場合には、水素化ジルコニウムの相平衡状態が変化するが、共晶温度が547°Cから541°Cとなる程度で、その変化はわずかなものである。また、25～50重量%と比較的大きな量のウランが含有されている場合においても、低水素密度領域の相境界が変化するが、原子炉燃料として使用するウラン水素化ジルコニウムに相当する高水素密度領域の変化は小さなものである⁽⁴⁾。

3. 2 平衡水素圧及び比熱

水素化ジルコニウムの水素吸蔵性能は、表面酸化膜あるいは窒化膜の存在によって著しく低下するが、ウランを75重量%程度まで含んでいても、ほとんど影響されない⁽⁵⁾。Fig. 3の δ 相における水素化ジルコニウムの平衡水素圧（水素解離圧）は下の(1)式で表される。⁽⁴⁾

$$\log P = K_1 + \frac{(K_2 \times 10^3)}{(T + 273.16)} \quad (1)$$

$$K_1 = -3.8415 + 38.6344x + 34.2639x^2 + 9.2821x^3$$

$$K_2 = -31.2982 + 23.5741x - 6.0280x^2$$

P: Equilibrium hydrogen pressure (atm), T: Temperature (°C), x: H/Zr atom ratio

ウラン水素化ジルコニウム燃料として一般的に使用されている水素／ジルコニウム比（H/Zr比）1.6の水素化ジルコニウムの平衡水素圧の温度依存性をFig. 4に示す。ZrH_{1.6}の平衡水素圧は、1310～1325°Cでウラン水素化ジルコニウム燃料に用いられるインコロイ800H被覆管の常温における破裂圧力に相当する400～450 kg/cm²に達する。しかしながら実際は、燃料ミート全体が一様な温度に達することは有り得ないため、燃料棒内圧が被覆管の破裂圧力に達するのは、燃料ミートの温度が更に高い場合となる。パルス照射時には、温度が最も高くなる燃料ミート表面側から、より温度の低い中心側へ水素が拡散するため、ギャップへ放出される水素の割合は低くなる。ウラン水素化ジルコニウム燃料棒における水素解離・吸収に伴う内圧変化に関して、過渡的なデータはこれまでに得られていないが、NSRRなどで使用されている標準的なパルス運転用TRIGA炉燃料については、急速昇温時の燃料棒内圧の経時変化について解析⁽⁶⁾が行われている。この解析は、ウラン水素化ジルコニウム燃料がステップ状に昇温され、高温に維持された場合のもので、昇温後の燃料棒内圧変化はFig. 5のようになっている。この図は、燃料棒内圧の経時変化の解析結果を、燃料最高温度に相当する平衡水素圧に対する割合で示したもので、燃料棒内圧は、昇温後約0.7秒で燃料最高温度に相当する平衡水素圧の22%前後に達し、その後水素がジルコニウムに再び吸着されるため、徐々に低下するとの結果となっている。

ウラン含有量45重量%，H/Zr比1.6のウラン水素化ジルコニウム45wt% U-ZrH_{1.6}の比熱は、ウラン及び水素化ジルコニウムZrH_{1.6}の比熱

$$C_p(U) = (1.3057 \times 10^{-4} T + 0.1094) / 4.186 \quad (2)$$

$$C_p(ZrH_{1.6}) = (7.515 \times 10^{-4} T + 0.3631) / 4.186 \quad (3)$$

から、内挿により、

$$C_p(45\text{wt\% } U-ZrH_{1.6}) = (4.721 \times 10^{-4} T + 0.2489) / 4.186 \quad (4)$$

C_p : Specific heat (cal/g·°C), T : Temperature (°C)

で与えられる。(4)式によって求めた45wt% U-ZrH_{1.6}の比熱をFig. 6に示す。

初期温度20°Cウラン水素化ジルコニウム燃料45wt% U-ZrH_{1.6}のエンタルピと温度との関係を、前項の比熱をもとに断熱条件下で計算すると、

$$\begin{aligned}
 H &= \int_{20}^T C_p (45\text{wt\%} U - ZrH_{1.6}) dt \\
 &= 5.639 \times 10^{-5} T^2 + 0.05947 \times T - 1.212
 \end{aligned} \tag{5}$$

あるいは

$$T = \sqrt{17740H + 299600} - 527.3 \tag{6}$$

H: Enthalpy(cal/g), T: Temperature(°C)

となり、Fig. 7に示す関係となる。なお、ウラン水素化ジルコニウム燃料の融点は、Fig. 8のウラン／ジルコニウム相平衡図⁽⁷⁾からわかるように、ウランの含有量が大きいほど低くなるが、ウラン水素化ジルコニウム燃料で最もウラン含有量が大きい45重量%の場合、約1680°Cで溶融を開始し、約1730°Cで全体が溶融する。また、ウランとジルコニウムの融解潜熱は、それぞれ9.25 cal/g, 5.97 cal/gである。

3. 3 被覆管の破裂圧力

N S R R 実験に供するウラン水素化ジルコニウム燃料棒の被覆管は外半径約 6.9 mm, 肉厚約 0.4 mm のインコロイ 800 H 製である。この被覆管と N S R R の標準的な試験燃料である 14×14 型 PWR 酸化ウラン燃料のジルカロイ 4 被覆管及び A T R 燃料用ジルカロイ 2 被覆管との機械的性質^(8,9), 寸法, そして破裂圧力^(10,11)を比較すると Table 3 のようになる。この表から、ウラン水素化ジルコニウム燃料用インコロイ 800 H 被覆管は、酸化ウラン燃料用ジルカロイ 4 被覆管と比較して、引張強さに大きな違いはないが、径が大きく、また肉厚が約 2/3 であることなどから、常温での破裂圧力は 1/2 以下となることがわかる。なお、インコロイ 800 H の融点は固相線 1355°C, 液相線 1385°C である。

3. 4 照射効果

ウラン水素化ジルコニウム燃料の照射効果については、核分裂生成物 (F P) の反跳及び F P ガスの蓄積による気泡の生成の燃料のスウェーリングに及ぼす影響が、TRIGA 炉の運転経験及びウラン水素化ジルコニウム燃料を用いた宇宙用原子炉開発計画を通じて報告されている。Fig. 9⁽¹²⁾に示すように、ウラン水素化ジルコニウム燃料は運転初期に比較的大きなスウェーリングを生じるが、F P の反跳による気泡の生成はやがておさまり、燃焼度の増加に伴うスウェーリング量の増加は穏やかなものとなる。反跳による格子欠陥の発生は、ウラン水素化ジルコニ

ウム燃料中に微細な分散物（直径約 $1\mu\text{m}$ ）として存在するウランの周囲で、反跳の及ぶ $10\mu\text{m}$ 以下の極めて小さな領域に限られる。照射試料の電子顕微鏡観察によると、ウラン粒子近傍の反跳の及ぶ範囲内で気泡の形成が見られるが、この反跳の及ぶ範囲外では未照射試料と変わらない組織となっている。なお、NSRR炉心燃料の燃焼度は0.01 atom%以下であり、照射効果はほとんど現れない範囲となっている。

4. パルス照射時の発熱量の解析

4. 1 発熱量の計算方法

NSRRはGeneral Atomic社の改良型TRIGA-ACPR（Annular-Core Pulse Reactor）で、Fig. 10に示すように原子炉プール下部に位置する炉心の中央を鉛直に貫通する内径約220mmの乾式実験孔を備えている。この実験孔に実験目的及び試験燃料に応じた各種のカプセルあるいはループなどを挿入し、試験燃料の照射実験を行っている。Fig. 11に炉心の水平断面図を示す。炉心は、燃料フォロワー型制御棒8本（調整棒6本、安全棒2本）を含めた157本の燃料要素と、3本の空気フォロワー型トランジエント棒から構成されている。NSRRでは、①圧縮空気によるトランジエント棒の急速引き抜きによる\$4.7までの単一パルス運転（NPモード運転）、②調整棒の位置調整による300kWまでの定常運転（SSモード運転）、③調整棒の比較的速い引き抜きによる10MWまでの台形パルス運転（SPモード運転）、及び④台形パルス運転にトランジエント棒の急速引き抜きによるパルスを組み合わせた合成パルス運転（CPモード運転）が可能で、零出力状態からの反応度事故を模擬する場合には単一パルス運転、異常過渡条件の場合には台形パルス運転といったように、実験目的に応じて運転モードを選択し、実験を行っている。こうした各種の運転モードを利用したNSRR実験では、試験燃料の仕様（寸法、濃縮度、燃焼度など）と実験体系（実験カプセルの寸法・形状・材質、減速材の量・密度など）とが同一であれば、複数の実験において、実験孔に挿入された実験カプセル内の試験燃料の発熱量（出力の時間積分値）と、NSRRの積分出力との間に比例関係が成り立つ。即ち、実験孔内も含めて炉心体系が同じであれば、出力の絶対値は異なっていても、その分布は相似であり、NSRRの炉心燃料部と試験燃料部の中性子束の比は一定である。従って、NSRRの炉心燃料と試験燃料との出力比は近似的に一定となる。そこで本解析では、試験燃料を含めたNSRR炉心の中性子分布を計算し、ウラン水素化ジルコニウム燃料を試験燃料とした場合の試験燃料の発熱量（cal/g）とNSRR出力（MW·s）との比である発熱量換算係数（cal/g/MW·s）を、実験用カプセルの内径、肉厚並びに材質（SUS304及びSUS316）をパラ

ウム燃料中に微細な分散物（直径約 $1\mu\text{m}$ ）として存在するウランの周囲で、反跳の及ぶ $10\mu\text{m}$ 以下の極めて小さな領域に限られる。照射試料の電子顕微鏡観察によると、ウラン粒子近傍の反跳の及ぶ範囲内で気泡の形成が見られるが、この反跳の及ぶ範囲外では未照射試料と変わらない組織となっている。なお、NSRR炉心燃料の燃焼度は0.01 atom%以下であり、照射効果はほとんど現れない範囲となっている。

4. パルス照射時の発熱量の解析

4. 1 発熱量の計算方法

NSRRはGeneral Atomic社の改良型TRIGA-ACPR（Annular-Core Pulse Reactor）で、Fig. 10に示すように原子炉プール下部に位置する炉心の中央を鉛直に貫通する内径約220mmの乾式実験孔を備えている。この実験孔に実験目的及び試験燃料に応じた各種のカプセルあるいはループなどを挿入し、試験燃料の照射実験を行っている。Fig. 11に炉心の水平断面図を示す。炉心は、燃料フォロワー型制御棒8本（調整棒6本、安全棒2本）を含めた157本の燃料要素と、3本の空気フォロワー型トランジエント棒から構成されている。NSRRでは、①圧縮空気によるトランジエント棒の急速引き抜きによる\$4.7までの単一パルス運転（NPモード運転）、②調整棒の位置調整による300kWまでの定常運転（SSモード運転）、③調整棒の比較的速い引き抜きによる10MWまでの台形パルス運転（SPモード運転）、及び④台形パルス運転にトランジエント棒の急速引き抜きによるパルスを組み合わせた合成パルス運転（CPモード運転）が可能で、零出力状態からの反応度事故を模擬する場合には単一パルス運転、異常過渡条件の場合には台形パルス運転といったように、実験目的に応じて運転モードを選択し、実験を行っている。こうした各種の運転モードを利用したNSRR実験では、試験燃料の仕様（寸法、濃縮度、燃焼度など）と実験体系（実験カプセルの寸法・形状・材質、減速材の量・密度など）とが同一であれば、複数の実験において、実験孔に挿入された実験カプセル内の試験燃料の発熱量（出力の時間積分値）と、NSRRの積分出力との間に比例関係が成り立つ。即ち、実験孔内も含めて炉心体系が同じであれば、出力の絶対値は異なっていても、その分布は相似であり、NSRRの炉心燃料部と試験燃料部の中性子束の比は一定である。従って、NSRRの炉心燃料と試験燃料との出力比は近似的に一定となる。そこで本解析では、試験燃料を含めたNSRR炉心の中性子分布を計算し、ウラン水素化ジルコニウム燃料を試験燃料とした場合の試験燃料の発熱量（cal/g）とNSRR出力（MW·s）との比である発熱量換算係数（cal/g/MW·s）を、実験用カプセルの内径、肉厚並びに材質（SUS304及びSUS316）をパラ

メータとして求めるとともに、試験燃料棒軸方向断面及び径方向断面の出力分布（ピーキング係数）について計算を行った。

計算にあたっては、NSRR炉心をFig. 12に示すようにR-Z方向2次元体系にモデル化し、それぞれの領域に対してSRACコード⁽¹³⁾により群定数（エネルギー群別巨視的断面積）を求めた。このモデルに対してTWOTRAN-IIコード⁽¹⁴⁾による中性子輸送計算を行い、炉心内中性子束分布及び出力分布を求めた。計算に用いた燃料ミート及び被覆管の組成などをTable 4に示す。

4. 2 発熱量計算結果

計算は、実験用カプセルの内径（直径）、肉厚並びに材質をパラメータとして行った。実験カプセルの内径及び肉厚については、未照射酸化ウラン燃料実験用Ⅰ型カプセル相当（内径120 mm、肉厚7 mm）及び未照射シリサイド・アルミニド燃料実験用Ⅶ型カプセル相当（内径100mm、肉厚15.2mm）とに加えて、内径をⅠ型カプセルと同じく120 mmとし、肉厚を10 mm及び12 mmとしたケースを加えた。実験カプセルの材質としては、これまでにNSRR実験カプセル用材料として使用しているSUS304材に加えて、SUS316材についても計算を行った。計算結果をTable 5に示す。計算対象としたウラン水素化ジルコニウム燃料では、濃縮度が20%と高いのにも係わらず、ウラン含有量が45重量%と酸化ウラン燃料（88.1%）に比べて低いため、発熱量換算係数はⅠ型カプセル（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）を使用した場合でも3.55 cal/g/MW·sと、10%濃縮酸化ウラン燃料の場合（約4.3 cal/g/MW·s）よりも低い値となる。カプセル材質の違いによる影響はSUS304材とSUS316材との間ではほとんど見られなかつたが、内径及び肉厚の影響としては、Ⅶ型カプセルではⅠ型カプセルに比べて約10%の発熱量低下となることがわかった。

NSRRの単一パルス運転においては、核計装における炉出力積分回路は運転開始から1秒で計算を打ち切るため、実験の際に計測されるNSRR積分出力は1秒までのものとなっている。これに対して、核計算や実験後の試験燃料に対する放射線強度測定や化学分析から評価される発熱量は、運転開始から1秒以降も続いているNSRRランアウト出力部分での発熱を含んだものの（無限時間までの発熱量：全発熱量）となっている。ランアウト出力部分での単位時間当たりの発熱量は、パルス部分に比べて $10^{-2} \sim 10^{-3}$ のオーダーであり、極めて緩やかなものであるが、パルス後、長時間に亘って持続するために積分量としてはかなりのものになり、投入反応度\$1.5程度の小さなパルス運転では全発熱量のおよそ半分が、NSRRの最大パルスでも2割程度がランアウト出力部分の発熱となる。このランアウト出力部分における発熱は、パルスにお

ける即発的な発熱に比べて極めて緩やかに続くものであるため、燃料最高温度の上昇などには寄与しない。そこで、単一パルスが半値幅数msと極めて急激なものであることから、この間の除熱を無視し、試験燃料において即発的に生じる発熱量は近似的にピーク燃料エンタルピに等しいものとすることができます。このように、パルス照射実験の際の発熱量を評価するには、投入反応度と積分出力との関係、無限時間までの発熱量に占める即発的な発熱量の割合などを知ることが重要であるが、これらについては稻邊による評価⁽¹⁵⁾が行われており、運転開始から1秒までの積分出力NVT₁(MW·s)、無限時間までの積分出力NVT_∞(MW·s)、1秒までの発熱量に対する無限時間までの発熱量の比Q_∞/Q₁及び1秒までの発熱量に対する即発的な発熱量の比Q_∞/Q₁が投入反応度a(\$)の関数として与えられている。参考のため、同評価の結果をFig. 13及びFig. 14に示す。なお、今回の計算にあたっては、上記の値の間の関係を、新たに以下のように多項式で近似した。

$$\begin{aligned} NVT_1 = & -15.3881 + 2.86929a + 23.5509a^2 - 9.42769a^3 + 0.853029a^4 \\ & + 0.447556a^5 - 0.126032a^6 + 9.58921 \times 10^{-3}a^7 \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} a = & -0.889813 + 0.397948NVT_1 - 3.47212 \times 10^{-4}NVT_1^2 + 1.42752 \times 10^{-5}NVT_1^3 \\ & - 2.71172 \times 10^{-7}NVT_1^4 + 2.50669 \times 10^{-9}NVT_1^5 \\ & - 1.08531 \times 10^{-11}NVT_1^6 + 1.64532 \times 10^{-14}NVT_1^7 \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} NVT_\infty = & -67.8989 + 165.876a - 172.017a^2 - 117.553a^3 - 46.665a^4 \\ & + 10.7311a^5 - 1.32201a^6 + 0.0674461a^7 \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} Q_\infty/Q_1 = & -0.555847 + 6.53146a - 7.90842a^2 + 4.78526a^3 - 1.63376a^4 \\ & + 0.320404a^5 - 0.0337394a^6 + 0.0014804a^7 \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} Q_p/Q_1 = & -4.55351 + 10.9706a - 9.5121a^2 + 4.52288a^3 - 1.26063a^4 \\ & + 0.204792a^5 - 0.0178692a^6 + 6.42444 \times 10^{-4}a^7 \end{aligned} \quad (11)$$

Fig. 15にI型大気圧カプセル（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）に対する発熱量換算係数の計算結果3.55 cal/g/MW·sに基づく、全発熱量（Energy Deposition：無限時間までの全発熱量）と即発発熱量（Prompt Energy Deposition：即発的に生ずる発熱量。ピーク燃料エンタルピにほぼ等しい）を投入反応度の関数として示す。この図からわかるように、NSRR実験における最大投入反応度となる\$4.6条件では、全発熱量が約425 cal/g、即発発熱量が約330 cal/gに達する。

なお、補足的な計算としてジルコニウムが水素を吸蔵していない場合（ウラン・ジルコニウム燃料）の発熱量についても計算を実施し、ウラン水素化ジルコニウム燃料との比較を行った。

このケースの計算結果をTable 6に示す。水素を吸収していない場合には、約3%の発熱量低下となることがわかった。

また、径方向及び軸方向出力分布（ピーピング係数）についても、発熱量換算係数の場合と同様に、それぞれのケースについて計算結果が得られたが、実験用カプセルの寸法及び材質の影響はほとんど現れなかった。計算結果の一例として、I型カプセル（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）の場合の径方向及び軸方向出力分布の計算結果をFig. 16及びFig. 17にそれぞれ示す。なお、この場合の径方向出力分布（Fig. 16）は、下の多項式で近似される。

$$p_r = 0.811707 - 0.0143538r + 5.30734 \times 10^{-3}r^2 + 0.0131375r^3 - 8.22953 \times 10^{-3}r^4 + 2.27825 \times 10^{-3}r^5 - 2.98836 \times 10^{-4}r^6 + 1.54098 \times 10^{-5}r^7 \quad (12)$$

p_r : Radial peaking factor, r : radial location (mm)

4. 3 パルス照射時の燃料ミート温度

前項の発熱量計算をもとに、NSRRにおいて単一パルス運転モードでウラン水素化ジルコニウム燃料を照射した場合の燃料温度について評価を行った。この評価では実験用カプセルとしてI型カプセル相当（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）のものを使用するものとし、発熱量計算から得られた発熱量換算係数（3.55 cal/g/MW·s）及び径方向出力分布（(12)式）を使用した。また、燃料ミートの到達するエンタルピが即発発熱量に等しいものとし、断熱的な温度上昇を仮定した。Fig. 18に、燃料ミート中心及び表面における温度並びに径方向平均温度の最高値を計算した結果を示す。この計算で、燃料ミート溶融後（温度1680°C以上）の比熱については、融点における比熱（一定値）を使用した。燃料ミート表面で最も温度が高くなり、径方向平均の全発熱量270 cal/gで融点に達する。一方、出力の低い燃料中心が融点に達するのは、全発熱量410 cal/gとなる。また、全発熱量400 cal/g（即発発熱量310 cal/g）で燃料表面は約2230°C、燃料中心は約1660°Cとなり、このときの燃料ミート径方向の温度分布はFig. 19に示すようになる。半径約1.9 mmより外の部分が融点よりも高い温度となり、溶融部分の割合は約90%となる。

5. 実験用カプセル最大負荷の評価

5. 1 ウラン水素化ジルコニウム燃料破損時に発生する破壊力

NSRR実験のための実験用カプセルの設計にあたっては、試験燃料棒の破損時に生ずる可

このケースの計算結果をTable 6に示す。水素を吸収していない場合には、約3%の発熱量低下となることがわかった。

また、径方向及び軸方向出力分布（ピーピング係数）についても、発熱量換算係数の場合と同様に、それぞれのケースについて計算結果が得られたが、実験用カプセルの寸法及び材質の影響はほとんど現れなかった。計算結果の一例として、I型カプセル（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）の場合の径方向及び軸方向出力分布の計算結果をFig. 16及びFig. 17にそれぞれ示す。なお、この場合の径方向出力分布（Fig. 16）は、下の多項式で近似される。

$$p_r = 0.811707 - 0.0143538r + 5.30734 \times 10^{-3}r^2 + 0.0131375r^3 - 8.22953 \times 10^{-3}r^4 + 2.27825 \times 10^{-3}r^5 - 2.98836 \times 10^{-4}r^6 + 1.54098 \times 10^{-5}r^7 \quad (12)$$

p_r : Radial peaking factor, r : radial location (mm)

4. 3 パルス照射時の燃料ミート温度

前項の発熱量計算をもとに、NSRRにおいて単一パルス運転モードでウラン水素化ジルコニウム燃料を照射した場合の燃料温度について評価を行った。この評価では実験用カプセルとしてI型カプセル相当（内径120 mm、肉厚7 mm、SUS304材）のものを使用するものとし、発熱量計算から得られた発熱量換算係数（3.55 cal/g/MW·s）及び径方向出力分布（(12)式）を使用した。また、燃料ミートの到達するエンタルピが即発発熱量に等しいものとし、断熱的な温度上昇を仮定した。Fig. 18に、燃料ミート中心及び表面における温度並びに径方向平均温度の最高値を計算した結果を示す。この計算で、燃料ミート溶融後（温度1680°C以上）の比熱については、融点における比熱（一定値）を使用した。燃料ミート表面で最も温度が高くなり、径方向平均の全発熱量270 cal/gで融点に達する。一方、出力の低い燃料中心が融点に達するのは、全発熱量410 cal/gとなる。また、全発熱量400 cal/g（即発発熱量310 cal/g）で燃料表面は約2230°C、燃料中心は約1660°Cとなり、このときの燃料ミート径方向の温度分布はFig. 19に示すようになる。半径約1.9 mmより外の部分が融点よりも高い温度となり、溶融部分の割合は約90%となる。

5. 実験用カプセル最大負荷の評価

5. 1 ウラン水素化ジルコニウム燃料破損時に発生する破壊力

NSRR実験のための実験用カプセルの設計にあたっては、試験燃料棒の破損時に生ずる可

能性のある破壊力、即ち衝撃的な圧力波（1次ピーク圧力）及び冷却材の吹き上げによる水撃力（機械的エネルギー）について、予想され得る最大のカプセル負荷を定めておく必要がある。このとき、衝撃圧力の発生によって実験用カプセルの受ける負荷についてはカプセル底部で測定される圧力波のピーク値を、水撃力の発生によるカプセル負荷については吹き上げられた水塊の運動エネルギー並びにカプセルカバーガスの圧縮及びカプセルの変形に使われたエネルギー（通常はカバーガスの圧縮及びカプセルの変形は無視する）を総発熱量（発熱量と燃料量の積）で割った機械的エネルギー転換率⁽¹⁶⁾を、それぞれ発熱量の関数として定める。なお、発熱量の解析から、NSRRにおいて到達可能な発熱量は最高400 cal/g前後となることが明らかになったため、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験の最大実験条件を発熱量400 cal/gとした。

ウラン水素化ジルコニウム燃料の破損時には、被覆管の破裂に伴う衝撃圧力の発生と、燃料から解離した水素などの燃料棒内のガスの実験用カプセル内での膨張、燃料／冷却材相互作用などによる水撃力の発生を考慮する必要がある。被覆管の破裂及び燃料棒内のガスの膨張によって生ずる破壊力については、酸化ウラン浸水燃料が破損する際のものと発生機構が類似であるため、この酸化ウラン浸水燃料実験の結果をもとに、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験において発生する破壊力の最大値を評価した。また、溶融燃料／冷却材相互作用による破壊力については、酸化ウラン浸水燃料実験の結果に加えて、炉外実験の結果を参考に検討を加えた。

5. 2 酸化ウラン浸水燃料の破裂の機構及び破裂に伴う破壊力の発生

(1) 浸水燃料の破裂の機構及び形態

浸水燃料の被覆管の破裂は、燃料内に浸み込み、ペレット／被覆管間のギャップ部に存在する冷却水が、燃料の昇温とともに加熱され、高い内圧を発生することにより生じる。このときの被覆管の内圧破裂の形態は、ペレット／被覆管間のギャップ部での冷却水の閉じ込められ方によって2種類に分かれることがNSRR実験の結果判明している。すなわち、燃料棒内のギャップ部のほとんど全てが冷却水で満たされた場合、あるいは、部分的な浸水であっても局所的に閉じ込められる条件が存在する場合には、急速な内圧発生が起り、被覆管温度が上昇しない時点で破裂が生じている（低温破裂型）。このような低温破裂型の場合には被覆管の破裂とともに衝撃圧力及び水撃力が発生する。一方、浸水が部分的で、かつ、ギャップ部の冷却水を閉じ込める条件が弱い場合には、燃料棒内の圧力上昇は比較的緩やかとなり、DNBの発生により被覆管温度は上昇し、被覆管はふくれた後に破裂する（高温破裂型）。この場合には、被覆管のふくれのためエネルギーが消費され、かつ、破裂口も極めて小さいため、周囲に影響を

与えるような衝撃圧力及び水撃力の発生は無い。^(17,18,19)

(2) 浸水燃料の破裂しきい値

N S R Rにおいては、室温・大気圧・静水の冷却水中で、単一の浸水燃料棒に対する実験が行われている。その結果によれば、浸水燃料の被覆管の破裂しきい値となる発熱量は約90 cal/g·UO₂から約100 cal/g·UO₂の間にあり、発熱量が90 cal/g·UO₂以下では、被覆管の破裂は生じていない。

(3) 浸水燃料の破裂により生じる破壊力

被覆管の破裂とともに、まず燃料棒内の圧力が開放されることにより、衝撃圧力が生じ、次に、燃料棒中から放出された高温高圧蒸気あるいは放出された燃料片からの加熱により生じた蒸気の膨張により水撃力が発生する。Fig. 20に浸水燃料実験で測定された衝撃圧力ピーク値を、発熱量に対して示す。衝撃圧力は、発熱量にはあまり依存せず、最高130 kg/cm²となっている。

一方、水撃力についてはFig. 21に機械的エネルギー転換率を発熱量に対しプロットしたものを見ると、機械的エネルギー転換率の最大値は発熱量の上昇とともに大きくなっているが、N S R R実験では、最も高い発熱量290 cal/g·UO₂が与えられた実験での機械的エネルギー転換率は0.47%であり、発熱量240 cal/g·UO₂の実験の結果と同等の値となっている。また、350 cal/g·UO₂以上の究めて高い発熱量条件で行われたSPERT実験では、発熱量390 cal/g·UO₂で機械的エネルギー転換率1.4%，発熱量440 cal/g·UO₂で機械的エネルギー転換率0.3%が測定されている。^(20,21)

5. 3 ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における衝撃圧力の予測最大値

ウラン水素化ジルコニウム燃料実験で生ずる衝撃圧力のピーク値に関しては、同種の燃料を対象とした実験が世界的にもこれまで実施されていないため、実験カプセル設計に当たって参考となるウラン水素化ジルコニウム燃料を対象とした実験のデータは存在しない。しかしながら、ウラン水素化ジルコニウム燃料の被覆管破裂に際しての衝撃圧力発生が、酸化ウラン浸水燃料破損の場合に生ずる衝撃圧力と発生機構が類似であるため、酸化ウラン浸水燃料実験の結果をもとに衝撃圧力に関する最大のカプセル負荷を評価した。

前項で述べたように、酸化ウラン浸水燃料の破損の場合に発生する衝撃圧力は、被覆管の破裂時に被覆管・ペレット間の高温高圧水が急速に開放されることにより生じており、N S R R及びS P E R Tにおける実験においては、燃料棒の内圧は極めて急速に上昇するため、破裂に至るまでの被覆管の温度上昇は小さく、被覆管はほぼ初期温度（常温）の状態で破裂している。

このため、被覆管が破裂するときの燃料棒の内圧は、初期温度における被覆管の破裂圧力にはほぼ等しい値となっている。従って、発生圧力のピーク値は初期温度における被覆管の破裂圧力により支配されるため、燃料に与えられた発熱量には依存しない。

一方、ウラン水素化ジルコニウム燃料の破損の場合に、燃料からの水素の解離によって燃料棒の内圧が上昇し、被覆管の破裂を招くものとすると、この際に発生する衝撃圧力は、被覆管の破裂時に、解離した水素を含む燃料棒ギャップガスが急速に開放されることにより生じると考えられる。NSRR実験で試験燃料に用いるウラン水素化ジルコニウム燃料は、合金燃料であることに加えて、被覆管／燃料ミート間のギャップが極めて小さいことなどから、被覆管温度が比較的早く上昇することが予想される。このため、ウラン水素化ジルコニウム燃料の破損モードは、被覆管が低温状態で破裂する酸化ウラン浸水燃料実験の場合（低温破裂モード）とは異なり、被覆管の溶融による破損（溶融破損モード）、あるいは被覆管温度が高温に達し、膨れた後の破裂（高温破裂モード）となるものと考えられる。しかしながら、溶融破損モード及び高温破裂モードで発生する衝撃圧力は、低温破裂モードの場合よりも小さくなるため、予想され得るカプセル負荷の最大値を求める観点から、低温破裂モードを想定し、酸化ウラン浸水燃料の場合と同様に、燃料棒の内圧が極めて急速に上昇し、被覆管がほぼ初期温度（常温）の状態で破裂するものと考える場合には、酸化ウラン浸水燃料の場合と同様に、発生圧力のピーク値は初期温度における被覆管の破裂圧力により支配され、燃料に与えられた発熱量には依存しない。また、衝撃圧力の発生位置から圧力バウンダリに至る伝播の様子は、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験と酸化ウラン浸水燃料実験で使用される試験燃料棒及び実験用カプセルの寸法・形状に大きな変化の無いことから、ほぼ同一の過程を経るものと考えられる。

このように、ウラン水素化ジルコニウム燃料の破損の際に発生する衝撃圧力のピーク値は、酸化ウラン浸水燃料の場合と同様に常温時の被覆管の破裂圧力に支配されると考えることが出来る。NSRR実験に供するウラン水素化ジルコニウム燃料のインコロイ800H被覆管の常温時の破裂圧力は、Table 3に示したように常温で酸化ウラン燃料用ジルカロイ4被覆管の場合の約40%であり、385°Cでも55%以下となっている。ジルカロイ4被覆管の常温時の破裂圧力の評価値942~1100 kg/cm² (Table 3) に対して、酸化ウラン浸水燃料実験で測定された衝撃圧力の最大値が130 kg/cm²であったことから、常温時の破裂圧力が395~458 kg/cm² (Table 3) と評価されたインコロイ800H被覆管を使用するウラン水素化ジルコニウム燃料実験の場合には、衝撃圧力の最大値は70 kg/cm²程度と考えられる。しかしながら、インコロイ800H被覆管はジルカロイ4被覆管に比べて延性がやや高いことなどから、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセルの設計に当たっては、酸化ウラン浸水燃料実験で測定された最大の衝撃圧

力 130 kg/cm^2 を衝撃圧力に関する予測最大値とし、十分安全側の設計を行う。Fig. 22に、酸化ウラン浸水燃料実験で測定された衝撃圧力ピーク値を包絡するように定めた、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセル設計のための予測最大圧力線を示す。なおNSRRでは、この図をカプセル設計に適用する際には、発熱量としてみなし値（化学分析等で求めた全発熱量と積分出力の比に、計測された1秒までの積分出力を乗じたもの）が用いられている。

5. 4 ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における水擊力の予測最大値

(1) 水素ガスの膨張仕事

ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における燃料破損の際の、冷却材の吹き上げによる水擊力についても、衝撃圧力の評価の場合と同様に、酸化ウラン浸水燃料実験の結果を参考にすることが出来る。水擊力発生におけるウラン水素化ジルコニウム燃料と酸化ウラン浸水燃料との違いは、冷却材の吹き上げが、酸化ウラン浸水燃料では被覆管・ペレット間の高温高圧水の開放に伴う水蒸気の膨張によって生ずるのに対して、ウラン水素化ジルコニウム燃料の場合には燃料から解離した水素の膨張によって生ずることにある。そこで、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験において、被覆管の破裂時に燃料中の水素がカプセル中に放出され、膨張する際の仕事量を評価する。この評価にあたっても、実験用カプセルを十分な安全裕度を持った設計とするために、以下の仮定をおく。

- ① パルス照射時の燃料ミート半径方向の出力分布（ピーキング）を考慮し、ミート表面の最も高い温度に相当する平衡水素圧に全プレナムガスが達するものとする。実際には、より温度の低いミート中心側への拡散があるため、プレナムへ放出される水素の圧力は低くなる。
- ② 実験用カプセル中に放出された水素は大気圧まで断熱膨張するものとする。実際には、実験用カプセル内の圧力が平衡に達するまでの膨張となるほか、高温の水素が冷却水によって冷却される熱エネルギー分だけ膨張仕事は小さくなる。

破損時にウラン水素化ジルコニウム燃料から放出される水素ガスの膨張仕事 K_e は、以下のように表される。

$$K_e = \int_{V_0}^{V_1} p dV = \frac{p_0 V_0}{1-\kappa} \left(\left(\frac{p_0}{p_1} \right)^{\frac{1-\kappa}{\kappa}} - 1 \right) \quad (13)$$

ここで、

- p_0 : 膨張開始時のプレナムガス圧。燃料最高温度に相当する平衡水素圧。
 p_1 : 膨張終了時の圧力。大気圧とする。
 V_0 : 膨張開始時の体積。プレナム容積。
 V_1 : 膨張終了時の体積。
 κ : 水素の比熱比 (1.4)

であり、断熱変化 $p_0V_0^\kappa = p_1V_1^\kappa$ を仮定している。

計算結果をFig. 23に示す。図中の①で示した実線は、試験燃料プレナムガスが燃料ペレットの最高温度に相当する平衡水素圧に等しくなり、被覆管から放出されて実験用カプセル内で大気圧まで断熱膨張する際の膨張仕事を、機械的エネルギー転換率で示している。破線③は、平衡水素圧がウラン水素化ジルコニウム燃料用インコロイ800H被覆管の常温における破裂圧力(450 kg/cm²)に達する発熱量(140 cal/g·(U-ZrH))を示しており、ここで被覆管が破裂した場合の機械的エネルギー転換率は約0.3%となっている。また、破線④は平衡水素圧が酸化ウラン燃料用ジルカロイ4被覆管の常温における破裂圧力(1100 kg/cm²)に達する発熱量(161 cal/g·(U-ZrH))を示しており、仮にジルカロイ4被覆管を使用し、プレナムガスがより高い圧力に達してから被覆管が破裂した場合には、機械的エネルギー転換率は約0.7%となる。

N S R Rにおける実験で使用するウラン水素化ジルコニウム燃料棒のプレナム容積は2.5~3 cm³であるため、実線①で示した機械的エネルギー転換率の算出は燃料棒のプレナム容積を3 cm³とした。一方、②で示した実線は、燃料棒のプレナム容積を6 cm³と2倍に仮定した場合の機械的エネルギー転換率を示している。この場合、常温におけるインコロイ800H被覆管及びジルカロイ4被覆管の破裂の際の機械的エネルギー転換率は、それぞれ約0.6%及び約1.4%となっている。

(2) 溶融燃料／冷却材間の物理的相互作用（水蒸気爆発）

燃料の溶融を生ずるような比較的高い発熱量範囲については、溶融した燃料と冷却水との直接接触によって溶融燃料／冷却材相互作用、いわゆる水蒸気爆発が生じ、水撃力が発生する可能性について検討しておく必要がある。水蒸気爆発は、溶融金属と水など大きな温度差の融体と液とが蒸気膜を介して混合した系において、両流体の直接接触を生じ、融体の微粒子化に伴う伝熱面積の増加が働いて爆発的な沸騰に至り、そしてそれが系全体へ伝播拡大する現象であり、高温融体温度と低温液温度について水蒸気爆発の起こりやすい相互作用温度領域が存在することが、すななどの单一金属滴を水中に落下させる小規模実験などの比較的簡単な系では確認されている。しかしながら、N S R R実験のように、両流体の接触・混合が高温の燃料の被

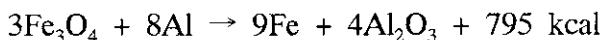
覆管破損口からの放出により生じ、しかもギャップガスなど不凝縮性ガスが介在するといった複雑な系では、水蒸気爆発を生ずる燃料温度範囲を予測することは極めて困難である。燃料が溶融していることは、必ずしも水蒸気爆発の発生を意味しないが、十分な安全裕度をとると、水蒸気爆発が発生する可能性のある発熱量の下限値として、温度の最も高い燃料ミート表面が融点(1680°C)に達する発熱量が挙げられる。一方、燃料が溶融していない場合にも、冷却水との接触による熱衝撃によって割れを生じ、突沸などの比較的激しい冷却水の沸騰を生ずる可能性があるが、これについてはいくつかの実験^(22,23)が行われており、800~1200°Cに加熱した燃料ミートが水によって急冷されたが、燃料表面の変色やわずかな割れのほかには目立った反応は無く、安全上の問題は生じていない。

水蒸気爆発については、炉内実験、炉外実験に係わらずウラン水素化ジルコニウム燃料を対象とした研究がこれまで実施されていない。このため、米国サンディア国立研究所で実施された溶融コリウム(酸化ウラン・酸化ジルコニウム・ステンレス鋼の混合物)を用いた炉外水蒸気爆発実験であるMDC実験シリーズ^(24,25,26)のデータを参考とし、実験用カプセル設計の際の最大転換率線はこの炉外実験データを包絡するように定めた。

水蒸気爆発は、現象が極めて高速で、また確率的事象であることに加えて、その発生確率や発生する機械的エネルギーの強度は、高温溶融物の物性(粘性、ぬれ性、酸化速度など)・量・温度、冷却材の物性(粘性、界面張力、比熱、蒸発潜熱、気化後の粘性など)・サブクール度、系の圧力、高温溶融物と冷却材の接触条件、更には接触後の外部擾乱の有無及び強度など極めて多くの因子に依存することが知られている。しかしながら、これらの多くの因子について、溶融したウラン水素化ジルコニウム燃料と水との接触による水蒸気爆発と同一条件の実験データ入手することは不可能である。そこで、水撃力(機械的エネルギー)の予測され得る最大値を評価する観点から、ウラン水素化ジルコニウム燃料に比較的近い組成で、ウラン水素化ジルコニウムの融点よりもはるかに高温の溶融物を使用したMDC実験において測定された機械的エネルギー転換率を参考データとした。なお、水蒸気爆発研究の多くを占める実験室規模の研究で得られたデータについては、これらが1gから10g程度の錫などの低融点金属を溶融させ、水中に落下した実験によるものであり、ほとんどの実験で機械的エネルギー転換率が評価されていないことに加えて、溶融物の量や物性などに大きな隔たりがあるため、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における機械的エネルギー評価の参考とするには困難がある。

MDC実験で使用されたコリウムは、シビアアクシデント研究の一環として実施される水蒸気爆発や溶融物/コンクリート反応実験などにおいて使用される溶融したPWR炉心の模擬物の呼称で、一般に酸化ウラン、酸化ジルコニウム、ステンレス鋼の混合溶融物となっている。

この実験では水蒸気爆発研究に広く用いられているサーマイト反応を利用し、溶融コリウムを作成している。サーマイト反応は、大きな発熱を伴う金属の酸化反応で、最も一般的な鉄サーマイト反応は下のように表される。



鉄サーマイト反応を水蒸気爆発実験に利用する場合には、酸化鉄とアルミニウムとの混合粉末をヒューズ等を用いて着火し、溶融した鉄／酸化アルミニウムを得る。水蒸気爆発実験においては鉄／アルミニウム系の他にも各種の組合せのサーマイト反応が利用されており、MDC実験におけるコリウム／水反応実験では、ウラニウム、酸化鉄、ジルコニウム、酸化クロム、ステンレス鋼などの混合物の間でのサーマイト反応により、酸化ウラン、酸化ジルコニウム、ステンレス鋼などの混合した溶融コリウムを得ている。MDC実験における溶融物の組成をTable 7に示す。この実験では、Fig. 24に示す装置を屋外に設置し、4～18 kgの溶融コリウムを77～276 kgの水に落下させる実験を17回実施している。水蒸気爆発が発生すると、溶融物及び水が飛散するが、激しい水蒸気爆発を生じた4回の実験について、高速度カメラによって測定した溶融物及び水の飛散速度から機械的エネルギー転換率を評価している。なお、強制的に水蒸気爆発を起こさせるための火薬がトリガーとして備えられているが、機械的エネルギー転換率が評価された4回の実験ではトリガーによらず、溶融物が水容器底部に接触したことにより水蒸気爆発が発生した。溶融コリウムの温度は2590°Cから2930°Cと評価されており、ウラン水素化ジルコニウムの融点約1700°Cよりもはるかに高い。また溶融コリウムのエンタルピについては2 kJ/g (478 cal/g) 前後と評価されている。Table 8に機械的エネルギー転換率が評価された4回の実験の実験条件及び機械的エネルギー転換率を示す。

MDC実験で得られた溶融コリウム／水反応の機械的エネルギー転換率1～2.6%は、溶融物の温度がウラン水素化ジルコニウムの融点よりも900度以上も高いことに加えて、水蒸気爆発の反応帯（溶融物／水／蒸気）が自由に膨張できる開放された実験体系で測定されたものであることなどから、カプセル中で実験を実施するNSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験に対して予測される機械的エネルギー転換率よりもかなり高い値であると予想される。また、MDC実験において発生した上方及び水平方向への機械仕事を、実験用カプセルの設計にあたってはカプセル上部に集中するものとして設計条件を設定することから、MDC実験における機械的エネルギー転換率の最大値2.6%をNSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験における機械的エネルギー転換率の予測最大値とすることは、極めて大きな裕度を持った評価といえる。

(3) 水撃力（機械的エネルギー）の予測最大値

燃料ミートの溶融に至らない発熱量条件については、被覆管の破損によって冷却材中に放出される水素の膨張仕事を考慮し、燃料が溶融する可能性のある発熱量条件についてはMDC実験で測定された機械的エネルギー転換率をもとに、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験における機械的エネルギー転換率の予測最大値をFig. 25のように定めた。燃料ミートの溶融が開始する発熱量については、Fig. 18に示したように270cal/gと予測されるが、Fig. 25では裕度をとって200 cal/gとしている。200 cal/g以下の発熱量条件では、通常の2倍程度の極めて大きな燃料棒プレナム容積を仮定し、実際に使用するインコロイ800H被覆管よりも破裂圧力の高いジルカロイ4被覆管を想定した場合、水素の膨張仕事が約1.4%と計算されたため、これに更に安全裕度をとって機械的エネルギー転換率の予測最大値を1.7%とした。一方、燃料ミートの溶融を想定する発熱量200cal/g以上の条件では、MDC実験で測定された最も高い機械的エネルギー転換率2.6%を予測最大値とした。この機械的エネルギー転換率に関する予測最大値をもとに、NSRR実験で使用可能なウラン水素化ジルコニウム燃料量を計算すると、Fig. 26のようになる。最大の機械的エネルギー（発熱量、燃料量及び機械的エネルギー転換率の積）を、これまでに未照射酸化ウラン燃料実験に許されている920 calとした場合を破線で、実際に製作されている未照射燃料シリサイド・アルミナイト実験用VII型カプセルの770 calとした場合を実線で示した。この結果、発熱量180 cal/g前後までは、質量154 gの標準燃料ミートを使用し、燃料量を発熱量300 cal/g前後までは1/2 (77 g) に、それ以上では1/3 (51 g) に削減することにより、従来の実験用カプセルと同様な設計方法でウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセルが製作可能であることがわかる。

なお、被覆管の破裂時に放出される水素の膨張による水撃力と、溶融した燃料と冷却水との接触による水蒸気爆発などによる水撃力とは、作用する時点が異なるため重畠して作用することはないと考えられる。被覆管の破裂直後に放出される水素の膨張によって試験燃料上部の水塊が押し上げられるかたちで水撃力が作用している間には、溶融した燃料は水素に覆われており冷却水と接触することなく、水素の膨張が収まり、水塊が下降して燃料部分に戻って来た際に溶融した燃料と冷却水が接触し、水蒸気爆発などによる水撃力の発生の可能性がある。このため、水蒸気爆発などによる水撃力の作用は、水素の膨張による水撃力が収まってから開始するものと考えられる。このことについては、酸化ウラン浸水燃料実験でも同様であると考えられ、被覆管の破損直後に、破損口から噴出する高圧水蒸気の膨張による水撃力が発生し、溶融した燃料と冷却水の接触による水撃力の発生は水蒸気の膨張が収まった後に遅れて発生する。燃料の溶融に至るような高発熱量条件下における酸化ウラン浸水燃料実験はNSRR

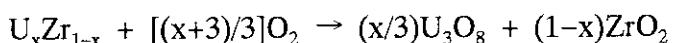
では行われておらず、一方、S P E R T 実験は十数年以上も前に実施されたものであるためデータの入手が困難であることなどから、ここでは参考用データとして N S R R 酸化ウラン加圧燃料実験の結果を Fig. 27 に示す。この実験では、内圧 30 kg/cm^2 に予め加圧された試験燃料を発熱量 $353 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の条件でパルス照射している。被覆管の破裂によって衝撃圧力が発生しているのとほぼ同時に、燃料棒ギャップガスの噴出などによって水撃力の発生を示す水塊速度計信号が現われており、これに約 0.3 秒程度遅れて溶融した燃料と冷却水の接触による 2 回目の水塊の移動を示す信号が現われている。この実験では、発熱量が高発熱量実験としては比較的低い $353 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であり、酸化ウラン燃料は一部溶融しているもののその割合はそれほど大きくなない。このため、水蒸気爆発などの溶融燃料／冷却材相互作用は規模の小さなもので、2 回目の遅れて現われた水塊速度計信号は最初のものよりもかなり穏やかなものとなっている。

5. 5 破壊力に関するその他の考察

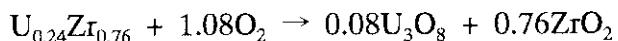
(1) 溶融燃料／冷却材間の化学的相互作用

燃料温度が極めて高くなる場合には、溶融した燃料と冷却水との直接接触によって生ずる爆発的な現象（溶融燃料／冷却材相互作用）に関して、前項の物理的な現象である水蒸気爆発の寄与に加えて、化学反応、即ち燃料の急速な酸化による発熱反応の影響を考慮する必要が指摘されている。⁽²⁷⁾

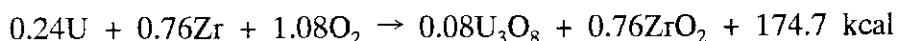
ウラン・ジルコニウム合金の酸化について、空気中で長時間酸化させた実験⁽²⁸⁾では、下記のように U_3O_8 と ZrO_2 が生成物となると報告されている。



ウラン含有量 45 重量 % のウラン・ジルコニウム合金 ($\text{U}_{0.24}\text{Zr}_{0.76}$) については、



となる。また、



であり、反応熱は $174.7 \text{ kcal}/(0.24 \text{ mol} \cdot \text{U})$ である。ウラン・ジルコニウム合金の生成熱データが得られないため、 $\text{U}_{0.24}\text{Zr}_{0.76}$ の生成熱 0 を仮定すると $\text{U}_{0.24}\text{Zr}_{0.76}$ 1 g 当たりの反応熱は 1383 cal/g となる。

水素化ジルコニウムと水との反応を、ジルコニウムと水との反応と比較すると、水素化ジルコニウムの方が反応熱が小さくなるため、ウラン水素化ジルコニウム燃料と水との反応は水素が吸収されていないウラン・ジルコニウム合金と水との反応よりも穏やかになるものと考えら

れる。また、上記の反応は空气中で長時間に亘って酸化が行われた実験におけるもので、反応熱 $1383 \text{ cal/g} \cdot \text{U}_{0.24} \text{Zr}_{0.76}$ は、反応が完全に進行し、全量が酸化した場合のものである。一方、溶融燃料と水との接触の場合には、溶融燃料が水蒸気爆発などによってどの程度に分散するかによって反応面積が変化するため、酸化割合を評価することは困難であるが、仮に燃料の5%程度が理想的に酸化する場合を想定すると、発熱量はおよそ70 cal/gとなる。

米国T R E A T 炉では、

① 17wt%U-81wt%Al-2wt%Ni

及び

② 93.5wt%U-5wt%Zr-1.5wt%Nb

の2種類の裸の金属燃料を実験⁽²⁹⁾に供している。これらの実験は、N S R R 実験と同様に、金属燃料を水中でパルス照射したものである。T R E A T 炉では、①の17wt% U-81wt% Al-2wt% Ni燃料については約750 cal/gまで、②の93.5wt%U-5wt%Zr-1.5wt%Nb燃料については約400 cal/gまでの発熱量の実験が実施され、それぞれの実験についてFig. 28に示すような反応割合が測定されている。

裸のウラン水素化ジルコニウム燃料については、N S R R 実験における発熱量150 cal/gの実験の際の燃料最高温度に相当する1200°Cに昇温し、水と接触させた実験^(22,23)で、表面に変色がみられた程度であったこと(Fig. 28の●印)から、発熱量400cal/gの実験で金属／水反応が生じた場合の反応割合は、①の17wt% U-81wt%Al-2wt%Ni燃料とほぼ同等の5%程度と考えられる。また、N S R R 実験に使用するウラン水素化ジルコニウム燃料は、ウラン含有量が45wt%と、①の燃料に比べて高いため、水素化物である故の化学的安定性及び被覆管の存在を無視して、ウラン・ジルコニウム合金と考え、ウラン含有量 93.5%の②の燃料を使用したT R E A T 実験の結果を参考に、反応割合がウラン含有量に比例するものとして、発熱量400 cal/gの実験での反応割合を評価すると、Fig. 28に示すように22.5%となる。

T R E A T における金属燃料実験の結果をもとに、ウラン水素化ジルコニウム燃料が水素化物である故の化学的安定性及び被覆管の存在を無視して、燃料量の22.5%が理想的に化学反応を生じると仮定すると、発生するエネルギーは、燃料重量をM gとして、 $1383 \times 0.225 \times M \text{ cal}$ となる。核加熱による発熱量は400 cal/gとする。いま、化学反応によるエネルギーに対する機械的エネルギー転換率を100%と仮定し、水蒸気爆発によるエネルギーに対するものを2.6%とすると、カプセル上部のフランジボルトに作用する応力が設計降伏点に至る機械的エネルギーは12,196 calと評価されていることから、これに相当する燃料重量は、

$$1383 \times 0.225 \times M \times 1.0 + 400 \times M \times 0.026 = 12,196$$

より求められ、 $M=37.9\text{ g}$ となる。一般的に、TNTやベントライト等の爆薬では、機械的転換率は10~30%とされているので、この場合の燃料量は、293~118 gとなる。

また、水素化物は純金属に比べて化学的に安定であり、ウラン水素化ジルコニウム燃料の場合、化学反応に寄与する量はたかだか5%程度であると考えられること、さらに、フランジには、ホールドダウン機構により加重が加えられていることから、上記の評価はかなり保守的なものとなっている。

ウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセルに対する高発熱量領域での機械的エネルギー転換率は2.6%としており、有効破壊エネルギーは920 calに制限していることから、400 cal/gの発熱量を与える実験における燃料量は最大約88 gとなり、かなり保守的な評価である上記の118 gを十分下回っている。

TREAT実験のような炉内実験の他にも、高温のジルコニウムと水との反応については、アルミニウム／水反応と並んで古くからいくつかの実験が行われている。その多くはジルコニウム片あるいは線を通電あるいは誘電加熱し、水と接触させるもので、発生水素量の測定などから反応の進行程度を調べている。これらの実験からジルコニウム／水反応は、ジルコニウムが微粒子あるいは細線などのように分散化した、表面積／質量比の大きな条件ほど反応の進行が速いことが知られている。約0.76 mm及び約1.5 mmのジルコニウム線を使用したBakerとJustの実験⁽³⁰⁾では、Fig. 29に示すように、爆発的な圧力の発生に至る反応の進行はジルコニウムの初期温度が2600°Cを超える条件で発生している。NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験でジルコニウム／水反応の爆発的な進行を生ずるのは、まず溶融燃料と冷却水との接触による水蒸気爆発によって高温の溶融燃料が微粒子化し、なお微粒子が2600°Cを超える高温を保っている場合と考えられる。しかしながら、最大実験条件(400 cal/g)での、最高温度はパルス照射直後の燃料ミート表面において約2230°Cであり、その他の燃料領域では更に低温(燃料ミート中心では約1660°C)となる。また、水素化物は、純金属と比較して熱容量が大きく、水との反応熱も小さいこと、更に水蒸気爆発における微粒子化過程における冷却を考慮すると、NSRR実験においてジルコニウム／水反応による衝撃的な圧力波や機械的エネルギーの発生の可能性は極めて小さいものと考えられる。

これまでに実施されたジルコニウム／水反応実験では、反応の進行程度及び爆発的な現象の有無について焦点があてられているものの、水蒸気爆発によるものも含めて、発生圧力や機械的エネルギーの測定を実施したものは無い。また、溶融ジルコニウム／水反応実験は、極めて数少なく、Corradiniらの燃料／冷却材相互作用に関する広範なレビュー⁽³¹⁾でも、BakerとJustの実験よりも更に古いHigginsの実験⁽³²⁾のみが挙げられており、近年の実験も行われていない。ま

た、ウラン・ジルコニウム合金については、溶融状態で水と接触させ水蒸気爆発の発生や酸化などについて調べた例は全く例が無い。更に、単なる酸化反応についても実験データは数少なく、1993年のMatsuiらの報告⁽³³⁾では、先行する研究はBarnarttらの実験⁽³⁴⁾のみであるとしている。この2つの実験に加えて、最近Rama Raoらの実験⁽²⁸⁾が報告されたが、いずれの実験も、空気あるいは酸素中で1時間以上の長時間に亘って酸化させる実験であり、温度範囲も800°C以下となっている。

以上のように、ウラン水素化ジルコニウム燃料／水反応による発熱の寄与については、これまでに得られている知見が極めて限られており、水素吸蔵の及ぼす影響や酸化量などを特定することは困難であることなどから、その評価における不確かさを避けることは出来ない。このため、NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験では、燃料の破損を生じない範囲での条件から実験を開始し、パルス照射中の過渡データや照射後試験などを通じて、衝撃圧力及び機械的エネルギーの発生、酸化量などについてデータを蓄積しながら徐々に発熱量を増加させていくほか、180 cal/g以上の高い発熱量条件での実験では、燃料量を1/2あるいは1/3に減少するなど、実験用カプセルの健全性に十分な考慮をもって実験を行う計画となっている。

(2) 吸蔵水素全量放出及びジルコニウム全量酸化時の発生水素によるカプセル内圧上昇

NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験に使用する計画の標準ミート151g中には0.9重量%，約1.4グラム原子の水素が吸蔵されており、全量放出の際には約0.7 molの水素ガスがミートから解離する。一方、ジルコニウムは53重量%，約0.9グラム原子含まれているため、この全量が酸化した場合には約1.8 molの水素ガスが発生する。従って、実験用カプセルのカバーガス容積として、標準的な2000 ccを仮定すると、水素解離によって約8気圧、酸化による発生水素によって約20気圧のカプセル内圧上昇となる。従って、双方の水素ガスの効果が重畠した場合でも、内圧は30気圧以下となる。これに対して、NSRR実験用カプセルの耐圧性能ははるかに高く（未照射シリサイド・アルミニайд燃料実験用VII型カプセルの場合で450気圧以上）なっており、その健全性は保たれる。

(3) 実験用カプセル健全性に及ぼす試験燃料棒容積の影響について

試験燃料の寸法が大きくなると、燃料破損時の発生圧力源が実験用カプセル内壁に近くなり、実験用カプセルにかかる負荷が大きくなると考えることが出来るが、実際には、試験燃料の径が大きくなると、主に以下の2つの効果により燃料全体の発熱量が低下するため、燃料棒の破損に至らせることが不可能になったり、破損に至った場合でも発生する衝撃圧力及び機械的エネルギーは低下し、カプセルの負荷は低減する。

- ① 外面側のU²³⁵の分裂及び自己吸収のため、燃料中心側の熱中性子束が低下する。
- ② カプセル内径は限られているため、燃料棒の大径化の分だけ減速材（水）厚さが小さくなり、燃料に照射される熱中性子束が小さくなる。

このため、これまでにNSRR実験に使用した試験燃料ペレットの直径は、酸化ウラン燃料の場合、5.4 mm (FBR型) ~ 12.4 mm (7x7BWR型) の範囲に限られている。10%濃縮酸化ウラン燃料について、ペレット直径9.29mmの標準試験燃料と直径5.41mmのFBR型細径燃料とを比較すると、標準試験燃料のNSRR出力1 MW·sあたりの発熱量は、細径燃料の約2/3となっていいる。仮に、NSRR炉心燃料のような太径燃料棒（ペレット直径35.6 mm）を実験用カプセルに収めて照射した場合には、NSRRの最大照射能力をもってしても、発熱量は極めて低い値となる。

ウラン水素化ジルコニウム燃料実験に使用する試験燃料（ペレット直径13.8mm）については、核計算によりNSRR出力1MW·sあたりの発熱量が3.55 cal/g·MW·sと予測されており、発熱量400 cal/gを達成するのにはNSRRの最大パルス（投入反応度\$4.6, 積分出力約110 MW·s）をもってしてもぎりぎりのところである。従ってウラン水素化ジルコニウム燃料実験においてペレット直径が13.8 mmよりも大きい試験燃料を使用すると発熱量の最大値は400 cal/gよりも小さくなる。

このように、燃料直径が大きくなるに従って発熱量が低下するため、試験燃料直径の拡大がカプセルに及ぼす負荷を増大させることはない。なお、実験用カプセルの内直径は100~120 mmと、燃料直径に比べて十分大きくなっている。

一方、長さの影響については、NSRR炉心燃料の有効長が380 mmであるため、試験燃料の有効長を長くしても中央部分しか発熱しないため、ほとんどの試験燃料は有効長100~140 mmとなっている。これに対して、実験用カプセルの内法高さは800 mm前後であり、試験燃料長さの変化による影響は極めて小さい。

6. まとめ

ウラン水素化ジルコニウム燃料は、TRIGA炉用燃料として世界的に最も広く使用されている研究炉燃料であるが、このウラン水素化ジルコニウム燃料の事故時の挙動に関しては、極めてデータが限られており、炉内実験による研究は行われていない。このため、NSRRでは、平成7年度末を目標に、ウラン水素化ジルコニウム燃料のパルス照射実験を計画している。ウ

ラン水素化ジルコニウム燃料は、NSRRにおけるパルス照射実験に供する試験燃料としては、初めての合金燃料であり、燃料温度の上昇に伴って吸収されている水素を放出するなど、数多くの特徴を持っている。試験燃料、実験用カプセル及びNSRR炉心をR-Z方向2次元体系にモデル化した中性子輸送計算によると、NSRRにおける単位原子炉出力当たりの試験燃料発熱量は約3.6 calとなる。この結果、NSRRにおいて燃料ミート溶融に至る範囲までの実験が可能であることが示された。また、NSRRにおける実験用カプセルの設計にあたって予め定めておく必要のある、衝撃圧力及び水撃力の予測最大値について、被覆管の低温破裂、放出水素の膨張仕事及び燃料／冷却材相互作用を考慮した検討を行い、これまでの軽水炉燃料実験などに用いてきた実験用カプセルの場合と同じ設計方法で、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセルが製作出来ることがわかった。

NSRR実験によって得られる知見は、これまで過渡出力上昇条件に対して大きな安全裕度を見込んだ設計となっていたウラン水素化ジルコニウム燃料について、精度の高い燃料挙動の評価を可能にするものであり、TRIGA炉の性能向上に大きく寄与するとともに、安全評価のデータベースを拡充し、次世代型TRIGA炉の開発・安全評価に大きく資するものと期待される。

謝 辞

本報告書の作成にあたって、資料の提供や御教示を戴いたGeneral Atomic社William L. Wittemore氏、原子炉安全工学部川崎了氏（現総合技術情報機構）、燃料研究部融体・燃料プロセス研究室宇賀神光弘氏、研究炉部JRR-4管理課山田毅氏並びに原子炉安全工学部燃料挙動安全研究室上塚寛氏及び中村仁一氏に謝意を表します。また、発熱量の解析にあたっては、㈱キューブシステム細山田龍二氏に御協力戴きました。

更に、NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験を可能にするためには、一色正彦氏（現研究炉部）、亀山巖氏をはじめとする安全管理室の方々、原子炉安全工学部鴻坂厚夫部長、藤城俊夫次長及び堀木欧一郎次長、NSRR管理室の大友正一氏、寺門義文氏及び大河原正美氏、反応度安全研究室の森行秀氏、西野豊子さん及び吉田敏幸氏（千代田メインテナンス）など多数の方々に御尽力戴きました。深く感謝の意を表します。

ラン水素化ジルコニウム燃料は、NSRRにおけるパルス照射実験に供する試験燃料としては、初めての合金燃料であり、燃料温度の上昇に伴って吸収されている水素を放出するなど、数多くの特徴を持っている。試験燃料、実験用カプセル及びNSRR炉心をR-Z方向2次元体系にモデル化した中性子輸送計算によると、NSRRにおける単位原子炉出力当たりの試験燃料発熱量は約3.6 calとなる。この結果、NSRRにおいて燃料ミート溶融に至る範囲までの実験が可能であることが示された。また、NSRRにおける実験用カプセルの設計にあたって予め定めておく必要のある、衝撃圧力及び水撃力の予測最大値について、被覆管の低温破裂、放出水素の膨張仕事及び燃料／冷却材相互作用を考慮した検討を行い、これまでの軽水炉燃料実験などに用いてきた実験用カプセルの場合と同じ設計方法で、ウラン水素化ジルコニウム燃料実験用カプセルが製作出来ることがわかった。

NSRR実験によって得られる知見は、これまで過渡出力上昇条件に対して大きな安全裕度を見込んだ設計となっていたウラン水素化ジルコニウム燃料について、精度の高い燃料挙動の評価を可能にするものであり、TRIGA炉の性能向上に大きく寄与するとともに、安全評価のデータベースを拡充し、次世代型TRIGA炉の開発・安全評価に大きく資するものと期待される。

謝 辞

本報告書の作成にあたって、資料の提供や御教示を戴いたGeneral Atomic社William L. Wittemore氏、原子炉安全工学部川崎了氏（現総合技術情報機構）、燃料研究部融体・燃料プロセス研究室宇賀神光弘氏、研究炉部JRR-4管理課山田毅氏並びに原子炉安全工学部燃料挙動安全研究室上塚寛氏及び中村仁一氏に謝意を表します。また、発熱量の解析にあたっては、㈱キューブシステム細山田龍二氏に御協力戴きました。

更に、NSRRにおけるウラン水素化ジルコニウム燃料実験を可能にするためには、一色正彦氏（現研究炉部）、亀山巖氏をはじめとする安全管理室の方々、原子炉安全工学部鴻坂厚夫部長、藤城俊夫次長及び堀木欧一郎次長、NSRR管理室の大友正一氏、寺門義文氏及び大河原正美氏、反応度安全研究室の森行秀氏、西野豊子さん及び吉田敏幸氏（千代田メインテナンス）など多数の方々に御尽力戴きました。深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- (1) "Directory of Nuclear Research Reactors", International Atomic Energy Agency, Vienna, 1989.
- (2) 佐々木, 水素貯蔵合金, R & D レポート No. 33 機能性金属材料, シーエムシー, pp. 267-277, 1982.
- (3) Moore, K. E. and Nakata, M. N., "Phase Relationships in Alpha-plus-Delta Region of the Zr-H System", USAEC Report AI-AEC-12703, Atomics International, September 30, 1968.
- (4) Simnad, M. T., "The U-ZrH_x Alloy: Its Properties and Use in Triga Fuel", E-117-833, General Atomics, February 1980.
- (5) Raymond, J. W., "Equilibrium Dissociation Pressures of the Delta and Epsilon Phases in the Zirconium-Hydrogen System", USAEC Report NAA-SR-9374, North American Aviation, 1964.
- (6) Simnad, M. T., Foushee, F. C. and West, G. B., "Fuel Element for Pulsed TRIGA Research Reactor", Nuclear Technology, vol.28, pp.31-56, 1976.
- (7) Massalski, T. B.(ed.), "Binary Alloy Phase Diagrams", Second Edition, Vol.3, ASM International, pp.3520-3523, 1990.
- (8) 長谷川・三島, 原子炉材料ハンドブック, 日刊工業新聞社, 1977.
- (9) 日本学術振興会, 核融合炉材料調査小委員会(V)受託研究報告書, 1980.
- (10) 日本機械学会, 機械工学便覧, A4-72, 1988.
- (11) Dearien, J. A. et al., "FRAP-T3 - A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods", TFBP-TR-194, Idaho National Engineering Laboratory, August 1977.
- (12) Simnad, M. T., "Review of UZr-Hydride Driver Fuel Elements for Thermionic Reactors", GA Report Gulf-GA-A11075, General Atomic Company, June 1972.
- (13) Tsuchihashi, K., Ishiguro, Y., Kaneko, K. and Ido, M., "Revised SRAC System", JAERI 1302, 1986.
- (14) Lathrop, K. D. and Brinkley, F. W., "Two Dimensional Multigroup Dicrete Ordinates Transport Code: TWOTRAN-II", LA-4848-MS, 1973.
- (15) 稲邊, 研究室内資料, 1985.
- (16) Fujishiro, T. and Fuketa, T., "NSRR Experimental Results of Fuel/Coolant Interaction during a Severe Reactivity Initiated Accident", Proc. 4th Int. Topical Mtg. Nucl. Reactor Thermal-Hydraulics, Karlsruhe, Germany, Oct. 10-13, Vol.1, pp.297-303, 1989.
- (17) 原子力安全調査室(監修), 原子力安全委員会安全審査指針集(改訂6版), 大成出版社, pp.270-275, 1990.
- (18) 大西信秋ほか, 軽水動力炉の反応度事故条件下における浸水燃料の破損挙動, 日本原子力学会誌, Vol.24, No.4, pp.289-300, 1982.

- (19) Ochiai, M., "WTRLGD-A Computer Program for the Transient Analysis of Waterlogged Fuel Rods under the RIA Condition", Nucl. Eng. Design, Vol.66, No.2, pp.223-232, 1981.
- (20) Fujishiro, T. et al., "A Study on Pressure Generation Caused by Actual Fuel Failure in the NSRR Experiment", Proc. 4th OECD/CSNI Specialist Mtg. on Fuel Coolant Interaction in Nuclear Reactor Safety, Bournemouth, U.K., 1979.
- (21) 床井博見ほか, 反応度事故にともなう破壊エネルギー発生機構の研究, JAERI-M 9840, 1981.
- (22) Wallace, W. P., Simnad, M. T. and Turovlin, B., "Fabrication and Properties of U-Zr Hydride Fuel Elements for TRIGA Reactors", Nucl. Metallurgy, Vol.5, 1958.
- (23) Lindgren, J. R., and Simnad, M. T., "Low-Enriched TRIGA Fuel Water-Quench Safety Tests", Trans. Amer. Nucl. Soc., Vol.33, 1979.
- (24) Berman, M., "Light Water Reactor Safety Research Program Quarterly Report, January-March 1981", NUREG/CR-2163/1of4 SAND81-1216/1of4, Sandia National Laboratories, pp.49-60, July 1981.
- (25) Berman, M., "Light Water Reactor Safety Research Program Semiannual Report, April-September 1981", NUREG/CR-2481 SAND82-0006, Sandia National Laboratories, pp.72-76, February 1982.
- (26) Berman, M., "Light Water Reactor Safety Research Program Semiannual Report, October 1981-March 1982", NUREG/CR-2841 SAND82-1572, Sandia National Laboratories, pp.136-137, December 1982.
- (27) Nelson, L. S., "Steam Explosions of Single Drops of Pure and Alloyed Molten Aluminum", Proc. CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interactions, Santa Barbara, Jan. 5-8, NUREG/CP-0127 NEA/CSNI/R(93)8, pp.259-270, 1993.
- (28) Rama Rao, G. A., Venugopal, V. and Sood, D. D., "Oxidation Studies on U-Zr Alloys", J. Nucl. Mat., Vol.209, pp.161-168, 1994.
- (29) "Chemical Engineering Division Semiannual Report", ANL-6900, August 1964.
- (30) Baker, Jr., L. and Just, L. C., "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures: III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, May 1962.
- (31) Corradini, M. L., Kim, B. J. and Oh, M. D., "Vapor Explosions in Light Water Reactors: A Review of Theory and Modeling", Prog. in Nucl. Energy, Vol.22, No.1, pp.1-117, 1988.
- (32) Higgins, H. M., "A Study of the Reaction of Metals and Water", AECD-3664, 1955.
- (33) Matsui, T., Yamada, T., Ikai, Y. and Naito, K., "Oxidation of U-20at% Zr Alloy in Air at 423-1063 K", J. Nucl. Mat., Vol.199, pp.143-148, 1993
- (34) Barnartt, S., Charles, R. G. and Gulbransen, E. A., "Oxidation of 50 Weight Per Cent Uranium-Zirconium Alloy", J. Electrochemical Soc., Vol.104, No.4, pp.218-236, 1957.

Table 1 Primary specifications of uranium-zirconium hydride fuel rod
to be tested in the NSRR

		動力炉 14x14型 PWR燃料	NSRR 酸化ウラン 実験燃料	NSRR 炉心 燃料	NSRR TRIGA 実験燃料
全 長 (mm)		3900	220~280	613	220
被 覆 管	材 質	ジルコニア4	ジルコニア4	SUS304	ジルコニア800H
	外直径 (mm)	10.72	10.72	37.6	13.8
	肉 厚 (mm)	0.62	0.62	0.5	0.41
燃料 ペ レ ツ ト ・ ミ ト	組 成	UO ₂	UO ₂	U-ZrH	U-ZrH
	直 径 (mm)	9.29	9.29	35.6*	12.9
	高 さ (mm)	10, 11.2	10	127	47~140
	要素数	330, 370	14	3	1
ペレット/被覆管ギャップ (mm)		0.095	0.095	0.5	0.025

* : NSRR炉心燃料は、中空（直径 6.3 mm）のミートを使用しており、この中に直径 5.7 mm のジルコニウム棒が 0.3 mm の間隙をもつて挿入されている。

Table 2 Specifications of TRIGA reactors in Japan and Bangladesh⁽¹⁾

名 称		NSRR	TRIGA II Rikkyo	MITRR Musashi	(Bangladesh)
型 式		ACPR	Mark II	Mark II	Mark II
臨 界		1975	1961	1963	1986
定常熱出力 (kW)		300	100	100	3000
$\text{^{\circ}ルス}$ 熱出力 (MW)		23000	0	0	852
熱中性子束 (n/cm ² ·s)	定常	1.3×10^{12}	3.7×10^{12}	3.5×10^{12}	7.6×10^{13}
	$\text{^{\circ}ルス}$	1.0×10^{17}	----	----	不明
高速中性子束 (n/cm ² ·s)	定常	4.0×10^{12}	2.0×10^{12}	9.8×10^{11}	2.5×10^{13}
	$\text{^{\circ}ルス}$	3.0×10^{17}	----	----	不明
実験孔		垂直(1)	水平(6) 垂直(1)	水平(4) 垂直(1)	水平(4) 垂直(1)
用 途		事故時の 燃料挙動研究	照射実験 ラジオグラフィ	炉物理実験 ラジオグラフィ	ラジオグラフィ 照射実験

バングラデシュ炉は型式を示す『TRIGA Mark II』が名称としても使われている。

Table 3 Mechanical property and burst pressure of cladding tube
for uranium-zirconium hydride fuel

項目	ウラン水素化ジルコニウム 燃料用 インコロイ800H被覆管		酸化ウラン 燃料用 ジルコニア被覆管		ATR 燃料用 ジルコニア被覆管	
	常温	385°C	常温	385°C	常温	343°C
機械的性質	引張強さ (kg/mm ²)	65	50	77	46	55
	0.2%耐力 (kg/mm ²)	25	15	60	37	40
	伸び (%)	51	45	23	25	36
寸法	外半径 (mm)	6.883		5.36		7.25
	内半径 (mm)	6.477		4.74		6.35
	肉厚 (mm)	0.406		0.62		0.9
破裂圧力	評価① (kg/cm ²)	395	304	942	563	718
	評価② (kg/cm ²)	458	353	1100	657	847
	評価③ (kg/cm ²)	409	315	1008	603	781
評価① : 厚肉円筒公式 (Lameの修正式) ⁽¹⁰⁾						
評価② : von Misesの降伏条件に基づく PWR 被覆管応力評価手法 ⁽¹⁰⁾						
評価③ : F R A P - T コード中のモデル ⁽¹¹⁾						

Table 4 Composition of fuel meat and cladding in neutronic calculation for energy deposition

燃料ミート			
	外直徑 : 12.9mm 重量 : 151g	全長 : 140mm 密度 : 8.23g/cm ³	
核 種	組成 (wt%)	原子数密度	
U	45.25		
	U-238	80.01	7.53769×10^{-3}
	U-236	0.12	1.14033×10^{-5}
	U-235	19.71	1.88064×10^{-3}
	U-234	0.16	1.53317×10^{-5}
Er	0.90		
	Er-166	59.3	1.59342×10^{-4}
	Er-167	40.7	1.08708×10^{-4}
C	0.50		2.06316×10^{-3}
Zr	52.45		2.84970×10^{-2}
H	0.90		4.42952×10^{-2}

被覆管			
	外直徑 : 13.77mm	内直徑 : 12.95mm	
核 種	組成 (wt%)	原子数密度	
Ni	32.50		2.66779×10^{-2}
Cr	21.00		1.94573×10^{-2}
Fe	42.41		3.65849×10^{-2}
C	0.075		3.00826×10^{-4}
Mn	1.50		1.31547×10^{-3}
S	0.015		2.25404×10^{-5}
Si	1.00		1.71531×10^{-3}
Cu	0.75		5.68600×10^{-4}
Al	0.375		6.69562×10^{-5}
Ti	0.375		8.83934×10^{-6}

Table 5 Energy deposition predicted in neutronic calculation

・カプセル材質: SUS 304

カプセル寸法		実効増倍係数	全発熱量 (J/MW·s)	換算係数 (cal/g/MW·s)	径方向 ピーキング 係数
内直径 (mm)	肉厚 (mm)				
120	7	1.0528	2246	3.55	1.255
120	10	1.0511	2189	3.46	1.255
120	12	1.0502	2153	3.41	1.254
100	15.2	1.0533	2027	3.21	1.250

・カプセル材質: SUS 316

カプセル寸法		実効増倍係数	全発熱量 (J/MW·s)	換算係数 (cal/g/MW·s)	径方向 ピーキング 係数
内直径 (mm)	肉厚 (mm)				
120	7	1.0526	2240	3.54	1.255
120	10	1.0509	2179	3.45	1.255
120	12	1.0500	2141	3.39	1.254
100	15.2	1.0531	2013	3.18	1.250

Table 6 Comparison of U-ZrH_{1.6} and U-Zr fuels in energy deposition

・カプセル材質: SUS 304

水素組成の有無	カプセル寸法		全発熱量 (J/MW·s)	換算係数 (cal/g/MW·s)
	内直径 (mm)	肉厚 (mm)		
U-ZrH _{1.6}	120	7	2246	3.55
U-Zr			2182	3.45
U-ZrH _{1.6}	100	15.2	2027	3.21
U-Zr			1957	3.10

Table 7 Composition of corium used in MDC experiment
before and after thermite reaction

粉末 (重量%)	生成物* (重量%)	
U	47.0	UO ₂ 53.2
Zr	11.8	ZrO ₂ 15.2
Fe ₃ O ₄	22.8	ステンレス鋼 29.5
NiO	2.3	NiO 1.4
CrO ₃	7.7	
MoO ₃	1.0	
ステンレス鋼	7.5	

* : 反応が完全に進行したときの生成物

Table 8 Melt mass, coolant water mass and thermal-to-mechanical
energy conversion ratio in MDC experiment

実験番号	溶融物の量 (kg)		水の量 (kg)	機械的エネルギー 転換率 (%)
	初期	落下量		
MDC-2	5	4	154	2.6
MDC-14	9.9	8	108	1
MDC-16	9.9	8.2	182	2.4
MDC-17	19.8	9-18	276	1.3-2.6

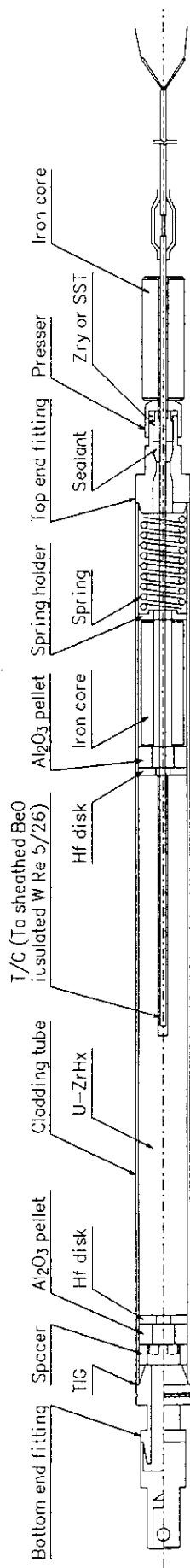


Fig. 1 Schematics of uranium-zirconium hydride fuel rod to be tested in the NSRR

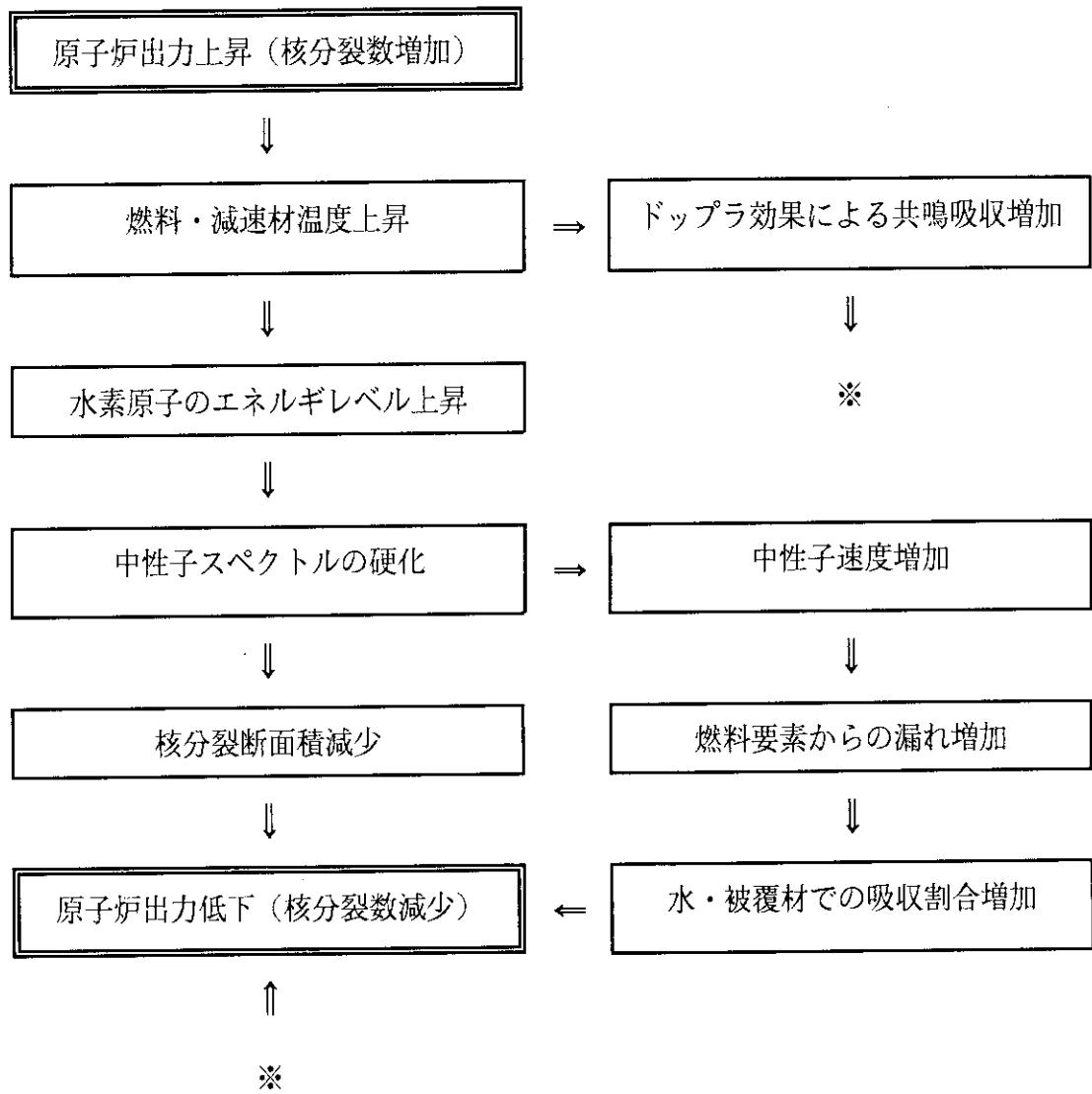
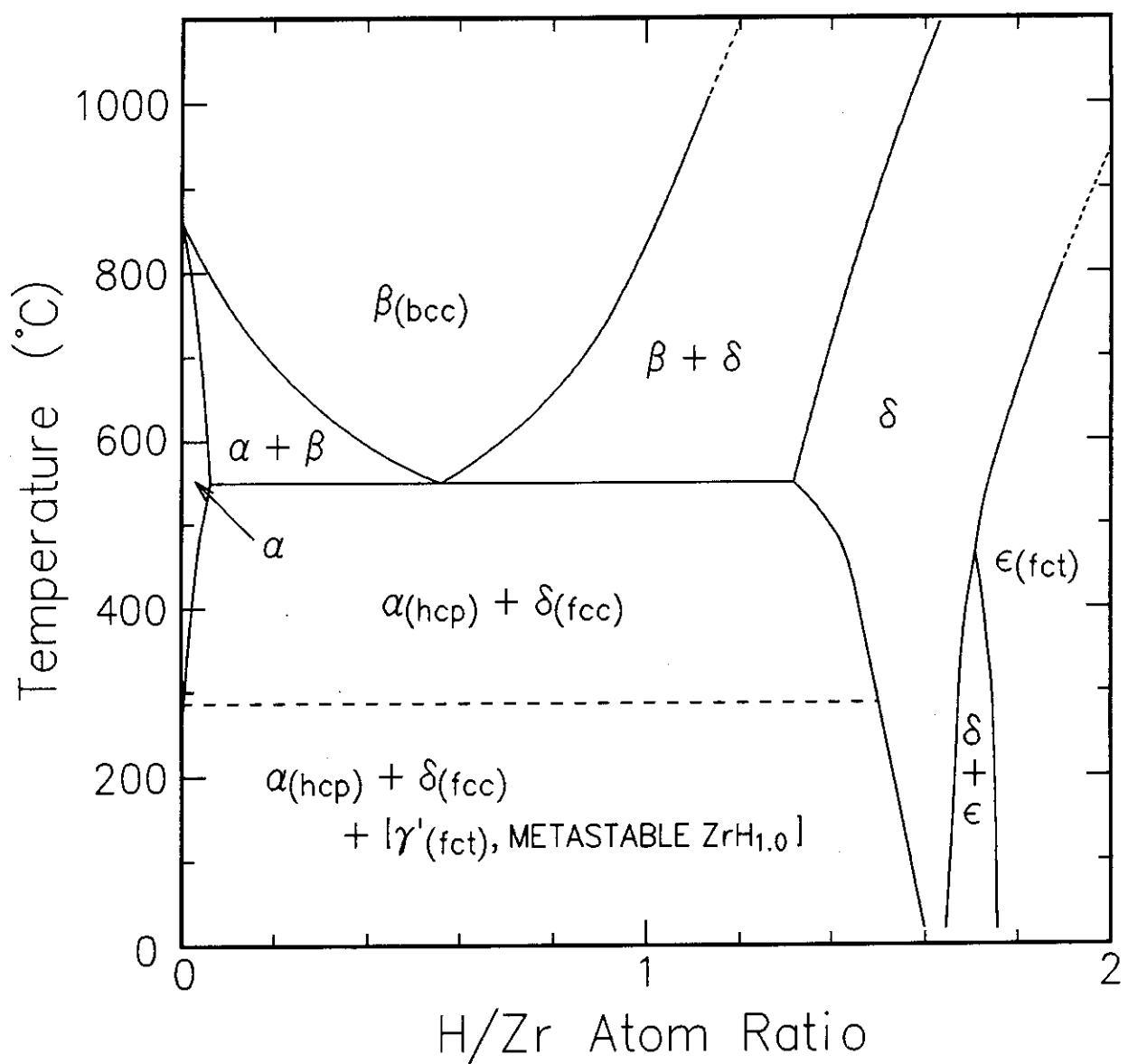


Fig. 2 Mechanism of negative feedback in TRIGA reactor

Fig. 3 Phase diagram of zirconium hydride⁽³⁾

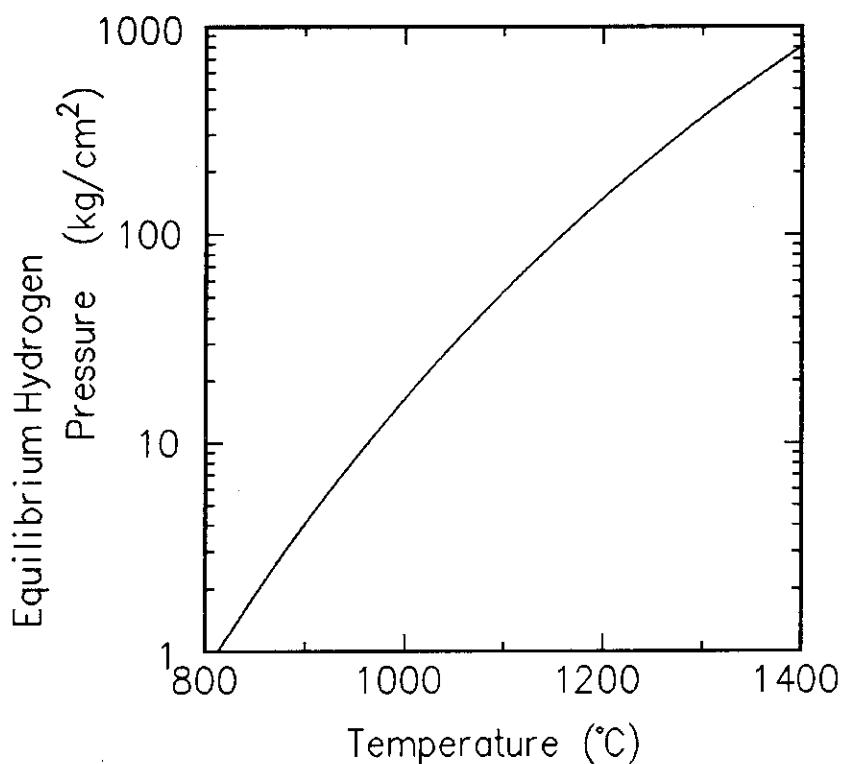


Fig. 4 Equilibrium hydrogen pressure of $\text{ZrH}_{1.6}$ as a function of temperature

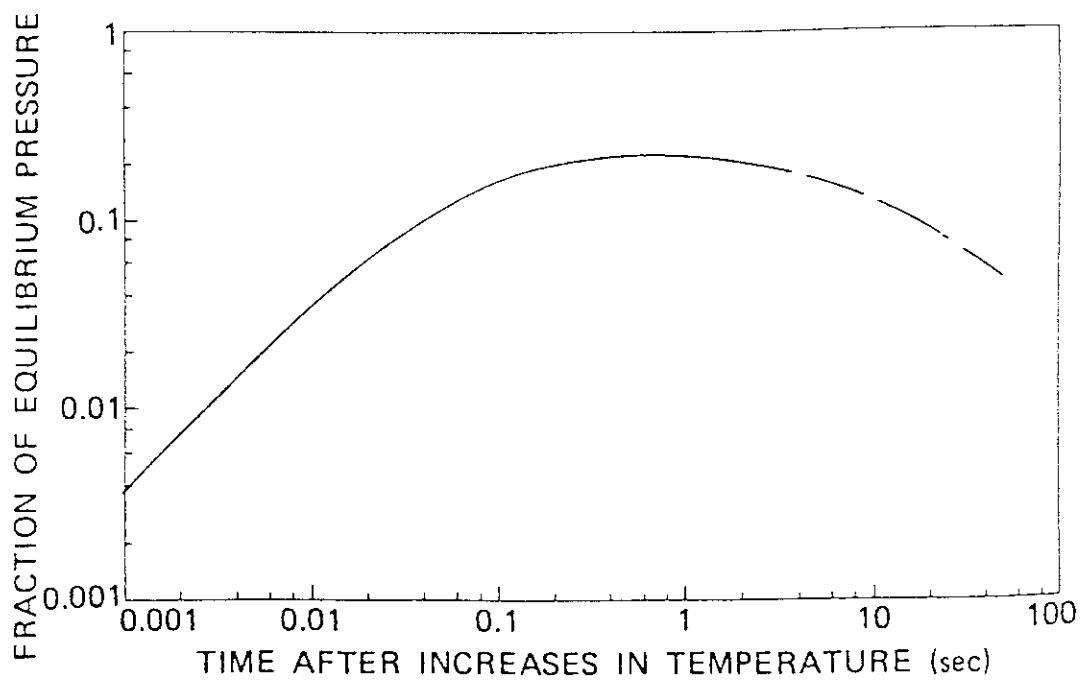


Fig. 5 Fuel element internal pressure versus time after a step increase in maximum fuel temperature⁽⁶⁾

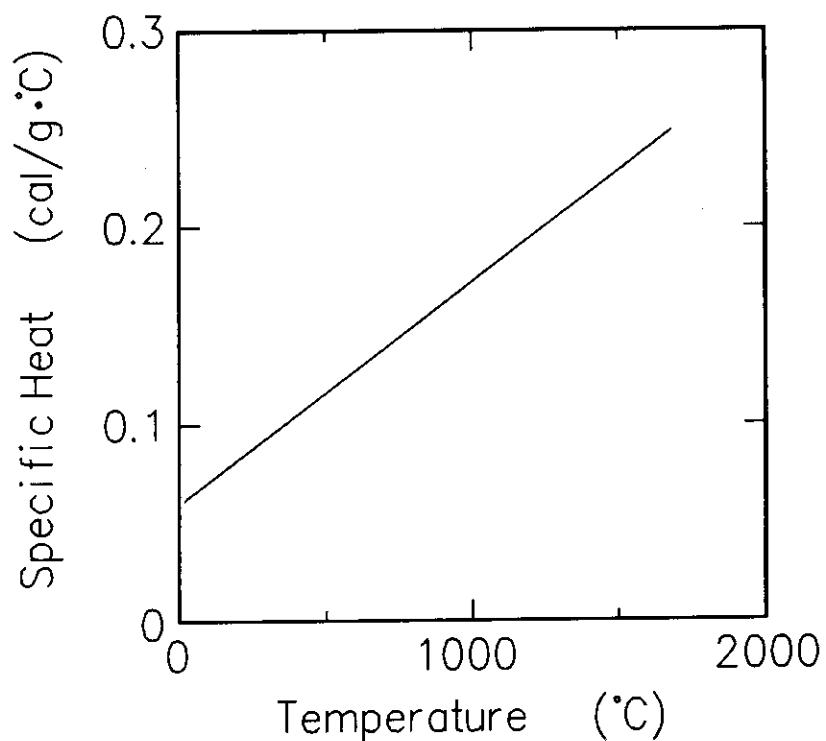


Fig. 6 Specific heat of 45wt%U-ZrH_{1.6} as a function of temperature

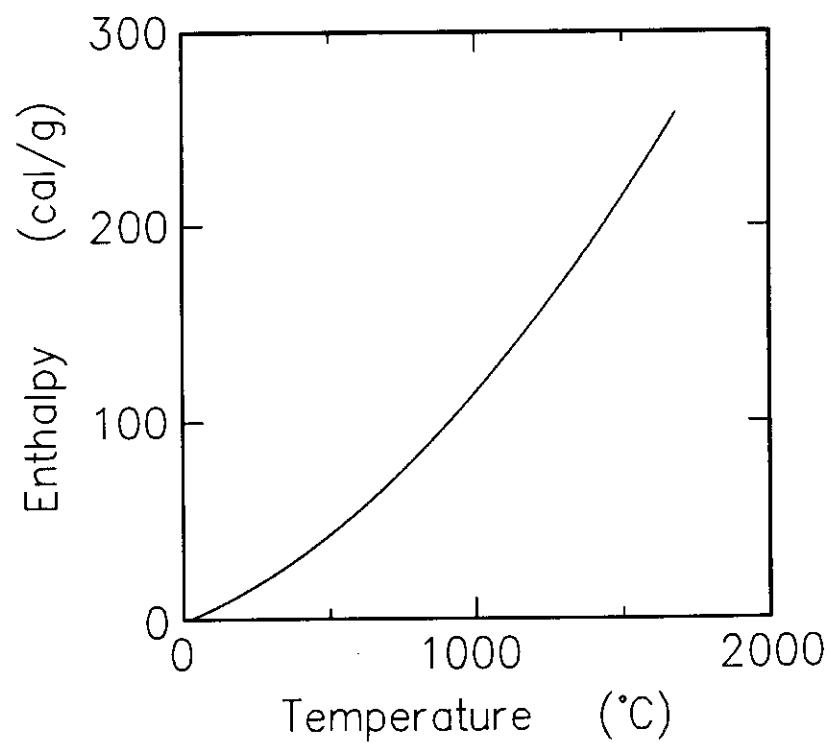
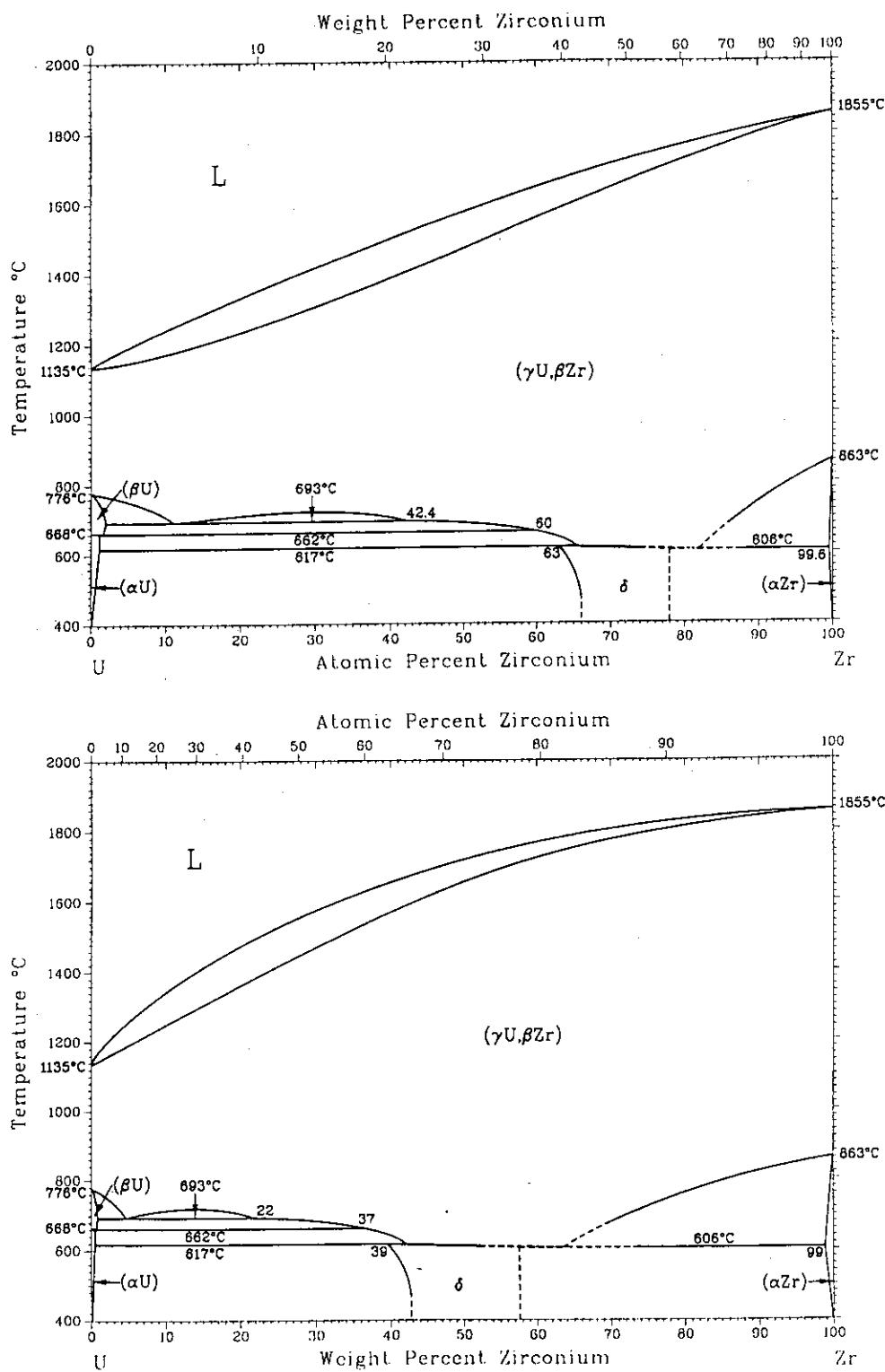


Fig. 7 Enthalpy of 45wt%U-ZrH_{1.6} as a function of temperature

Fig. 8 Uranium/zirconium phase diagram⁽⁷⁾

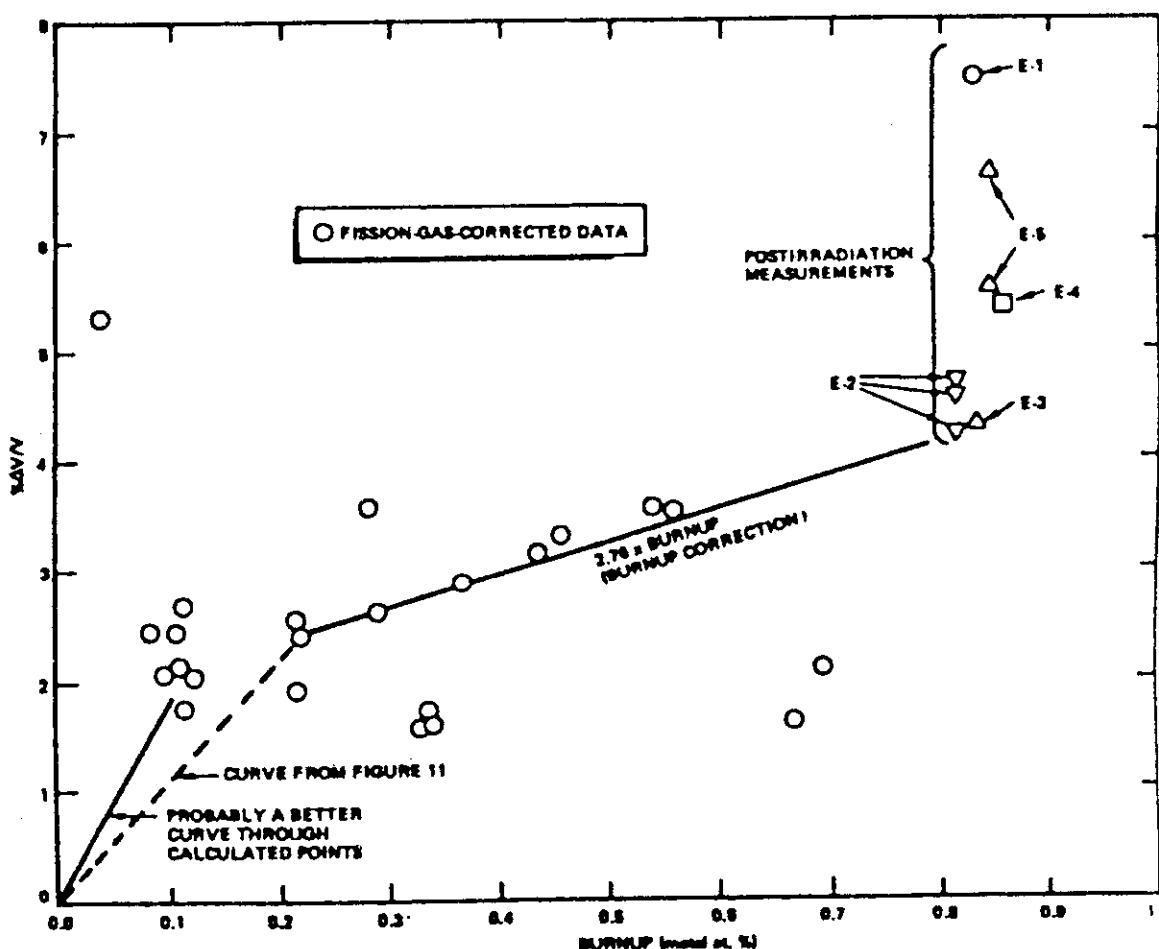


Fig. 9 Influence of fuel burnup on swelling of uranium-zirconium hydride fuel⁽¹²⁾

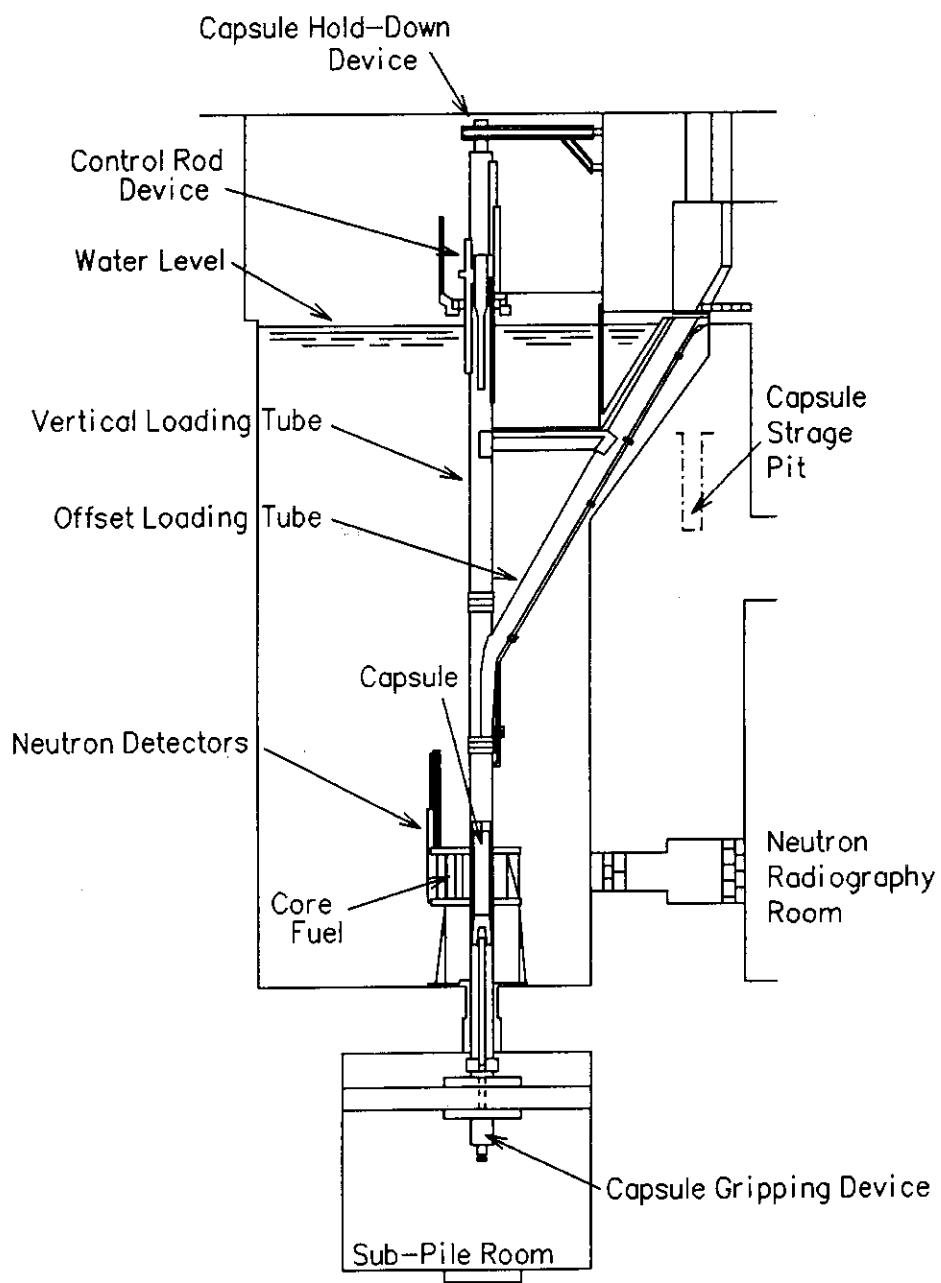
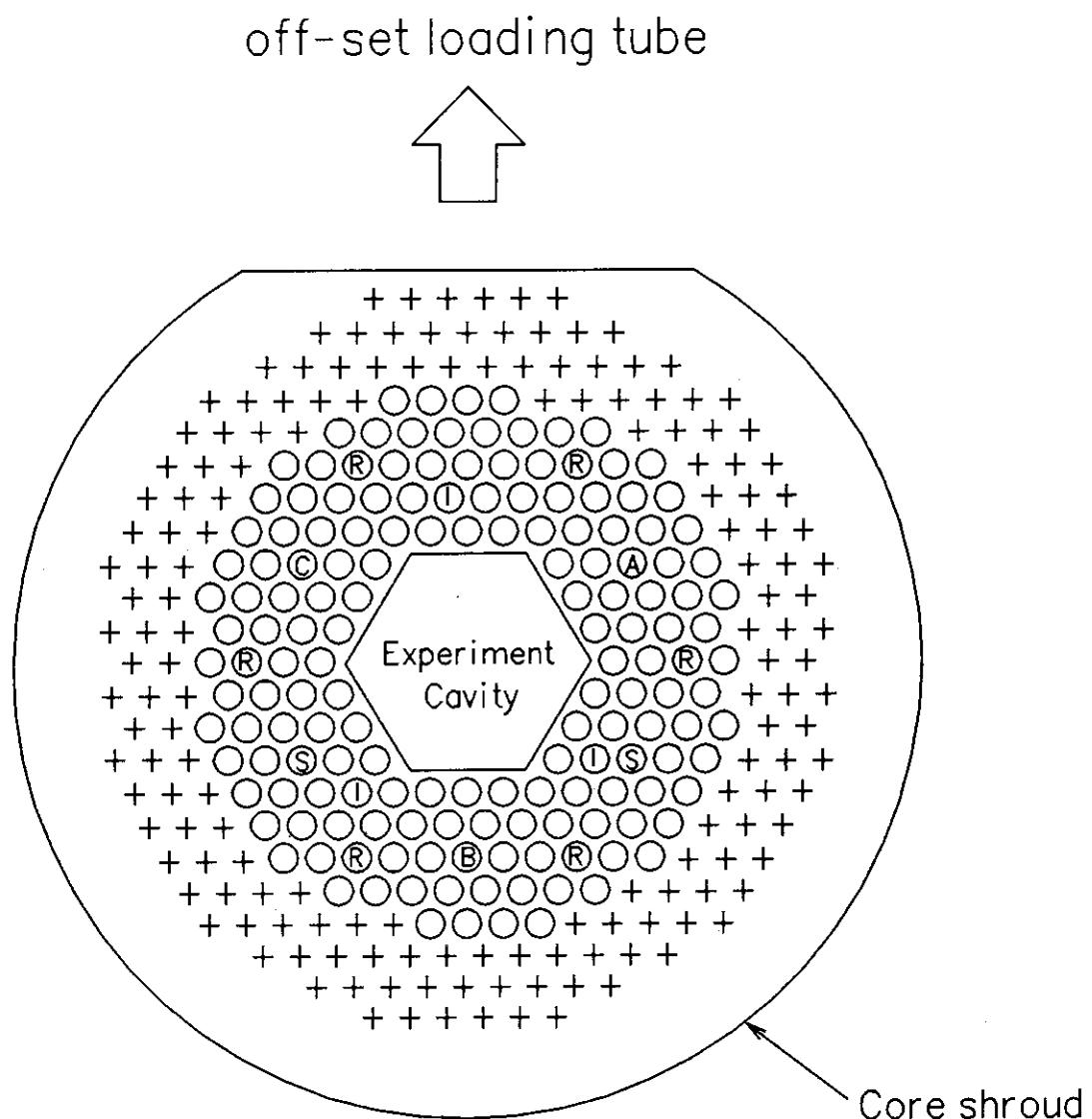


Fig. 10 Vertical Cross-section of the NSRR



- + Grid hole
- Fuel element
- ① Instrumented fuel element
- ® Regulating rod with fueled follower
- Ⓐ Safety rod with fueled follower
- Ⓑ Ⓢ Ⓣ Transient rod A, B, C with air follower

Fig. 11 NSRR rod arrangement

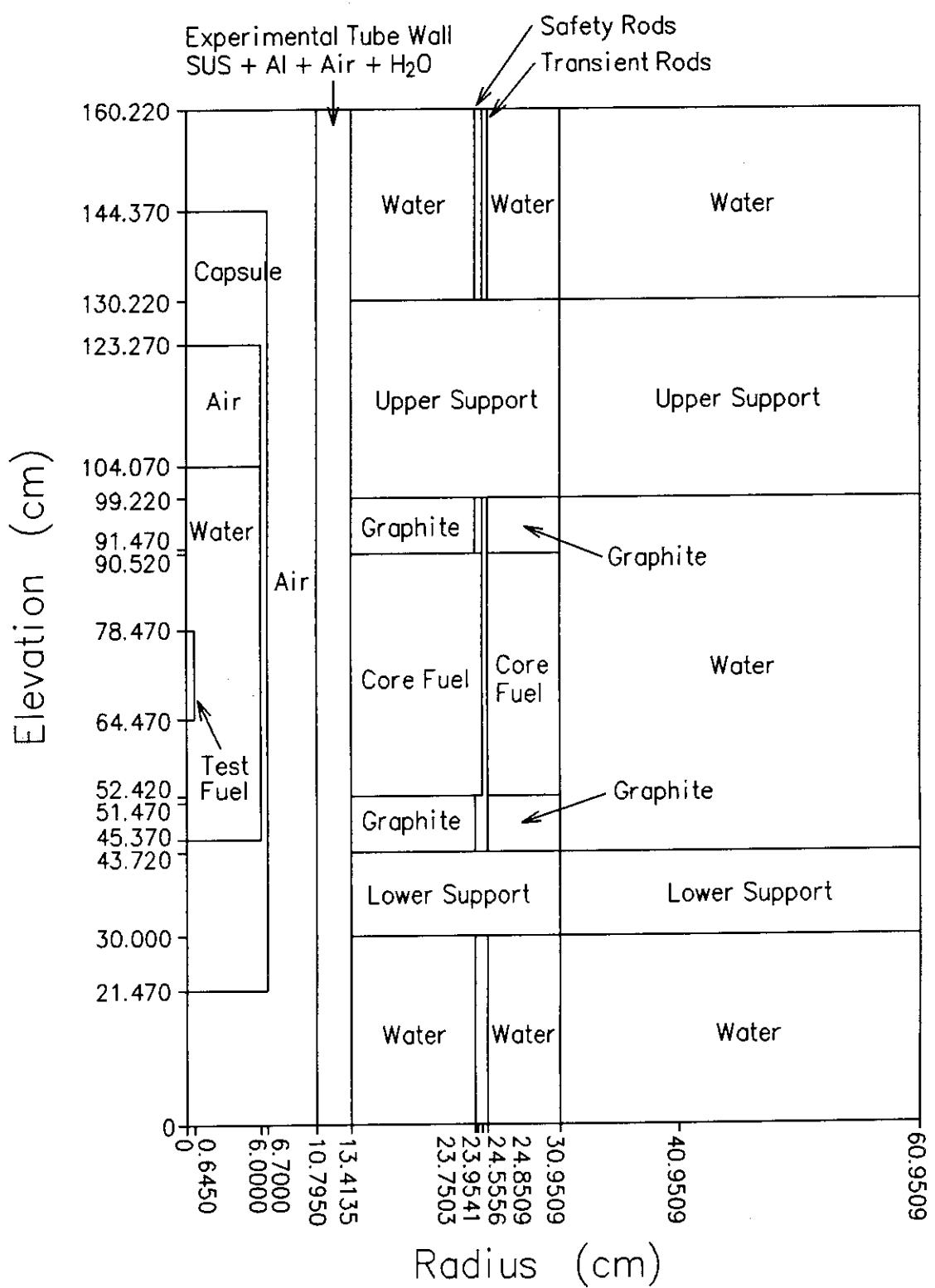


Fig. 12 R-Z two dimensional modeling of the NSRR and an experimental capsule with inner diameter of 120mm and wall thickness of 7mm

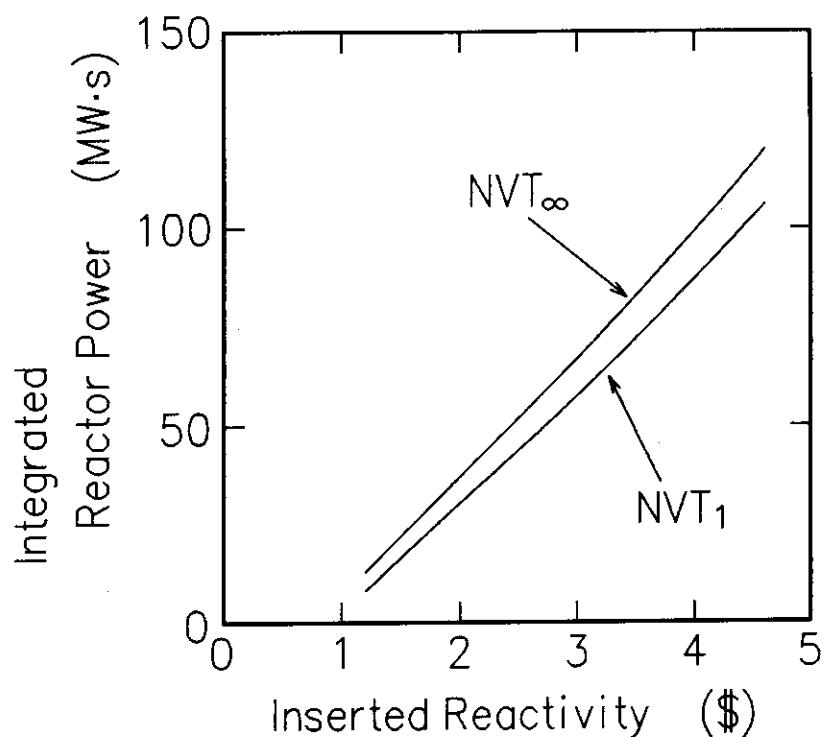


Fig. 13 Integrated reactor power as a function of inserted reactivity

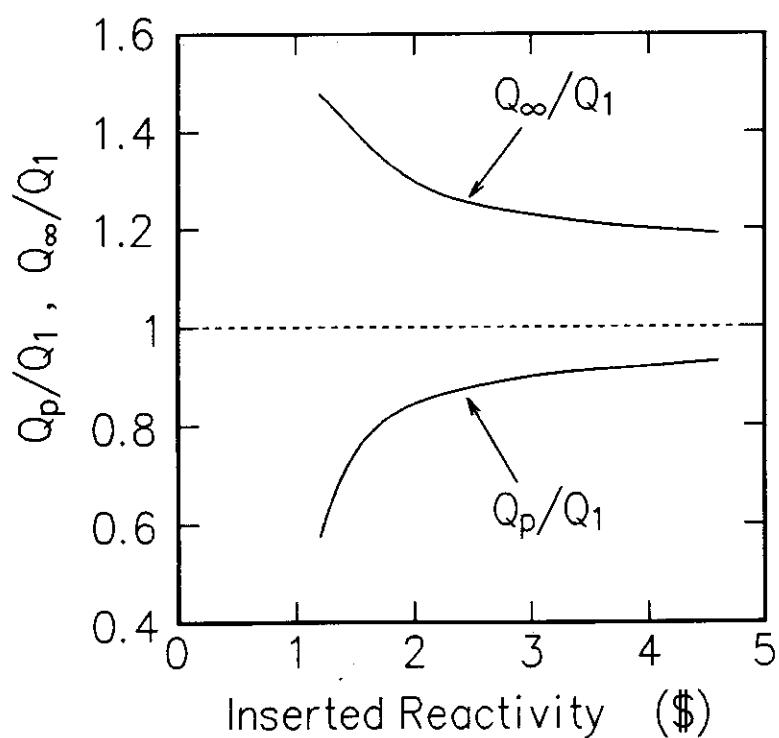


Fig. 14 Ratios of total energy deposition and prompt energy deposition to energy deposition during initial 1s as a function of inserted reactivity

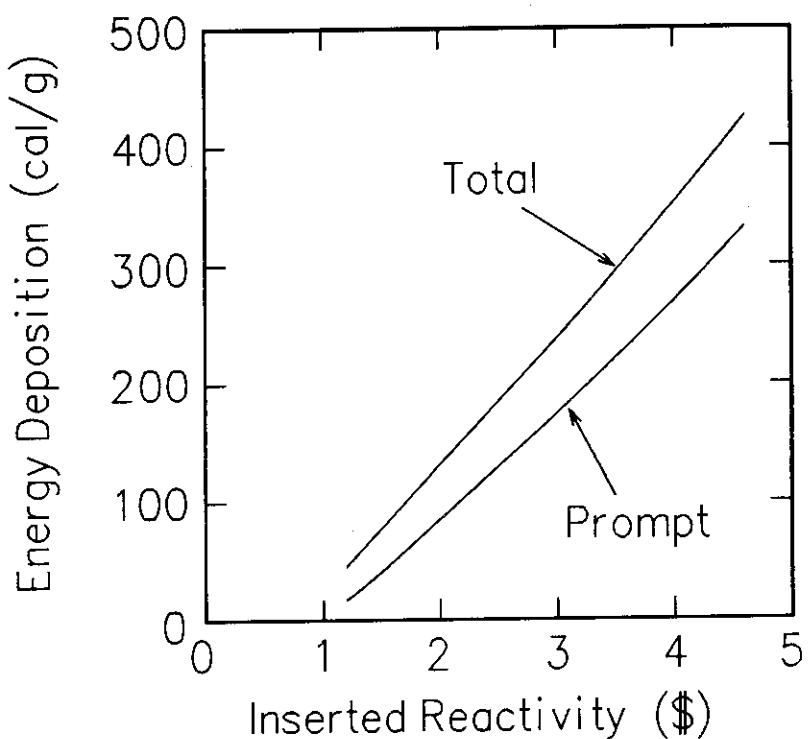


Fig. 15 Total energy deposition and prompt energy deposition in NSRR experiment with 45wt%U-ZrH_{1.6} fuel as a function of inserted reactivity

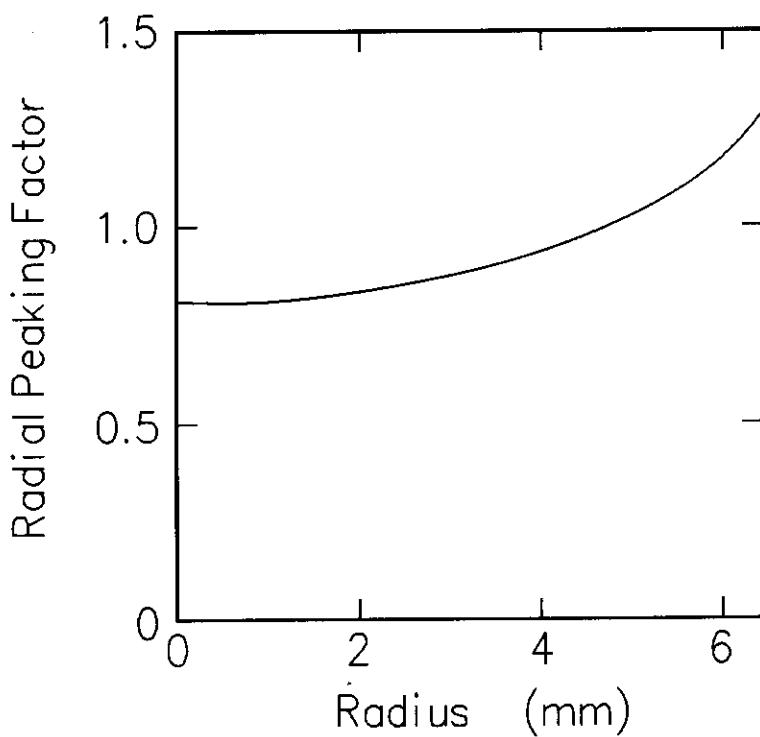


Fig. 16 Radial peaking factor predicted in neutronic calculation
(45wt%U-ZrH_{1.6} fuel, capsule inner diameter 120 mm, wall thickness 7mm)

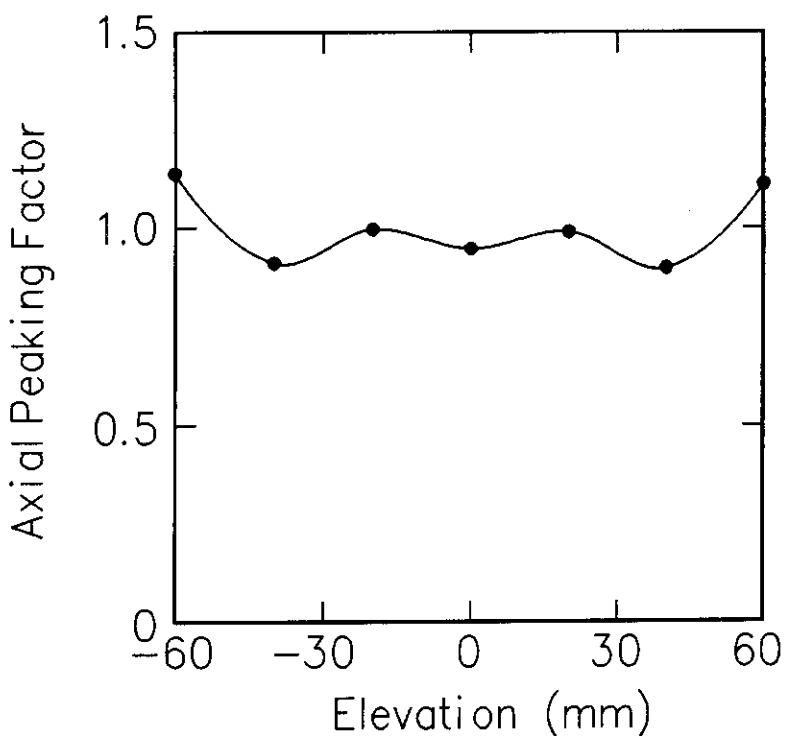


Fig. 17 Axial peaking factor predicted in neutronic calculation
(45wt%U-ZrH_{1.6} fuel, capsule inner diameter 120 mm, wall thickness 7mm)

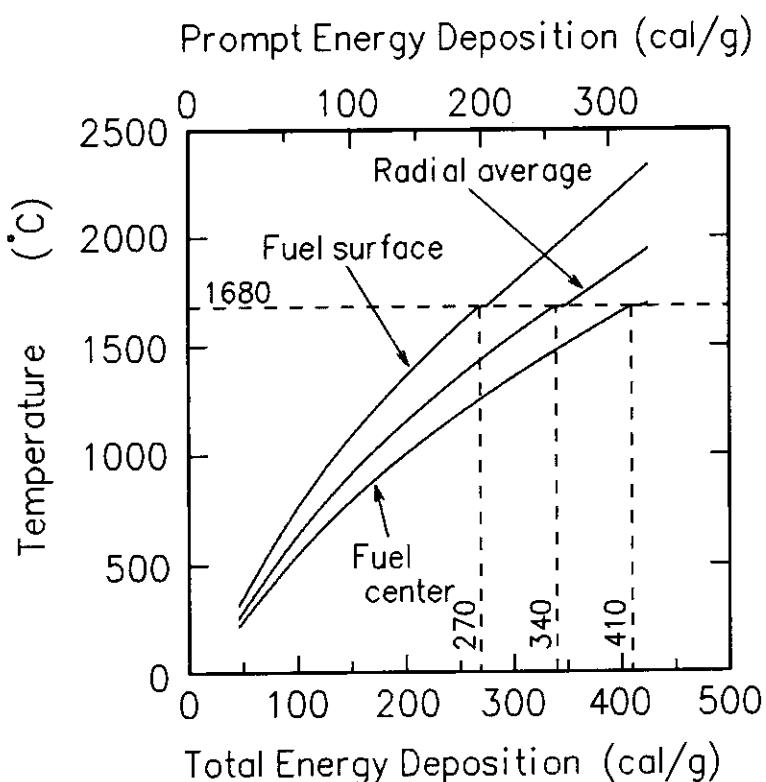


Fig. 18 Fuel meat temperature at maximum as a function of energy deposition

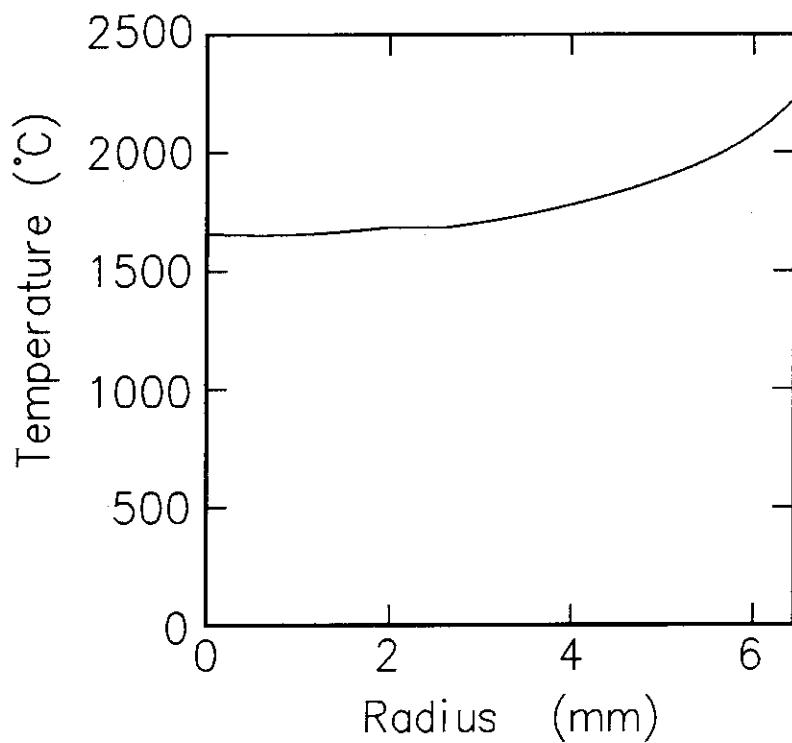


Fig. 19 Radial temperature profile of fuel meat
at total energy deposition of 400 cal/g

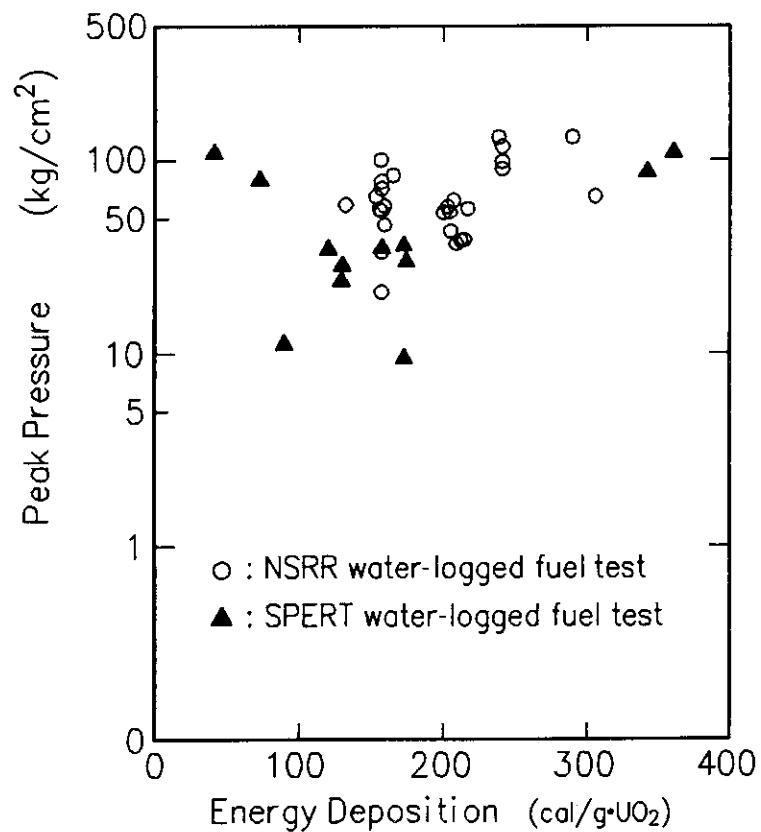


Fig. 20 Peak pressure generated during water-logged fuel experiment

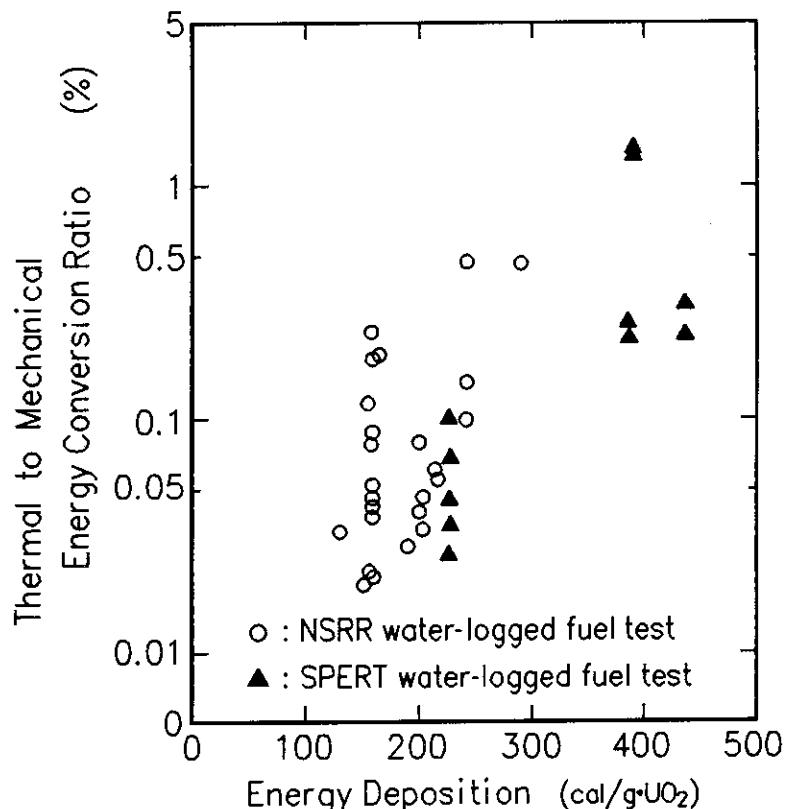


Fig. 21 Thermal-to-mechanical energy conversion ratio in water-logged fuel experiment

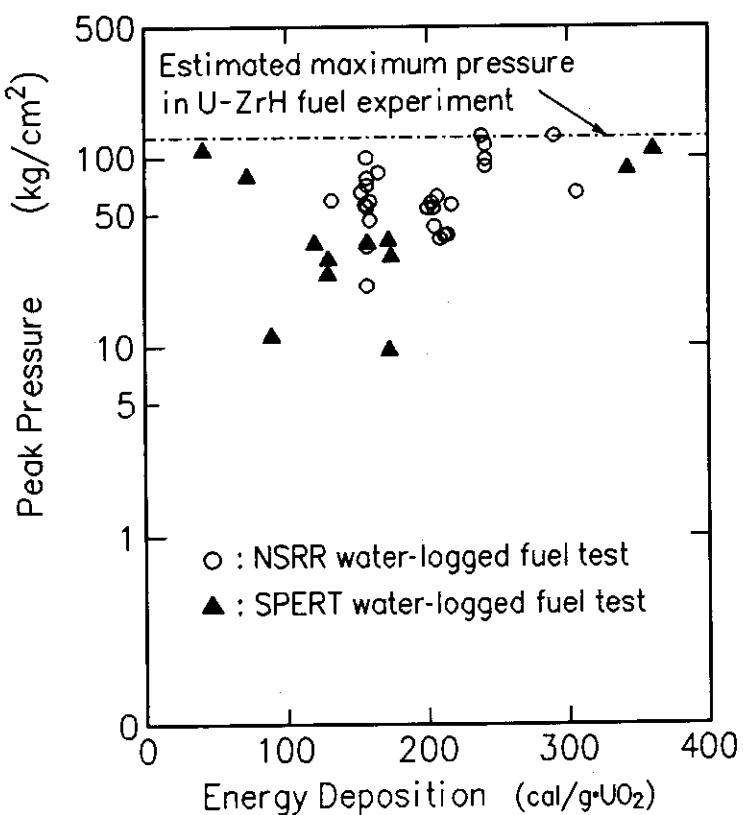


Fig. 22 Estimated maximum pressure in uranium-zirconium hydride fuel experiment

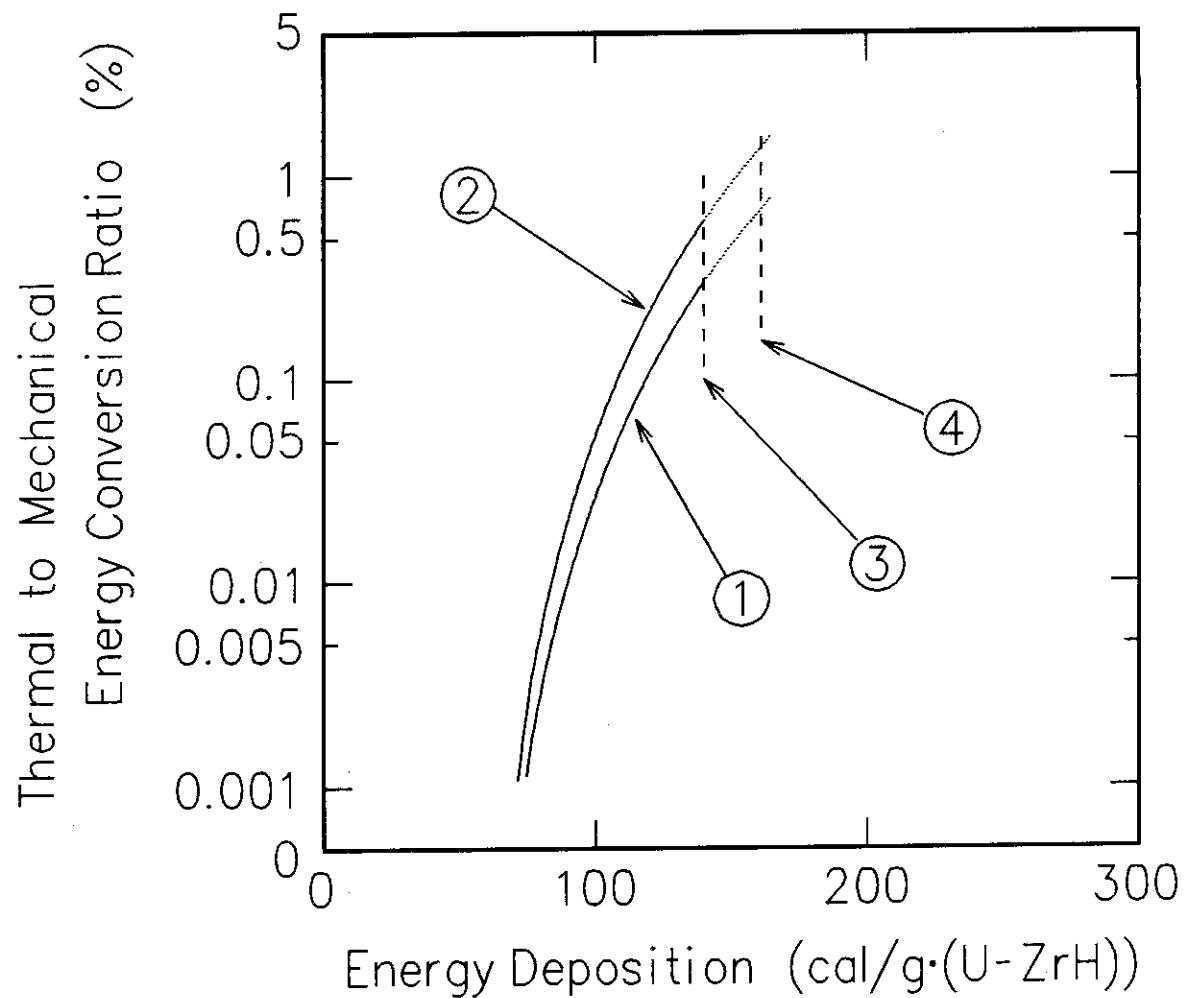


Fig. 23 Mechanical work due to hydrogen expansion in experimental capsule

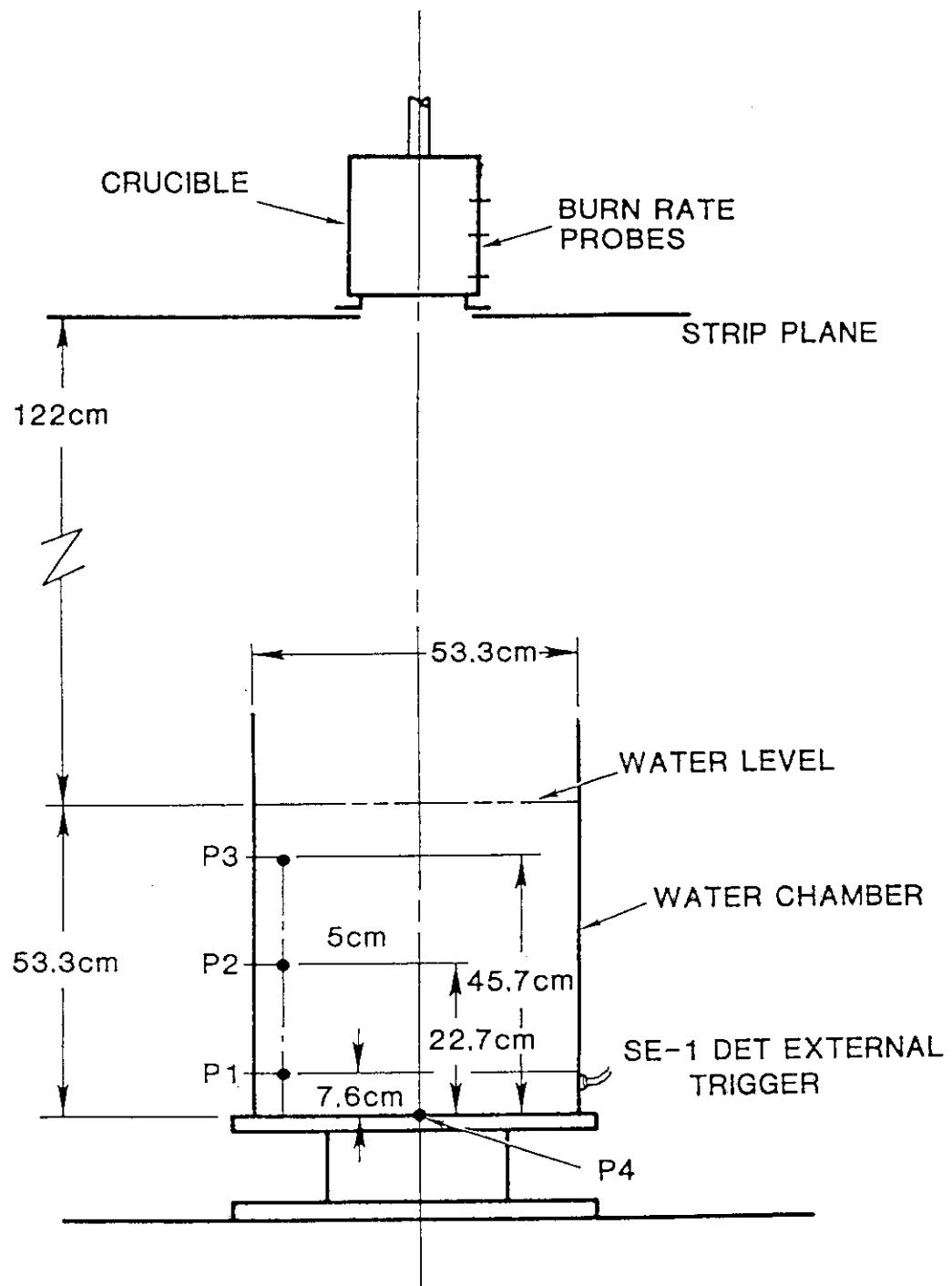


Fig. 24 Test apparatus in MDC experiment^(25,26,27)

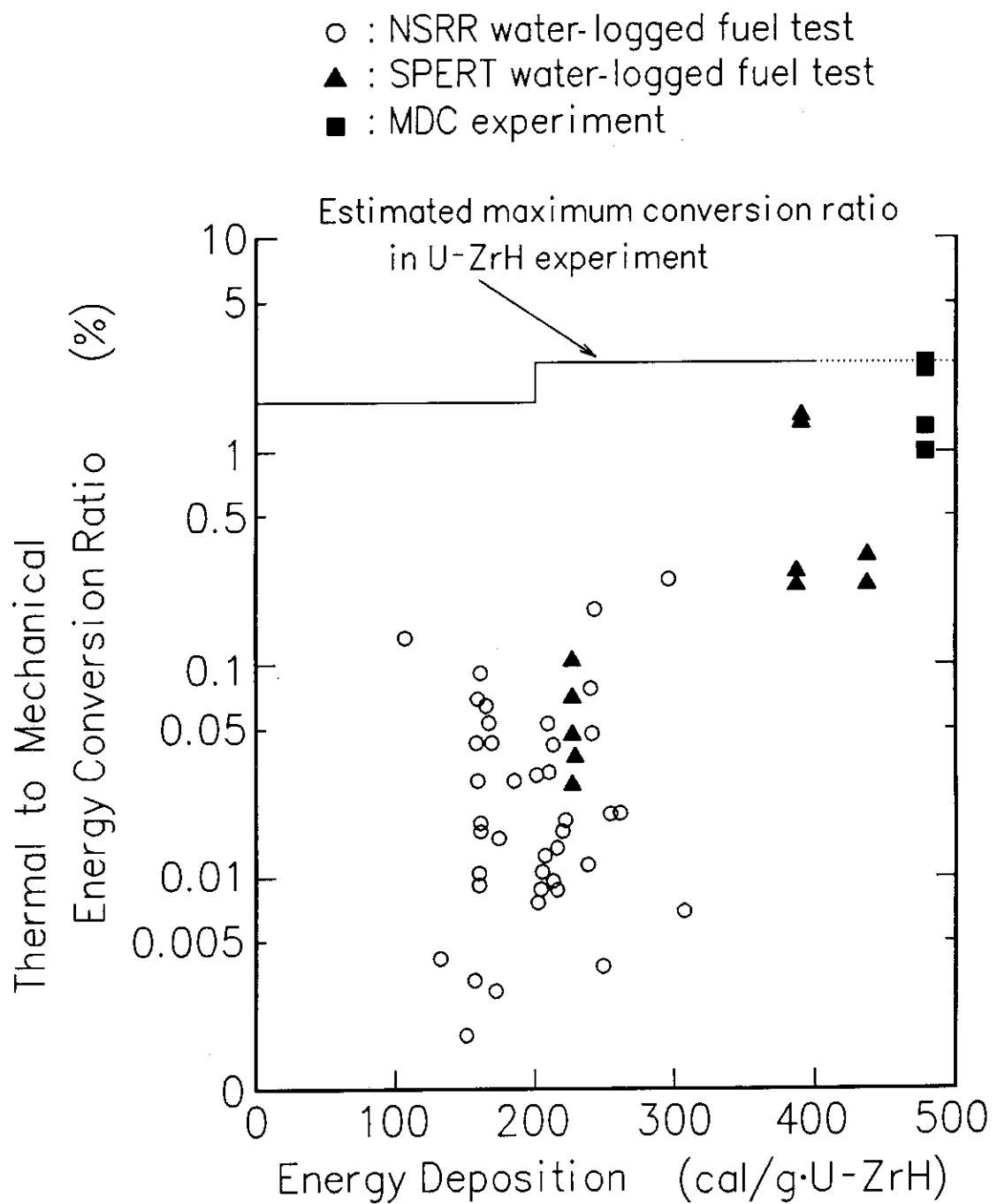


Fig. 25 Estimated maximum thermal-to-mechanical energy conversion ratio in uranium-zirconium hydride fuel experiment

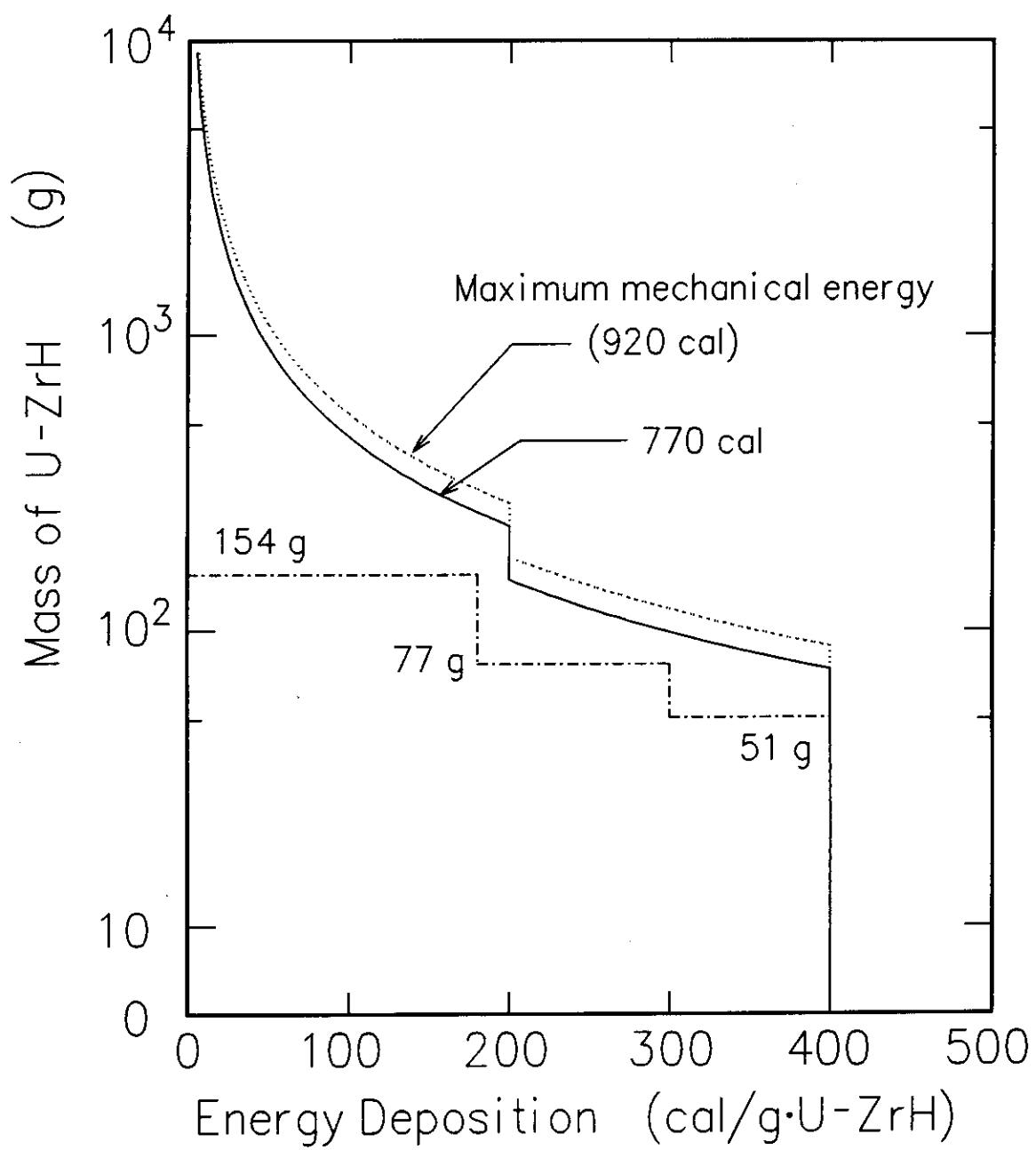
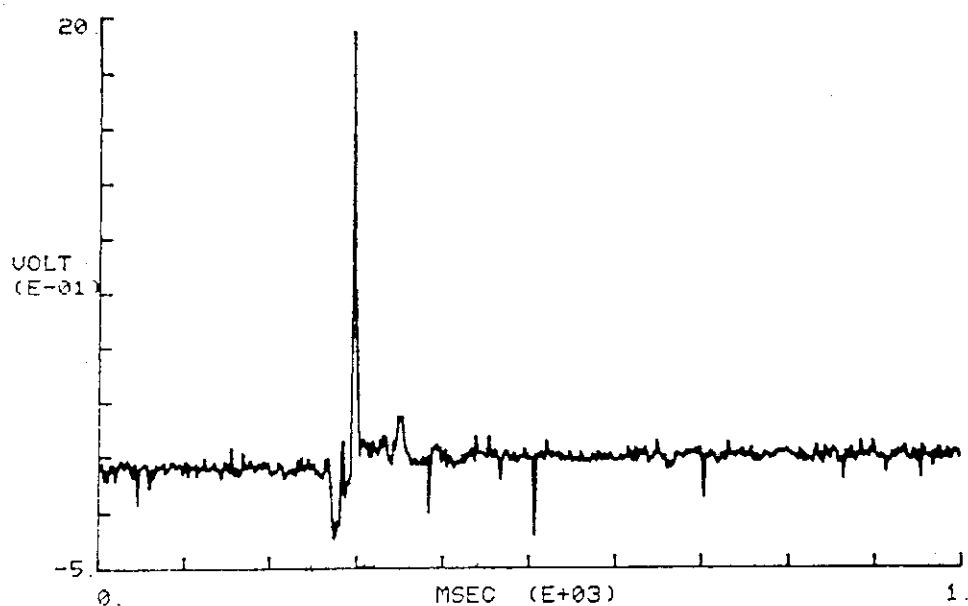


Fig. 26 Maximum fuel mass to be used in uranium-zirconium hydride fuel experiment

Capsule Internal Pressure



Water Column Velocity

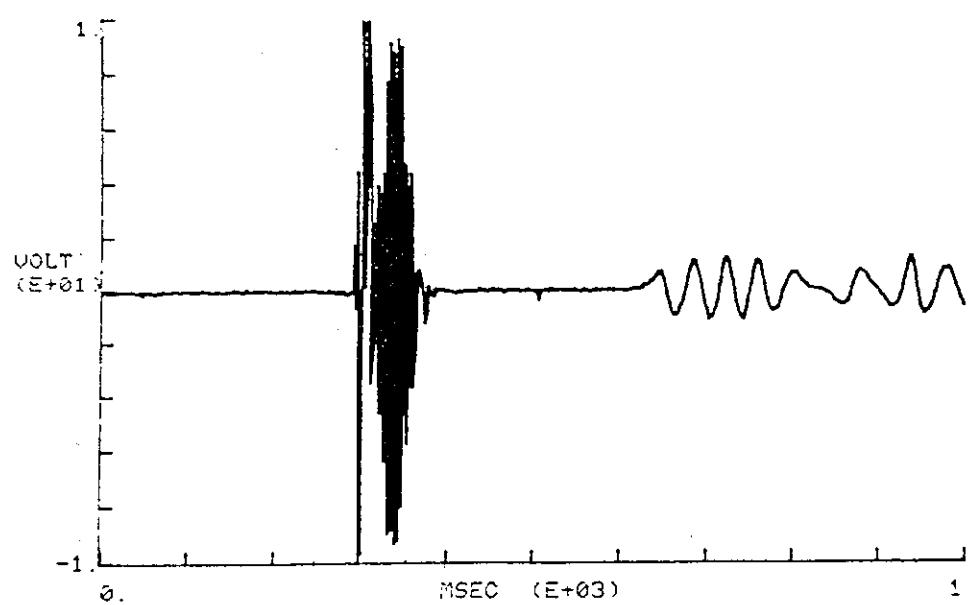
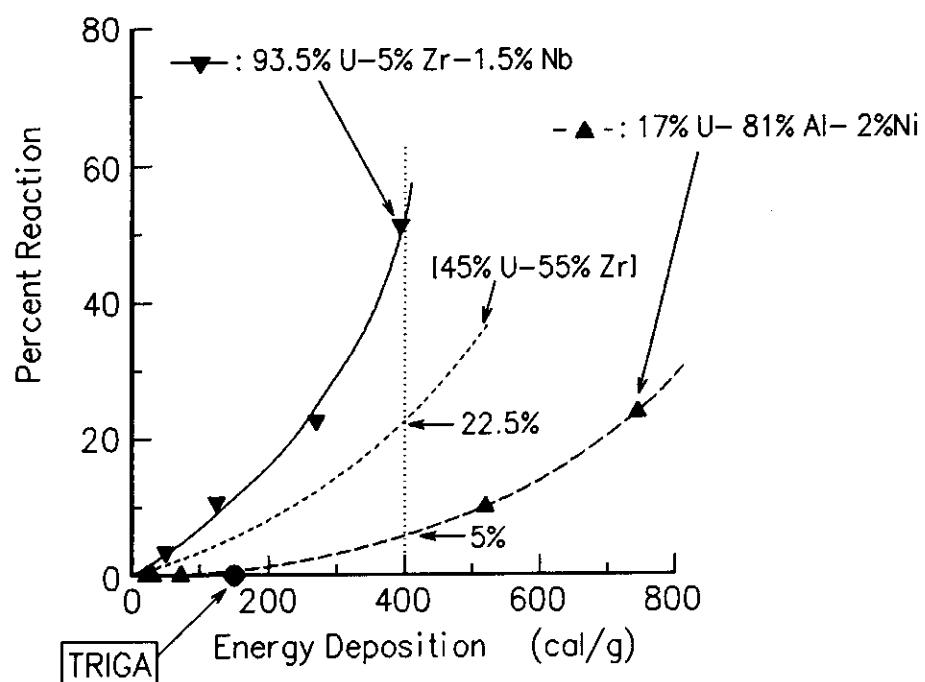
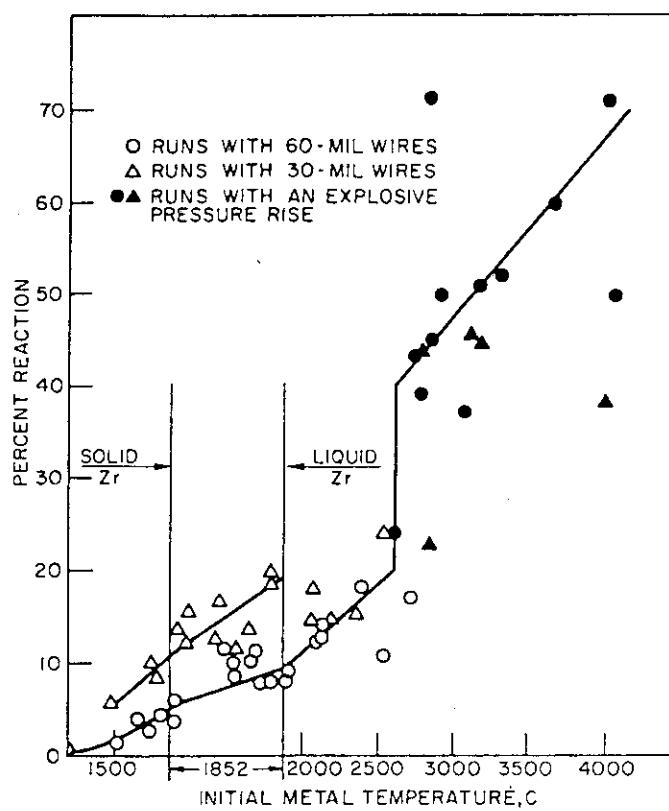


Fig. 27 Transient histories of signals from capsule internal pressure sensor and water column velocity sensor during pre-pressurized fuel rod test in the NSRR

Fig. 28 Percent of metal reacted in TREAT test⁽²⁹⁾Fig. 29 Initial temperature of zirconium versus percent reaction in Baker-Just experiment⁽³⁰⁾