

JAERI-M
84-063

反応度事故条件下における
軽水炉燃料のギャップ熱伝達の研究

1984年3月

藤城 俊夫

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

JAERI-M 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、お申しこしください。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）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

反応度事故条件下における軽水炉燃料のギャップ熱伝達
の研究

日本原子力研究所東海研究所安全工学部
藤城 俊夫

(1984年2月17日受理)

反応度事故時の急速な出力上昇条件の下での軽水炉燃料の温度挙動は、燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達により強く影響される。本研究は、NSRR実験においてギャップガス成分をパラメータとした実験の結果およびNSR-77コードによる解析にもとづき、反応度事故条件下の燃料挙動に与えるギャップ熱伝達の影響の解明を行ったものである。本研究により、ギャップ熱伝達の過渡的なふるまい、ギャップ熱伝達と燃料温度および燃料破損の関係、ギャップガス成分の影響、高発熱量条件の下での燃料ペレット・被覆管の融着発生や外圧による被覆管のつぶれの影響等が明らかにされた。また、ギャップ熱伝達率評価式として広く使われている修正 Ross and Stoute 式の適応性、適用限界および適用限界を越える場合に対するギャップ熱伝達率の評価手法についての検討も行った。

A Study on Gap Heat Transfer of LWR Fuel Rods
under Reactivity Initiated Accident Conditions

Toshio FUJISHIRO

Department of Nuclear Safety Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received February 17, 1984)

Gap heat transfer between fuel pellet and cladding have a large influence on the LWR fuel behaviors under reactivity initiated accident (RIA) conditions. The objective of the present study is to investigate the effects of gap heat transfer on RIA fuel behaviors based on the results of the gap-gas parameter tests in NSRR and on their analysis with NSR-77 code. Through this study, transient variations of gap heat transfer, the effects of the gap heat transfer on fuel thermal behaviors and on fuel failure, effects of pellet-cladding sticking by eutectic formation, and the effects of cladding collapse under high external pressure have been clarified. The studies have also been performed on the applicability and its limit of modified Ross and Stoute equation which is extensively utilized to evaluate the gap heat transfer coefficient in the present fuel behavior codes. The method to evaluate the gap conductance to the conditions beyond the applicability limit of the Ross and Stoute equation has also been proposed.

Keywords: Gap Conductance RIA Inpile Test Fuel Behavior Nuclear Safety
Transient Heat Transfer LWR Fuel

目 次

1. 緒 言	1
2. 実験装置および実験方法	2
2.1 実験装置	2
2.1.1 原子炉	2
2.1.2 実験カプセル	3
2.1.3 実験データ収録系	3
2.2 実験方法	4
2.2.1 試験燃料	4
2.2.2 実験計装	4
2.2.3 照射後検査	5
2.2.4 実験条件およびその設定方法	5
3. 標準実験条件の下でのギャップ熱伝達挙動	22
3.1 実験手法	22
3.2 実験結果	22
3.2.1 被覆管温度履歴	22
3.2.2 被覆管最高温度および膜沸騰継続時間	24
3.2.3 燃料破損しきい値	25
3.2.4 被覆管のふくれ変形	27
3.2.5 燃料ペレットおよび被覆管内面の表面粗さ	28
3.3 考 察	28
3.3.1 ギャップの開・閉と被覆管温度挙動との関係	28
3.3.2 被覆管温度上昇速度とギャップ条件との関係	34
3.3.3 被覆管の冷却挙動とギャップガス条件との関係	39
3.3.4 被覆管の最高温度および破損しきい値に及ぼすギャップガス成分の影響	40
3.4 まとめ	41
4. 異なった冷却環境条件の下でのギャップ熱伝達の影響	67
4.1 実験手法	67
4.2 実験結果	67
4.2.1 異なった冷却条件の下での被覆管温度挙動	67
4.2.2 異なった冷却条件の下での燃料破損しきい値	70
4.2.3 高圧条件下での被覆管温度挙動	70
4.2.4 高圧条件の下での被覆管の変形および破損	72
4.3 考 察	73
4.3.1 ギャップ熱伝達の影響と冷却条件との関係	73

4.3.2 高圧条件下の被覆管のつぶれとその影響	76
4.4 まとめ	78
5. 金相検査の結果からみた被覆管融着発生とその影響	107
5.1 燃料断面の所見	107
5.2 被覆管の融着と温度分布との関係	108
5.3 まとめ	109
6. 解析コードによる過渡解析	119
6.1 はじめに	119
6.2 解析モデル	119
6.2.1 N S R - 77 の概要	119
6.2.2 解析モデルの構成および精度向上のための改良	121
6.3 解析結果および考察	133
6.3.1 代表的な場合の過渡解析結果	133
6.3.2 標準実験の解析に基く検討	134
6.3.3 高圧条件下の実験の解析に基づく検討	139
6.4 まとめ	141
7. 結論	162
謝辞	163
参考文献	164

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Experimental Apparatus and Experimental Methods	2
2.1 Experimental apparatus	2
2.1.1 Reactor	2
2.1.2 Experimental capsule	3
2.1.3 Experimental data aquisition system	3
2.2 Experimental Methods	4
2.2.1 Test fuel	4
2.2.2 Experimental instrumentations	4
2.2.3 Post irradiation examination	5
2.2.4 Experimental conditions and procedures	5
3. Gap Heat Transfer Behaviors under Standard Experimental Conditions	22
3.1 Experimental technique	22
3.2 Experimental results	22
3.2.1 Cladding temperature histries	22
3.2.2 Maximum cladding temperatures and film boiling durations	24
3.2.3 Fuel failure thresholds	25
3.2.4 Cladding deformations	27
3.2.5 Roughness of fuel pellet and cladding inner surfaces	28
3.3 Discussion	28
3.3.1 Relation between gap opening or closure and cladding temperature behavior	28
3.3.2 Relation between velocity of cladding temperature rise and gap conditions	34
3.3.3 Relation between cladding cooling behavior and gap gas conditions	39
3.3.4 Effects of gap gas component on maximum cladding temperature and fuel failure threshold	40
3.4 Summary	41
4. Effects of Gap Heat Transfer under Different Cooling Environments	67
4.1 Experimental technique	67
4.2 Experimental results	67
4.2.1 Cladding temperature behavior under different cooling conditions	67
4.2.2 Fuel failure thresholds under different cooling conditions	70
4.2.3 Cladding temperature behavior under high pressure conditions	70
4.2.4 Fuel deformation and failure under high pressure conditions	72
4.3 Discussion	73
4.3.1 Relation between the effect of of gap heat transfer and the cooling condition	73
4.3.2 Collapse of cladding under high pressure and its effects	76
4.4 Summary	78
5. Initiation of pellet-cladd adhesion by melting and its effects introduced by metallurgical examination results	107
5.1 Cross sectional observation of fuel rods	107
5.2 Relation between pellet-cladding adhesion and cladding temperature distribution	108
5.3 Summary	109

6. Transient analysis by the fuel analysis code	119
6.1 Introduction	119
6.2 Analysis models	119
6.2.1 Main features of NSR-77 code	119
6.2.2 Construction of analysis models and improvements to enhance the accuracy	121
6.3 Analytical results and discussions	133
6.3.1 Results of transient analysis for basic cases	133
6.3.2 Discussion based on the analysis of the standard experiments	134
6.3.3 Discussion based on the analysis of the experiments under high pressure environments	139
6.4 Summary	141
7. Conclusions	162
Acknowledgements	163
References	164

List of Tables

- Table 2.1 Characteristics of NSRR
Table 2.2 Test fuel design summary
Table 2.3 Instrumentations

List of Figures

- Fig.2.1 General arrangement of NSRR
- Fig.2.2 Operational core configuration
- Fig.2.3 Reactor power and core energy release given by \$ 4.67 pulse
- Fig.2.4 Heat deposition in a LWR test fuel rod contained in a capsule with water as a function of inserted reactivity in pulse operation
- Fig.2.5 Experimental capsule and measuring instruments
- Fig.2.6 Experimental arrangement in the forced coolant flow test in a capsule
- Fig.2.7 Schematic of high pressure capsule
- Fig.2.8 Flow diagram of data processing system in NSRR
- Fig.2.9 NSRR standard type test fuel
- Fig.2.10 Photographs of bare wire thermocouples attached on the cladding surface by spot welding
- Fig.2.11 Cladding temperature measuring position
- Fig.2.12 Drag-disc type flowmeter
- Fig.2.13 Reactor power histories for different reactivity insertion
- Fig.2.14 Half power width of NSRR vs. energy deposition given to a standard test fuel rod in a capsule
- Fig.2.15 Radial power profile in the fuel pellet
- Fig.2.16 Axial power profile in a standard test fuel rod
- Fig.3.1 Typical temperature histories measured at fuel centerline and at cladding surface, 235 cal/g.UO₂
- Fig.3.2 Comparison of cladding surface temperature histories for different energy depositions
- Fig.3.3 Appearance of NSRR standard test fuel rods after irradiation
- Fig.3.4 Comparison of cladding surface temperature histories of helium and xenon filled rods

List of Figures (continued)

- Fig.3.5 Comparison of cladding surface temperature histories of helium and xenon filled rods in the first one second into transient in the case of 220 cal/g.U02 test
- Fig.3.6 Comparison of cladding surface temperature histories at different measuring points of xenon filled rod, 220 cal/g.U02
- Fig.3.7 Maximum cladding temperatures and temperatures at quench plotted as a function of energy deposition
- Fig.3.8 Time from peak power to the maximum cladding temperature as a function of energy deposition
- Fig.3.9 Film boiling duration measured at three axial positions plotted as a function of energy deposition
- Fig.3.10 Comparison of maximum cladding temperatures between helium and xenon rods as a function of energy deposition
- Fig.3.11 Comparison of film boiling duration between helium and xenon rods as a function of energy deposition
- Fig.3.12 Microscopic structures at different locations in the cladding of the fuel rod irradiated at 270 cal/g.U02
- Fig.3.13 Post-test appearance of xenon filled rods subjected to the energy deposition of near failure threshold
- Fig.3.14 Cladding outer diameters of the fuel rod irradiated at 180 cal/g.U02
- Fig.3.15 Cladding outer diameters of the fuel rod irradiated at 230 cal/g.U02
- Fig.3.16 Permanent diametral deformations of the cladding as a function of energy deposition
- Fig.3.17 Examples of surface profile measurement of fuel pellet
- Fig.3.18 Examples of surface profile maesurement of cladding inner surface
- Fig.3.19 Three phases of cladding thermal behavior during film boiling

List of Figures (continued)

- Fig.3.20 Thermal expansion of cracked pellet during pulse irradiation
- Fig.3.21 Comparison of measured and estimated cladding radial deformations plotted as a function of energy deposition
- Fig.3.22 Definition of transition temperatures T₁ and T₂
- Fig.3.23 Maximum and transition temperatures plotted as a function of energy deposition
- Fig.3.24 Cladding deformation history on the stress-strain curve given by LWR fuel property program MATPRO for zircaloy-4 at 300K
- Fig.3.25 Calculated maximum cladding strain, elastic strain recovery and cladding temperature at detachment as a function of energy deposition
- Fig.3.26 Comparison of calculated cladding temperature for gap re-opening with measured transition temperature T₁
- Fig.3.27 Contact condition between fuel pellet and cladding just after the power excursion
- Fig.3.28 Deformation patterns of cladding at the contact with the fuel pellet
- Fig.3.29 Fuel initial temperature T₀₂, interfacial temperature T₁, and yield stress of cladding σ_y at temperature T₁ plotted versus energy deposition
- Fig.3.30 Calculated contact area ratio plotted as a function of energy deposition
- Fig.3.31 Transient temperature profile in the vicinity of pellet-cladding interface calculated based on one dimensional heat conduction model for two semi-infinite body
- Fig.3.32 Calculated cladding surface temperature histories for different energy depositions
- Fig.3.33 Calculated temperature increase rate at cladding surface for different energy depositions
- Fig.3.34 Calculated heat flux histories for different energy depositions
- Fig.3.35 Comparison of calculated temperature increase rate with measured average value during prompt and slow heat-up phase

List of Figures (continued)

- Fig.3.36 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods subjected to the energy deposition of 195 cal/g.UO₂
- Fig.3.37 Comparison of cladding temperature cooldown speed between helium and xenon filled rods
- Fig.4.1 Typical cladding temperature histories for different coolant subcooling temperatures under stagnant condition, 0-30s, 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.2 Typical cladding temperature histories for different coolant subcooling temperatures under stagnant condition, 0-1s, 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.3 Effects of coolant subcooling on maximum cladding temperature, quenching temperature and film boiling duration at 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.4 Typical cladding temperature histories for different coolant velocities, 0-10s, 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.5 Typical cladding temperature histories for different coolant velocities, 0-1s, 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.6 Effect of coolant velocity on maximum cladding temperature, quenching temperature and film boiling duration at 190 cal/g.UO₂
- Fig.4.7 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the poor cooling environment; stagnant coolant, 90°C at atmospheric pressure (0-10s)
- Fig.4.8 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the poor cooling environment; stagnant coolant, 90°C at atmospheric pressure (0-1s)
- Fig.4.9 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the high cooling environment; coolant subcooling of 80°C, flow velocity of 1.8 m/s (1-10s)
- Fig.4.10 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the high cooling environment; coolant subcooling of 80°C, flow velocity of 1.8 m/s (0-1s)
- Fig.4.11 Maximum cladding temperatures and transition temperatures under poor cooling environment plotted as a function of energy deposition

List of Figures (continued)

- Fig.4.12 Maximum cladding temperatures and transition temperatures under high cooling environment plotted as a function of energy deposition
- Fig.4.13 Effects of cooling conditions to the film boiling duration
- Fig.4.14 Effects of coolant subcooling to the cladding temperature at quench
- Fig.4.15 (a) Relation of fuel failure threshold and maximum cladding temperature (poor cooling condition)
- Fig.4.15 (b) Relation of fuel failure threshold and maximum cladding temperature (high cooling condition)
- Fig.4.16 Cladding surface temperature histories under BWR system conditions
- Fig.4.17 Cladding surface temperature histories under PWR system conditions
- Fig.4.18 Comparison of cladding temperature rise measured under atmospheric pressure, BWR and PWR conditions at 170 cal/g.UO₂
- Fig.4.19 Maximum cladding temperature rise as a function of energy deposition
- Fig.4.20 Maximum and quenching temperatures, and film boiling duration as a function of coolant subcooling for BWR condition (P = 7.2 MPa)
- Fig.4.21 Fuel rod arrangement in a three-rod test in the High pressure-high temperature capsule
- Fig.4.22 Comparison of cladding temperature behaviors of helium and xenon filled rods and a pre-pressurized helium rod (0-30s)
- Fig.4.23 Comparison of cladding temperature behaviors of helium and xenon filled rods and a pre-pressurized helium rod (0-1s)
- Fig.4.24 Comparison of cladding temperature rise as a function of energy deposition
- Fig.4.25 Cladding outer diameter profile of post-test fuel rods irradiated under atmospheric pressure, BWR and PWR conditions

List of Figures (continued)

- Fig.4.26 Photographs showing cladding collapse and waisting at pellet interfaces, helium filled rod tested under PWR condition
- Fig.4.27 Comparison of transverse section of failed region tested under different coolant environment
- Fig.4.28 Appearance of failed region of post-test fuel rods tested under different coolant environment
- Fig.4.29 Typical photographs of microstructure at cracked region (PWR, 270 cal/g.UO₂)
- Fig.4.30 Influences of gap gas composition and cooling conditions to cladding temperature behaviors
- Fig.4.31 Normalized maximum cladding temperature rise plotted as a function of energy deposition
- Fig.4.32 Heat transfer coefficient during film boiling estimated for different cooling conditions
- Fig.4.33 Relation of normalized maximum cladding temperature rise and heat transfer coefficient at the cladding surface
- Fig.4.34 Relation of thermal conductance at the inside of the cladding and that at cladding outer surface
- Fig.4.35 Yield stress and elastic modulus of zircaloy-4 as a function of temperature (MATPRO)
- Fig.4.36 Limiting cladding temperatures for yield and buckling initiation as a function of system pressure
- Fig.5.1 Maximum cladding temperatures and energy depositions in the test cases for which metallurgic post-test examination were performed
- Fig.5.2 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 220 cal/gUO₂ in stagnant coolant (Test 235-14)
- Fig.5.3 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, helium filled rod subjected to 230 cal/gUO₂ under forced coolant flow (Test 240-6)
- Fig.5.4 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 260 cal/gUO₂ in stagnant coolant (Test 235-7)

List of Figures (continued)

- Fig.5.5 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 250 cal/g.U02 under forced coolant flow (Test 240-15)
- Fig.5.6 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, helium filled rod subjected to 260 cal/g.U02 under forced coolant flow (Test 240-4)
- Fig.5.7 Azimuthal variation of zirconium oxide layer thickness at 33 mm below axial midplane of the fuel rod irradiated in Test No.235-7 (xenon filled, 258 cal/g.U02)
- Fig.5.8 Relation of thickness of zirconium oxide and of oxygen stabilized alpha layer versus maximum cladding temperature calibrated for typical transients in NSRR tests
- Fig.5.9 Azimuthal variation of maximum cladding temperature obtained from zirconium oxide layer thickness measurement for Test No.235-7
- Fig.5.10 Comparison of cladding temperature histories measured at the opposite sides of the same axial level, 33 mm below axial midplane in Test No.235-7 (0-10s)
- Fig.5.11 Comparison of cladding temperature histories measured at the opposite sides of the same axial level, 33 mm below axial midplane in Test No.235-7 (0-1s)
- Fig.6.1 Fuel configuration in NSR-77 code
- Fig.6.2 Block diagram of NSR-77 code
- Fig.6.3 Radial temperature profiles at different time steps; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.U02
- Fig.6.4 Fuel centerline and surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.U02
- Fig.6.5 (a) Cladding inner and outer surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.U02 (0-10s)
- Fig.6.5 (b) Cladding inner and outer surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.U02 (0-2s)

List of Figures (continued)

- Fig.6.6 Transient variation of pellet-cladding contact pressure; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂
- Fig.6.7 Transient history of gap conductance; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂
- Fig.6.8 (a) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for helium filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)
- Fig.6.8 (b) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for helium filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)
- Fig.6.9 (a) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)
- Fig.6.9 (b) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)
- Fig.6.10 Comparison of maximum cladding temperature between experiment and calculation for helium rod tests
- Fig.6.11 (a) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for xenon filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)
- Fig.6.11 (b) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for xenon filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)
- Fig.6.12 (a) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, xenon rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)
- Fig.6.12 (b) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, xenon rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)
- Fig.6.13 Comparison of transient variation of gap width in the calculation for helium and xenon rods
- Fig.6.14 Gap conductance as a function of time given by Ross and Stout gap conductance model in NSR-77 calculation for surface roughness of 0.2 micron, xenon rod, 200 cal/g.UO₂

List of Figures (continued)

- Fig.6.15 Gap conductance as a function of time given by two-roughness model; 0.2 micron for contact conductance term and 2 microns for gas conductance one, xenon rod, 200 cal/g.UO₂
- Fig.6.16 Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation by two different gap conductance models
- Fig.6.17 Comparison of maximum cladding temperatures between experiment and calculation for helium and xenon rods
- Fig.6.18 Transient temperature histories at pellet-cladding interface calculated by complete contact model
- Fig.6.19 Pellet-cladding interfacial temperature as a function of energy deposition
- Fig.6.20 Layer thickness of different reaction zones as a function of temperature for an annealing time of 10 min in out of pile UO₂/Zr reaction experiments (21)
- Fig.6.21 Structure of a reaction layer (21)
- Fig.6.22 Estimated reaction layer thickness for RIA conditions as a function of temperature
- Fig.6.23 Onset of melting in the U-Zr-O system (21)
- Fig.6.24 Comparison of cladding temperature histories calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂ (0-10s)
- Fig.6.25 Comparison of cladding temperature histories calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂ (0-1s)
- Fig.6.26 Transient variation of gap width calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂
- Fig.6.27 Transient histories of gap conductance for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂
- Fig.6.28 Gap width after cladding temperature rise versus rod internal pressure
- Fig.6.29 Maximum cladding temperature versus rod internal pressure
- Fig.6.30 Comparison of cladding temperatures between experiment and analysis for standard and pre-pressurized rods under PWR condition

1. 緒 言

軽水型原子炉の燃料は UO_2 ペレットをジルカロイ製の被覆管の中に収めた構造となっており、 UO_2 ペレット中で発生した熱はペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達を経て被覆管へ伝わり、 さらに冷却材へと伝達される。したがって、 軽水炉燃料の熱設計や安全評価における事故時の燃料挙動を予測する上で、 UO_2 ペレットとジルカロイ被覆管の間のギャップ熱伝達を的確に評価する事は、 被覆管と冷却材間の熱伝達の評価と並んで極めて重要な課題である。

このペレットと被覆管間のギャップ熱伝達率は、 一般的には、 ギャップガス中の熱伝導とペレット表面からの輻射との和、 さらに、 ペレットと被覆管とが接触した場合には、 これに接触熱伝達の寄与も加算して評価される。このギャップ熱伝達については、 古くは F. Tachibana⁽¹⁾ や T. N. Centikale and M. Fishenden⁽²⁾ 等による固体間の接触熱伝達に関する諸研究があり、 このような研究の基礎の上に、 UO_2 とジルカロイの組合せに対し A. M. Ross and R. L. Stout⁽³⁾ や A. C. Rapier⁽⁴⁾ によって実用式が提案され、 これらの式は直接、 あるいは多少の改良を加えられた形で広く用いられている。さらに、 燃料のバーンアップに伴うリロケーションの考慮⁽⁵⁾、 ギャップガス成分の変化の影響に関する研究⁽⁶⁾ や、 実際の軽水炉燃料を原子炉内で照射したデータに基いたギャップ熱伝達式の確証⁽⁷⁾ などが行われており、 また、 ペレットのクラッキングを重視したクラッキングモデル⁽⁸⁾ なども提案されている。

しかしながら、 以上の諸研究は全て定常状態あるいはゆるやかな過渡変化に対するモデルあるいは実験結果によるものであり、 極めて短時間に出力上昇が生ずる反応度事故の条件におけるような早い過渡時のギャップ熱伝達挙動については、 これまで殆んど研究が行われていない。制御棒の逸出等に起因する原子炉の出力暴走事故、 即ち反応度事故に関する研究としては、 TREAT 実験⁽⁹⁾ や SPERT 実験⁽¹⁰⁾ 等が行われてきているが、 ギャップ熱伝達については何ら考察がなされていない。したがって、 燃料挙動の解析コードにも Ross and Stout⁽³⁾ 式等のギャップ熱伝達式が組み込まれているものの、 これらの定常状態を基準にして作られた関係式が、 早い出力暴走条件にも適用できるかどうかの検証は全くなされていない。

反応度事故条件においても、 ギャップ熱伝達がガス部の熱伝導、 輻射および接触熱伝達の 3 つの成分により成り立つ事には変わりない。しかし、 反応度事故条件においてはペレットと被覆管の温度や相対的な位置関係が急速に変化するために、 この変化に対応した温度分布や相互作用に対する適切な配慮が必要になり、 また、 ペレットや被覆管の温度も、 従来の研究における実験条件をはるかに越える高温にまで達するため、 従来の知見が必ずしも適用できるとは、 限らなくなるものと考えられる。

以上のような問題点を、 実際の軽水炉燃料を用いた炉内実験により解明することが本研究の目的である。

実験は、 軽水炉型燃料を試験燃料とし、 これをパルス炉中で照射し核加熱することにより、 試験燃料自身に反応度事故を模擬した急発熱を生じさせる方法で行った。このような炉内実験は、 強い放射線下で行うため、 計測上に大きな制約があり、 かつ実験回数も極めて限定される

ため、限られたデータに基づき現象の解釈を進めて行かざるを得ない。しかし、その反面、実物の軽水炉燃料を用い、かつ、炉外実験では実現が極めて困難な反応度事故時の急加熱条件を設定できることが本実験の大きな特長である。

以下、第2章に実験装置および方法、第3章に標準実験条件の下での実験結果および考察を、第4章には冷却環境をパラメータとした実験の結果および考察を、第5章には照射後の燃料の金相検査から得られた知見をまとめ、また、第6章では以上の実験結果に対し、燃料挙動解析コードによる過渡熱伝達解析結果および考察を述べる。

2. 実験装置および実験方法

2.1 実験装置

2.1.1 原子炉

本実験で使用した原子炉安全性研究炉（N S R R : Nuclear Safety Research Reactor）は米国G A 社によって開発されたパルス炉 T R I G A - A C P R (Annular Core Pulse Reactor) を改良したものである。原子炉の構造を Fig. 2.1 に示す。この原子炉はスイミング・プール型で、炉心は水深 9 m の純水のプールの底に設置され、炉心燃料の冷却はプール水の自然循環によって行われる。炉心中央には内経約 22 cm の大きな実験孔を有し、ここに試験燃料を入れた実験カプセルやループを装荷してパルス照射を行う。実験孔は垂直装填管およびオフセット装填管とに連結しており、いずれかを使って実験物の装荷を行う。特に、オフセット装填管には遮蔽プラグが無く実験物を容易に出し入れできるので、小型のカプセルを用いて行う実験を非常に能率良くできる事がこの原子炉の特長の 1 つになっている。

炉心の断面を Fig. 2.2 に示す。炉心は中央の実験孔を囲む 149 本の燃料要素と 8 本の燃料フォロア型調整棒並びに安全棒および 3 本のトランジエント棒より構成され、炉心の直徑は約 63 cm、有効高さは 3.8 cm である。炉心燃料は直徑約 3.6 cm、有効長 38 cm の 20 % 濃縮ウラン-水素化ジムニウム ($U-Zr H_{1.6}$) をステンレス鋼で被覆したものである。大きなパルス出力運転時にも被覆管が高温にならないように、被覆管に多数の凹み（ディンプル）をつけ、燃料ペレットとの間隔を常に大きく保つような特殊な設計となっている。

パルス出力の発生はトランジエント棒の急速引抜きによって行う。トランジエント棒は圧縮空気で作動するピストン・シリンダー機構で駆動され、約 38 cm の助走をしてから炉心を抜けるようになっているため、フルストロークを約 80 ms で引抜き、極めて高速で反応度が投入される。3 本のトランジエント棒のうち 1 つは引抜き距離を調節できるので、3 本の組合せによって最大 4.67 ドルまでの任意の反応度を投入することができる。原子炉の出力は、N S R R のもつ自己制御性、すなわち、燃料体に含まれる減速材の水素の昇温による大きな負のフィードバック効果により抑制されるので、トランジエント棒の再挿入なしにパルス状の出力形状が実現できる。Fig. 2.3 に最大出力運転時の投入反応度 4.67 ドルに対するパルス出力と積分出力の時間変化を示す。ピーク出力は約 21,000 MW、パルス半値幅は 4.4 ms、最短炉周期

ため、限られたデータに基づき現象の解釈を進めて行かざるを得ない。しかし、その反面、実物の軽水炉燃料を用い、かつ、炉外実験では実現が極めて困難な反応度事故時の急加熱条件を設定できることが本実験の大きな特長である。

以下、第2章に実験装置および方法、第3章に標準実験条件の下での実験結果および考察を、第4章には冷却環境をパラメータとした実験の結果および考察を、第5章には照射後の燃料の金相検査から得られた知見をまとめ、また、第6章では以上の実験結果に対し、燃料挙動解析コードによる過渡熱伝達解析結果および考察を述べる。

2. 実験装置および実験方法

2.1 実験装置

2.1.1 原子炉

本実験で使用した原子炉安全性研究炉（N S R R : Nuclear Safety Research Reactor）は米国G A 社によって開発されたパルス炉 T R I G A - A C P R (Annular Core Pulse Reactor) を改良したものである。原子炉の構造を Fig. 2.1 に示す。この原子炉はスイミング・プール型で、炉心は水深 9 m の純水のプールの底に設置され、炉心燃料の冷却はプール水の自然循環によって行われる。炉心中央には内経約 22 cm の大きな実験孔を有し、ここに試験燃料を入れた実験カプセルやループを装荷してパルス照射を行う。実験孔は垂直装填管およびオフセット装填管とに連結しており、いずれかを使って実験物の装荷を行う。特に、オフセット装填管には遮蔽プラグが無く実験物を容易に出し入れできるので、小型のカプセルを用いて行う実験を非常に能率良くできる事がこの原子炉の特長の 1 つになっている。

炉心の断面を Fig. 2.2 に示す。炉心は中央の実験孔を囲む 149 本の燃料要素と 8 本の燃料フォロア型調整棒並びに安全棒および 3 本のトランジエント棒より構成され、炉心の直徑は約 63 cm、有効高さは 3.8 cm である。炉心燃料は直徑約 3.6 cm、有効長 38 cm の 20 % 濃縮ウラン-水素化ジムニウム ($U-Zr H_{1.6}$) をステンレス鋼で被覆したものである。大きなパルス出力運転時にも被覆管が高温にならないように、被覆管に多数の凹み（ディンプル）をつけ、燃料ペレットとの間隔を常に大きく保つような特殊な設計となっている。

パルス出力の発生はトランジエント棒の急速引抜きによって行う。トランジエント棒は圧縮空気で作動するピストン・シリング機構で駆動され、約 38 cm の助走をしてから炉心を抜けるようになっているため、フルストロークを約 80 ms で引抜き、極めて高速で反応度が投入される。3 本のトランジエント棒のうち 1 つは引抜き距離を調節できるので、3 本の組合せによって最大 4.67 ドルまでの任意の反応度を投入することができる。原子炉の出力は、N S R R のもつ自己制御性、すなわち、燃料体に含まれる減速材の水素の昇温による大きな負のフィードバック効果により抑制されるので、トランジエント棒の再挿入なしにパルス状の出力形状が実現できる。Fig. 2.3 に最大出力運転時の投入反応度 4.67 ドルに対するパルス出力と積分出力の時間変化を示す。ピーク出力は約 21,000 MW、パルス半値幅は 4.4 ms、最短炉周期

は 1.12 msec であり、積分出力は 117 MW・sec となっている。Table 2. 1 に N S R R の主要な仕様および性能をまとめて示した。

ところで、原子炉を用いて試験燃料の照射実験を実施する上では、原子炉自身の性能とともに試験燃料にどの程度の発熱量を与えることができるかが重要な性能の一つになる。そこで、後述する実験カプセルの設計では、カプセル内の試験燃料に与え得る発熱量が最大になるように胴部の直経その他の寸法を定めた。その結果、濃縮度 10 % の軽水炉型試験燃料に対し最大約 450 cal/g UO₂までの発熱量を与えることが可能になった。Fig. 2. 4 は濃縮度の異なる燃料に対し与え得る発熱量と原子炉の投入反応度との関係を示したものである。この図に示すように濃縮度 20 % の燃料を用いることによって、さらに最大約 550 cal/g UO₂までの極めて高い発熱量を燃料に与える実験も可能である。

2. 1. 2 実験カプセル

実燃料を試料とし、これを破壊する実験であるので、実験は燃料破損に伴って生ずる蒸気爆発にも十分耐えられるような耐圧容器として設計したステンレス鋼製の実験カプセルを用いて行った。

Fig. 2. 5 は大気圧条件の下で実験を行うための実験カプセルで、内径 120 mm、内法高さ 800 mm の円筒形の容器である。試験燃料は上部のフランジに固定された支持具によって、図のようにカプセルの中央に支持され、カプセルに封入された約 6 ℥ の純水によって、冷却される。試験燃料に取付けた各種のセンサーからの計装線は上部フランジの貫通部を通してカプセル外に取出し、また、カプセル底には燃料破損時に発生する圧力を測定するための圧力計が取付けられる構造となっている。Fig. 2. 5 は室温条件で行う実験の場合の構成であるが、サブクール度の影響を調べるために初期水温を上げて行う実験では、カプセル内の底近くにシーズヒーターを封入し冷却水を加熱した。また、強制対流条件での実験では、Fig. 2. 6 に示すように、流路管と小型水中ポンプを組合せた循環機構をカプセル内に組込んで冷却水を循環し、試験燃料を収めた環状流路部で最大 3.2 m/s までの流速条件を実現することができた。

さらに、実際の動力炉の炉内条件を模擬した高温高圧下での燃料挙動を調べるため、Fig. 2. 7 に示すような高温高圧カプセルを開発した。このカプセルは試験部容器、加圧容器および圧力抑制容器とこれらを結ぶ配管や安全弁等から構成されており、実験孔に収納できるように縦に連結された一体構造となっている。試験部容器の温度は同容器内の電気ヒーターにより、また、圧力は同容器に細管で連絡された加圧容器の蒸気圧により調節され、PWR の条件に相当する最高圧力 16 MPa、最高温度 340 °C までの設定が可能である。試験燃料は試験部容器の中央に支持され、温度、圧力条件は異なるが、大気圧カプセルと同様な自然対流条件で冷却される。

2. 1. 3 実験データ収録系

試験燃料や実験カプセル内に取付けられた各種のセンサーからの信号は、原子炉の実験孔付

近に置いたプリアンプにより増幅された後、データ収録室に送られ記録される。Fig. 2.8 に N S R R 実験におけるデータ収録系のフローを示した。データ収録室に送れられた信号のうち変化の早い信号は最高 80 KHz までの記録性能を持つ多チャンネル・アナログデータレコーダに収録し、実験後に低速で再生して小型計算機によりデータ処理を行い、また、比較的変化の緩やかな信号はアナログデータレコーダを介さず、直接デジタル信号に変換して計算機のメモリーに記録できるようなシステムになっている。ただし、本実験においては、全てのデータをアナログデータレコーダに記録し処理を行った。

2.2 実験方法

2.2.1 試験燃料

試験燃料としては、加圧水型軽水動力炉で使用されている 14×14 型燃料と同一仕様で製作した二酸化ウランペレット燃料を使用した。ただし、N S R R の有効炉心長が約 38 cm であり、この炉心長のうちの中性子束分布が平坦な中央部分で照射を行うため、試験燃料の有効発熱長（ペレット・スタック長）は 135 mm とした。この長さは実際の動力炉燃料の有効発熱長約 3.7 m の約 1/27 の短尺条件となっている。また、試験燃料に対し、燃料溶融が生じる程の十分に大きな発熱量を与えるために、燃料の濃縮度を動力炉燃料の約 4 倍の 10 % とした。

以上の 2 点が、本実験で使用する試験燃料が実炉の燃料と大きく異なる点であるが、燃料長については、本実験のように早い過渡出力上昇条件の下では、燃料挙動をあまり大きく支配する影響因子となるとは考えられず、また濃縮度の違いは燃料ペレット中の発熱分布に影響を与えるが、実炉への適用に当って補正は可能である。したがって、以上の相違点は、実験結果を実際の動力炉燃料の場合に適用する上で障害とはならず、燃料条件としては実際の動力炉燃料を良好に模擬していると言える。

Fig. 2.9 に試験燃料の概要を、また、Table 2.2 に燃料の主要な仕様を示す。燃料ペレットとしては、直径 9.29 mm、長さ 10 mm のチャンファ型焼結ペレットを 14 個使用し、これを外径 10.72 mm、肉厚 0.62 mm のジルカロイ-4 製の被覆管に収めた。燃料棒内には、室温条件で 0.1 MPa のヘリウムまたはキセノンを封入し、また、高温高圧カプセルを使用した実験では 7 MPa の加圧条件で封入したものも使った。燃料棒の下部端栓は、燃料内圧の測定や封入ガスの置換等のため特殊な形状となっており、また、ペレット・スタックの上端には、ペレット・スタック長の変化を測定するための鉄心が置かれている。

2.2.2 実験計測

パルス照射実験時の過渡的な燃料挙動に関する計測としては、Table 2.3 に示すように、被覆管表面温度、燃料中心温度、冷却水温度、冷却水流量（強制対流実験において）等の測定を行った。

燃料の温度挙動にとって最も重要な情報となる被覆管表面温度は、直径 0.2 ~ 0.3 mm の白金・白金ロジウム 13 % 熱電対の素線を被覆管表面に直接スポット溶接する方法で測定した。

Fig. 2.10 に被覆管に溶接した熱電対の外観および切断面の写真を示す。この方法により、応答性が良好でかつ取付け部への影響が小さい温度測定を行うことが可能になった。なお、熱電対の取付け位置はFig. 2.11 に示すように、燃料有効発熱部の中央およびその 33 mm 上、下の位置とするのを標準とした。また、限られた実験において、燃料中心温度の測定を行ったが、これには、タンタルをシース材としたタングステン・レニウム熱電対を用い、これをペレット中心に明けた穴に挿入した。この方法では、パルス照射時の温度の急上昇を測定する上では応答性上問題があったが、照射後 1 s 以降の燃料の冷却時の変化は良好に測定することができた。

また、冷却水温度測定にはグランド型あるいは先端露出型のシース型クロメル・アルメル熱電対を、強制対流実験における冷却水流量の測定には、Fig. 2.12 に示すようなドラッグ・ディスク式の流量計を使用した。

2.2.3 照射後試験

炉内実験においては、過渡挙動を直接観察する事がむずかしく、また、観測される現象が、つねに複数のパラメータが相互に干渉し合った複雑なものとなるので、現象を理解する上では照射後の燃料の試験・検査が極めて有用なデータを提供する。

照射後試験としては、燃料の外観の目視および写真観察、ノギス、マイクロメータおよびプロファイルメータ等による形状や寸法変化の測定を非破壊検査として行い、また、燃料を切断し、断面の顕微鏡観察による金相検査や酸化層厚さの測定等を行った。

2.2.4 実験条件およびその設定方法

(1) 試験燃料中の発熱特性

試験燃料中には、原子炉の出力に比例した発熱が生じる。したがって、試験燃料中の発熱変化は原子炉の出力変化に従ったものとなるので、原子炉出力測定にもとづいて評価することができる。Fig. 2.13 は、投入反応度が 2.49 ドル、3.74 ドル、および 4.67 ドルの条件で運転した時の N S R R の出力波形を示したものである。図中の括弧内に示した数値は、この出力条件の下で、試験燃料を大気圧カプセルに入れて照射した場合に燃料に与えられる積分発熱量を示したものである。このように、試験燃料中の発熱は半值幅が 5 ~ 15 ms 程度の極めて短時間のパルス的なものとなる。なお、この出力パルスの時間幅はパルス出力によって変化し、出力が小さい程、より幅の広いものになる。したがって、試験燃料中の出力波形も、発熱量に応じて変化することになり、Fig. 2.14 に示したように、発熱量の増大に従ってパルス半值幅は小さくなる。しかしながら、主要な実験範囲は 150 cal/g UO₂ 以上の発熱量であって、半值幅は 30 ms 以下の領域であるため、燃料からの伝熱挙動の時定数に比べこの発熱時間は十分に小さく、燃料挙動に対して出力波形の変化は殆んど影響しないと考えて良い。

次に、燃料ペレット中の発熱分布は、径方向には外周部が中心部よりも高くなる凹状の分布になる。Fig. 2.15 は N S R R 実験条件に対し、計算コードにより一次元輸送方程式を数値計算することによって評価した半径方向出力分布を示したものである。本実験に使用した濃縮度 10 % の燃料の場合は、半径方向のピーピング係数は、1.23 となる。また、軸方向の出力分

布は、照射後燃料の γ 線強度分布を測定することにより求めた。Fig. 2.16 は測定結果であるが、NSRR の炉心燃料長 380 mm に比べ、試験燃料の有効長は 135 mm と約 1/3 の長さであるので、試験燃料の両端を除けば、ほぼ一様な分布になっている。試験燃料の上・下端においては反射体効果により出力が大きくなり、平均の約 1.2 倍程度のピーキングが生じている。また、NSRR 炉心には制御棒が上方から挿入されるので、その影響で試験燃料の下側がやや高くなる傾向をもっている。

(2) 冷却条件

NSRR 実験においては、できるだけ小数回の実験で広範なパラメータの影響を調べるために、まず、標準的な実験条件の下で基本的な燃料挙動に対するデータベースを作成し、次に、各パラメータの影響は、標準実験との比較実験という形で行った比較的小数回のパラメータ実験の結果から評価する方法を用いた。

標準実験としては、標準試験燃料 1 本を大気圧カプセルの中央の静止した冷却水中に置き、室温・大気圧条件の下でパルス照射を行うという最も単純な実験条件を採用した。この場合、試験燃料は、サブクール度が約 80 °C の大量の冷却水の自然対流によって冷却されることになる。

これに対し、異なった冷却条件の影響を調べるために一つは冷却水の温度を電気ヒータにより上昇させ、サブクール度を 10 °C 程度まで低下させる事を行い、また、カプセル中に小型の循環系を組み込んで冷却水を循環させる工夫を加え、強制対流条件での実験を行った。さらに、動力炉の運転条件に相当する高温高圧条件の下での燃料挙動を調べるために、最大圧力 16 MPa、最高温度 340 °C の条件が実現できる高温高圧カプセルを開発し、BWR および PWR 条件の下での実験も実施した。

Table 2.1 Characteristics of NSRR

(1) <u>Reactor Type;</u>	Modified TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor)	
(2) <u>Reactor Vessel;</u>	3.6 ^m (wide) x 4.5 ^m (long) x 9 ^m (deep) open pool	
(3) <u>Fuel;</u>		
Fuel type	12 wt% U-ZrH fuel	
Fuel enrichment	20 wt% U-235	
Clad material	Stainless steel	
Fuel diameter	3.56cm	
Clad diameter	3.76cm O.D.	
Length of fuel section	38cm	
Number of fuel rods	157 (including 8 fuel-followed control rods)	
Equivalent core diameter	62cm	
(4) <u>Control Rods;</u>		
Number	8 (including 2 safety rods)	
Type	Fuel followed type	
Poison material	Natural B ₄ C	
Rod drive	Rack and pinion drive	
(5) <u>Transient Rods;</u>		
Number	2 fast transient rods and 1 adjustable transient rod	
Type	Air followed type	
Poison material	92% enriched B ₄ C	
Rod drive	Fast : Pneumatic Adjustable : Rack and pinion & Pneumatic	
(6) <u>Core Performance;</u>		
a) Steady state operation		
Steady state power	300KW	
b) Pulse operation		
Max. peak power	21,100MW	
Max. burst energy	117MW-sec	
Max. reactivity insertion	3.4% Δk (\$4.67)	
Min. period	1.17 msec	
Pulse width	4.4 msec (1/2 peak power)	
Neutron life time	30 μsec	
(7) <u>Experiment Tube;</u>		
Inside diameter	22cm	

Table 2.2 Test fuel design summary

UO ₂ Pellets	
Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95 %TD
Enrichment	10 %
Shape	Chamferred
Cladding	
Material	Zircaloy-4
Wall thickness	0.62 mm
Outer diameter	10.72 mm
Gap	
Pellet-cladding	0.095 mm
Element	
Overall length	279 mm
Active fuel length	135 mm
Weight of fuel pellets	95.5 g
Number of pellets	14
Fill gas	He , Xe

Table 2.3 Instrumentations

Measurement	Instrument	Instrument Location	Instrument Range	Type of Instrument
Cladding Surface Temperature	Thermocouple	Axial center of fuel stack, 33 mm upper and lower sides from axial center of fuel stack	0 to 1700 °C	Pt/Pt-Rh 13 % 0.3 mm bare wire T/C
Coolant Temperature	Thermocouple	Inlet and outlet of flow shroud Axial center of fuel stack 20 mm from upper stack end	0 to 1000 °C	C/A 1 mm OD sheathed T/C
Velocity	Flowmeter	Inlet of shroud	0 to 15 l/min	Drag disk type flowmeter

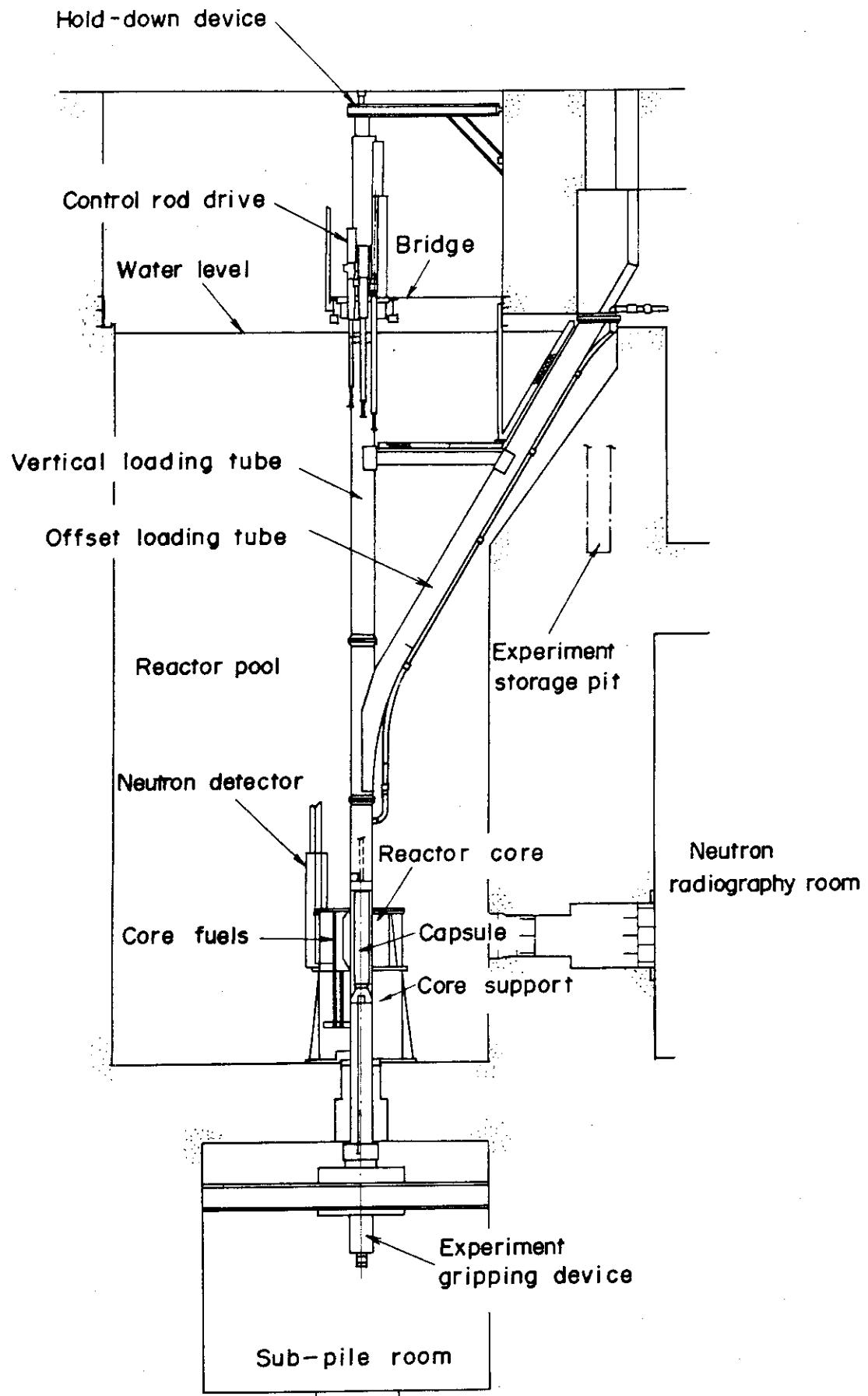


Fig.2.1 General arrangement of NSRR

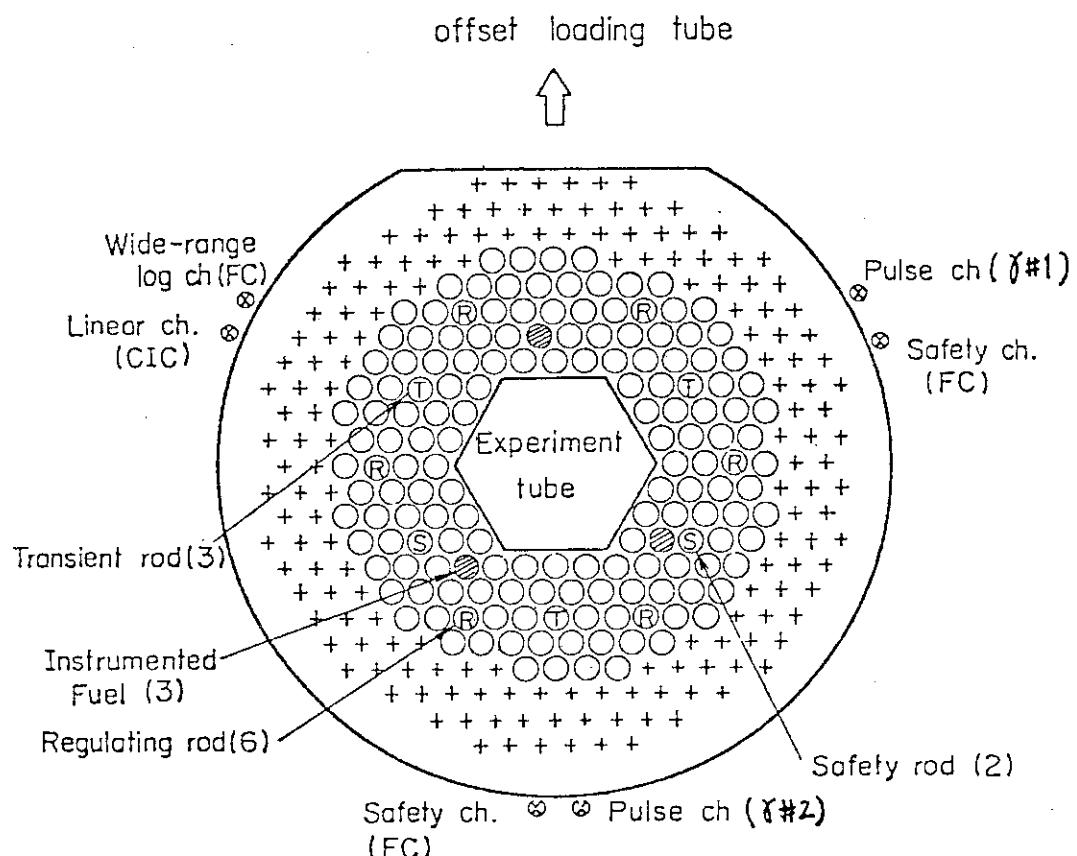


Fig.2.2 Operational core configuration

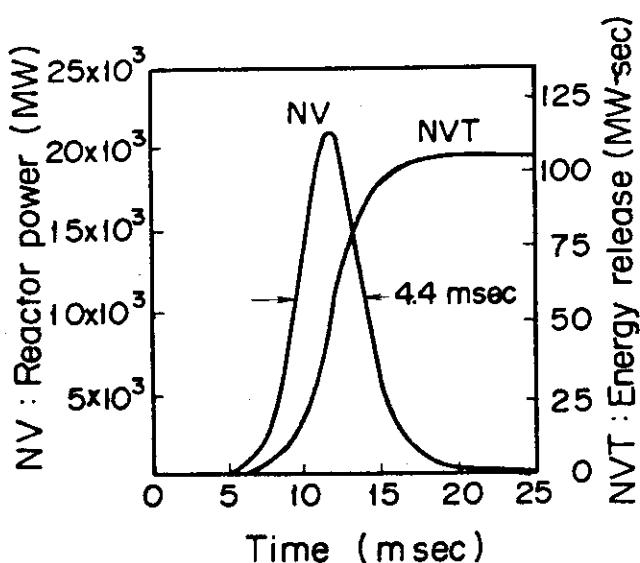


Fig.2.3 Reactor power and core energy release given by \$ 4.67 pulse

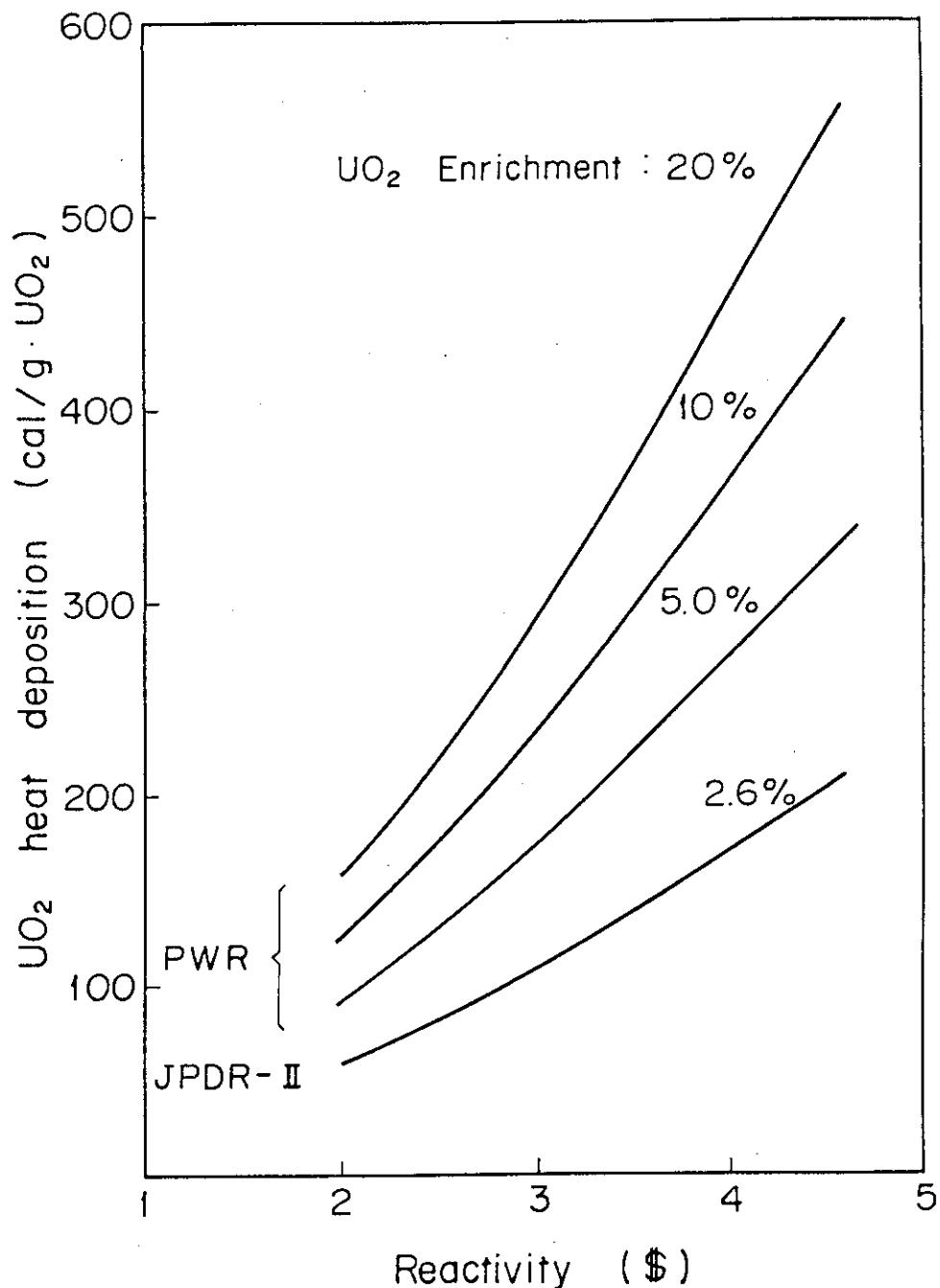
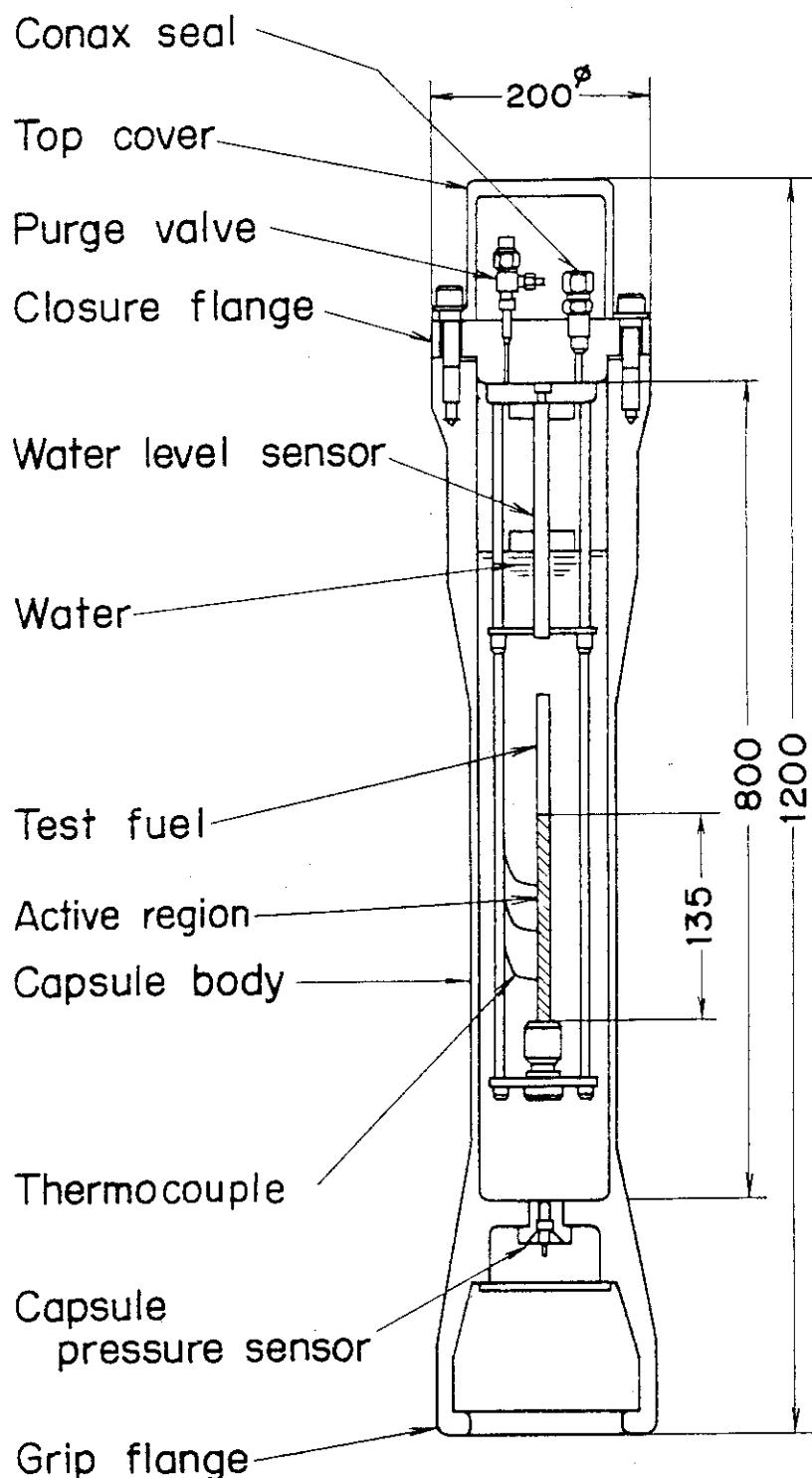


Fig.2.4 Heat deposition in a LWR test fuel rod contained in a capsule with water as a function of inserted reactivity in pulse operation



(unit : mm)

Fig.2.5 Experimental capsule and measuring instruments

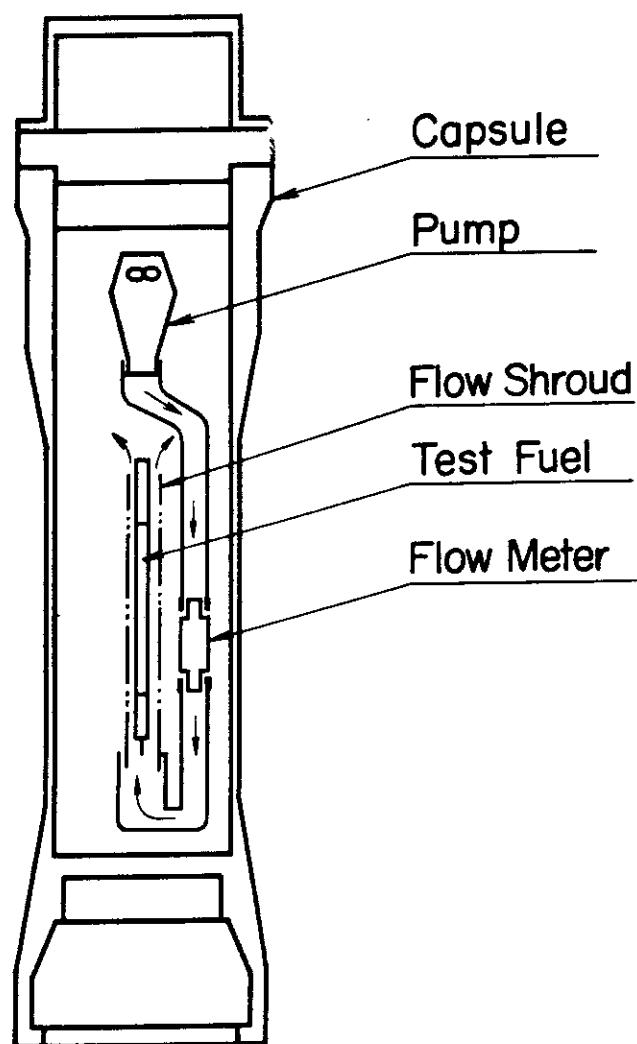


Fig.2.6 Experimental arrangement in the forced coolant flow test in a capsule

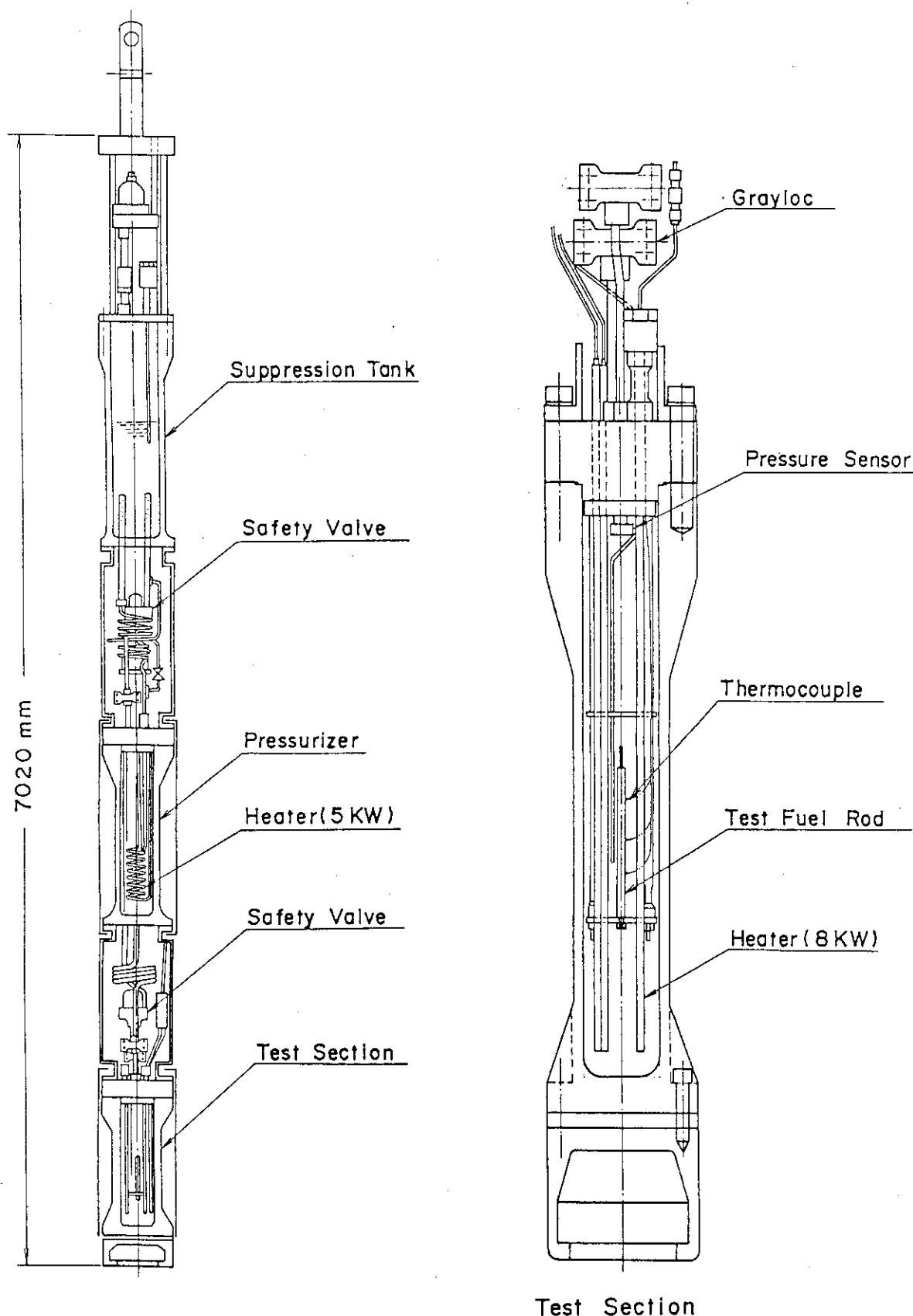


Fig.2.7 Schematic of high pressure capsule

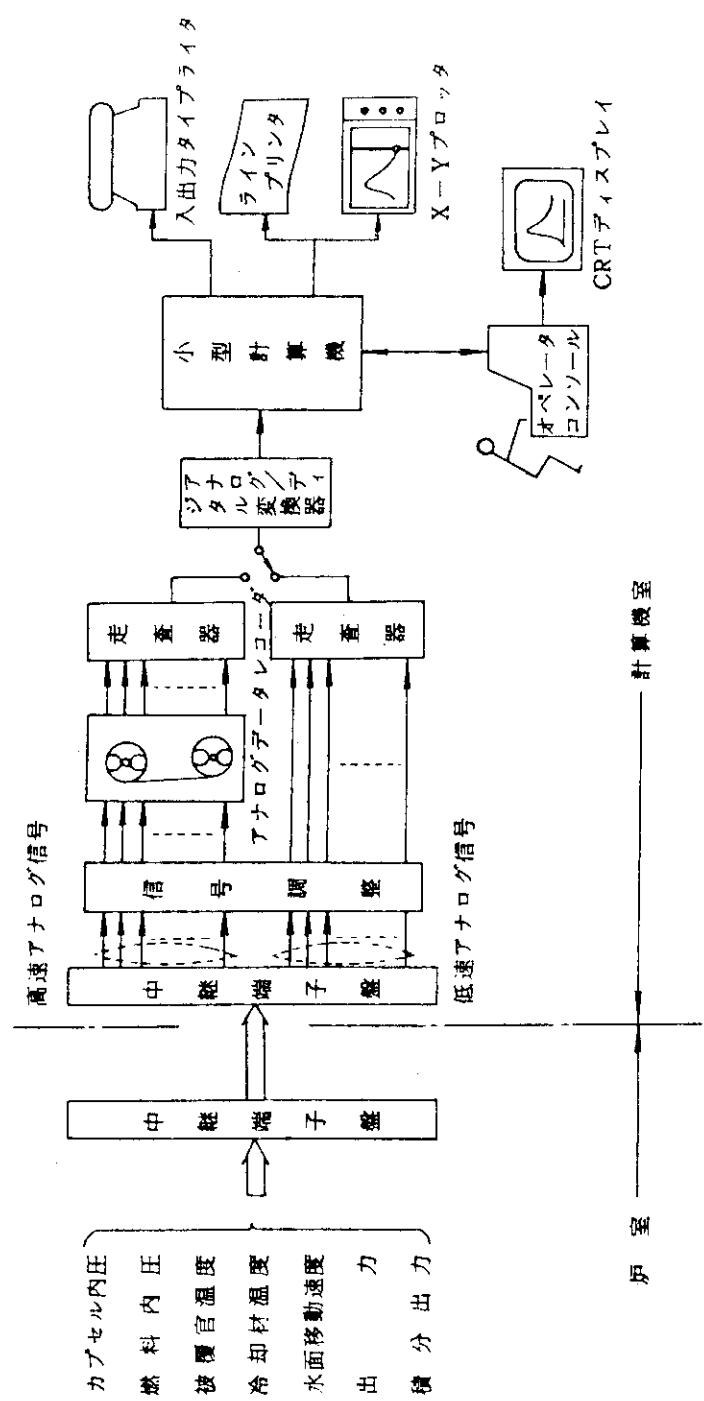


Fig.2.8 Flow diagram of data processing system in NSRR

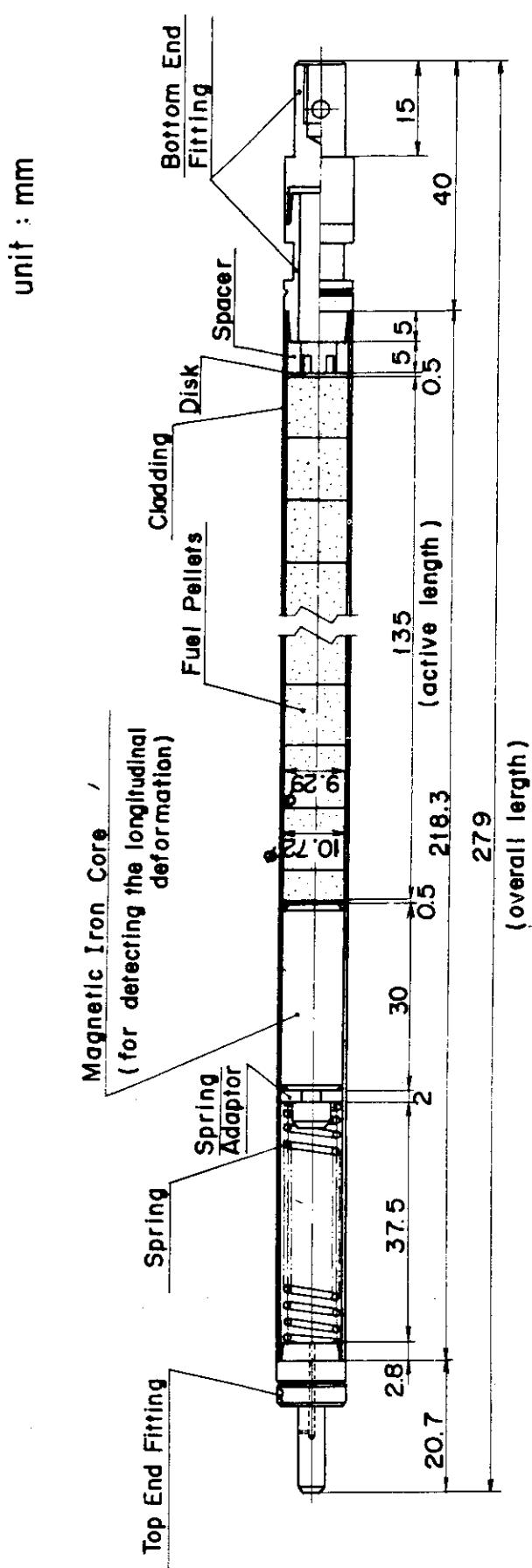


Fig.2.9 NSRR standard type test fuel

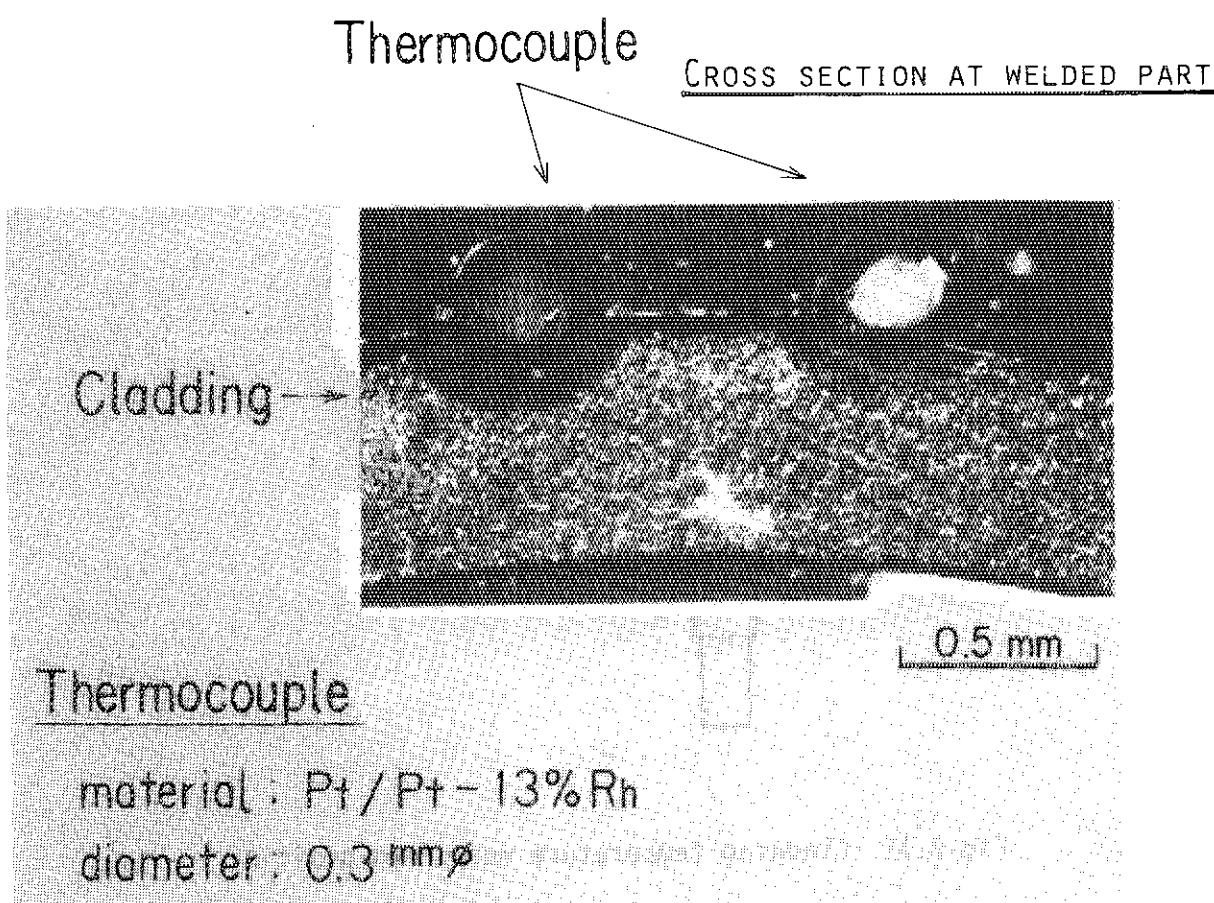
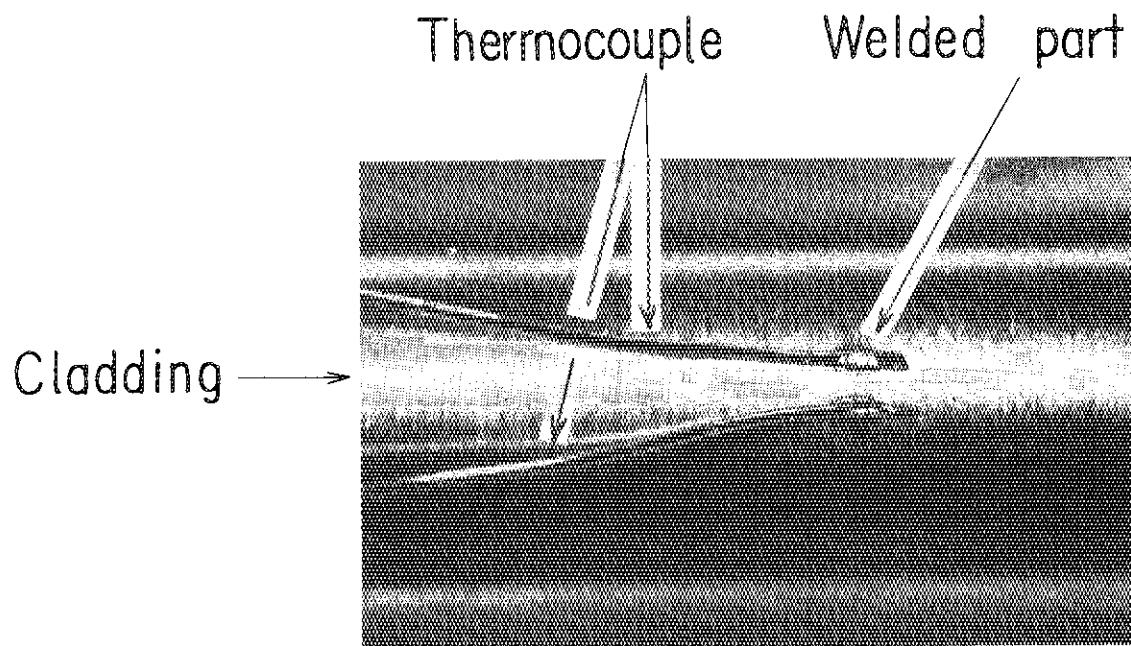


Fig.2.10 Photographs of bare wire thermocouples attached on the cladding surface by spot welding

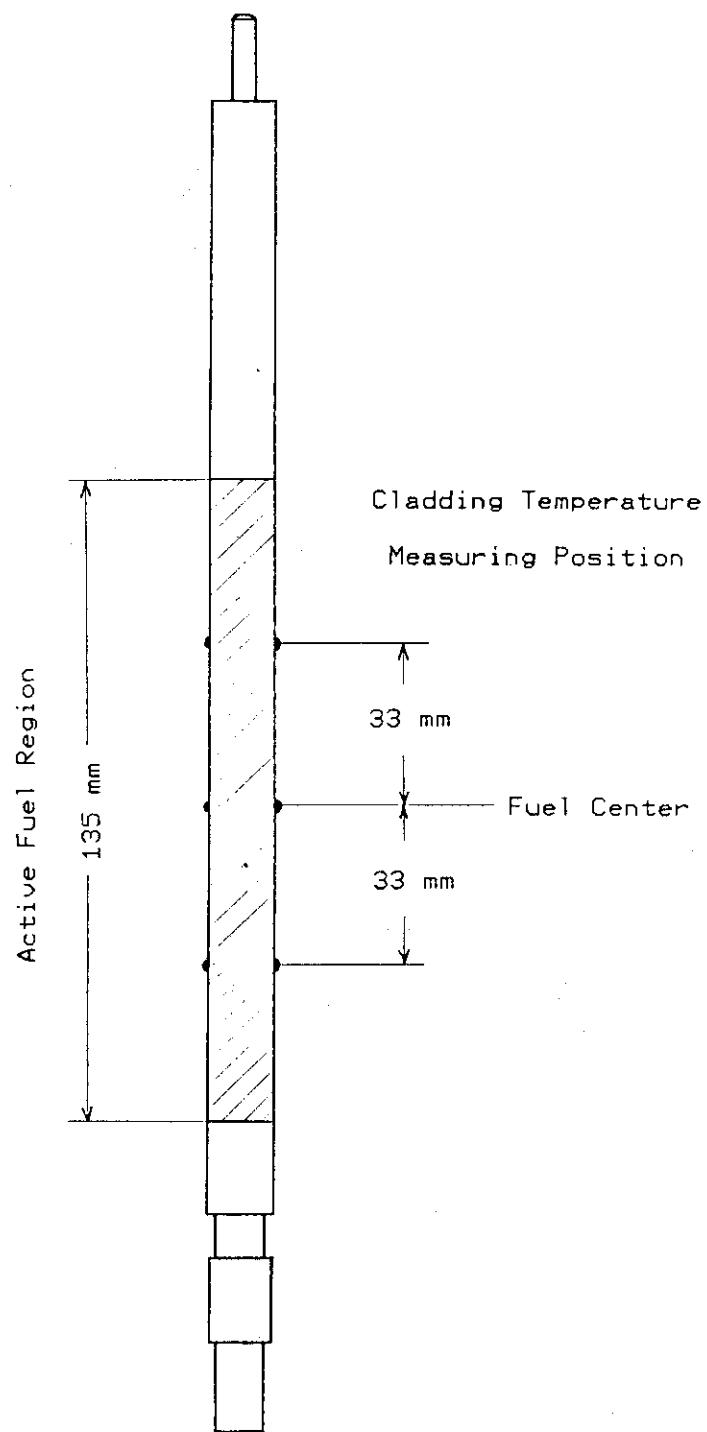


Fig.2.11 Cladding temperature measuring position

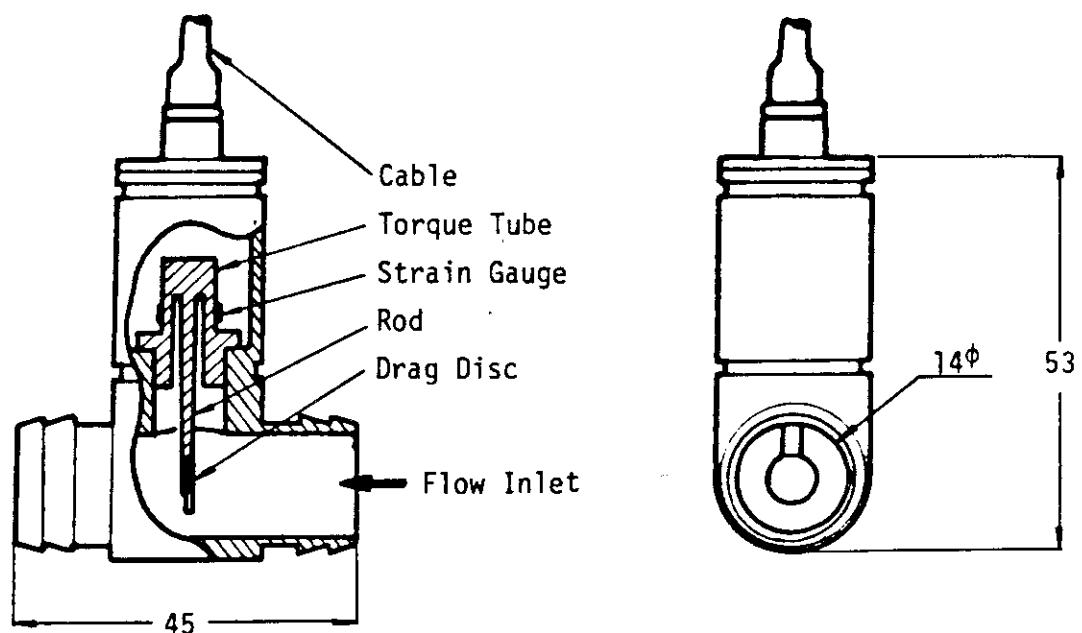


Fig.2.12 Drag-disc type flowmeter

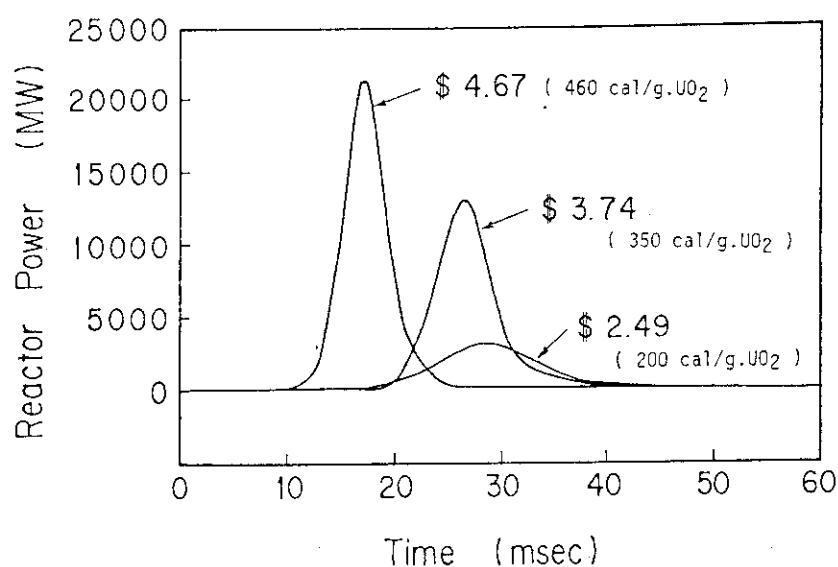


Fig.2.13 Reactor power histories for different reactivity insertion

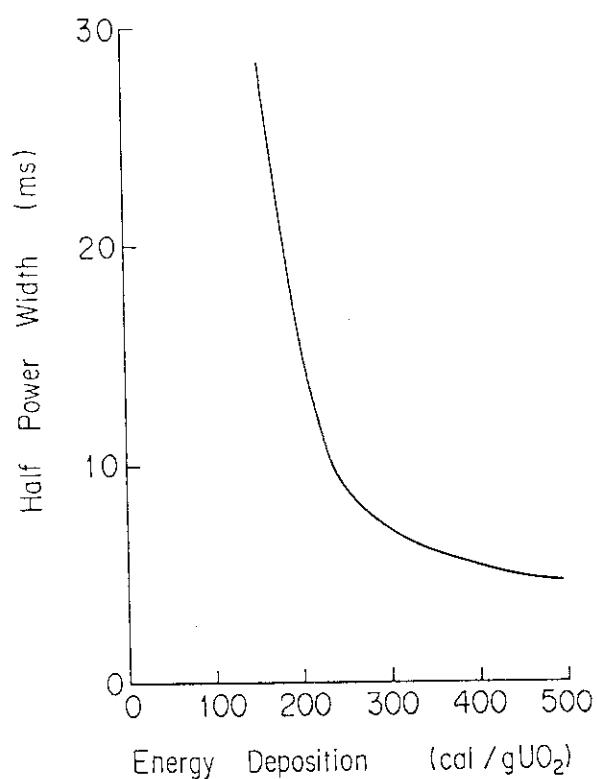


Fig.2.14 Half power width of NSRR vs. energy deposition given to a standard test fuel rod in a capsule

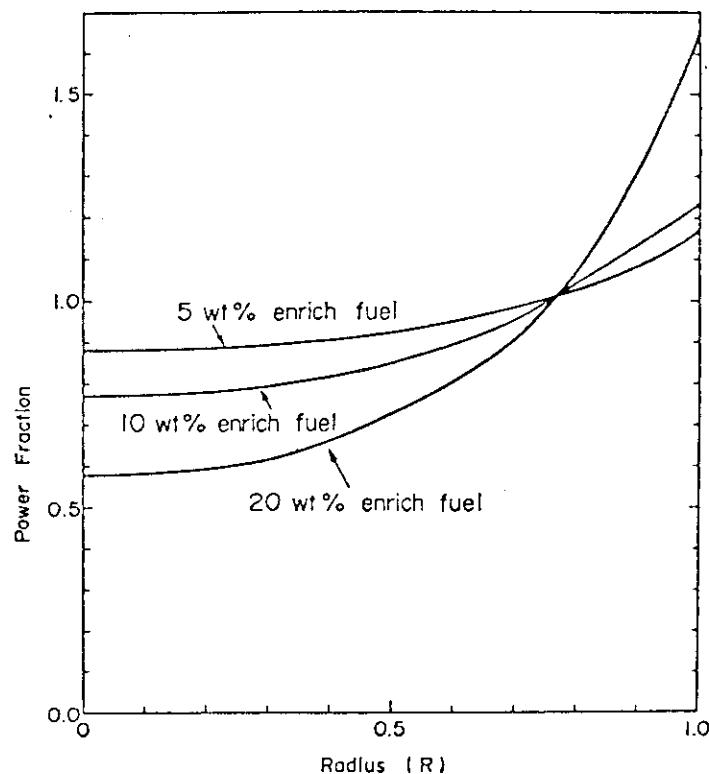


Fig.2.15 Radial power profile in the fuel pellet

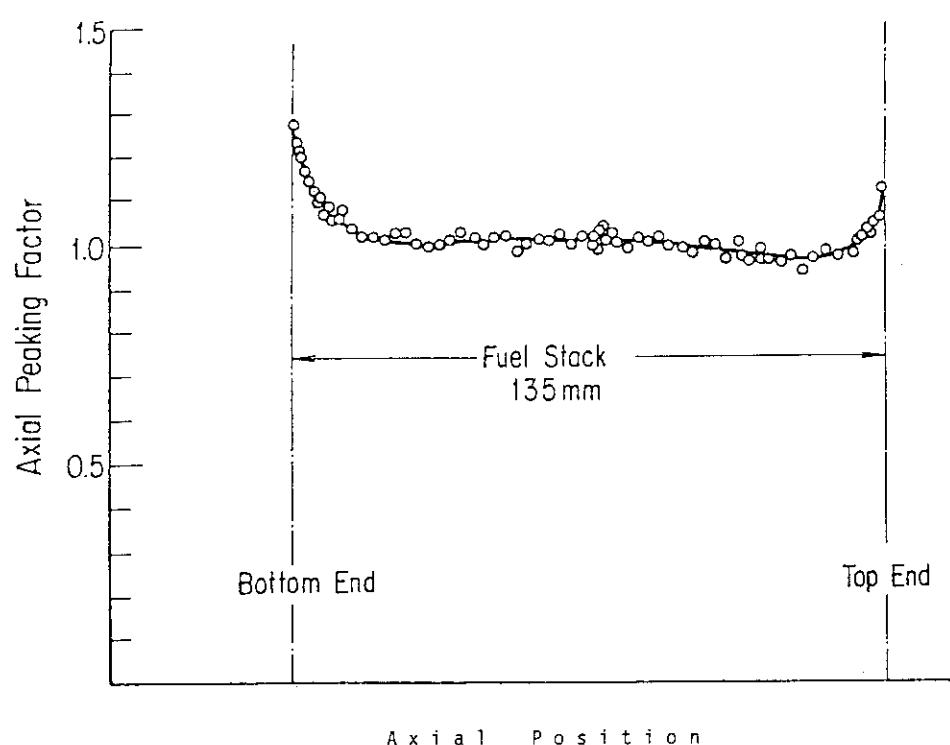


Fig.2.16 Axial power profile in a standard test fuel rod

3. 標準実験条件の下でのギャップ熱伝達挙動

3.1 実験手法

原子炉を用いた燃料照射実験は、実験回数に大きな制約があるため、できるだけ少い実験回数で必要な情報を得なければならない。このため、まず標準とする実験条件を定め、この標準条件の下で基本的な現象の把握をした上で、より広範囲にわたるパラメータの影響については、小数回の実験結果を標準実験との比較により評価する方法を採用した。そして、標準実験条件としては、できるだけ多くの実験によりデータベースを作成するため大気圧、室温の静止水中という最も単純で実験実施が容易な冷却条件とする事にした。

また、ギャップ熱伝達率を直接的に評価するには、燃料ペレット表面温度および被覆管内面温度を十分に応答良く測定する必要がある。しかしながら、本実験において対象としている早い出力上昇条件の下で有意なデータを得るために、1000～2000 °Cの高温に耐えかつ数msの応答性を有する温度測定が要求されるが、このような測定を実燃料のギャップ部に対し行うことは、現在の技術では殆んど不可能に近い。例えば、燃料ペレット表面に浅い溝をつけ、あるいは、表面近くに小孔を明けてここに小径の熱電対を挿入してペレット表面温度を測定する方法があるが、応答性は高々 0.1～1 s 程度にしかならずまた、溝等がギャップ条件に及ぼす外乱も無視することが出来ない。したがって、本実験においては、温度測定は被覆管表面のみとし、ギャップガス成分を異にする燃料の結果を比較する事によって、ギャップ熱伝達の挙動を間接的に評価する事を試みた。すなわち、ギャップガスの熱伝導率が異なれば、それに対応してギャップガス中の熱伝導の寄与分が異なってくるので、この相違にもとづいてギャップ熱伝達の過渡的なふるまいを、ギャップ部には外乱を与えない状態で評価しようとしたわけである。ギャップガスとしては、通常の燃料に使用されるヘリウムと、熱伝導率がヘリウムの約 1/20 のキセノンを用いた。なお、ギャップガス成分の影響そのものも有用な知見となる。

3.2 実験結果

3.2.1 被覆管温度履歴

(1) 燃料温度履歴の代表例

まず、本実験における燃料温度履歴の代表例として、燃料ペレット単位重量当たりに積分発熱量（以下単に発熱量と呼ぶ） $235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を与えた時の被覆管温度および燃料ペレット中心温度の測定結果を Fig.3.1 に示す。発熱量の大部分（約 90 %）はパルス照射によって約 10 ms 程度の極めて短時間に発生するため、燃料ペレット温度はほぼ断熱的に上昇してパルス照射直後に最高値に達し、以後、被覆管への熱流出に伴って徐々に低下する。ただし、ペレット中心温度の計測は、パルス照射時の温度上昇速度に対し十分に応答するものではないので、パルス照射直後のペレット中心温度は、実際には点線で示したように、初期において急峻に立上るものと考

えられる。また、被覆管温度もパルス照射直後にDNB (Departure from Nucleate Boiling, 沸騰遷移) を生じて急上昇し、約1 s 後に最高温度に達する。その後、膜沸騰熱伝達条件で冷却され、約10 s で核沸騰冷却への遷移が生じ急冷される。

以上が反応度事故を模擬した発熱条件の下での典型的な燃料温度履歴であり、燃料条件あるいは冷却条件が異っても、ほぼ類似した経過をたどり昇温・冷却する。

(2) ヘリウム燃料の結果

次に、封入ガスがヘリウムの燃料（以下ヘリウム燃料と呼ぶ）の場合に、発熱量を約120 cal/g·UO₂ から270 cal/g·UO₂ まで変えた時の被覆管温度履歴の変化の様子をFig.3.2に示す。発熱量117 cal/g·UO₂ ではDNBは生じないので被覆管温度は飽和温度をやや上まわる程度までしか上昇しないが、143 cal/g·UO₂ になるとDNBが生じ、0.7 s 後に約700 °Cまで上昇する。しかし、この程度の発熱量ではDNBが生じても安定した膜沸騰は維持されず、最高温度に達した直後に急冷が生じる。発熱量がさらに増加し約160 cal/g·UO₂ 以上になると、約1.5 s で最高温度に達した後、しばらく安定した膜沸騰が続き6～10 s 後に急冷が生じる。発熱量をこれより増加すると、最高温度は発熱量の増加に伴って高くなるが、膜沸騰の継続時間にはあまり大きな変化が現れない。

以上のように、被覆管の温度履歴は発熱量の増大に従って、

- ① DNBを生じず、飽和温度をやゝ上まわる程度の上昇しか示さない、
- ② DNBは生じるが、安定した膜沸騰には至らず、短時間で急冷する、
- ③ DNB後、安定した膜沸騰が持続する、

という3つの形態をとることがわかる。

これらの温度履歴の形態の変化は、パルス照射により燃料ペレットに与えられるエンタルピ上昇のレベルの相違に対応するものであるが、単に燃料ペレット温度上昇の違いだけではなく、次節で述べるように、これに伴うギャップ熱伝達条件の変化にも関連している。

Fig. 3.3に、以上のように燃料に与える発熱量を増大していった場合の、照射後の試験燃料の形状の変化を外観写真の比較で示す。発熱量が約120 cal/g·UO₂ 以下ではDNBが生じないので外観は照射前と何ら変りない。DNBが生じる発熱量140 cal/g·UO₂ 以上では、被覆管表面は燃料ペレットのスタック全長にわたって酸化して黒変する。発熱量が260 cal/g·UO₂ 以上になると、被覆管の内面に溶融を生じて、被覆管が偏肉し表面に凹凸が見られるようになると共に、局所的なクラックの発生により燃料破損が生じる。さらに、320 cal/g·UO₂ 以上になると燃料棒は数個に分断し、380 cal/g·UO₂ 以上では、溶融した燃料が細片となって冷却材中に飛散し、いわゆる蒸気爆発を生じる。このように、発熱量の増大に伴って被覆管や燃料ペレットの形状変化が起り、また、酸化等により組成も変化してゆくが、燃料破損発生のしきい値の260 cal/g·UO₂ 位までは、燃料棒はほぼ初期形状を保つので、いわゆる通常のギャップ熱伝達の概念が適用できるものと考えて良いであろう。本論文で対象とする現象も、主としてこの燃料破損しきい値付近までの発熱量におけるものである。

(3) キセノン燃料の結果

以上はヘリウム燃料に対する結果であるが、次に、キセノンを封入した燃料（以下、キセノン燃料と呼ぶ）の場合の実験結果を、ヘリウム燃料の場合と比較する形で示す。

Fig. 3.4 は、発熱量 $164 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$, $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$, および $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合の被覆管温度履歴を比較したものである。いずれも、安定した膜沸騰が維持される発熱量範囲の実験結果であるが、発熱量が比較的低い $164 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ および $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には、ギャップガス成分の影響が明瞭に認められ、熱伝導率の低いキセノンを封入した場合の方が最高温度が低く、また、膜沸騰継続時間が短かくなつた。この影響は特に発熱量 $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合に顕著で、最高温度はヘリウム燃料に比べキセノン燃料では約 500°C も低く、また、冷却速度も大きくなっている。しかし、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合では、最高温度に至る過程でやや相違が見られるものの、それ以後の履歴には大きな差異は認められない。また、後述するように、最高温度についても、より多くのデータ点を比較すると殆んど相違が認められなくなることがわかった。

次に、ギャップガス成分の影響が最も顕著に現れた $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合について、昇温過程を時間軸を拡大して示したのが Fig. 3.5 である。この結果から、昇温は最初は極めて急速に、次に、より緩かに上昇するという 2 段階の過程に分れる事、および、最初の急速な昇温過程においてはガス成分の影響が殆んど認められない事がわかる。また、Fig. 3.6 は同じ $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ のキセノン燃料実験において、異なる温度測定点のデータを比較したものである。測定点は、燃料スタックの中心とその上および下 33 mm 隔った場所であるが、燃料の軸方向発熱分布は殆んど一様であるので、測定点による発熱量の相違は無く、また、冷却条件も殆んど差がないので、結果に現れた温度履歴の相違は、主として燃料ペレットと被覆管の接触状態の場所による相違によっているものと考えられる。図の比較が示すように、場所の違いによる温度履歴の相違も、被覆管温度の急上昇期には現れず、緩上昇期になって現れ、差が拡大してゆくことが見られた。

3.2.2 被覆管最高温度および膜沸騰継続時間

(1) ヘリウム燃料の結果

ヘリウム燃料の場合の被覆管最高温度を発熱量に対してプロットすると Fig. 3.7 のようになる。DNB 発生が認められた最小発熱量は約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であり、この発熱量から約 $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ にかけて被覆管最高温度は発熱量に対し急上昇する。さらに、 $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では、最高温度の上昇傾向はより緩やかになり、破損しきい値の $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 近くでは、被覆管のジルカロイ-4 の融点である 1820°C に近い値となつた。

パルス照射時点から被覆管温度が最高値に達するまでの時間を、Fig. 3.7 と同じく発熱量に対してプロットすると Fig. 3.8 のようになる。これから、前節の被覆管温度履歴の項で定性的に述べた結果、すなわち、発熱量が約 $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下では安定した膜沸騰に至らず短時間で急冷却することが、より明確に示される。すなわち、Fig. 3.8 の発熱量 $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下のデータは最高温度到達時間であると共に、殆んど急冷開始時間に等しくなつており、 $0.1 \sim 0.5 \text{ s}$ と極めて小さい値である。これに対し、安定膜沸騰が維持される $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では最高温度到達時間は約 1.5 s となり、発熱量によってあまり大きくは変らなくなる。以上の結果から、発熱量 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ にかけては、DNB 発生から安定膜沸騰が維持されるまでの、遷移領域であると言つてよい。

次に、膜沸騰の継続時間として被覆管温度の急上昇時点から、急冷後飽和温度に達した時点までの時間をとりこれを発熱量に対してプロットし、Fig.3.9に示した。本実験条件の場合、急冷は燃料発熱部と非発熱部の境界からクエンチフロントが進行する形で生じる。したがって、膜沸騰継続時間は測定点の位置によっても影響を受ける事になるため、Fig. 3.9においては、プロットの記号により測定位置を区別した。この結果から、安定膜沸騰が実現しない $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以下の場合を除き、膜沸騰継続時間は発熱量によりあまり変化しないこと、燃料中心に比べ、下方 33mm の位置ではより早くクエンチフロントが到達するので、早く急冷が生じるが、上方 33mm の位置では、中心位置とほぼ同時に急冷することがわかる。上方の測定位置で急冷却時刻が遅れるのは、おそらく、自然対流の影響で、下向するクエンチフロントの進行速度が遅くなるためであろう。

(2) キセノン燃料の結果

Fig.3.10 にキセノン燃料の被覆管最高温度を発熱量に対してプロットし、Fig.3.7 に示したヘリウム燃料の結果と比較した。なお、図中の実線および点線は、データの傾向を明示するために付記したものである。

この被覆管最高温度の比較から、次の事がわかる。

- ① DNB の発生は、キセノン燃料においても $145\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で認められ、少くとも標準実験条件の下では DNB の発生条件についてはギャップガス成分の影響はない。
- ② 最高温度は、発熱量が $140 \sim 160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の範囲では殆んど差が無いが、さらに発熱量が増すに従いギャップガスの影響が顕著になり、 $220\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ では、キセノン燃料の最高温度の平均値は、ヘリウム燃料より約 300°C 下まわる。
- ③ 発熱量が $240\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になると、それ以下の傾向とは逆に、発熱量の増大に伴ってギャップガスの影響は減少し、発熱量 $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上では影響は殆んど認められなくなる。

以上の結果のうち、①は DNB の発生がペレットと被覆管の接触するかどうかに依っている事、③は発熱量が $240\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になると、それ以下の発熱量とは異なったギャップ熱伝達の状態が現れることを示唆している。

次に、燃料棒発熱部中心位置における膜沸騰継続時間を発熱量に対してプロットし、ヘリウム燃料の結果と比較すると Fig.3.11 のようになる。実線および点線はデータの傾向を明示するため付記したものである。この比較から、発熱量が $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ から $220\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の範囲では膜沸騰継続時間がキセノン燃料の場合短くなるが、それ以下および以上の発熱量では有意な差が認められなくなり、最高温度に関して認められたものと同様の傾向が膜沸騰継続時間についても存在することが分った。

3.2.3 燃料破損しきい値

(1) 燃料破損の発生機構

本実験に用いた非加圧型の燃料の場合は、すでに Fig.3.3 に示したように、発熱量の増大に伴い被覆管の酸化が進み、かつ、局所的な溶融も加わって、約 $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で被覆管にクラックが生じ破損に至る。このように、燃料破損の発生は発熱量に強く依存するため、燃料破損

が起す最小の発熱量を破損しきい値と定義し、燃料破損を判断する目安として広く使われている。

Fig. 3.12 は、破損しきい値をやや上まわる発熱量を与えた時の燃料の照射後の断面写真である。写真の下方、燃料ペレットが最も片寄った位置に被覆管を貫通するクラックが生じている。このクラック近傍（図中の(1)の位置）およびクラックからやや離れた位置（図中で(2)と示された位置）の拡大写真を比較すれば、クラック発生個所の近傍の被覆管がどのように変化したかが明瞭に理解できる。すなわち、(2)の位置では、被覆管の内・外表面に酸化層が、さらにその内側に酸素を含み安定化した α -ジルカロイ層が形成されているが、これらの脆い層の厚さは、内部に残されている延性に富む β -相に比べ十分に薄く、被覆管の延性を阻害するには至っていない。ところが、(1)の場所では酸化層および安定化 α -ジルカロイ層がより厚くなっているばかりではなく、ジルカロイが溶融、流動して被覆管の肉厚が薄くなっている。このため、 β -ジルカロイ層は極めて薄くなり、この部分の被覆管が非常に脆くなつたため、急冷時の熱応力等の外力によって容易にクラックが入り破損に至つたものと考えることができる。この薄肉化による脆化の急進は、リング圧縮試験による被覆管の脆化度の測定からも確認されている。このように、非加圧型の燃料の破損は被覆管の酸化と薄肉化による脆化によるものであることが明らかになったが、この被覆管の酸化および薄肉化は共に被覆管温度に依存している。すなわち、酸化の進行速度は被覆管温度に対して指数函数的に増大し、また、薄肉化は被覆管の一部が溶融し流動化する、あるいは融点近くになって軟化し、急速なクリープ変化をするために生じる現象である。従って被覆管の最高温度およびその継続時間は燃料破損に直接関与していると言うことができ、燃料破損しきい値が発熱量によって規定できるのも、燃料破損が燃料温度に強く支配されている現象である事によるからであると言うことができる。

(2) ヘリウム燃料およびキセノン燃料の破損しきい値

以上に述べたように、燃料破損は被覆管温度上昇と密接に関係しているので、被覆管温度に影響を持つギャップ熱伝達条件が燃料破損しきい値にどの程度の影響を持つかを知る事は、本研究の重要な課題の一つである。

このため、ヘリウム燃料およびキセノン燃料に破損しきい値付近の発熱量を与え、破損発生の有無を調べた。まず、ヘリウム燃料については $254\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以下では破損は生じず、 $264\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上ではほぼ例外なく破損に至るという結果が得られ、破損しきい値が約 $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ である事が分った。この発熱量付近の燃料の損傷状態はすでに Fig. 3.3 の写真に示した通りである。これに対しキセノン燃料についても同様の実験を行った。Fig. 3.13 はキセノン燃料に発熱量 $258\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ および $272\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 与えた場合の照射後の外観である。 $252\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ では局所的な薄肉化による凹凸は発生したがクラックは認められない。したがって、この所見からこの発熱量は破損しきい値の直下のものであると判断できる。一方、 $272\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ では燃料は完全に分断してしまった。これらの結果から、破損しきい値はほぼ $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ であるとみなすことが出来、ギャップガスの違いにより破損しきい値は変わらない事が分った。

以上の結果は、前節に述べた被覆管最高温度に対するギャップガスの影響の傾向とも良く符号する。すなわち、前節の Fig. 3.10 に示したように、発熱量 $220\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ までは発熱量の増大と共にギャップガスの影響は大きくなるが、さらに発熱量が増すと影響は減少傾向をたど

り、 $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上では影響は殆んど無くなつた。この温度挙動の結果から、破損しきい値に近い発熱量では、被覆管温度上昇はギャップ熱伝達条件に殆んど影響されなくなるために、燃料の破損しきい値も変らなくなるのだと解釈できる。

3.2.4 被覆管のふくれ変形

ギャップ熱伝達は燃料ペレットと被覆管の相互関係に強く依存する。ペレット・被覆管の間が開いていてガスギャップが存在すれば、この間の熱伝達は主としてガスを介しての熱伝導に依っており、また、ペレット・被覆管が接触していれば、接触熱伝達が寄与するようになりその度合は、接触圧力によって大きく左右される。

本実験条件におけるように、まず燃料ペレットが断熱的に昇温し、その後、高温になった燃料ペレットから徐々に被覆管に熱が伝わる場合には、パルス照射と共に燃料ペレットのみが急速に熱膨張し、初期温度からあまり昇温していない被覆管を押し拡げるものと考えられる。このトランジエント初期のペレットの熱膨張量が十分に大きければ、被覆管は塑性変形してふくれる。その後、被覆管は温度上昇に伴って熱膨張し、ペレットによる押し拡げ力を緩和するが、初期の塑性変形分は特に大きな内外圧力差が無ければ最後まで保存されるであろう。

このように、被覆管のふくれ変形（残留変形）は、パルス照射直後のペレットと被覆管の機械的な相互作用を示すものと考えられるので、精密測定ができる燃料プロファイルメータを使用して、照射後燃料の外径測定を行い、ふくれ変形量を求めた。

Fig.3.14 および Fig.3.15 はプロファイルメータによる測定結果の例であり、それぞれ発熱量 $180\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ および $230\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合のものである。燃料ペレットのスタック全長にわたり、直交する二方向の外径のプロファイルを同一のグラフにプロットしたものであるが、これから被覆管のふくれの様相の概要を知ることができる。

まず、発熱量 $180\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合は、最も大きな所は外径が 10.82mm となり、約 1% のふくれになっているが、同じ位置で 90° 異なる方向の外径は逆に 1% 近く小さくなつておらず、平均的には殆んど外径の変化はない。したがつて、この程度の発熱量の場合の変形は、被覆管が橢円形になるような変形だけであり、平均的なふくれは極めてわずかである。一方、 $230\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合には、被覆管断面が橢円形化すると共に、平均径も約 1% 程度大きくなつておる。以上のように、被覆管の変形には断面が橢円形化する変形と平均的な外径の増加との 2 種類があり、最大ふくれは、平均的なふくれと橢円形化による外径増が重畠したものになつておる。

そこで、プロファイルメータによる測定から得られた被覆管の平均的なふくれと最大ふくれとを発熱量に対してプロットすると Fig.3.16 のようになる。この結果から、橢円形化するようなふくれは約 $140\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ から生じ、平均的なふくれは約 $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ から生じ、共に発熱量に対してほぼ直線的に増大し、 $250\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上で急増する傾向を示すことがわかる。

詳細な考察は次節で行うが、Fig.3.16 の平均的なふくれの値はペレットの最大熱膨張量から初期ギャップ幅を差引いた値に大略一致する。したがつて、この結果は、被覆管のふくれが燃料ペレットの熱膨張により生じたものであることを示していると言える。さらに、Fig.3.16 を、前に示した被覆管最高温度に関するプロット Fig.3.7 と比較してみるとわかるように、最

大ふくれが生じ始める発熱量の $140\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ は DNB が発生する最小発熱量に一致し、また、平均ふくれが明瞭になる $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ は、安定膜沸騰が開始する発熱量に大体一致している。この結果は、DNB 発生および安定膜沸騰の開始はいずれも燃料ペレットと被覆管の相互作用と密接に関係していることを示唆する。

3.2.5 燃料ペレットおよび被覆管内面の表面粗さ

燃料ペレットと被覆管が接触した場合のギャップ熱伝達においては、各接触面の表面粗さが問題となる。そこで、照射前の燃料ペレットおよび被覆管からサンプルを取り、触針式の表面粗さ計によりペレット表面および被覆管内面の表面粗さを測定した。測定器は触針式の表面粗さ計（東京精密製、サーフコム 500 B型）で、差動変圧器により触針の変位を検出し、これを電気的に処理して最大粗さ、平均粗さ、最大うねり、平均うねりその他の諸量を求めることができる。

Fig.3.17 はペレット表面を軸方向にトレースした記録の一例、また、Fig.3.18 は、同じく被覆管内面の軸方向トレースの記録例である。このような測定を数個のペレットおよび被覆管について実施した。測定値は測定個所により多少異なるが、それらの平均値は各々の図中に示したように、ペレット表面の最大粗さ R_m が $4.5 \mu\text{m}$ 、平均粗さ R_a が $0.35 \mu\text{m}$ 、また、被覆管内面の最大粗さ R_m が $2.0 \mu\text{m}$ 、平均粗さ R_a が $0.14 \mu\text{m}$ であった。

これら、粗さの実測値は第 6 章で行うコード解析のギャップ熱伝達のインプット条件を定める際に用いる。

3.3 考 察

3.3.1 ギャップの開・閉と被覆管温度挙動との関係

3.2.4 で述べたように、熱膨張したペレットが被覆管と接触し機械的な相互作用が生じる条件となる発熱量の $140\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ がほぼ DNB 発生の条件に対応し、また被覆管の平均ふくれが顕著になる $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になって初めて安定した膜沸騰が実現する等、発熱量の増大に伴うギャップの開・閉条件と被覆管の温度上昇とが強い関連をもつことが実験の結果から示された。また、被覆管の温度履歴についても、Fig.3.19 に示すように、DNB が生じて後、急上昇期と緩上昇期の 2 段に分れて昇温し、さらに膜沸騰状態の下での比較的ゆるやかな冷却の後にクエンチが生じるというように過程を区分けする事ができ、その各区分においてギャップガス成分の影響が異なる事が判明した。

そこで、まず発熱量の増大に伴うギャップ条件の変化を検討し、次に、ギャップ条件と被覆管の温度履歴の関連について考察する。

(1) 発熱量の増大に伴うギャップ条件の変化

本実験におけるように、零出力状態から極めて早いパルス出力が与えられる場合には、燃料ペレットはほぼ断熱的に急速に昇温し、かつ急激に熱膨張をする。この昇温時のペレットの熱膨張量が初期のギャップ幅よりも小さい場合には、ギャップは開いたままとなるのでギャップ熱伝達はあまり大きくならず、被覆管への熱流束は比較的小さく抑えられる。しかし、昇温時

の熱膨張がギャップ幅を上まわるだけの発熱量が与えられた場合には、ペレットは昇温の途中で被覆管に接触し、さらにこれを押し広げる。この際に、被覆管は殆んど温度上昇していないため、被覆管とペレットの間には大きな接触圧力が生じ、このため、良好な接触熱伝達条件が出現して急速な熱流束の増大をもたらし、DNB発生に至ると考えられる。

以上のように考えると、被覆管の変形が始まる条件と DNB 開始条件の一一致が良く説明できる。そこで更に、この条件をペレットの熱膨張の計算により評価してみる。

燃料ペレットには、パルス照射によりまず約 10ms 程度の間に約 90 % の発生が生じ、残りの 10 % 程度が、パルスに続くラン・アウト出力時により緩やかに発生する。このため、燃料ペレットの温度は、最初のパルス照射時の発熱によりほぼ断熱的に上昇して最高値に達し、以後のラン・アウト時の出力によっては、殆んど上昇せず、ラン・アウト時の出力は、ペレットの温度下降を鈍化させるように働くとみなすことができる。そこで、ペレットの温度上昇を、パルス照射時の発熱による断熱上昇として評価する。

すなわち、

$$T_{\max}(r) - T_0 = f(r) \cdot \int_0^{Q_p} \frac{dQ}{C_p(T)} \quad \dots \dots \dots \quad (3.1)$$

ただし

$T_{\max}(r)$: 半径 r の位置のペレット最高温度(℃)

T_0 : ペレット初期温度(℃)

$f(r)$: 半径 r での出力分布係数

Q_p : パルス時のペレット平均発熱量 (cal/g·UO₂)

$C_p(T)$: 温度 T における UO₂ の比熱 (cal/g·℃)

なお、 C_p としては Kerrisk and Clifton⁽¹³⁾による以下の式を用い、(3.1) 式の計算では、この(3.2)式を組み込んで(3.1)式の数値積分を行うことができる軽水炉燃料物性サブプログラム MATPRO⁽¹⁴⁾を使用した。

$$C_p(T) = 15.496 \left[\frac{K_1 \theta^2 \exp(\frac{\theta}{T})}{T^2 [\exp(\frac{\theta}{T}) - 1]^2} + 2 K_2 T + \frac{K_3 E_D}{RT^2} \exp(-\frac{E_D}{RT}) \right] \quad \dots \dots \dots \quad (3.2)$$

ただし、 C_p : 比熱 (J/kg·K) , T : 温度 (K)

$K_1 = 19.145$ (cal/mol·K)

$K_2 = 7.8473 \times 10^{-4}$ (cal/mol·K²)

$K_3 = 5.6437 \times 10^6$ (cal/mol)

$\theta = 535.285$ (K)

$E_D = 37694.6$ (cal/mol)

$R = 1.987$ (cal/mol·K)

また、UO₂ の熱膨張には、同じく MATPRO に用いられている次式を用いた。

$$\left(\frac{\Delta D}{D} \right)_T = -4.972 \times 10^{-4} + 7.107 \times 10^{-6} T + 2.581 \times 10^{-9} T^2 + 1.140 \times 10^{-13} T^3 \quad \dots \dots \dots \quad (3.3)$$

ただし

$$\left(\frac{\Delta D}{D}\right)_T : \text{熱膨張}$$

T : 温度 (K)

ところで、 $f(r)$ として与えられる半径方向の出力分布は、2.2.4で述べたようにNSRR実験ではペレット周辺部が最も高くなるような凹状の分布となっている。従って、ペレット外周部の熱膨張が最も大きくなるために、ペレット内にクラックが入り、Fig.3.20に示すような形に熱膨張することが考えられる。事実、照射後の燃料ペレットには、殆んど例外なくこれに近似した内部クラックが生じており、前節のFig.3.12の照射後燃料断面写真にも認められる。

そこで、パルス直後に、ペレットの外周部での熱膨張がペレットの外径を支配するような場合のペレット最大外径 $r_{p\max}$ 、およびこれにより押し抜けられて生ずる被覆管の最大歪 $\epsilon_{c\max}$ を次の式で求める。

$$r_{p\max} = r_{po} \cdot \left(\frac{\Delta D}{D}\right)_{T_{\max}} \quad \dots \quad (3.4)$$

$$\epsilon_{c\max} = \frac{r_{p\max} - \delta_o - r_{co}}{r_{co}} \quad \dots \quad (3.5)$$

ただし δ_o : 初期ギャップ幅 (m)

$r_{p\max}$: ペレット最大半径 (m)

r_{po} : ペレット初期半径 (m)

r_{co} : 被覆管初期内径 (m)

$\epsilon_{c\max}$: 被覆管の最大歪

(3.5) から求められる $\epsilon_{c\max}$ が負の場合はペレットと被覆管の接触が生じず、これが正となって初めて被覆管の変形と接触圧力の発生が起ることになる。

ところで、Fig.3.20に示すように外周部が支配条件となり熱膨張したペレットは、被覆管との接触により大きな接触圧力が生じると、座屈してペレット内部空間を埋めるようなリロケーションを生じる可能性がある。したがって、被覆管の平均的な膨張は、ペレット外周部よりもむしろ平均温度上昇に対応したペレットの平均熱膨張による被覆管のふくれに近づくと考えられる。このペレットの平均温度上昇による被覆管のふくれは、(3.1)式において $f(r)=1$ として平均温度 T_{av} を求め、以下、これを(3.3)、(3.4)および(3.5)式において T_{\max} の代りに用いる事により求めることができる。

Fig.3.21は、以上により求めた被覆管の最大歪(ふくれ)と平均歪(ふくれ)を発熱量に対してプロットし、これをFig.3.16の実験結果と比較したものである。実験結果と計算とは比較的良好な一致を示し、被覆管の最大歪がペレット外周部のピーク温度上昇に、また、平均歪が平均温度上昇に対するペレットの熱膨張によると考えることができる。さらにこの結果は、DNBの発生および安定した膜沸騰への移行に関し次のような関連を示している。

すなわち、① DNBの発生はペレット・被覆管の接触を条件として生じていること、および、② 安定した膜沸騰が実現するのは、ペレットの平均的な熱膨張によって、被覆管の平均的なふくれ変形が生じ始める 160 cal/g UO_2 以上の発熱量であり、③ この条件以下の発熱量では、た

とえ、ペレット外周部の熱膨張に支えられてペレット、被覆管の接触が実現したとしても、ペレットのリロケーション、あるいはペレット外周部の冷却などによって、安定した接触状態が保持されないため安定した膜沸騰に移行できない等、ペレットと被覆管の接触状態と被覆管温度挙動の関連が示された。

(2) ギャップ条件と被覆管温度上昇過程との関係

被覆管の温度上昇過程は急上昇期と緩上昇期に分れることが実験の結果明らかになったが、これはギャップ条件の時間的な変化と強く関係しているものと考えられる。上述のペレットの熱膨張の計算等から、被覆管の温度上昇過程においては、まずペレットが断熱的に温度上昇をし、自らの熱膨張により被覆管との間のギャップを閉じ、さらに、被覆管を押し抜け塑性変形させ、この際の良好な接触熱伝達によって被覆管温度の急上昇が生じるという、昇温初期のメカニズムが明らかになった。そこで次に、被覆管温度の急上昇に続く過程として、被覆管が温度上昇に伴い熱膨張をし、ギャップが開く結果、緩上昇期に移行するというメカニズムが予想される。そこで、このようなギャップ条件と昇温過程の関係をより定量的に検討する。

ペレットと被覆管間のギャップが閉じ、良好な接触状態が保たれている場合には、ギャップガスの熱伝導率の違いは、被覆管温度挙動に殆んど影響を与えないはずである。したがって、ヘリウム燃料とキセノン燃料の場合の被覆管温度データを比較し、相違が現れる点を見出せば、これがほぼギャップが開く条件に対応するものと考えられる。

そこで、ギャップが開となる際の被覆管温度として、Fig.3.22に示す T_1 および T_2 を考え、これを発熱量に対しプロットしてみる。ただし、 T_1 は急上昇曲線が緩上昇へ移行し始める最低温度をとり、また、 T_2 は急上昇曲線の延長と緩上昇曲線の交点であり、共に被覆管温度履歴から求めることができる。

Fig.3.23は T_1 、 T_2 および最高温度 T_{max} を発熱量に対しプロットしたものである。データ点の重なりを防ぐため縦軸は各プロットに対し、ややずらしてある。又、白印はヘリウム封入、黒印はキセノン封入のデータである。このプロットから、まず、 T_1 についてはヘリウムとキセノンのデータの間には有意な差は見出せず、この温度まではギャップ閉の条件下上昇すると言える。しかし、 T_2 になると、ヘリウムとキセノンのデータ間にやや違いが認められ、キセノン封入の場合の方がやや低目となって、 T_{max} の比較と似た傾向が現れ始めている。したがって、 T_2 の時点では、すでにギャップはやや開き始めたものと解釈できる。もう1つこのプロットから気がつく事は、発熱量が破損しきい値に近づくに従い、 T_2 のデータの中に異常に高いものが認められるようになることで、これは、高発熱量条件ではペレット・被覆管の分離が不完全になる結果、高温になるまで急上昇が持続する事を示している。

ところで、ギャップが開く原因は被覆管の温度上昇に伴う膨張とペレットの温度低下による収縮である。したがって、この両者の和がパルス照射時のペレットの急速な熱膨張により塑性変形した被覆管が弹性回復する分以上になることが、ギャップが開く条件になると考えられる。そこで、次に、近似計算により、このギャップが開となる時の被覆管温度を評価し、Fig.3.23のデータと比較する。

まず、被覆管の変形は周方向ひずみが主要なものとみなせるので、周方向の単軸引張の条件で変形が進むと考えると、周ひずみはFig.3.24に示す応力・ひずみ曲線上をたどるものとなる。

そして、まず、ペレットの熱膨張により、AからBを経てCに達し、次に被覆管の熱膨張とペレットの収縮により応力が開放されて、CDの経路を通って弾性回復し、D点に達した後は、被覆管は塑性ひずみADを残し、ギャップが開いてゆく事になる。従って、ギャップが開く条件は、弾性回復分のひずみC'Dを $\triangle \epsilon$ として、次のように表わすことができる。

$$\triangle \epsilon = \frac{\triangle D}{D} = \alpha_c \cdot \triangle T_c + \alpha_p \cdot \triangle T_p \quad \dots \quad (3.6)$$

ただし、

α_c, α_p : 被覆管およびペレットの線膨張率 ($1/\text{°C}$)

$\triangle T_c$: 被覆管の平均温度上昇 (°C)

$\triangle T_p$: 最高温度到達時からのペレットの平均温度低下 (°C)

ところで燃料ペレットの熱容量は被覆管の約5倍あり、また、線膨張率は大差ないので、(3.6)式の右辺は第1項の被覆管の熱膨張が支配的なものとなる。そこで、第2項は近似的に取扱うことができ、ペレットの平均温度低下を被覆管の温度上昇に使われた熱量だけから評価する。すなわち、

$$\rho_p c_p \cdot \frac{\pi}{4} D_p^2 \cdot \triangle T_p \approx \rho_c c_c \cdot \frac{\pi}{4} (D_{co}^2 - D_{ci}^2) \cdot \triangle T_c \quad \dots \quad (3.7)$$

ただし、

ρ_p, ρ_c : ペレットおよび被覆管の密度 (kg/m^3)

c_p, c_c : " " " の比熱 (kcal/kg \cdot °C)

D_p : ペレット径 (m)

D_{ci}, D_{co} : 被覆管の内径および外径 (m)

(3.7)式の近似を行うことにより、ギャップが開となるときの被覆管温度上昇 $\triangle T_c$ は塑性変形後の弾性回復 $\triangle \epsilon$ に比例するような(3.8)式の形に表わされる。

$$\triangle T_c = \frac{\triangle \epsilon}{\alpha_c + \alpha_p \frac{\rho_c c_c}{\rho_p c_p} \left(\frac{D_{co}^2 - D_{ci}^2}{D_p^2} \right)} \quad \dots \quad (3.8)$$

NSRR実験の標準燃料の寸法および物性値を入れると(3.8)式は次のようになる。

$$\triangle T_c = 9.17 \times 10^4 \cdot \triangle \epsilon \quad \dots \quad (3.9)$$

ただし、被覆管の物性値は0~700°C平均、ペレットの物性値は1000~1500°C平均の値を用いた。なお、この場合、(3.8)式分母の第2項は第1項の約1/8であり、上述のように、ギャップが開く時にはペレットの収縮よりも被覆管の熱膨張の寄与の方がはるかに大きくなる。

次に、被覆管が弾性回復するときのひずみ $\triangle \epsilon$ は、応力・ひずみ曲線を用いて最大ひずみ ϵ_{max} の関数として求める事ができる。応力・ひずみ曲線としては燃料物性サブルーチンMAT-PRO⁽¹¹⁾より、ジルカロイ-2の周方向ひずみに対する次の関係式を用いる。

弾性域：

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad \dots \quad (3.10)$$

$$E = 1.148 \times 10^{11} - 5.99 \times 10^7 T \quad \dots \quad (3.11)$$

for $T \leq 1135 \text{ K}$

塑性域：

$$\sigma = K \epsilon^n \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \quad \dots \dots \dots \quad (3.12)$$

$$\left. \begin{array}{l} K = 1.075 \times 10^9 - 9.996 \times 10^5 T \\ \text{for } T \leq 794.98 \text{ K} \\ K = \exp [3.417 \times 10^1 + T \{ -2.6630 \times 10^{-2} \\ + T (1.1569 \times 10^{-5} - 1.7111 \times 10^{-9} T) \}] \\ \text{for } T > 794.98 \text{ K} \end{array} \right\} \dots \dots \dots \quad (3.13)$$

$$\left. \begin{array}{l} n = -1.86 \times 10^{-2} + T [7.110 \times 10^{-4} - T (7.721 \times 10^{-7})] \\ \text{for } T < 850 \text{ K} \\ n = 0.027908 \\ \text{for } T \geq 850 \text{ K} \end{array} \right\} \dots \dots \dots \quad (3.14)$$

$$\left. \begin{array}{l} m = 0.02 \\ \text{for } T \leq 730 \text{ K} \\ m = -2.9191625 + 4.02625 \times 10^{-3} T \\ \text{for } 730 \text{ K} < T < 750 \text{ K} \\ m = -6.47 \times 10^{-2} + 2.203 \times 10^{-4} T \\ \text{for } 750 \text{ K} \leq T \leq 1090 \text{ K} \end{array} \right\} \dots \dots \dots \quad (3.15)$$

ただし、

σ : ひずみ (Pa)

E : ヤング率 (Pa)

K, m, n : 塑性域応力・ひずみ関係式の係数

T : 温度 (K)

$\dot{\epsilon}$: ひずみ速度 (1/s)

弾性域から塑性域に移行する、いわゆる降伏点に相当するひずみ ϵ_Y は (3.10), (3.12) の両関係式の交点として、次式で与えられる。

$$\epsilon_Y = \left(\frac{E}{K} \right)^{\frac{1}{n-1}} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^{\frac{m}{n-1}} \dots \dots \dots \quad (3.16)$$

以上の応力・ひずみ関係式より、弾性回復分のひずみ $\triangle \epsilon$ は ϵ_{max} の関係として次のように求めることができる。即ち

$\epsilon_{max} \leq \epsilon_Y$ のとき、

$$\triangle \epsilon = \epsilon_{max} \dots \dots \dots \quad (3.17)$$

$\epsilon_{max} > \epsilon_Y$ のとき、(3.10), (3.12) 式より

$$\begin{aligned} E \cdot \triangle \epsilon &= K \epsilon_{max}^n \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \\ \therefore \triangle \epsilon &= \frac{K}{E} \epsilon_{max}^n \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \end{aligned} \dots \dots \dots \quad (3.18)$$

さらに、 ϵ_{\max} はパルス照射時のペレットの熱膨張によってもたらされるものと考えられるので、ペレットの熱膨張量を次式で計算する。

ペレット温度:(断熱近似、(3.1) 式と基本的に同じ式)

$$\int_{T_0}^{T_{UO_2}} c_p(T) dT = Q_{pulse} \quad \dots \dots \dots \quad (3.19)$$

ペレット熱膨張: (MATPRO より、(3.3) 式と同式)

$$\begin{aligned} \epsilon_{\max} = & \left[\frac{\Delta D}{D} \right]_{T_{UO_2}} = -4.792 \times 10^{-4} + 7.107 \times 10^{-6} T_{UO_2} \\ & + 2.581 \times 10^{-9} T_{UO_2}^2 + 1.140 \times 10^{-13} T_{UO_2}^3 \quad \dots \dots \quad (3.20) \end{aligned}$$

ただし、 T_0 、 T_{UO_2} : ペレットの初期および最高温度 (K)

c_p : UO_2 の比熱 (cal/g·K)

Q_{pulse} : パルス照射によりペレットに与えられる熱量 (cal/g)

なお、(3.19) 式による T_{UO_2} の算出は、 c_p を温度の関数として与えて (3.19) 式の積分を実行し、これから得られた T_{UO_2} と Q_{pulse} の関係曲線を作成することにより行った。

以上の (3.19)、(3.20)、(3.17)、(3.18) および (3.9) 式を用いることにより $Q_{pulse} \rightarrow T_{UO_2} \rightarrow \epsilon_{\max} \rightarrow \Delta \epsilon \rightarrow \Delta T_c$ の順に計算を実行すれば、発熱量に対応した ΔT_c を求めることができる。Fig.3.25 は標準燃料の場合の ϵ_{\max} 、 $\Delta \epsilon$ および ΔT_c の計算結果を発熱量に対してプロットしたものである。なお、(3.18) 式の E は、実験結果から予想されるギャップ開となる温度 $T_1 \approx 600^\circ C$ と初期温度 $20^\circ C$ の平均温度に対する値を、また、ひずみ速度はギャップ開となる時点では小さいと考え $\dot{\epsilon} \approx 10^{-3} 1/s$ とした。

Fig.3.26 は以上の計算結果と実験結果とを比較したものである。実線は計算結果を示し、また、丸印は、実験結果からギャップが開き始まる温度と思われる温度 T_1 をプロットしたものである。発熱量が $170 \text{ cal/g} \cdot UO_2$ 以下の場合を除けば、計算結果は T_1 と良い一致を示す。さらに、ペレットの熱膨張量として平均温度に対する計算値の代りに Fig.3.21 に示した被覆管の最大変形量の実験結果から求めたものを用い、これから、上記の手法によりギャップが開く時の被覆管温度を求めると点線で示す結果となる。このように、ペレットの外周部の熱膨張に対応した最大変形量を用いることにより、発熱量が $170 \text{ cal/g} \cdot UO_2$ 以下の場合の実験結果とも比較的良い一致が見られ、ペレットの熱膨張を正確に評価すれば、良好な一致が得られることが確認された。

以上の考察の結果から、被覆管の温度上昇時の履歴は比較的単純なギャップの閉および開の条件に対応している事、および、急上昇期の温度上昇 T_1 は、ギャップガス成分によって影響されず、また、発熱量に対しても比較的弱い関数になっていることが明らかになった。

3.3.2 被覆管温度上昇速度とギャップ条件の関係

被覆管温度は、パルス照射直後の急上昇期には極めて大きな速度で上昇する。この上昇速度は約 $10^4 ^\circ C/s$ にも達し、この値は従来の多くの炉外過渡沸騰実験における伝熱面温度上昇速度のほぼ上限に近いものである。これまで、一般に熱的時定数が比較的大きいと考えられていた

棒状燃料において、このような、従来の常識を越える大きな温度上昇が現れた原因是、この急上昇期における棒状燃料特有のギャップのふるまいにあると考えられる。本節では、この被覆管温度の上昇速度とギャップ条件の関連について考察を行う。

前節で述べたように、パルス照射を行う前の状態では燃料ペレットと被覆管の間にはギャップが存在し、パルス照射によりペレット中に約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ までのエンタルピ上昇があるまではギャップの閉塞は生じない。したがって、燃料ペレットは約 1400°C 近くの高温に達するまでは断熱的に昇温した後に被覆管に接触して伝熱を開始する事になり、燃料ペレットから被覆管への熱伝達には、いわば、助走期間があることになる。このため、被覆管の温度上昇は、燃料棒の熱的時定数ではなく、むしろ被覆管の熱的時定数に対応した急速な温度上昇がもたらされたものと考えられる事ができる。さらに、もう1つの理由として、ペレットの急激な熱膨張により、低温の被覆管が大きな押し抜けを受け、大きな接触圧力を発生し良好な接触熱伝達条件となる事が考えられる。

そこで、まず、接触熱伝達条件の吟味をし、次に、その条件の下で、熱的助走期間を考慮した熱計算を行って、実験で観察された温度上昇速度が以上のような理由で説明できるかどうかを検討する。

(1) 接触熱伝達条件

パルス照射によって熱膨張したペレットが、被覆管のふくれをもたらす条件となる発熱量 $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の場合を考える。ペレットが被覆管に接触した直後の様子は、ほぼ Fig. 3.27 のようであると考えられる。すなわち、ペレットはほぼ最高温度に達しているが、被覆管は接触面の近傍しか昇温せず、被覆管平均温度はまだ初期温度であり、かつ、被覆管応力は降伏応力に達し塑性変形している。

この条件の下で力の釣合を考える。

被覆管を薄肉円管とすると、接触圧力は次式で求められる。

$$p = \frac{\sigma_H \cdot a}{R} \quad \dots \dots \dots \quad (3.21)$$

ただし、

p : 接触圧力（被覆管内面平均圧力） (MPa)

σ_H : 被覆管のフープ応力 (MPa)

a : 被覆管の肉厚 (m)

R : 被覆管の平均半径 (m)

ところで、固体同志の接触にあっては、接触圧力 p は被覆管内面の平均値であり、見かけの値であるので、接触点での圧縮応力はこれを接触面積比で除する必要がある。すなわち、

$$\begin{aligned} p &= \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_{ci} \cdot A_i}{A} \\ &= \sigma_c \cdot \frac{\sum_{i=1}^n A_i}{A} \quad \dots \dots \dots \quad (3.22) \end{aligned}$$

ただし、

- A : 被覆管内面の面積 (m²)
 A_i : i 番目の接触点の接触面積 (m²)
 σ_{c*i*} : i 番目の接触点の接触面での圧縮応力 (MPa)
 n : 面積 A 内の接触点数
 σ_c : σ_{c*i*} の平均値 (MPa)
 $\frac{\sum A_i}{A}$: 接触面積比

ここで、被覆管のフープ応力は平均温度における降伏応力に等しく、また、接触点における圧縮応力は接触点での温度における降伏応力に対応した値とすると

$$\begin{aligned} \sigma_H &= \sigma_Y(T_0) \\ \sigma_c &= m \cdot \sigma_Y(T_I) \end{aligned} \quad \dots \quad (3.23)$$

ただし、

- σ_Y(T) : 温度 T における被覆管の降伏応力 (MPa)
 T₀ : 初期温度 (°C)
 T_I : 接触点温度 (°C)
 m : 補正係数

補正係数は、接触点において表面粗さの山が必ずしも平面で当らないことに対する補正である。m の値は、Fig. 3.28(a) のように山が平面でつぶされる場合は 1 に近いが、(b) のようにペレットの山が被覆管にめり込むような場合には 1 より大きい値となる。ダイアモンドの四角錐を押し込んで行う硬さ試験（ビッカース試験等）では、相手が鋼等の場合に m が 3 に近い値をとるとしている。⁽¹⁴⁾

そこで、 $m = 1 \sim 3$ $\dots \quad (3.24)$

と考える。

また、接触点温度 T_I は、初期温度 T₀ の被覆管と UO₂ のペレットが完全接触したときの境界面温度とみなすことにすれば、次式で求めることができる。

$$T_I = \frac{T_{UO_2} + T_0 \sqrt{\frac{(k \rho c)_{Zry}}{(k \rho c)_{UO_2}}}}{1 + \sqrt{\frac{(k \rho c)_{Zry}}{(k \rho c)_{UO_2}}}} \quad \dots \quad (3.25)$$

ただし、

- k : 热伝導率
 ρ : 密度
 c : 比熱

Zaffix UO₂, Zry は各々 UO₂ とジルカロイの物性値を示す。

接触時のペレット初期温度 T_{UO₂} を、前節の (3.1) 式から求められるペレット表面温度とすれば、発熱量に対するペレット温度 T_{UO₂} および、この T_{UO₂} と T₀ = 20 °C を (3.25) 式に代入して求

めた T_I ，さらに T_I に対するジルカロイ被覆管の降伏応力 $\sigma_Y(T_I)$ は Fig. 3.29 のようになる。この図から，発熱量の増大に伴う接触点温度 T_I の上昇により接触点における降伏応力 $\sigma_Y(T_I)$ は大きく低下し，特に $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になると $\sigma_Y(T_I)$ は極めて小さい値となることが分る。

ところで，(3.21)，(3.22) および (3.23) 式より，接触面積比は $\sigma_Y(T_I)$ の関数として次式で表わすことができる。

$$\frac{\Sigma A_i}{A} = \frac{a}{R} \cdot \frac{\sigma_Y(T_0)}{m \cdot \sigma_Y(T_I)} \quad \dots \quad (3.26)$$

この式に，試験燃料の寸法に対する a および R ，初期温度 $T_0 = 20^\circ\text{C}$ ，および Fig. 3.29 に示された $\sigma_Y(T_I)$ を代入して接触面積比を求め，これを発熱量に対してプロットすると Fig. 3.30 になる。ただし， m としては 1 および 3 とした。

この Fig. 3.30 に示した結果から，発熱量が $110\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ から $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ にかけて接触面積比は急増大し，本計算で想定した $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上の発熱量においては， $m = 3$ に対しても接触面積比が 1，すなわち，表面粗さ部分が塑性変形して完全接触状態となることが示される。

以上の検討の結果，ペレットが熱膨張して被覆管を押し抜け接触圧力が維持されている間，すなわち，被覆管温度の急上昇期においては，完全接触に近い極めて良好な接触熱伝達条件となり得ることが明らかになった。

(2) 被覆管の温度上昇

熱的な助走期間を考慮するために，燃料ペレットにはパルス照射によって被覆管との接触直前に全てのエネルギー蓄積が行われるとして，前節の (3.1) 式を用いた断熱計算によりペレット初期温度を求め，このペレットが時刻零で被覆管に接触して伝熱を開始すると単純化して，被覆管の温度上昇を計算する。(1)での検討により，ペレットと被覆管は完全接触とみなすことができるので，物性値を一定とすれば，ペレットと被覆管の境界面温度は一定値に保たれるとすることができる。したがって被覆管およびペレット中の過渡温度分布は，時刻零で境界温度がステップ的に変化した場合の半無限体の過渡熱伝導問題の解で近似的に求めることができる。なお，被覆管の外面は冷却水に接しているが，冷却水への伝熱も熱伝導として取扱い，冷却水領域では被覆管との熱伝導率の違いに対応して座標軸上の距離の単位変換を行うことすれば，被覆管と冷却水を一体の媒体として取扱うことができる。

基礎式は

$$\frac{\partial T(x, t)}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T(x, t)}{\partial x^2} \quad \dots \quad (3.27)$$

ただし，

$T(x, t)$ ：位置 x ，時刻 t の温度 ($^\circ\text{C}$)

α ：温度伝導率 (m^2/s)

x ：境界からの距離（被覆管側を正）(m)

t ：時刻 (s)

となり，初期条件および境界条件は

$$\begin{aligned} T(x, 0) &= T_{UO_2}, \quad x < 0 \\ T(x, 0) &= T_{Zry}, \quad x > 0 \\ T(0, t) &= T_I, \quad x = 0 \end{aligned} \quad (3.28)$$

ただし、

T_{UO_2} : 燃料ペレット初期温度 (°C)

T_{Zry} : 被覆管初期温度 (°C)

T_I : 境界面温度 (°C)

とする。

なお、燃料ペレットと被覆管の間の境界面温度は、両者の完全接触を考えた、前出の(3.25)式により求める。

以上の諸式をプロファイル法によって解くことにより、温度分布は次式で求めることができ

$$\theta = \theta_0 \left[- \left(\frac{x}{\delta} \right)^2 + 2 \left(\frac{x}{\delta} \right) \right] \quad (3.29)$$

$$\delta = \sqrt{12 \alpha t} \quad (3.30)$$

ただし、

$$\theta = |T_I - T(x, t)|$$

$$\theta_0 = |T_I - T_0|$$

δ : 温度変化の浸透深さ (m)

(3.29) および (3.30) 式から得られる UO_2 ペレットおよびジルカロイ被覆管内の温度分布の計算結果の一例として、発熱量 $260\text{cal/g}\cdot UO_2$ に対する計算を Fig.3.31 に示す。これから、被覆管に比べ UO_2 ペレットの温度伝導率が約 $1/10$ であるために、ペレット側の温度降下は表面近くでしか生じないこと、したがって、被覆管の温度上昇にはペレット表面近くに与えられたエンタルピしか関与しないことがわかる。

次に、被覆管表面温度の変化は (3.29), (3.30) 式から、 $x = d$ とおくことにより

$$T(d, t) = T_I - \theta_0 \left[\frac{d^2}{12\alpha} \cdot \frac{1}{t} - \frac{d}{\sqrt{3\alpha}} \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \right] \quad (3.31)$$

ただし、

d : 被覆管の肉厚 (m)

$$t > \frac{d^2}{12\alpha}$$

で計算することができる。さらに、被覆管表面温度の上昇速度は (3.31) 式を微分することにより

$$\frac{dT(d, t)}{dt} = \theta_0 \left[\frac{d^2}{12\alpha} t^{-2} - \frac{d}{\sqrt{12\alpha}} t^{-\frac{3}{2}} \right] \quad (3.32)$$

と表わすことができる。同じく被覆管表面での熱流束も (3.32) 式より容易に導出でき、

$$q_c = \left[\frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \right]_{x=d} = \theta_0 \left[\frac{1}{\sqrt{3\alpha t}} - \frac{d}{6\alpha t} \right] \quad (3.33)$$

となる。

以上の(3.31), (3.32)および(3.33)式で計算される被覆管表面温度, 温度上昇速度および熱流束を時間に対してプロットするとFig.3.32, Fig.3.33およびFig.3.34のようになる。

被覆管表面温度は, 上昇し始めるまでには, 約5msの待ち時間があり, その後急上昇を開始する。発熱量が大きい程, 温度上昇およびその速度が大きくなる。この計算では燃料ペレットと被覆管間のギャップは常に閉じているとしているので, 滑らかな温度上昇をするが, 実際の燃料棒の場合には上昇の途中でギャップが開くため, 上昇速度が低下し, 上昇曲線が折れ線状になる。

温度上昇速度は, Fig.3.33に示すように約7ms後に極大点を持つような変化を示し, その後, 速度は急速に低下する。上昇速度の最大値は発熱量により異なるが, ほぼ, $1.5 \sim 4 \times 10^4$ °C/sの値になっている。Fig.3.34に示した熱流束も温度上昇速度の変化に近似した傾向を示し, 約15ms後に最大値となり, その後, 徐々に低下する。最大熱流束は $0.7 \sim 1.8 \times 10^7$ kcal/m²hに達している。

そこで, 以上の計算結果を実験結果と比較するために, 急上昇期および緩上昇期の平均的な温度上昇速度を発熱量に対してプロットし, これと計算で求めた一定時間後の上昇速度の曲線とを比較するとFig.3.35となる。急上昇期の平均上昇速度は, 温度上昇開始からほぼ10~30msの平均値であるので, 実験データプロットが20msの計算値に良く一致する事は, 実験と解析の良好な一致を示しているものと解釈できる。一方, 緩上昇期の上昇速度は, ほぼ200~500ms後の平均値のデータであるが, 計算結果との比較ではヘリウム封入の場合は200ms後の曲線に, またキセノン封入の場合は500ms後の曲線に比較的良い一致を示している。すなわち, ヘリウム封入の場合のデータは, 単純な熱伝導モデルによる計算結果よりも大き目になっており, 一方, キセノン封入の場合は計算より小さ目になっているとみることができる。

以上の比較の結果から, 第1には, 急上昇期の温度挙動は, 高温になったペレットが被覆管に接触して伝熱が始まり, 热伝導により伝熱が進行するという単純な熱伝導モデルによってかなり正確に評価できる事, および, このようなギャップ熱伝達挙動が軽水炉型燃料において, 初期に極めて大きな温度上昇が生ずるメカニズムである事が分った。そして, 第2には, 緩上昇期に入るとペレット・被覆管の間のギャップが開き, また, 膜沸騰による除熱量低下の影響も顕著になるため, もはや単純な熱伝導モデルによっては評価できなくなつて, ギャップ熱伝達率が大きいヘリウム封入燃料の場合には, 計算値より高温側にずれ, 一方, ギャップ熱伝達率の小さいキセノン封入燃料の場合には, 計算値より低温側にずれることが分った。

3.3.3 被覆管の冷却挙動とギャップガス条件の関係

被覆管温度が最高に達した後の冷却挙動は, いわば, 急速に加熱され一定温度に達した物体が, 以後, 非発熱に近い条件で冷却してゆく過程であり, ごく単純な冷却の問題にすぎないようと思える。したがって, 热伝導率の低いガスをギャップガスとすることは, 燃料ペレットの周りに断熱材を一層巻いた事に相当し, 伝熱条件が悪くなつた分だけ緩やかに冷却する結果になるであろうという推定が成り立つ。しかしながら, 実験の結果は, ギャップガス条件の冷却挙動に与える影響がそう単純ではないことを示している。

Fig.3.36 は、発熱量 $195\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合のヘリウム封入とキセノン封入の燃料の被覆管温度履歴を比較したものである。まず、上昇過程については、これまでに述べてきたように急上昇期には殆んど差が生じず、次の緩上昇期に入つて両者の差が生じ、熱伝導率の低いキセノン封入の方がよりゆっくりと上昇し、最高到達温度も低く、また、最高温度になる時間も遅れている。したがつて、温度の上昇過程については、始めて推定した断熱材を巻いた場合の状態に等しい形に推移しているということができる。しかし、最高温度到達以後の冷却期における挙動は上述の推定と異なり、冷却速度はキセノン封入の方がやや小さ目ではあるものの大差なく、かつ、キセノン封入の方がより高い温度からクエンチングに至る温度の急下降が開始する結果、ギャップ熱伝達条件の悪い方が早く冷却されてしまう結果となった。

冷却速度をさらに多くの実験データについて比較するため、被覆管温度履歴に基づきこれを微分して冷却速度を求め時間に対してプロットしてみた。Fig.3.37 の(a)から(d)に示したプロットは、発熱量が $180\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ から $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ までの 4 つの場合に対して、ヘリウム封入とキセノン封入のデータを比較したものである。微分値であるためにデータのはらつきは大きいが、上述の $195\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合にキセノン封入の冷却速度がやや小さくなっている傾向にあるだけで、他の場合には、ヘリウムとキセノンの場合の間には冷却速度に有意な差は認められない。

以上の結果は、ギャップ熱伝達率というものが、よりダイナミックなものであることを物語る。即ち、キセノン封入の場合、冷却の初期ではギャップ熱伝達率が小さかったとしても、そのため、より高く保持されるペレット温度とより低くなった被覆管温度は、共にペレットと被覆管のギャップ間隔をより小さくする方向に働き、ギャップ熱伝達率を増加させる。この結果、ギャップ熱伝達としてはギャップガスの熱伝導率の違い程の差が無くなる事になり、上述の実験結果になったものと考えることができる。

3.3.4 被覆管の最高温度および破損しきい値に及ぼすギャップガス成分の影響

Fig.3.10 (既出) の実験結果のプロットが示すように、被覆管最高温度に及ぼすギャップガス成分の影響は、発熱量が DNB 発生しきい値とあまり大きく違わない範囲では殆んど認められないが、発熱量の増大に伴つて影響が顕著になり、約 $220\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で最も大きくなる。

ところが、発熱量がさらに大きくなると影響は減少してゆき、燃料破損しきい値の $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 付近の発熱量ではギャップガス成分の影響はついに殆んど消滅し、したがつて、破損しきい値にはギャップガス成分は影響しないことが明らかになった。

本節では、前節までに行った検討にもとづき、以上の実験結果に解釈を加えてみる。

まず、発熱量 $150\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 付近の現象であるが、この場合は被覆管温度の急上昇期を過ぎるとすぐ急冷が生じてしまうため、被覆管最高温度はギャップガス成分の影響が現れない急上昇期の温度上昇によって殆んど支配され、ギャップガスの成分にはよらなくなると解釈することができる。次に、発熱量が増大するに伴いギャップガスの影響が増大するのは、ギャップが開いた後の緩上昇期における被覆管の温度上昇が大きくなるためと考えることができる。この緩上昇期の被覆管温度上昇は、ギャップガスを介する熱伝達によって支えられているので、ギャップガスの熱伝導率が温度上昇に直接影響する事になる。しかし、これだけの条件では、発熱量の増大に伴いギャップガスの影響は大きくなる一方になるはずである。従つて、発熱量が $240\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$

$\text{g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になるとギャップガスの影響が減少するためには、さらに、別の影響が付加されると考えなければならない。

照射後燃料の金相検査試料を作製するために燃料の切断作業をする場合、発熱量が $240\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると、燃料ペレットは被覆管に固着してしまい、これを無理に取出すとペレットの表面付近だけが被覆管内面に残ったままになる事が良く生じる。さらに、 $260\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 位になると、すでに Fig. 3.12 の燃料断面写真にも示したように、ペレットの表面と被覆管内面とは $\text{UO}_2 \cdot \text{ジルカロイ}$ 共晶反応を生じて融着してしまう。

このような所見から、 $240\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になってギャップガスの影響が減少するのは、燃料ペレットと被覆管が固着し、緩上昇期に入っても良好な接触状態が保持されるようになるためであろうと推測することができる。3.3.2で行った計算によると、発熱量 $240\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ではペレット・被覆管の間の境界温度は 1200°C を越える温度になる。この温度条件は、 UO_2 とジルカロイが密着した場合に比較的短時間に両者の共晶層が形成される温度である。したがって、急上期の約 0.1 s の時間で有意な厚さの共晶層が形成されるかどうかの定量的な評価は第 6 章で行うが、少くとも定性的には局所的に共晶反応により溶融した介在物が生じ極めて良好なギャップ熱伝達をもたらすものと考えられる事ができる。そして、一度良好な熱伝達条件が現れると、ここがホットスポットとなって更に共晶反応を促進することになる。第 5 章で詳細に述べるが、 $240\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると局所的に $\text{UO}_2 \cdot \text{ジルカロイ}$ 共晶反応相の形成が認められ、かつ、この部分の被覆管表面の酸化膜厚さが他の部分より厚くなっていてホットスポットとなっている事が示されており、このような金相検査の結果からも、共晶層形成によるペレット・被覆管の固着が、 $240\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の傾向の変化の原因であると言える。

さらに、燃料破損が生じる $260\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 付近の高発熱量条件になると、燃料ペレットと被覆管の共晶層を介しての融着は広い範囲にわたって生じるようになり、この融着部分についてはギャップガス成分の影響は無くなる。したがって、燃料破損しきい値に対しては、ギャップガス成分は殆んど影響しない。

3.4 まとめ

本実験の結果、反応度事故条件における燃料の温度挙動は、燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達により大きく影響を受ける事が分った。本実験で得られた知見をまとめると以下のようになる。

- (1) 被覆管表面での DNB の発生は、燃料ペレット・被覆管間のギャップが閉じて、良好な接触熱伝達条件が実現する事に依存しており、この条件が成立する $140\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$ が DNB 発生のしきい値となる。
- (2) 被覆管温度上昇は、急上昇期と緩上昇期の二段階に分れて生じ、前者は燃料ペレットの急加熱による熱膨張が被覆管を押し抜け良好な接触熱伝達条件が保たれる期間に現れ、一方、後者は、被覆管温度が上昇し、熱膨張によってギャップが開き、ギャップ熱伝達が低下する事によって現れる。
- (3) 被覆管温度の急上昇期においては、完全接触に近い極めて良好な接触熱伝達条件となる。

したがって、急上昇期の温度上昇および温度上昇速度にはギャップガス成分の影響は殆んど認められない。

- (4) ギャップガス成分の影響は、緩上昇期に入りギャップが開く条件となって始めて現れ、ギャップガスの熱伝導率が低い程、温度上昇速度が小さくなる。また、冷却期においては、ギャップガスの熱伝導率が低い程、より高温度からクエンチが開始する傾向があるものの、クエンチに至るまでの冷却速度は殆んど変化しない。
- (5) 発熱量が $240\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上になると、被覆管と燃料ペレットの融着発生により、被覆管温度挙動に対するギャップガス成分の影響は減少し、 $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 以上では、ギャップガス成分の影響は消滅する。

したがって、燃料破損しきい値の $260\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ には、ギャップガス成分は影響しない。

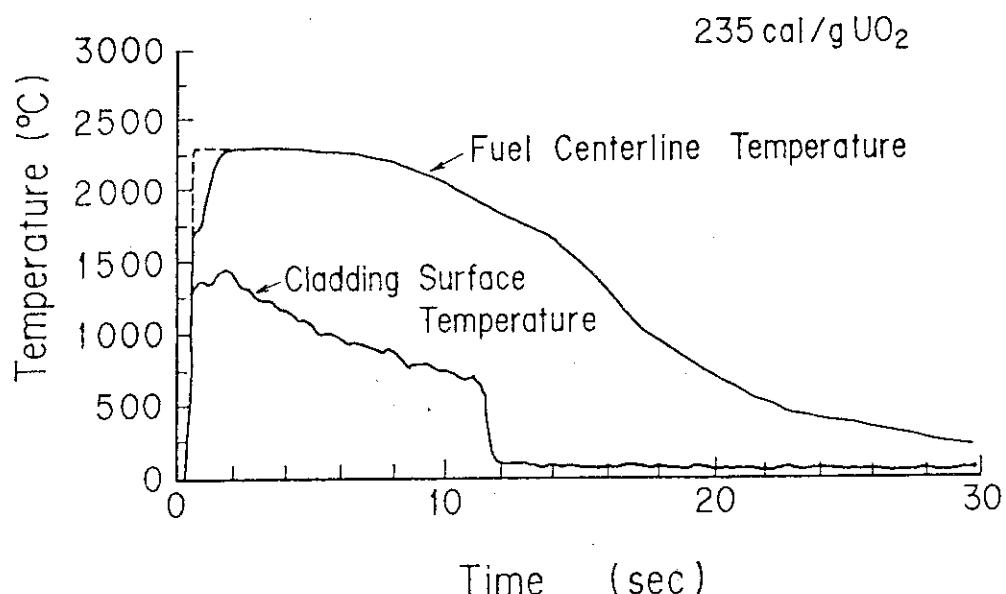


Fig.3.1 Typical temperature histories measured at fuel centerline and at cladding surface, 235 cal/g.UO₂

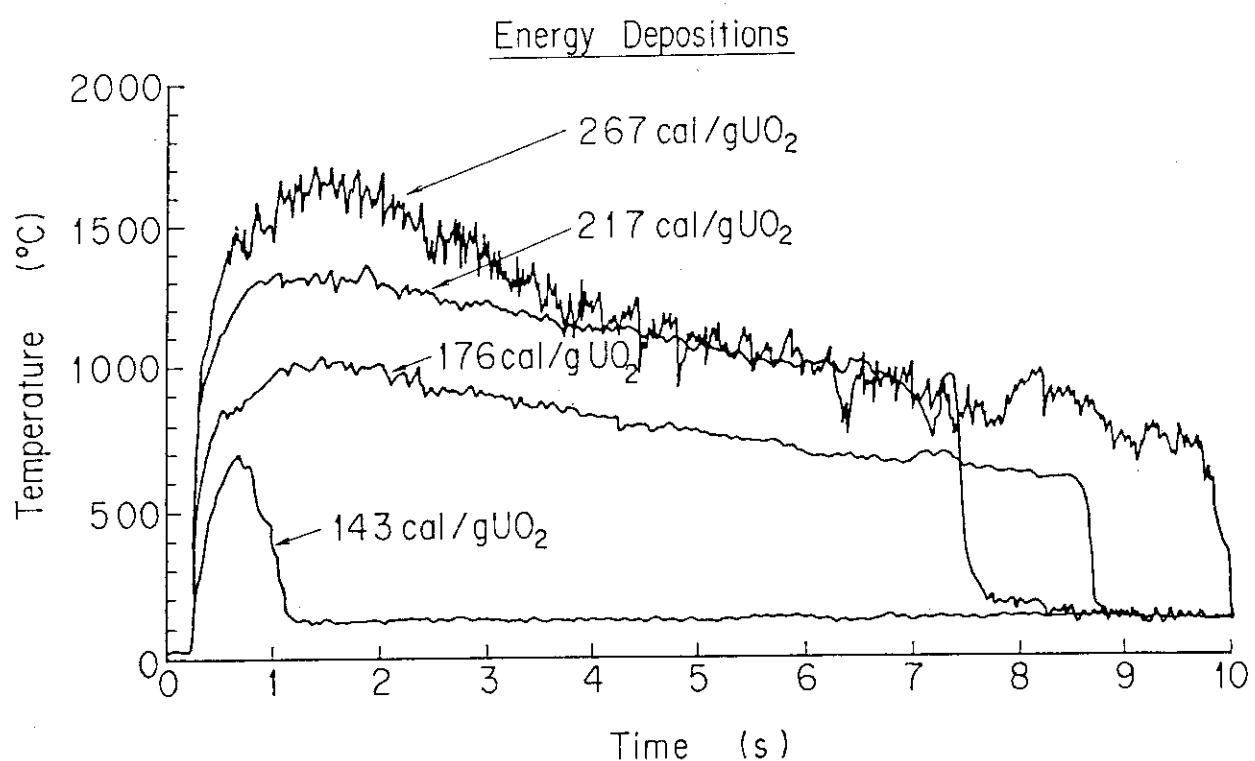


Fig.3.2 Comparison of cladding surface temperature histories for different energy depositions

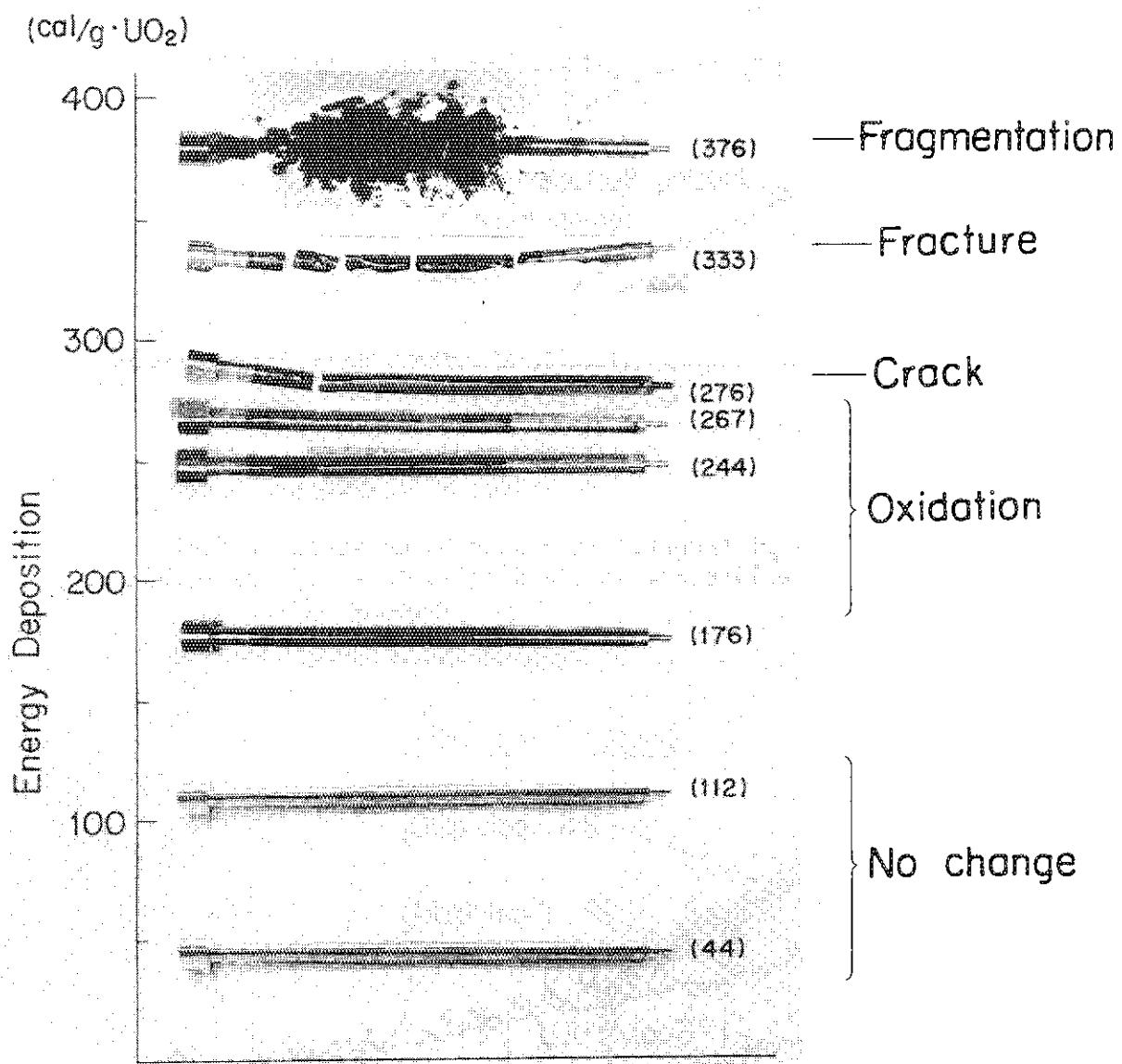


Fig.3.3 Appearance of NSRR standard test fuel rods after irradiation

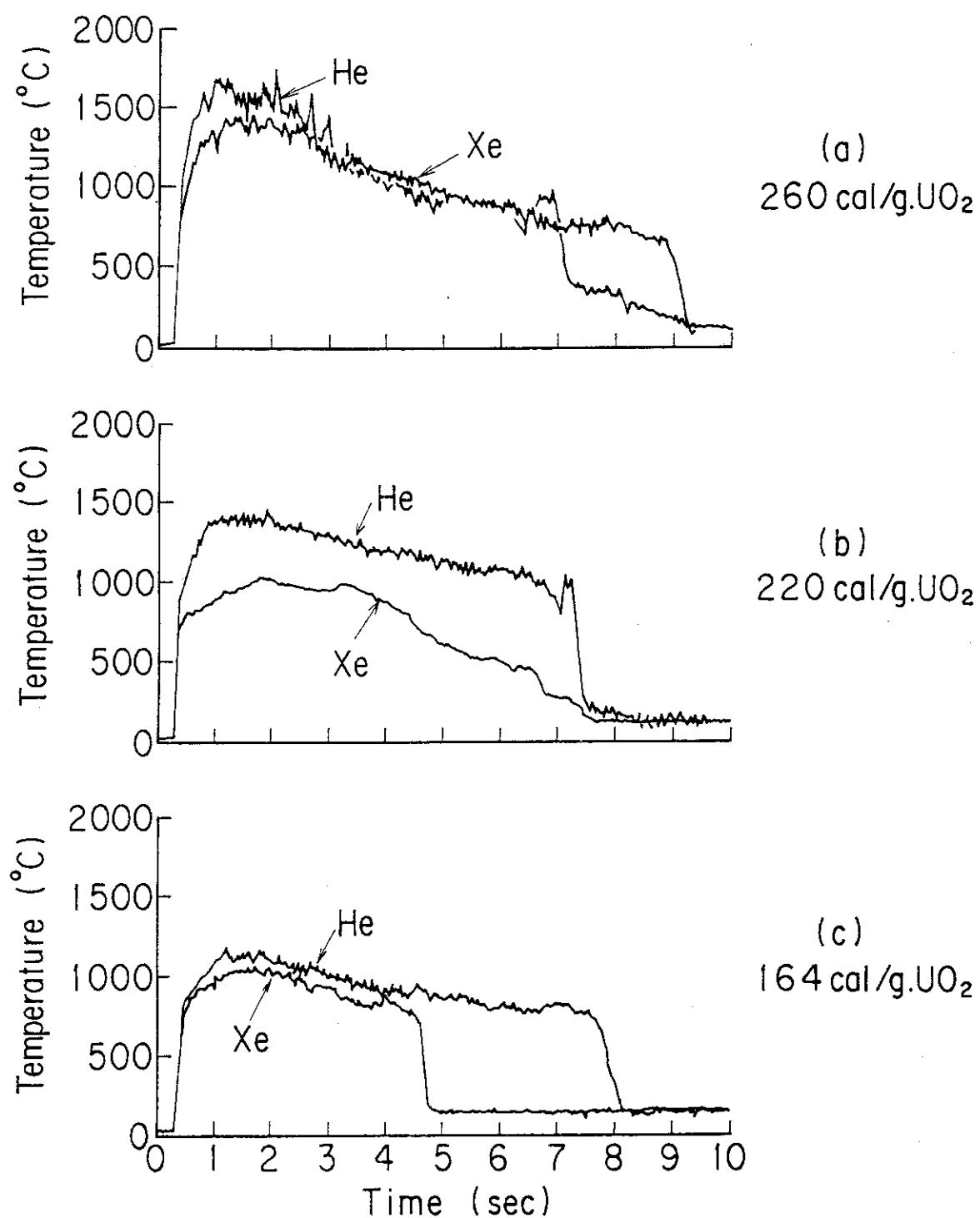


Fig.3.4 Comparison of cladding surface temperature histories of helium and xenon filled rods

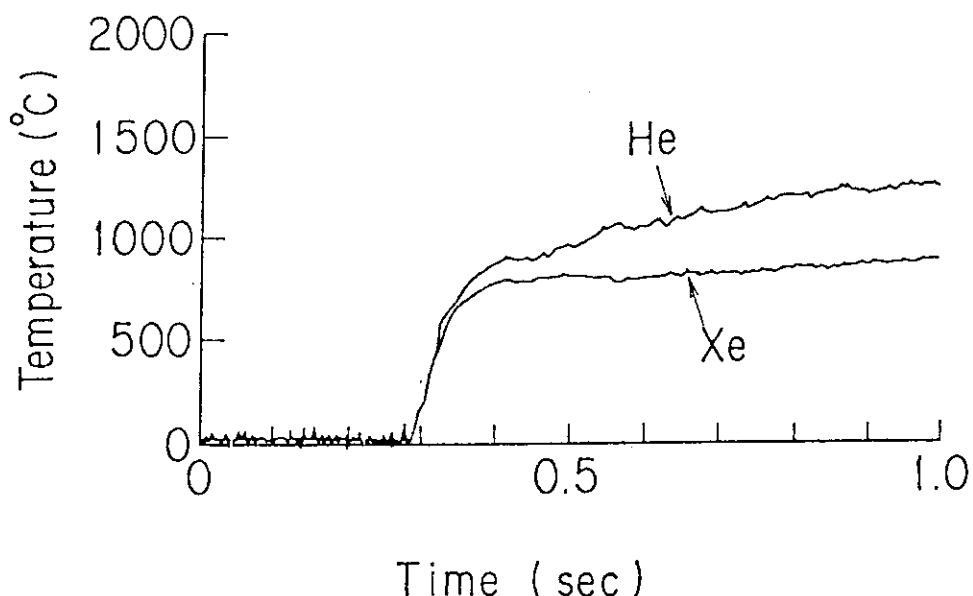


Fig.3.5 Comparison of cladding surface temperature histories of helium and xenon filled rods in the first one second into transient in the case of 220 cal/g.U02 test

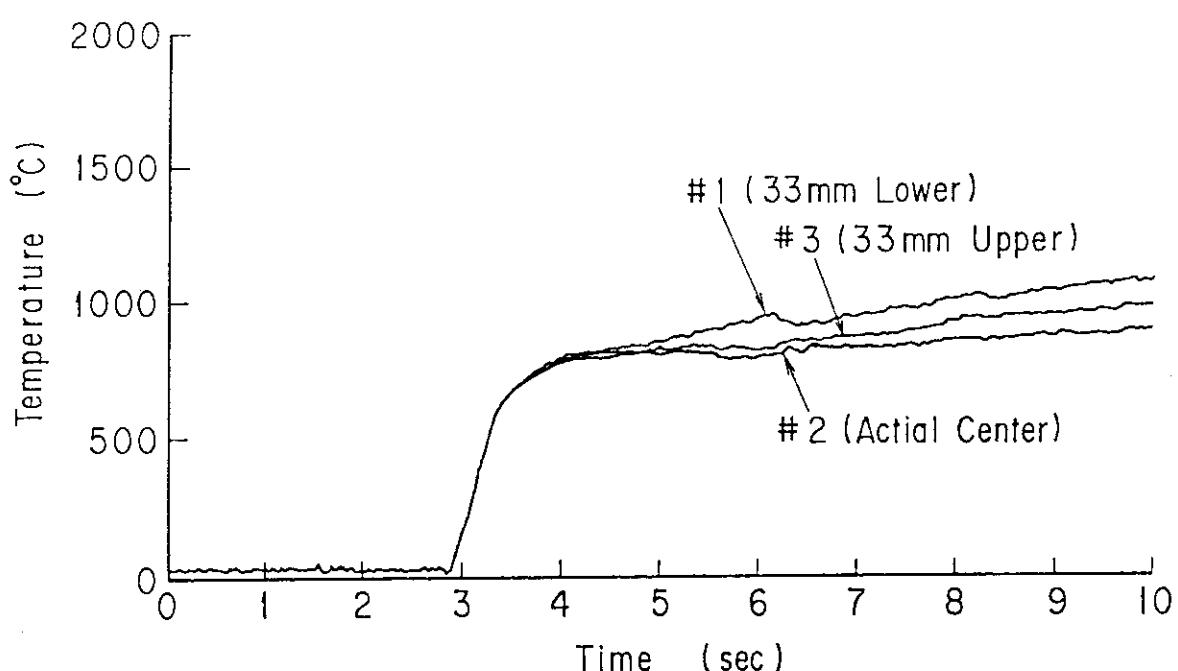


Fig.3.6 Comparison of cladding surface temperature histories at different measuring points of xenon filled rod, 220 cal/g.U02

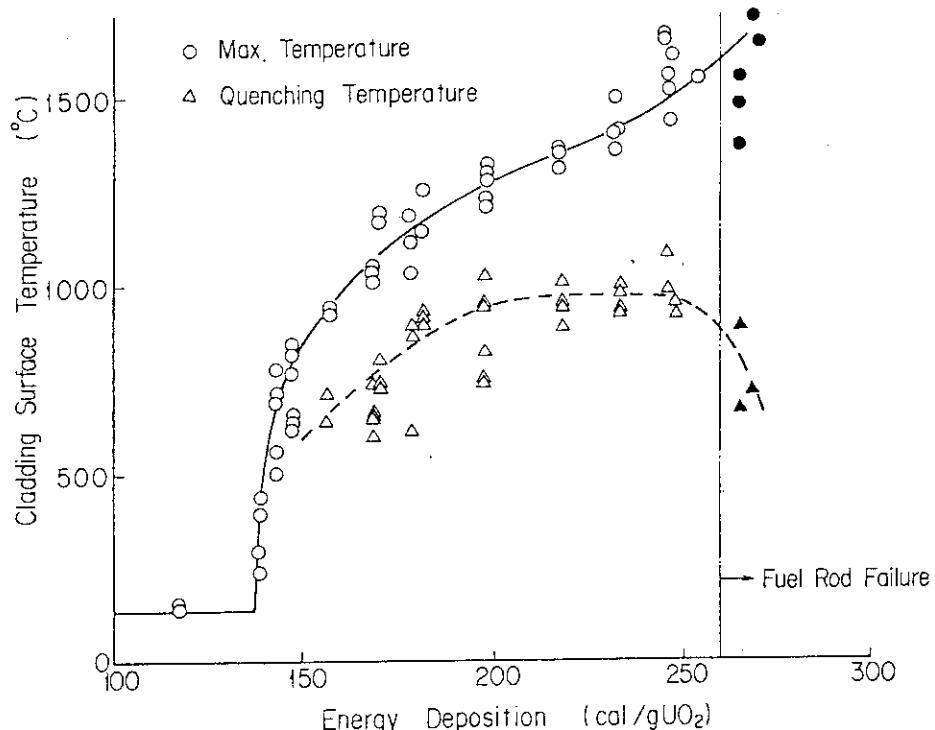


Fig.3.7 Maximum cladding temperatures and temperatures at quench plotted as a function of energy deposition

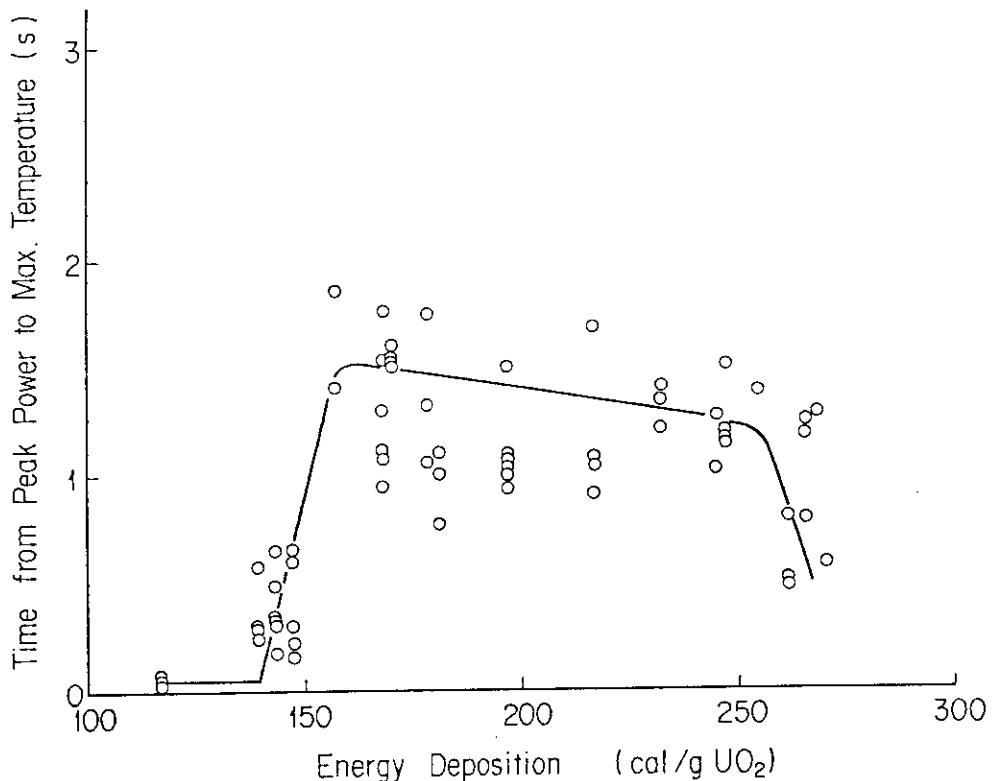


Fig.3.8 Time from peak power to the maximum cladding temperature as a function of energy deposition

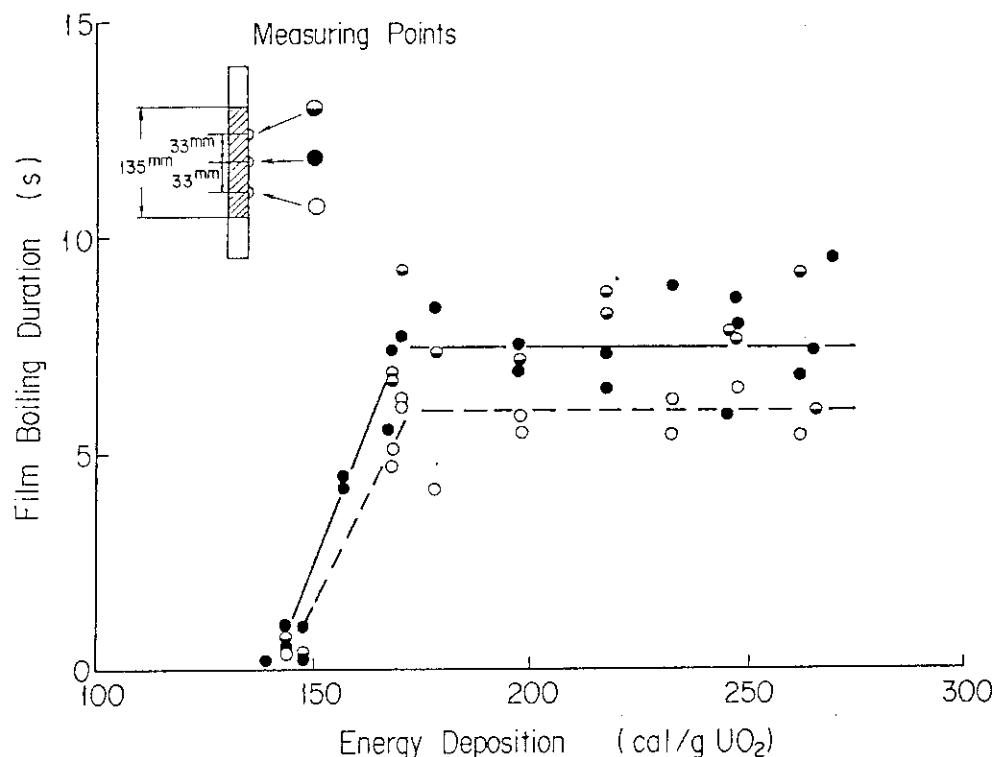


Fig.3.9 Film boiling duration measured at three axial positions plotted as a function of energy deposition

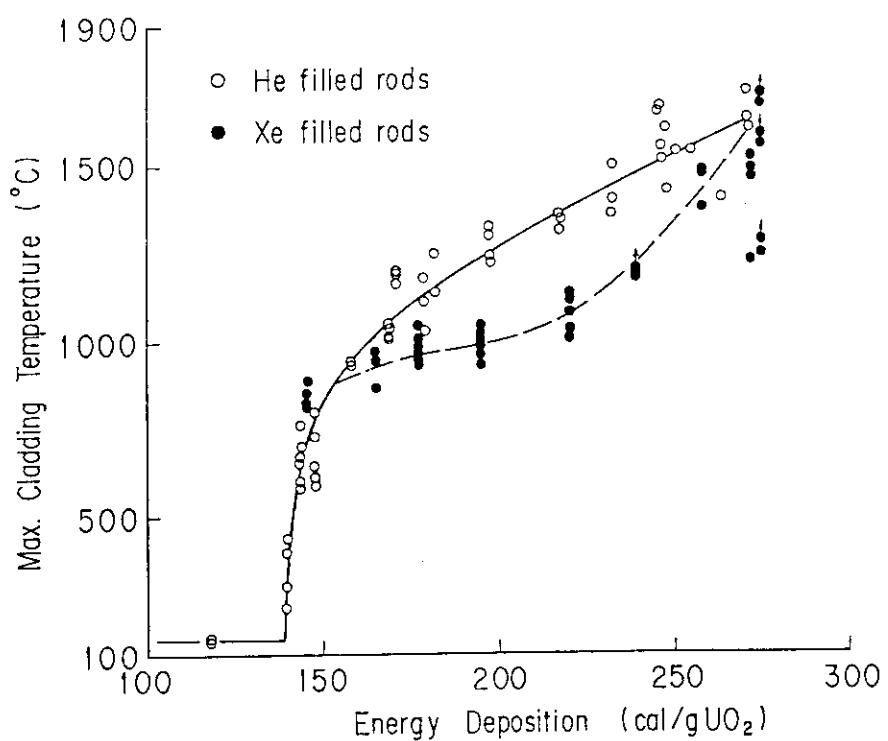


Fig.3.10 Comparison of maximum cladding temperatures between helium and xenon rods as a function of energy deposition

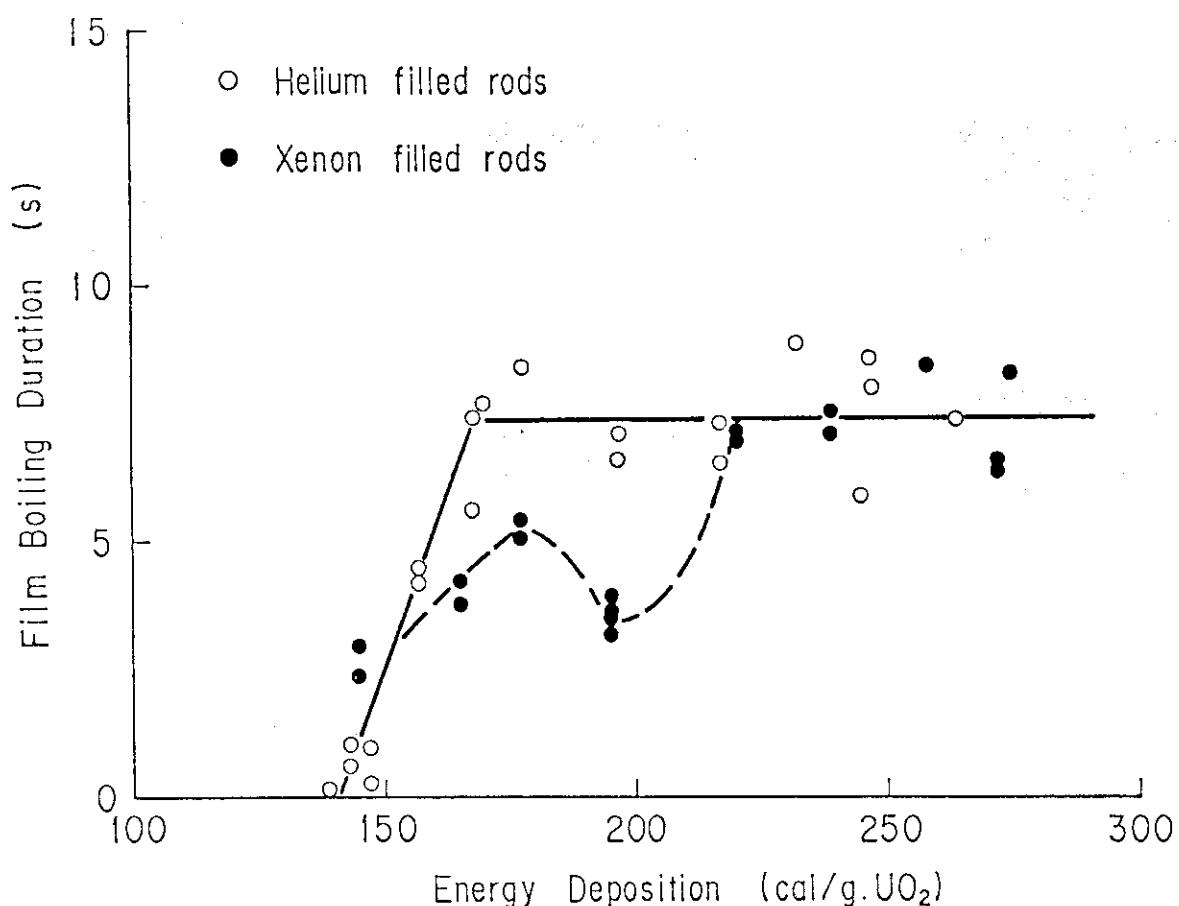


Fig.3.11 Comparison of film boiling duration between helium and xenon rods as a function of energy deposition

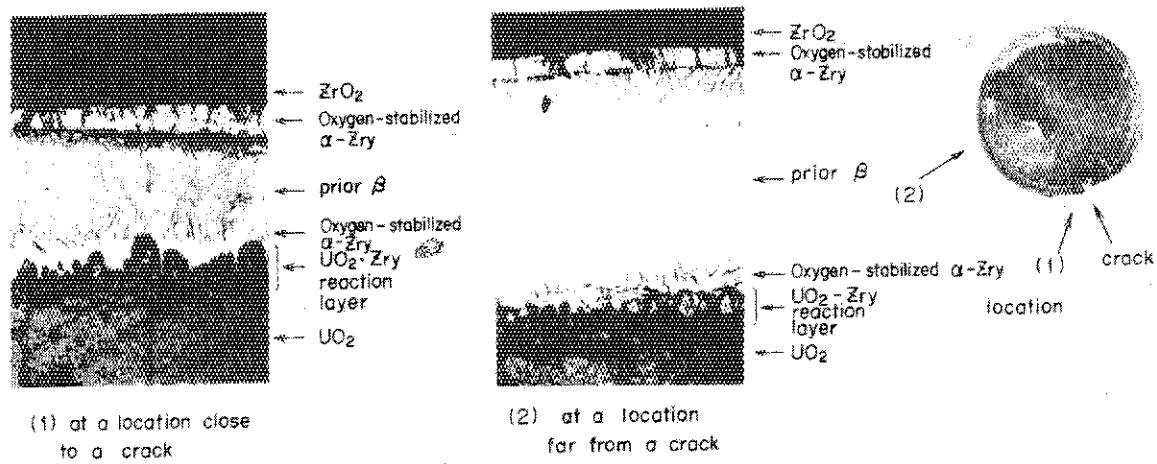


Fig.3.12 Microscopic structures at different locations in the cladding of the fuel rod irradiated at 270 cal/g.UO₂

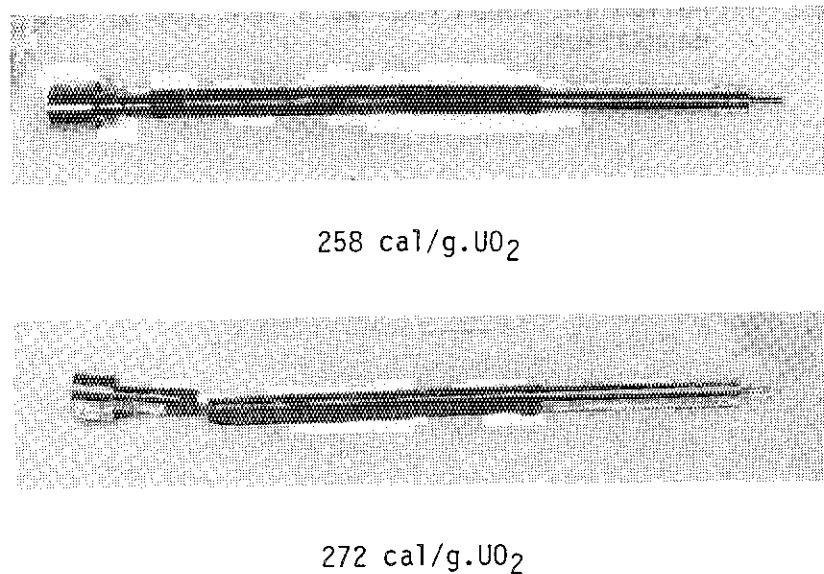


Fig.3.13 Post-test appearance of xenon filled rods subjected to the energy deposition of near failure threshold

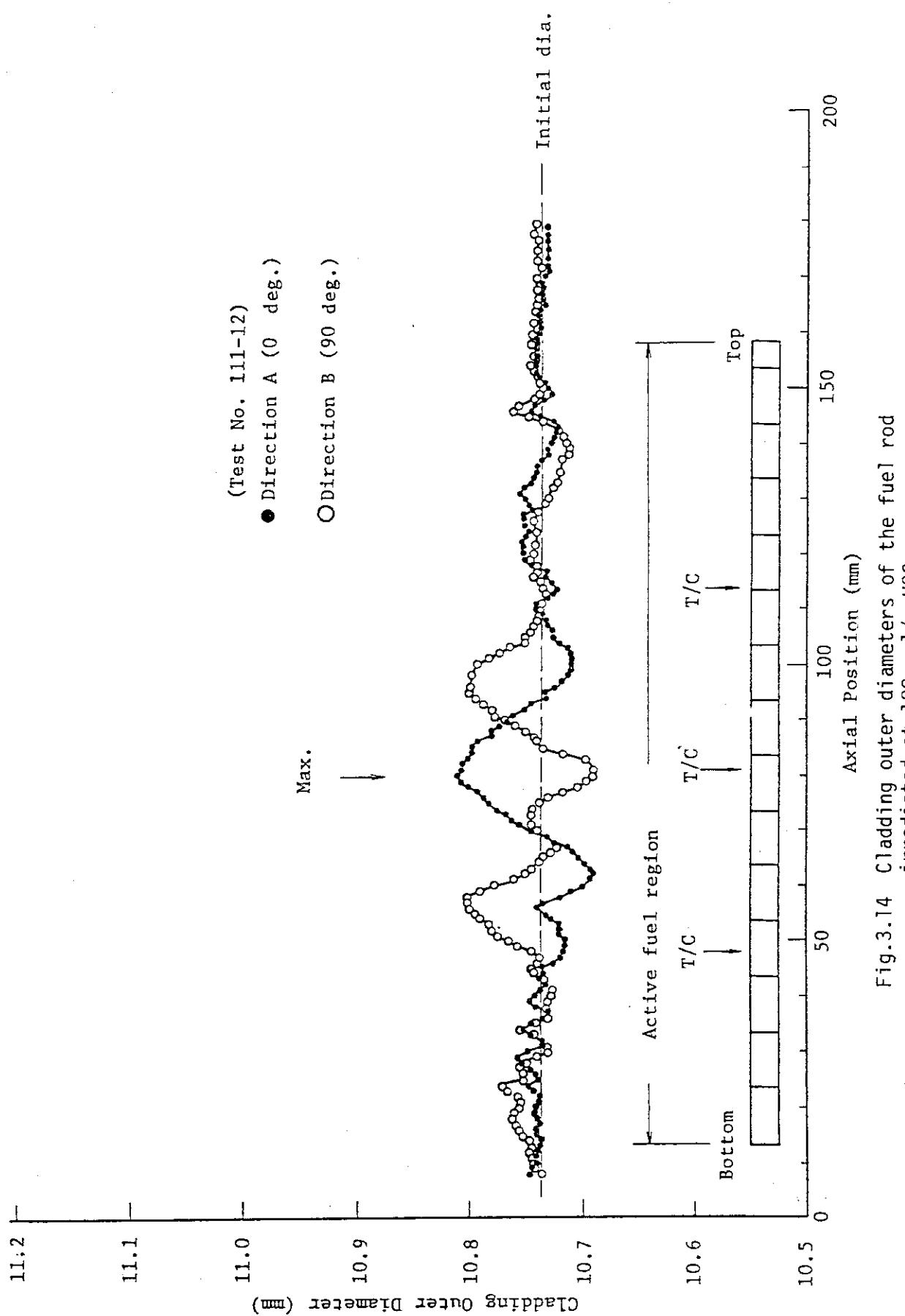


Fig.3.14 Cladding outer diameters of the fuel rod
irradiated at 180 cal/g.UO₂

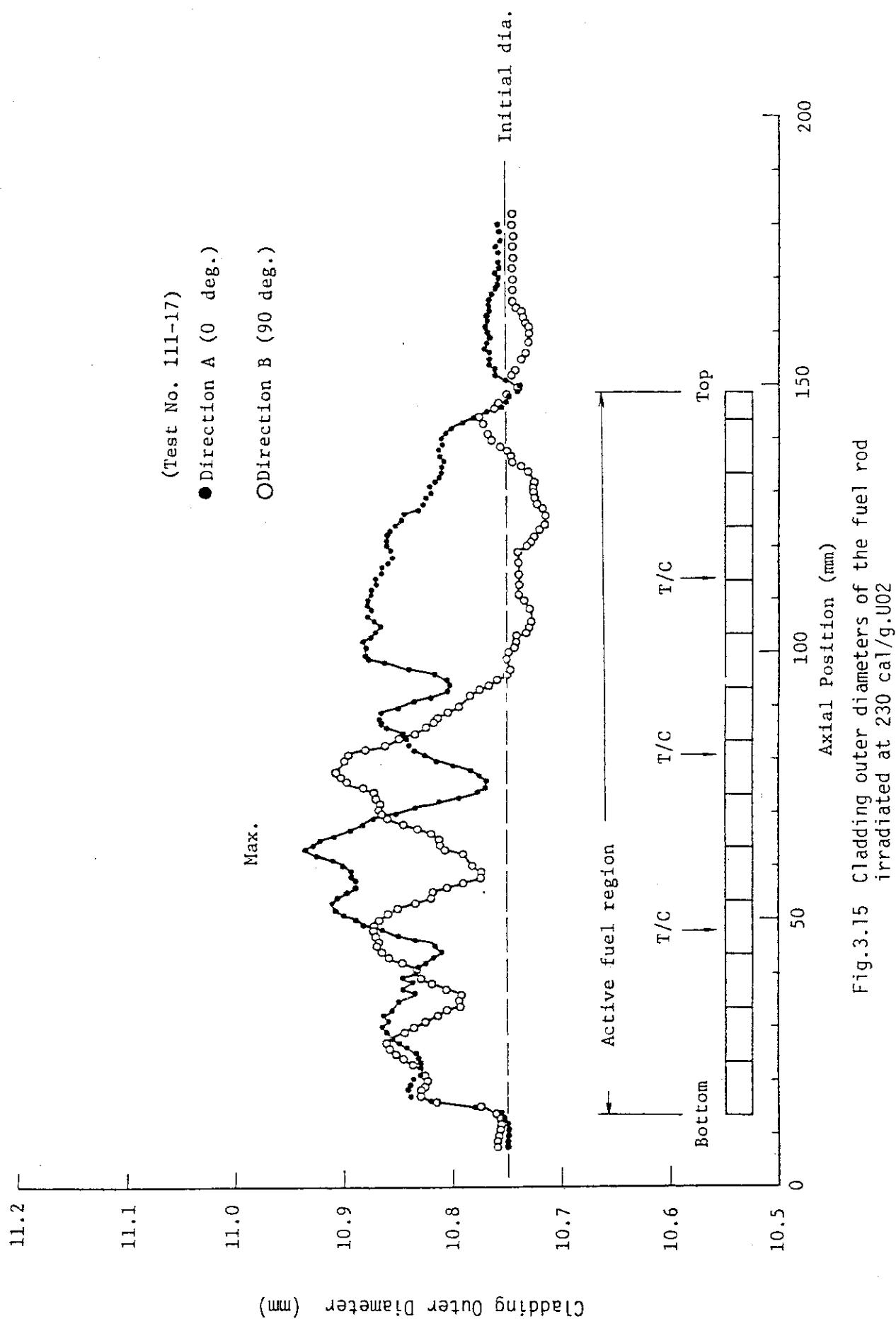


Fig. 3.15 Cladding outer diameters of the fuel rod
irradiated at 230 cal/g.UO₂

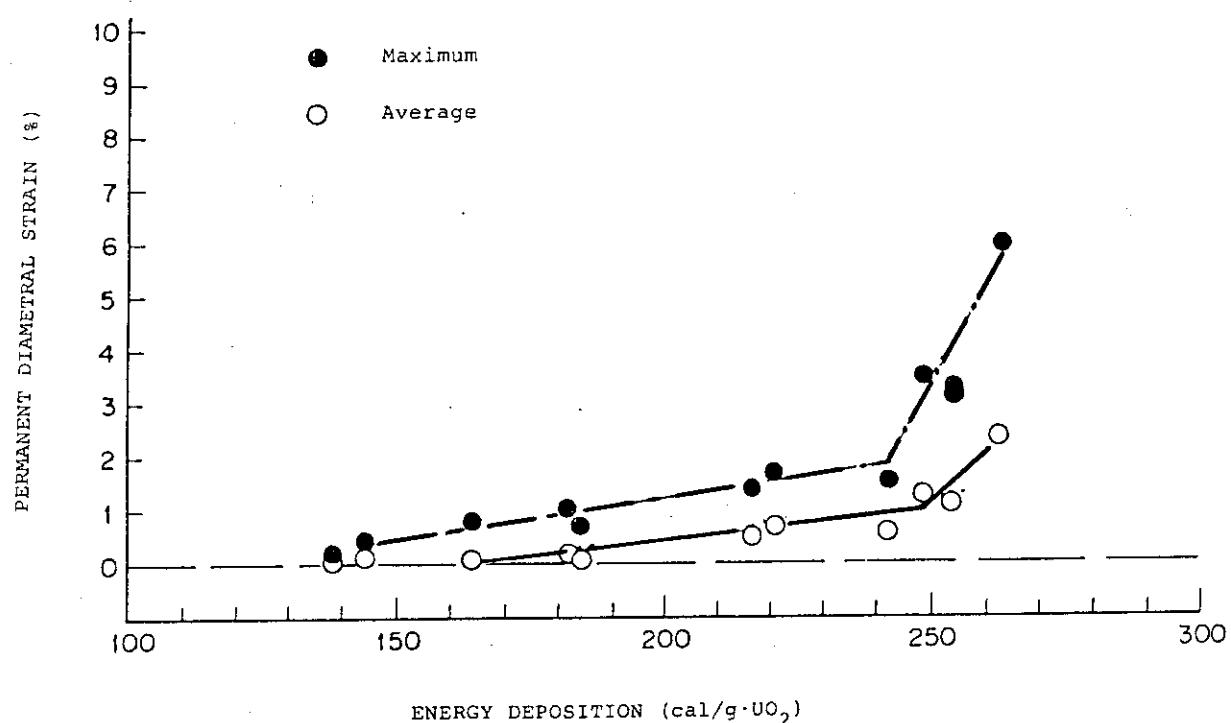


Fig.3.16 Permanent diametral deformations of the cladding
as a function of energy deposition

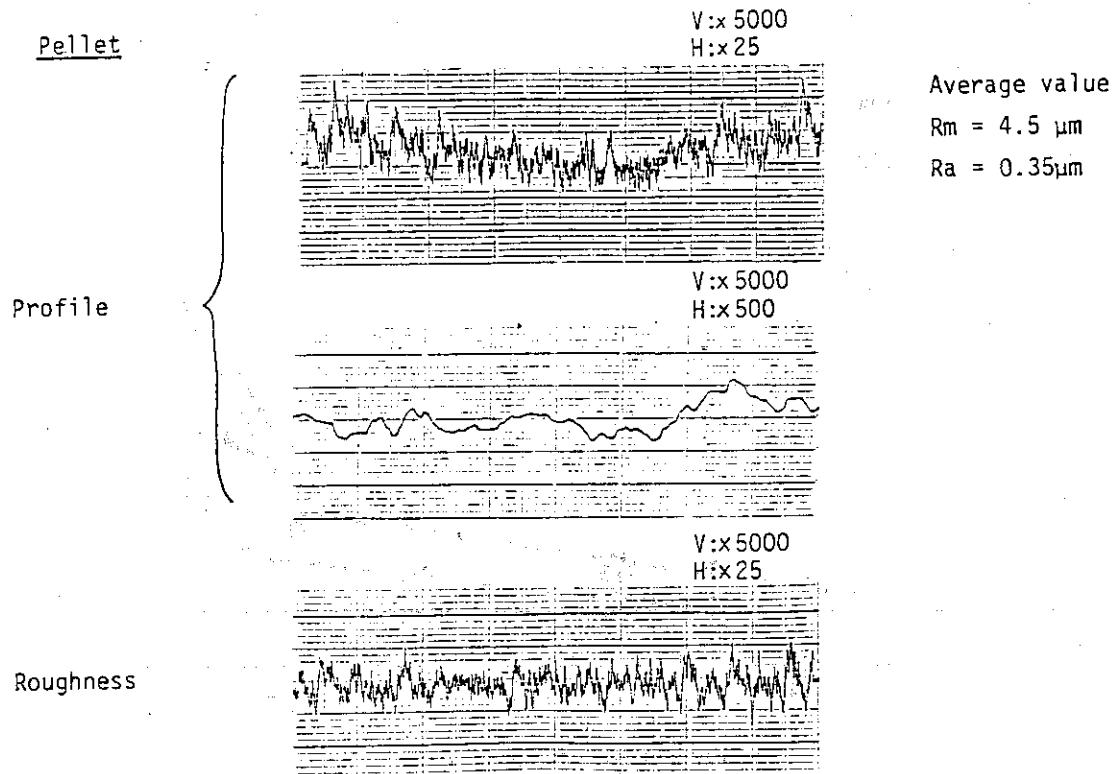


Fig.3.17 Examples of surface profile measurement of fuel pellet

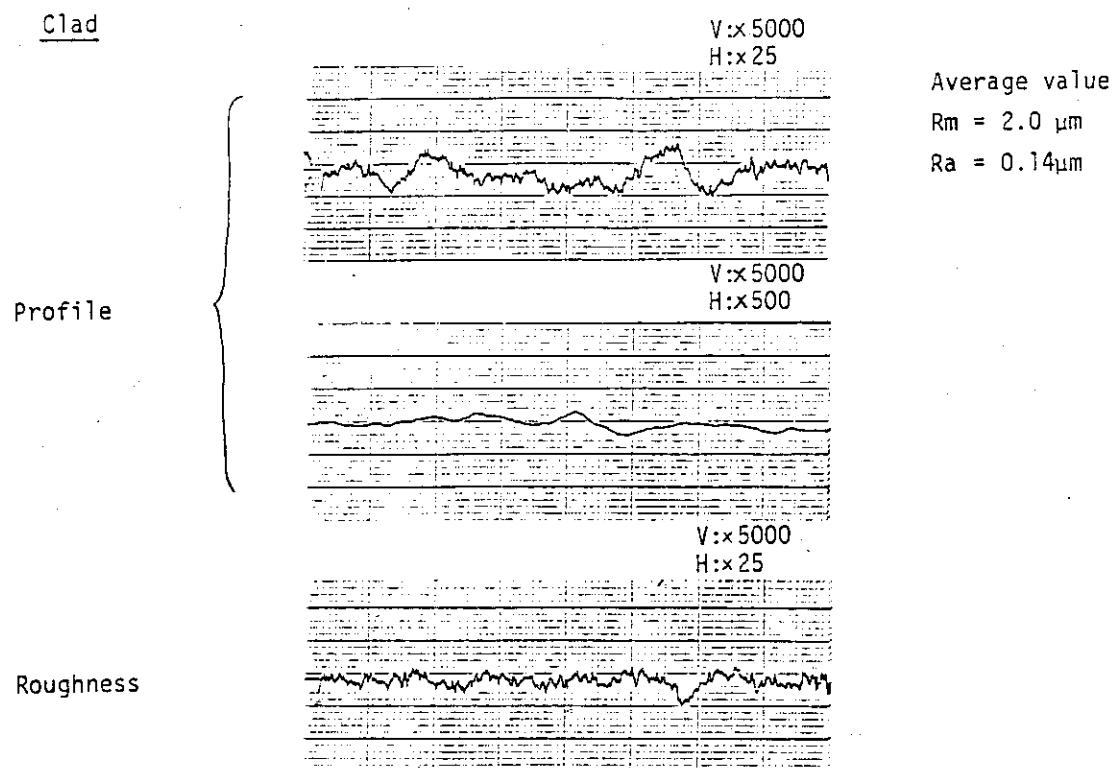


Fig.3.18 Examples of surface profile maesurement of cladding inner surface

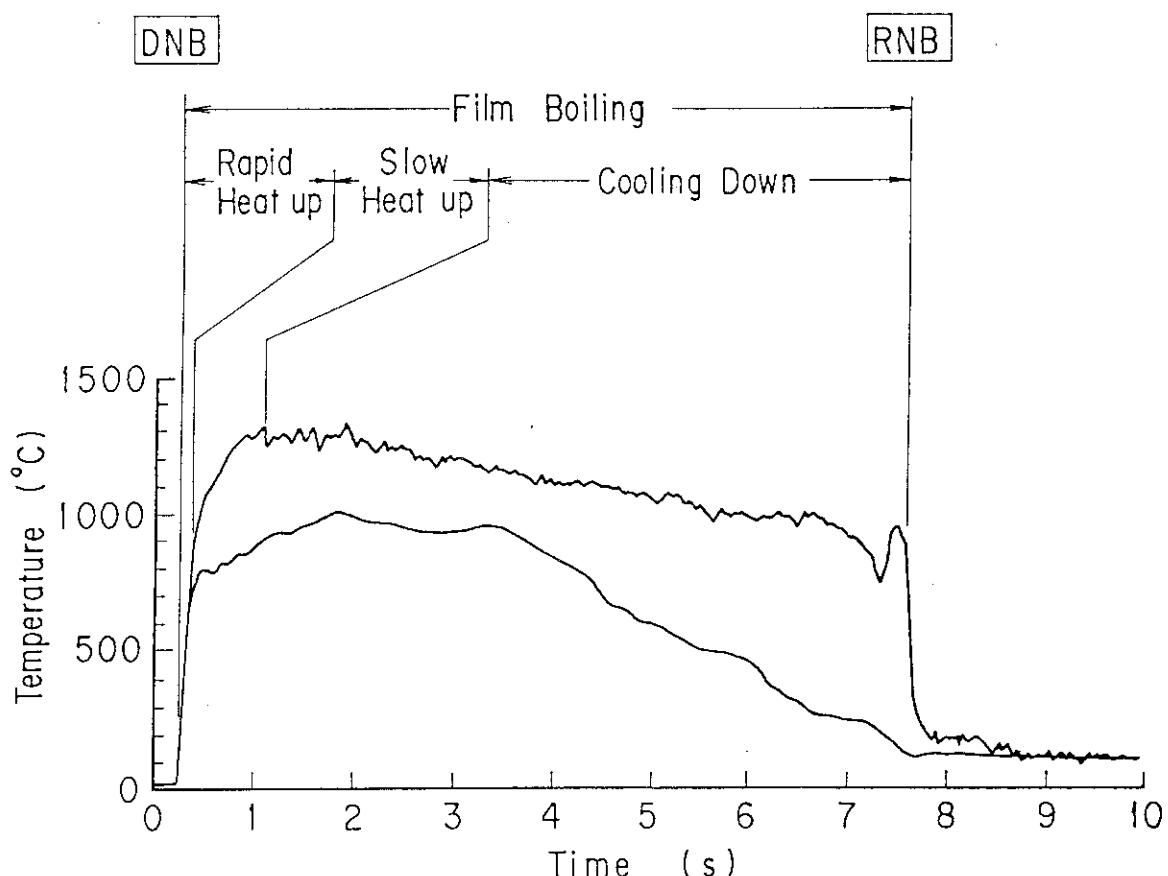


Fig.3.19 Three phases of cladding thermal behavior during film boiling

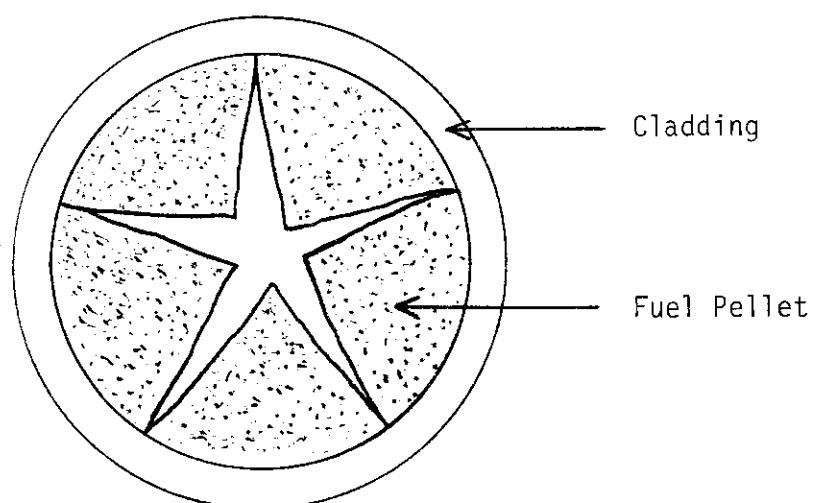


Fig.3.20 Thermal expansion of cracked pellet during pulse irradiation

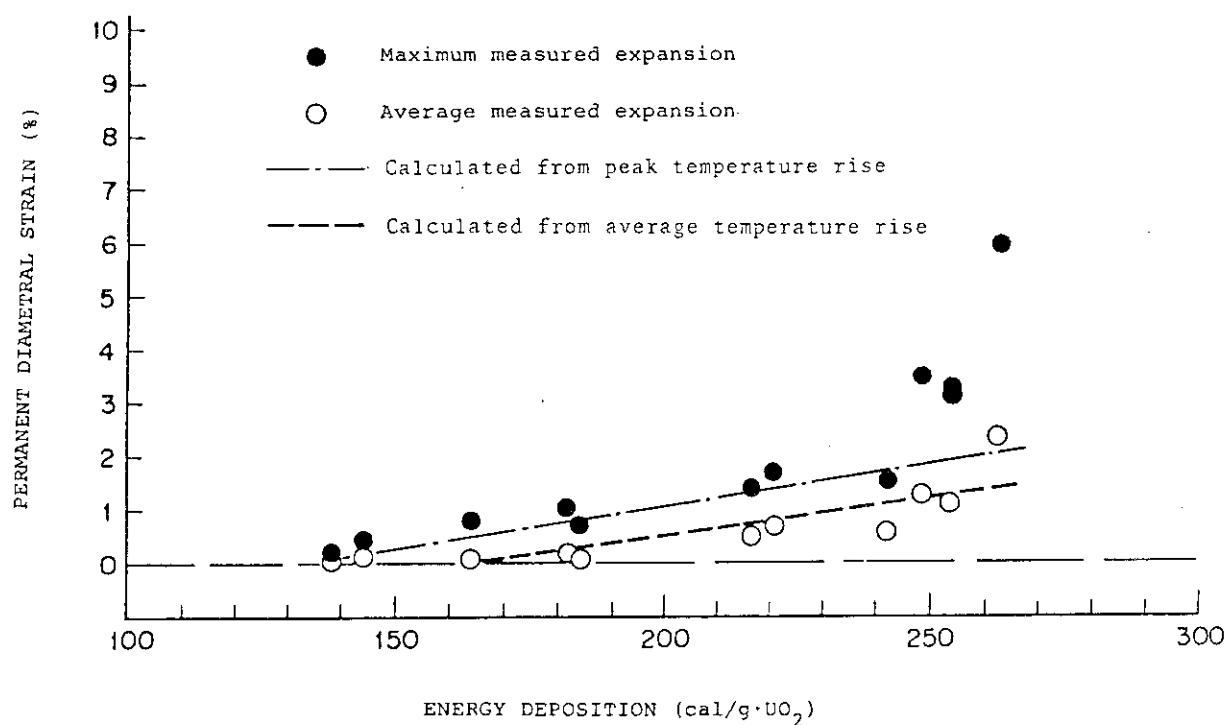


Fig.3.21 Comparison of measured and estimated cladding radial deformations plotted as a function of energy deposition

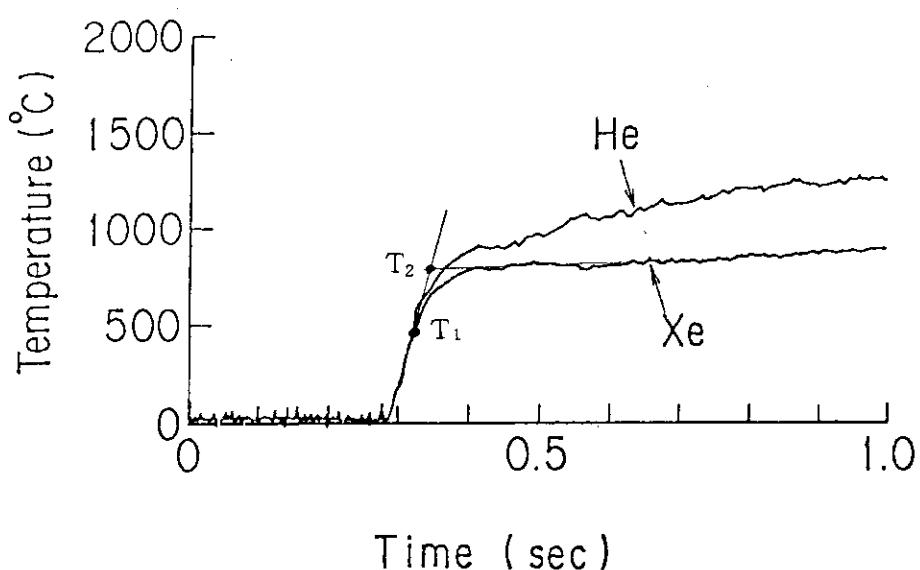


Fig.3.22 Difinition of transition temperatures T1 and T2

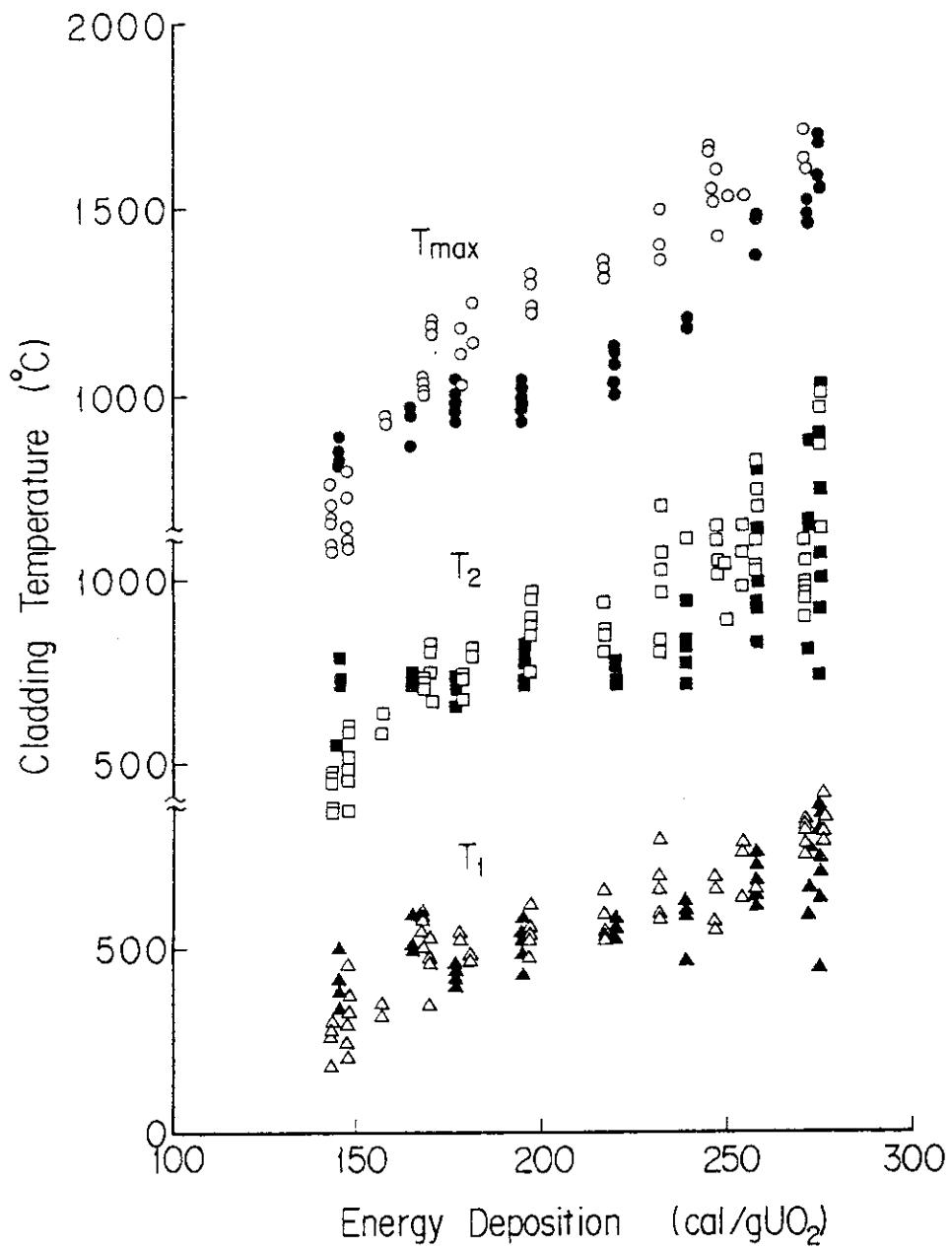


Fig.3.23 Maximum and transition temperatures plotted as a function of energy deposition

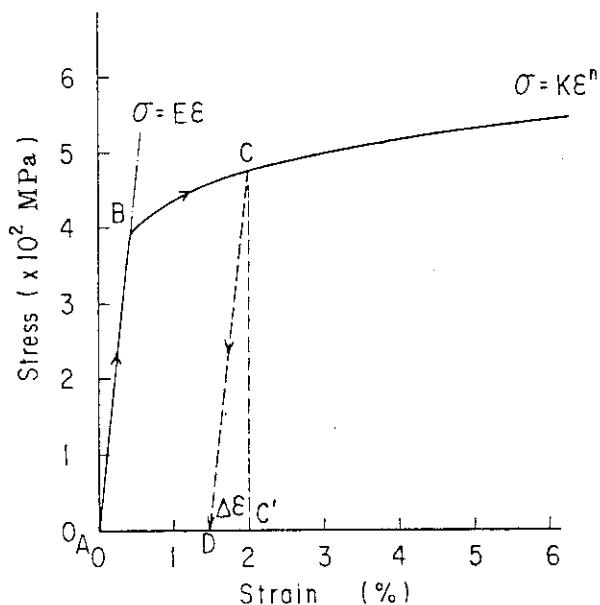


Fig.3.24 C-adding deformation history on the stress-strain curve given by LWR fuel property program MATPRO for zircaloy-4 at 300K

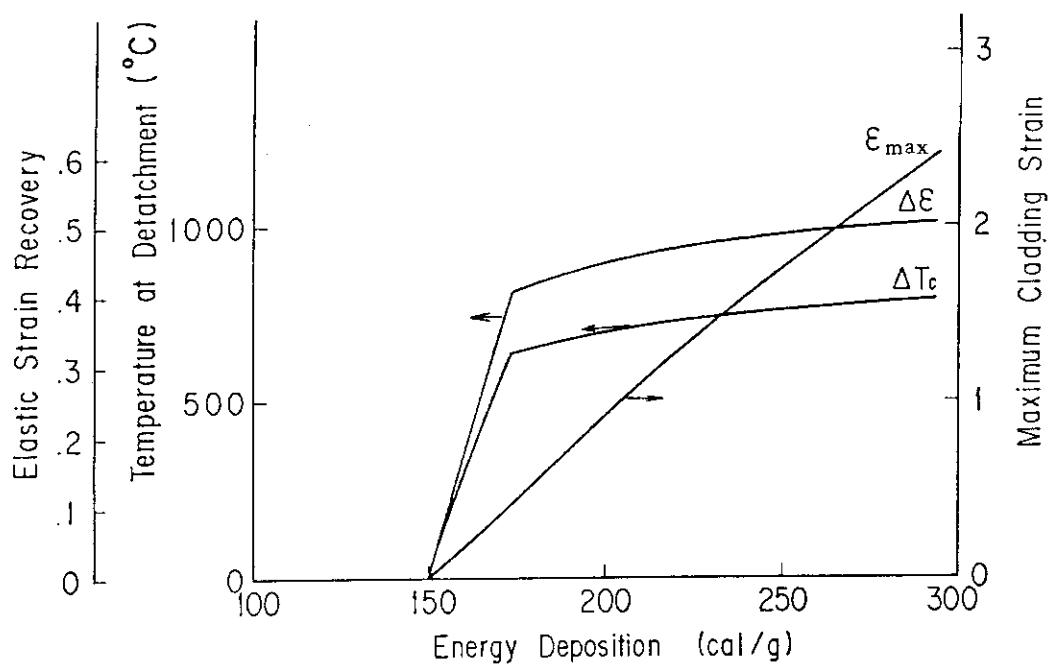


Fig.3.25 Calculated maximum cladding strain, elastic strain recovery and cladding temperature at detachment as a function of energy deposition

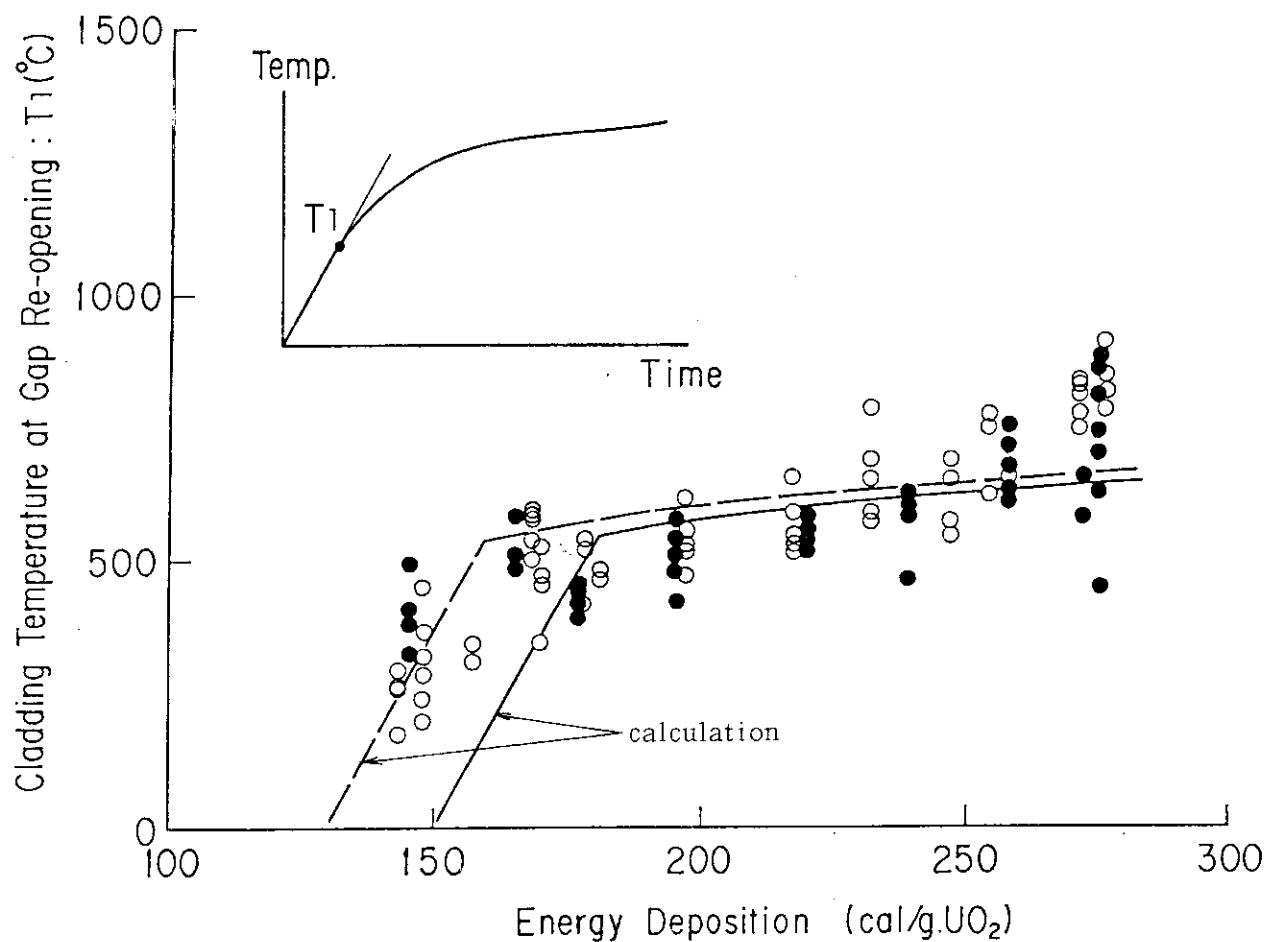


Fig.3.26 Comparison of calculated cladding temperature for gap re-opening with measured transition temperature T_1

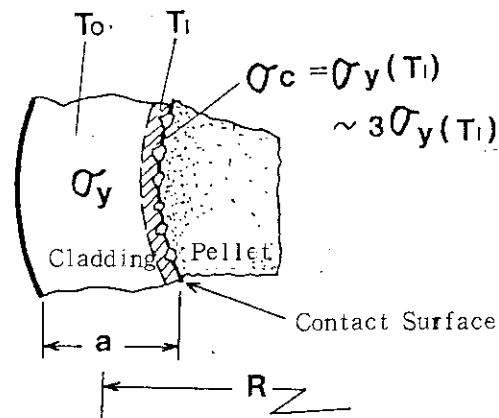


Fig.3.27 Contact condition between fuel pellet and cladding just after the power excursion

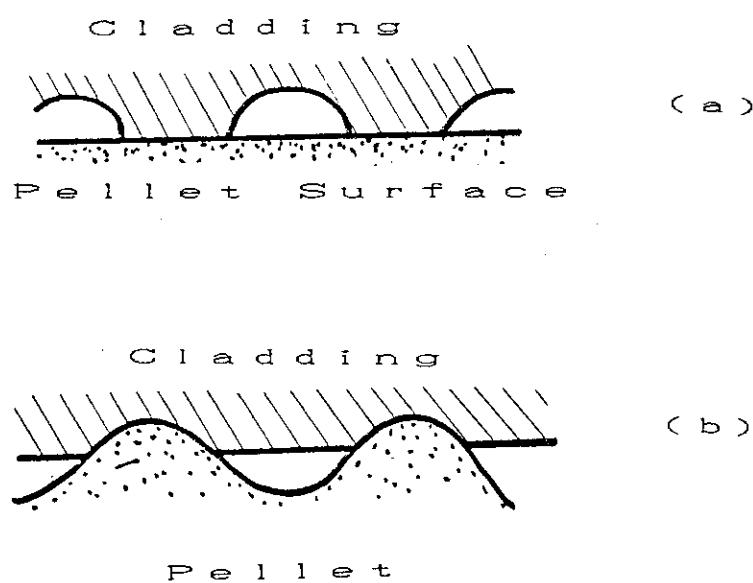


Fig.3.28 Deformation patterns of cladding at the contact with the fuel pellet

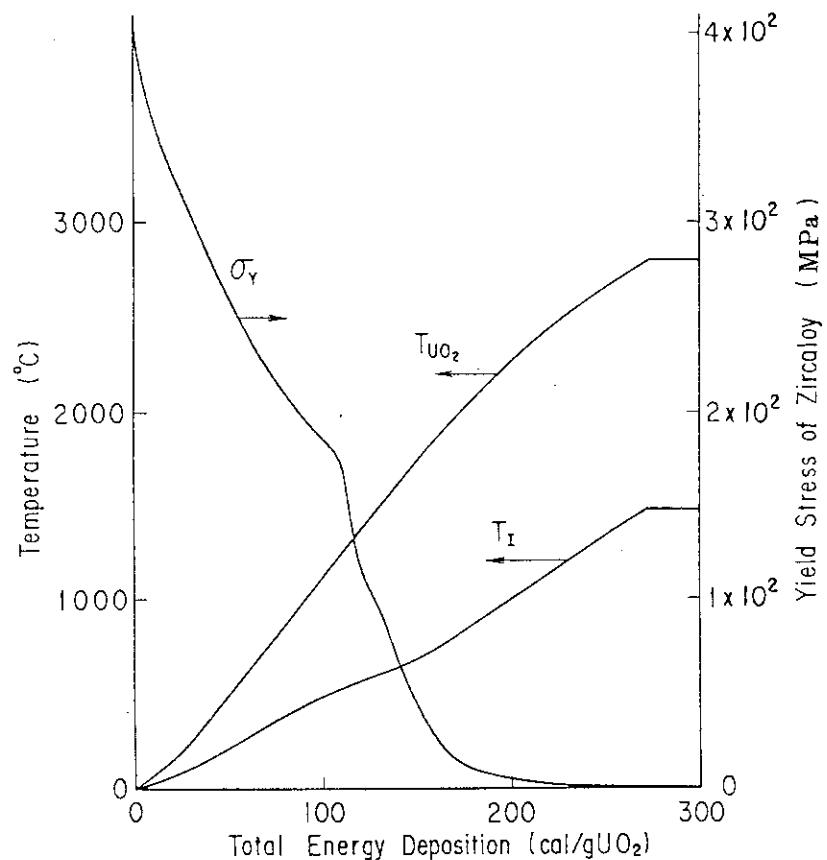


Fig.3.29 Fuel initial temperature T_{UO_2} , interfacial temperature T_I , and yield stress of cladding σ_y at temperature T_I plotted versus energy deposition

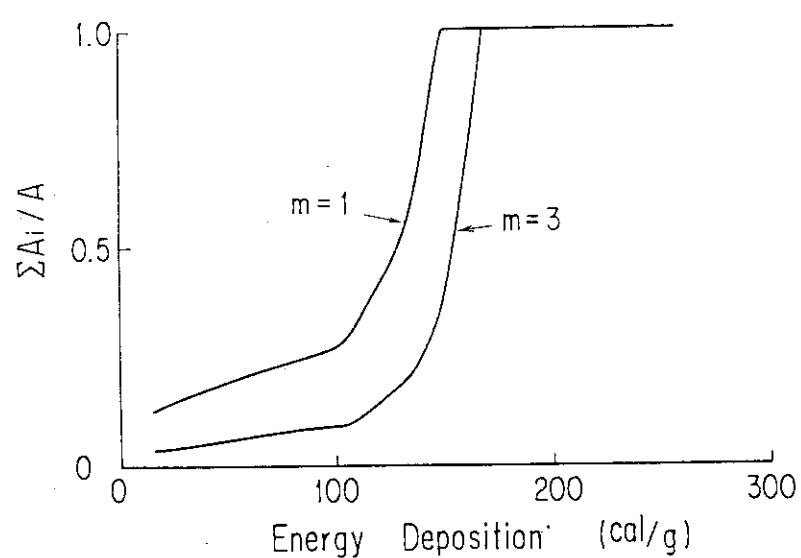


Fig.3.30 Calculated contact area ratio plotted as a function of energy deposition

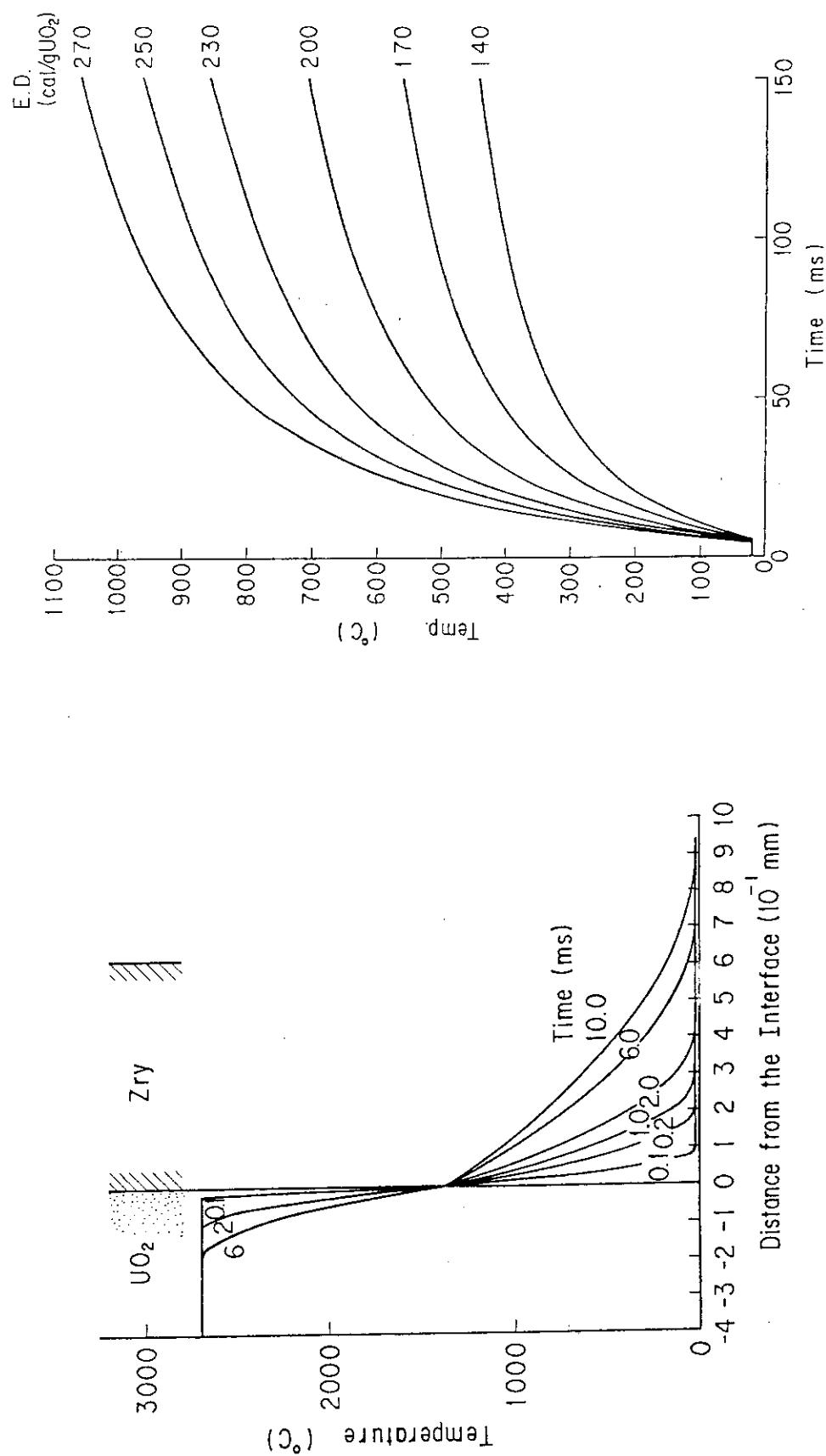


Fig.3.31 Transient temperature profile in the vicinity of pellet-cladding interface calculated based on one dimensional heat conduction model for two semi-infinite body

Fig.3.32 Calculated cladding surface temperature histories for different energy depositions

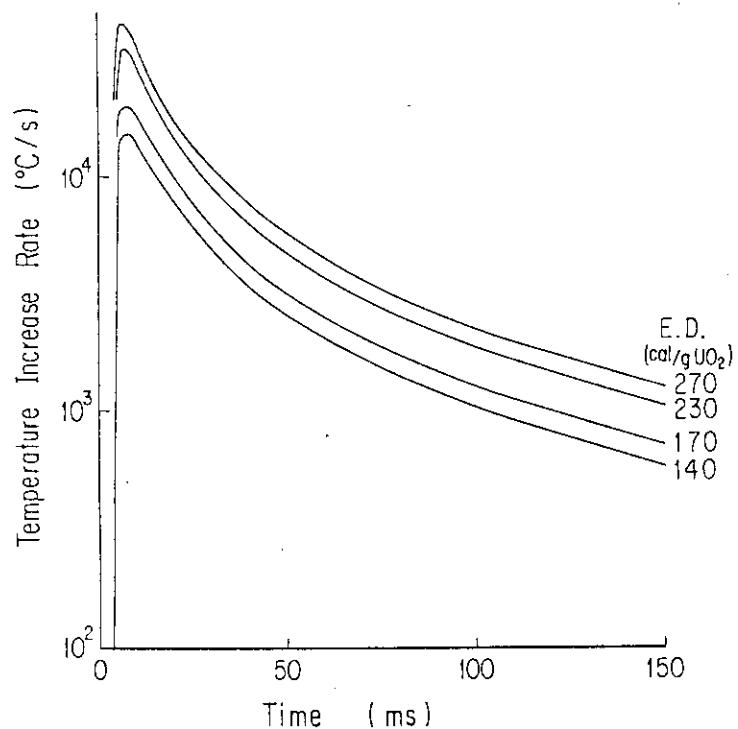


Fig.3.33 Calculated temperature increase rate at cladding surface for different energy depositions

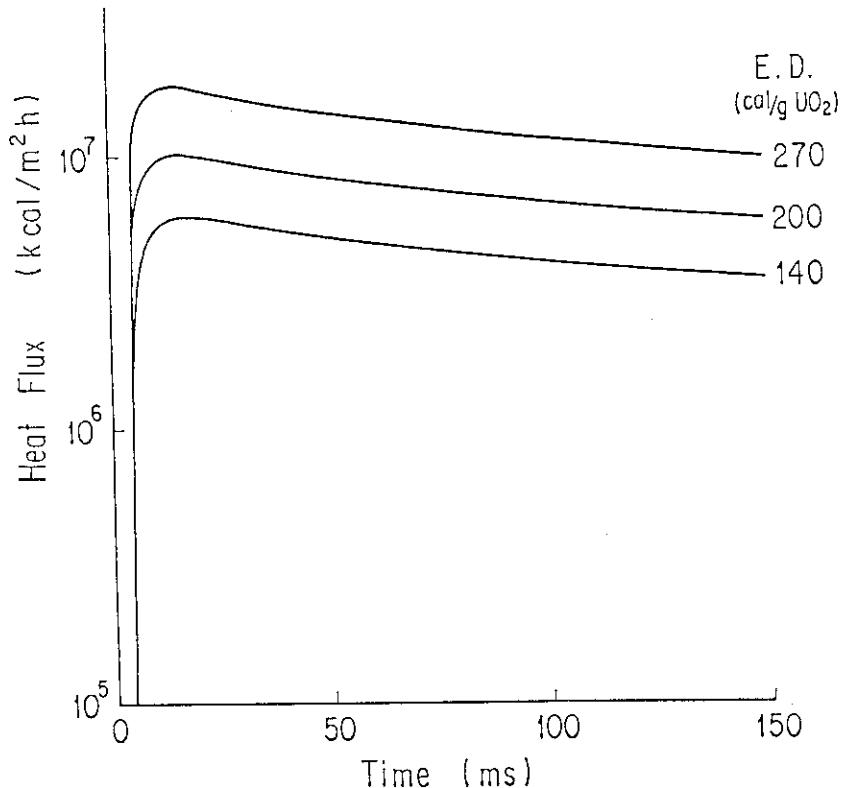


Fig.3.34 Calculated heat flux histories for different energy depositions

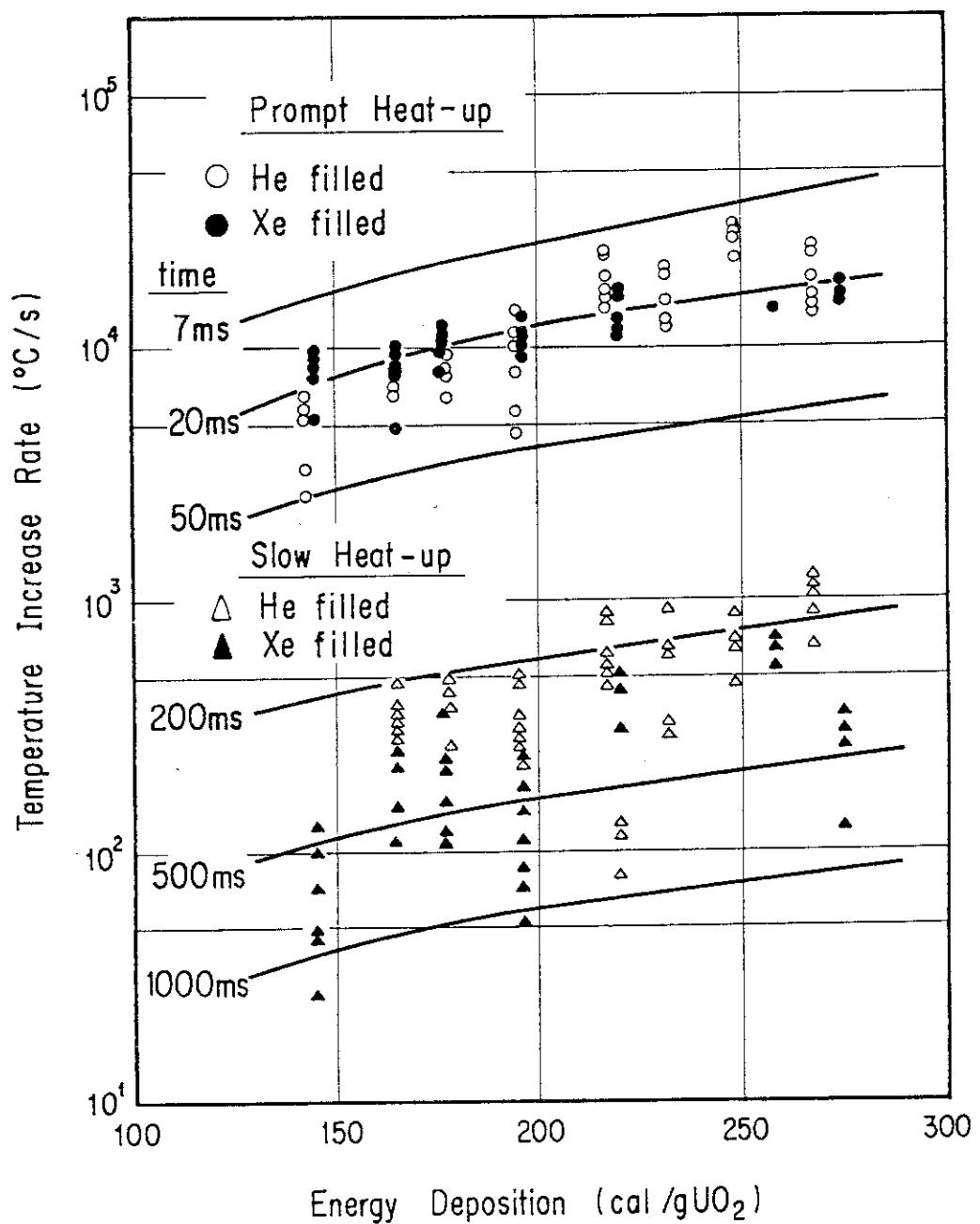


Fig.3.35 Comparison of calculated temperature increase rate with measured average value during prompt and slow heat-up phase

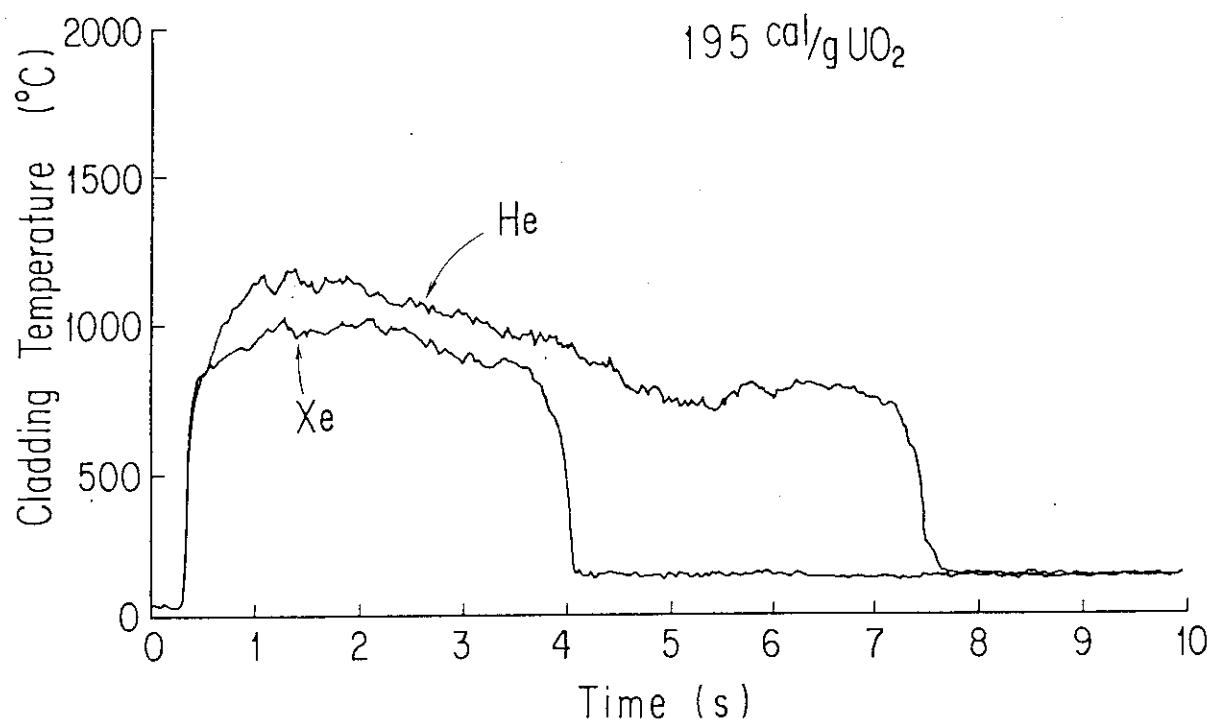


Fig.3.36 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods subjected to the energy deposition of 195 cal/g.UO₂

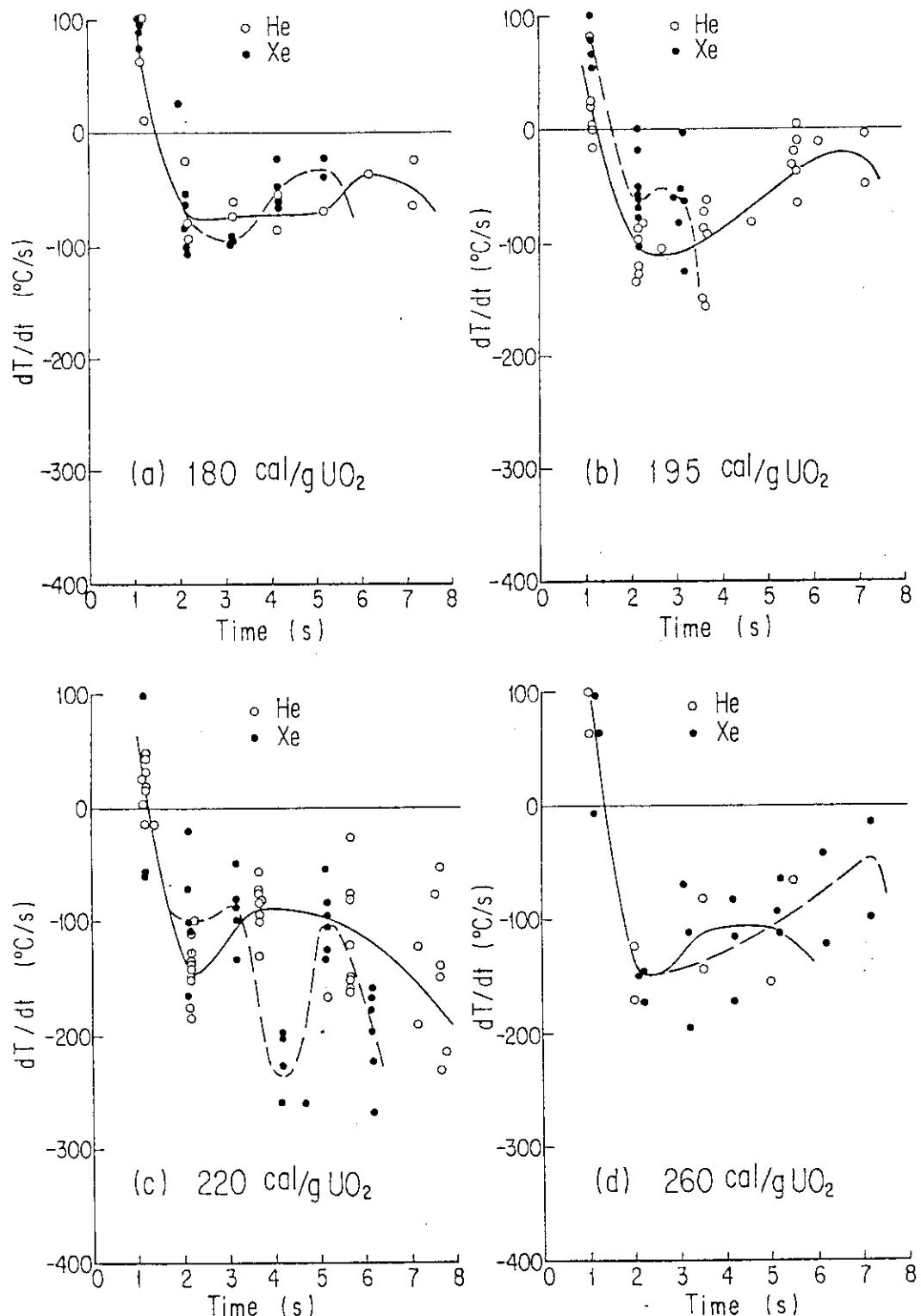


Fig.3.37 Comparison of cladding temperature cooldown speed between helium and xenon filled rods

4. 異なった冷却環境条件の下での ギャップ熱伝達の影響

4.1 実験手法

前節で述べた標準実験により、ギャップ熱伝達の過渡的挙動および被覆管温度への影響につき基本的な知見が得られた。しかし、被覆管温度はギャップ熱伝達を介しての加熱と外側の冷冷材による除熱の両者により決まるものであり、ギャップ熱伝達の影響も外部の冷却条件により異なってくる。また、実際のBWRあるいはPWRの冷却材条件は7.2 MPaあるいは16 MPaの高圧条件であり、このような高い外圧条件の下では、被覆管のつぶれが生じて、ギャップ条件が標準実験の場合と異なる可能性もある。

そこで、以上のように、除熱条件が異なる場合、および高い外圧条件の場合について、ギャップ熱伝達の影響を究明するのが本章の目的である。

除熱条件が異なる場合の影響については、大気圧条件の下で冷却条件が標準実験を下まわる場合および上まわる場合に対し、ヘリウム燃料とキセノン燃料の比較実験を行った。冷却条件が標準実験を下まわる条件は、実験カプセル内に電気ヒータを取り付け冷却水温度を上げることにより、また、上まわる条件は、カプセル内に小型の循環装置を組込んで冷却水を強制循環させることにより実現した。また、高圧条件の影響に対しては、高温高圧カプセルを使用し、BWRおよびPWRの運転条件を模擬した高温高圧条件の下でヘリウム燃料による実験およびキセノン燃料と加圧ヘリウム燃料を用いた比較実験を実施した。

なお、以上の実験に使用した実験装置については、すでに「2.1.2 実験カプセル」で述べたので、ここでは繰り返さないことにする。

4.2 実験結果

4.2.1 異なった冷却条件下での被覆管温度挙動

(1) ヘリウム燃料による結果

(a) 冷却水温度を変えた場合

まず、自然対流条件の下で冷却水温度を標準実験条件の20°Cから、60°Cおよび90°Cへと上昇させた場合の被覆管温度履歴をFig. 4.1に比較した。この実験で燃料に与えた発熱量はいずれも同じ190 cal/g UO₂である。冷却水温度の上昇に伴って、最高温度が高くなり、また膜沸騰もより長時間継続する。Fig. 4.2は同じ温度履歴の比較を0~1 sの時間軸に対して行ったものである。冷却水温度条件の違いは、急上昇期にはあまり大きくはない。このような温度測定結果から、最高温度、クエンチ開始温度および膜沸騰継続時間を求め、これらを冷却水のサブクール度に対してプロットするとFig. 4.3のようになる。冷却水温度の上昇、すなわち、サブクール度の低下に伴い、最高温度は上昇し、一方、クエンチ開始温度は低下し、このため、膜沸騰継続時間は大きく増大する。

これらの結果は、いずれも膜沸騰冷却時の挙動に関連するものである。従来、冷却水のサブクール度の上昇に伴い膜沸騰熱伝達は比較的大幅に増大する事が炉外実験の結果により示されている。以上の結果から、本実験のような、極めて過渡性の強い条件の下においても、冷却水のサブクール度が膜沸騰熱伝達に大きく影響し、さらに、被覆管温度挙動に大きな影響を及ぼすことが明らかになった。

(b) 冷却水流速を変えた場合

次に、冷却水を強制循環条件とし、流速を 0.3 m/s , 1.0 m/s および 1.8 m/s として、 190 cal/g UO_2 の発熱量を与えた場合の被覆管温度履歴の測定結果を Fig. 4.4 および Fig. 4.5 に示す。Fig. 4.4 は $0 \sim 10 \text{ s}$ 間、Fig. 4.5 は同じ結果を $0 \sim 1 \text{ s}$ 間の時間軸に対して示したものである。また、図中には、循環ポンプを取付けず自然対流条件にした場合の結果も比較のために示した。

冷却水温度を変えた場合と同様に、冷却水の流速の上昇は、膜沸騰熱伝達を促進し、被覆管温度の上昇を大きく抑制する事がわかる。ただし、急上昇期の温度上昇にはあまり大きな影響は現われず、緩上昇期に入ってから、流速の違いによる温度上昇の違いが明確に現われるようになることが、Fig. 4.5 からわかる。

Fig. 4.6 は、以上のような被覆管温度測定結果から、最高温度、クエンチ開始温度および膜沸騰継続時間をプロットしたものである。このように、最高温度および膜沸騰継続時間は、流速の増大に伴って低下あるいは減少するが、クエンチ開始温度はあまり影響を受けない。

(2) キセノン燃料による比較実験結果

上述の実験結果から、燃料の温度挙動に対して冷却条件が大きく影響することが明らかになった。そこで、以上の冷却条件のうち、標準条件に比べ最も冷却条件の悪い 90°C 自然対流条件と、逆に最も条件の良い 20°C 、流速 1.8 m/s の場合を冷却条件パラメータとして選び、以上の各場合について、ヘリウム燃料とキセノン燃料の比較を行った。以下にその結果を述べる。

(a) 被覆管温度履歴

Fig. 4.7 および Fig. 4.8 はサブクール度 10°C (水温 90°C) の自然対流条件の下で計測されたヘリウム燃料およびキセノン燃料の被覆管温度履歴を、それぞれ時間軸 $0 \sim 30 \text{ s}$ および $0 \sim 1 \text{ s}$ に対して示したものである。Fig. 4.8 からわかるように、発熱量が 190 および 250 cal/g UO_2 のいずれの場合も、緩上昇期にギャップガスの影響が認められる。しかし最高温度については、Fig. 4.7 に示されるように、 190 cal/g UO_2 の場合には殆んど差が生ぜず、また、 250 cal/g UO_2 の場合でも、ヘリウム燃料のデータが熱電対断線により得られていないものの被覆管溶融の発生状態には殆んど差が無く、ともにギャップガスによる大きな影響は生じていない。

一方、サブクール度 80°C 、冷却材流速 1.8 m/s とし、冷却条件を極めて良好にした条件で行った実験の結果を Fig. 4.9 および Fig. 4.10 に示す。発熱量が 180 および 230 cal/g UO_2 では Fig. 4.10 (a) および (b) に示されるように急上昇期にはギャップガスの影響は現われないが、緩上昇期に移行する時の被覆管温度はキセノン燃料の方がやや低くなり、緩上昇期になるとギャップガスの影響が極めて大きく現われる。すなわち、Fig. 4.9 で明らかなように緩上昇期に入ってからの被覆管温度上昇が殆んど無くなり、その分だけ、最高温度も低く

なる。ところが、発熱量が 260 cal/g UO_2 になると影響が異なってくる。Fig. 4.9 および Fig. 4.10 の(c)の He-1, He-2 および Xe-1, Xe-2 で示したデータは各々同じヘリウム燃料およびキセノン燃料の異なる 2 点の測定値を示したものであるが、He-2 と Xe-2 は殆んど同じ温度履歴を示し、ギャップガスの影響は消滅している。しかし、Xe-1 の測定点では Xe-2 のデータと大きく異なってギャップガスの影響が顕著に認められる。以上のように、比較的低い発熱量では、ギャップガスの影響が顕著であるが、発熱量が約 250 cal/g UO_2 以上になると、局所的にはギャップガスの影響が殆んど認められない部分が生じる。

(b) 被覆管最高温度および緩上昇移行温度

低サブクール・自然対流条件および高サブクール・強制対流条件における被覆管最高温度 T_{\max} と緩上昇移行温度 T_1 の結果を発熱量に対してプロットすると、それぞれ Fig. 4.11 および Fig. 4.12 のようになる。

この結果から、低サブクール・自然対流冷却という、除熱量が小さい条件の場合には、被覆管最高温度 T_{\max} に対する影響は非常に小さく、また、緩上昇移行温度 T_1 には影響ないことがわかり、一方、高サブクール・強制対流冷却という、除熱条件が非常に良い場合にはギャップガスの影響が顕著になり、最高温度だけでなく緩上昇移行温度 T_1 にも多少の影響が現わることがわかった。また、このギャップガスの影響は発熱量にも依存し、標準条件での実験結果と同様に、強制対流条件下においても、発熱量が 250 cal/g UO_2 程度になるとギャップガスの影響が極めて小さくなることが明らかになった。

(c) 膜沸騰継続時間およびクエンチ温度

Fig. 4.13 は、冷却条件が異なる場合の膜沸騰継続時間の測定結果を発熱量に対してプロットし比較したものである。ヘリウム燃料の場合を白印で、また、キセノン燃料の場合を黒印で示した。この結果から、膜沸騰継続時間の発熱量に対する関係は冷却条件によって大きく異なり、除熱条件の悪い 90°C ・自然対流条件の場合は、継続時間が長くかつ発熱量の増大に対して減少傾向を示すのに対し、より除熱条件の良い 20°C ・自然対流の場合には、継続時間が短くなると共に、発熱量に対して増加傾向を示す。また、さらに除熱条件が良好な 20°C ・強制対流条件の場合は、継続時間はさらに短くなり、かつ、発熱量に対する増加傾向も大きくなる。また、ギャップガスがキセノンの場合は、いずれも、以上の傾向を助長するような様子がみられる。すなわち、 90°C ・自然対流条件下では、発熱量が低い範囲で膜沸騰継続時間がヘリウム燃料より大きくなり、一方、 20°C ではヘリウム燃料より小さくなる傾向を示す。また、以上の結果は、冷却条件の違いによる影響が発熱量の増大に伴って減少する傾向を示しているとみるともでき、約 250 cal/g UO_2 以上の発熱量で影響が非常に小さくなる事は、このような高発熱量におけるギャップ熱伝達の変化と呼応していて興味深い。

Fig. 4.14 は、冷却水温度 20°C および 90°C の場合のクエンチ温度のデータを発熱量に対してプロットしたものである。なお、 20°C ・強制対流の場合のデータは、 20°C ・自然対流の場合のデータと殆んど同じ値になって重なってしまうため、プロットから省いた。

このプロットから、クエンチ温度は主として冷却水温度（冷却水サブクール度）に依存し、サブクール度が小さくなるに伴い低下すること、また、発熱量が約 170 cal/g UO_2 より低い

場合および 250 cal/g UO_2 より高い場合には、クエンチ温度がやや低下する傾向を示すこと、およびキセノンギャップガスの影響は、発熱量 $180 \sim 230 \text{ cal/g UO}_2$ の範囲で認められ、水温 20°C の場合はクエンチ温度を下げる方向に、また、 80°C の場合は上げる方向に働くよう見えること等の結果を読みとることができる。

4.2.2 異なった冷却条件の下での燃料破損しきい値

標準条件の下での実験結果から、燃料の破損は主として被覆管の最高到達温度によって支配され、標準条件の下での破損しきい値はほぼ 260 cal/g UO_2 であること、および破損しきい値近傍の発熱量になると被覆管と燃料ペレットの融着が生じるため、ギャップガス成分の違いは破損しきい値には影響しないこと等が明らかになった。

そこで、異なった冷却条件の下でも同様の結果となるかどうか、また、異なった冷却条件がどの程度破損しきい値に影響するかという観点から既出のデータを整理し、破損しきい値との関連をみてみる。

Fig. 4.15 (a) は、標準条件、すなわち 20°C ・自然対流条件と、これよりも冷却条件を悪くした 90°C ・自然対流条件の実験における被覆管最高温度と発熱量の関係を比較し、これに、燃料破損が認められた発熱量範囲を記入したものである。この結果から、 90°C の冷却水温度条件では、 20°C 条件に対して被覆管温度がほぼ平行に高温側に移動し、この結果、 210 cal/g UO_2 で被覆管が溶融温度に達して破損に至ったことがわかる。この冷却条件の下でのギャップガスの破損しきい値に対する影響は、被覆管温度上昇に対する影響自身が小さいため、極めて小さく、おそらく実験誤差の範囲内であろうと、この実験結果のプロットから推定できる。

次に、同様のプロットを 20°C 強制対流の実験結果につき行ったのが Fig. 4.15 (b) である。自然対流条件のデータは重なってしまうため、傾向を示す線で代表させた。これから、冷却条件が悪くなった場合と逆に、強制対流冷却に被覆管温度上昇が抑制される事により破損しきい値の上昇することがわかる。また、ギャップガス成分の影響については、キセノン封入燃料による破損しきい値を越える実験を行っていないので直接的な証明はできないものの、破損しきい値を下まわる 250 cal/g UO_2 の発熱量で被覆管温度に対する影響が消失している事から考えて、標準条件の場合と同様に影響ないとみて良いであろう。

4.2.3 高圧条件下での被覆管温度挙動

(1) ヘリウム燃料実験

これまで実施してきた実験で用いたヘリウム燃料と同じく、室温で 0.1 MPa のヘリウムを封入した燃料を用い PWR および BWR の運転条件を模擬した高温高圧条件の下で実験を行った。なお、この実験に使用した高温高圧カプセルの試験部容器は、内径 100 mm 、内のり高さ 750 mm の円筒容器で、大気圧カプセルとほぼ同一の形状、寸法（内径 120 mm 、高さ 800 mm ）であるので、冷却材の温度、圧力以外は大気圧カプセル実験とほぼ同一の自然対流冷却条件の実験となっている。

また、この実験における被覆管温度の測定においては、シース型白金・白金ロジウム熱電対の先端を露出型とし、大気圧カプセルと同様に、直径約 0.2 mm の熱電対素線と被覆管表面に

直接にスポット溶接する方法に成功し、良好な応答特性を得ている。

実験は、BWR条件（圧力7.2 MPa、温度276°C）で5回、PWR条件（圧力16 MPa、温度350°C）で3回行った。Fig. 4.16およびFig. 4.17は、それぞれ、PWR条件およびBWR条件の下で測定されたヘリウム燃料の被覆管温度履歴である。大気圧条件下での実験結果と類似した温度上昇および下降の履歴をたどり、発熱量の増大に伴って最高温度が上昇する。しかし、同一の発熱量および冷却水サブクール度の大気圧実験に比べて最高温度は300~400°C低目になっている。また、PWR条件の下では、最高温度到達以後の冷却速度が大きくなっている。かつ、クエンチがあまり明瞭に現われないことも大気圧条件とは異なった点である。

Fig. 4.18は、以上の相違点をより明瞭に示すため、発熱量170 cal/g UO₂（初期状態からパルス照射により与えられた分の発熱量）の場合について、大気圧条件、BWRおよびPWR条件における初期状態からの温度上昇分の履歴を比較したものである。最高温度上昇、冷却速度およびクエンチ状態の違いがより明瞭に示される。

Fig. 4.19は、被覆管最高温度を発熱量に対してプロットし比較したものである。BWR条件では、同じサブクール度10°Cの大気圧実験よりも、平均して300°C程度ほど温度上昇が少なく、また、PWR条件では、さらに温度上昇が小さくなっている。

以上のような高圧実験にみられる特徴は、主に、高圧条件下で膜沸騰熱伝達率が上昇したために生じたものであろうと考えられる。

なお、BWR条件に相当する圧力7.2 MPaにおいて、発熱量170 cal/g UO₂とし、冷却水のサブクール度を10°Cから80°Cまでに変化させる実験も行った。Fig. 4.20は、この実験の結果得られた被覆管最高温度、クエンチ温度および膜沸騰継続時間をサブクール度に対してプロットしたものである。このように、サブクール度の影響については、高圧条件下では大気圧下でみられたような顕著な影響は現われなかった。

(2) キセノン燃料および加圧燃料との比較実験

高圧条件の下でのギャップガスの成分およびギャップガス圧力（燃料内圧）の影響を調べるために、ヘリウム燃料、キセノン燃料および室温条件で7 MPaのヘリウムを封入した加圧ヘリウム燃料の3本の試験燃料を同一の試験容器に装荷して同時に照射を行った。なお、3本の燃料は、Fig. 4.21に示すように相互に影響し合わないだけの距離を置いて配置した。実験条件はPWR条件、すなわち、圧力16 MPa、温度305°Cとし、試験燃料には200 cal/g UO₂の発熱量を与えた。

Fig. 4.22および4.23は、この実験の結果得られた被覆管温度履歴を、それぞれ、時間軸0~30sおよび0~1sに対して比較したものである。このように、高圧条件の下では、ギャップガスの成分の影響は殆んど認められず、加圧燃料が、他の2本と異なってより低い被覆管温度上昇を示した。また、Fig. 4.24は、被覆管最高温度を発熱量に対してプロットして比較したものである。この図からも、キセノン封入による影響は殆んど認められないが、加圧燃料では明らかに被覆管温度上昇が小さくなることがわかる。次節で詳述するが、初期燃料内圧が0.1 MPaのヘリウム燃料およびキセノン燃料は、16 MPaという高い外圧によって被覆管がつぶれて燃料ペレットに密着しており、一方、加圧燃料は305°Cの実験初期温度で約15 MPaとなり、これに照射時の燃料ペレット膨張による内圧上昇が加わるとほぼ被覆管内外圧が釣合

う条件となって、被覆管のつぶれは生じなかった。

以上の結果から、高圧条件の下では、大気圧条件と異なって被覆管のつぶれ(コラプス現象)が生じ、これが被覆管温度挙動に大きな影響をもつこと、および、つぶれが生ずるとギャップガス成分の影響は極めて小さくなることが明らかになった。

4.2.4 高圧条件下での被覆管の変形および破損

高い外圧条件の下では、被覆管は温度上昇に伴って外圧に抗し切れなくなり、つぶれを生じる。Fig. 4.25 は PWR 条件および BWR 条件の下で $190 \sim 195 \text{ cal/g UO}_2$ の発熱量を与える実験を行った後の被覆管の外径の変化をプロファイルメータにより測定した結果である。黒丸は BWR 条件、白丸は PWR 条件のデータであり、さらに、大気圧条件下での実験結果を実線および点線で示した。これらの実験においては、被覆管最高温度は、いずれも、 $900 \sim 1000^\circ\text{C}$ になっている。

この結果から、大気圧条件下においては、被覆管の平均外径は殆んど変化せず、むしろ、橢円形化する変形が顕著であるのに対し、PWR または BWR 条件下では、燃料領域全長にわたり、ほぼ均一に外径の縮小、すなわち、つぶれが生じ、さらに、ペレットとペレットの境界部では、局所的に大きなつぶれが生じたことがわかる。また、BWR 条件に比べ、より高外圧の PWR 条件ではより大きなつぶれが生じているのがわかる。

Fig. 4.26 は、PWR 条件の下でつぶれを生じた燃料の外観および切断面の写真である。外観写真から、被覆管がほぼ均一につぶれ、かつ、ペレット間の境界では、境界に沿って深い線状の凹みが生じているのがわかる。さらに、断面写真から、つぶれた被覆管は燃料ペレットに密着し、かつ、ペレット境界では、ペレット端の面取り部で形成された V 型の溝に沿って被覆管が深く浸入し、被覆管外面の凹みの原因となっていることがわかる。

この被覆管のつぶれ変形は、実験を行った発熱量 190 cal/g UO_2 以上のいずれの場合にも生じ、破損しきい値に近くなると、これに溶融による偏肉が加わる。Fig. 4.27 は破損しきい値付近の発熱量 270 cal/g UO_2 を与えた場合の照射後燃料の断面を比較したものである。大気圧条件での実験では、被覆管のつぶれが生じないため、被覆管とペレットとの融着は部分的にしか生ぜず、融着した部分の被覆管は偏肉を生じているが、他方、ペレットと大きなギャップを残し、原型を留めている部分もある。しかし、BWR や PWR 条件では、全周にわたって被覆管とペレットの融着が生じ、また、偏肉の発生も全周にわたっている。特に PWR 条件の場合にそれが顕著であり、全周にわたり、特徴的な山と谷が均一に分布して生成されている。Fig. 4.28 はこれらの燃料棒の切断前の外観を示したものである。いずれも、燃料棒の発熱部下端近くでクラックを生じ破損している。このクラックの入り方は、高圧条件では主に軸方向のクラックが、また、大気圧条件では主に周方向のクラックが多くなる傾向になる。しかし、このように外圧条件により偏肉やクラックの形状に多少の違いは生ずるもの、クラックの発生は Fig. 4.29 からもわかるように、被覆管の酸化の進行と局所的な薄肉化による脆化を原因としており、破損の機構自身は外圧条件によっては変っていない。したがって、また、燃料破損しきい値も、被覆管最高温度がほぼ溶融点に達する発熱量条件に対応している。

4.3 考 察

4.3.1 ギャップ熱伝達の影響と冷却条件との関係

以上に述べてきた実験の結果、高い外圧条件の下で被覆管のつぶれが生じる場合を除き、ギャップガス成分が、被覆管温度挙動に少なからず影響を与える、またその影響の程度は冷却条件によって異なることが明らかになった。Fig. 4.3.0 は、これらの知見を一つの図にまとめて示したものであり、種々の冷却条件の下での被覆管の温度上昇を発熱量に対してプロットしたものである。まず、ハッチングした領域として示した急上昇期の被覆管温度上昇は、極めて良好な接触熱伝達が保たれた条件の下での温度上昇であり冷却条件にはあまり左右されない。被覆管最高温度は、この急上昇期の温度上昇に緩上昇の温度上昇が加わったものとなり、図中の実線あるいは点線で示したように冷却条件の影響に大きく左右される。そして、冷却条件が良くなるほど最高温度が低くなると共に、ギャップガスの違いによる影響も増大する。しかし、発熱量が約 240 cal/g UO₂以上になると燃料ペレットと被覆管の融着が始まり、ギャップガスの影響が無くなると共に、冷却条件の影響もやや小さくなる。なお、同図中には、比較のため燃料ペレットの最高温度も示したが、このように、冷却条件の最も悪い 90 °C、静水条件の下では、被覆管最高温度は燃料ペレット最高の約 70 %程度まで昇温することになる。

ところで、ギャップ熱伝達が被覆管の温度履歴にどのように関係しているかを定量的に評価するには、計算コードによる過渡温度解析を行わなければならない。そこで、過渡温度解析は別に章を改めて述べることとし、本章では、燃料破損に最も関連が強く、かつ、温度の時間変化が小さくなるため準定常的な取扱いで近似できる、被覆管最高温度について、解析的な手法で評価を試みる。

これまで、被覆管最高温度はつねに発熱量の関数として表示し取扱ってきた。しかし、被覆管の最高温度を、発熱量に対応して定まるペレット最高温度に対する比として無次元化して取扱うことにより、発熱量によらない値として取扱うことができるものと予想される。特に、ペレット・被覆管の融着等が生じない 240 cal/g UO₂以下の場合には、ギャップ条件や冷却条件の影響が顕著であるので、このような取扱いによりこれら熱伝達条件の影響が明瞭になるものと考えられる。

Fig. 4.3.1 は、このような考えに基づき、被覆管最高温度上昇 ($T_{\max} - T_0$) を燃料ペレットの最高上昇温度 ($T_{UO_2} - T_0$) で除した値を発熱量に対してプロットしたものである。ただし、プロットのオーバーラップをさけるため、縦の座標を分けてずらしてある。図中の実線は、発熱量 240 cal/g UO₂以下の全データの平均値を示し、また、その上・下の点線で囲まれたハッチング部分は、各データ群の土の範囲を示したものである。この結果から、被覆管最高温度上昇の燃料ペレットの最高温度上昇に対する比は、発熱量によらずほぼ一定とみなすことができ、かつ、データのばらつきは、ギャップ条件や冷却条件の影響を明確に区別できる程度に小さいことがわかる。

このプロットから、ギャップ熱伝達が悪いキセノン燃料で冷却条件を最も良くした場合には、被覆管温度上昇はペレット温度上昇の約 26 %に抑制され、一方、ギャップ熱伝達が良いヘリウム燃料で、冷却条件を悪くした場合には、ペレット温度上昇の約 70 %に達する被覆管温度

上昇となり、他の場合はこの中間の値をとることがわかる。また、発熱量 240 cal/g UO₂以上では、全ての条件のプロットが約 50 ~ 60 % の値に集まる傾向を示し、燃料ペレットと被覆管の融着による影響を示している。

ところで、冷却条件の影響を定量的に評価するためには、被覆管表面における熱伝達率が既知でなければならない。しかしながら、燃料温度計測は被覆管表面温度だけであるので熱流束を実験結果から評価することはできない。そこで、被覆管表面の熱伝達率については、従来の膜沸騰熱伝達式により評価することにする。

まず、静水条件の膜沸騰熱伝達率は、Bromley⁽¹⁵⁾による垂直平板に対するプール膜沸騰熱伝達式を用いる。

$$h = h_{con} + 0.75 h_{rad} \quad \dots \quad (4.1)$$

$$h_{con} = c \left[\frac{k_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) g H'_{fg}}{L \mu_g (T_w - T_s)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad \dots \quad (4.2)$$

$$H'_{fg} = H_{fg} \left[1 + 0.68 \frac{c_{pg} (T_w - T_s)}{H_{fg}} \right] \quad \dots \quad (4.3)$$

$$h_{rad} = \epsilon_w \sigma (T_w^4 - T_s^4) / (T_w - T_s) \quad \dots \quad (4.4)$$

ただし、

h	プール膜沸騰熱伝達率	(kcal/m ² h °C)
h_{con}	対流熱伝達項	(kcal/m ² h °C)
h_{rad}	輻射熱伝達項	(kcal/m ² h °C)
c	気液界面条件により決まる定数 ($c = 0.943$ を使用)	
H'_{fg}	有効気化潜熱	(kcal/kg)
H_{fg}	気化潜熱	(kcal/kg)
c_{pg}	蒸気の定圧比熱	(kcal/kg °C)
T_w	伝熱面温度	(°C)
T_s	蒸気飽和温度	(°C)
k_g	蒸気の熱伝導率	(kcal/m h °C)
μ_g	蒸気の粘性係数	(kg/m h)
ρ_f, ρ_g	水および蒸気の密度	(kg/m ³)
L	伝熱面高さ	(m)
ϵ_w	伝熱面輻射率 ($\epsilon_w = 0.75$, ZrO ₂ に対するものを使用)	
σ	ボルツマン定数 (4.88×10^{-8} kcal/m ² h k ⁴)	

以上の式は飽和温度の冷却水に対する式であるので、数値による以下の実験式によりサブクーラ度の影響を考慮した補正を行う。

$$h_{con, sub} = h_{con, sat} (1 + 0.025 \Delta T_{sub}) \quad \dots \quad (4.5)$$

ただし、

$h_{con,sub}$: サブクール条件下の対流熱伝達項 (kcal/m² h °C)

$h_{con,sat}$: 飽和条件下の対流熱伝達項 (kcal/m² h °C)

ΔT_{sub} : 冷却水サブクール度 (°C)

また、強制対流条件に対しても、Bromley⁽¹⁷⁾による次式を用いて評価をする。

$$h = h_{con} + 0.875 h_{rcd} \quad \dots \quad (4.6)$$

$$h_{con} = 2.7 \left[\frac{U \rho_g H'_{fg} k_g}{D (T_w - T_s)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad \dots \quad (4.7)$$

ただし、U : 冷却水流速 (m/h)

D : 流路の流力直径 (m)

なお、冷却水のサブクールの効果は、プール条件と同様に(4.5)式により評価する。

以上の膜沸騰熱伝達式を用いて、プール条件で水温が20°Cおよび90°C(サブクール度80°Cおよび10°C)の場合、および、流速1.8 m/sの強制対流条件の場合に対する熱伝達率を求め、伝熱面温度T_wに対してプロットするとFig. 4.32のようになる。この図中の太線で示した範囲が、本実験で計測された被覆管最高温度の範囲である。ただし、以上の諸式を本実験条件に対して適用する上では、いくつかの問題点がある。すなわち、本実験は非定常実験であり、非定常条件に対する考慮が必要であること、また、被覆管表面温度は極めて高く、高温で酸化膜が形成され表面条件が変化すると共に、その酸化の過程で水素が発生すること、および、サブクール条件に対する補正の式は蒸気中で高温になった燃料棒に対する再冠水実験結果にもとづくものであり、本実験のように冷却水中に燃料棒が浸っている場合とは条件がやや異なることなどの問題点がある。したがって、Fig. 4.32に示した熱伝達率は、各冷却条件に対する熱伝達率の目安を与えるという程度のものであって、本検討も、定性的な評価にならざるを得ない。

さて、Fig. 4.32の結果から、各冷却条件に応じた被覆管最高温度の平均値に対応する被覆管表面での熱伝達率h_{out}を求め、このh_{out}に対し、Fig. 4.31に示した各冷却条件に対応する被覆管の相対温度上昇(T_{max}-T₀)/(T_{UO₂}-T₀)をプロットするとFig. 4.33になる。この図は被覆管の相対温度上昇に対する冷却条件の影響を示すものとなる。これから、被覆管表面での熱伝達率が増大する程、ヘリウム燃料とキセノン燃料の温度上昇の差が大きくなり、ギャップガス成分の影響が増大することが明確に把握できる。

さて、この相対温度上昇は、被覆管の内側および外側の熱伝達率の比に関係づけて考えることができる。ギャップ部の熱抵抗と、燃料ペレット表面における温度降下部の熱抵抗とを含めた、燃料内部の熱抵抗を1/h_{in}とし、被覆管表面の熱伝達率をh_{out}とすると、被覆管最高温度時点では、燃料ペレットから被覆管へ向う熱流束と、被覆管から外部へ流出する熱流束とが等しくなるので、

$$q = h_{in} (T_{UO_2} - T_{max}) = h_{out} (T_{max} - T_0) \quad \dots \quad (4.8)$$

が近似的に成立する。

したがって、

$$\frac{h_{in}}{h_{out}} = \frac{T_{max} - T_0}{T_{UO_2} - T_{max}} \quad \dots \dots \dots \quad (4.9)$$

$$\therefore h_{in} = \frac{h_{out}}{\frac{T_{UO_2} - T_0}{T_{max} - T_0} - 1} \quad \dots \dots \dots \quad (4.10)$$

となる。この関係を用い、Fig. 4.33 に示した $(T_{max} - T_0) / (T_{UO_2} - T_0)$ および h_{out} の値から h_{in} を求め、これを h_{out} に対してプロットすると Fig. 4.34 に示すようになる。この図は、被覆管の外側の熱伝達率と、内側の熱伝達率（熱貫流率）の関係を示すものとなる。これから、ヘリウム燃料では、外側の冷却条件にかかわらず、燃料ペレットから被覆管に至る熱貫流率はあまり変化なく大よそ $750 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ の値となるが、キセノン燃料では外側の冷却条件が良い程、内部の熱貫流率は低下する傾向をもち、ヘリウム燃料の場合の約 $2/3$ から $1/2$ 程度になることがわかる。なお、この h_{in} の差は、ヘリウムとキセノンの熱伝導率の比が約 $20 : 1$ であるのに比べ小さいが、これは、燃料ペレット内部の熱抵抗を含んで評価した熱貫流率で比較したためであり、ギャップ熱伝達率の差はより大きなものであると考えられる。

4.3.2 高圧条件の下での被覆管のつぶれとその影響

PWR の運転条件に相当する 16 MPa の高圧条件の実験の結果、被覆管は外圧によってつぶれを生じて燃料ペレットに密着し、ギャップガスの成分による影響が認められなくなることが判った。そこで、このような被覆管のつぶれが、どの程度の外圧条件により生じ、また、被覆管の昇温時のどの時点で生じるかを検討する。

被覆管のつぶれが生じる原因には、被覆管が高温になり、強度が低下することによって生ずる塑性変形と、弾性係数の低下による座屈変形とが考えられる。前者の塑性変形の発生は、被覆管の圧縮応力が降伏応力を超える条件を目安とすることができ、また、座屈変形の発生は、無限長の薄肉円筒の外圧による座屈に対する限界圧力の関係式により近似的に評価することにする。

まず、塑性変形に対しては、被覆管の周方向応力を薄肉円筒の近似により、

$$\sigma_t = \frac{P \cdot R}{t} \quad \dots \dots \dots \quad (4.11)$$

ただし、
 σ_t : 周方向応力 (MPa)
 P : 外圧 (MPa)
 R : 被覆管外半径 (m)
 t : 被覆管肉厚 (m)

で求め、

$$\sigma_t \geq \sigma_y(T) \quad \dots \dots \dots \quad (4.12)$$

ただし、

$$\sigma_y(T) : \text{被覆管温度 } T \text{ に対応する降伏応力 (MPa)}$$

をつぶれの条件とする。

一方、座屈の限界圧力は

$$P_{crit} = \frac{E}{4(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad \dots \quad (4.13)$$

ただし、 P_{crit} : 座屈の限界圧力 (MPa)

μ : ポアソン比

E : 縦弾性係数 (MPa)

t : 被覆管の肉厚 (m)

R : 被覆管の半径 (m)

で評価する。

なお、ジルカロイのポアソン比を 0.30 とすると、(4.13) 式は本実験で使用した被覆管寸法に対応する関係式として

$$P_{crit} = 4.26 \times 10^{-4} E \quad \dots \quad (4.14)$$

となる。

ここで、被覆管のジルカロイ-4 の物性値としては、軽水炉燃料物性値サブコード MAPRO (Version 9) を引用して算出した値を用いた。Fig. 4.35 に、降伏応力 σ_y および縦弾性係数 E を温度の関数として示す。降伏応力は 500°C を超えると急速に減少傾向を示し、また、縦弾性係数は温度に対してほぼ直線的に減少するが、 $\alpha - \beta$ 相変態点付近の約 900°C から傾きがやや異なっている。

以上の関係および燃料の寸法条件を (4.11), (4.12) および (4.14) 式に代入すれば、本実験で使用した燃料被覆管が塑性変形域に入る限界および座屈を生ずる限界を被覆管温度に対して求めることができる。Fig. 4.36 は、このようにして求めた塑性変形および座屈発生の条件を、外圧と被覆管温度の関係として示したものである。すなわち、Fig. 4.36 において、被覆管に与えられた内・外圧力差に対して、被覆管温度が限界曲線以上になると塑性変形あるいは座屈を生ずることになる。

そこで、Fig. 4.36 の図中に示した BWR および PWR の条件に対して考えてみると、いずれの場合においてもペレットと被覆管の接触が保たれる急上昇期に 800 ~ 900°C に昇温し、ギャップが開く条件に達した時には被覆管の圧縮応力は降伏値を上まわることがわかる。このことから、BWR および PWR 条件の下での非加圧型燃料にあっては、急上昇期の間にすでに外圧により塑性変形が生じる条件に達し、被覆管が外圧でつぶれを生じる結果、大気圧実験でみられたような、被覆管の熱膨張によるギャップ形成は起らないものと考えられる。前節(2)で述べた PWR 条件下でのキセノン燃料および加圧燃料の比較実験の結果は、まさに以上の解析結果を証明している。すなわち Fig. 4.23 の温度履歴が示すように、昇温時の被覆管内・外差圧が 0.1 MPa 以下になる加圧燃料のみに、急昇温から緩昇温への移行が明瞭に認められ、初期

加圧のない燃料の場合には、昇温速度の急変は無く、かつ、ギャップが開くことによって生じるヘリウム燃料とキセノン燃料の被覆管温度挙動の差も認められない。

ところで、急上昇期の被覆管温度上昇は、発熱量によってはあまり大きく変らず、約 500~600 °Cとなることが前章で述べた実験によりわかっている。したがって、BWRあるいはPWR条件における急上昇期末における被覆管温度は、約 800~900 °Cとなる。そこで、この温度条件に対し、つぶれが生じない限界となる差圧を、Fig. 4.36に示した塑性変形開始条件より求めると 1~2 MPaとなる。燃料棒内圧は殆んどプレナム部の圧力で決まり、過渡上昇はあまり大きくなない。そこで、BWRおよびPWR運転条件の冷却水温度に対する補正を加え、上述の限界差圧条件を与える室温での燃料初期内圧を求めると、BWR (7.2 MPa) 条件に対し 2.7~3.3 MPa, PWR (16 MPa) 条件に対し 7.3~7.8 MPa という値となる。すなわち、燃料棒の設計条件が本実験の試験燃料と大差ない場合には、初期内圧が約 3 MPa以下の場合にBWR条件で、また、約 7 MPa以下の場合でPWR条件で被覆管のつぶれが発生することになる。したがって、前節で述べた初期圧力 7 MPaの加圧燃料を用いたPWR条件での実験は、つぶれが生じない最低の初期内圧で行った実験ということになり、この内圧条件の前後では、被覆管の温度挙動が内圧により大きく影響を受けるものと考えられる。

ところで、Fig. 4.36 に示されているように、座屈が生ずるための温度上昇は、塑性変形開始の温度をPWR条件においても 400 °C以上も上まわっている。したがって、温度上昇の過程で生じる被覆管のつぶれにおいては、塑性変形による均一な外径の減少が先行し、座屈は殆んど現われないと予想される。ただし、外圧が大きく、かつ、被覆管の温度上昇速度が急速で塑性変形速度がペレットの収縮速度に追いつかない場合には、座屈変形が生じる可能性も考えられる。

4.4 まとめ

本実験により、被覆管表面における熱伝達条件とギャップ熱伝達の影響の相対的な関係が明らかになり、また、高い外圧条件の下で生じる被覆管のつぶれ現象およびそのギャップ熱伝達に与える影響に関する知見が得られた。これらの、本実験で得られた知見をまとめると、以下のようにになる。

- (1) 冷却条件は被覆管温度に大きな影響を与え、冷却材サブクール度が大きい程、また、冷却材流速が大きい程、被覆管最高温度は低下し、膜沸騰継続時間も短くなる。また、燃料破損しきい値も、冷却条件が良い程上昇する。なお、これら被覆管温度に対する影響は、被覆管温度の急上昇期には殆んど認められない。
- (2) ギャップ熱伝達条件の影響は、冷却条件が良い程顕著になる。すなわち、サブクール度が小さい自然対流冷却条件では、ギャップガス成分の影響は殆んど認められず、一方、サブクール度 80 °C の強制対流冷却条件下では、ギャップガスがヘリウムとキセノンの場合で、被覆管最高温度に 500 °C 以上もの差が生ずる。ただし、発熱量 240 cal/g UO₂以上では、被覆管と燃料ペレットの融着発生により、どのような冷却条件下でも、ギャップガス成分の違いによる影響は認められなくなった。

- (3) 高い外圧条件の下では、温度上昇に伴う強度低下により被覆管のつぶれが生じる。このつぶれによって、燃料ペレットと被覆管の接触状態が保持され、クエンチ時点に至るまで良好なギャップ熱伝達が維持される。
- (4) 燃料初期内圧が低い場合には、BWR, PWRいずれの運転条件の外圧によっても、DNBが生じればつぶれが発生する可能性があり、被覆管温度の急上昇期の温度上昇でつぶれに至る。

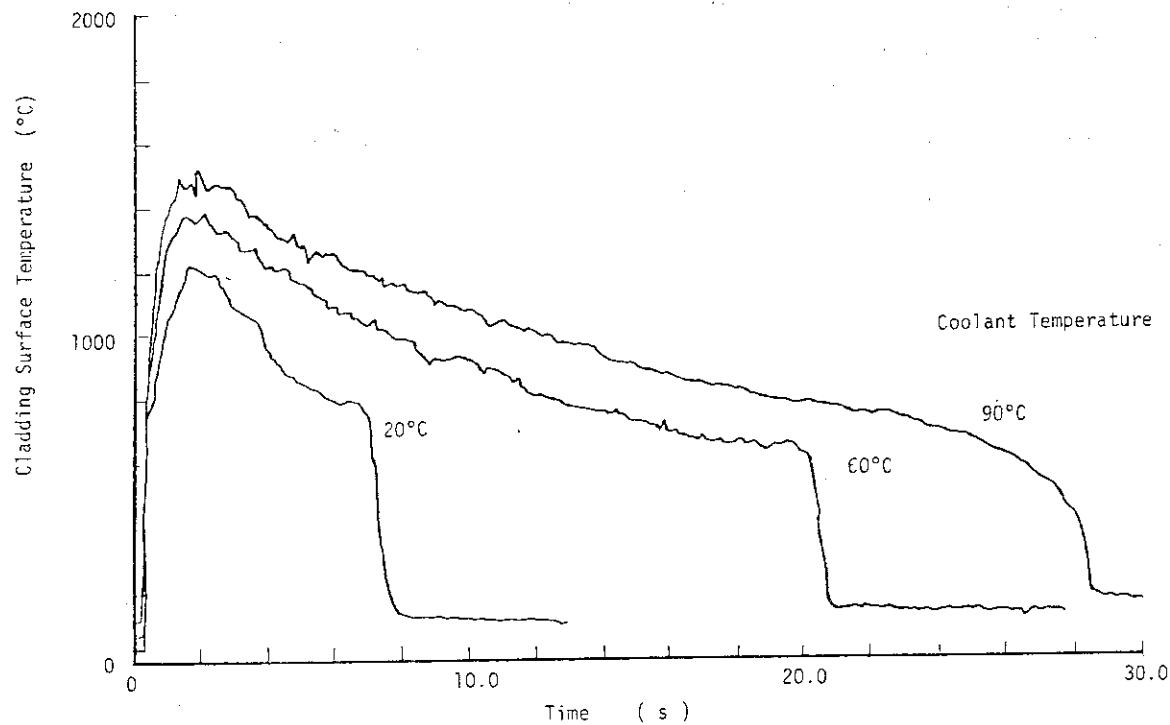


Fig.4.1 Typical cladding temperature histories for different coolant subcooling temperatures under stagnant condition, 0-30s, 190 cal/g.UO₂

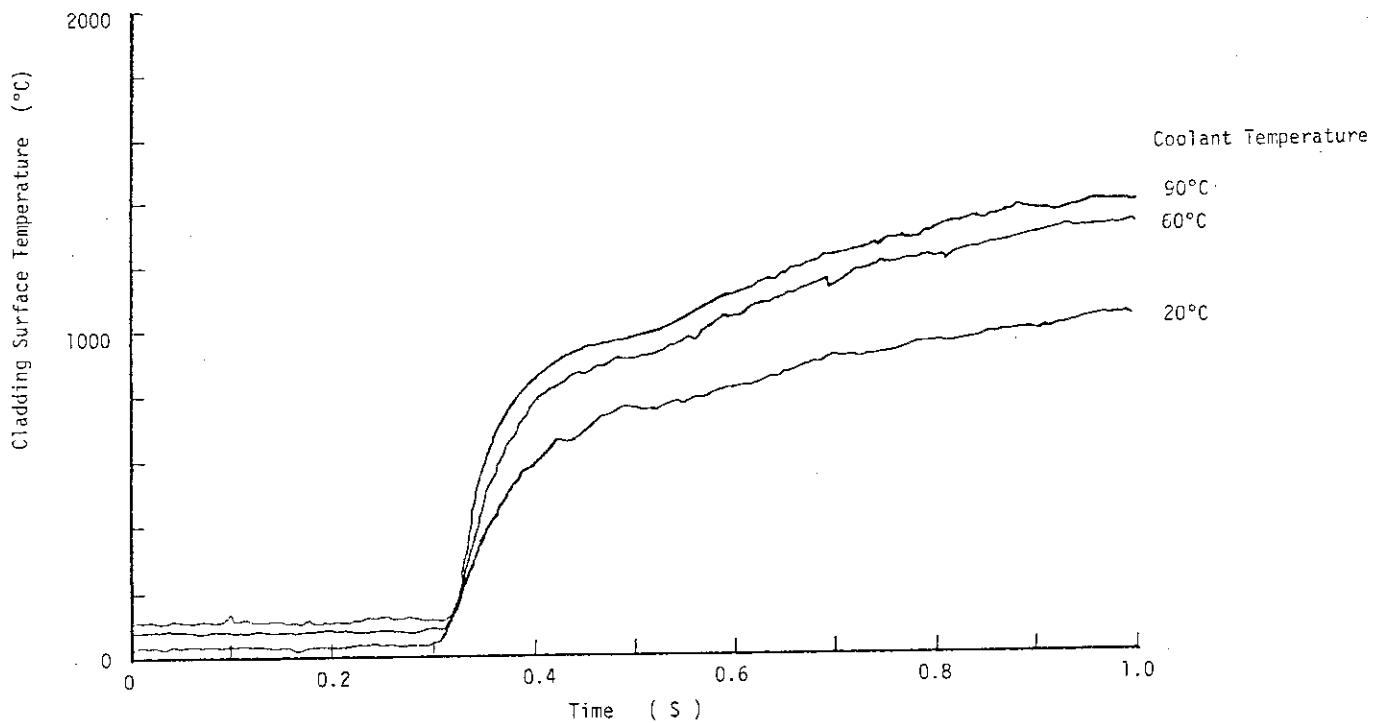


Fig.4.2 Typical cladding temperature histories for different coolant subcooling temperatures under stagnant condition, 0-1s, 190 cal/g.UO₂

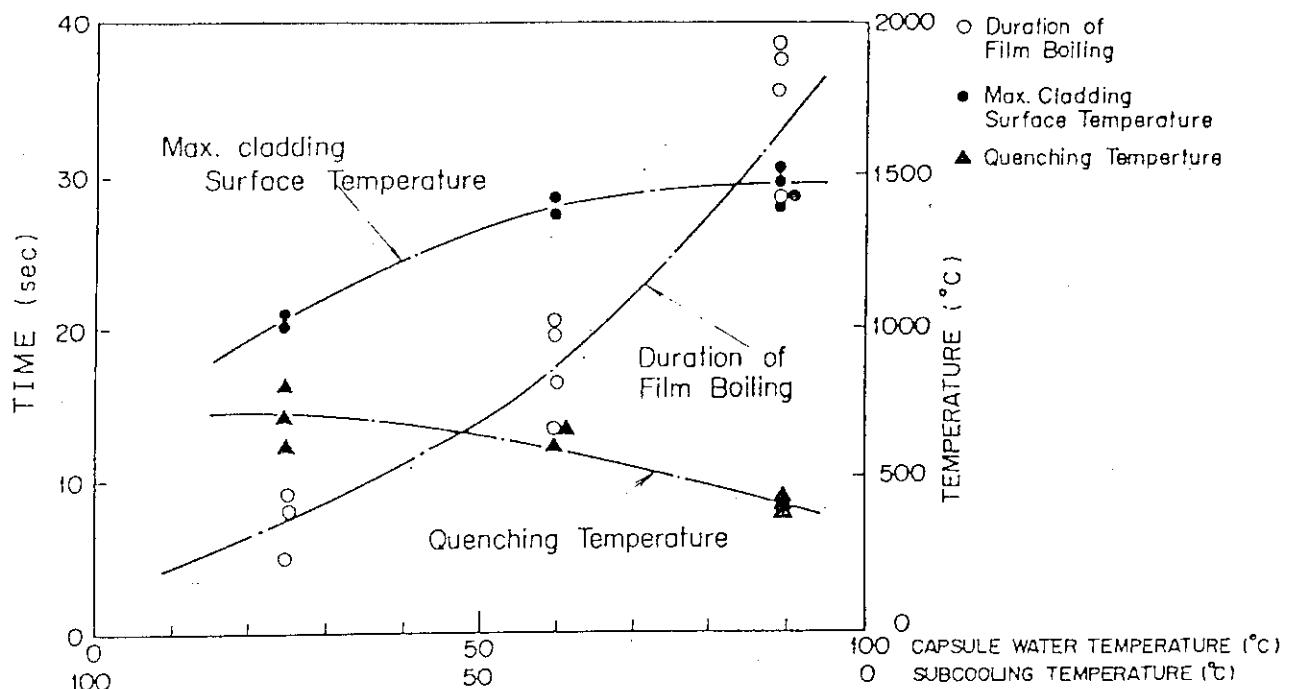


Fig.4.3 Effects of coolant subcooling on maximum cladding temperature, quenching temperature and film boiling duration at 190 cal/g.UO2

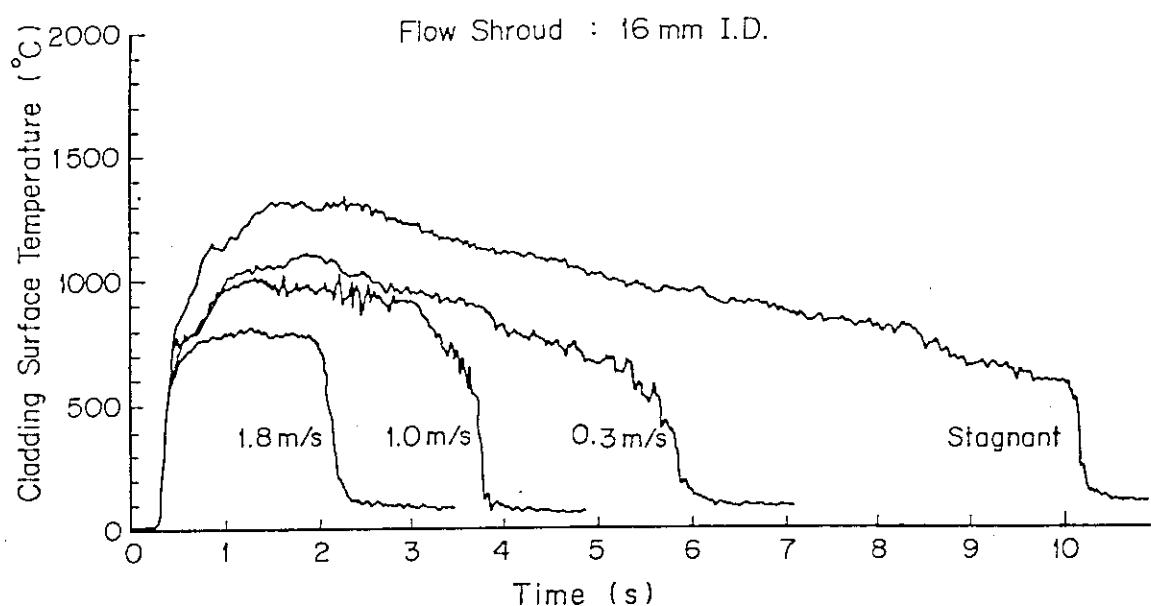


Fig.4.4 Typical cladding temperature histories for different coolant velocities, 0-10s, 190 cal/g.UO2

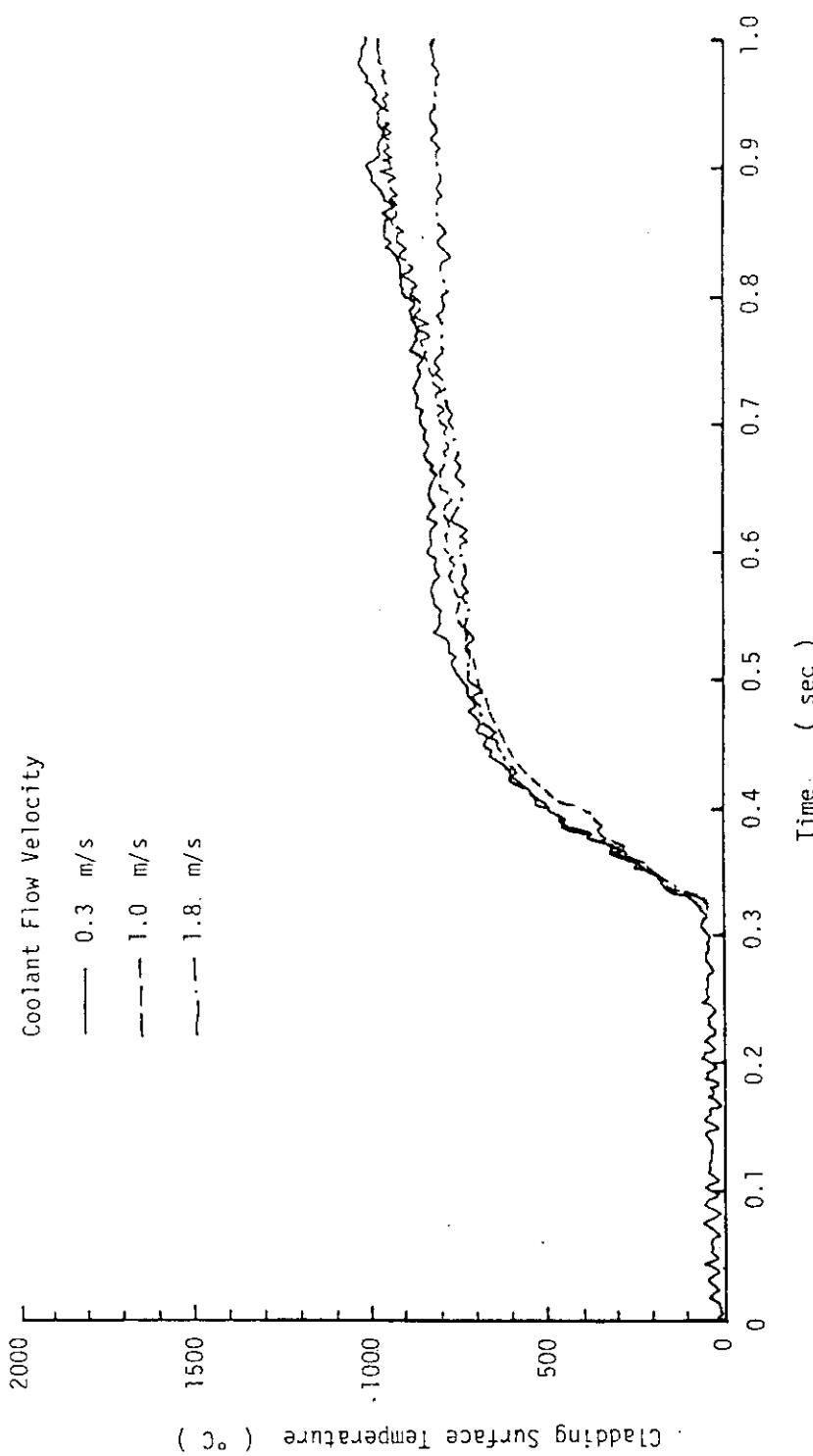


Fig.4.5 Typical cladding temperature histories for different coolant velocities, 0-1s, 190 cal/g.U02

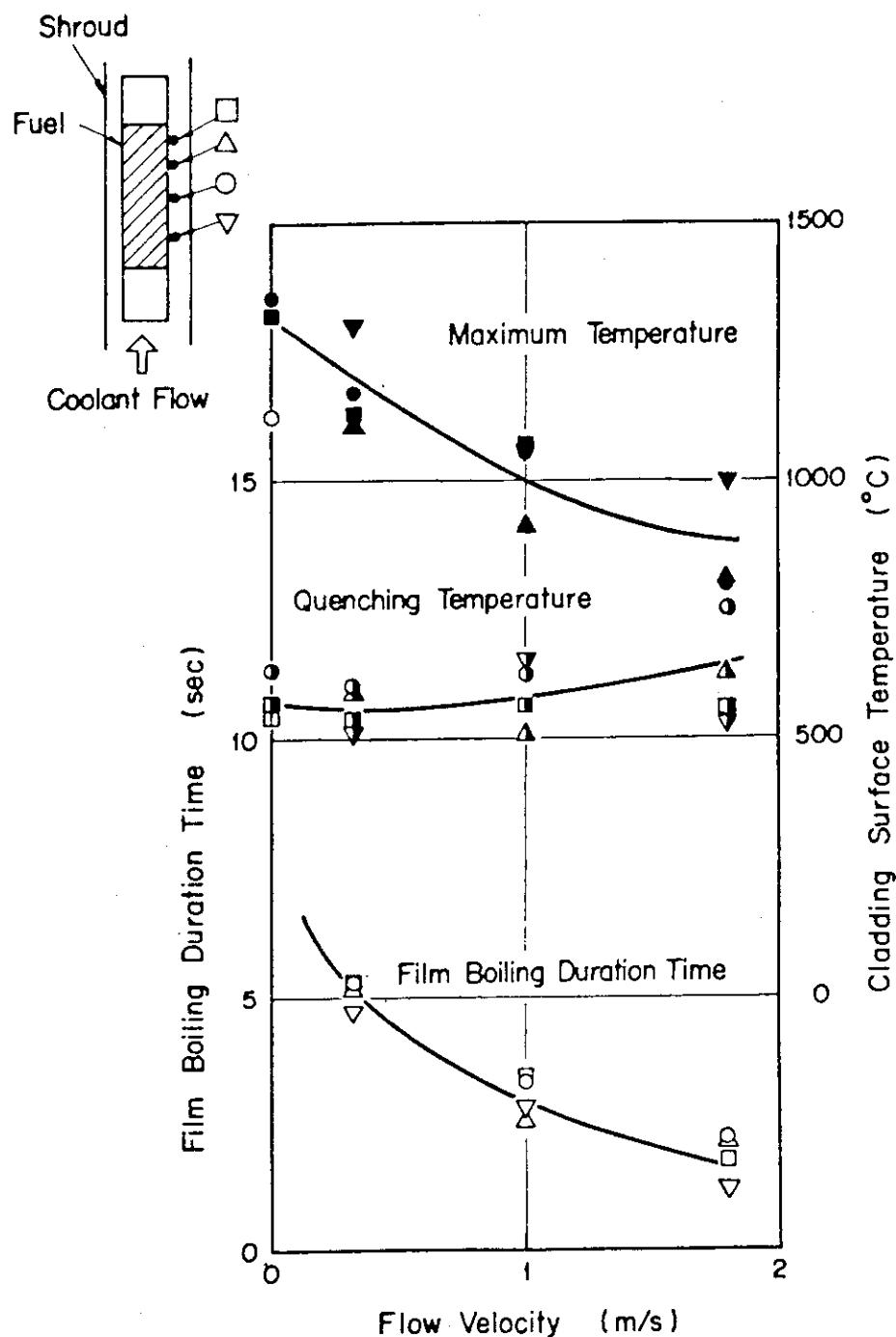


Fig.4.6 Effect of coolant velocity on maximum cladding temperature, quenching temperature and film boiling duration at 190 cal/g.UO₂

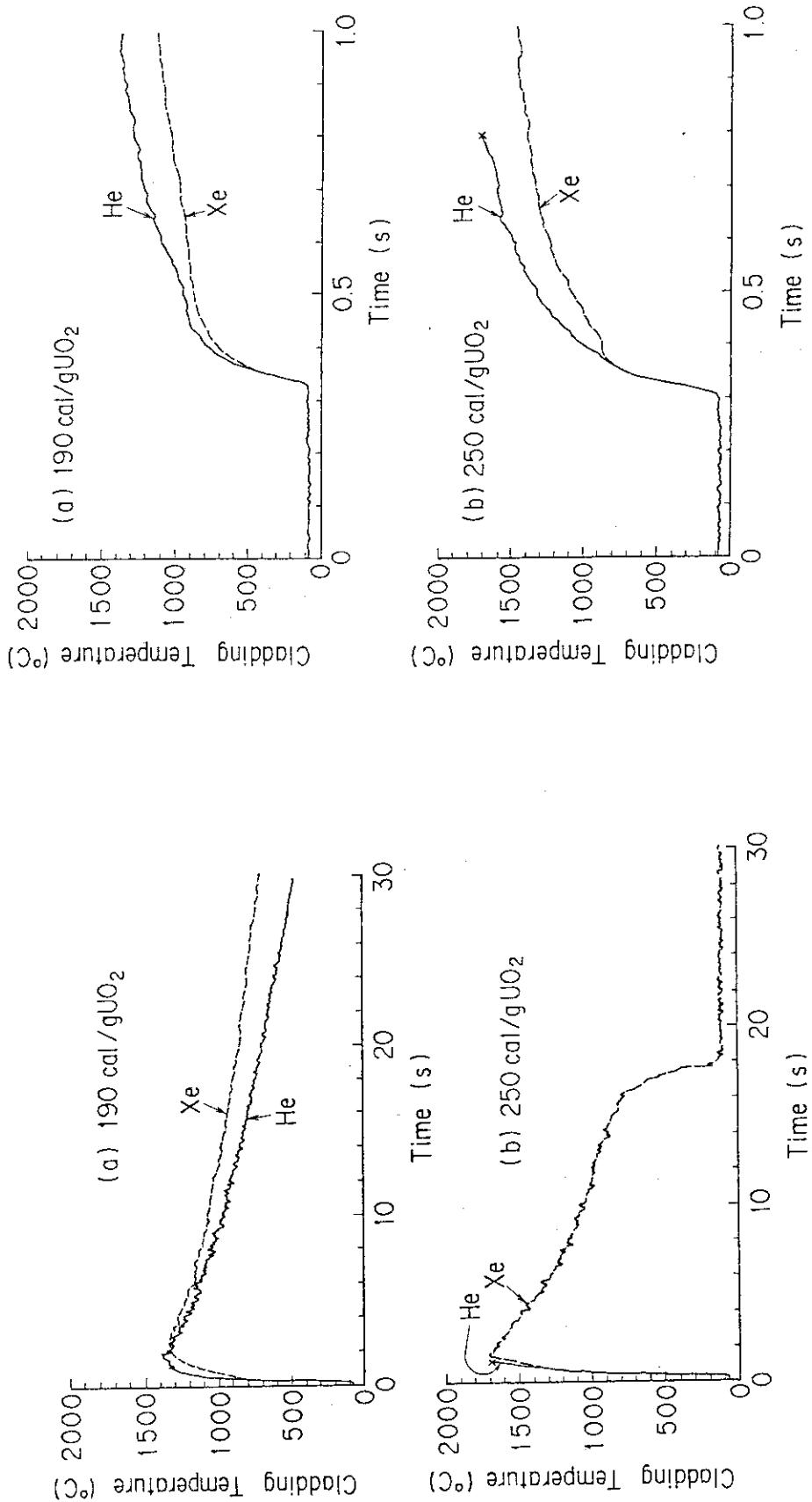


Fig.4.7 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the poor cooling environment; stagnant coolant, 90°C at atmospheric pressure (0-10s)

Fig.4.8 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the poor cooling environment; stagnant coolant, 90°C at atmospheric pressure (0-1s)

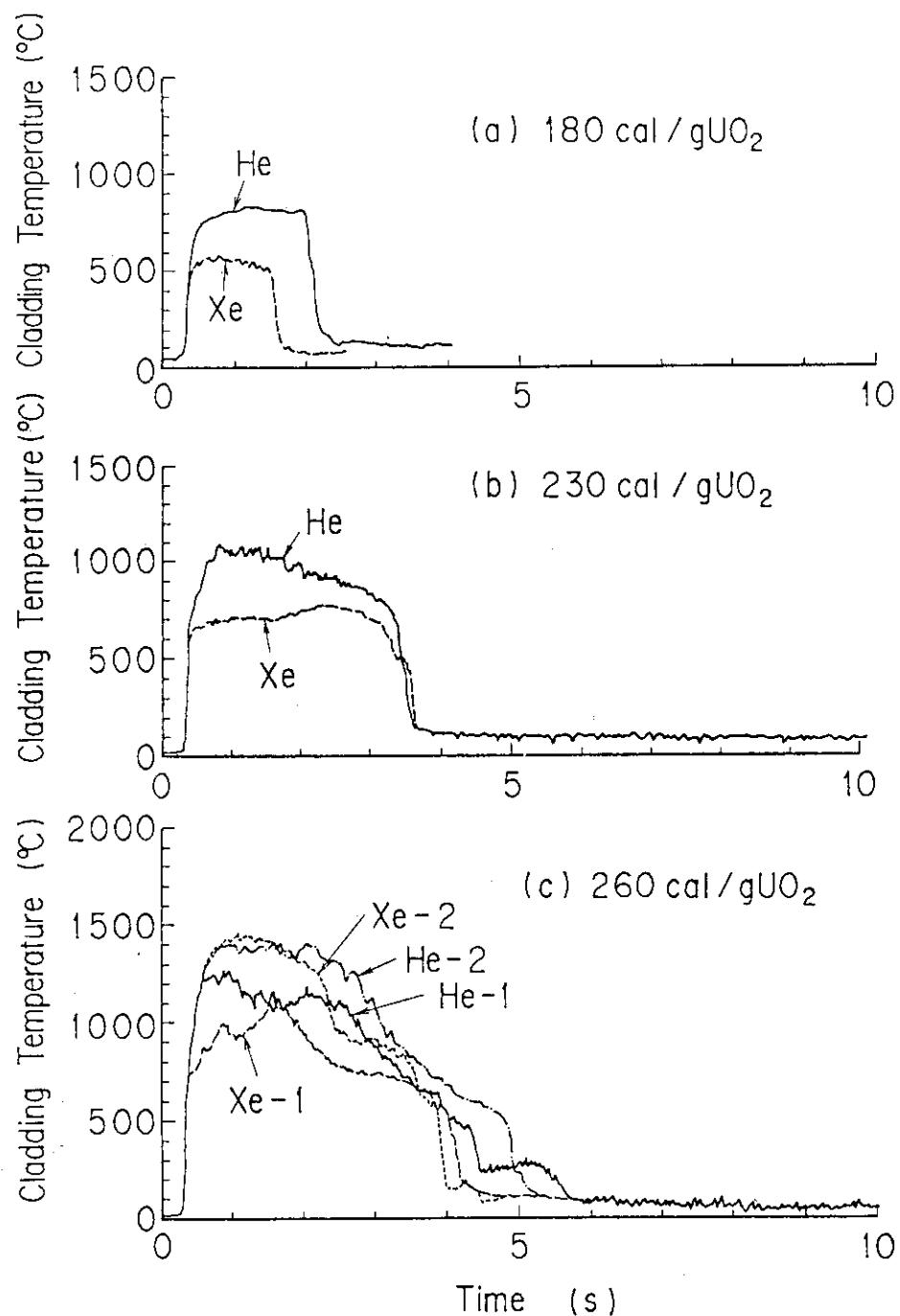


Fig.4.9 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the high cooling environment; coolant subcooling of 80°C, flow velocity of 1.8 m/s (1-10s)

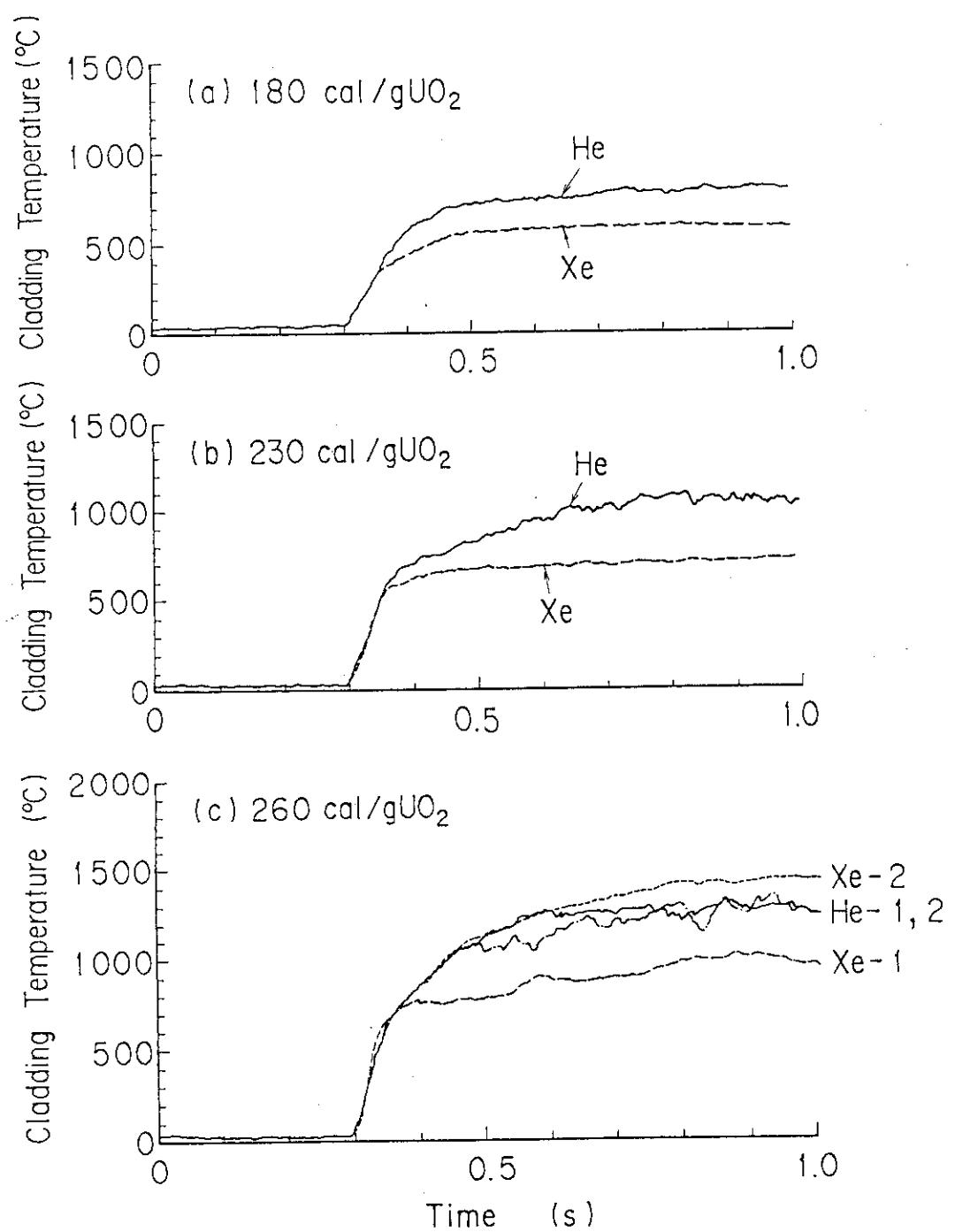


Fig.4.10 Comparison of cladding temperature histories of helium and xenon filled rods tested in the high cooling environment; coolant subcooling of 80°C, flow velocity of 1.8 m/s (0-1s)

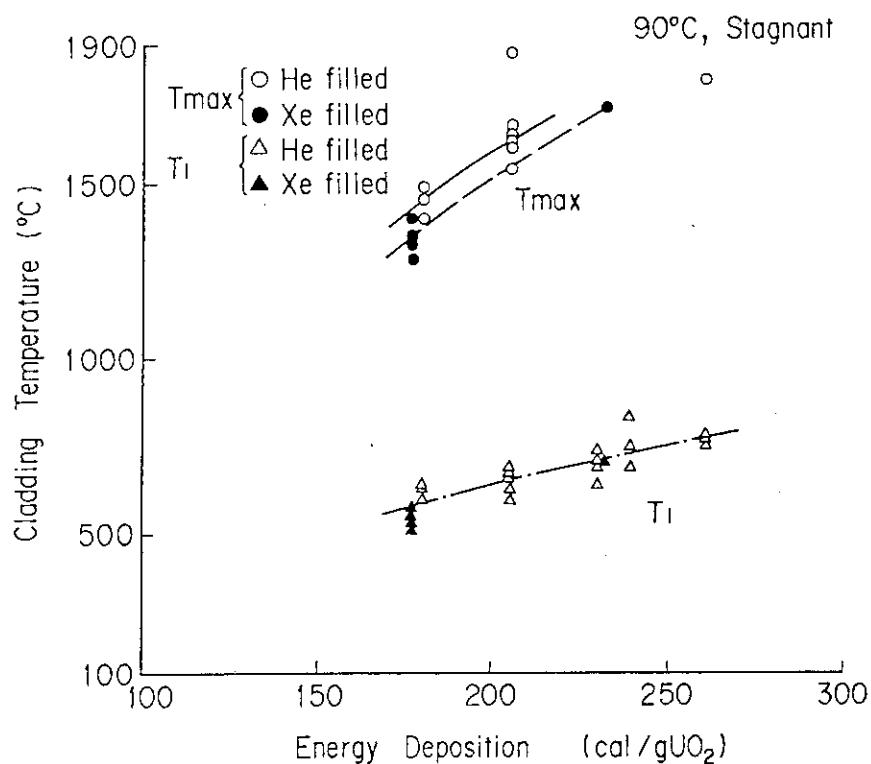


Fig.4.11 Maximum cladding temperatures and transition temperatures under poor cooling environment plotted as a function of energy deposition

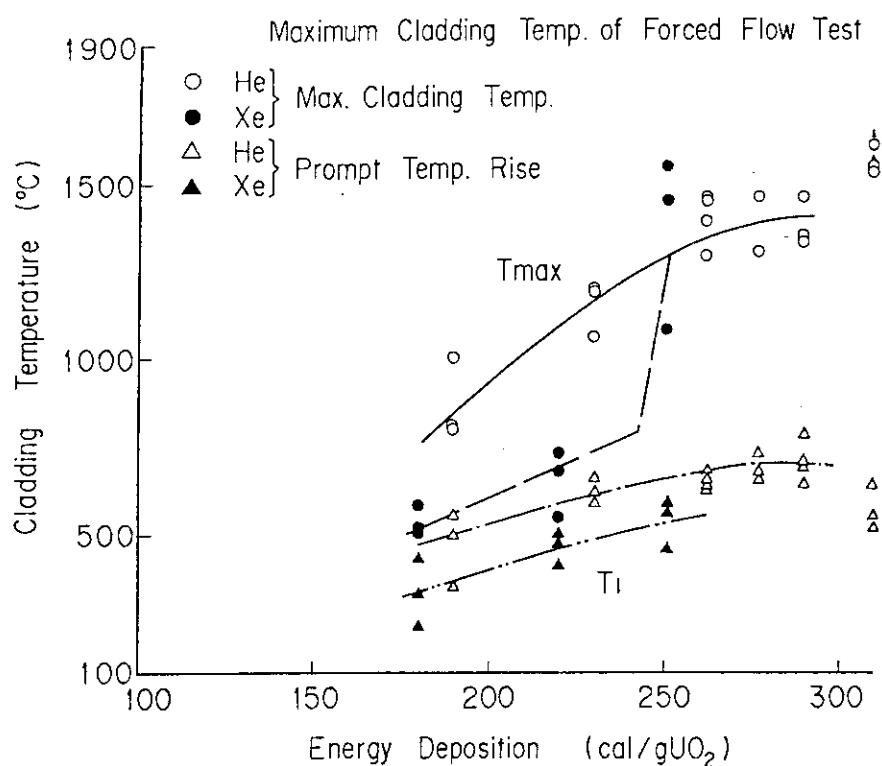


Fig.4.12 Maximum cladding temperatures and transition temperatures under high cooling environment plotted as a function of energy deposition

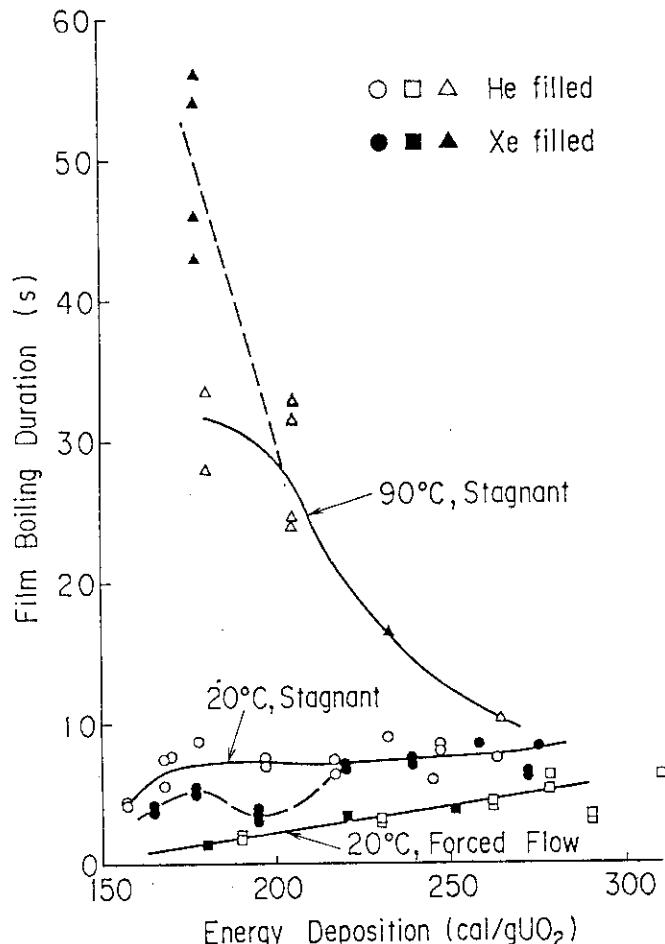


Fig.4.13 Effects of cooling conditions to the film boiling duration

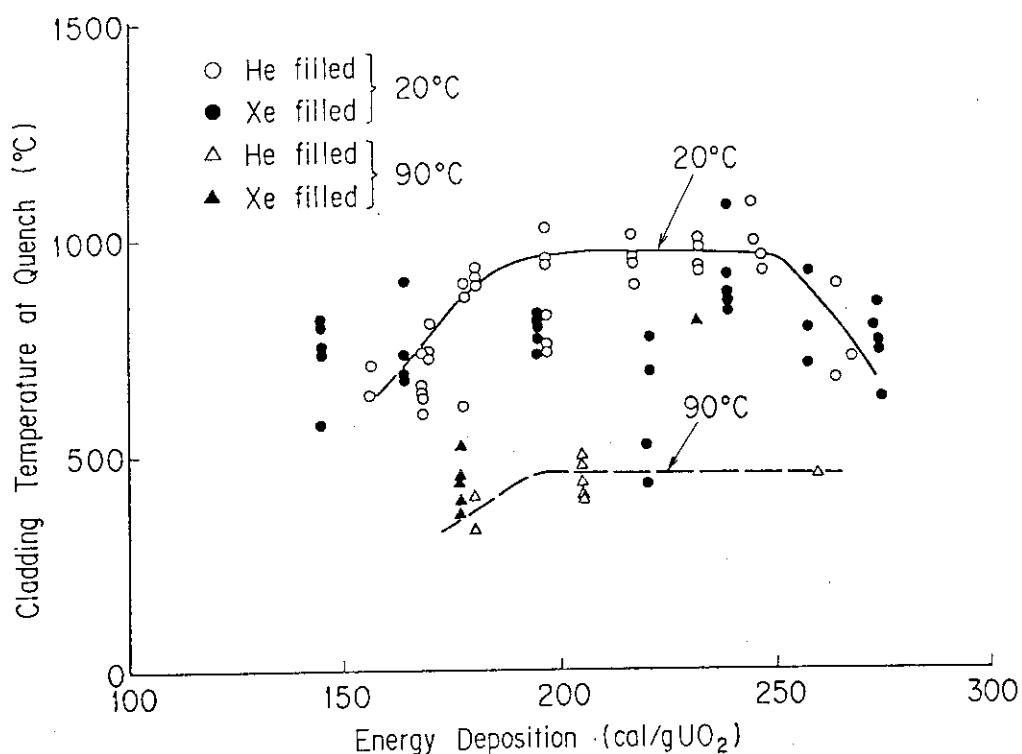


Fig.4.14 Effects of coolant subcooling to the cladding temperature at quench

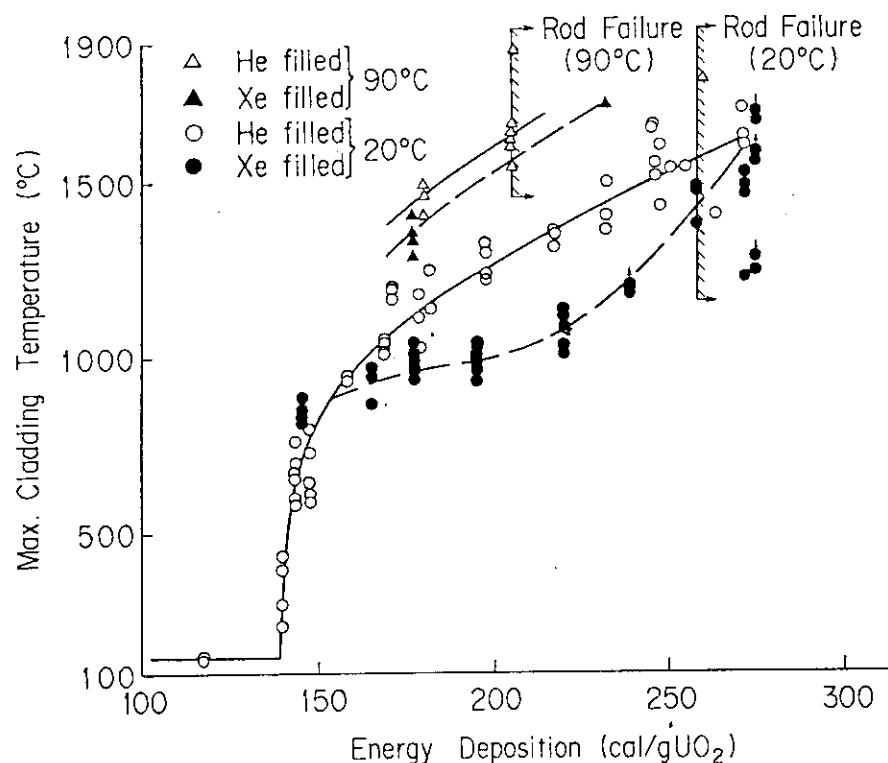


Fig.4.15 (a) Relation of fuel failure threshold and maximum cladding temperature (poor cooling condition)

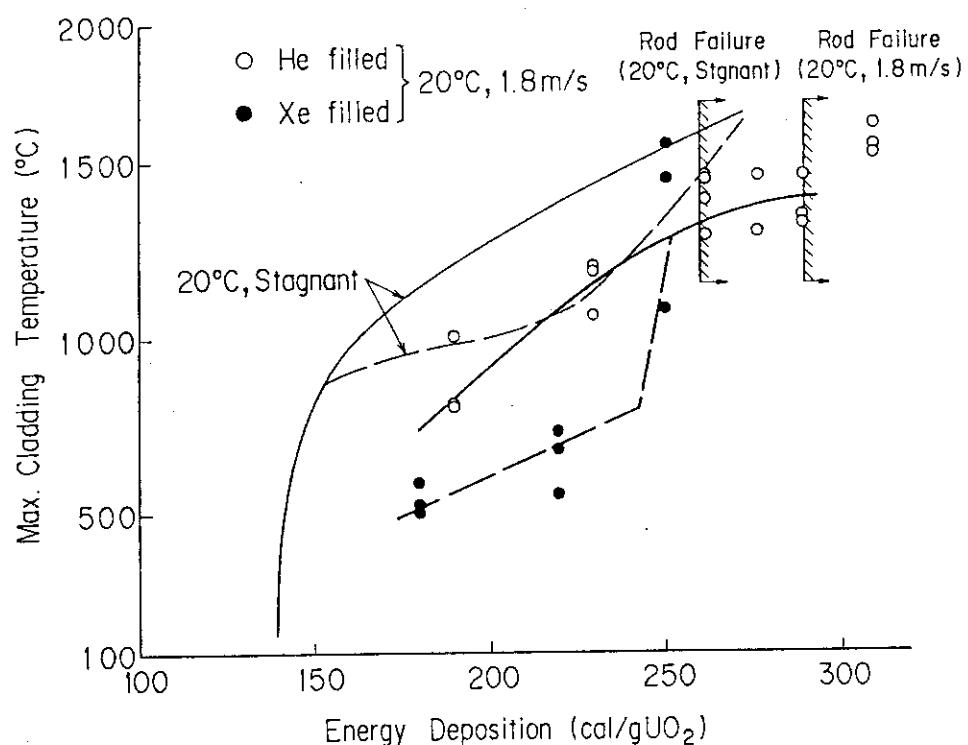


Fig.4.15 (b) Relation of fuel failure threshold and maximum cladding temperature (high cooling condition)

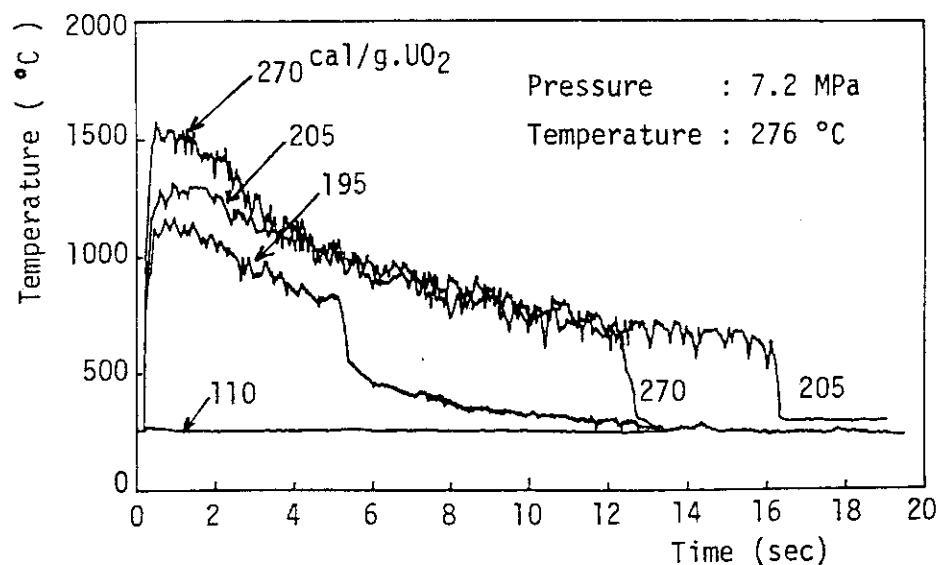


Fig.4.16 Cladding surface temperature histories under BWR system conditions

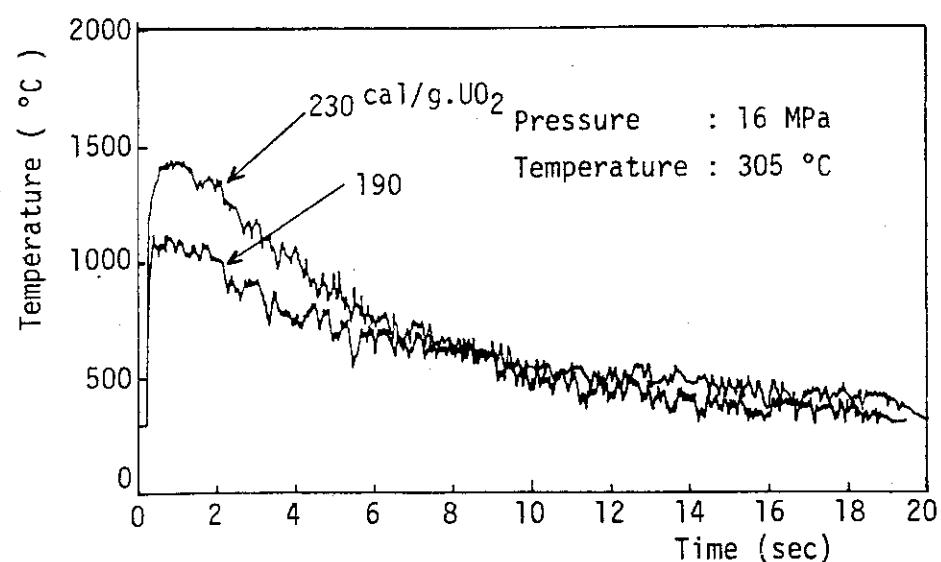


Fig.4.17 Cladding surface temperature histories under PWR system conditions

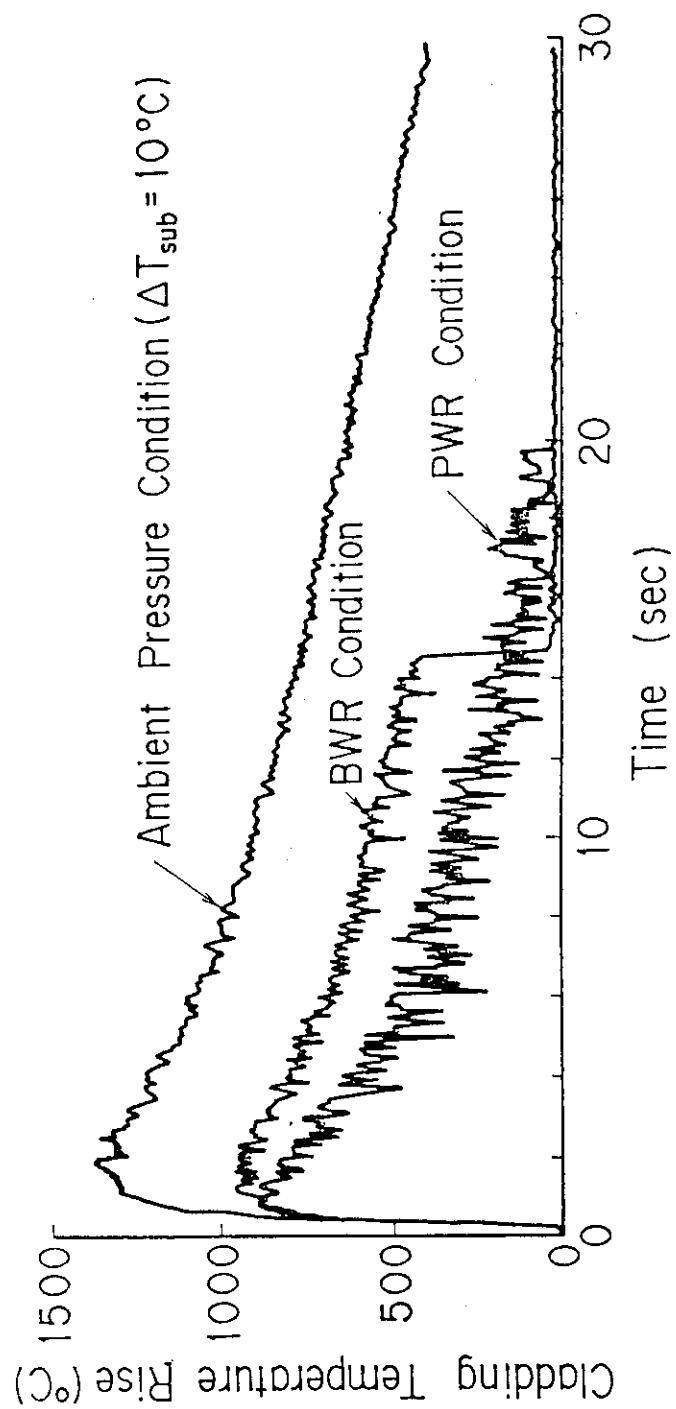


Fig. 4.18 Comparison of cladding temperature rise measured under atmospheric pressure, BWR and PWR conditions at 170 cal/g.UO₂

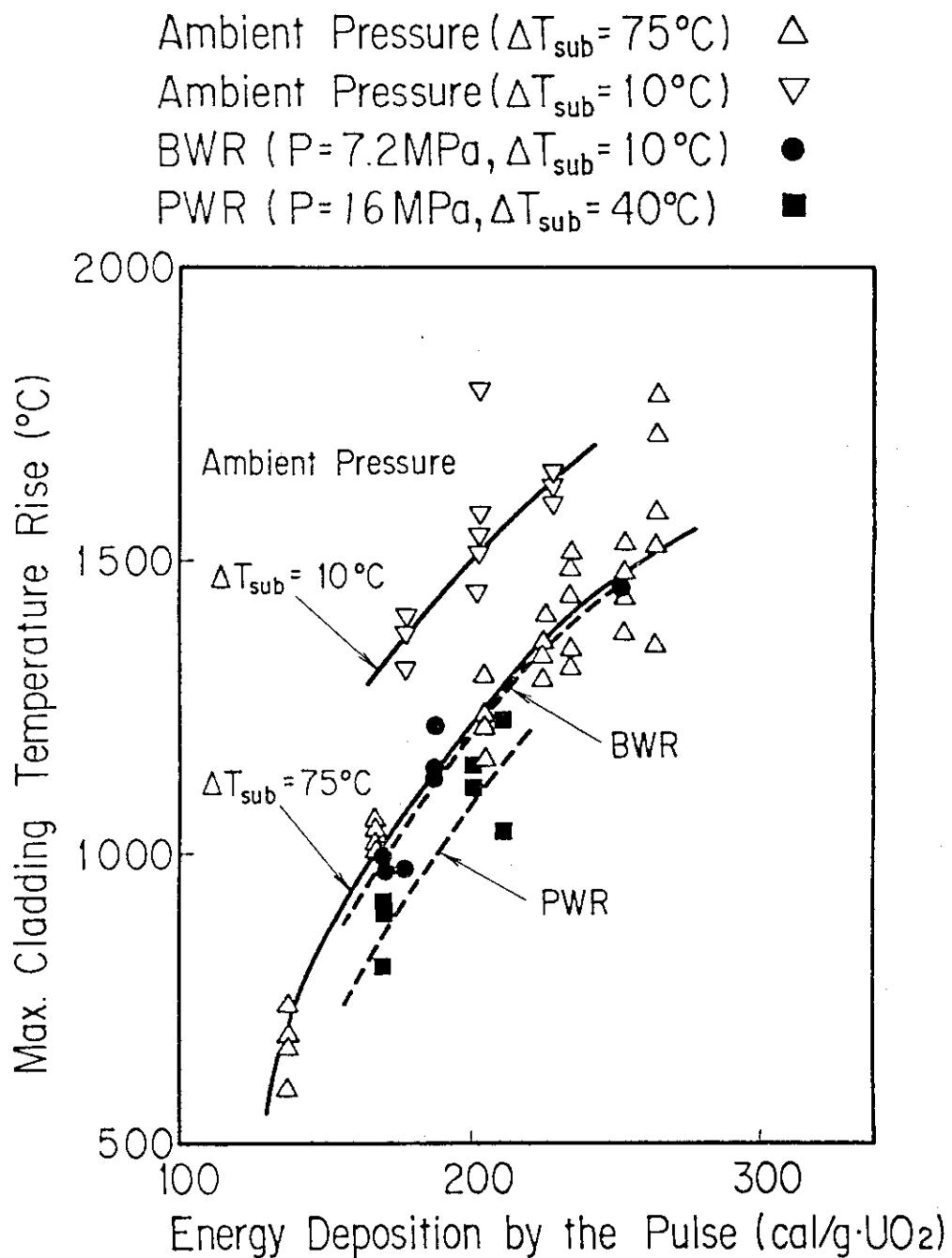


Fig.4.19 Maximum cladding temperature rise as a function of energy deposition

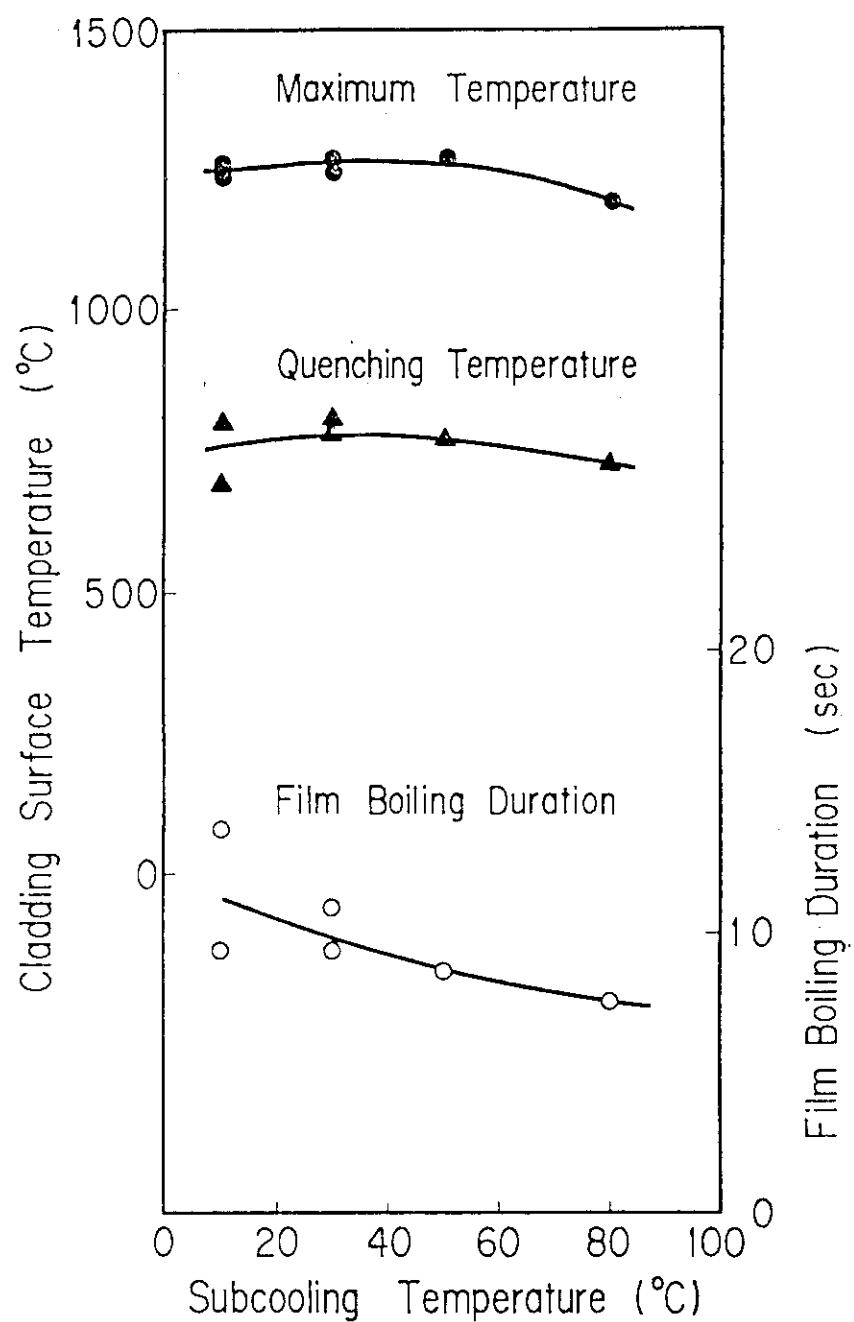


Fig.4.20 Maximum and quenching temperatures, and film boiling duration as a function of coolant subcooling for BWR condition ($P = 7.2 \text{ MPa}$)

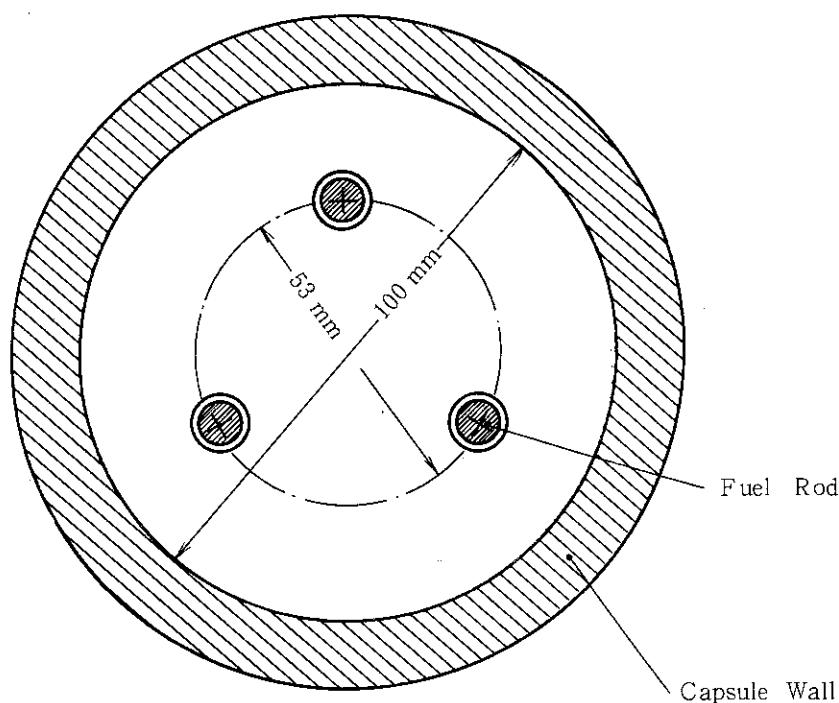


Fig.4.21 Fuel rod arrangement in a three-rod test in the High pressure-high temperature capsule

HPHT Capsule 16 MPa, 305°C

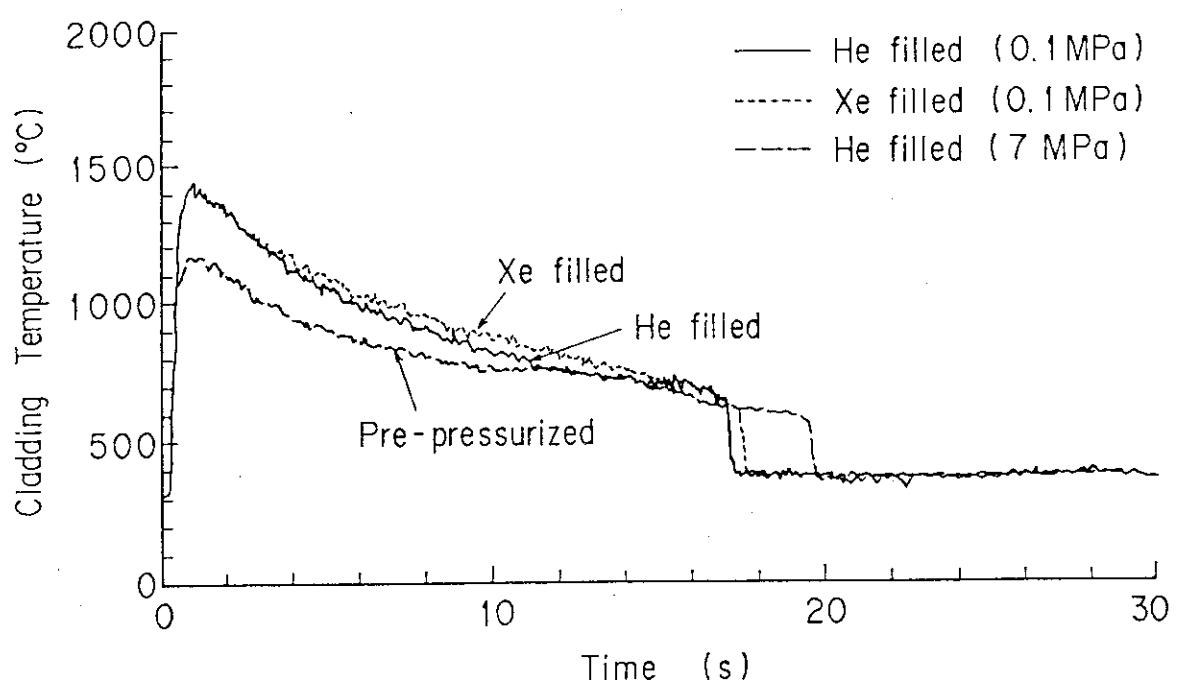


Fig.4.22 Comparison of cladding temperature behaviors of helium and xenon filled rods and a pre-pressurized helium rod (0-30s)

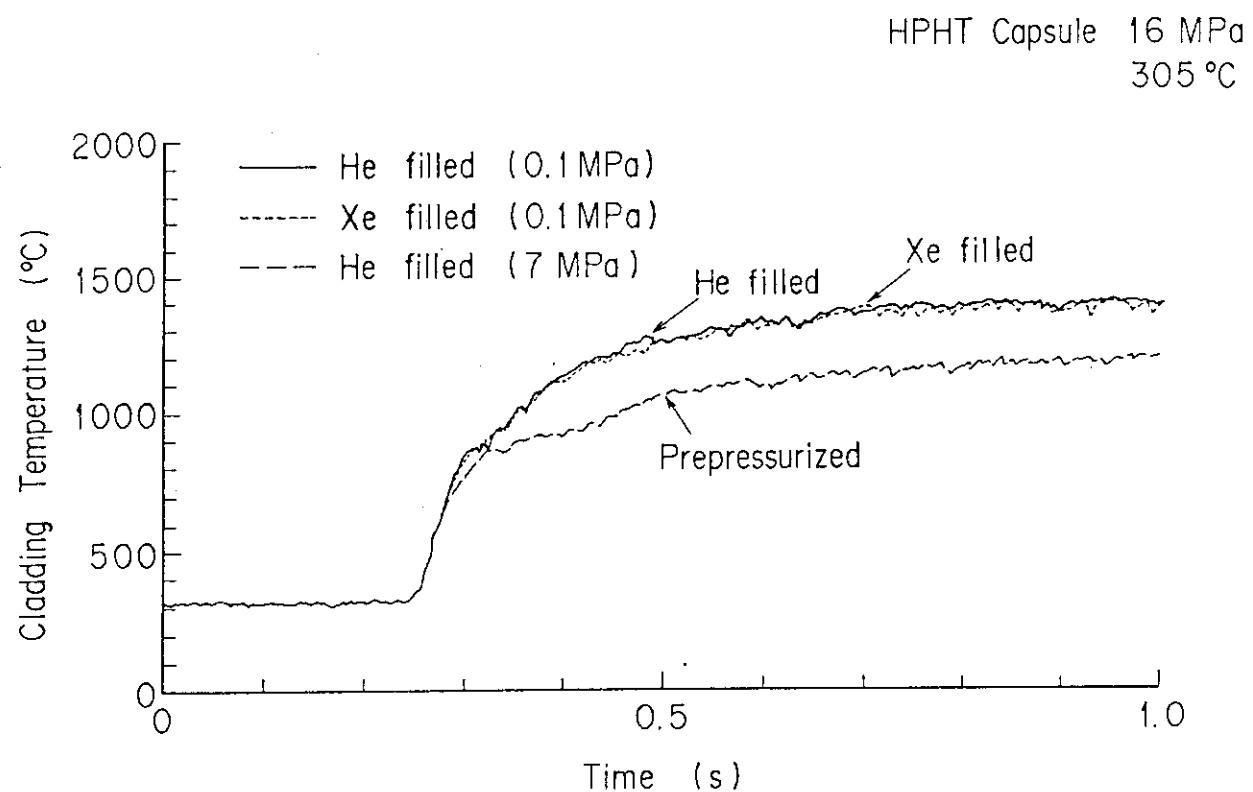


Fig.4.23 Comparison of cladding temperature behaviors of helium and xenon filled rods and a pre-pressurized helium rod (0-1s)

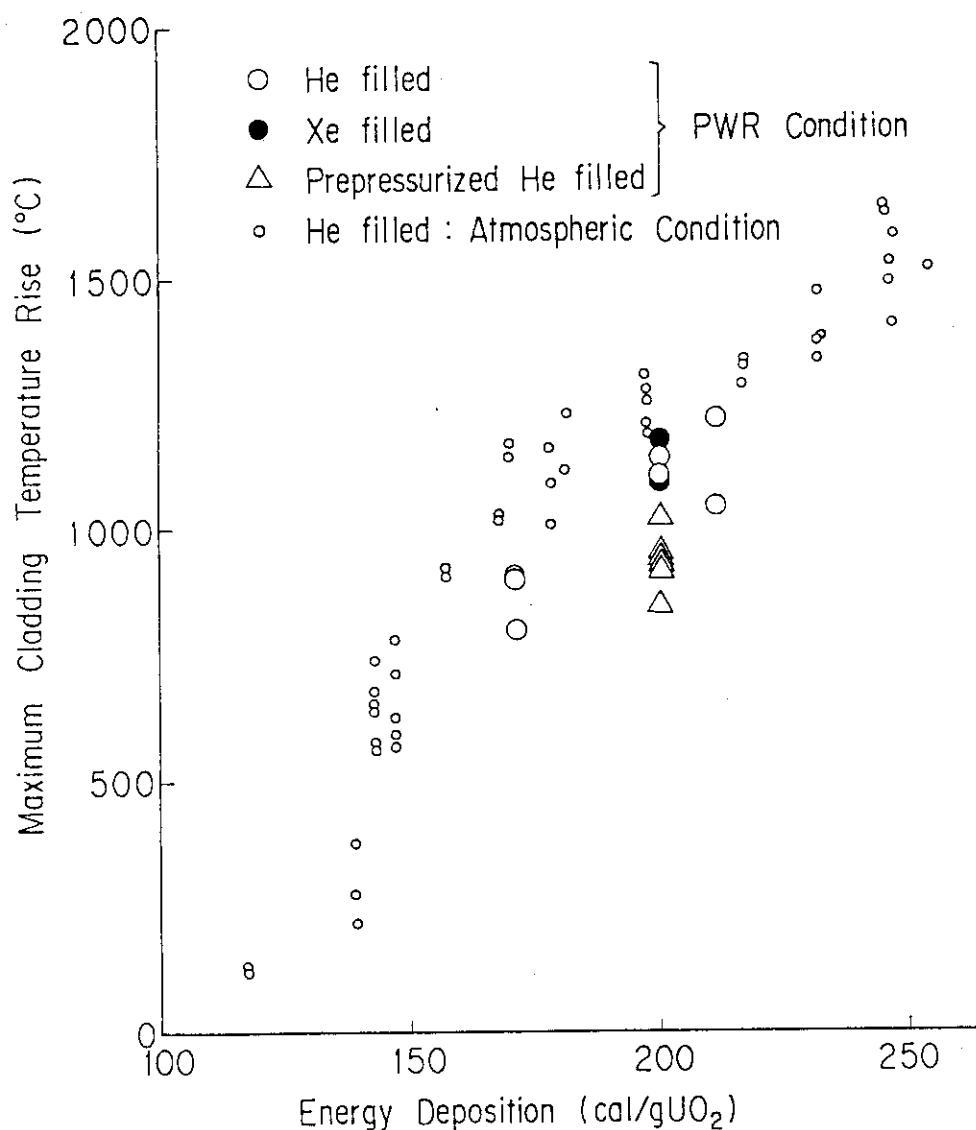


Fig.4.24 Comparison of cladding temperature rise as a function of energy deposition

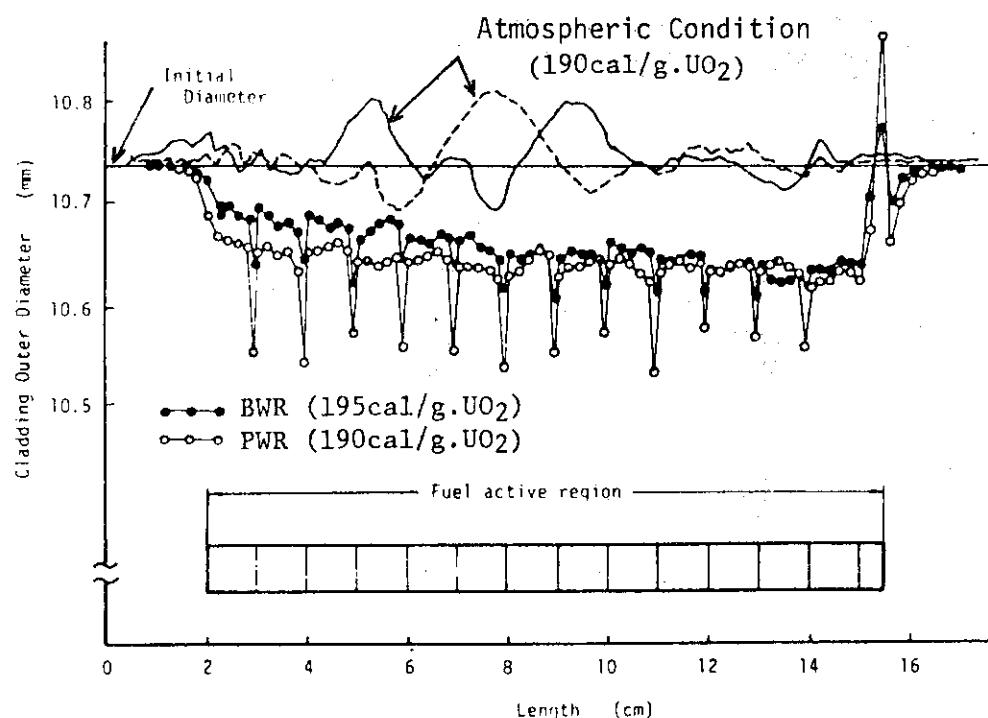


Fig.4.25 Cladding outer diameter profile of post-test fuel rods irradiated under atmospheric pressure, BWR and PWR conditions

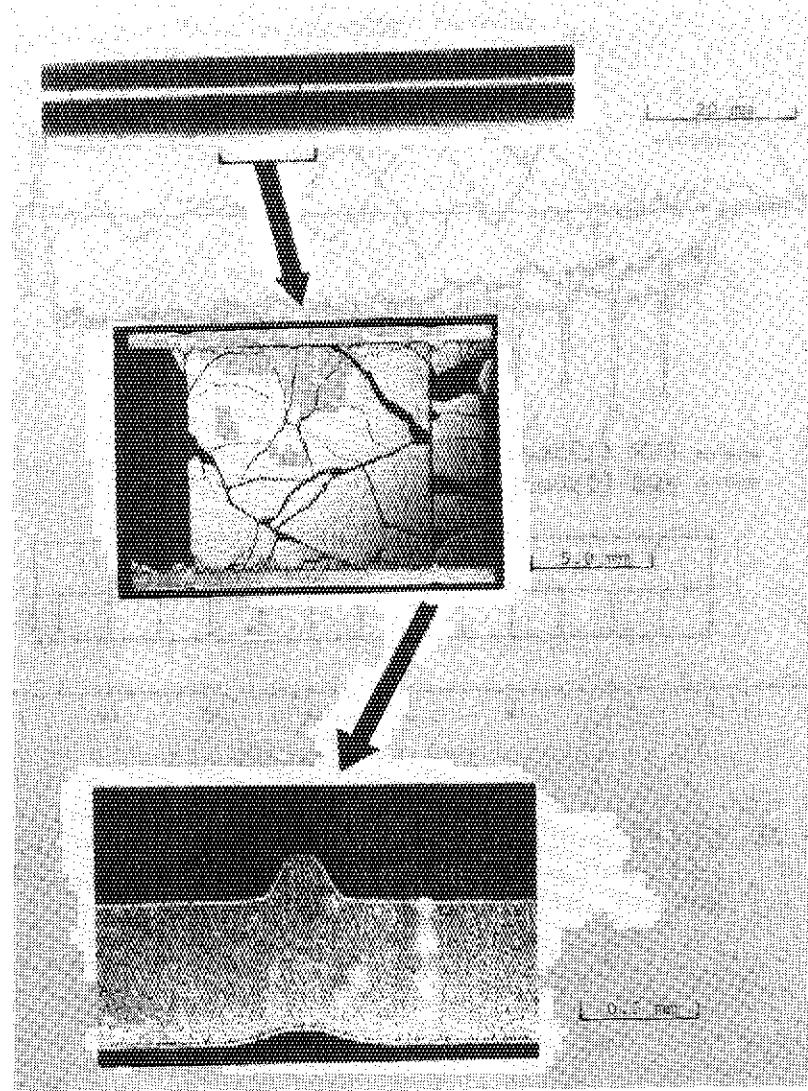


Fig.4.26 Photographs showing cladding collapse and waisting
at pellet interfaces, helium filled rod tested
under PWR condition

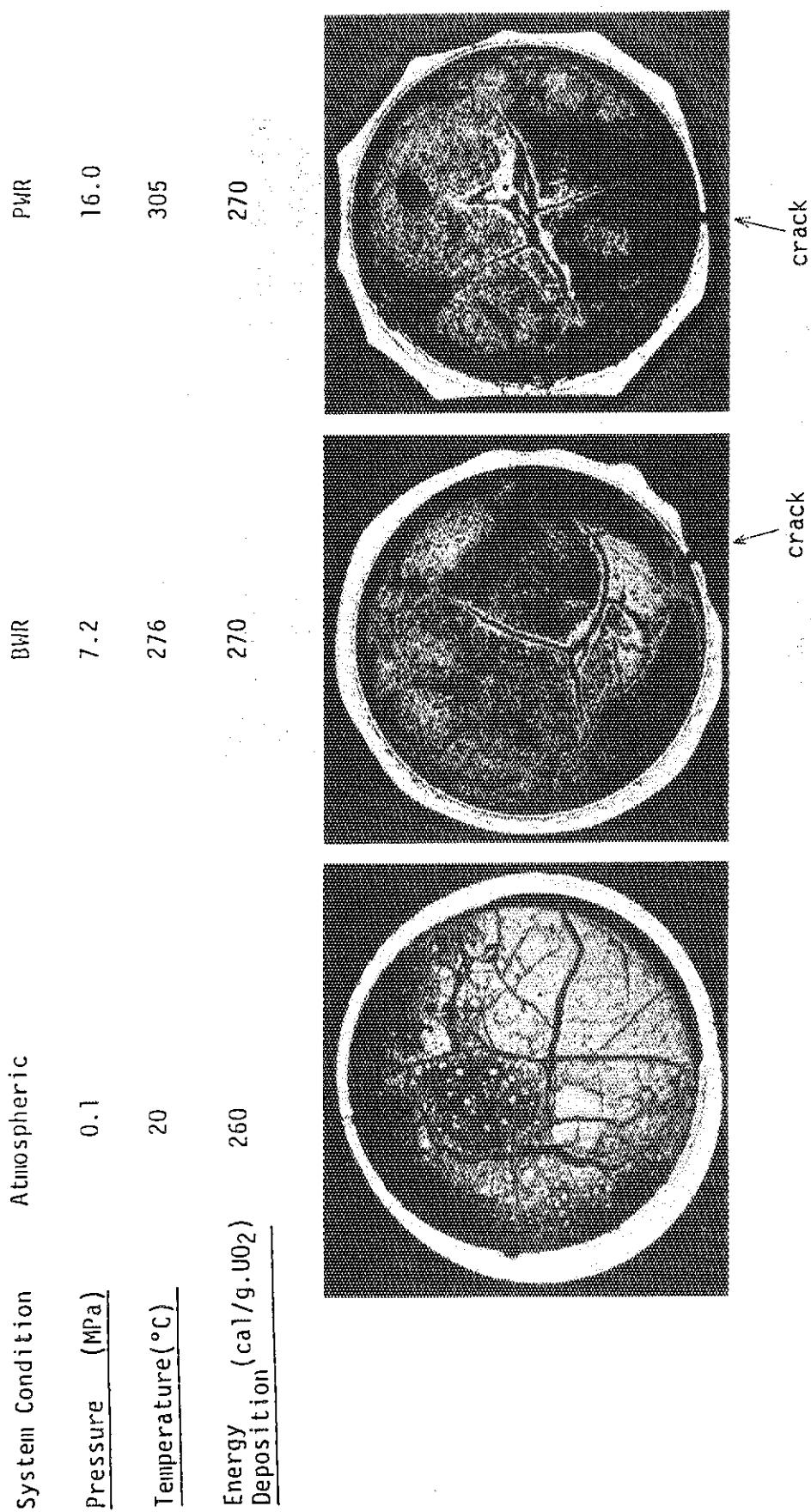


Fig.4.27 Comparison of transverse section of failed region tested under different coolant environment

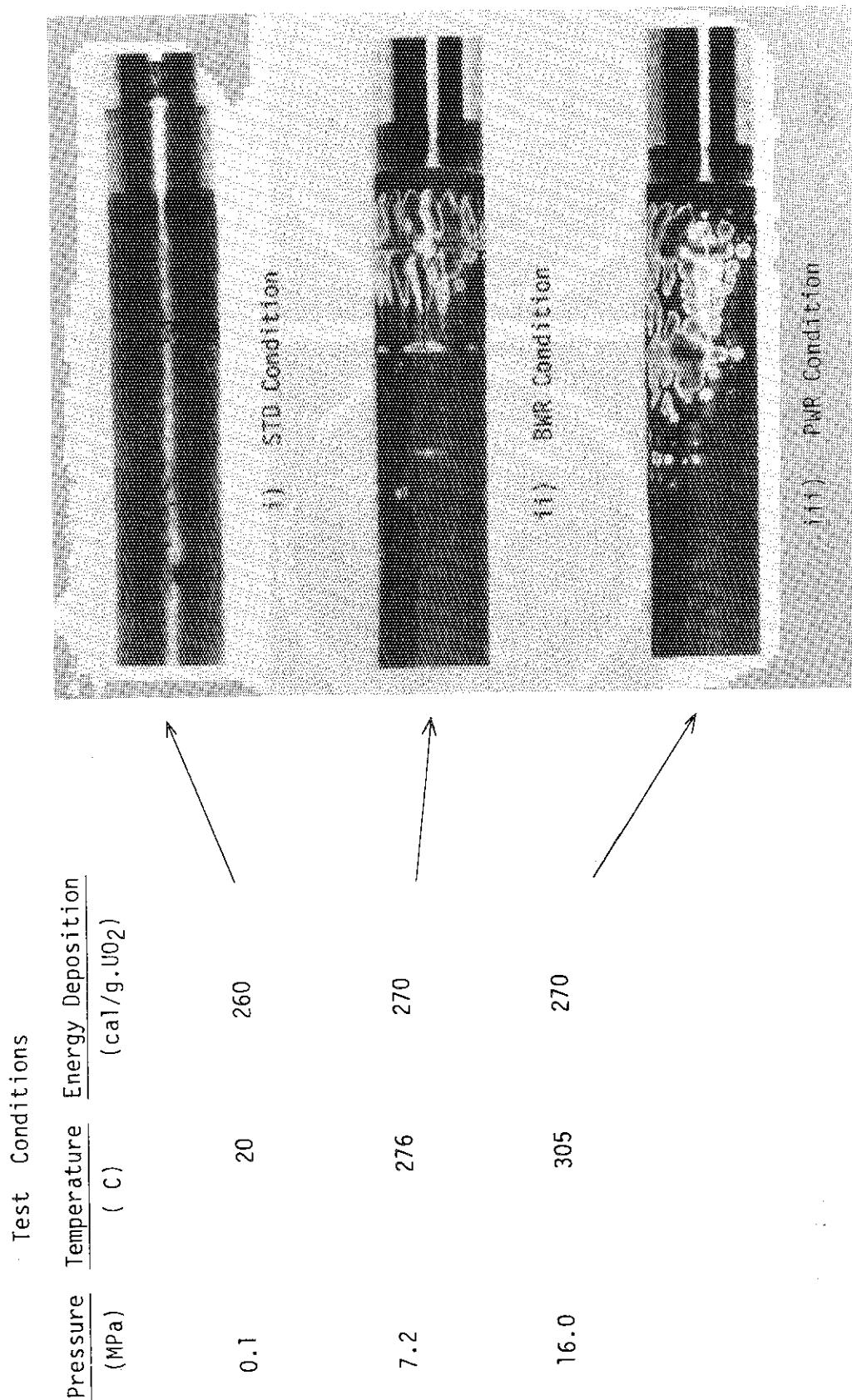


Fig.4.28 Appearance of failed region of post-test fuel rods tested under different coolant environment

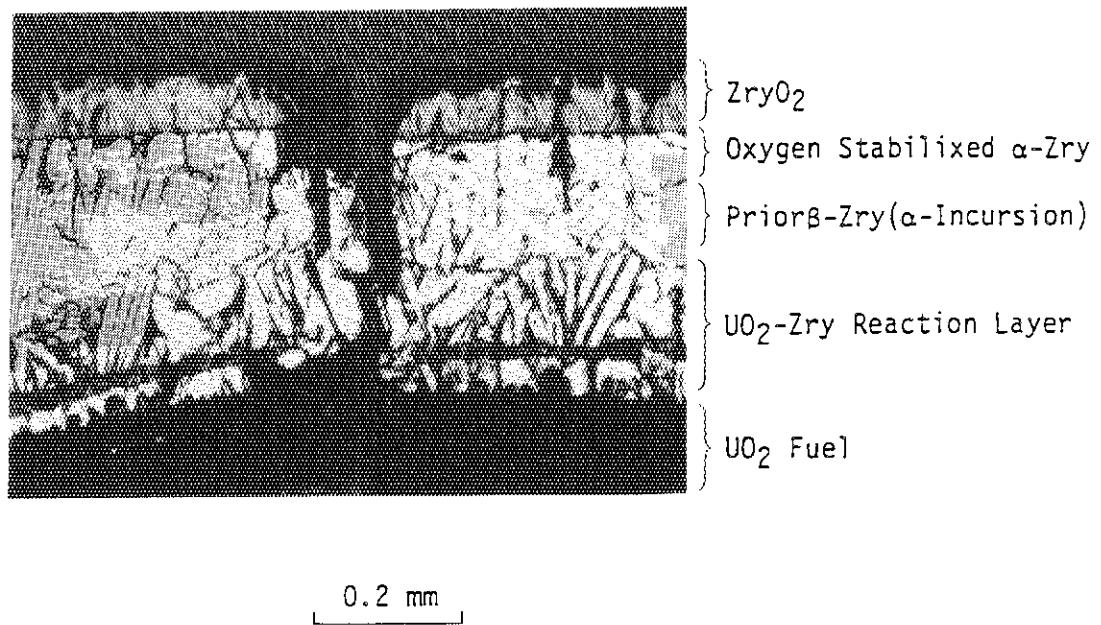


Fig.4.29 Typical photographs of microstructure at cracked region (PWR, 270 cal/g.UO₂)

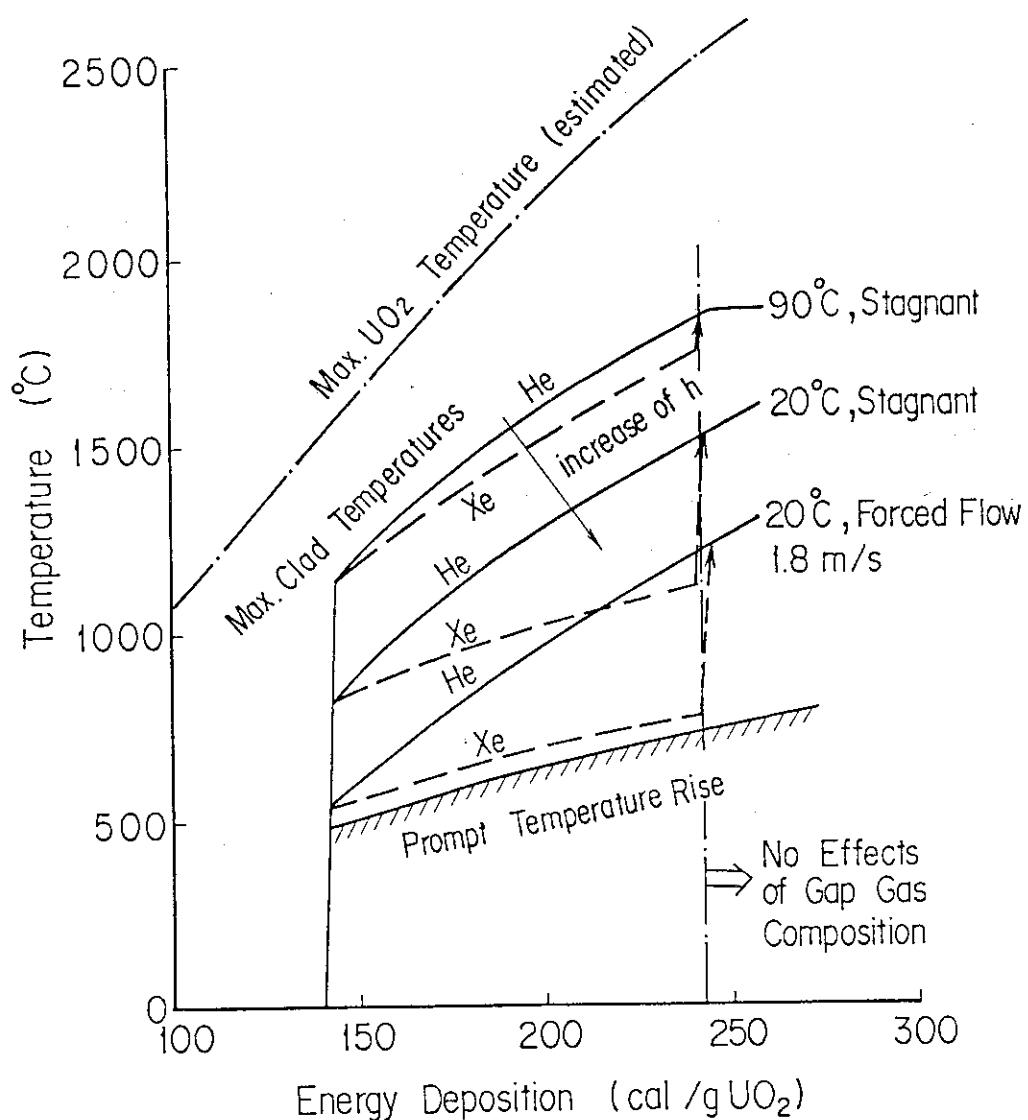


Fig.4.30 Influences of gap gas composition and cooling conditions to cladding temperature behaviors

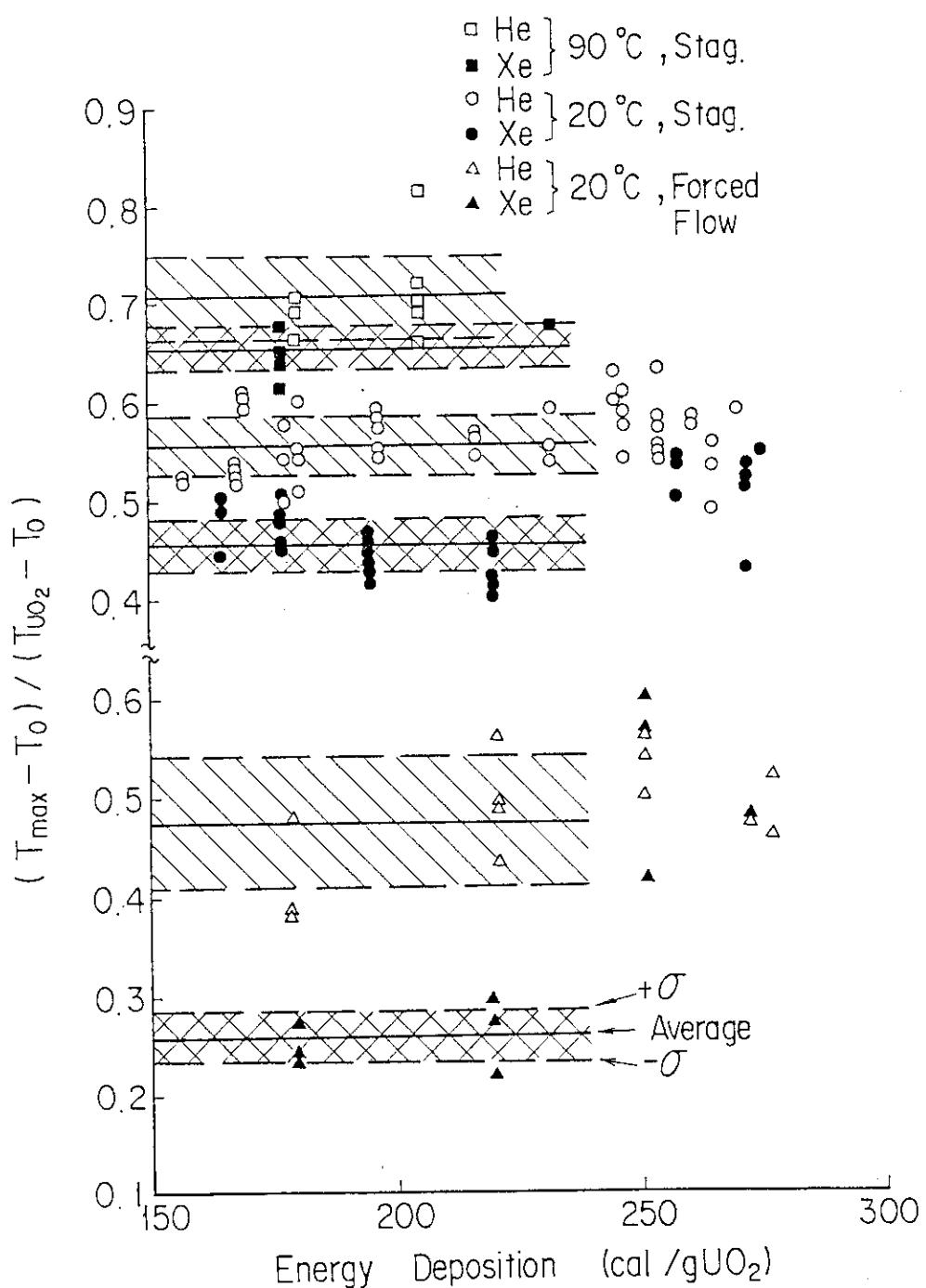


Fig.4.31 Normalized maximum cladding temperature rise plotted as a function of energy deposition

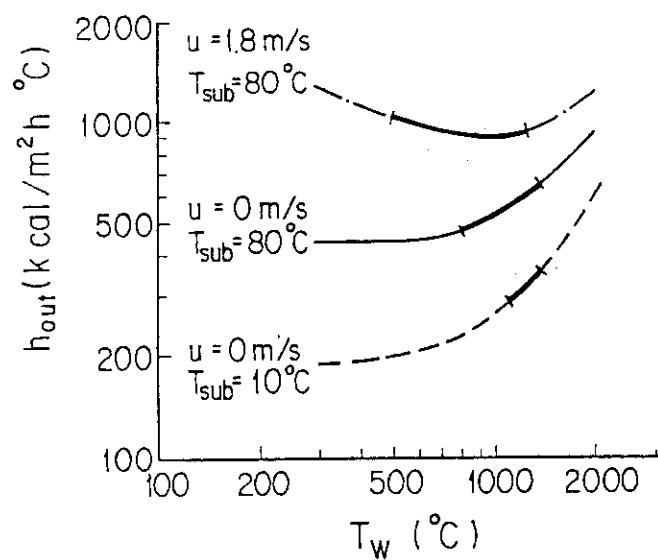


Fig.4.32 Heat transfer coefficient during film boiling estimated for different cooling conditions

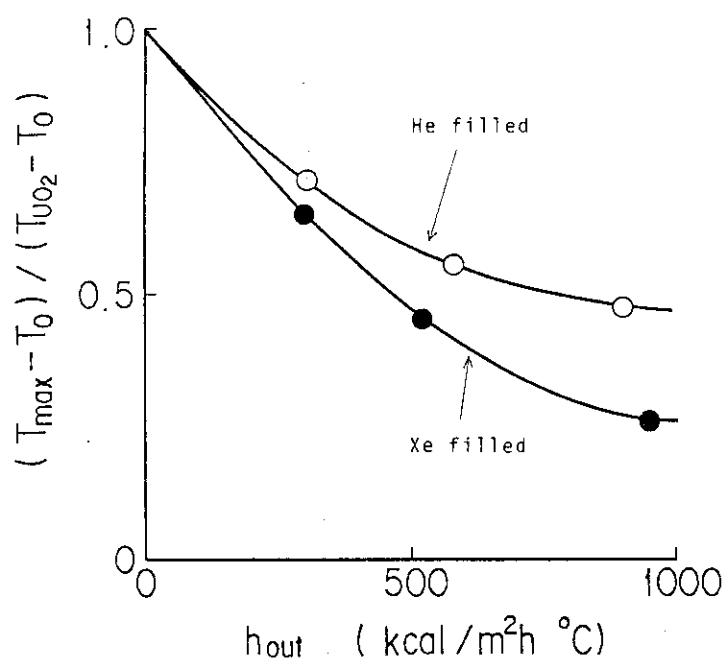


Fig.4.33 Relation of normalized maximum cladding temperature rise and heat transfer coefficient at the cladding surface

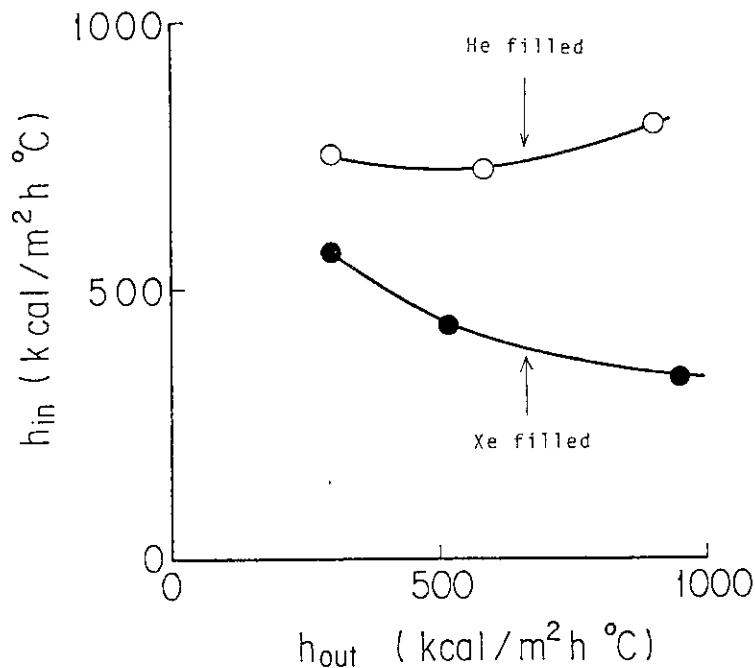


Fig.4.34 Relation of thermal conductance at the inside of the cladding and that at cladding outer surface

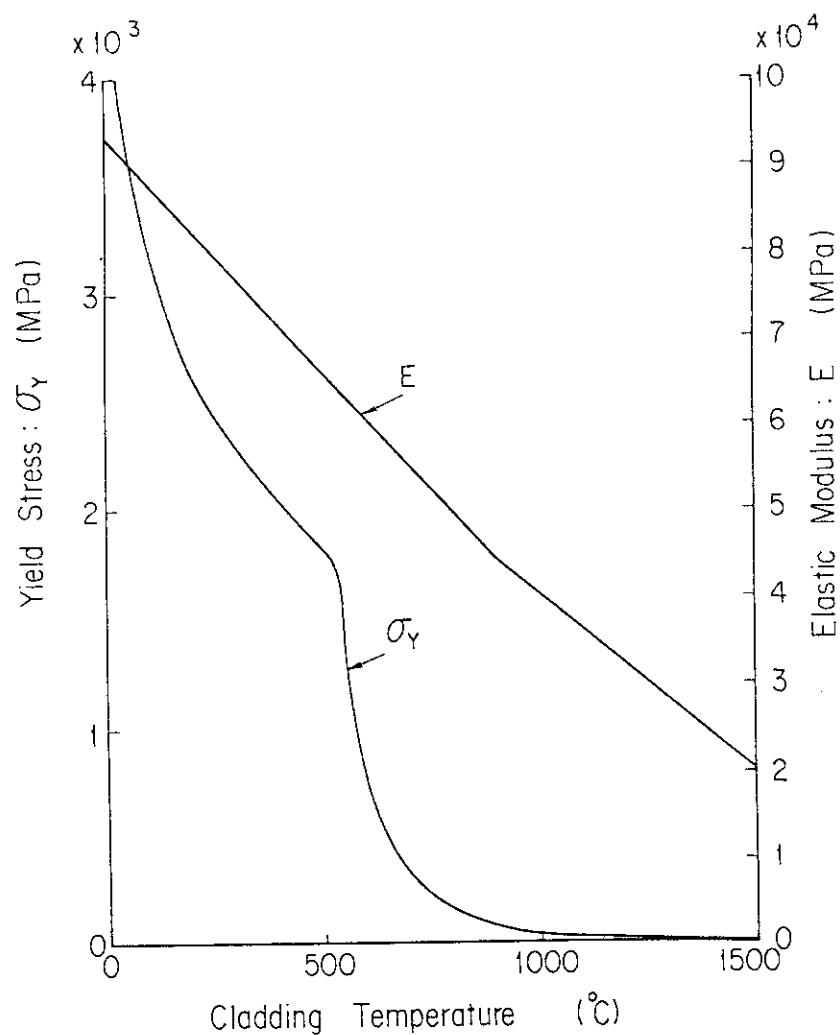


Fig.4.35 Yield stress and elastic modulus of zircaloy-4 as a function of temperature (MATPRO)

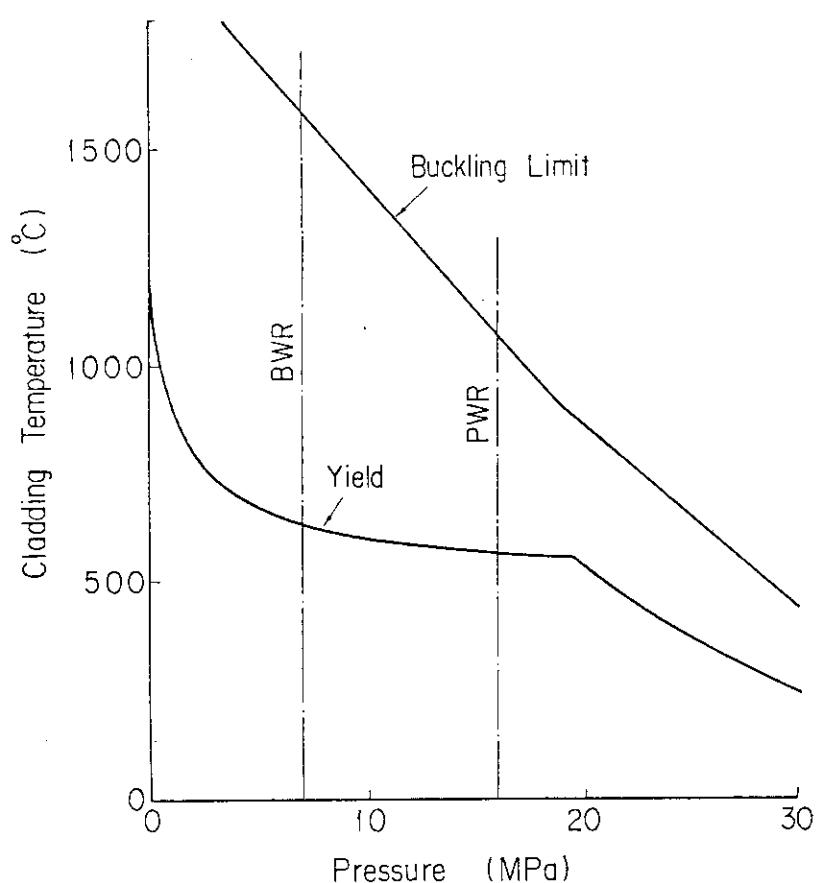


Fig.4.36 Limiting cladding temperatures for yield and buckling initiation as a function of system pressure

5. 金相検査の結果からみた被覆管融着発生とその影響

5.1 燃料断面の所見

被覆管の温度測定に基づく考察から、発熱量が約 240 cal/g UO_2 を越えると被覆管とペレットの融着が生じ、この発熱量を境として被覆管の温度挙動が大きく変化することが判ってきた。そこで、この融着発生の状況を照射後燃料の断面の顕微鏡観察により確認し、かつ、局所的な融着が発生している場合、それが温度挙動にどのように影響しているかを調べた。

Fig. 5.1 に顕微鏡観察を行った実験ケースの被覆管最高温度データを示す。静水条件下の実験については、融着発生が無い場合として、キセノン燃料に対し、発熱量 220 cal/g UO_2 を与えた Test 235-14 を、また、融着が生じたと考えられる場合のキセノン燃料 260 cal/g UO_2 の Test 235-7 を選んだ。また、強制対流条件の実験から、融着発生が無い例としてヘリウム燃料 230 cal/g UO_2 の Test 240-6 を、また、融着が生じた場合としてキセノン燃料 250 cal/g UO_2 の Test 240-15、およびヘリウム燃料 260 cal/g UO_2 の Test 240-4 を選んだ。

Fig. 5.2 および Fig. 5.3 に融着が生じなかった場合の燃料棒断面の顕微鏡写真を示す。とともに、ペレットにはクラックが入っているがそれ以上の変化は無く、また、被覆管との間のギャップは全周にわたり開いている。被覆管の内面にも金相的な変化は認められず UO_2 とジルカロイの共晶反応も、また、共晶発生による融着も生じていない。ただし、Fig. 5.3 の拡大写真に見られるように、ペレットのクラックの形に対応した被覆管内面の塑性変形は認められ、これから、被覆管温度上昇期に発生する大きな接触圧力により、被覆管内表面が塑性変形する事はあるものと考えられる。

Fig. 5.4 は融着発生条件を上まわる 260 cal/g UO_2 の場合の断面写真である。この例では、融着は全周の約 $3/4$ で生じており、左下の約 $1/4$ 周の部分は融着せずに、比較的大きなギャップが開いている。融着が生じた部分の燃料ペレットの外周が黒ずんで見えるが、これは燃料ペレットが微細に割れたためである。このペレットの微細化はクエンチ時の熱衝撃によるものと思われ、融着が生じ良好な熱伝達が行われる部分にのみ生じている。一方、被覆管は、融着が生じなかった左下の部分では殆んど変化が生じていないが、融着部分では、内面に明確に共晶反応層が認められ、また、外表面には厚い酸化層が形成されている。また、融着部分の被覆管は肉厚変化が生じており、被覆管温度がより高くなつたことを示している。図の下方の拡大写真は、融着発生の境界部分を示したものであるが、発熱量が 260 cal/g UO_2 程度では、融着は全周までには至らない事が多く、この写真のように明瞭な境界が現われる。そして、融着発生部に至るに従って、被覆管表面の酸化膜厚さは急増しており、融着発生の有無が被覆管温度上昇に大きな影響を与えていることが判る。次節においては、この被覆管表面の酸化層の厚さの測定に基づいて温度評価を行い、融着発生の影響をより定量的に検討する。なお、この断面写真の最下と最上の位置は熱電対による被覆管表面温度の測定位置に対応しており、この写真の場合では、下端の熱電対で融着が発生していない部分の温度を、また、上端で融着発生部分

の温度を測定していることになる。この二つの場所での温度測定結果の比較も次節で併せて行う。

Fig. 5.5 および Fig. 5.6 は、共に強制対流冷却条件の下で融着が生じた場合の断面写真である。静水条件での場合と同じく、融着部分の被覆管内面には共晶反応層が生じており、また、燃料ペレット表面での微細化も認められる。

5.2 被覆管の融着と温度分布との関係

被覆管とペレットの融着の有無はこの間のギャップ熱伝達に大きな影響を及ぼすが、発熱量が約 260 cal/g UO₂以下では、融着は部分的にしか生じないので、融着の有無が、温度分布に影響する。そこで、被覆管の温度分布を、被覆管表面の酸化膜の生成量によって評価し、また、熱電対で測定した温度挙動を比較することにより、融着の発生がどの程度温度分布に影響を与えていているかを調べた。

試料としては、同一断面において、融着発生部と非発生部の両方に熱電対による温度計測結果がある、Test 235-7 の燃料を調べた。

Fig. 5.7 は、この Test 235-7 の試料の被覆管表面に生成された酸化ジルコニウム ZrO₂ 層の厚みを測定し、これを角度を横軸としてプロットしたものである。UO₂-ジルカロイ共晶反応による融着発生領域を矢印で示してある。これから、融着発生領域と非発生領域とでは、酸化膜厚さが約 2 倍も異なることがわかる。さらに、この酸化膜厚さから、ジルカロイ・蒸気反応式を介して被覆管最高温度の評価を行った。蒸気が充分に供給されている条件の下では、ジルカロイの酸化膜生成量は、次式のような放物線則により表わされることが知られている。

$$\frac{dx}{dt} = \frac{\delta^2}{2x} \quad \dots \dots \dots (5.1)$$

$$\delta^2 = C_0 \exp \left(-\frac{Q}{RT} \right) \quad \dots \dots \dots (5.2)$$

ただし、 x : 酸化膜厚さ (cm)

δ : 放物線則の定数 (cm²/s)

t : 反応時間 (s)

T : 酸化温度 (K)

Q : 活性化エネルギー (cal/mol)

R : ガス定数 (cal/mol·K)

C_0 : 定数 (cm²/s)⁽²³⁾

放物線則の定数としては、次の川崎らによる実験式を使うものとする。

$$C_0 = 0.0215 \exp (-35860 / RT) \quad \dots \dots \dots (5.3)$$

以上の関係式は、定常条件に対するものであるが、本実験のように温度が変化する場合に対しても、温度履歴を (5.2) 式に入れて、(5.1) 式を積分することにより、適用することができます。

きる。ところで、(5.2)式に示されるように、酸化速度は温度に対して指数関数的に増大するので、酸化膜の生成量は最高温度に強く支配され、また、本実験においては、被覆管の温度履歴はほぼ相似形となっているので、本実験に共通した温度履歴の形に対して(5.1)、(5.2)式を積分することにより、酸化膜厚さと被覆管最高温度を1対1の対応として求めることができる。

Fig. 5.8は、以上のようにして導出した酸化膜厚さと被覆管最高温度の関係に、熱電対による測定結果等による補正を加えて作られた対応関係図である。この関係図を利用してFig. 5.7の測定結果を温度に変換するとFig. 5.9のようになる。これから、全く同一の冷却条件においても、ペレットと被覆管の融着が生じるかどうかで、被覆管最高温度には大きな差が生じ、特に、キセノン燃料の場合にはこの差が150°C以上にもなることがわかった。

Fig. 5.10, Fig. 5.11は、この試料の融着が生じた部分の熱電対#7と、融着が生じなかつた部分の熱電対#1による被覆管温度の測定結果を比べたものである。融着が生じた部分では約1s後で、約1600°Cに達して熱電対が破損しているのに対し、他方では1450°Cまでの温度上昇に止まっている。また、Fig. 5.7に見られるように、この温度上昇挙動の違いは、急上昇期の直後から生じることがわかり、融着が生じている部分では、ギャップが開くことによる温度上昇速度の急変が生じないことがわかる。このような結果から、ペレット・被覆管の融着は、急上昇期の終りまでにはすでに発生しており、融着部分は、温度上昇開始からクエンチ時点まで接触状態を保持するものと考えることができる。

5.3 まとめ

照射後燃料の断面の金相検査によって、燃料ペレットと被覆管の融着発生が、発熱量が約240 cal/g UO₂を境として起っている事を確認した。また、発熱量が260 cal/g UO₂程度では、ペレットの偏心の影響で融着は燃料棒の全周にわたっては生じないが、この時の被覆管温度分布および温度履歴の比較から、融着発生の有無が被覆管温度上昇に極めて大きな影響があること、および、融着は、被覆管温度の急上昇期の間に発生することが明らかになった。

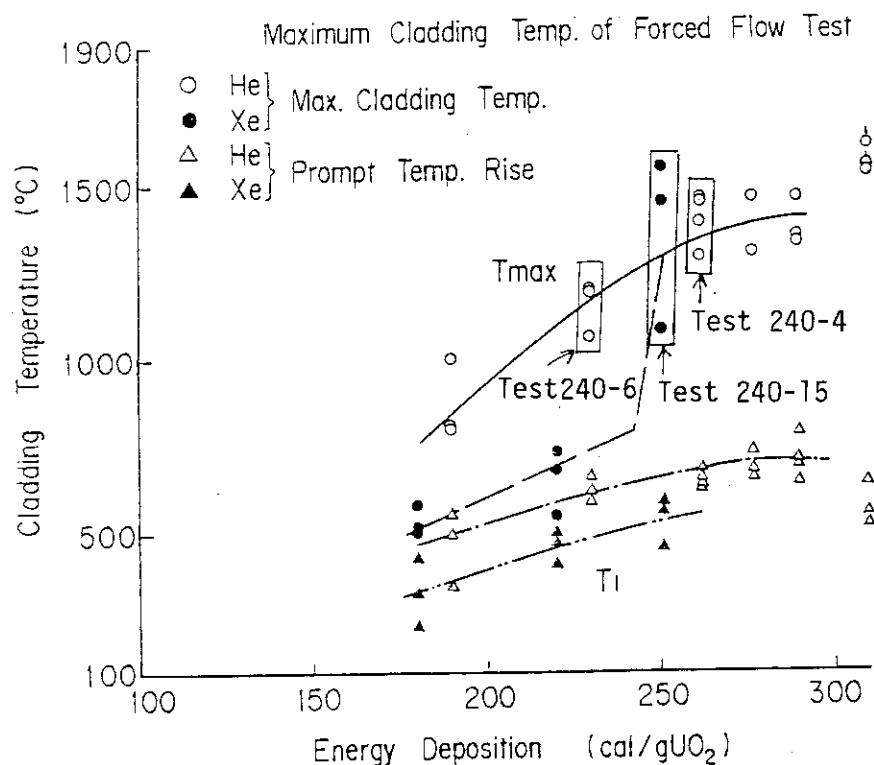
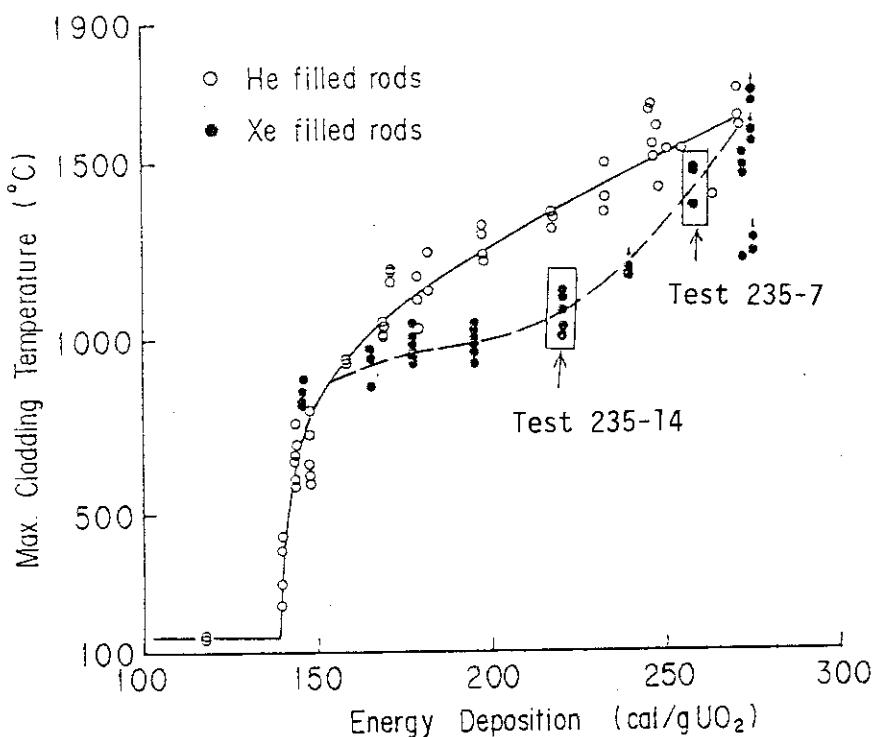


Fig.5.1 Maximum cladding temperatures and energy depositions in the test cases for which metallurgic post-test examination were performed

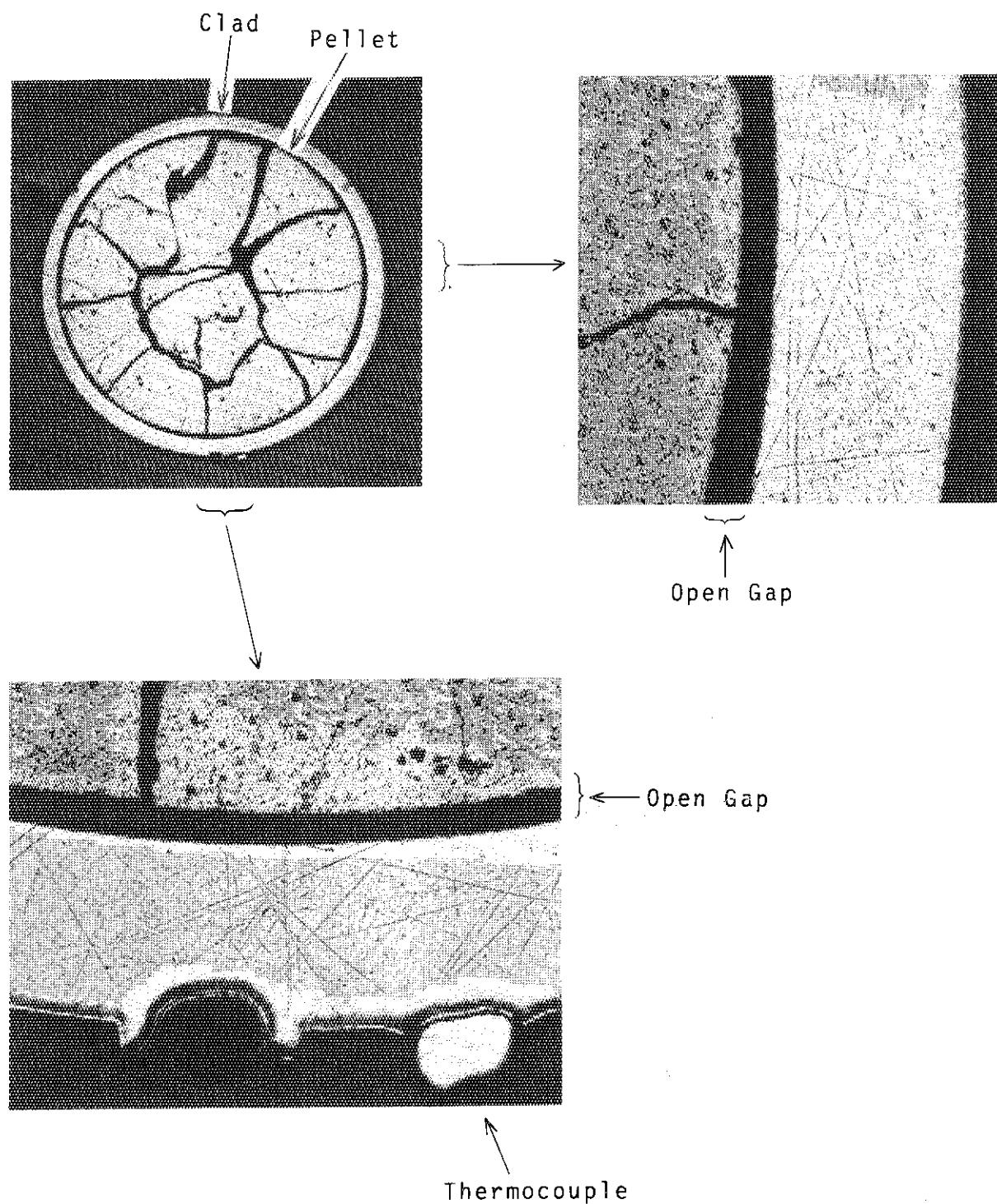


Fig.5.2 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 220 cal/gUO₂ in stagnant coolant (Test 235-14)

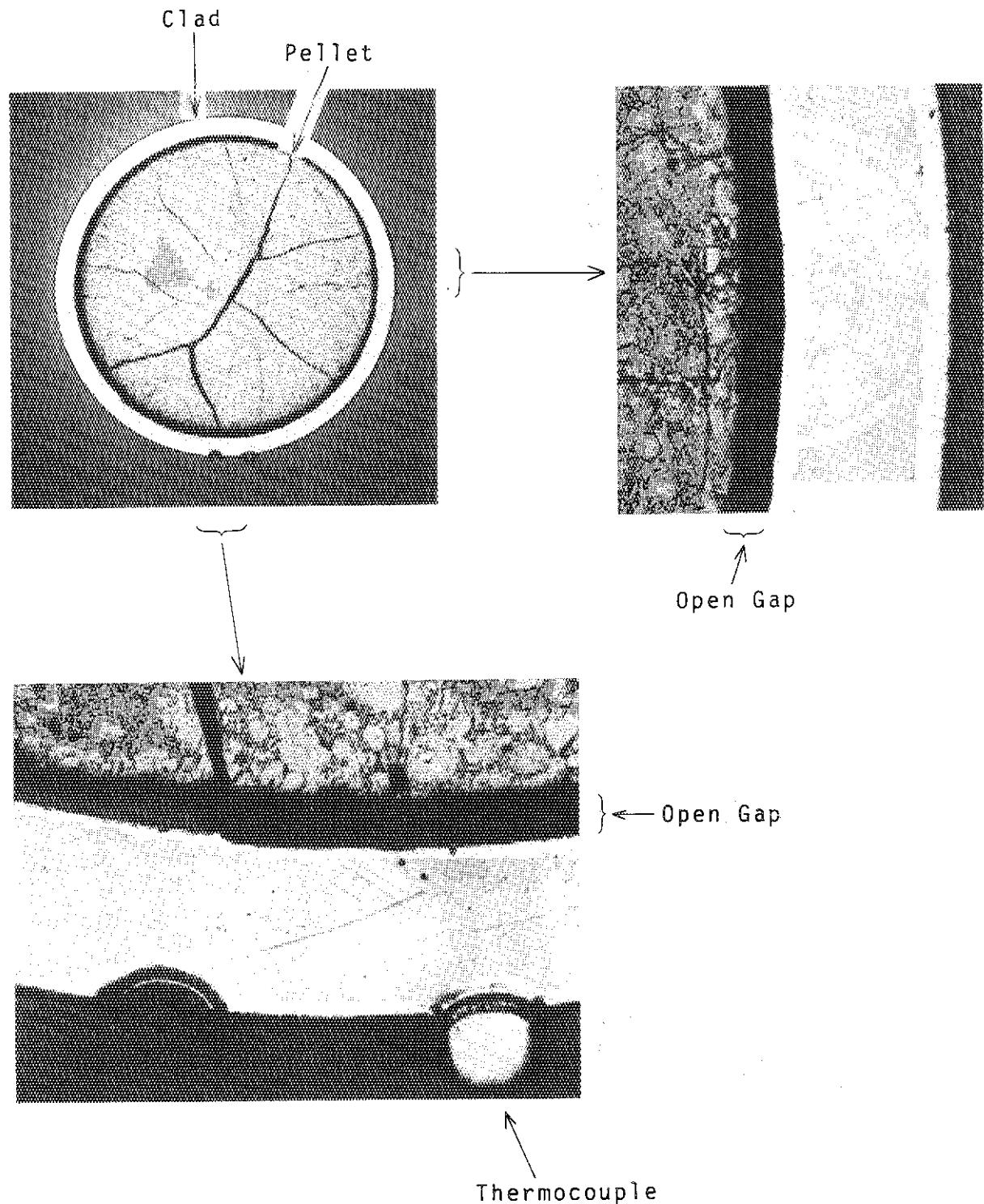


Fig.5.3 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, helium filled rod subjected to 230 cal/gUO₂ under forced coolant flow (Test 240-6)

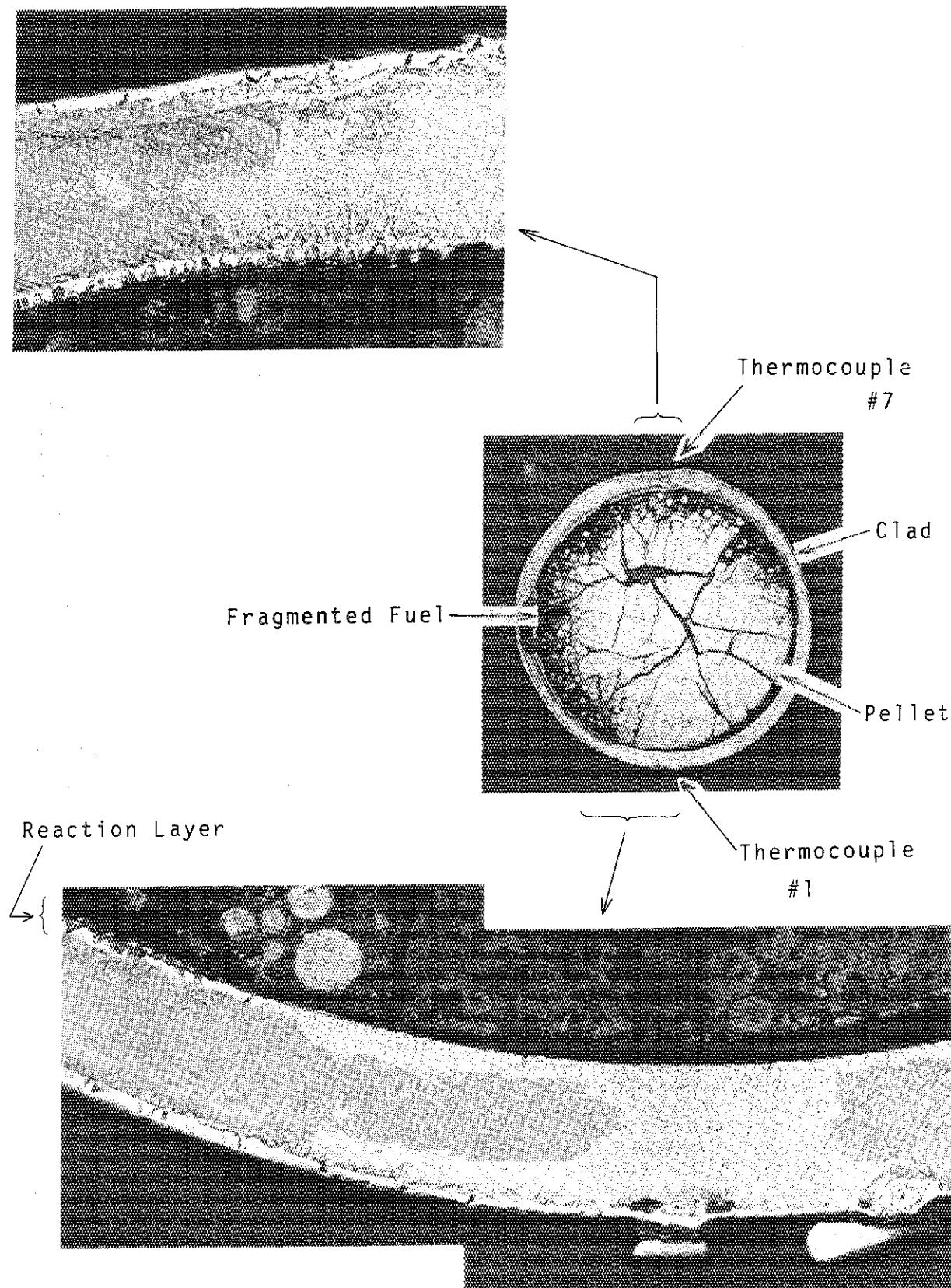


Fig.5.4 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 260 cal/gUO₂ in stagnant coolant (Test 235-7)

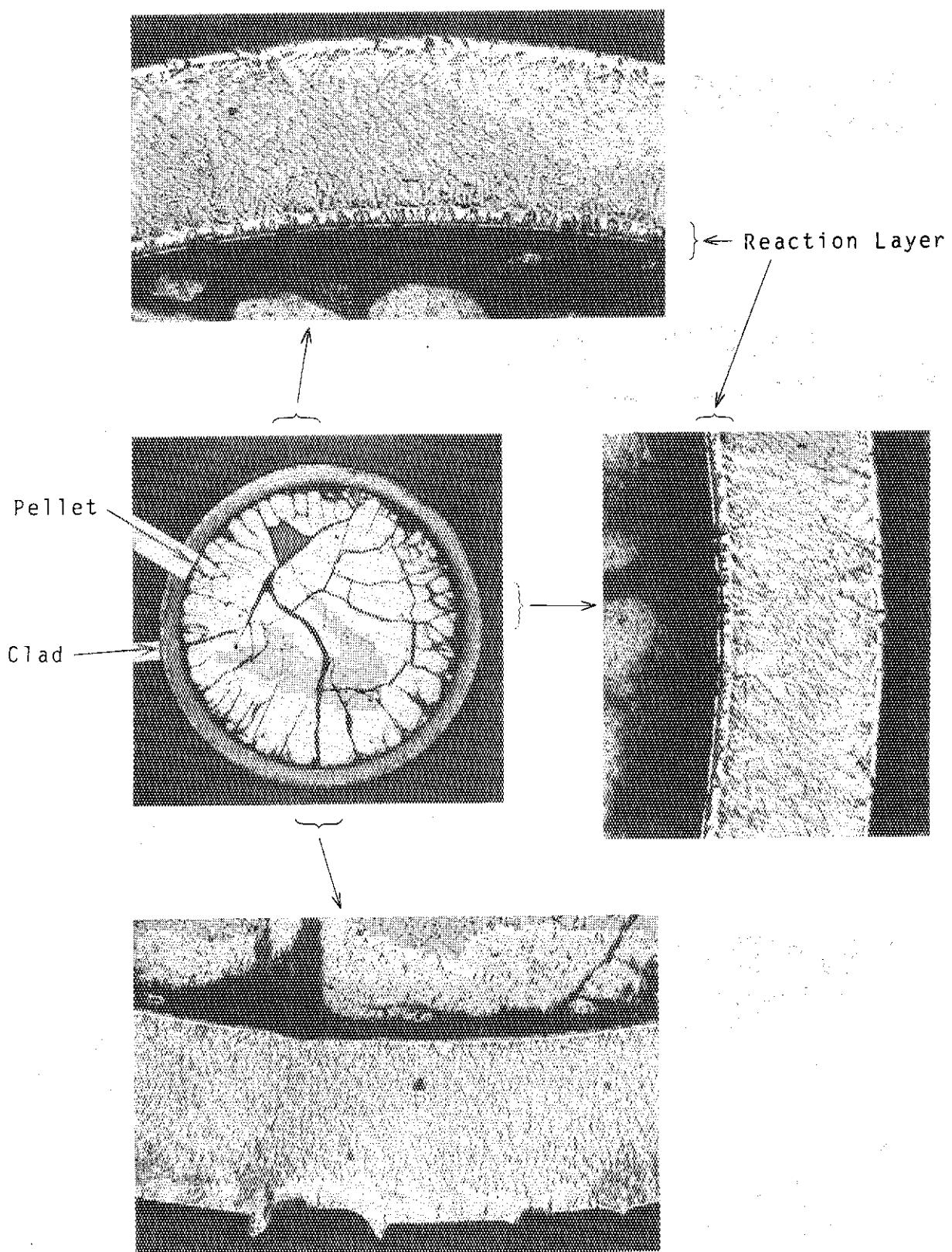


Fig.5.5 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, xenon filled rod subjected to 250 cal/gU02 under forced coolant flow (Test 240-15)

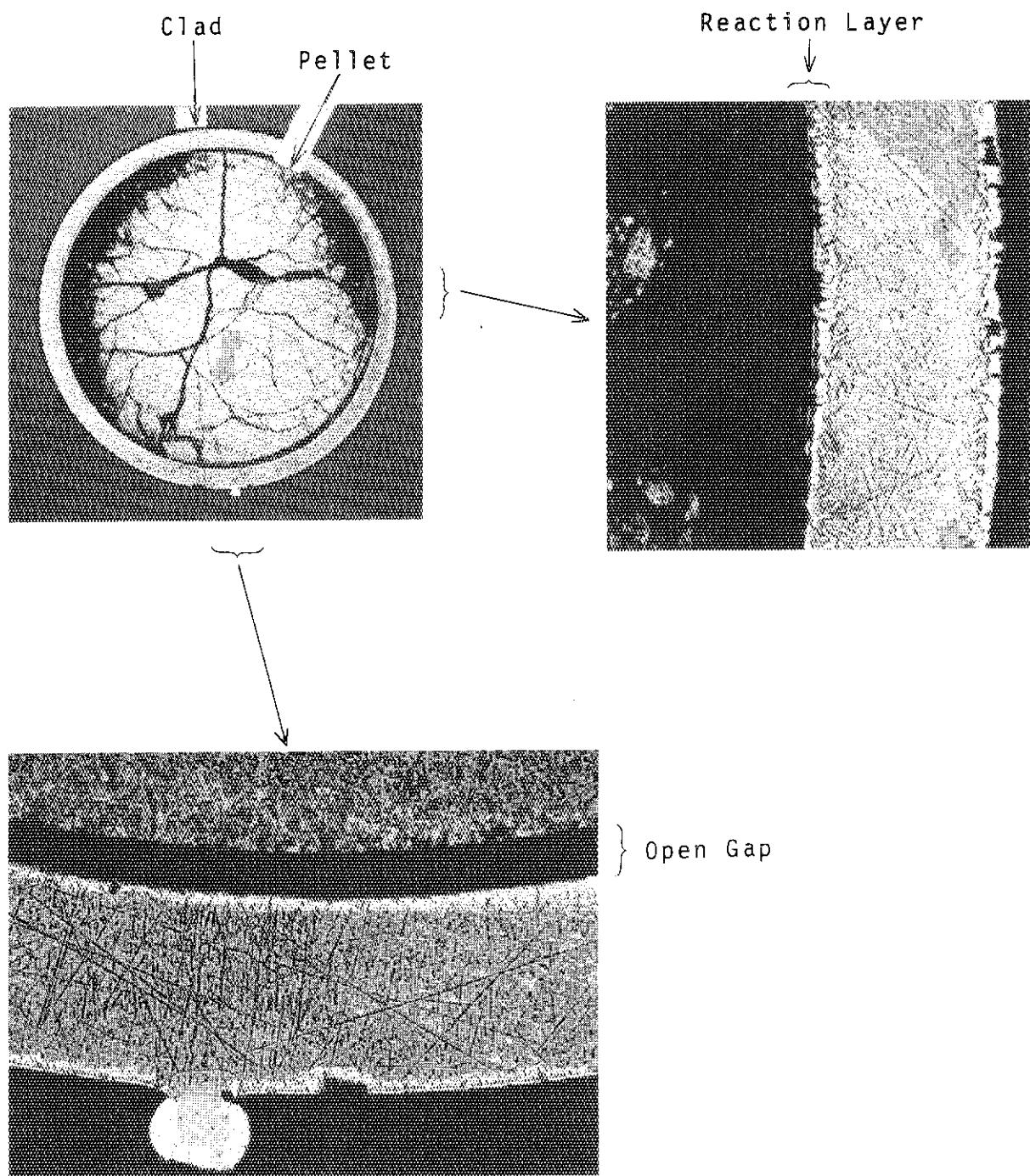


Fig.5.6 Cross sectional photographs of post-test fuel rod, helium filled rod subjected to 260 cal/gU02 under forced coolant flow (Test 240-4)

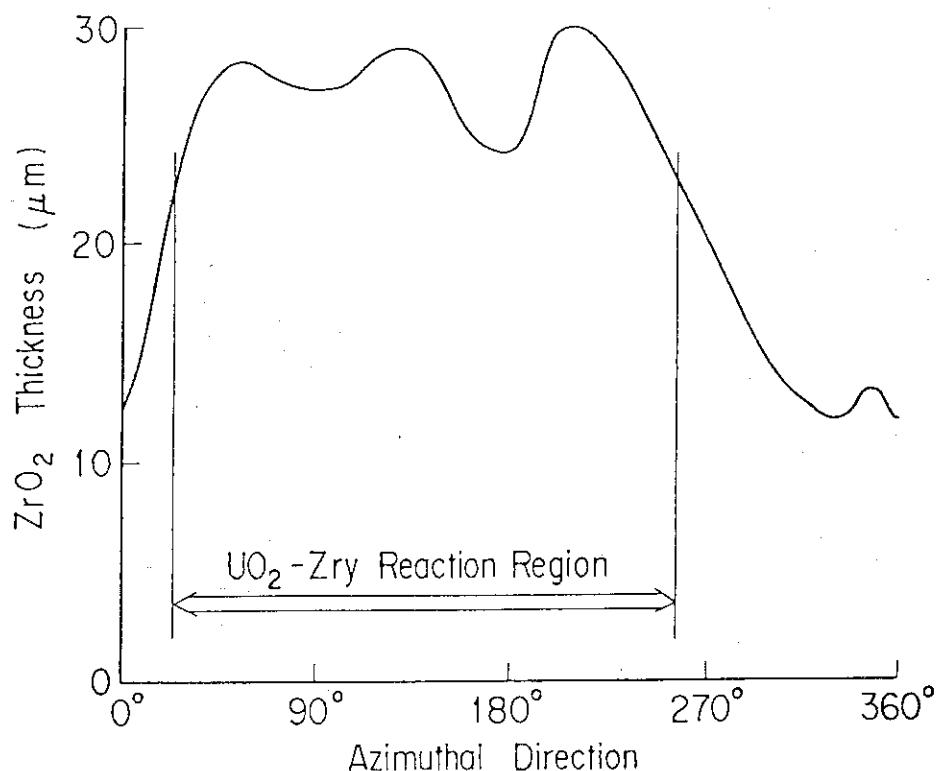


Fig.5.7 Azimuthal variation of zirconium oxide layer thickness at 33 mm below axial midplane of the fuel rod irradiated in Test No.235-7
(xenon filled, 258 cal/g.UO₂)

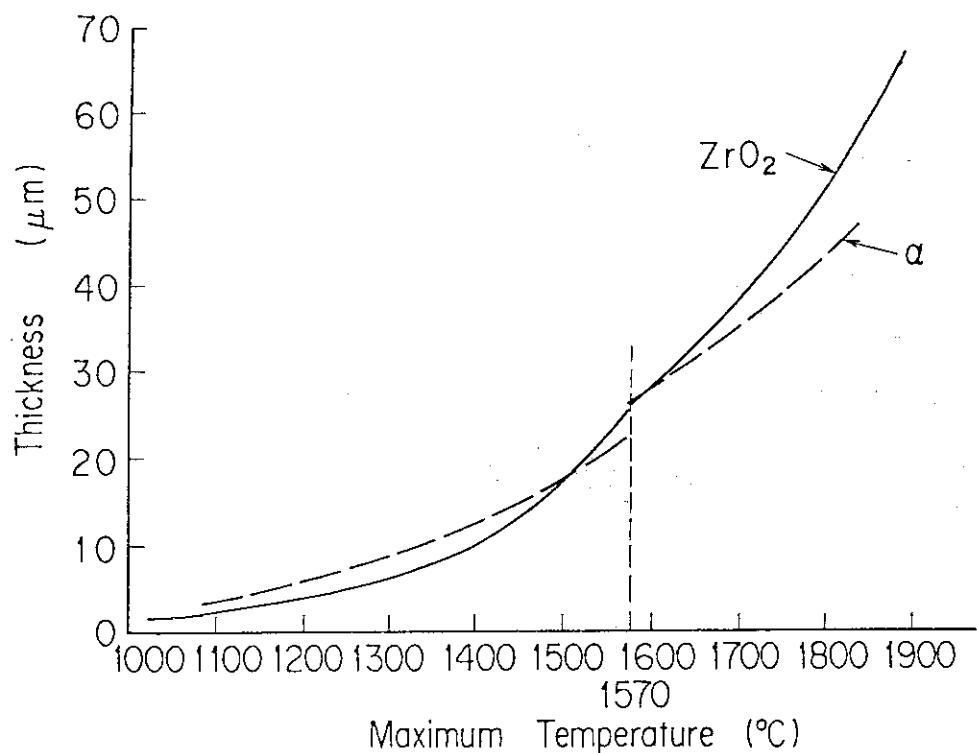


Fig.5.8 Relation of thickness of zirconium oxide and of oxygen stabilized alpha layer versus maximum cladding temperature calibrated for typical transients in NSRR tests

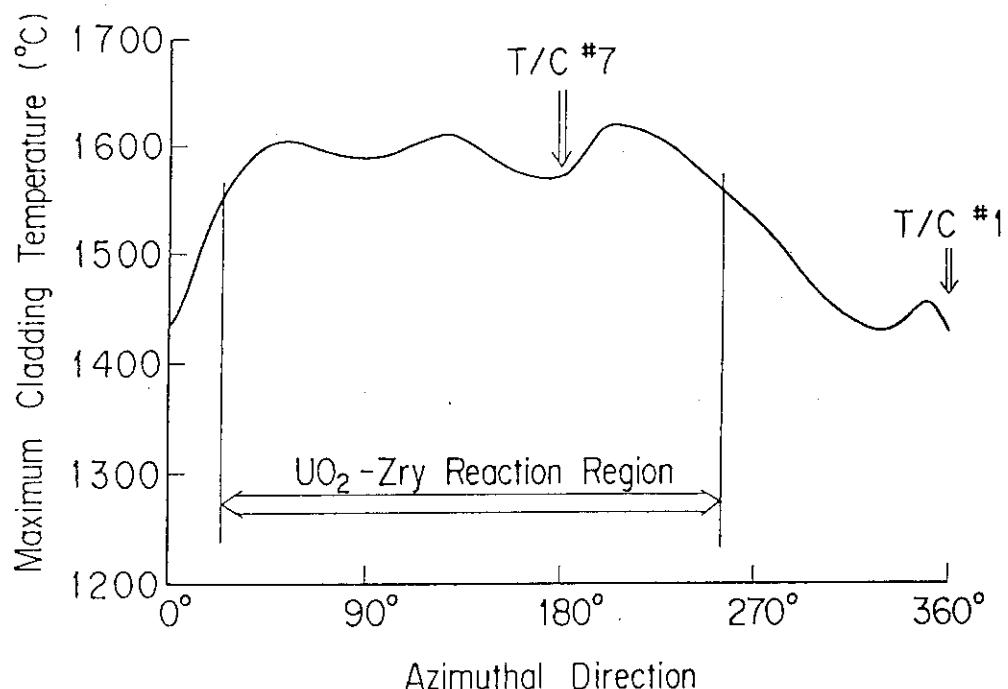


Fig.5.9 Azimuthal variation of maximum cladding temperature obtained from zirconium oxide layer thickness measurement for Test No.235-7

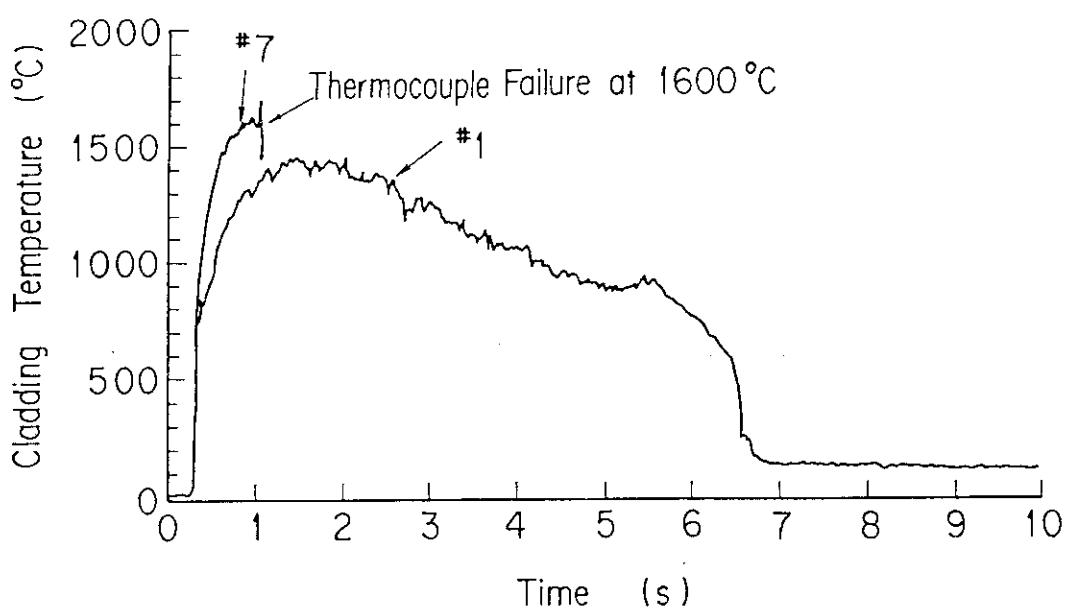


Fig.5.10 Comparison of cladding temperature histories measured at the opposite sides of the same axial level, 33 mm below axial midplane in Test No.235-7 (0-10s)

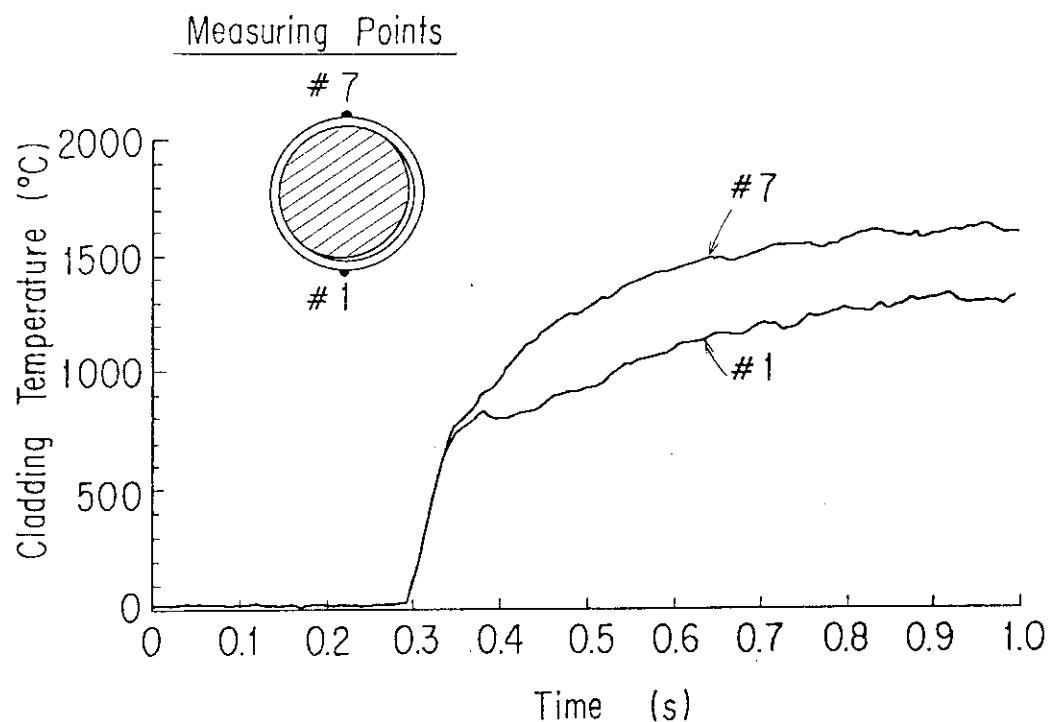


Fig.5.11 Comparison of cladding temperature histories measured at the opposite sides of the same axial level, 33 mm below axial midplane in Test No.235-7 (0-1s)

6. 解析コードによる過渡解析

6.1 はじめに

前章までに、反応度事故条件の下におけるギャップ熱伝達のふるまい、および、これが被覆管の温度挙動に与える影響について実験結果に基づき解明を進め、また、解析的なモデルによる計算によりメカニズムの検討を行ってきた。しかし、前章までの解析は、被覆管温度の急上昇期および緩上昇期における挙動、あるいは、ペレット・被覆管の融着発生等々の個々の特徴的な現象に着目しての解析であり、これら特徴的な諸現象が反応度事故条件下の時間の経過に対応してどのように推移するかを知るために、解析コードによる対象となる時間域全体にわたる解析が必要である。また、上述の解析的なモデルによる計算においては、解析解を得るために、燃料ペレット内の出力分布や出力の時間変化等に大幅な近似を行い、物性値の温度による変化も無視している。そこで、NSRRプロジェクトの中で開発を進めてきたNSR-77コード⁽¹²⁾を用い、燃料ペレット内の出力条件や、物性値の温度依存性を考慮した詳細な過渡温度挙動解析を行うことによって、個別の現象に対して行ってきた解析や考察に対し、より定量化した検討を進めた。他方、解析コードによる数値解析結果と実験との比較に基づき、現在、軽水炉燃料挙動解析コードに広く用いられ、NSR-77コードにも組込まれているギャップ熱伝達モデルのRoss and Stouteモデル⁽³⁾が、反応度事故条件の急速な過渡変化条件の下でどの程度まで適用できるかを検討し、適用限界および問題点を摘出した。さらに、Ross and Stouteモデルの適用限界を超える条件下でのギャップ熱伝達の取扱いにつき検討を行った。

6.2 解析モデル

6.2.1 NSR-77の概要

本解析に使用したNSR-77は、軽水炉型棒状燃料の過渡挙動の詳細な解析を目的として開発された、軸対称一次元モデルによる単一燃料棒の過渡変形および熱伝達解析コードである。

NSR-77の主要な機能および特徴をまとめると次のようになる。

- (1) 解析対象とする燃料棒の構成は、UO₂ペレット、ジルカロイ被覆管およびそれを取り囲む冷却材であり、これらは軸対称配置として半径方向一次元問題として取扱う。ただし、冷却材は半径方向には単一メッシュとし、軸方向の一次元問題として解析する。燃料棒に対するメッシュ分割の概要をFig. 6.1に示す。
- (2) 構成材の熱的および機械的物性値は、全て温度依存として取扱い、米国INELで開発された軽水炉燃料物性値プログラムMATPRO⁽¹¹⁾による値を用いる。
- (3) 燃料ペレット内の発熱は、径方向の分布と時間変化とを変数分離した形で与え、各々、径方向座標および時間に対し任意に入力で指定できる。
- (4) ギャップ熱伝達は修正Ross and Stouteモデルを用い、ギャップ間隔や接触圧力には、

燃料棒の変形計算から求めた各時間ステップ毎の値を用いる。

- (5) 被覆管表面での熱伝達率は、単相強制対流または自然対流熱伝達、核沸騰熱伝達、遷移沸騰熱伝達、および膜沸騰熱伝達の4種類の伝熱形式に対応した関係式を被覆管表面温度および熱流束の条件に応じて使用し評価する。
- (6) 変形計算においては、燃料ペレットはペレット自身の熱膨張による変形のみを考え、被覆管は、燃料ペレットと接触しない条件下では熱膨張と内外圧力差による薄肉管の変形モデルにより、また、燃料ペレットと接触した条件下では燃料ペレットの熱膨張に支配されると考えて変形量を求める。従って、燃料ペレットと被覆管の接触圧力は、燃料ペレットの熱膨張から与えられる変形量を既知条件として薄肉円筒シェルの弾塑性変形計算を行って求める。
- (7) 冷却材の熱水力計算は、軸方向一次元体系として取扱い、冷却材流路の入口流量を入力で指定し、質量およびエネルギーの釣合式を解くことによって、各軸方向位置での各時間毎の値を求める。

以上がNSR-77の解析モデルの主な特徴であるが、次に、代表的な燃料挙動解析コードと本コードとの主な相違点について概要を述べる。現在使用されている代表的なコードには熱的挙動解析を行うものとして、GAPCON-THERMAL-2⁽²⁴⁾, FREG-3⁽²⁵⁾, 燃焼履歴を追って燃料の挙動を解析するものとしてLIFE-II⁽²⁶⁾, IAMBUS-1⁽²⁷⁾, また、有限要素法を用いたものとしてFEMAX-I⁽²⁸⁾などがある。以上は通常運転時のゆるやかな燃料挙動の変化を対象としたものである。これに対し、事故時の急速な過渡変化を対象としたものでは、米国INELで開発したFRAP-T⁽²⁹⁾がある。

以上に列記した解析コードは、いずれも単一燃料棒を対象とした軸対称モデルである。GAPCON-THERMAL-2やFREG-3においては、燃料ペレットの変形に熱膨張以外に、焼きしまりやリロケーションによる直径変化やスウェーリングを考慮するなど、燃焼に伴う種々の効果が取り入れられているが、時間変化に対する取扱いは、照射の進行に伴う出力や冷却条件等の変化を各時間ステップで入力し、定常計算を行って、その時刻での燃料温度分布を求める方法をとっている。また、LIFE-II, IAMBUS-1等は燃料ペレットや被覆管内の詳細な応力・歪の計算を行い、また、燃料ペレット中のクラックの発生、燃焼の進行に伴う材料特性や物性値の変化を計算できるようになっているが、計算は、FREG-3等と同じく各時間ステップ毎に定常計算を行う準定常的な取扱いとなっている。また、FEMAX-Iは有限要素法を用いた詳細な燃料棒変形解析プログラムであり、ペレットの変形を弾塑性、クリープ、ホットプレス、クラック等を考慮して詳細に解析するとともに、被覆管との機械的相互作用(PCMI)も詳細にモデル化されている。したがって、燃焼に伴うゆるやかな変化は極めて詳細に解析することが可能である。しかし、事故条件の下での急速な出力上昇や冷却条件の変化に対応する解析は、このコードの主な対象ではなく。特に反応度事故の出力暴走条件に対する解析には適したコードとは言えない。

一方、FRAP-Tや本解析に使用したNSR-77等の事故時の燃料挙動解析を目的として開発されたコードは、燃料ペレットや被覆管の変形やクラック発生等に対しては単純化して取扱うこととするが、燃料棒内の熱伝導や被覆管表面での熱伝達に対し過渡変化に対応した詳細な

モデル化を行っているのが特徴である。したがって、長時間の照射履歴に応じて生ずる変形や変質は、解析の初期条件として与えることとなっており、これに対する短時間の変化が解析対象となる。なお、NSR-77はFRAP-Tを基にして開発されたコードであり、プログラム上では改良されている点が少なくないが、基本モデルはほぼ同じものである。

また、以上述べたいわゆる燃料挙動解析コードの他、RELAP⁽³⁰⁾等の事故解析コード、あるいはEUREKA⁽³¹⁾等の動特性解析コードにも燃料挙動解析モデルが組込まれている。ただし、これらのモデルは計算時間の短縮のために、単純化した取扱いがなされており、例えば、燃料棒内の分割数を減らし、ギャップ熱伝達率や被覆管表面での熱伝達率等を定数あるいは単純な関係式で与える等の対処がなされている。したがって、これらの簡易モデルは、燃料挙動そのものの解析には適しないが、燃料挙動を左右するパラメータ、例えばギャップ熱伝達率が、炉心あるいはプラント全体の挙動に与える影響を評価する上では有用な解析手段であると言うことができよう。

6.2.2 解析モデルの構成および精度向上のための改良

(1) 热伝達解析モデル

解析の対象とする軽水炉の燃料棒は、半径に比べ軸方向に長く、温度勾配も半径方向に比べ軸方向勾配が極めて小さくなるため、一般に、燃料棒内の熱伝達は、軸方向の熱伝導を無視した軸対称の一次元問題として良好な評価を行うことができる。本コードの熱伝達解析モデルも、このような考え方に基づいて作られており、軸方向の熱伝導を無視した以下に示す軸対称一次元熱伝導方程式により記述する。

$$\frac{\partial}{\partial t} [g(T, r) T(r, t)] = \frac{\partial^2}{\partial r^2} [k(T, r) \cdot T(r, t)] + S(r, t) \quad \dots \quad (6.1)$$

この基礎式を以下の初期条件および境界条件の下に解く。

初期条件：

$$T(r, 0) = T_0(r) \quad \dots \quad (6.2)$$

境界条件：

ペレット中心で

$$k \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \quad \dots \quad (6.3)$$

ペレット・被覆管の境界で

$$k \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_{gap}} = -h_g (T_{p0} - T_{ci}) \quad \dots \quad (6.4)$$

被覆管表面において

$$k \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_{co}} = - h_c (T_{co} - T_{bulk}) \quad \dots \dots \quad (6.5)$$

ただし、

- k : 热伝導率 ($\text{kcal}/\text{m}\text{h}^{\circ}\text{C}$)
- g : 体積比熱 ($\text{kcal}/\text{m}^3\text{ }^{\circ}\text{C}$)
- S : 単位体積当たりの発熱量 ($\text{kcal}/\text{m}^3\text{ h}$)
- T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- r : 半径方向の距離 (m)
- r_{gap} : ペレット・被覆管境界部までの半径 (m)
- r_{co} : 被覆管の外半径 (m)
- T_{po} : ペレット表面温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{ci} : 被覆管内面温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{co} : 被覆管外面温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{bulk} : 冷却材バルク温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- h_{gap} : ペレット・被覆管間のギャップ熱伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{ h}^{\circ}\text{C}$)
- h_c : 被覆管表面における熱伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{ h}^{\circ}\text{C}$)

以上の基礎式の数値解法には、Crank-Nicolson形の差分方程式による解法を用いている。数値計算の精度向上のためには、物性値および境界条件を与えるギャップ熱伝達率および表面熱伝達率を適切に与える必要がある。まず、燃料ペレットおよび被覆管の熱伝導率や比熱等の物性値については、軽水炉燃料物性値サブプログラムMATPRO (V-9)⁽¹⁾により、全て温度の関数として求め、計算の各時間ステップ毎に新しい値を入れることとしている。ギャップ熱伝達には修正 Ross and Stoute 式⁽³⁾を用いており、これについては次の(2)項で述べる。表面熱伝達に関しては、NSR-77 には各伝熱モードに対し数種類の熱伝達関係式がオプションとして備えられている。本解析に当っては、対象とする実験条件、すなわち、試験燃料をサブクール度の大きなプール水中に置いた条件を最も良く近似するために、各熱伝達モードに応じ以下の式を選択した。さらに、膜沸騰熱伝達式については、大きなサブクール度の影響をできるだけ正確に与えるため、既存のプール膜沸騰熱伝達式に対し、サブクール度に対する補正項を加え、最適値を選んだ。

非沸騰条件

垂直平板の層流・自然対流条件に対するOstrachの式⁽¹⁹⁾

$$h = \frac{4}{3} \left(\frac{k_f \text{Nu}}{L} \right)$$

$$\text{Nu} = 0.478 \text{Pr}^{0.25} \cdot \text{Gr}^{0.25} \left(\frac{\text{Pr}}{0.861 + \text{Pr}} \right)^{0.25} \quad \dots \dots \quad (6.6)$$

ただし、

$$h : 伝熱長 L の平均熱伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{ h}^{\circ}\text{C}$)$$

k_f : 冷却材の熱伝導率 (kcal/m h °C)

Nu : ヌッセルト数

Pr : プラントル数

Gr : グラスホフ数

なお、代表長 L としては、伝熱面高さとして、燃料棒の有効発熱長 0.135 m を使用した。

核沸騰条件

自然対流条件に対する西川・山県の式⁽²⁰⁾

$$q = 31.6 P^{6/5} \Delta T_{sat}^3 \quad \dots \quad (6.7)$$

ただし、

q : 熱流束 (kcal/m² h)

P : 圧力 (ata)

ΔT_{sat} : 伝熱面過熱度 (°C)

膜沸騰条件

垂直平板、自然対流条件に対する Bromley の式を用い、これにサブクール度の影響を考慮するため補正項を乗じる形となっている。

$$h = h_{Bromley} (1 + C \cdot \Delta T_{sub}) \quad \dots \quad (6.8)$$

$$h_{Bromley} = 0.714 \left[\frac{k_g^3 g \rho_f \rho_g h_{fg}}{\mu_g L \Delta T_{sat}} \right]^{0.25} \quad \dots \quad (6.9)$$

ただし、

h : 熱伝達率 (kcal/m² h °C)

$h_{Bromley}$: Bromley 式により与えられる飽和条件に対する熱伝達率 (kcal/m² h °C)

ΔT_{sub} : 冷却材のサブクール度 (°C)

C : 冷却材サブクール度に対する補正係数

k_g : 冷却材の気相の熱伝導率 (kcal/m h °C)

g : 重力の加速度

ρ_f : 冷却材の液相の密度 (kg/m³)

ρ_g : 冷却材の気相の密度 (kg/m³)

h_{fg} : 冷却材の潜熱 (kcal/kg)

μ_g : 冷却材の気相の粘性係数 (kg/m h)

L : 伝熱面高さ (m)

ΔT_{sat} : 伝熱面過熱度 (°C)

なお、サブクール度に対する補正係数 C としては、標準実験 (サブクール度 80 °C) に最も良い一致を示すように、

$$C = 0.04$$

とした。

遷移沸騰条件

核沸騰と膜沸騰条件の間の遷移沸騰条件に対する熱伝達は、両対数グラフ上の沸騰曲線において、極大熱流束点と極小熱流束点を結ぶ直線で近似した。すなわち、

$$\ln q = \ln q_{CHF} + \frac{\ln \Delta T_{sat} - \ln \Delta T_{CHF}}{\ln \Delta T_{min} - \ln \Delta T_{CHF}} \cdot (\ln q_{CHF} - \ln q_{min}) \quad \dots \quad (6.10)$$

ただし、

q : 热流束 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \text{h}$)

q_{CHF} : 極大熱流束 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \text{h}$)

q_{min} : 極小熱流束 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \text{h}$)

ΔT_{sat} : 伝熱面過熱度 ($^\circ\text{C}$)

ΔT_{CHF} : 極大熱流束に対する伝熱面過熱度 ($^\circ\text{C}$)

ΔT_{min} : 極小熱流束に対する伝熱面過熱度 ($^\circ\text{C}$)

で熱流束 q と伝熱面過熱度 ΔT_{sat} の関係を表わす。ここで、極大熱流束 q_{CHF} を求める式としては、Rohsenow-Griffith⁽³²⁾によるプール沸騰条件に対する次式を用い、

$$q_{CHF} = 43.6 \rho_g \cdot h'_{fg} \left[\frac{\rho_f - \rho_g}{\rho_g} \right]^{0.6} \quad \dots \quad (6.11)$$

また、 ΔT_{CHF} は、(6.11)式で求めた q_{CHF} を核沸騰熱伝達式 (6.7) 式に代入して求めた。

一方、極小熱流束 q_{min} は極小熱流束の伝熱面過熱度 ΔT_{min} と (6.8) 式で求める膜沸騰伝達率 h から

$$q_{min} = h \cdot \Delta T_{min} \quad \dots \quad (6.12)$$

として求めた。

ただし、 ΔT_{min} は大気圧下の自然対流冷却条件の下で冷却材のサブクール度を変化させて行った標準燃料実験結果にもとづき、クエンチ開始時の伝熱面過熱度 ΔT_{min} と冷却材サブクール度 ΔT_{sub} の関係より求めた次の実験式により与えた。

$$\Delta T_{min} = 350 + 5.1 \Delta T_{sub} \quad \dots \quad (6.13)$$

以上の熱伝達に関する諸関係式は、大気圧実験の解析だけでなく、高温高圧条件に対する実験解析にも、物性値として冷却材の条件に対応したものを与え適用した。

なお、NSR-77においては、冷却材の状態は、冷却流路の入口流量を入力により指定し、連続式およびエネルギー式を解くことにより求めるが、本解析条件では、外径 10.72 mm の燃料棒 1 本に対し、冷却材流路に相当するカプセル内径が 120 mm と極めて大きいため、冷却材温度は殆んど一定温度に保たれることになる。

(2) ギャップ熱伝達モデル

NSR-77 のギャップ熱伝達率は修正 Ross and Stoute 式により求めるようになっている。この式は、 UO_2 とジルカロイの接触熱伝達式である Ross and Stoute 式を、両者が離れている

場合に対しても適用するように拡張したものである。後に述べるように、実験定数その他の点で本解析の対象とする条件は適用範囲を外れてはいる。しかし、燃料挙動解析コードに広範に使用されており、かつ簡潔で整理された優れたギャップ熱伝達関係式があるので、まず、この式に基づいて解析を行い、適用限界を検討し、さらに適用限界を超えた条件に対する取扱いを検討した。

NSR-77 の修正 Ross and Stoute 式は次の通りである。

1) ペレットと被覆管が接触している場合

$$h_g = h_c + h_{gas} + h_r \quad \dots \dots \dots \quad (6.14)$$

$$h_c = \frac{k_m \cdot P}{a_0 R^{0.5} H} \quad \dots \dots \dots \quad (6.15)$$

$$h_{gas} = \frac{k_g}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad \dots \dots \dots \quad (6.16)$$

$$h_r = \sigma \left[\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right) \right]^{-1} [T_1^2 + T_2^2] [T_1 + T_2] \quad \dots \dots \dots \quad (6.17)$$

ただし、

h_g : ギャップ熱伝達率 ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)

h_c : 接触熱伝達項 ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)

h_{gas} : ガス熱伝導項 ("")

h_r : 輻射熱伝達項 ("")

k_m : 平均熱伝導率 = $\frac{2 k_1 k_2}{k_1 + k_2}$

k_1 : 被覆管内面の熱伝導率 ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)

k_2 : ペレット外周の熱伝導率 ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)

k_g : ギャップガスの熱伝導率 ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)

P : 接触圧力 (kg/cm^2)

a_0 : 定 数 = 0.5 (cm^{-1})

H : 被覆管のメイヤー硬さ

R : 平均表面あらさ = $\left(\frac{R_1^2 + R_2^2}{2} \right)^{0.5}$ (cm)

R_1 : 被覆管内面の表面あらさ (cm)

R_2 : ペレット表面のあらさ (cm)

C : 定 数

g_1 : 被覆管内面における温度の跳躍距離 (cm)

g_2 : ペレット外周における温度の跳躍距離 (cm)

- σ : ステファンボルツマン定数 ($0.56687 \times 10^{11} \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$)
 ϵ_1 : 被覆管表面の輻射率
 ϵ_2 : ペレット外面の輻射率
 T_1 : 被覆管内面の温度 (K)
 T_2 : ペレット外面の温度 (K)
 A_1 : 被覆管表面の面積 (cm^2)
 A_2 : ペレット外面の面積 (cm^2)

また, 定数 C および 温度の跳躍距離 ($g_1 + g_2$) は経験的に決定された次式で与える。

$$C = 1.98 e^{-0.00125 P} \quad \dots \quad (6.18)$$

$$g_1 + g_2 = 5.448 \left[\frac{\mu}{P} \left(\frac{T}{M} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad \dots \quad (6.19)$$

- ただし, P : ガス圧力 (lbs/in^2)
 μ : ガスの粘性 ($\text{g/cm}\cdot\text{s}$)
T : ガスの温度 (K)
M : ガスの分子量

2) ペレットと被覆管の間にギャップがある場合

$$h_g = \frac{K_g}{t_H + (g_1 + g_2)} + h_r \quad \dots \quad (6.20)$$

これは, (6.16) 式の $C(R_1 + R_2)$ をギャップ幅 t_H に置き換えることにより, ギャップがある場合に拡張したものである。

ところで, 上述のギャップ熱伝達式の中で接触熱伝達項を求める (6.15) 式の中の a_0 , あるいはガス部熱伝導項の (6.16) 式の C は, 実験結果に基づいて求められた係数であるが, UO_2 ペレットとジルカロイ被覆管との境界における接触状態に係る係数であるため, 工業的に作られた実際の燃料に対してどこまで正確に適用できるかは, 多くの議論があるところである。特に, 本解析で対象としている反応度事故条件においては, 境界面温度は短時間の内に $500 \sim 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ に達し, この温度は Ross and Stoute らが行った実験における境界面温度の最高値約 $350 \text{ }^\circ\text{C}$ をはるかに超えてしまうため, 本解析条件に対しては a_0 あるいは C の値は必ずしも実験的に裏づけられた値ではない。したがって, 従来の値をそのまま使用した場合には, その値の不確定な部分が, これらの定数を乗ずる相手の表面粗さ R_1, R_2 にしづよせされることになる。以上の事情は, 表面粗さの実際の値が必ずしも一定したものではない一般の実用燃料に対する解析においても同様であって, 热伝達式を使う側で指定する表面粗さの値によって熱伝達率の評価が大幅に左右されてしまうことになる。これを避けるため, 本解析においては, 表面粗さの値として実験に使用した燃料サンプルの実測に基づく値を用いることとし, Ross and Stoute 式をできるだけ忠実に使用するようにした。さらに, 上述のように Ross and Stoute 式の一般の使用において, 表面粗さがかなり不正確に使われてい

ることを考え、表面粗さの値の違いが反応度事故条件に対する燃料温度挙動の解析結果にどの程度影響するかを検討した。

Ross and Stoute式を反応度事故解析に適用する上でのもう一つ注意すべき点は(6.15)式の右辺の分母にあるマイヤー硬さHの値である。この値は、Ross and Stouteの原論文では一定値を用いているが、最近は被覆管の温度上昇を考慮して温度依存の形とするのが普通である。その場合、硬さは材料の降伏応力に比例するとして

$$H = H_{RT} \times \left(\frac{\sigma_{YT}}{\sigma_{YRT}} \right) \quad \dots \dots \dots (6.21)$$

ただし、 H_{RT} ：室温におけるマイヤー硬さ

σ_{YRT} ：室温における被覆管の降伏応力 (MPa)

σ_{YT} ：温度Tにおける被覆管の降伏応力 (MPa)

の形で与えることが多く行われ、NSR-77においても、このようなHの取扱いがなされている。ところが、すでに3.3.2で述べたように、反応度事故条件下の被覆管温度の急上昇期には、被覆管内面は燃料ペレットと接触して極めて高温になるが、平均温度としてはあまり上昇していない状況が現われる。このような場合に、もし、(6.21)式の σ_{YT} を被覆管平均温度に基づき求めた場合には、Hを温度依存とした意味が大きく失われてしまうことになる。したがって、本解析においては、(6.21)式を被覆管内面温度に対して適用することとし、かつ、被覆管内の径方向分割ができるだけ多くとって、被覆管内面温度を正確に評価するよう注意を払った。一方、燃料ペレット・被覆管の間の接触圧力を求める際の被覆管の材料特性値は、被覆管の平均温度を用いることとして、3.3.2で検討した条件が、NSR-77による数値解析においても再現できるようにした。

さらに、表面のうねりの効果を加味するために、粗さの項に一部うねりの値を付加することも試みた。

また、燃料ペレットと被覆管が融着を生じた状態に対するギャップ熱伝達の取扱いの試みとして、入力で指定した境界面温度以上において、両者が伝熱的に完全に接触したとし、かつ、一度完全接触状態となると、以後両者は分離しないとするモデルをオプションとして新たに付加した。

(3) 燃料棒変形モデル

ギャップ熱伝達率を正確に評価するためには、燃料ペレットと被覆管の相互の位置関係、あるいは接触圧力等を適切に与えてやる必要があり、この意味から、燃料棒の変形モデルは燃料棒の温度挙動解析にとっても重要である。NSR-77コードによる本解析では、燃料ペレットの変形は熱膨張によるものとし、燃料ペレットと被覆管が接触した後は、歪は燃料ペレットの変位のみによって支配されるとして相互作用を解析する歪支配型のモデルに基づいて燃料棒の変形を取扱った。

このモデルでは、燃料ペレット表面の径方向変位を次式で求める。

$$U_F = \int_0^{r_F} \epsilon_T [T(r)] dr \quad \dots \dots \dots (6.22)$$

ただし、

U_F : 燃料ペレット表面の径方向変位 (m)

r_F : 燃料ペレットの初期半径 (m)

$\epsilon_T(T)$: 温度 T に対する熱膨張 (m/m)

$T(r)$: 半径 r の位置での燃料温度 (°C)

一方、被覆管の変形は薄肉円筒シェルの弾塑性計算によって求める。すなわち、各応力成分を

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= 0 \\ \sigma_\theta &= \frac{r_i P_i - r_0 P_0}{r_0 - r_i} \\ \sigma_z &= \frac{r_i^2 P_i - r_0^2 P_0}{r_0^2 - r_i^2} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots \quad (6.23)$$

ただし、

σ_r : 半径方向応力 (MPa)

σ_θ : 周方向応力 (MPa)

σ_z : 軸方向応力 (MPa)

r_i : 被覆管内面の半径 (m)

r_0 : 被覆管外面の半径 (m)

P_i : 燃料棒内圧 (MPa)

P_0 : 燃料棒外圧 (MPa)

で表わし、これから相当応力 σ_Y (MPa) を

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_\theta^2 + \sigma_z^2 - \sigma_\theta \sigma_z} \quad \dots\dots\dots \quad (6.24)$$

で求め、降伏応力 σ_Y (MPa) と比較して弾性領域か塑性領域かを判定する。弾性領域にある場合には、一般化されたフックの法則

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_r &= -\frac{\nu}{E} (\sigma_\theta + \sigma_z) + \int_{T_0}^T \alpha dT \\ \epsilon_\theta &= -\frac{1}{E} (\sigma_\theta - \nu \sigma_z) + \int_{T_0}^T \alpha dT \\ \epsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_\theta) + \int_{T_0}^T \alpha dT \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots \quad (6.25)$$

ただし、

$\epsilon_r, \epsilon_\theta, \epsilon_z$: 半径、周、および軸方向歪

ν : ポアソン比
 E : 縦弾性係数 (MPa)
 α : 線膨張率 ($1/\text{ }^{\circ}\text{C}$)
 T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)

により各方向成分の歪を計算する。

塑性領域に入った場合には、各方向の偏差応力 S_r , S_θ , および S_z を

$$\left. \begin{aligned} S_r &= -\frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z) \\ S_\theta &= \sigma_\theta - \frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z) \\ S_z &= \sigma_z - \frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z) \end{aligned} \right\} \cdots \cdots \quad (6.26)$$

で求め、プラントル・ロイスの流れ法則を用いて、各方向成分の塑性歪の増分 $d\varepsilon_\theta^P$, $d\varepsilon_z^P$ および $d\varepsilon_r^P$ を

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_\theta^P &= \frac{3}{2} \frac{S_\theta}{\sigma_e} d\varepsilon^P \\ d\varepsilon_z^P &= \frac{3}{2} \frac{S_z}{\sigma_e} d\varepsilon^P \\ d\varepsilon_r^P &= -d\varepsilon_\theta^P - d\varepsilon_z^P \end{aligned} \right\} \cdots \cdots \quad (6.27)$$

により求める。ここで、相当塑性歪増分 $d\varepsilon^P$ は、単軸引張試験に基づいて得られる応力歪曲線

$$\sigma = f(\varepsilon) \cdots \cdots \quad (6.28)$$

と、その時点までに蓄積された塑性歪量 $(\varepsilon^P)_{\text{old}}$ を起点とする弾性曲線

$$\sigma = E(\varepsilon - (\varepsilon^P)_{\text{old}}) \cdots \cdots \quad (6.29)$$

の交点として得られる降伏応力値 σ_Y を基準として、

$$\sigma_e \geq \sigma_Y$$

を満足する場合に

$$\left. \begin{aligned} (\varepsilon^P)_{\text{new}} &= \varepsilon - \frac{\sigma_e}{E} \\ d\varepsilon^P &= (\varepsilon^P)_{\text{new}} - (\varepsilon^P)_{\text{old}} \end{aligned} \right\} \cdots \cdots \quad (6.30)$$

により評価する。

以上により、塑性領域においては、(6.25)式の代りに、

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= -\frac{\nu}{E}(\sigma_\theta + \sigma_z) + (\varepsilon_r^P)_{\text{old}} + d\varepsilon_r^P + \int_{T_0}^T \alpha dT \\ \varepsilon_\theta &= \frac{\nu}{E}(\sigma_\theta - \nu\sigma_z) + (\varepsilon_\theta^P)_{\text{old}} + d\varepsilon_\theta^P + \int_{T_0}^T \alpha dT \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E}(\sigma_z - \nu\sigma_\theta) + (\varepsilon_z^P)_{\text{old}} + d\varepsilon_z^P + \int_{T_0}^T \alpha dT \end{aligned} \right\} \cdots \cdots \quad (6.31)$$

によって各成分の歪を求ることになる。

また、被覆管内・外面の変位 U_{ri}^c , U_{ro}^c は、次のように近似により評価する。

$$\left. \begin{aligned} U_{ro}^c &= \bar{r}\varepsilon_\theta + \frac{t}{2}\varepsilon_r \\ U_{ri}^c &= \bar{r}\varepsilon_\theta + \frac{t}{2}\varepsilon_r \end{aligned} \right\} \cdots \cdots \quad (6.32)$$

ただし、 \bar{r} ：被覆管の平均半径 (m)

t ：被覆管の肉厚 (m)

燃料ペレットと被覆管の間のギャップが開いている場合、すなわち

$$U_r^F < U_{ri}^c + \delta_0 \quad \cdots \cdots \quad (6.33)$$

ただし、 δ_0 ：初期ギャップ幅 (m)

の場合は、以上の諸式を P_i , P_0 を境界条件として解くこととする。一方、ギャップが閉じた場合、すなわち

$$U_r^F \geq U_{ri}^c + \delta_0 \quad \cdots \cdots \quad (6.34)$$

の場合には、被覆管内面の変位を

$$U_{ri}^c = U_r^F - \delta_0 \quad \cdots \cdots \quad (6.35)$$

により与え、この変位量を境界条件として上記の諸式を解き、その結果得られる P_0 を用いて接触圧力 P_c を

$$P_c = \frac{t\sigma_\theta + r_0 P_0}{r_i} \quad \cdots \cdots \quad (6.36)$$

により求める。

ただし、以上の計算において、応力・歪曲線および縦弾性率 E はいずれも被覆管の平均温度の関数として与えることとし、被覆管が高温になった場合の解析精度の向上を図っている。な

お、応力・歪曲線を温度依存とすることにより、特に高温になり応力・歪曲線の勾配が小さくなったり場合には計算が発散することがある。そこで、これを避けるため、ギャップが閉じた条件で変位量を境界条件として解く場合に対しては、相当歪および偏差歪を用いてプラントル・ロイスの関係式を書き直すなど、数値解析上の工夫がなされている。

以上による燃料棒の変形計算には、燃料ペレットの弾性変形やクラック発生等の影響は考慮されていないが、被覆管の材料物性を温度依存型として、比較的短い計算時間で安定した解が得られ、被覆管温度が高くなっても接触圧力を比較的正確に評価できる点が特長となっている。

また、被覆管温度の急上昇期の取扱いに関して考えると、以上の解析モデルは、燃料棒内の温度の分布や時間変化を考慮するため複雑な構成となっているものの、基本的な取扱いは、3.3.2で述べた簡易化した解析モデルと同じものとなっている。

(4) ジルカロイ・水反応による発熱の考慮

被覆管のジルカロイは、ある程度以上の高温になると冷却水と酸化反応を起して発熱する。本解析の対象とする場合のように、被覆管温度が極めて高温に達する場合には、この発熱は無視できない量となる。そこで、本解析に当って、NSR-77のモデルにジルカロイ・水反応による発熱項を付加した。

ジルカロイの酸化反応式は次のように表わされる。



反応速度は放物線則に従うと考え、被覆管の単位面積当たりの重量増加分を

$$W = \sqrt{K_w(T)} \cdot \sqrt{t} \quad \dots \quad (6.38)$$

ただし、 W ：重量増加分 (g/cm^2)

K_w ：反応速度定数

T ：反応温度 (K)

t ：時間 (s)

で求める。反応速度定数 K_w には、高温条件までの実験にもとづいた Urbanic の式⁽³³⁾を用いる。すなわち、

$$K_w(T) = A_w \exp \left(-\frac{B_w}{T} \right) \quad \dots \quad (6.39)$$

ここで、

$$A_w = \begin{cases} 0.336 & T \leq 1853 \text{ K} \\ 1.14 & T \geq 1853 \text{ K} \end{cases}$$

$$B_w = \begin{cases} 16949 & T \leq 1853 \text{ K} \\ 16739 & T \geq 1853 \text{ K} \end{cases}$$

(6.37), (6.38)式から、時刻 t で単位面積当たりに発生する熱量 Q (kcal/cm^2) は、

$$Q = \Delta H \times \frac{W}{32}$$

$$= \frac{\Delta H}{32} \cdot \sqrt{K_w(T)} \cdot \sqrt{t} = c \cdot \sqrt{K_w(T)} \cdot \sqrt{t} \quad \dots \dots \quad (6.40)$$

となる。

一方、酸化層の厚さについても、同様に放物線則を用いれば

$$\delta = \sqrt{(K_\delta(T))^2 \cdot t} \quad \dots \dots \quad (6.41)$$

ただし、 δ ：被覆管温度 T(K)が時間 t(s)継続したときの酸化層の厚さ (cm)

で求められる。

ここで、反応速度定数として Urbanic によるものを用いれば⁽³³⁾

$$K_\delta(T) = \frac{A_\delta}{2} \exp\left(-\frac{B_\delta}{T}\right) \quad \dots \dots \quad (6.42)$$

ただし、

$$A_\delta = \begin{cases} 0.138 & T \leq 1773 \text{ K} \\ 0.718 & T \geq 1773 \text{ K} \end{cases}$$

$$B_\delta = \begin{cases} 7147 & T \leq 1773 \text{ K} \\ 9760 & T \geq 1773 \text{ K} \end{cases}$$

となる。ただし、上式は酸化層として ZrO_2 と安定化 α ジルカロイ層の厚さの和を評価したものである。そこで酸化層厚さとしては、 ZrO_2 と α ジルカロイがほぼ等しい厚さであるとみなして、(6.41) 式で得られる値の $1/2$ を ZrO_2 層とした。

以上の式を差分化すると、時間ステップ t_i から t_{i+1} の間に生ずる発熱 ΔQ_i と、その間の酸化層の進行 $\Delta \delta_i$ は次のようになる。

$$\Delta Q_i = \sqrt{c^2 K_w(T) \Delta t + Q_i^2} - Q_i \quad \dots \dots \quad (6.43)$$

$$\Delta \delta_i = \sqrt{K_\delta(T)^2 \Delta t + \delta_i^2} - \delta_i \quad \dots \dots \quad (6.44)$$

ただし、 Q_i ：時間ステップ t_i までの発熱量 (kcal/cm²)

δ_i ：時間ステップ t_i までの酸化層厚さ (cm)

また、時間ステップ n までに生成される酸化層厚さは

$$\delta_n = \sum_{i=1}^n \Delta \delta_i \quad \dots \dots \quad (6.45)$$

で与える。

以上を計算モデルに組込むに当り、酸化による発熱量の評価は被覆管表面温度が 800°C よ

り高い場合に行うこととした。また、発熱の空間位置は、酸化の進行面すなわち酸化層と未酸化部分の境界であるとし、境界部が存在するメッシュの発熱項として計算に組み入れた。

(5) 計算の流れについて

Fig. 6.2 に NSR-77 の計算の流れを示す。まず、SETINPにより入力データを読み込み、次に STEADY によって定常状態の計算を行って初期状態を定める。次に非定常計算に入り、各時間ステップにおいて、FLUDYN によって冷却材の状態を、TRACON により被覆管表面熱伝達率を、FISGAS により燃料棒内圧を求め、また、DEFORM による変形計算によりギャップ幅または接触圧力を求め、以上の条件に対するギャップ熱伝達を GAPCON で計算し、最後に HEATRN によって燃料棒内の温度分布を求める。

6.3 解析結果および考察

6.3.1 代表的な場合の過渡解析結果

できるだけ詳細な温度挙動を把握するために、半径方向のメッシュを燃料ペレット部 19 点、被覆管部 7 点と細かく区切り、かつ、発熱分布に応じた出力密度を燃料ペレットの各メッシュ点毎にテーブルの形で与え、また、出力変化も NSRR 実験に対応した出力波形を時間の関数として与えて過渡解析を行った。

代表的な場合として、ヘリウム封入燃料を用い室温・大気圧の自然対流冷却条件で、発熱量 200 cal/g UO₂ を与えた条件に対する計算を行った。Fig. 6.3 から Fig. 6.7 に解析の結果を示す。

Fig. 6.3 は燃料ペレットおよび被覆管の温度分布の時間的な変化を示したものである。パルスのピーク時点を 0.29 s としたので、0.3 s はパルス出力発生直後の状態を示しており、この時点ではペレット内の温度分布は発熱分布に従って中心が低く外周部が高くなっている。また、被覆管の中でも、内表面に近い部分しか温度上昇していない。その後、時間の経過に伴って、被覆管温度は急上昇すると共に温度分布が平坦化し、一方、燃料ペレット内では温度降下部分が内部に向って進行し、約 5 s 以後になると定常状態に見られる放物線状の分布に近付く。以上の解析結果から、パルス出力発生直後に、ペレット表面近くが一度高温になった後に被覆管への伝熱を開始すること、被覆管温度が最高になる 1 s 後位の時点まではペレット内の温度降下は表面近くでしか生じておらず、主にペレット表面からの熱伝導により被覆管の急昇温が生じることがわかり、第 3 章の熱伝導モデルが妥当であることが確認できる。

次に、Fig. 6.4 および 6.5 に燃料ペレット中心と表面および被覆管内・外面の温度履歴の計算結果を示す。燃料ペレット温度はパルス出力発生と共にほぼステップ状に急上昇した後に、パルス出力に続くより低いラインアウト出力により穏やかな温度上昇をし、表面では約 1 s 後、中心では約 4 s 後より緩やかな温度下降に移る。中心温度のピーク温度到達時刻が表面温度に比べて比較的大きな時間遅れを持っているのは、単純な熱伝導遅れ以外にパルス出力直後の温度分布が中心に凹で外側からの熱伝導があることによっており、発熱分布の影響があることがわかる。

Fig. 6.6 に燃料ペレットと被覆管の接触圧力の変化を示す。このように、解析計算上もパルス出力による燃料ペレットの急な熱膨張により、短時間に極めて大きな接触圧力のスパイクが

生じ、その後ギャップが開いて接触圧力が零になる経過をたどることが示される。なお、約0.4 s後に比較的小さいが第2の接触圧力の山が認められるが、これは、被覆管ジルカロイの熱膨張が単調増加とはならず、 $\alpha - \beta$ 相変態を生ずる約800°Cから900°Cにかけて一時的に負の熱膨張(縮小)を生ずるという物性上の条件から生じた結果である。Fig. 6.7に、このような接触条件にもとづいてRoss and Stoute式により計算されたギャップ熱伝達率の変化を示す。パルス出力直後の接触圧力のスパイクに対応して、初期において極めて大きな接触熱伝達が生じた後、ギャップが開くのに対応してほぼ一定値を保つようになる。このFig. 6.7の変化を先にFig. 6.5(b)で示した被覆管温度変化と比較してみると、被覆管温度の急上昇期が接触圧力のスパイクが生じている時点に対応し、圧力スパイクの終了と共に緩上昇期へと移行することがわかる。この昇温過程については、第3章において、燃料ペレットと被覆管の完全接触と分離という比較的単純なモデルにより実験結果の解釈ができるなどを述べたが、詳細解析の上では連続的に変化する接触圧力の履歴の中で、パルス照射直後に接触圧力のスパイクが現われ、これが完全接触に近い良好なギャップ熱伝達をもたらすものとなり、その後の接触圧力の急減が分離に対応している。ギャップ熱伝達式が正しい結果を与えるかどうかは、この接触圧力の変化に対応した正確な熱伝達率を与えるかどうかによる。Ross and Stoute式においては、(6.15)式のように接触熱伝達項が圧力に比例する形で与えられるので、上述の解析結果から、少なくとも定性的には良好な結果を与えると言える。そこで、次節において、解析と実験結果を比較することにより定量的な検討を行う。

6.3.2 標準実験の解析に基づく検討

(1) ヘリウム燃料実験の解析

Ross and Stoute式の適用に当っては、燃料ペレットおよび被覆管の熱伝導率、メイヤー硬さその他の物性値および表面粗さを与えなければならない。このうち、物性値については、全て計算コードに組み込まれた物性値サブコードMATPROにより、計算の各時間ステップ毎に、ペレットおよび被覆管の両表面温度に対応した値を与えることとしており、入力条件として指定するのは表面粗さだけである。したがって、物性値計算式そのものの妥当性についての問題は残るもの、物性値の与え方自身は過渡解析に適用する上で最も妥当な方法であろうと考える。そこで、物性値については、一応正しいと考え、接触面の物理的条件を左右する表面粗さに関して検討を加えることとする。

本実験に使用した燃料ペレットおよび被覆管内面の平均粗さの実測値は、第3章に述べたように約0.2 μ程度である。そこで、この値が入力条件としては最も適当であろうと考えられる。しかしながら、表面は理想的な円筒面ではなく、粗さに加え、より長周期の凹凸、すなわち、「うねり」を持っているので、このうねりが最小ギャップ間隔を決める可能性もある。本実験燃料では、うねりの実測値は約2 μ程度となっており、これが、表面粗さのもう一つの候補値となる。また、最も良好な接触状態の極限値として、燃料ペレットと被覆管内面が完全接触状態を保ち、両者の温度が同一であるとした、完全接触条件の計算も比較のために実施した。

Fig. 6.8(a)および(b)に、標準実験条件で発熱量200 cal/g UO₂を与えた場合に、表面粗さの指定を、上述の0.2 μ、2 μとしたとき、および、接触条件が極めて良好な場合として、表面

粗さ 0.002μ および完全接触条件としたときの被覆管表面温度の計算結果を示した。表面粗さが小さくなる程、急上昇期の温度上昇速度は大きくなるが、ギャップが開き緩上昇期に移行する温度や最高温度は殆んど表面粗さによらず同じ値となった。ただし、完全接触条件の場合だけは、ギャップが開く条件とならないので、他の場合より最高温度が高くなる。Fig. 6.9 (a) および(b) は、以上の計算結果を実験結果と比較したものである。急上昇期の立上りの様子は、表面粗さを 0.2μ とした場合に最も良く一致するが、他の場合でも大差なく、かつ、7 s 後のクエンチ発生点までの温度挙動については、計算結果は実験結果と極めて良い一致を示している。

以上の結果から、ヘリウム封入の燃料を用いた標準実験条件に対しては、表面粗さの違いによっては計算結果は殆んど影響を受けず、実験結果に良く一致する。言い換えれば、解析にあたっては、表面粗さには殆んどこだわらなくても良いと結論づけることができる。このことは、第3章において、昇温過程を完全接触とギャップ開放という単純なモデルで解析し、実験結果と良い一致をみたこととも符合する。

Fig. 6.10 は、発熱量に対して、被覆管最高温度の実験と解析の結果を比較したものであり、破損しきい値に至る発熱量まで良好な一致を示している。

(2) キセノン燃料実験の解析

上述のヘリウム燃料実験の解析と同じ手法で、表面粗さを 2μ , 0.2μ , 0.002μ とした場合の計算を実施し、この結果および完全接触条件の結果を Fig. 6.11 (a) および(b) に示した。ヘリウム燃料の場合と異なり、表面粗さを 2μ とした場合では膜沸騰に至らず低温のままであり、また、 0.2μ と 0.002μ との間でも最高温度が異なる等、表面粗さの影響が非常に大きいことがわかる。そこで、これらの結果を実験結果と比較してみると、Fig. 6.12 (a) および(b) のようになる。これから、計算結果は、表面粗さを実測値に等しく 0.2μ とした場合に最も良く一致し、表面粗さの指定を 0.5μ 程度にしても大差ない結果を与えるが、 2μ 程度にすると DNB 発生に至らないため極めて大きな相違が生じることが明らかになった。

また、燃料ペレットと被覆管の接触状態についても、キセノン燃料の場合はヘリウム燃料とやや異なる結果を与える。Fig. 6.13 はギャップ幅の時間変化をヘリウム燃料とキセノン燃料の場合とで比較したものである。ヘリウム燃料の場合は、被覆管温度の急上昇期を過ぎるとギャップが開き、以後は接触は生じない。しかし、キセノン燃料の場合は急上昇期を過ぎても、接触圧力は極めて小さいものの接触状態は保持され、約 5.5 s 後になってやっとギャップが開く。このような相違が生じる理由は、キセノン燃料の場合、被覆管温度上昇が小さいために被覆管の熱膨張量がギャップの開放をもたらすほど大きくならないためであると考えられ、この場合、被覆管温度の急上昇から緩上昇に移行する過程のギャップ熱伝達の変化は、ギャップの開・閉ではなく、接触圧力の変化によってもたらされるものとなる。

ところで、キセノン燃料の解析でも表面粗さを 0.2μ とした場合に実験結果に最も良く一致するが、Fig. 6.12 (b) からもわかるように、約 1 s 以降は計算結果が実験値を上まわり、最高温度も計算が実験結果より高目になる。この結果は、約 1 s 以後の極めて小さな接触圧力条件で接触状態を保持している時のギャップ熱伝達の評価が、実際よりも大き目であることを示している。そこで、この間のギャップ熱伝達率の計算値の変化をプロットしてみると Fig. 6.14 のようになる。ギャップ熱伝達率は接触熱伝達項、ガス熱伝導項および輻射熱伝達項の 3 項の

和として計算されるが、接触圧力のパルスが生じる被覆管温度急上昇期には、接触熱伝達項が支配的であり、以後の緩上昇期に入ると接触熱伝達項は非常に小さくなり、ガス熱伝導項が支配する条件となる。したがって、上述のように緩上昇期における温度評価が高目になるのは、主にガス熱伝導項を大きく見積り過ぎているものと考えられる。ガス熱伝導項は、ガスの熱伝導率をギャップ幅で除する形で表わしているが、接触している場合には(6.16)式のようにギャップ幅相当量を表面粗さと温度跳躍距離の和すなわち

$$\text{gap} = C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) \quad \dots \dots \quad (6.46)$$

で表わしている。

このうち、第2項の温度跳躍距離はガスの平均自由行路に相当する長さであって、値も小さく、また、接触状態等によって変化するとも考えにくい。一方、第1項は、表面粗さの入力条件によって定まる量であり、燃料ペレットと被覆管の接触状態に依存する。上記の計算においては、この値を表面粗さの実測値に合せて0.2μとした。しかしながら、第3章で述べた表面粗さの測定結果からもわかるように、接触面の表面の凹凸は表面粗さだけではなく、より長周期のうねりが重畠したものである。表面形状が理想条件に近く、うねりが表面粗さに比べて十分小さい場合には、接触面におけるガス部間隙は表面粗さに支配される値となるであろうが、一般の仕上げ面において比較的大きいうねりがある場合に、接触圧力が小さく、うねりの山だけで接触している時には、ガスギャップの間隔は平均粗さよりも、むしろ、うねりの山の高さに近くなるものと考えられる。

そこで、Ross and Stoute式の接触熱伝達項とガス熱伝導項に用いる表面粗さを区別することとし、前者には表面粗さを用いるが、後者に対してはうねりの高さを適用し、これにより過渡計算を試みてみることにする。Fig. 6.15は、Fig. 6.14に示した場合と同じく、発熱量200 cal/g UO₂を与えたキセノン燃料の解析で、表面粗さ0.2μ、うねり高さ2μとして計算を行ったときのギャップ熱伝達の時間に対する変化を示したものである。Fig. 6.14に示した従来の計算に比べ、ガス熱伝導による寄与が約1/10になり、その結果、パルス出力直後の接触熱伝達項が支配的である間は大差ないが、それ以後、接触圧力が低くなった時期における熱伝達率はかなり低く評価される。また、接触熱伝達項が支配的な項となった結果、熱伝達率が接触圧力により強く影響されるようになり、パルス出力直後に振動的な挙動を示すようになっている。Fig. 6.16は、この修正式により求められた被覆管温度履歴を実験結果と比較したものである。クエンチ時期には未だ不一致が見られるものの、従来の単一の表面粗さ指定の場合に比べ、実験結果により良く一致する。

以上の結果から、実燃料におけるように実用条件における接触熱伝達においては、単に表面粗さだけでなく、表面のうねりも接触状態に影響し、接触圧力が小さい場合には表面粗さで代表される値よりも大きなギャップ間隔となることが推定できる。したがって、安全評価上は、従来の単一の表面粗さ指定の方が被覆管温度を高目に評価するので、特に問題にはならないが、より精度の良い評価のためには、上記の方法等によって「うねり」の効果を考慮する必要がある。

(3) ペレットと被覆管の融着による影響について

上述の「うねり」の効果を考慮したキセノン燃料の解析、ヘリウム燃料の解析およびペレットと被覆管が最初から完全に密着しているとした解析の結果得られた被覆管最高温度を、発熱量に対してプロットし、これを実験結果と比較すると Fig. 6.17 になる。このように、ヘリウム燃料の場合は完全融着とした場合と大差なく、 270 cal/g UO_2 に至るまで実験結果と比較的良く一致した評価結果を与えていた。しかし、キセノン燃料の場合には、 220 cal/g UO_2 程度までは良好な一致を示すが、発熱量がそれ以上になると実験と一致せず、大部分の実験点より低い値となる。

以上の結果から、もともとギャップ熱伝達が極めて良好なヘリウム燃料の場合には、融着による熱伝達率增加の影響はあまり顕著には現われないが、キセノン燃料ではこの影響が明らかであり、発熱量 240 cal/g UO_2 以上の場合の被覆管温度評価に当っては融着の影響の考慮が不可欠であることが、解析上からも明らかになった。

ところで、この融着発生は、燃料ペレットと被覆管とが接触面で共晶体を生成し、被覆管の融点よりかなり低い温度で境界面近くが溶融することによる。この共晶発生は接触面での温度および温度の保持時間とに依存するので、簡単には開始条件を規定することはできないが、実験結果の検討のところで述べたように、融着が被覆管温度急上昇期の極めて短時間に生じるものと推定できることから、開始条件はこの時期における境界面の最高到達温度に強く依存するものと考えられる。また、共晶発生には、発生点において燃料ペレットと被覆管が完全に接触状態を保持していかなければならない。

そこで、燃料ペレットと被覆管の完全接触を仮定した過渡計算を行い、この結果から、融着発生に必要な境界面温度条件を推定してみる。Fig. 6.18 は発熱量を 200 cal/g UO_2 から 270 cal/g UO_2 まで変え、燃料ペレットと被覆管は密着し各々境界面で同一温度となる条件を与えて計算を行った場合の、境界面温度の時間に対する変化を比較したものである。どの発熱量においても、パルス照射直後に温度ピークが生じ、一度下降した後に再び上昇する。この第1の温度ピークは、パルス出力直後に出力分布に従って燃料ペレットの外周部の温度が最も高くなることにより生ずる。境界面温度は温度影響範囲がペレット内部に進行するに従って下降するが、その後、D N B 発生により被覆管外面の冷却条件が悪くなるため再上昇するようになる。被覆管の熱膨張によりギャップが開く条件とした場合には、第1の温度ピーク後の温度降下の谷の付近の時点でギャップが開き、その後の温度上昇がより緩やかになる。

以上の結果から、第1の温度ピークが融着発生に最も強く関与しているものと考えることができるので、このピーク値を発熱量に対してプロットし、融着発生に対する発熱量 240 cal/g UO_2 との交点を求めてみると、Fig. 6.19 になり、約 1200°C 程度の温度となる。この温度条件は N S R R 実験結果から帰納的に得られたものである。

そこで、次に、この融着発生条件について、炉外実験から得られている知見に基づき検討を加えてみる。 1000°C を超える高温条件の下での UO_2 とジルカロイ-4 の反応に関する研究としては、P. Hofmann ⁽²¹⁾ らによる詳細な実験がある。彼らは、N S R R 実験に用いた燃料とほぼ同じ寸法の UO_2 ペレットと被覆管から成る試験燃料を、約 8 MPa の高圧のアルゴン雰囲気中で昇温し、 1000°C から 1500°C までの温度条件における UO_2 - ジルカロイ反応の形態および速

度についての詳細なデータを収集し、反応層の生成速度に関する関係式を導出している。

Fig. 6.20 は異なった温度条件の下で 10 min の間保持した場合に生成される反応層断面の顕微鏡写真を示したもので、第 3 章の Fig. 3.12 あるいは第 5 章の Fig. 5.4, Fig. 5.5 に示した N S R R 実験において観察される UO_2 ・ジルカロイ反応層と酷似している。Fig. 6.20 は約 8 MPa の接触圧力条件の下で行った結果であり、接触圧力が低く UO_2 とジルカロイ間の接触が不充分になると、反応層の形は異なるものとなると報告されている。したがって、N S R R 実験において認められる反応層も高い接触圧力条件の下で生成されたものであると考えられ、これは正にパルス照射直後の被覆管温度の急上昇期の条件に他ならない。Fig. 6.21 は、この反応層の構成を模式的に示したものであり、この I から III までの層の厚さを加えた反応層厚さの形成速度として、Hofmann らは次式を提案している。

$$D = 0.70 \exp(-44,000/RT) \quad \dots \dots \dots \quad (6.47)$$

ただし、 $D \equiv x^2/t$ (cm^2/s)

R : ガス定数

T : 温 度 (K)

である。

この式が示すように、反応層の生成は拡散過程であって時間が長ければ、低い温度でも反応層は形成される。したがって、検討すべきは、問題となる時間の範囲の中で有意な厚さの反応層が形成されるかどうかである。上述のように反応層が急昇温期の高い接触圧力条件の下で生成されるとすると、その保持時間は Fig. 6.6 の接触圧力履歴の解析結果が示すように、約 0.05 s 位の極めて短い時間ということになる。(6.47) 式を導出したデータベースは、保持時間が 3~20 min の実験によるものであり、これを 0.05 s にまで適用するには、多少無理があるとは思われるが、同じ拡散過程であるという前提に立ってこの式に基づき、N S R R 実験条件に対する反応層の生成状態を推算してみる。

Fig. 6.22 は、保持時間を 0.01 s, 0.05 s および 0.1 s とパラメータにとって、温度に対する反応層厚さの計算値をプロットしたものであり、急昇温期の接触時間の代表値の 0.05 s を太線で示した。これから、1200 °C では 0.05 s で約 1 μ の反応層が形成されることが推定できる。ところで、反応層が形成されても、これによって融着が生じ、ギャップ熱伝達が上昇するためには、反応層の一部が溶融し、これが機械的および熱的な介在物となる必要がある。

Fig. 6.23 は、同じ Hofmann の論文から引用した U-Zr-O 三元系における溶融開始温度の図であるが、このように、反応層の中で 1200 °C 程度で溶融するのは、U に富む層の部分であり、これは Fig. 6.21 に示す II の α -U の領域である。写真からもわかるように、この α -U 層の厚さは反応層全体の厚さの約 10 % 程度である。したがって、Fig. 6.23 により、境界面温度が約 1100 °C を超える所から厚さ約 0.06 μ 程度の溶融した α -U 層が生じ始め、1200 °C では約 0.1 μ 程度の溶融層が UO_2 とジルカロイの界面に形成されると推定することができる。この 0.1 μ の厚さは表面粗さと同じオーダーの厚さであり、接触部の溶融介在物として働き得る量である。以上の検討から、融着の発生は境界面温度が約 1100 °C 位から開始し、顕著になるのは約 1200 °C 以上であると結論することができる。

なお、融着発生条件を発熱量あるいは境界面温度条件のいずれで判断するにせよ、融着はパルス出力直後に生ずることになるので、融着発生時の解析結果は前述の完全接触条件での解析に等しい結果を与える。したがって、この新しいモデルによる被覆管最高温度の計算結果は、前述の Fig. 6.17 に示す解析結果で、発熱量 240 cal/g UO_2 以下では、ヘリウム燃料あるいはキセノン燃料に対する解析結果に等しく、 240 cal/g UO_2 以上では、いずれの燃料の場合も完全接触条件の解析結果に等しい形となる。この結果は、 240 cal/g UO_2 を少し上まわる程度の発熱量条件では実験結果より高目の温度評価結果を与えるが、これは、一次元計算のため、融着が全周にわたって生じると仮定せざるを得ないことによっている。したがって、周方向の接觸状態の不均一を考慮した二次元計算を行えば、より現実に近い結果を与えることが期待できる。

6.3.3 高圧条件下の実験の解析に基づく検討

6.3.1 および 6.3.2 で行った検討は被覆管のつぶれが生じない条件の下でのギャップ熱伝達のふるまいに関するものであった。これに対し、第 4 章で述べたように、実炉の運転条件の高压下においては被覆管がつぶれを生じ、これが被覆管の温度挙動に大きな影響を与える。そこで、4.3.2 で行った被覆管のつぶれの影響に関する考察を補う意味で、高温条件下の実験の解析に基づき被覆管のつぶれがギャップ熱伝達率および被覆管温度に与える影響を定量的に評価した。

Fig. 6.24 は、燃料初期内圧をパラメータとし、これを室温条件で 0.1 MPa から 9 MPa まで変え、冷却材条件を PWR 条件に相当する 16 MPa , 305°C (静水) として行った解析により求めた被覆管温度履歴を比較したものである。燃料初期内圧が 8.2 MPa 以下では、被覆管温度挙動には殆んど変化がなく、また、ギャップガスをキセノンとしてもあまり大きな差は生じない。この初期内圧の範囲では、ギャップは閉じたままであり、つぶれが生じた場合と同じ結果となっている。しかし、初期内圧を 8.3 MPa にすると、被覆管温度挙動に大きな変化が現われ、約 1000°C からの温度上昇がゆるやかになって、最高温度が大きく低下する。内圧をさらに高くして 8.5 MPa にすると、約 1000°C で急上昇が止まると、被覆管温度は低下し始め、短時間でクエンチに至る。内圧をこれ以上にすると、内圧上昇に従って急上昇の停止温度は低くなるものの、その程度はあまり顕著ではなく、 9 MPa にしても高々 50°C 程度の最高温度の低下しかもたらさない。

Fig. 6.25 は、以上の被覆管温度挙動を $0 \sim 1 \text{ s}$ の時間軸に対して比較したものである。内圧が 8.2 MPa の場合、内圧が高い程、ガスの熱伝導率が上昇するため温度上昇速度が大きくなり、一方、キセノンの場合は熱伝導率が低いため上昇速度が低下しているが、この影響はあまり大きくなく、 1 s 時点ではいずれの場合も殆んど同一温度になっている。しかし、内圧を 8.3 MPa 以上にすると、以上の場合とは大きく異なり、被覆管温度の急上昇期の直後で温度上昇が急変し、上昇速度が著しく低下するか、または温度が下降するようになる。

Fig. 6.26 は、同じ $0 \sim 1 \text{ s}$ の時間軸でギャップ幅の変化を示したものである。約 0.35 s 位までは、いずれの場合も同じくなるが、内圧が 8.2 MPa 以下では、その後もギャップ幅が零の状態が続くのに対し、 8.3 MPa になると 0.36 s でギャップが開いて 0.23 mm となり、 8.5 MPa で 2.55 mm になるまでふくれが生じ、さらに 9 MPa では、非現実な値ではあるが、約 6

mm 近くふくれる計算結果となる。このように、ふくれの発生の有無が、被覆管温度挙動の違いに対応していることがわかる。

Fig. 6.27 は、以上のギャップ条件に対応して計算されるギャップ熱伝達率の変化を同じく 0 ~ 1 s の時間軸に対して示したものである。これから、つぶれ発生に相当する初期内圧 8.2 MPa 以下の場合には、ギャップ熱伝達率はパルス出力直後の値からあまり低下せずに、極めて高い値を保ち続けるが、ふくれが生じる初期内圧 8.3 MPa 以上の場合には、ふくれの発生と共にギャップ熱伝達率は急減して、 $2000 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ 以下の低い値になる。この結果から、被覆管のふくれの有・無はギャップ熱伝達率の変化に極めて大きな影響を与えることができる。

Fig. 6.28 は、被覆管のふくれにより生じるギャップ幅の増加を、また、Fig. 6.29 は被覆管最高温度を燃料の初期内圧に対してプロットしたものである。この結果から、被覆管のつぶれからふくれの発生へと移行する燃料初期内圧 8.3 MPa 付近において、昇温後のギャップ幅に急変が生じ、ふくれは初期内圧の増加に対して急増すること、および、被覆管最高温度は、このふくれ発生のしきい値付近では大きく低下するが、それ以上さらに圧力を増大しても、あまり顕著な変化は示さない。

以上の解析結果を実験結果と比較するため、初期内圧を 0.1 MPa とした場合、および 8.3 MPa とした場合の解析結果と、初期内圧 0.1 MPa および 7 MPa とした実験結果とを同一の図にプロットすると Fig. 6.30 のようになる。まず、圧力 0.1 MPa の解析は、実験結果と良く一致しており、これから、つぶれが生じる条件に対しては、本解析で用いている Ross and Stoute 型の熱伝達率式は良好な結果を与えると言える。一方、ふくれが生じる条件に対する実験と解析の比較では、内圧 7 MPa の実験と内圧 8.3 MPa の解析結果が、比較的良好な一致を示している。両者の初期内圧条件には約 1.3 MPa もの大きな違いがあるが、解析で得られた被覆管のふくれ量は実験結果とほぼ同程度になっている。この理由は主として燃料棒内圧の評価が不充分であることによると考えられる。すなわち、燃料棒内圧の変化を実測する実験を行った結果では、燃料内圧は N S R R 実験における過渡的な発熱によって約 20% 上昇することがわかっている。しかし、同条件の解析を本解析コードで行うと、初期温度に対する補正計算は正確になされるが、過渡加熱時の燃料ペレットの熱膨張によるプレナムおよびギャップ体積の減少に応じた圧力上昇は計算されないため、約 20% の過渡的な圧力上昇は解析上は無視される。したがって、実験に応じた燃料内圧条件とするには、初期内圧を約 20% 増しの値としてやる必要があり、上述の実験と解析の比較において、初期内圧 7 MPa の実験結果と、その約 20% 増の初期内圧 8.3 MPa の解析結果が良好な一致を示したことは、正に燃料内圧を正確に与えれば、良好な解析結果を与えることを示していると言える。

6.4 まとめ

以上の過渡解析の結果得られた知見をまとめると次のようになる。

- (1) 反応度事故条件の下においては、パルス出力直後に燃料ペレットと被覆管の間の接触圧力が極めて大きくなり、この接触圧力のスパイクによるギャップ熱伝達の急増が、被覆管

温度の急上昇をもたらす。この接触圧力スパイクの終了とともに、被覆管温度の上昇速度は急減し、緩上昇期に移行する。

- (2) 被覆管温度が最高値に達する時点には、燃料ペレット内では表面近くでしか温度下降が生じず、したがって、被覆管最高温度は燃料ペレット表面近くの発熱量に支配される。
 - (3) ギャップ熱伝達率を与える Ross and Stoute 式は反応度事故の急加熱条件の下においても、ペレット・被覆管の融着が生じない発熱量条件の範囲内で良好な結果を与える。
 - (4) ただし、上記において、燃料ペレット表面および被覆管内面の表面粗さは、実際の平均粗さに近い値を与える必要がある。表面粗さの評価の誤差が燃料温度挙動に与える影響は、ギャップガスがヘリウムの場合にはあまり大きくないが、キセノンのように熱伝導率が低いガスの場合には大きな影響が生ずるので、FPガスの蓄積等によりギャップガスの熱伝導率が低下した場合には、表面粗さの正確な評価が重要になる。
 - (5) 現実の燃料においては、燃料ペレットや被覆管の表面形状は必ずしも理想的な真円柱ではなく、うねりや真円からの偏りがある。したがって、接触圧力が大きい場合には、均一な接触をするが、接触圧力が小さくなると、必ずしも均一な接触状態にはならないことが、実験と解析の比較から示唆された。表面粗さの影響の大きなキセノン燃料の解析においては、接触圧力が小さい場合の接触状態が、平均粗さではなく、粗さまたはうねりの最大値によるとした方が、より正確な結果が得られる。
 - (6) 燃料ペレット・被覆管の融着が生じる発熱量の 240 cal/g UO_2 以上では、ギャップ熱伝達に対する融着の考慮が必要である。これに対しては、完全接触条件とするか、少なくともギャップガスをヘリウムとした場合に相当する程度のギャップ熱伝達率を与える必要がある。
 - (7) 燃料ペレットと被覆管の融着発生条件は、パルス出力直後のペレットと被覆管が密着している時点において、両者の境界面温度が約 1200°C を超える条件に相当し、これは、接触面における UO_2 ・ジルカロイ共晶生成とその溶融の条件を与えるものと考えられる。
 - (8) 高圧条件下においては、燃料内圧が外圧より小さいと、高温になった被覆管のつぶれが生じるが、これによって良好な接触熱伝達条件が保持される。
 - (9) 上記とは逆に燃料棒内圧が外圧より高い場合には、被覆管温度の急上昇期の直後に、高温になった被覆管のふくれを生じる。この場合はギャップ熱伝達率が急減し、それ以後の被覆管温度上昇が大きく抑制される。
- 以上の被覆管のつぶれ、あるいはふくれ発生の条件下であっても、被覆管の変形挙動の評価が正確であれば、Ross and Stoute 式は妥当な解析結果を与える。

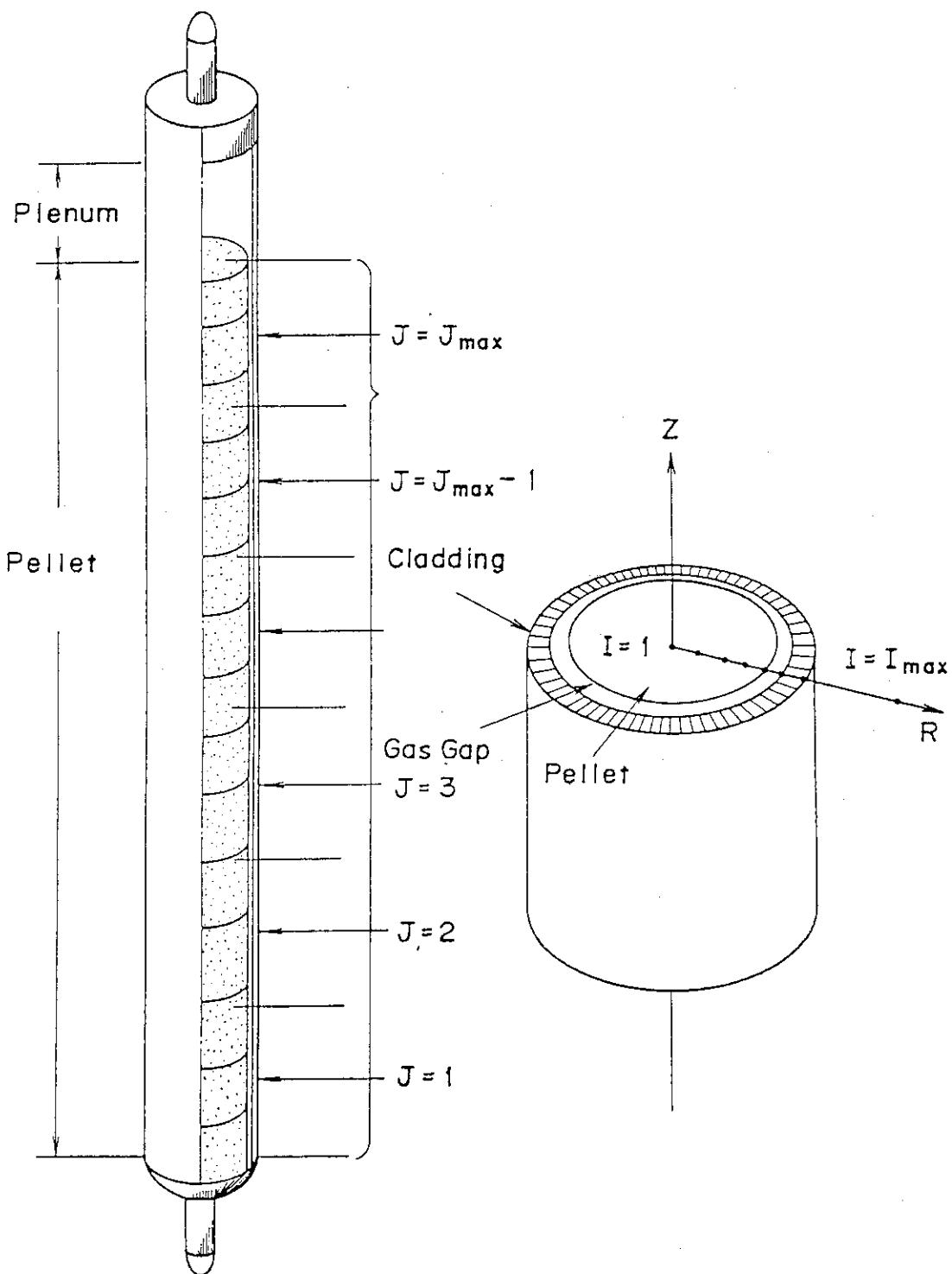


Fig.6.1 Fuel configuration in NSR-77 code

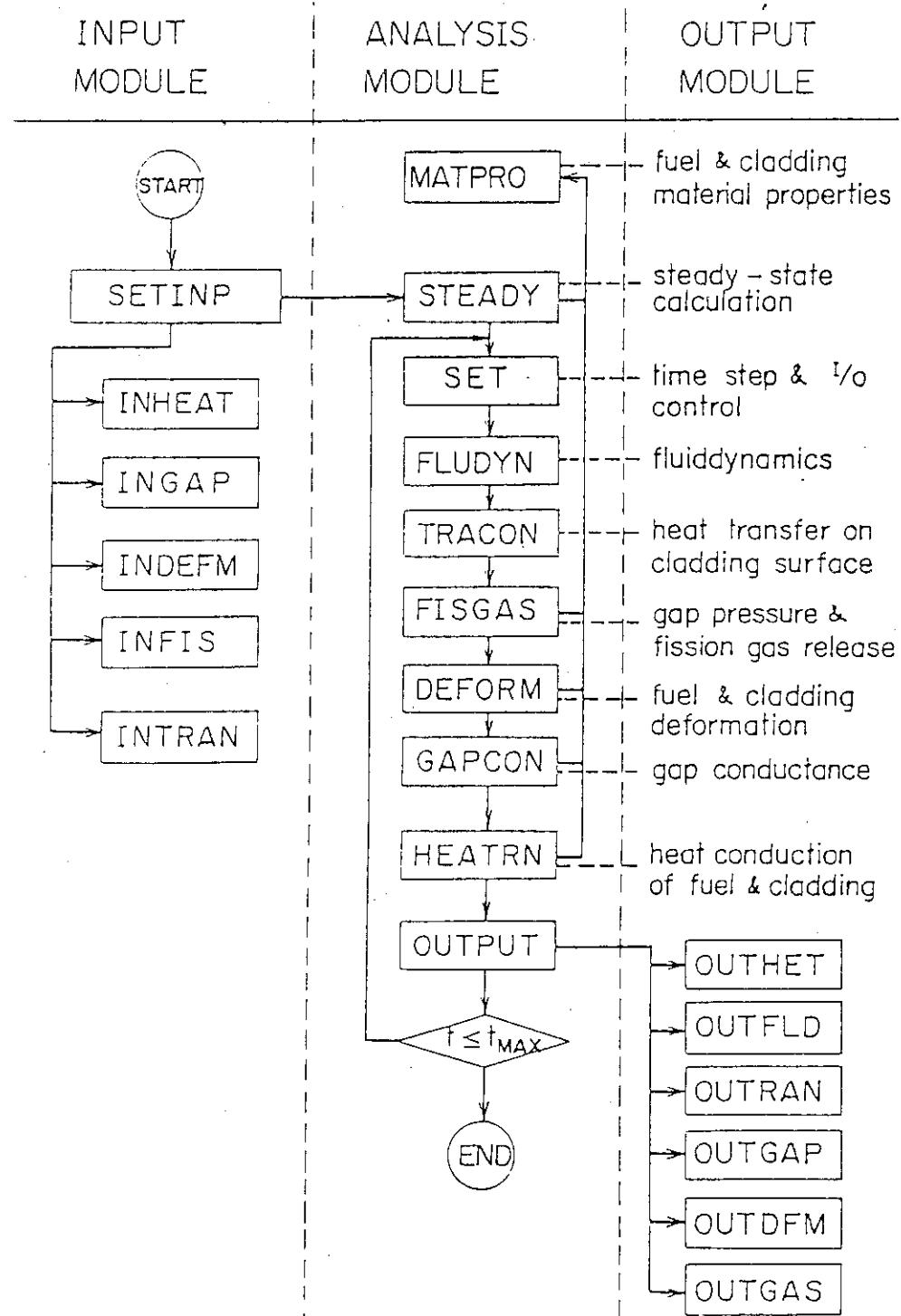


Fig.6.2 Block diagram of NSR-77 code

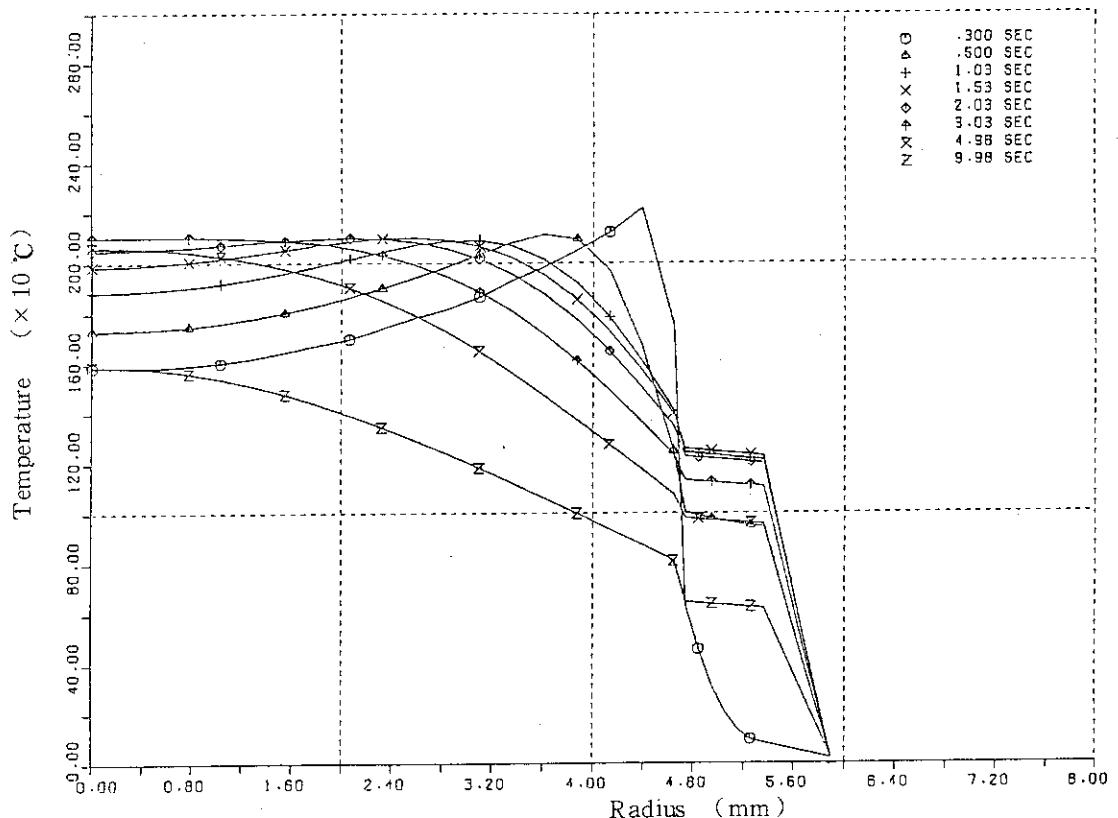


Fig.6.3 Radial temperature profiles at different time steps; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂

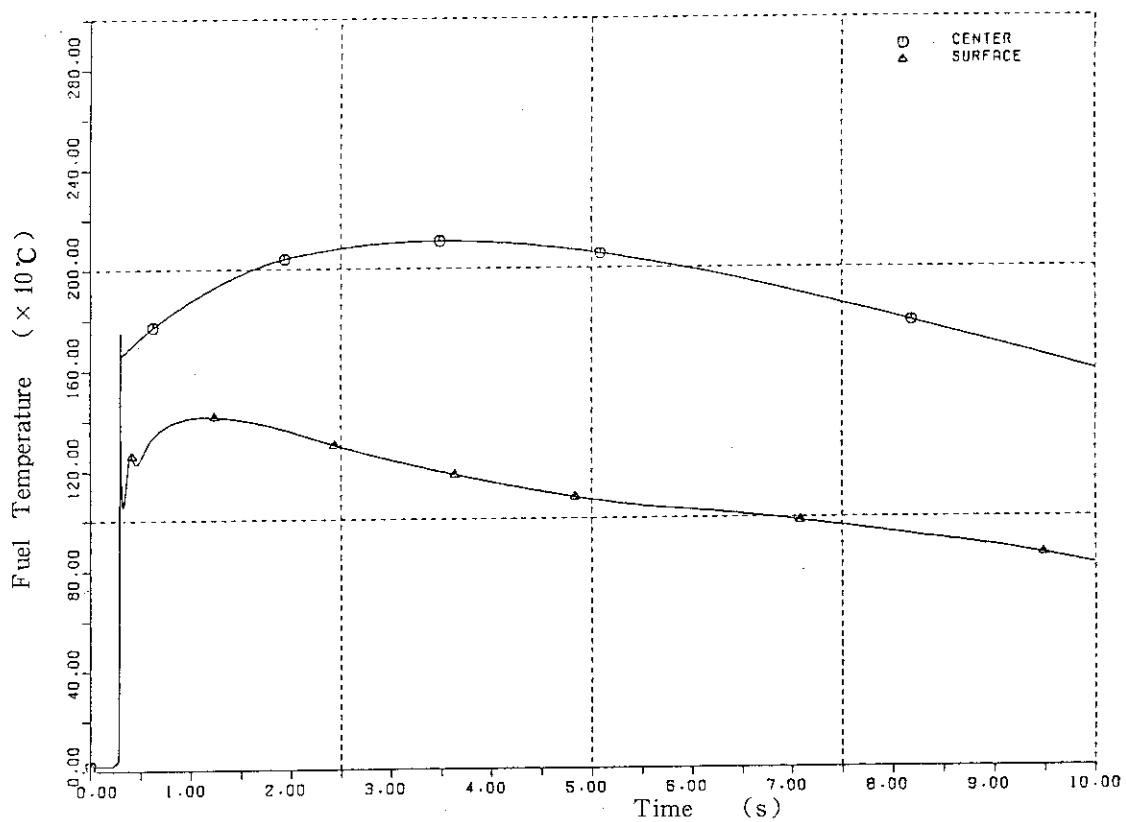


Fig.6.4 Fuel centerline and surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂

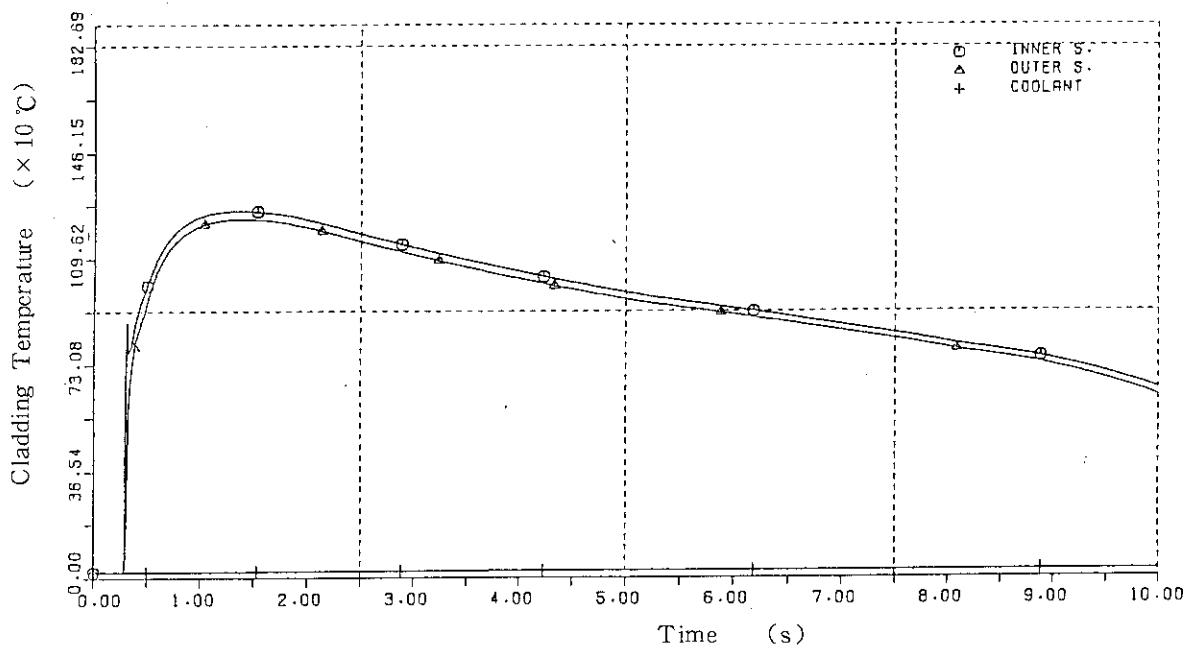


Fig.6.5 (a) Cladding inner and outer surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)

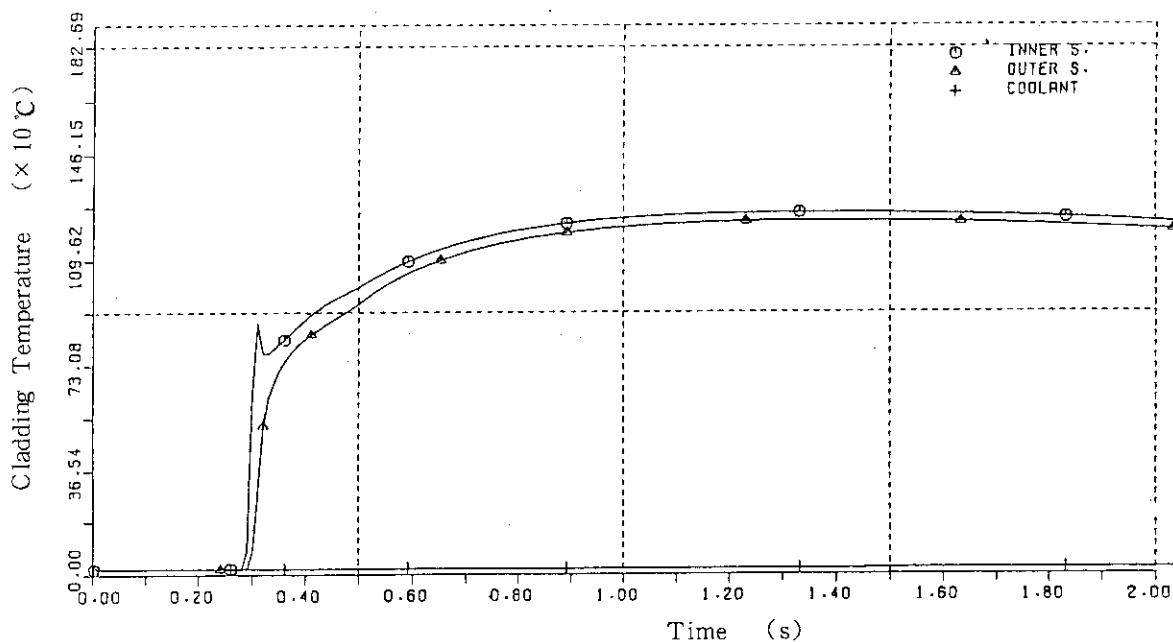


Fig.6.5 (b) Cladding inner and outer surface temperature histories; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-2s)

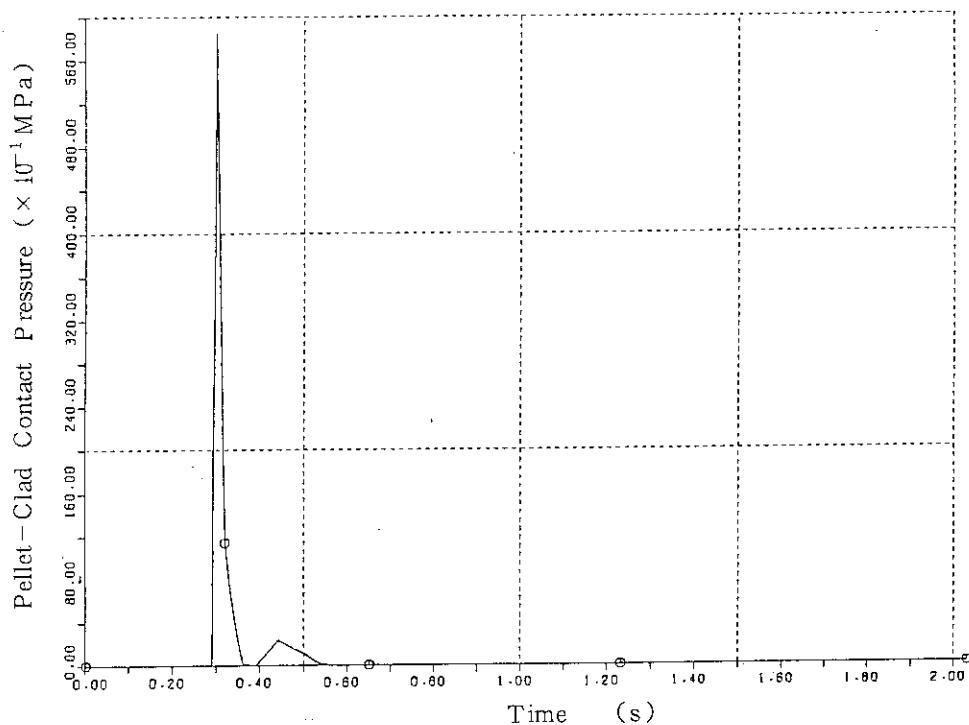


Fig.6.6 Transient variation of pellet-cladding contact pressure; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂

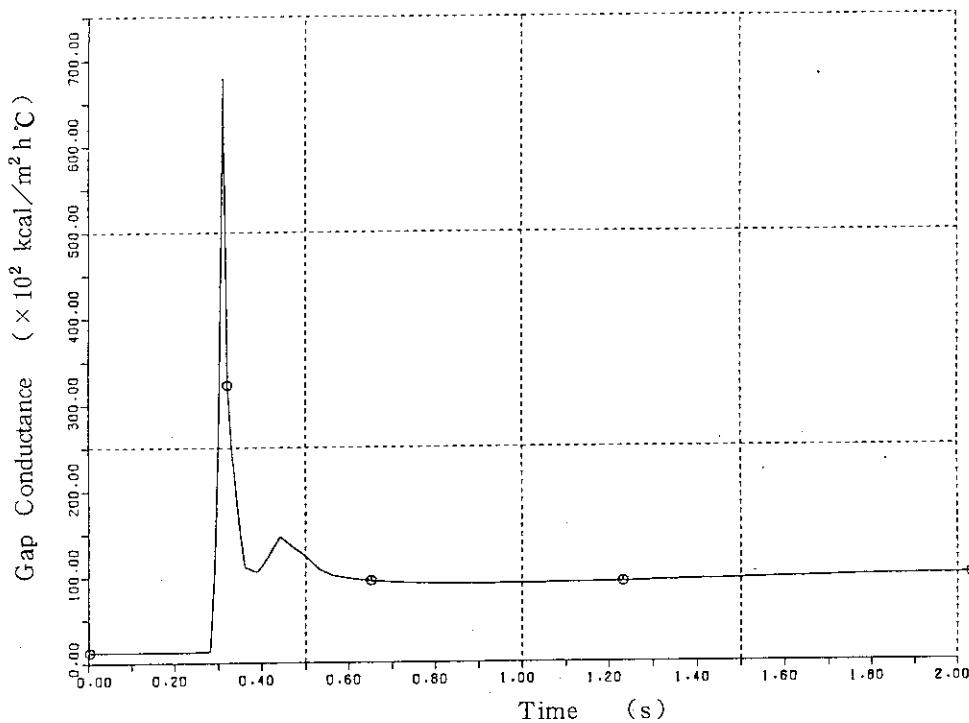


Fig.6.7 Transient history of gap conductance; NSR-77 calculation for helium rod, 200 cal/g.UO₂

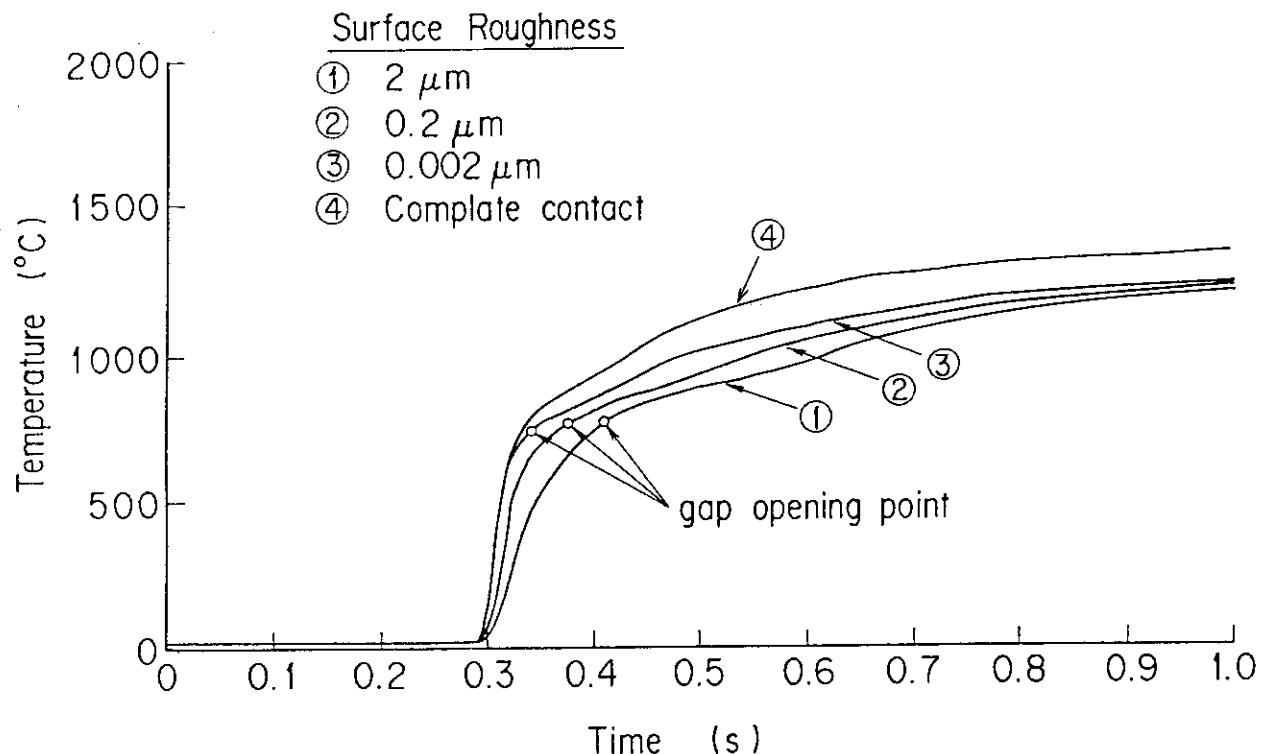


Fig.6.8 (a) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for helium filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)

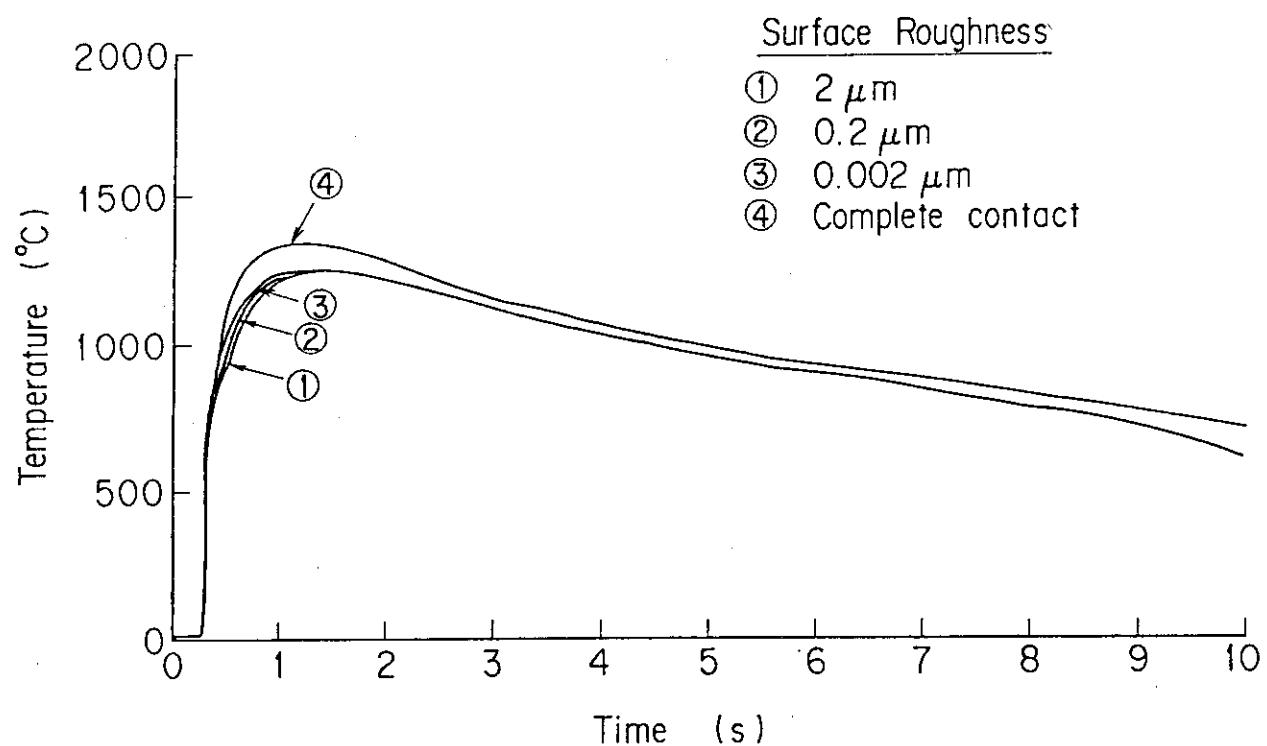


Fig.6.8 (b) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for helium filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)

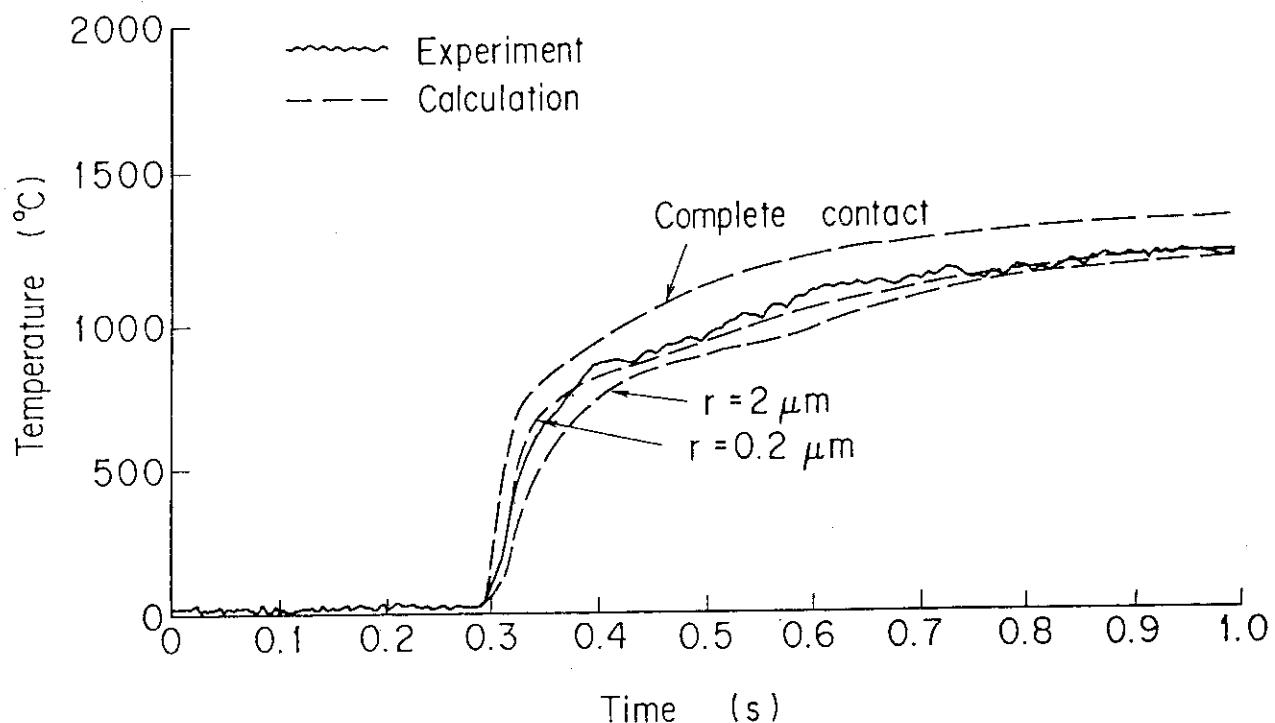


Fig.6.9 (a) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)

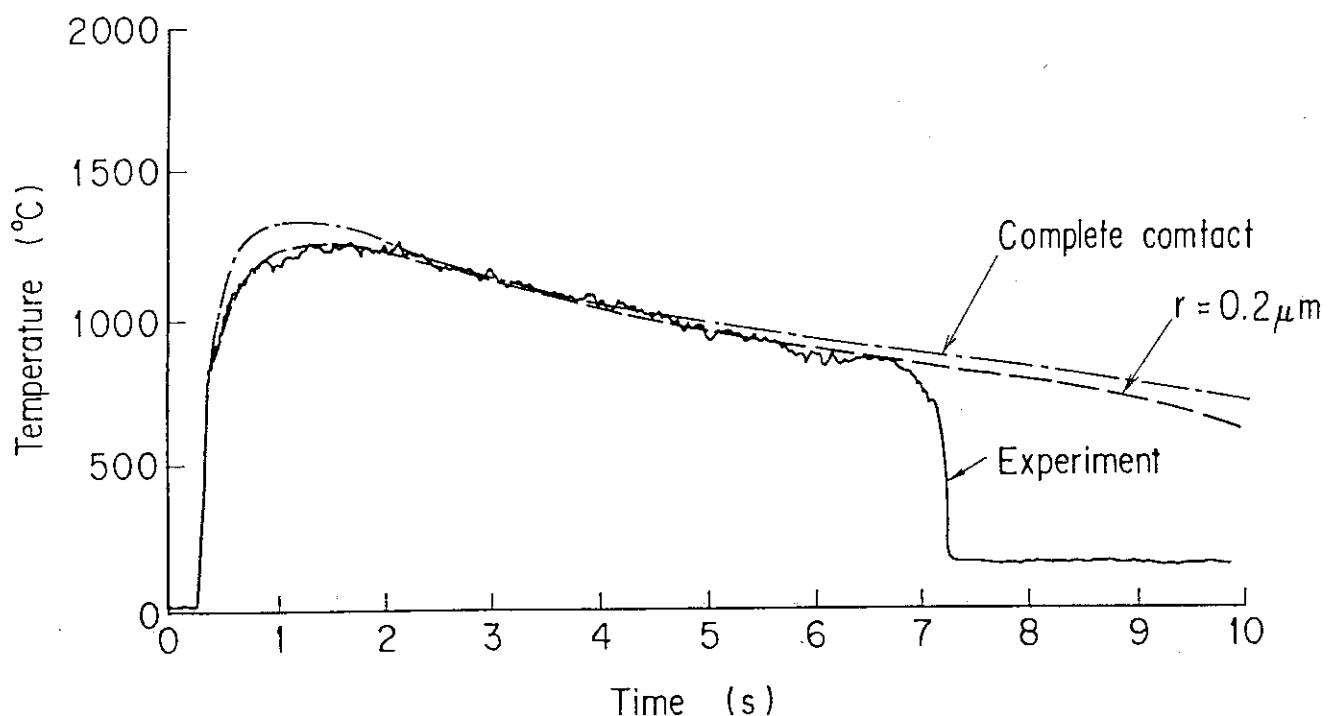


Fig.6.9 (b) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, helium rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)

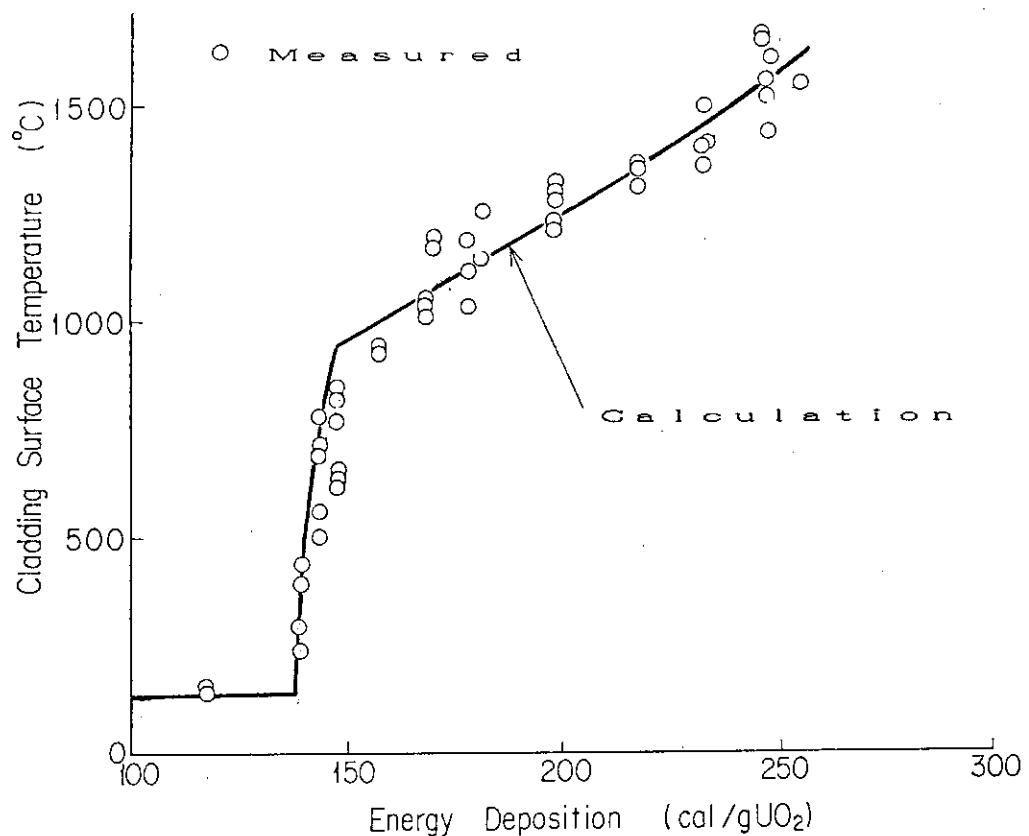


Fig.6.10 Comparison of maximum cladding temperature between experiment and calculation for helium rod tests

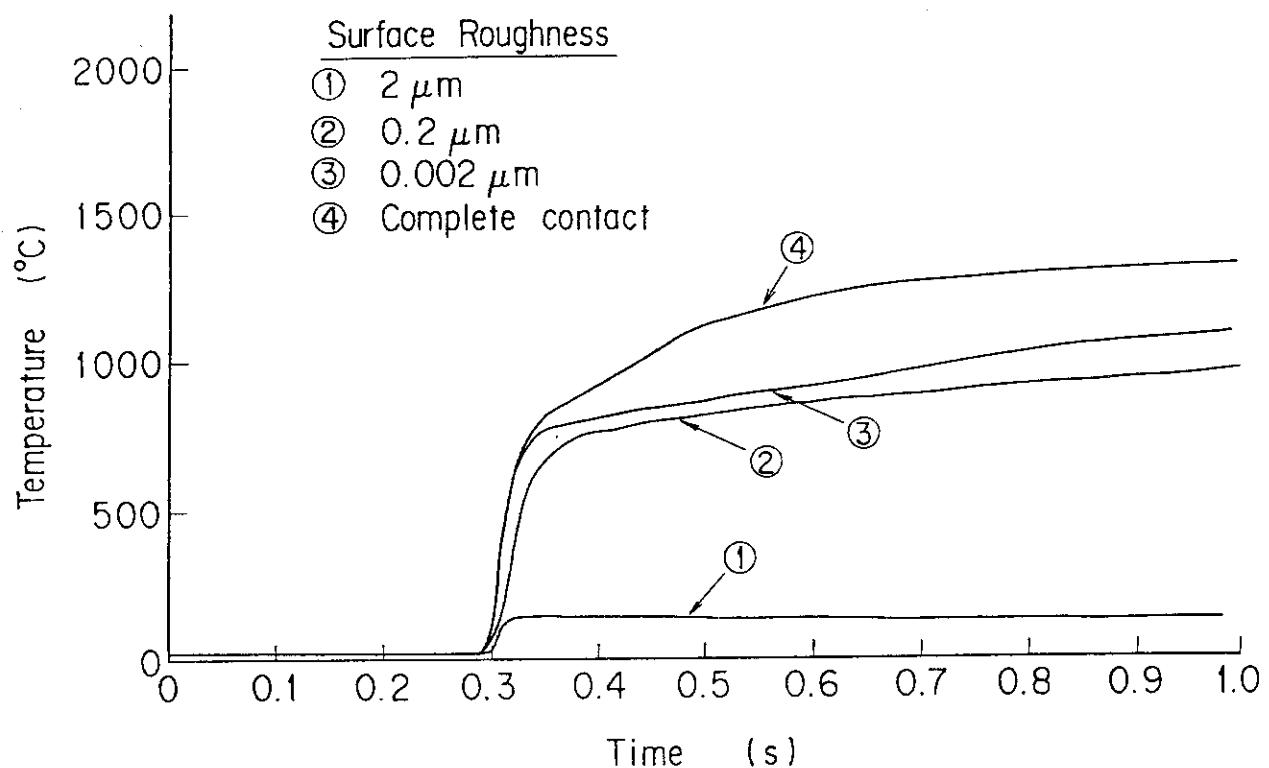


Fig.6.11 (a) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for xenon filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)

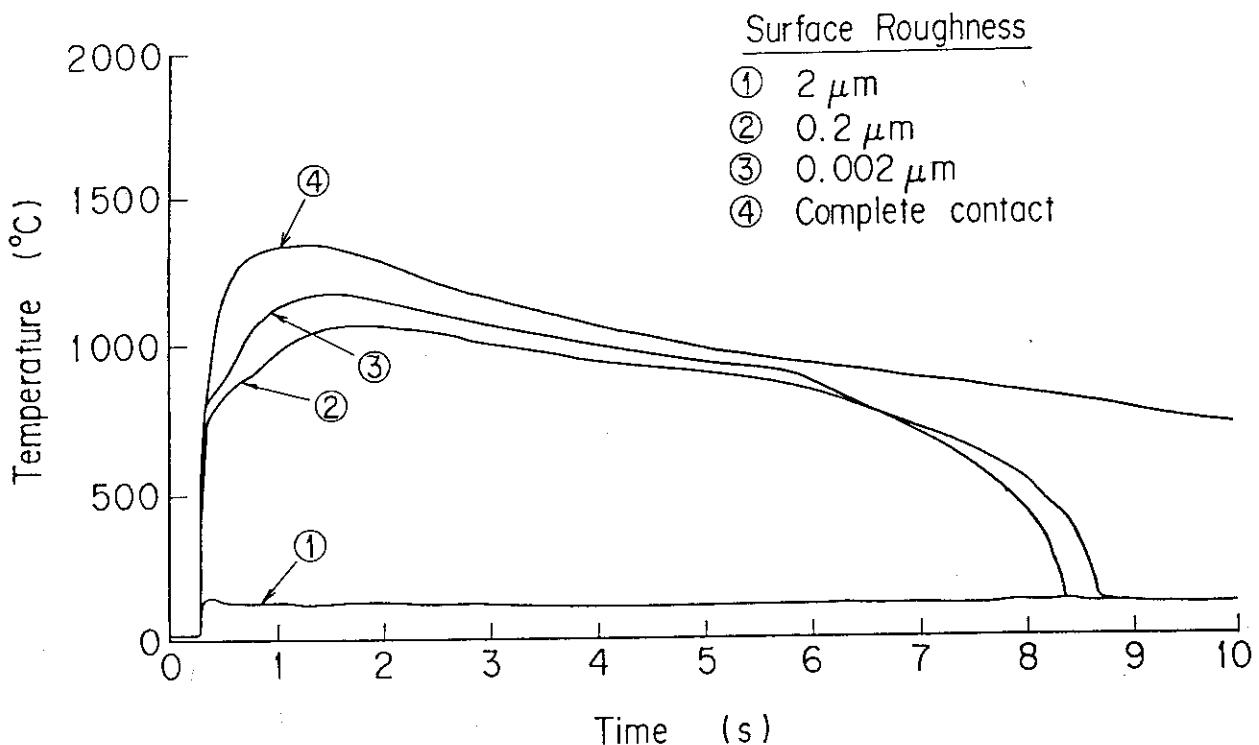


Fig.6.11 (b) Effect of surface roughness at the pellet-clad interface to cladding temperature calculation for xenon filled rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)

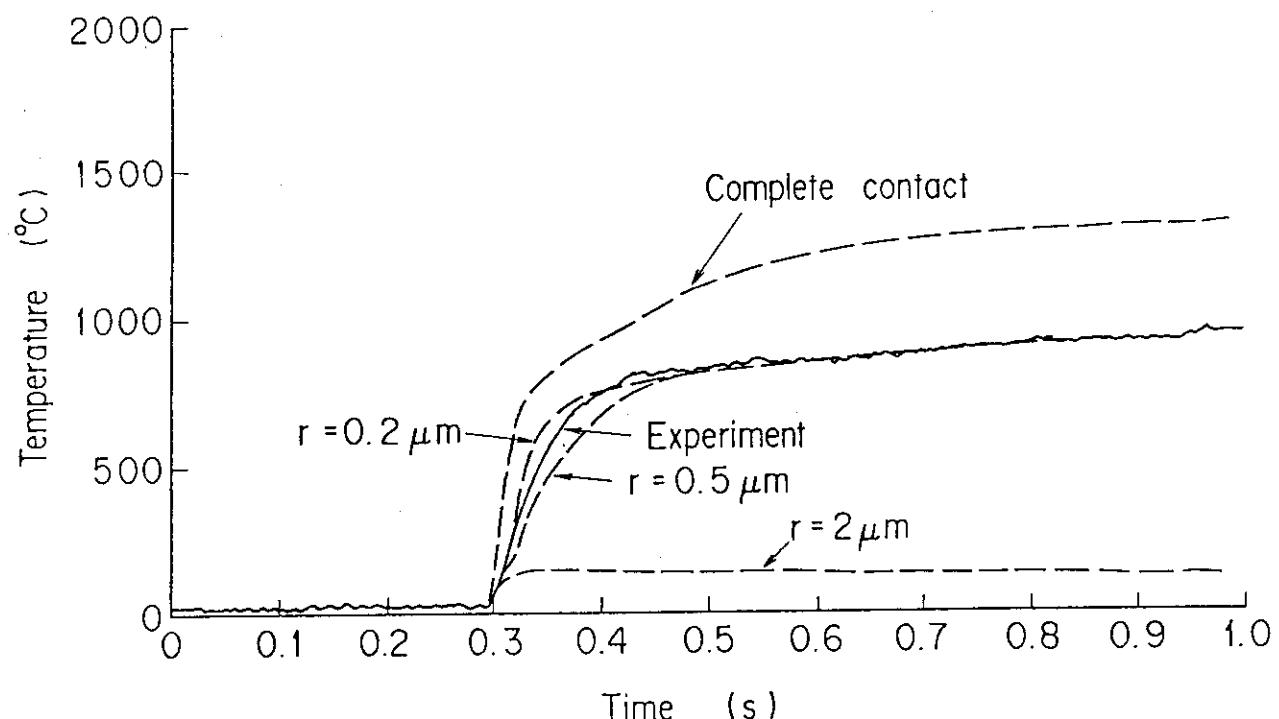


Fig.6.12 (a) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, xenon rod, 200 cal/g.UO₂ (0-1s)

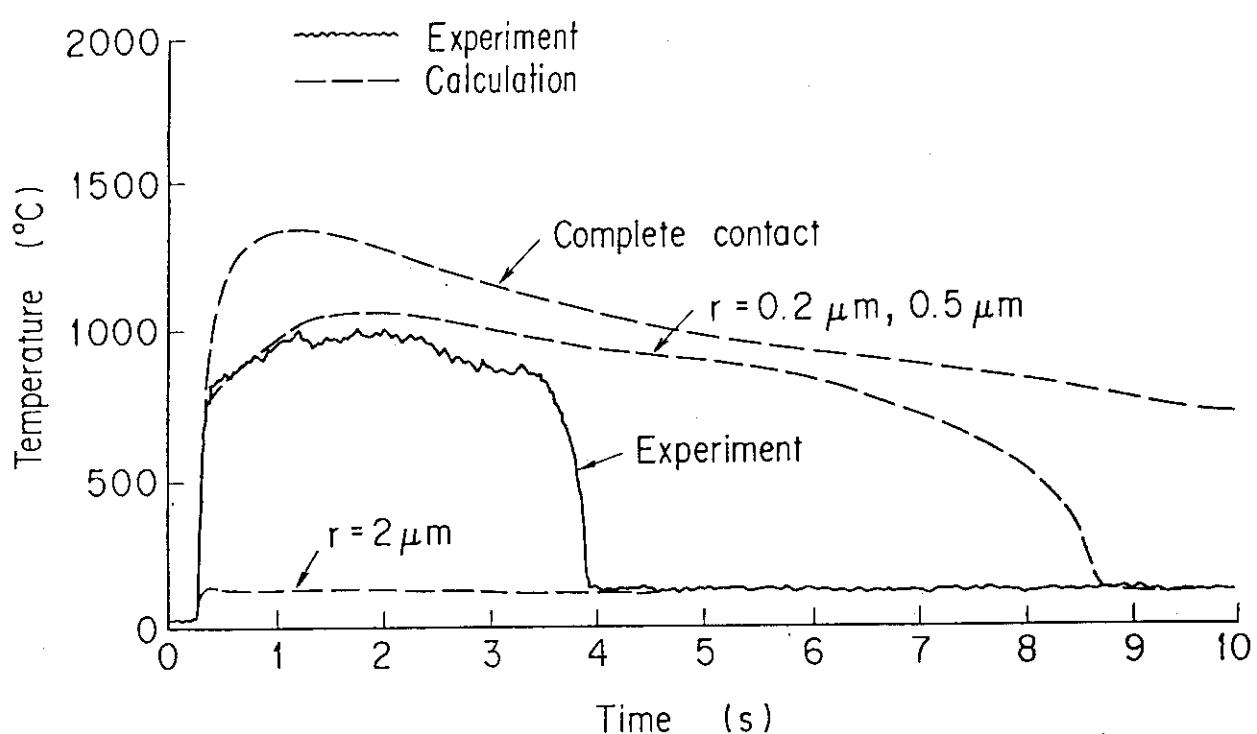


Fig.6.12 (b) Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation, xenon rod, 200 cal/g.UO₂ (0-10s)

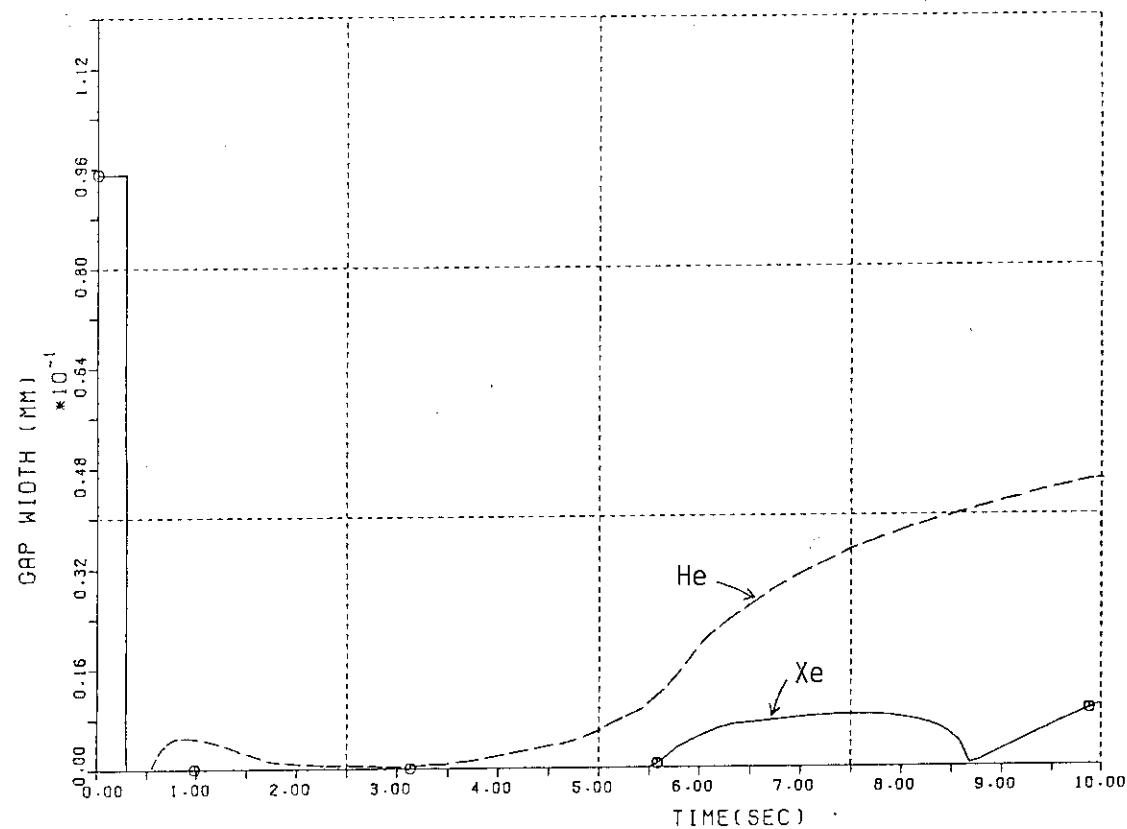


Fig.6.13 Comparison of transient variation of gap width in the calculation for helium and xenon rods

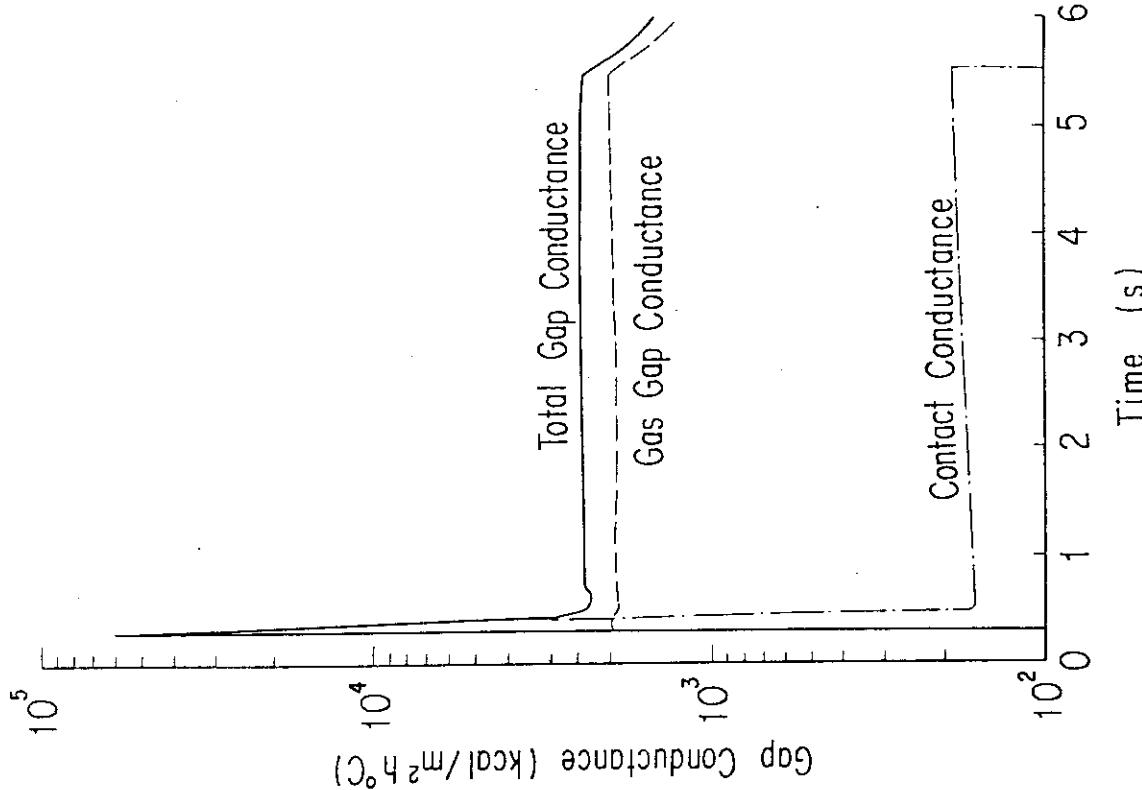


Fig. 6.14 Gap conductance as a function of time given by Ross and Stout gap conductance model in NSR-77 calculation for surface roughness of 0.2 micron, xenon rod, 200 cal/g.UO₂

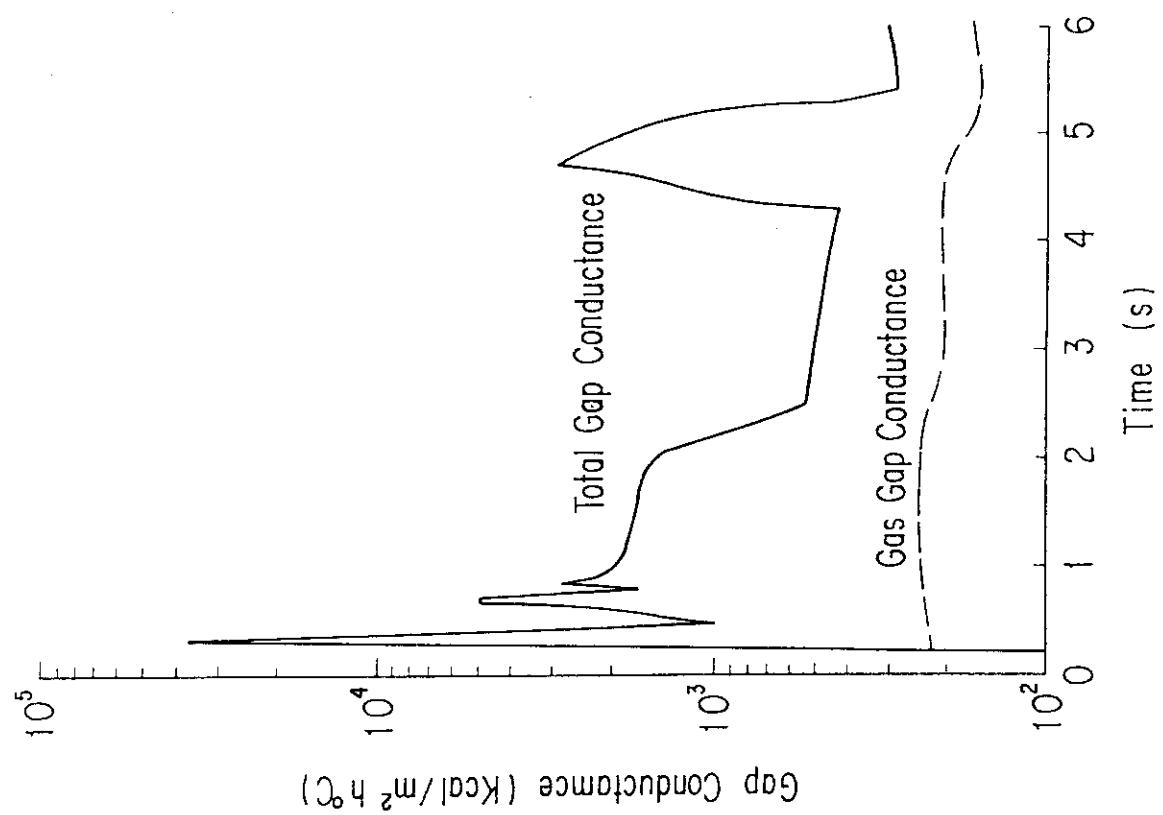


Fig. 6.15 Gap conductance as a function of time given by two-roughness model; 0.2 micron for contact conductance term and 2 microns for gas conductance one, xenon rod, 200 cal/g.UO₂

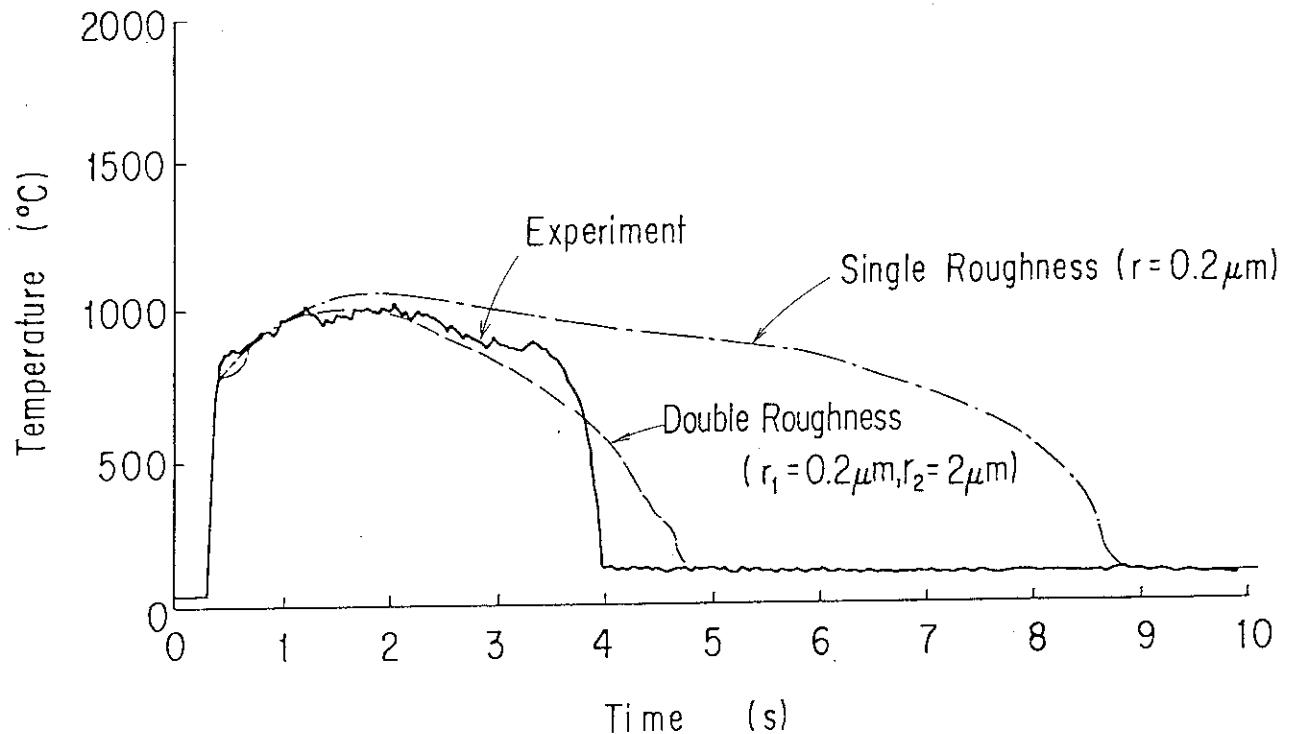


Fig.6.16 Comparison of cladding temperature histories between experiment and calculation by two different gap conductance models

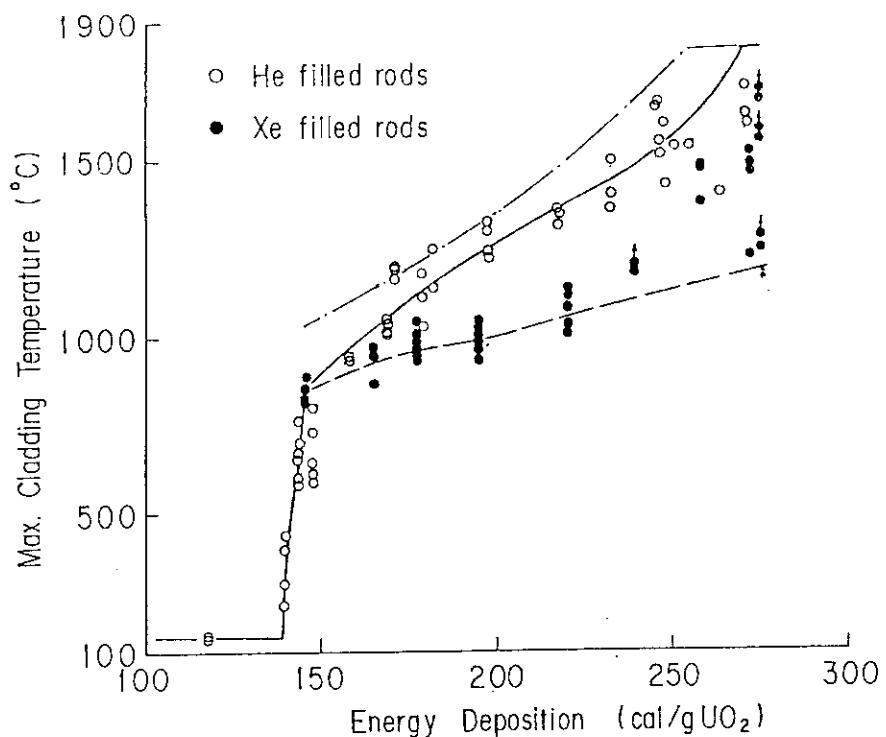


Fig.6.17 Comparison of maximum cladding temperatures between experiment and calculation for helium and xenon rods

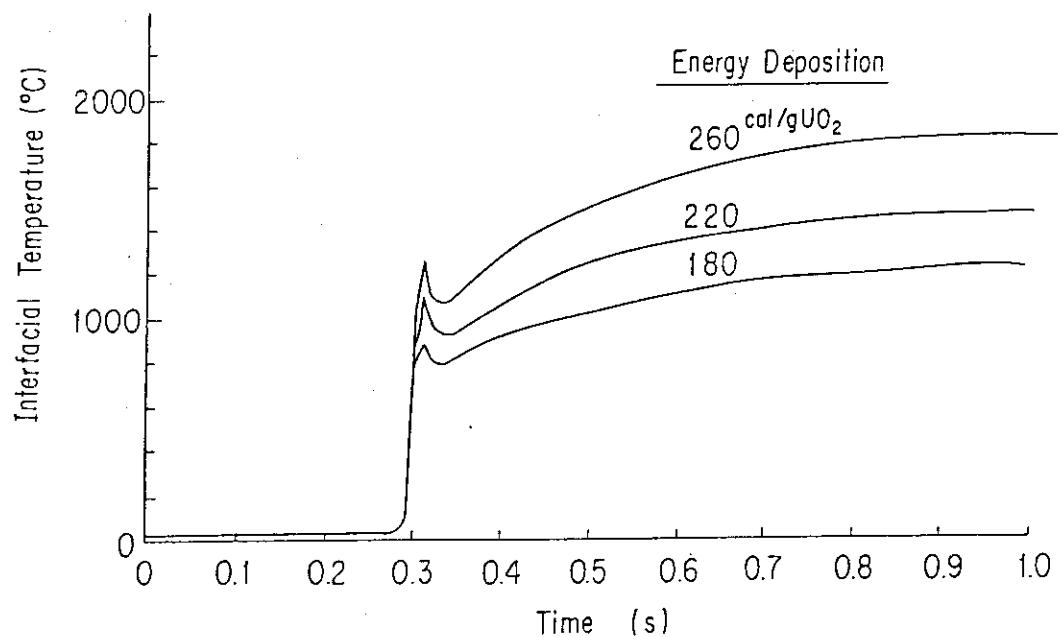


Fig. 6.18 Transient temperature histories at pellet-cladding interface calculated by complete contact model

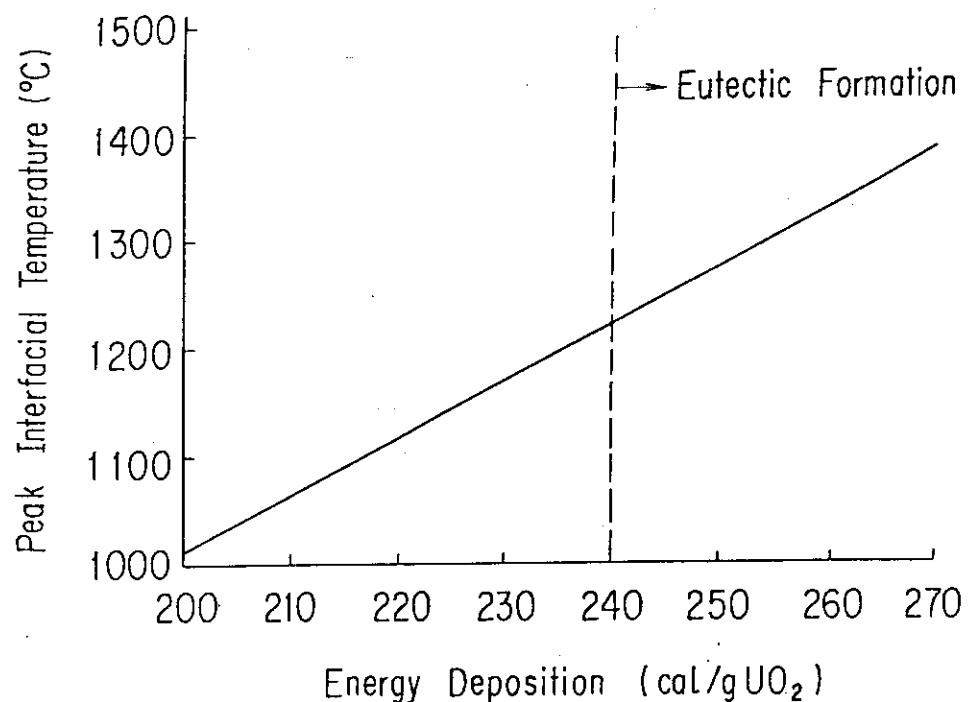


Fig. 6.19 Pellet-cladding interfacial temperature as a function of energy deposition

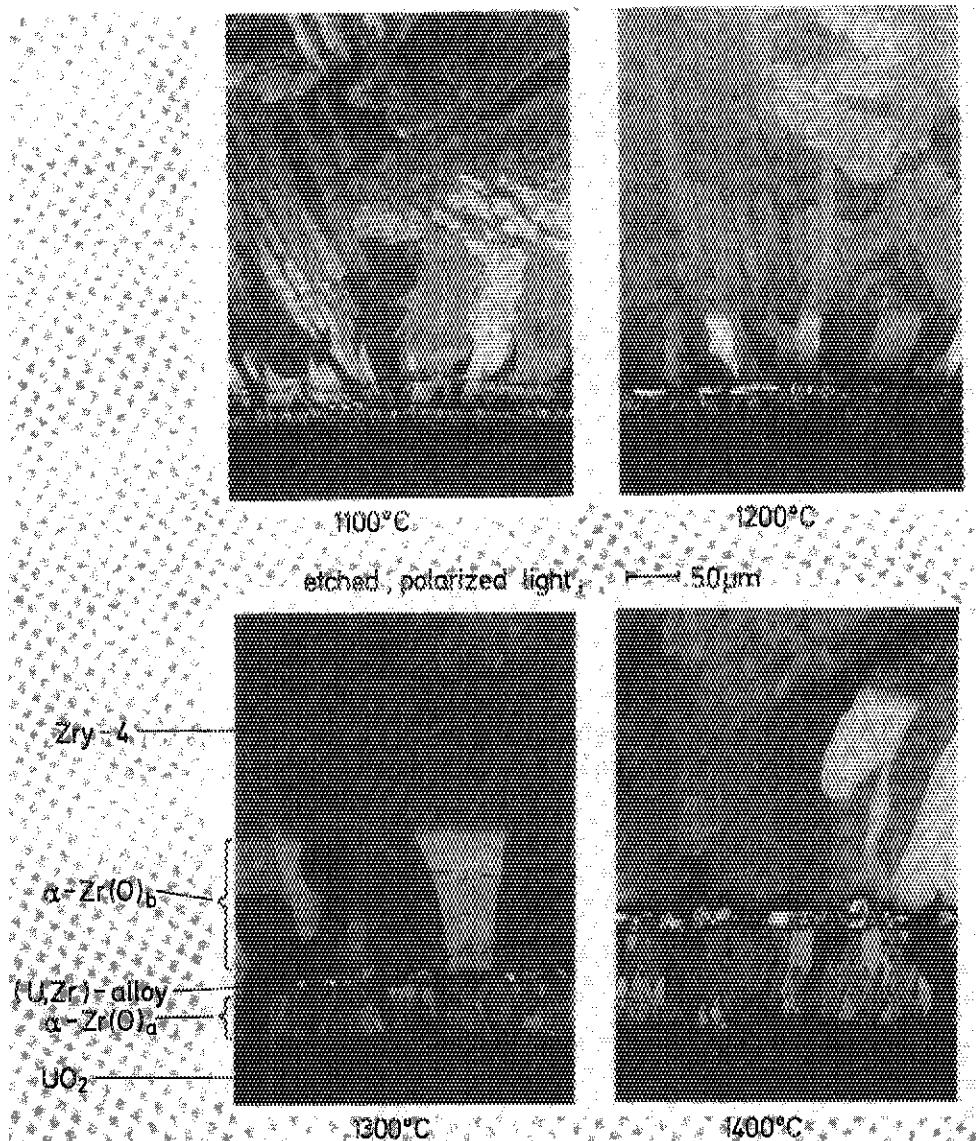


Fig.6.20 Layer thickness of different reaction zones as a function of temperature for an annealing time of 10 min in out of pile UO₂/Zr reaction experiments (21)

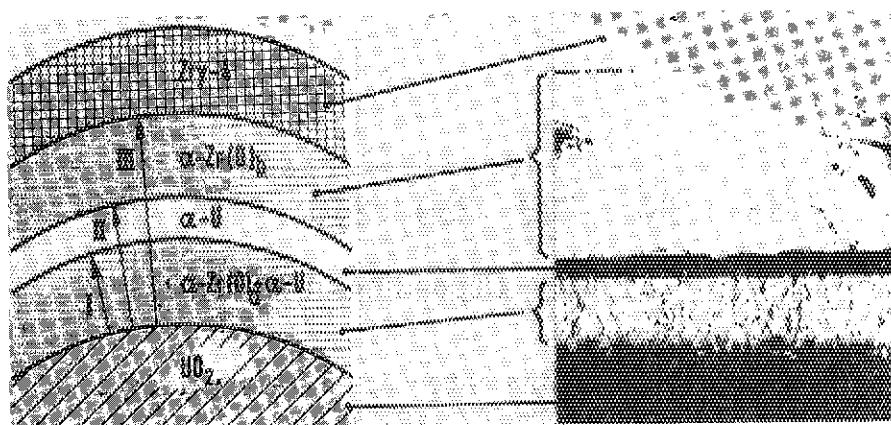


Fig.6.21 Structure of a reaction layer (21)

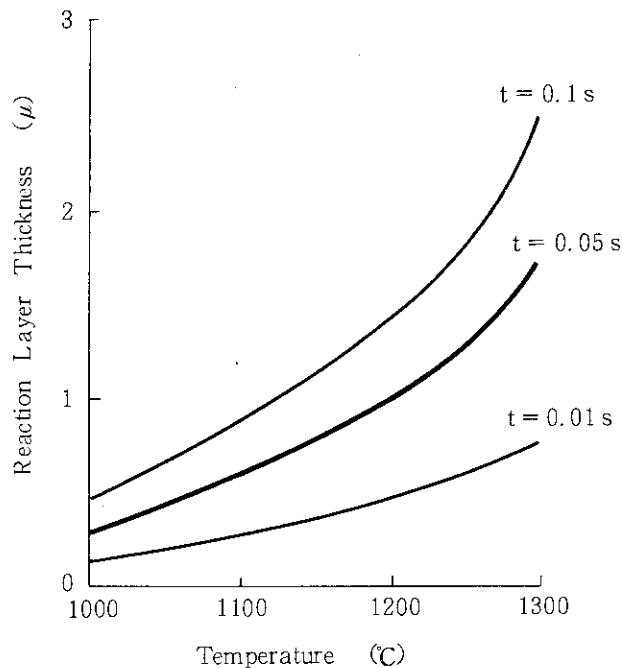


Fig.6.22 Estimated reaction layer thickness for RIA conditions as a function of temperature

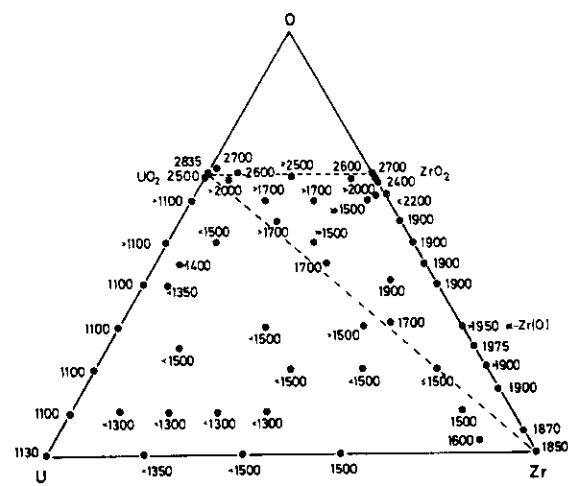


Fig.6.23 Onset of melting in the U-Zr-O system (21)

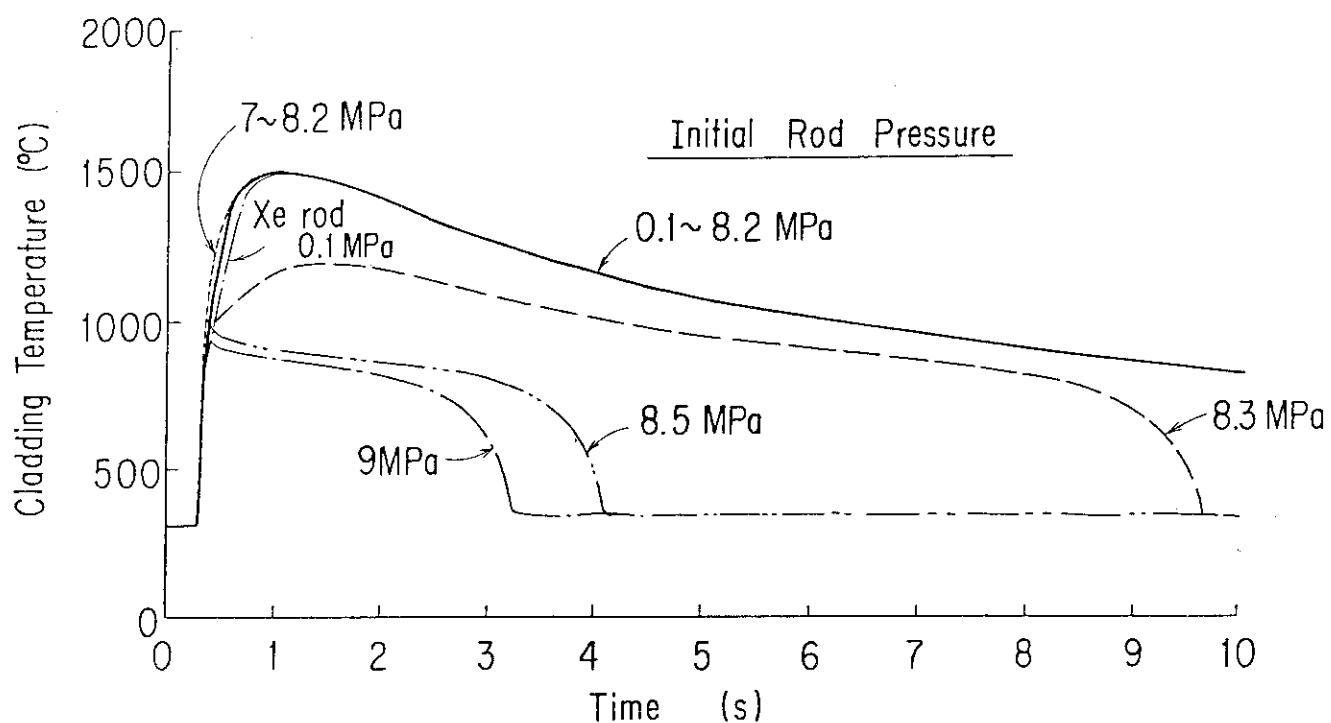


Fig.6.24 Comparison of cladding temperature histories calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂ (0-10s)

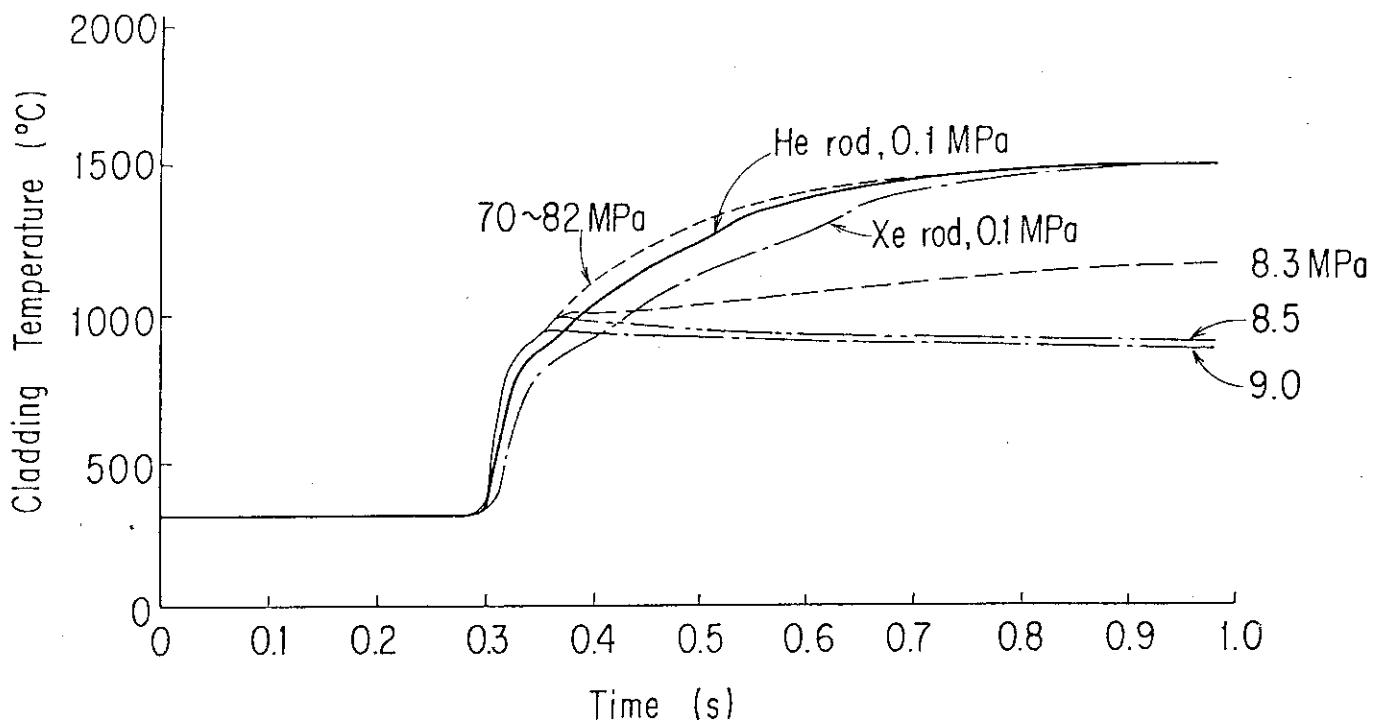


Fig.6.25 Comparison of cladding temperature histories calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂ (0-1s)

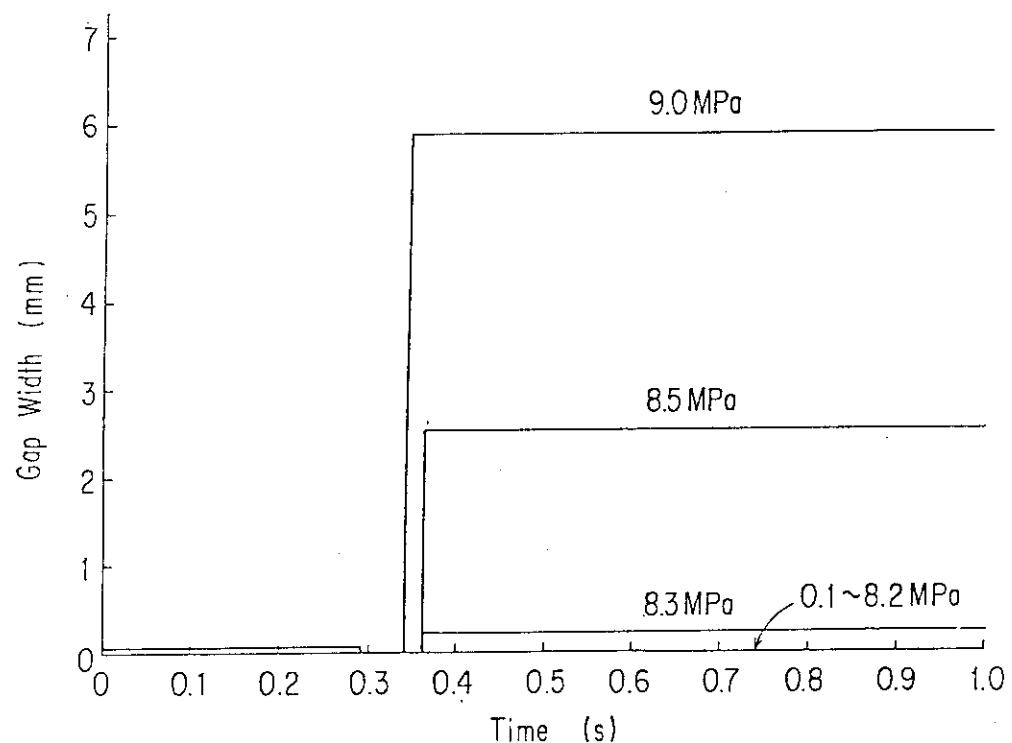


Fig.6.26 Transient variation of gap width calculated for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂

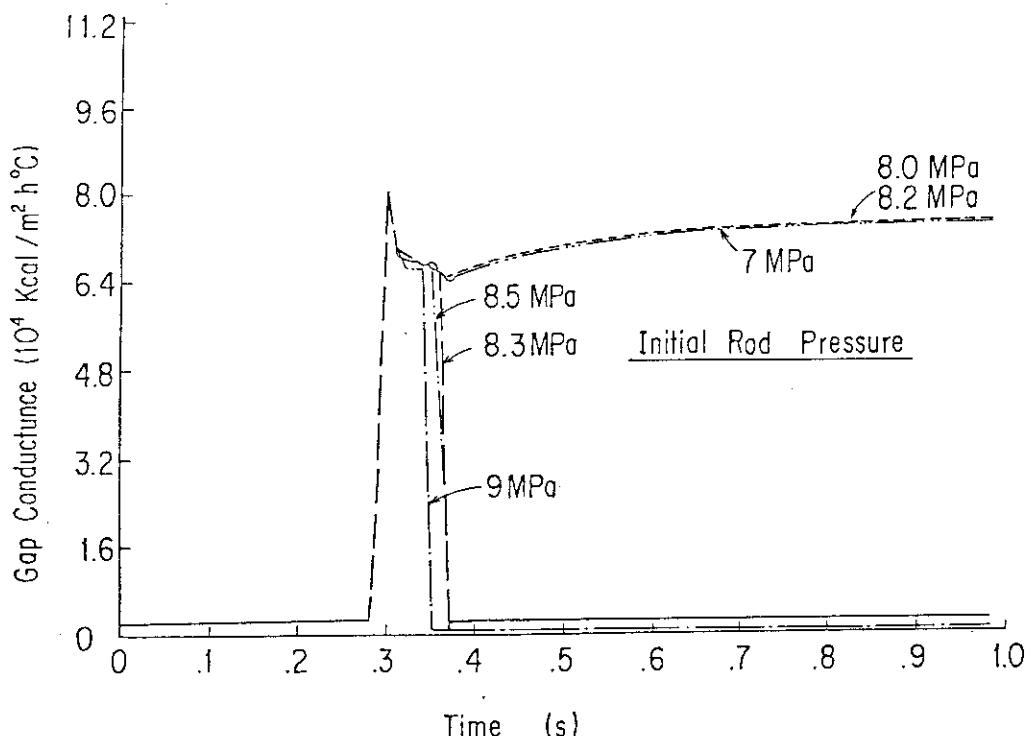


Fig.6.27 Transient histories of gap conductance for different rod internal pressures under PWR condition, 220 cal/g.UO₂

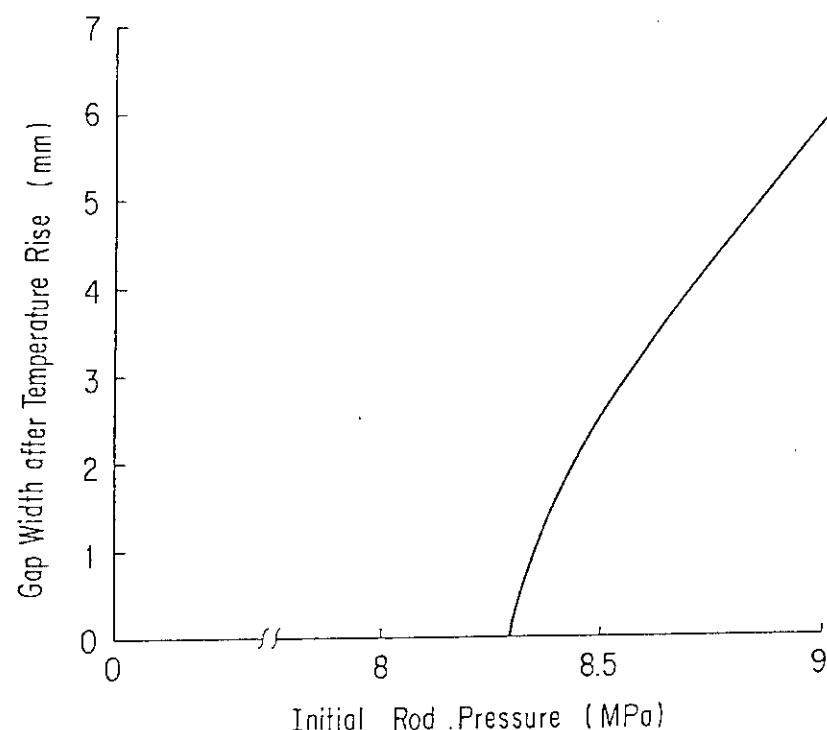


Fig.6.28 Gap width after cladding temperature rise versus rod internal pressure

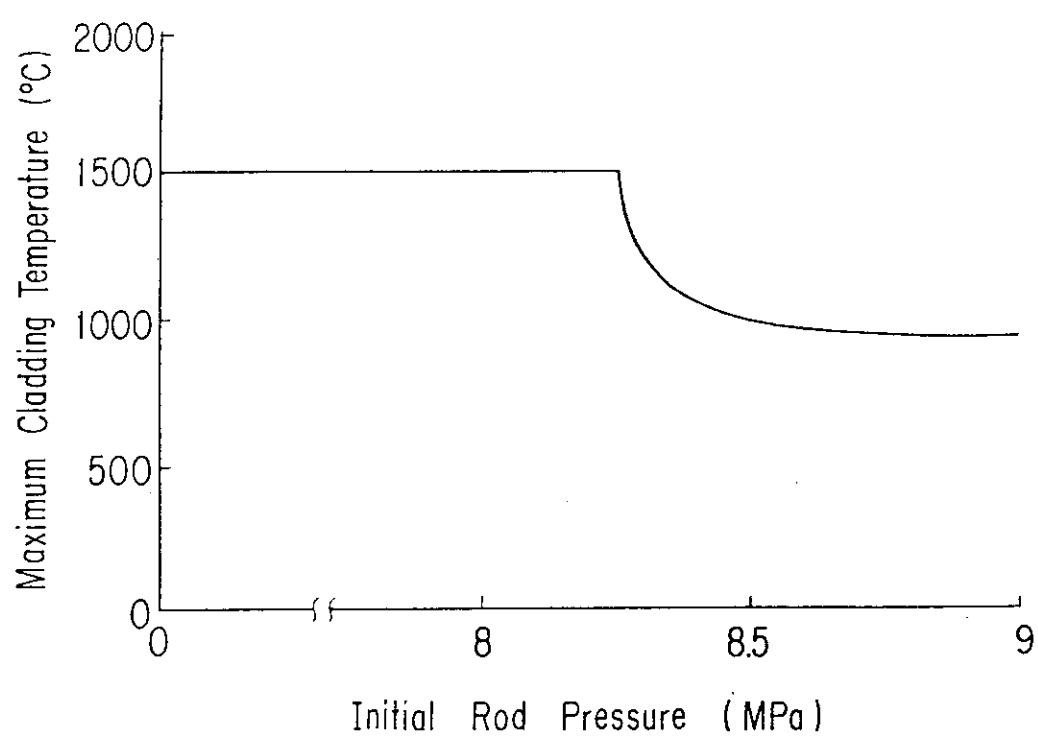


Fig.6.29 Maximum cladding temperature versus rod internal pressure

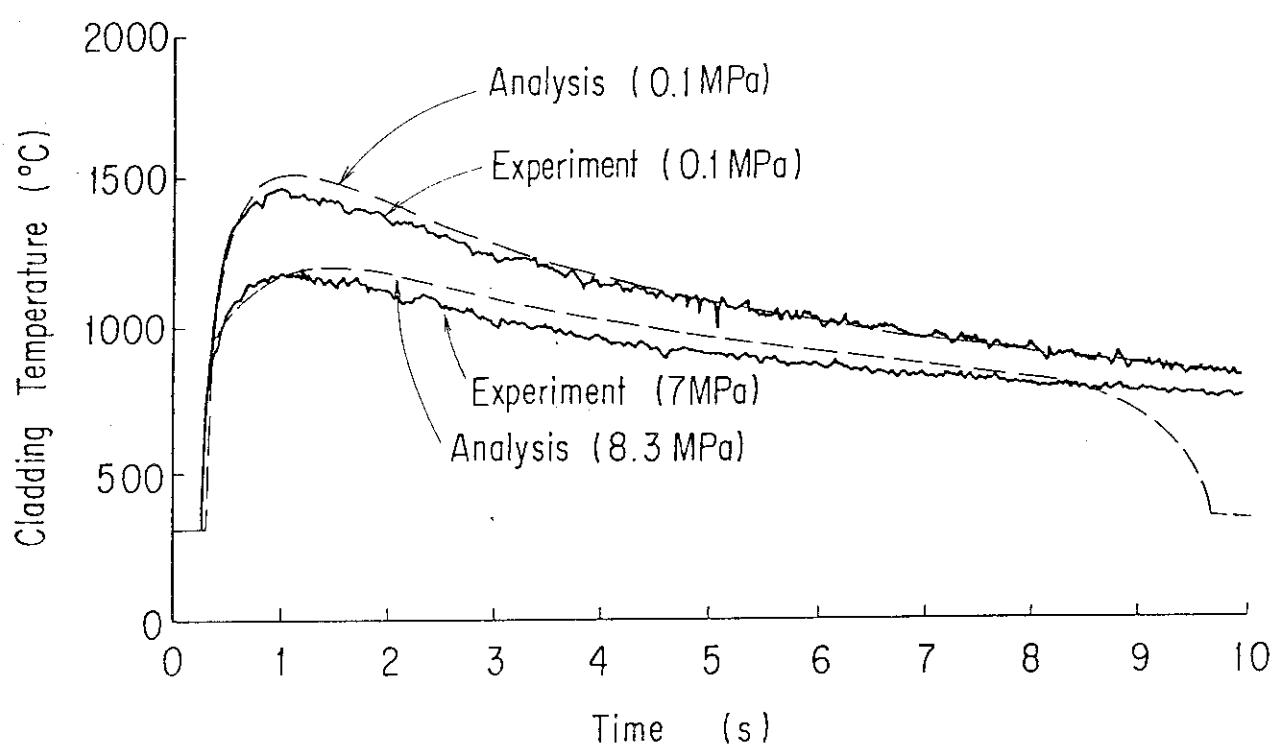


Fig.6.30 Comparison of cladding temperatures between experiment and analysis for standard and pre-pressure rods under PWR condition

7. 結 論

軽水型原子炉の反応度事故条件の下での燃料ペレット・被覆管間のギャップ熱伝達およびこれが燃料棒の温度挙動に与える影響について、実際の軽水炉型燃料を用いた炉内実験による解説を行った。

この結果、被覆管の温度挙動とギャップ熱伝達は強い関連を持っており、温度履歴の特徴やギャップガス成分等の各種条件の影響がギャップ熱伝達挙動を介して明解に説明できる事が分った。主な結論をまとめると以下のようになる。

(1) 反応度事故条件の下では、D N Bの発生は燃料ペレットと被覆管の接触が生ずるかどうかにより決る。また、D N B直後、被覆管温度は急上昇するが、その後には安定した膜沸騰が維持される。これは、暴走出力直後のペレットの熱膨張による極めて良好なペレット・被覆管間の接触熱伝達の実現によりD N Bの発生および被覆管温度の急上昇がもたらされる事、およびその後、被覆管の熱膨張に伴う接触圧力の低下やギャップの形成により、ギャップ熱伝達率が低下して安定な膜沸騰が維持される事によっている。以上のギャップ熱伝達の時間的な変化は、反応度事故条件下にあって特有のものである。

(2) ギャップガス成分の違いによる影響は、被覆管温度の急上昇期には殆んど現れず、その後、接触圧力の低下による温度の緩上昇期になってから現れる。また、その影響は燃料の冷却条件が良好である程大きくなる。

(3) 燃料ペレットに与えられる発熱量が約 240 cal/g UO_2 を超えると、燃料ペレットと被覆管が融着する事によりギャップ熱伝達の状態は大きく変化する。これは、燃料ペレットと被覆管の境界で高温のため共晶反応を生じ、共晶体の溶融が生ずる事に起因し、融着後は接触圧力が低下しても良好な熱伝達が保持されるようになる。このため、融着が生じる発熱量条件以上では、ギャップガス成分の違いによる影響は無くなり、また、燃料の冷却条件の違いによる影響も減少する。また、燃料破損はこの融着発生条件以上で生ずるため、破損しきい値はギャップガス成分の影響を受けない。

(4) 軽水炉の運転条件に相当する高圧条件の下では、燃料棒内の圧力条件がギャップ熱伝達に大きく影響する。すなわち、燃料棒内圧が低い場合には、高温になった被覆管は容易に外圧によってつぶされ、燃料ペレットと被覆管の接触が維持される結果、被覆管が高温になった後も良好なギャップ熱伝達状態が続く。一方、燃料棒内圧が外圧にほぼ等しいか、上まわる条件であると、被覆管温度が上昇した時点でギャップが開き、ギャップ熱伝達が急減する。

(5) 従来、燃料棒温度挙動解析に広く用いられている Ross and Stouteによるギャップ熱伝達関係式は、定常実験に基づいて作成されたものであるが燃料ペレットと被覆管の融着が生じない、発熱量 240 cal/g UO_2 以下の場合は、反応度事故条件下の早い過渡変化の下にあっても、良好な評価結果を与える。

(6) 発熱量 240 cal/g UO_2 以上の場合の解析当っては、燃料ペレットと被覆管の融着を考慮した解析を行わなければならない。簡易モデルとしては、燃料ペレットと被覆管の完全接触

を仮定したモデルによる方法が有効であり、実際よりやや高目ながら、比較的良好な解析結果を与える。

以上の結論は、いずれも実際の軽水炉燃料を用いた炉内実験により得られたものであり、実際の軽水動力炉の解析に対しても直接適用することが可能である。

なお、本実験は新燃料を用いて行ったものであるが、本研究の結果は、燃焼の進んだ燃料におけるギャップ熱伝達の評価に対しても、多くの示唆を与えている。すなわち、ギャップガス成分の影響は、燃焼に伴ってギャップ部に蓄積されるキセノン等のガス状核分裂生成物の影響を示しており、また、高圧力条件下での被覆管のつぶれの有無の影響は、ガス状核分裂生成物の蓄積に伴う燃料内圧上昇に関連する事象である。従って、本研究の結果は、燃焼の進んだ燃料の解析に対しても応用する事ができると言える。ただし、反応度事故条件の下で、燃料ペレットが、急速に昇温する際に燃料ペレット中に蓄積された核分裂生成物がギャップ中への放出される挙動などは、従来の研究ではあまり解明されておらず、これについては、実際に燃焼が進んだ燃料を用いての実験において明らかにされなければならない課題である。

謝　　辞

本研究を行うにあたり、東京大学原子力工学科秋山守教授には、テーマの設定から研究の進め方全般にわたって終始懇切な御指導を賜わった。また、東京大学原子力工学科石野栄教授、宮健三教授、近藤駿介助教授および班目春樹助教授には、御専門の分野に関する懇切な御指導、御助言を賜わった。また、実験の実施にあたり、NSRRプロジェクトの責任者であられた、石川迪夫・現 研・安全解析部長には万全の御配慮と励ましを頂き、また、前および現反応度安全研究室長の星鳶雄および斎藤伸三の両氏には多くの御協力と御助言を頂いた。また、実験装置の開発や実験実施において、NSRR管理室・小林晋昇、反応度安全研究室・丹沢貞光の両氏に、また、金相検査の実施において、反応度安全研究室・塩沢周策氏には多くの御協力を頂いた。また、解析コードによる実験解析においては、現臨界安全研究室の大西信秋氏の御協力と御助言を頂き、また、コードの改良に当って、白川典幸氏（現日本原子力事業株式会社）の御協力を得た。さらに炉内実験において良好な結果を得ることができたのは、石井敏雄室長をはじめとするNSRR管理室の多くの方々の御協力の賜物である。

末筆ながら、以上の御指導、御協力を頂いた方々に、心からの感謝の意を表します。

を仮定したモデルによる方法が有効であり、実際よりやや高目ながら、比較的良好な解析結果を与える。

以上の結論は、いずれも実際の軽水炉燃料を用いた炉内実験により得られたものであり、実際の軽水動力炉の解析に対しても直接適用することが可能である。

なお、本実験は新燃料を用いて行ったものであるが、本研究の結果は、燃焼の進んだ燃料におけるギャップ熱伝達の評価に対しても、多くの示唆を与えている。すなわち、ギャップガス成分の影響は、燃焼に伴ってギャップ部に蓄積されるキセノン等のガス状核分裂生成物の影響を示しており、また、高圧力条件下での被覆管のつぶれの有無の影響は、ガス状核分裂生成物の蓄積に伴う燃料内圧上昇に関連する事象である。従って、本研究の結果は、燃焼の進んだ燃料の解析に対しても応用する事ができると言える。ただし、反応度事故条件の下で、燃料ペレットが、急速に昇温する際に燃料ペレット中に蓄積された核分裂生成物がギャップ中への放出される挙動などは、従来の研究ではあまり解明されておらず、これについては、実際に燃焼が進んだ燃料を用いての実験において明らかにされなければならない課題である。

謝 詞

本研究を行うにあたり、東京大学原子力工学科秋山守教授には、テーマの設定から研究の進め方全般にわたって終始懇切な御指導を賜わった。また、東京大学原子力工学科石野栄教授、宮健三教授、近藤駿介助教授および班目春樹助教授には、御専門の分野に関する懇切な御指導、御助言を賜わった。また、実験の実施にあたり、NSRRプロジェクトの責任者であられた、石川迪夫・現 研・安全解析部長には万全の御配慮と励ましを頂き、また、前および現反応度安全研究室長の星薫雄および斎藤伸三の両氏には多くの御協力と御助言を頂いた。また、実験装置の開発や実験実施において、NSRR管理室・小林晋昇、反応度安全研究室・丹沢貞光の両氏に、また、金相検査の実施において、反応度安全研究室・塩沢周策氏には多くの御協力を頂いた。また、解析コードによる実験解析においては、現臨界安全研究室の大西信秋氏の御協力と御助言を頂き、また、コードの改良に当って、白川典幸氏（現日本原子力事業株式会社）の御協力を得た。さらに炉内実験において良好な結果を得ることができたのは、石井敏雄室長をはじめとするNSRR管理室の多くの方々の御協力の賜物である。

末筆ながら、以上の御指導、御協力を頂いた方々に、心からの感謝の意を表します。

参考文献

- (1) Fujio Tachibana: Thermal Resistance of Metallic Contact Parts, Journal of JSME, vol. 155, No. 397 (1954).
- (2) T.N. Centikale and M. Fishenden: Thermal Conductance of Metal Surfaces in Contact, International Conference on Heat Transfer (1951).
- (3) A.M. Ross and R.L. Stoute: Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy-2, CRFD-1075 (1962).
- (4) A.C. Rapier et al.: The Thermal Conductance of Uranium Dioxide/Stainless Steel Interfaces, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.6, p397 (1963).
- (5) G. Cannata and G. Cosoli: Gap Conductance Analysis for BWR Rods Relocation Model, Nuclear Engineering and Design, Vol.58, p11-18 (1980).
- (6) R.E. Williford and C.R. Hann : Effects of Fill Gas Composition and Pellet Eccentricity, BNWL-2285 (1977).
- (7) D.D. Lanning, F.E. Panisko and C.L. Mohr: Gapcon-Thermal-3 Verification and Comparison to In-Reactor Data, PNL-2435 (1978).
- (8) P.E. MacDonald and J. Weisman: Effect of Pellet Cracking on Light Water Reactor Fuel Temperatures, Nucl. Tech. Vol.31, p357 (1976).
- (9) L. Harrison et al.: Photographic Studies of Metal Clad, UO_2 -Core Fuel Rods in TREAT, ANL-7325, p158 (1966).
- (10) T. Fujishiro et al.: Light Water Reactor Fuel Response during Reactivity Initiated Accident Experiments, TREE-NUREG-1237 (1978).
- (11) D.L. Hargman and G.A. Reymann (eds.): MATPRO Version 9 - A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, TREE-NUREG-1005 (1976).
- (12) 大西, 石島, 斎藤: 軽水動力炉の事故時燃料挙動解析コード NSR-77, JAERI-M 82-050 (1982).
- (13) J.F. Kerrisk and D.G. Clifton: Smoothed Values of the Enthalpy and Heat Capacity of UO_2 , Nuclear Technology, Vol.16, p531 (1972).
- (14) D. Tabor: The Hardness of Metals, Oxford (1951).
- (15) L.A. Bromley: Heat Transfer in Stable Film Boiling, Chem. Eng. Progr. Vol. 46, p221 (1950).
- (16) Y. Sudo and Y. Murao: Film Boiling Heat Transfer during Reflood Process, JAERI-M 6848 (1976).

- (17) L.A. Bromley, N. LeRoy and J.A. Robbers: Heat Transfer in Forced Convection Film Boiling, Ind. Eng. Chem. Vol. 45, p2639 (1953).
- (18) T. Fujishiro and S. Tanzawa: Effects of Gap Heat Transfer on LWR Fuel Behaviors during an RIA, Nucl. Eng. and Design, Vol. 73, No.3 (1982).
- (19) S. Ostrach, NACA Report, 1111 (1953).
- (20) 日本機械学会編, 伝熱工学資料(改訂第2版) (1966)

- (21) P. Hoffman and C. Politis: The Kinetics of the Uranium Oxide-Zircaloy Reactions at High Temperatures, Journal of Nuclear Materials, Vol.87, Nos. 2 & 3 (1979).
- (22) S. Timoshenko: Strength of Materials, Part II, Third Ed., D. Van Nostrand Co. Inc. (1956)
- (23) S. Kawasaki et al: Oxidation of Zircaloy-4 under High Temperature Steam Atmosphere and Its Effects on Ductility of Cladding, J. of Nucl. Sci. and Technology, Vol.15 No.8 (1978)
- (24) C.F. Beyer et al: GAPCON-THERMAL-2: A Computer Code Program for Calculating the Thermal Behavior of An Oxide Fuel Rod, BNWL-1898 (1975)
- (25) Y. Harayama and F. Izumi: FREG-3: A Computer Program to Predict the Fuel-to-cladding Heat Transfer Coefficient in Accordance with Fuel-Rod Irradiation History, JAERI-M 7278 (1977)
- (26) V.Z. Jankus and R.W. Weeks: LIFE-II - A Computer Analysis of Fast-Reactor Fuel-Element Behavior as a Function of Reactor Operating History, Nucl. Eng. Design, Vol. 18, p83 (1972)
- (27) J. Woodworth: IAMBUS-1 - A Digital Computer Code for the Design, Inpile Performance Prediction and Post-Irradiation Analysis of Arbitrary Fuel Rods, Nucl. Eng. Design, Vol. 31, p309 (1974)
- (28) M. Ichikawa et al: FEMAXI-III, Axisymmetric Finite Element Fuel Behavior Code, JAERI-M 9251 (1980)
- (29) L.J. Siefken et al: FRAP-T6: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods, NUREG/CR-2148 (1981)
- (30) S.R. Fisher et al: RELAP4/MOD6 - A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems, CDAP-TR-003 (1978)
- (31) M. Ishikawa et al: EUREKA: A Computer Code of Uranium-Oxide Fueled, Water Cooled Reactor Kinetics Analysis, JAERI-1235 (1974)

- (32) W.M. Rohsenow and P. Griffith: Correlation of Maximum Heat Transfer Data for Boiling of Saturated Liquids, Chem. Eng. Prog. Symp. Ser. 52:47 (1956)
- (33) V.F. Urbanic: Oxidation of Zirconium Alloys in Steam at 1000 to 1850°C, Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP 633, A.L. Lowe, Jr. and G.W. Parry, Eds., American Society of Testing and Materials p168 (1977)