

JAERI-M

8970

燃料集合体破裂実験における同一平面変形と
隣接燃料棒間の温度伝播挙動

1980年7月

上塚 寛・小泉安郎・川崎 了

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

燃料集合体破裂実験における同一平面変形と隣接燃料棒間の温度伝播挙動

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

上塚 寛・小泉 安郎・川崎 了

(1980年6月28日受理)

集合体破裂実験で観察された同一平面変形は模擬燃料棒内蔵ヒーターの特性に基づくフィードバック・メカニズムによって生ずる可能性があるという指摘に対して、その可能性を実験データと単純化モデルに基づく計算によって検討した。検討項目は以下の4点である。

- (1) 初期昇温過程における局部変形の可能性
- (2) ヒーター特性が集合体実験におけるフィードバック・メカニズムに結びつく可能性
- (3) 昇温過程における隣接燃料棒間の温度伝播挙動
- (4) 集合体破裂実験における膨れ変形伝播

(1)~(4)を検討した結果は、そのいずれもが指摘された可能性を否定するものであった。

従って、模擬燃料棒内蔵ヒーターの特性のために被覆の局部変形が隣接棒の膨れ変形へ波及するというフィードバック・メカニズムは、集合体破裂実験で観察された同一平面変形を支配するメカニズムではない。

Co-planar Deformation and Thermal Propagation Behavior in
a Bundle Burst Test

Hiroshi UETSUKA, Yasuo KOIZUMI and Satoru KAWASAKI
Division of Reactor Safety, Tokai Research
Establishment, JAERI

(Received June 28, 1980)

The probability of the suggested feedback mechanism which could lead to co-planar deformation in a bundle burst test was assessed by the data of test and the calculation based on simplified model. Following four points were evaluated.

- (1) The probability of local deformation during early heat up stage.
- (2) The relation between the characteristic of heater and the feedback mechanism.
- (3) Thermal propagation behavior between two adjacent rods during heat up stage.
- (4) The propagation of ballooning in a bundle.

The probability of suggested feedback mechanism was denied in all the evaluation. The feedback mechanism suggested by Burman could not be a controlling mechanism in co-planar deformation in a bundle burst test.

Keywords: LOCA, Channel Blockage, Cladding Deformation, Ballooning,
Co-planar Deformation, Bundle Burst, Feedback Mechanism,
Thermal Propagation

目 次

1. はじめに	1
2. D. L. Burman によるフィードバック・メカニズム	1
3. フィードバック・メカニズムの検討	2
3.1 初期昇温過程における局部変形の可能性	2
3.2 ヒーター特性とフィードバック・メカニズム	5
3.3 昇温過程における隣接燃料棒間の温度伝播挙動	5
3.4 集合体破裂実験における膨れ変形伝播	8
4. 結 論	8
付 録 (NRC に対する返答抜粋)	10

Estimation of thermal propagation behavior between two adjacent rods

Contents

1. Abstract	-----	1
2. Feedback mechanism suggested by D.L.Burman	-----	1
3. Evaluation of feedback mechanism	-----	2
3.1 The probability of local deformation during early heat up stage	-----	2
3.2 The relation between the characteristic of heater and feedback mechanism	-----	5
3.3 Thermal propagation behavior between two adjacent rods during heat up stage	-----	5
3.4 The propagation of ballooning in a bundle	-----	8
4. Conclusions	-----	8
Acknowledgement	-----	9
References	-----	9
Appendix (abstract of reply to U.S.NRC)	-----	10

Lists of Figures

Fig. No.

1. The side views of a fuel bundle burst and cut vertically
2. Electric power variations in a bundle burst test
3. Variations of electric power and heater element resistance as a function of heater element temperature
4. Cladding surface temperature and internal pressure variations
5. Ultimate tensile strength of zircaloy-4 as a function of deformation temperature
6. Distributions of maximum pressure time, burst time and time interval from maximum pressure to burst
7. Configuration of two adjacent rods and assumptions taken into the calculation of thermal propagation behavior
8. Temperature rise curve of the nearest neighbor rod (rod B) as a function of time
9. Maximum pressure time and burst time after full power on

1. はじめに

原子炉の冷却材喪失事故 (LOCA) 時に炉心の健全性が保持されるためには緊急炉心冷却装置 (ECCS) から注入される冷却材によって、炉心が有効に冷却されなければならない。そのためには炉心が冷却可能な形状を保持し続けること、すなわち流路の大部分が閉塞されてしまわないことが不可欠である。それ故、LOCA 時における燃料棒の膨れ・破裂による流路閉塞 (Channel Blockage) の割合を実験的に把握しておくことは重要な課題である。この件に関し、現在三つの研究機関で流路閉塞率を求めることを主目的として模擬燃料集合体を用いた破裂実験が実施されている。一つは日本原子力研究所における集合体破裂実験 (燃料棒配列: 7×7) であり、他はORNLにおけるMRBT計画⁽¹⁾ (Multirod Burst Test Program, 同: 4×4)、KfKにおけるREBEKA計画⁽²⁾ (同: 3×3) である。

日本原子力研究所で実施されている集合体破裂実験計画では現在までに1.4体の模擬燃料集合体を破裂させ、その結果の一部を国内および海外で発表し⁽³⁾多くの注目を集めている。

日本原子力研究所で現在までに得られている結果では燃料棒の膨れおよび破裂は軸方向の比較的狭い範囲内に集中し、膨れが大きくなる実験条件 (初期内圧: $\sim 50 \text{ kg/cm}^2$) では流路閉塞率が大きな値になる場合が多い。

このような日本原子力研究所のデータに対しWestinghouse社のD. L. Burman氏は、1980年2月14日ワシントンで開催された原子炉安全装置に関する合衆国諮問委員会 (United States Advisory Committee on Reactor Safeguards) 会議の席上 “日本原子力研究所の川崎グループが使っているタイプの集合体は、W-Re 発熱体の電気抵抗の温度係数が昇温に伴って増大するというフィードバック・メカニズムのため同一平面の変形 (co-planar deformation) が生じる可能性がある。” という見解を示した⁽⁴⁾

これに対し、U. S. NRC は1980年2月18日、日本原子力研究所東海研究所で開催された第4回NSRRレビュー会議出席のため来日したR. Van Houten氏を通してコメントを求めてきた。

そこで我々はD. L. Burman氏が提起したフィードバック・メカニズムが集合体破裂実験における同一平面変形を支配するメカニズムであるか否かを既に得られている実験データによって考察した。又、同一平面変形をこのメカニズムによって説明することが妥当であるか否かについても単純化モデルによる計算によって検討した。

2. D. L. Burmanによるフィードバック・メカニズム

Burmanの考え方の大筋は以下のようなものである。⁽⁴⁾ 『試験した集合体の初期昇温中に被覆は (他の位置より) わずかに温度の高い位置か強度の低い位置で局部的に変形し始めると仮定する。このような変形によって被覆とペレットの間のギャップが大きくなるとペレット

1. はじめに

原子炉の冷却材喪失事故 (LOCA) 時に炉心の健全性が保持されるためには緊急炉心冷却装置 (ECCS) から注入される冷却材によって、炉心が有効に冷却されなければならない。そのためには炉心が冷却可能な形状を保持し続けること、すなわち流路の大部分が閉塞されてしまわないことが不可欠である。それ故、LOCA 時における燃料棒の膨れ・破裂による流路閉塞 (Channel Blockage) の割合を実験的に把握しておくことは重要な課題である。この件に関し、現在三つの研究機関で流路閉塞率を求めることを主目的として模擬燃料集合体を用いた破裂実験が実施されている。一つは日本原子力研究所における集合体破裂実験 (燃料棒配列: 7×7) であり、他はORNLにおけるMRBT計画⁽¹⁾ (Multirod Burst Test Program, 同: 4×4)、KfKにおけるREBEKA計画⁽²⁾ (同: 3×3) である。

日本原子力研究所で実施されている集合体破裂実験計画では現在までに14体の模擬燃料集合体を破裂させ、その結果の一部を国内および海外で発表し⁽³⁾多くの注目を集めている。

日本原子力研究所で現在までに得られている結果では燃料棒の膨れおよび破裂は軸方向の比較的狭い範囲内に集中し、膨れが大きくなる実験条件 (初期内圧: $\sim 50 \text{ kg/cm}^2$) では流路閉塞率が大きな値になる場合が多い。

このような日本原子力研究所のデータに対しWestinghouse社のD. L. Burman氏は、1980年2月14日ワシントンで開催された原子炉安全装置に関する合衆国諮問委員会 (United States Advisory Committee on Reactor Safeguards) 会議の席上 “日本原子力研究所の川崎グループが使っているタイプの集合体は、W-Re 発熱体の電気抵抗の温度係数が昇温に伴って増大するというフィードバック・メカニズムのため同一平面の変形 (co-planar deformation) が生じる可能性がある。” という見解を示した⁽⁴⁾

これに対し、U. S. NRC は1980年2月18日、日本原子力研究所東海研究所で開催された第4回NSRレビュー会議出席のため来日したR. Van Houten氏を通してコメントを求めてきた。

そこで我々はD. L. Burman氏が提起したフィードバック・メカニズムが集合体破裂実験における同一平面変形を支配するメカニズムであるか否かを既に得られている実験データによって考察した。又、同一平面変形をこのメカニズムによって説明することが妥当であるか否かについても単純化モデルによる計算によって検討した。

2. D. L. Burmanによるフィードバック・メカニズム

Burmanの考え方の大筋は以下のようなものである。⁽⁴⁾ 『試験した集合体の初期昇温中に被覆は (他の位置より) わずかに温度の高い位置か強度の低い位置で局部的に変形し始めると仮定する。このような変形によって被覆とペレットの間のギャップが大きくなるとペレット

とヒーター線の温度が上昇し、そのためヒーター線の局所的な抵抗が増大する。抵抗の増大によって局所的に出力が高まり、その結果ヒーターと被覆の両方の温度が局所的に更に高くなる。局所的な温度上昇は隣接棒に幅射熱として伝わり、隣接棒における局所的な温度上昇の引き金となる。局所的に温度が高くなる現象はこのようにしてすべての加熱棒に伝播し、自動的な触媒作用とも呼べる効果によって狭い軸方向範囲内で加熱が生じる結果となる。ここで仮定したような事象が連続的に起こるとすれば破裂が比較的狭い軸方向範囲に分布しているという(川崎グループが観察した)結果を十分説明することができる。』

Burmanは、co-planar deformation は我々が集合体破裂実験で用いている模擬燃料棒中の内蔵ヒーター(W-3% Re 線)の特性に起因するものであり、実機燃料の事故時挙動とは異なる特殊な現象であると推定している。

しかし、このフィードバック・メカニズムは現時点ではその妥当性が解析的に検討されたものではなく、彼の定性的な推測によって構成されているメカニズムであるに過ぎない。このメカニズムが我々の集合体実験で観察されたco-planar deformation を支配しているものであるかどうかを確認するには以下のような点について検討する必要がある。

- (1) 集合体の初期昇温中に被覆が局所的に変形し始める可能性があるか否か。
- (2) ヒーター素子の特性がフィードバック・メカニズムと直接関係しているかどうか。
- (3) フィードバック・メカニズムが有効に作用するための必要時間は集合体全体の膨れ変形に要した時間に比べて十分短いかどうか。
- (4) 我々の実験結果で、1本の燃料棒の変形が隣接棒に次々と伝播していく傾向があるかどうか。

この4点について以下で考察する。

3. フィードバック・メカニズムの検討

3.1 初期昇温過程における局部変形の可能性

Burmanは彼が考えたメカニズムの前提条件として、初期昇温中に被覆が局所的に温度の高い位置か強度の低い位置で変形し始めると仮定している。この仮定が妥当であるか否かを判断するために、局所的に温度の高い位置あるいは強度の低い位置があるかどうか、又、被覆の変形開始が初期昇温中であるかどうかという点について検討する。

集合体実験に用いている中心加熱模擬燃料棒を通電加熱し、赤外線走査によって軸方向温度分布を測定した結果から加熱中の模擬燃料棒にはある程度の温度差がつくことが確認されている。温度差は昇温速度や被覆管の軸方向平均温度によって異なる。又、このような温度差は模擬燃料棒中に内蔵されているヒーターの偏心等によるものであると考えられそれほど大きな値ではない(多くの場合 $\pm 20^{\circ}\text{C}$ 以内)が、局所的に若干温度が高くなる位置があると考えるのは妥当である。

集合体実験に用いたZry-4管の平均肉厚は $620\mu\text{m}$ であり、全数検査の結果では肉厚のバラツキは $30\sim 50\mu\text{m}$ 即ち全肉厚に対して $5\sim 8\%$ 程度である。又、傷等の欠陥につ

とヒーター線の温度が上昇し、そのためヒーター線の局所的な抵抗が増大する。抵抗の増大によって局所的に出力が高まり、その結果ヒーターと被覆の両方の温度が局所的に更に高くなる。局所的な温度上昇は隣接棒に輻射熱として伝わり、隣接棒における局所的な温度上昇の引き金となる。局所的に温度が高くなる現象はこのようにしてすべての加熱棒に伝播し、自動的な触媒作用とも呼べる効果によって狭い軸方向範囲内で加熱が生じる結果となる。ここで仮定したような事象が連続的に起こるとすれば破裂が比較的狭い軸方向範囲に分布しているという（川崎グループが観察した）結果を十分説明することができる。』

Burmanは、co-planar deformation は我々が集合体破裂実験で用いている模擬燃料棒中の内蔵ヒーター（W-3% Re 線）の特性に起因するものであり、実機燃料の事故時挙動とは異なる特殊な現象であると推定している。

しかし、このフィードバック・メカニズムは現時点ではその妥当性が解析的に検討されたものではなく、彼の定性的な推測によって構成されているメカニズムであるに過ぎない。このメカニズムが我々の集合体実験で観察された co-planar deformation を支配しているものであるかどうかを確認するには以下のような点について検討する必要がある。

- (1) 集合体の初期昇温中に被覆が局所的に変形し始める可能性があるか否か。
- (2) ヒーター素子の特性がフィードバック・メカニズムと直接関係しているかどうか。
- (3) フィードバック・メカニズムが有効に作用するための必要時間は集合体全体の膨れ変形に要した時間に比べて十分短いかどうか。
- (4) 我々の実験結果で、1本の燃料棒の変形が隣接棒に次々と伝播していく傾向があるかどうか。

この4点について以下で考察する。

3. フィードバック・メカニズムの検討

3.1 初期昇温過程における局部変形の可能性

Burmanは彼が考えたメカニズムの前提条件として、初期昇温中に被覆が局所的に温度の高い位置か強度の低い位置で変形し始めると仮定している。この仮定が妥当であるか否かを判断するために、局所的に温度の高い位置あるいは強度の低い位置があるかどうか、又、被覆の変形開始が初期昇温中であるかどうかという点について検討する。

集合体実験に用いている中心加熱模擬燃料棒を通電加熱し、赤外線走査によって軸方向温度分布を測定した結果から加熱中の模擬燃料棒にはある程度の温度差がつくことが確認されている。温度差は昇温速度や被覆管の軸方向平均温度によって異なる。又、このような温度差は模擬燃料棒中に内蔵されているヒーターの偏心等によるものであると考えられそれほど大きな値ではない（多くの場合 $\pm 20^{\circ}\text{C}$ 以内）が、局所的に若干温度が高くなる位置があると考えるのは妥当である。

集合体実験に用いたZry-4管の平均肉厚は $620\mu\text{m}$ であり、全数検査の結果では肉厚のバラツキは $30\sim 50\mu\text{m}$ 即ち全肉厚に対して $5\sim 8\%$ 程度である。又、傷等の欠陥につ

いては超音波探傷の結果で深さ50 μ m, 幅および長さ2mm以上のものは全くなく, それ以下のものも殆どないことが確認されている。従って, 肉厚のバラツキのために強度の低い位置があると考えることも妥当であろう。

初期昇温中に被覆の変形が開始するかどうかという点については初期内圧50kg/cm²で実験した集合体: No 7910の結果によって考察する。この実験は図1に示すようにふくれ破裂が比較的短い軸方向範囲に集中した典型的な例である。

集合体破裂実験では49本の模擬燃料棒すべての電気出力, 内部圧力, 被覆温度について実験中2秒毎にミニコンピューターでデータ収録している。図2に模擬燃料棒の電気出力変化の代表例を示す。ここに示すのは7 \times 7配列の中心に位置する模擬燃料棒(D-4)についての結果である。全出力をかける前に約30Wで15分程度の通電をしている。この操作はヒーターの予熱とLOCA初期の被覆管温度(\approx 冷却水温度)模擬, 更に各模擬燃料棒の温度を一様にするためのものである。その後一定の出力に設定し全出力をかける。しかし, 図3に示すヒーター素子の温度-抵抗特性のために全出力をかけた直後にヒーター出力が設定値になるわけではない。即ちヒーター素子(W-3%Re)の温度が上昇するほどその抵抗が増大し, 抵抗の増大に伴って電気出力も大きくなる。従って, この場合(D-4)ヒーター出力が設定値(\sim 2kW)に到達したのは全出力をかけてから約25秒後である。集合体昇温時におけるD-4の被覆表面温度と内部圧力の変化を図4に示す。被覆温度上昇に対して内部圧力の上昇が小さいのは, 模擬燃料棒全体のプレナム容積が22.5ccであるのに対して加熱部長(850mm)のプレナム容積が5ccに過ぎないためである。集合体No 7910の場合, 最大圧力は63.7 \sim 67.4kg/cm²であり, 49本の平均では65.3kg/cm²であった。

膨れ変形が開始するのは圧力変化のカーブで内圧がほぼ最高圧力に達した時点からであると考えられる。D-4の場合内圧が最高になるのは全出力をかけてから約70秒後であり, その時点での被覆表面温度は約700 $^{\circ}$ Cである。又, 49本の平均では最高圧力到達時の被覆表面温度は675 \sim 690 $^{\circ}$ Cであった。

内圧がピークになった時点が変形開始の時点とほぼ一致することは次のような計算によっても裏付けられる。

被覆の円周方向の引張り応力, 即ちhoopストレス σ_h は

$$\sigma_h = \frac{P R_i}{t} \quad (1)$$

P: 内圧 (kg/cm²)

R_i: 被覆管の内半径 (cm)

t: 被覆管の肉厚 (cm)

式(1)で表わされる。

式(1)に測定値 (P = 65.3kg/cm², R_i = 0.474cm, t = 0.062cm)を代入すると, 最高圧力時のhoopストレス: $\sigma_h = 5.0$ kg/mm²と計算される。模擬燃料棒の被覆材に用いているジルカロイ-4管と同一の管材から切り出した試験片を高温で引張り試験した場合の引張り強さ*を図5に示す。引張り強さは600 $^{\circ}$ Cで17.5kg/mm², 700 $^{\circ}$ Cで6.2kg/mm²,

* 高温変形では加工硬化することが殆どないので降伏応力と引張り強さはほぼ等しい。

800°Cでは3.5 kg/mm²程度である。しかし、この結果は単軸引張りの場合についてのものであり、そのままhoop ストレスに置き換えることはできない。

内圧によって生じる応力は円周方向応力 σ_h 、軸方向応力 σ_a 、半径方向応力 σ_r の3種に分解して考えることができる。そしてそれらと単軸引張り応力 σ_0 との間には式(2)で表わされる関係が成立する。

$$(\sigma_h - \sigma_a)^2 + (\sigma_a - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_h)^2 = 2 \sigma_0^2 \quad (2)$$

又、 σ_a 、 σ_r は各々(3)式及び(4)式で表わされる。

$$\sigma_a = \frac{P R i}{2 t} \quad (3)$$

$$\sigma_r = -P \quad (4)$$

従って、 σ_a と σ_r は各々 $\sigma_a = \frac{1}{2} \sigma_h$ 、 $\sigma_r = -\frac{1}{R i} \sigma_h = 0.13 \sigma_h$ と表現することができ、これらを式(2)に代入することによってhoop ストレスを単軸引張り応力に換算することができる。 $\sigma_h = 1.38 \sigma_0$ となるので式(1)で計算した $\sigma_h = 5.0 \text{ kg/mm}^2$ は単軸引張り応力で考える場合には6.9 kg/mm²に相当する。この値を図5の結果に内挿(600°Cと700°Cの間で引張り強さが一次関数的に減少すると仮定)すると694°Cになる。この計算結果はNa7910における最高圧力到達時の被覆表面温度(675~690°C)と良く一致している。従って膨れ変形が開始するのは内圧が最高圧力に達した時点からであると考えことは妥当である。

図6に全出力をかけてから最高圧力に到達するまでの時間、破裂するまでの時間、更に最高圧力時から破裂時までの間隔についてのヒストグラムを示す。全出力をかけてから最高出力に達するのは56~70秒後、破裂に至るのは80~88秒後である。又、変形開始から破裂に至るまでの時間は14~30秒であり、被覆が膨れ変形している時間は平均的には23.24秒であると言える。49本の模擬燃料棒のうち最初の1本が変形し始めるのは全出力をかけてから56秒後、すべての模擬燃料棒が破裂してしまうのは88秒後である。従ってこの集合体破裂実験の場合、被覆の膨れ変形が始まるのは初期昇温過程を過ぎた後であり、しかも膨れ変形は実験の最後の30秒程度の時間に集中的に生じる現象である。

以上の考察から、集合体の初期昇温中に被覆が局部的に変形し始める可能性はないと言える。

Burmanは1本の模擬燃料棒の局部変形が引き金となってそれが隣接棒の変形へとつながっていくというフィードバック・メカニズムがco-planar deformationを支配する現象であるためには各模擬燃料棒の変形にある程度の時間差が必要であると推定し、集合体の初期昇温中に局部的な変形が始まると想像したのであろう。しかし、被覆の膨れ変形は30秒程度の短時間に集中した現象である。従って、フィードバック・メカニズムが有効に作用するための必要時間、つまりヒーターの温度上昇が被覆に伝わり、更に、周囲より高温である燃料棒の温度が隣接棒に伝播するのに必要な時間は集合体全体の膨れ変形時間(30秒程度)に比べて十分短いものでなければならない。

3.2 ヒーター特性とフィードバック・メカニズム

図3に集合体実験に用いた模擬燃料棒中内蔵ヒーター素子(φ0.6 mm W-3%Re)の温度と抵抗, 電気出力の関係を示す。この図からヒーター素子の温度が400°Cの場合, 抵抗は約0.1Ω, 1000°Cの場合は約0.2Ωであることがわかる。又, ヒーターに流れる電流が100Aで常に一定であるとすると, ヒーターの電気出力は素子温度が400°Cの場合約1.0kW, 1000°Cの場合約2.0kWである。従ってヒーターに流れる電流が一定であれば, ヒーター素子温度が高温であるほど電気出力が増大する。Burmanは集合体の初期昇温中に被覆が局部変形し, 被覆とペレットの間のギャップが大きくなり, ペレットと被覆の間の熱伝達が悪くなるためペレットとヒーター素子の温度が上昇すると推測している。その結果, ヒーターの出力が局部的に増大し, それが被覆温度の上昇につながり被覆が局部変形し, この変形がヒーター温度の上昇へと再びフィードバックされるというメカニズムを考えている。しかし, 被覆が変形し始めるのは被覆温度が700°C程度になってからであり, その時点ではペレットとヒーターの温度は更に高いはずである。このような前提に立って考えた場合, ペレットと被覆の間のギャップが大きくなればペレットとヒーター線の温度が上昇するというBurmanの推断が的を得たものであるかどうかは疑問である。何故ならば, ペレットと被覆の間のギャップ間熱伝達は熱伝導と熱放射によるものであり, 高温になるほど熱放射による寄与分が大きくなるからである。つまり, 熱伝導のみを考えればよい比較的低温側ではギャップが増大することはそのまま熱伝達率の低下につながり, ペレットおよびヒーター素子温度が上昇すると考えることは妥当である。しかし, 熱放射が熱伝達の主力となる高温では, ギャップが増大するとペレットから熱放射を受ける被覆の内表面積が増大することになり熱放射による熱伝達率は増大し, ペレットおよびヒーター素子の温度上昇は抑制される。

被覆管の膨れ変形が始まる700°C程度の温度におけるペレットから被覆への熱伝達を計算した結果では, 熱放射による熱伝達は熱伝導による熱伝達と同程度である。

この計算は初期状態のギャップ幅について行ったものであり, 膨れによってギャップが大きくなる場合には熱放射による熱伝達の方が多くなる。熱伝達が熱伝導のみによると仮定すると膨れ領域における熱伝達率は膨れ領域以外の熱伝達率より低くなり, 熱放射のみによると仮定すると膨れ領域における熱伝達率の方が高くなる。

従って膨れ領域のヒーターとペレットの温度が局部的に上昇するか否かはペレットと被覆との間の熱伝達の性質によって左右されるものであり, ギャップの増大がそのままペレットとヒーター素子の温度上昇につながるとするフィードバック・メカニズムは的を得たものであるとは言えない。

3.3 昇温過程における隣接燃料棒間の温度伝播挙動

フィードバック・メカニズムが集合体破裂実験で観察されたco-planar deformationを支配しているメカニズムであるか否かを明らかにするには, フィードバック・メカニズムが有効に作用するための必要時間を検討しなければならない。つまりヒーターの温度上昇が被覆の温度上昇へ波及するまでの時間と隣接燃料棒より高温である燃料棒の被覆温度が隣接

棒の被覆に伝播するのに必要な時間を考慮しなければならない。

ヒーターの温度上昇が被覆の温度上昇に波及するまでの時間は図2に示す出力の時間変化と図4に示す被覆温度の時間変化を比較検討することによってある程度予想できる。ヒーターは全出力をかけてから約25秒後に設定出力値(～2 kW)に達している。その時点でのヒーター素子温度は1000℃以上に上昇していると考えられ、その後の出力制御中ではあまり変化しない。一方、被覆温度が明らかに上昇し始めるのは全出力をかけてから約25秒後であり、ヒーターが設定出力に到達した時点と一致している。従って、ヒーターの温度上昇が被覆の温度上昇に波及するまでの時間は少なくとも数秒～10秒程度であろう。

隣接燃料棒間の温度伝播挙動については十分な実験データがないため単純化モデルによる計算によって検討する。図7に示すように2本の燃料棒(Rod A, Rod B)を考える。それらは平行無限円柱で同一形状であるとする。又、以下のような仮定を置く。

- (1) 時間 $t = 0$ のとき Rod A と Rod B の被覆温度は T_0 で燃料棒中での温度分布は半径方向軸方向とも一様である。
 - (2) Rod A の温度は T_0 から T_1 (燃料棒中で一様) に瞬時のうちに上昇する。
 - (3) Rod A から Rod B への熱伝達は幅射による。
 - (4) 伝達された熱は Rod B の被覆部のみに吸収される。又、被覆中の温度分布は無視する。
- 以上はいずれも極限状態を仮定したものであり、このような仮定に基づくモデルで計算される結果は Rod B の温度上昇速度を実際より速く見積っている。

Rod B の被覆の温度変化は次の式(5)で表わされる。

$$\rho c 2\pi\delta \frac{r_1 + r_2}{2} \frac{dT}{dt} = \bar{\alpha} (T_1 - T_2) 2\pi r_2 \quad (5)$$

ρ : Zry-4 の密度	6550 kg/m ³
c : Zry-4 の比熱	0.08 kcal/kgK
δ : 被覆の厚さ	0.00062 m
r_1 : 被覆の内半径	0.00474 m
r_2 : 被覆の外半径	0.00536 m
$\bar{\alpha}$: 等価熱伝達率	0.00843 kcal/m ² sK

式(7)～(11) 参照

式(5)を積分することによって

$$T = T_1 - (T_1 - T_0) \exp\left(-\frac{1}{A}t\right) \quad (6)$$

ここで、 $A = \frac{\rho c \delta (r_1 + r_2)}{2 \bar{\alpha} r_2}$ である。

式(6)が得られる。

等価熱伝達率 $\bar{\alpha}$ は以下の計算から求められる。

伝熱量 Q は

$$Q = \epsilon \cdot S \cdot F \cdot 4.88 \left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_0}{100}\right)^4 \right] \quad (7)$$

Q : 伝熱量 kcal / h
 ϵ : 輻射率 $\epsilon = 1.0$ と仮定
 S : 表面積 m^2
 F : 形態係数

4.88 : Stefan-Boltzmann 定数 kcal / $m^2h (100K)^4$

T : 温度 K

$$Q = \epsilon \cdot S \cdot F \cdot 4.88 \left(\frac{1}{100}\right)^4 (T_1 - T_0) (T_1^3 + T_1^2 T_0 + T_1 T_0^2 + T_0^3)$$

$T_1 \approx T_0$ である場合

$$Q = S \cdot F \cdot 4.88 \left(\frac{1}{100}\right)^4 4 T_1^3 (T_1 - T_0)$$

と表わすことができる。

従って単位面積当りの熱流束 q は

$$q = \frac{Q}{S} = \frac{4 \times 4.88}{100^4} F \cdot T_1^3 (T_1 - T_0) \quad (8)$$

となり,

$$q = \bar{\alpha} (T_1 - T_0) \quad (9)$$

とすれば,

式(8), (9)から等価熱伝達率 $\bar{\alpha}$ は

$$\bar{\alpha} = \frac{4 \times 4.88}{100^4} F \cdot T_1^3 \quad (10)$$

となる。又、この場合の形態係数 F は

$$F = \frac{1}{\pi} \left[\sqrt{x^2 - 1} + \sin^{-1} \left(\frac{1}{x} \right) - x \right] \quad (11)$$

$$x = 1 + \frac{s}{2r} = 1.334$$

である。

従って, $F = 0.126$ 。

$T_0 \approx T_1 = 800^\circ\text{C}$ (1073 K) とすると, 結局式(10)より

$$\begin{aligned} \bar{\alpha} &= 30.4 \text{ kcal / m}^2\text{hK} \\ &= 0.00843 \text{ kcal / m}^2\text{sK} \end{aligned}$$

を得る。

この結果を式(6)に代入すると

$$A = 36.3 \text{ (sec)}$$

$$T = T_1 - (T_1 - T_0) \exp\left(-\frac{1}{36.3} t\right) \quad ^\circ\text{C}$$

従って, Rod AとRod Bの初期温度 T_0 を 800°C , Rod Aが瞬時に温度 T_1 (840°C) に上昇したと仮定するとRod Bの温度上昇の時間変化は次の式(12)で表わされる。

$$T = 840 - 40 \exp\left(-\frac{1}{36.3} t\right) \quad (12)$$

図8に式(12)で計算したRod Bの温度上昇の時間変化を示す。この結果は極限状態の仮定によって計算したものであるためRod Bの温度上昇速度を実際より速く見積っているにもかかわらず、10℃上昇するためには10秒必要であることがわかる。

以上の考察から、ヒーター温度の上昇が被覆の温度上昇に波及し、更に隣接棒の温度上昇に波及するにはかなりの時間(～数10秒)が必要であると考えられる。又、すべての燃料棒に伝播するには更に長い時間を要する。

従って、フィードバック・メカニズムによって集合体破裂実験で観察された同一平面変形を説明することは無理である。

3.4 集合体破裂実験における膨れ変形伝播

No.7910集合体破裂実験の結果の中で、49本の模擬燃料棒について全出力をかけてから内圧が最高圧力に到達するまでの時間と被覆の破裂時間を図9に示す。又、データは各模擬燃料棒の集合体中における配列通りに示す。

このように整理することによって被覆の膨れ変形が伝播するか否かを検討することができる。

3.1で明らかにしたように被覆の膨れ変形が始まるのは内圧変化カーブで最高圧力が記録された時点であると考えられる。従って、図9中のMaximum pressure timeは大体、膨れ変形開始時間であると考えて良い。燃料棒の膨れ変形が始まるのは全出力をかけてから56～70秒後からであり、その半数は60～64秒の約4秒間に集中している。被覆の破裂はすべてが全出力をかけてから80～88秒の約8秒間に集中している。被覆の膨れ変形・破裂挙動を図9中のデータと対応させて考えると、1本の燃料棒の膨れ変形が周囲の隣接棒へと次々に伝播していく傾向は全く見出すことができない。

従って、1本の燃料棒の局部変形が引き金となり、それが隣接棒の変形へとつながることによってco-planar deformationが生じるとするフィードバック・メカニズムは集合体破裂実験において膨れおよび破裂が軸方向の比較的短い範囲内に集中する現象とは何ら関連のないメカニズムである。

4. 結 論

集合体破裂実験で観察された同一平面変形現象、即ち膨れおよび破裂が軸方向の比較的短範囲に集中する現象が模擬燃料棒内蔵ヒーターの特性に基づくフィードバック・メカニズムによって生じる可能性があるというWestinghouse社のD. L. Burman氏の主張に対し、以下の4点について検討しその可能性を否定した。

- (1) 初期昇温過程における局部変形の可能性
- (2) ヒーターの特性が集合体実験におけるフィードバック・メカニズムに結びつく可能性
- (3) 昇温過程における隣接燃料棒間の温度伝播挙動
- (4) 集合体破裂実験における膨れ変形伝播

図8に式(12)で計算したRod Bの温度上昇の時間変化を示す。この結果は極限状態の仮定によって計算したものであるためRod Bの温度上昇速度を実際より速く見積っているにもかかわらず、10℃上昇するためには10秒必要であることがわかる。

以上の考察から、ヒーター温度の上昇が被覆の温度上昇に波及し、更に隣接棒の温度上昇に波及するにはかなりの時間(～数10秒)が必要であると考えられる。又、すべての燃料棒に伝播するには更に長い時間を要する。

従って、フィードバック・メカニズムによって集合体破裂実験で観察された同一平面変形を説明することは無理である。

3.4 集合体破裂実験における膨れ変形伝播

No.7910集合体破裂実験の結果の中で、49本の模擬燃料棒について全出力をかけてから内圧が最高圧力に到達するまでの時間と被覆の破裂時間を図9に示す。又、データは各模擬燃料棒の集合体中における配列通りに示す。

このように整理することによって被覆の膨れ変形が伝播するか否かを検討することができる。

3.1で明らかにしたように被覆の膨れ変形が始まるのは内圧変化カーブで最高圧力が記録された時点であると考えられる。従って、図9中のMaximum pressure timeは大体、膨れ変形開始時間であると考えて良い。燃料棒の膨れ変形が始まるのは全出力をかけてから56～70秒後からであり、その半数は60～64秒の約4秒間に集中している。被覆の破裂はすべてが全出力をかけてから80～88秒の約8秒間に集中している。被覆の膨れ変形・破裂挙動を図9中のデータと対応させて考えると、1本の燃料棒の膨れ変形が周囲の隣接棒へと次々に伝播していく傾向は全く見出すことができない。

従って、1本の燃料棒の局部変形が引き金となり、それが隣接棒の変形へとつながることによってco-planar deformationが生じるとするフィードバック・メカニズムは集合体破裂実験において膨れおよび破裂が軸方向の比較的短い範囲内に集中する現象とは何ら関連のないメカニズムである。

4. 結 論

集合体破裂実験で観察された同一平面変形現象、即ち膨れおよび破裂が軸方向の比較的短範囲に集中する現象が模擬燃料棒内蔵ヒーターの特性に基づくフィードバック・メカニズムによって生じる可能性があるというWestinghouse社のD. L. Burman氏の主張に対し、以下の4点について検討しその可能性を否定した。

- (1) 初期昇温過程における局部変形の可能性
- (2) ヒーターの特性が集合体実験におけるフィードバック・メカニズムに結びつく可能性
- (3) 昇温過程における隣接燃料棒間の温度伝播挙動
- (4) 集合体破裂実験における膨れ変形伝播

(1)~(4)を検討した結果、そのいずれもがBurman氏の主張を否定するものであった。

従って、模擬燃料棒内蔵ヒーターの特性のために被覆の局部変形が生じ、それが隣接棒の膨れ変形へ波及するというフィードバック・メカニズムは集合体破裂実験で観察された同一平面変形を支配するメカニズムではないと結論できる。

謝 辞

被覆管に作用する応力について燃料安全第1研究室、原山泰雄氏から御教示いただきました。記して感謝の意を表します。

References

1. Chapman, R.H. et al.; ORNL/NUREG/TM-322(1979), 337(1979)
and 360(1980)
2. Wiehr, K. et al.; KfK-2750 p.4200-109-4200-145 (1979)
3. Kawasaki, S. ; To be published
4. Hindle, E.D. ; Private communication

Appendix

Estimation of thermal propagation behavior
between two adjacent rods

Heat transfer between two adjacent rods was calculated based on simplified radiation model.

Two infinite rods run parallel with each other in the space. These have same configuration with outer diameter D and δ of a sheath thickness.

Initially each rod has uniform temperature distribution T_0 . The temperature of rod A is assumed to uniformly rise from T_0 to T_1 instantaneously. Following model is considered as resulting in the firstest temperature variation of the sheath of rod B.

Assumptions: (see Fig.7)

Heat transfer from rod A to rod B is undertaken through radiation. Transferred heat is absorbed in only the sheath of rod B and the temperature distribution in the sheath is neglected.

The temperature variation of the sheath of rod B is expressed as ;

$$\rho c 2\pi\delta \frac{r_1 + r_2}{2} \frac{dT}{dt} = \bar{\alpha} (T_1 - T) 2\pi r_2 \quad (1)$$

ρ : density of Zry-4	6550kg/m ³
c : specific heat of Zry-4	0.08kcal/kg.K
δ : thickness of sheath	0.00062m
r_1 : inner radius	0.00474m
r_2 : outer radius	0.00536m
$\bar{\alpha}$: equivalent heat transfer coefficient	0.00843kcal/m ² s.K

It is integrated to

$$T = T_1 - (T_1 - T_0) \exp\left(-\frac{1}{A} t\right) \quad (2)$$

$$\text{where } A = \frac{\rho c (r_1 + r_2) \delta}{2\bar{\alpha} r_2}$$

Using physical properties, dimensions of the sheath, and putting the temperature T_0 and T_1 at 800°C and 840°C, respectively, equation(2) becomes

$$T = 840 - 40 \exp\left(-\frac{t}{36.3}\right) \quad (3)$$

This result is presented in Fig.8 .

It takes 10 seconds to rise 10°C. Equation(3) gives shorter time than that in the actual case because of the conservative assumptions.

In the calculation, convection and conduction heat transfer of steam flow is not taken into account. So, in the actual case, it might take more time for the surface temperature of the neighbor rod to rise to effective degree.

* * * * *

Calculation of $\bar{\alpha}$ (equivalent heat transfer coefficient)

Heat transfer rate, Q is expressed as ;

$$Q = \epsilon \cdot S \cdot F \cdot 4.88 \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_0}{100} \right)^4 \right] \quad (4)$$

- Q : heat transfer rate kcal/h
- ϵ : emissivity (assumed $\epsilon=1.0$)
- S : surface area m²
- F : configuration factor
- 4.88: Stefan-Boltzmann constant kcal/m²h·100⁴
- T : temperature K

$$Q = \epsilon \cdot S \cdot F \cdot 4.88 \left(\frac{1}{100} \right)^4 (T_1 - T_0) (T_1^3 + T_1^2 T_0 + T_1 T_0^2 + T_0^3)$$

If $T \cong T_0$,

$$Q = S \cdot F \cdot 4.88 \left(\frac{1}{100} \right)^4 4T_1^3 (T_1 - T_0)$$

Heat transfer rate per unit area, q is expressed as;

$$q = \frac{Q}{S} = \frac{4 \times 4.88}{100^4} F \cdot T_1^3 (T_1 - T_0) \quad (5)$$

$$q = \bar{\alpha} (T_1 - T_0) \quad (6)$$

Configuration factor, F is expressed as;

$$F = \frac{1}{\pi} \left[\sqrt{x^2 - 1} + \sin^{-1} \left(\frac{1}{x} \right) - x \right] \quad (7)$$

where, $x = 1 + \frac{S}{2r} = 1.334$

$$F = 0.126$$

From (5),(6),(7), putting the temperature T_1 at 800°C(1073K), (initial temperature $T_1 = T_0$ at $t=0$)

$$\begin{aligned} \bar{\alpha} &= 30.4 \text{ kcal/m}^2\text{h}\cdot\text{K} \\ &= 0.00843 \text{ kcal/m}^2\text{s}\cdot\text{K} \end{aligned}$$

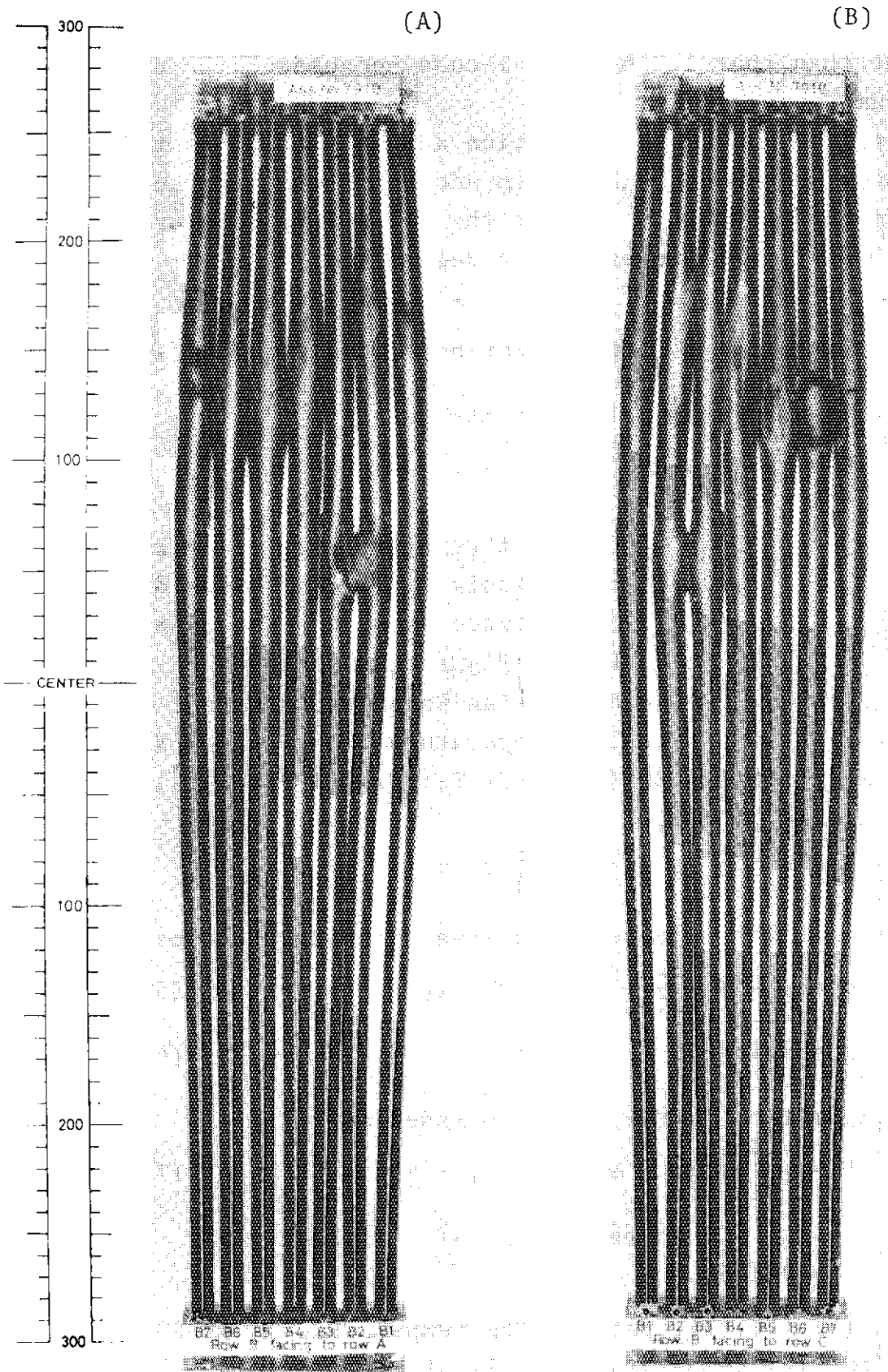


Fig.1 The side views of a fuel bundle burst and cut vertically. (B) is the reverse side of (A). Ballooning and burst concentrates on the relatively short axial extent.

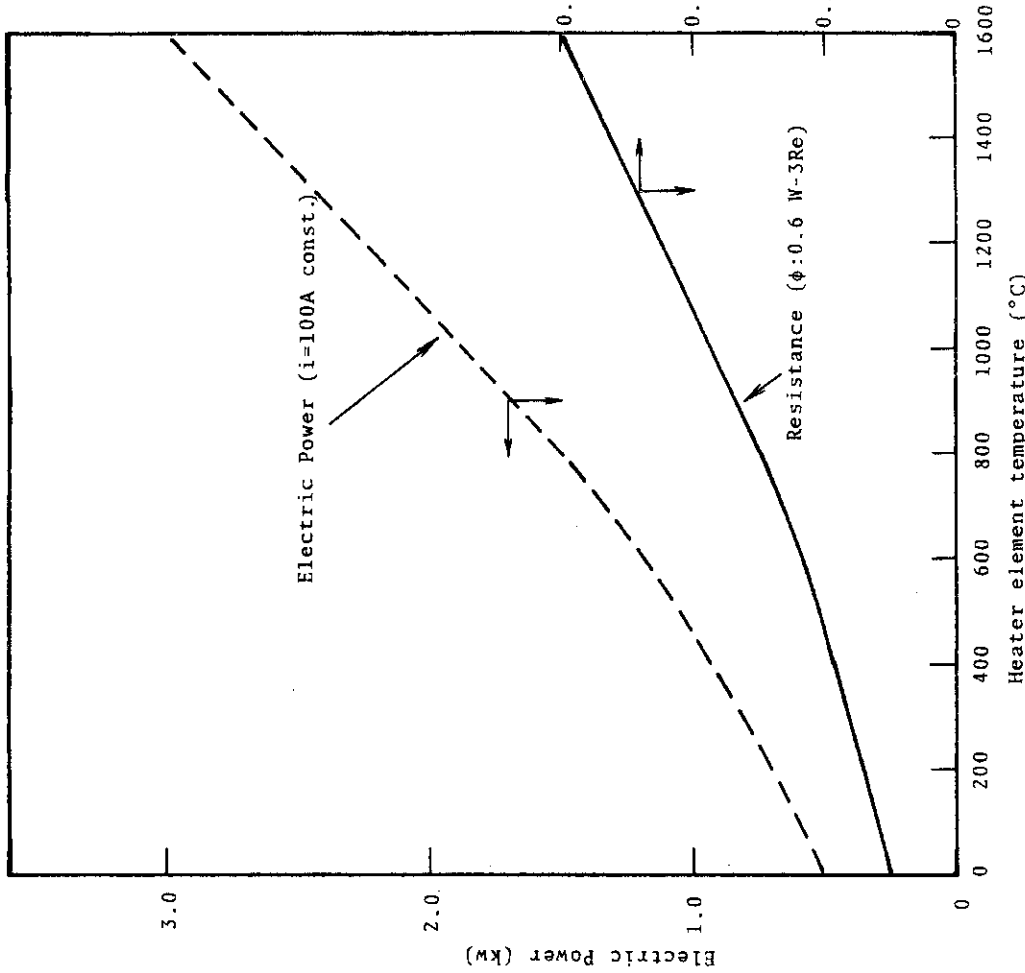


Fig. 3 Variations of electric power and heater element resistance as a function of heater element temperature

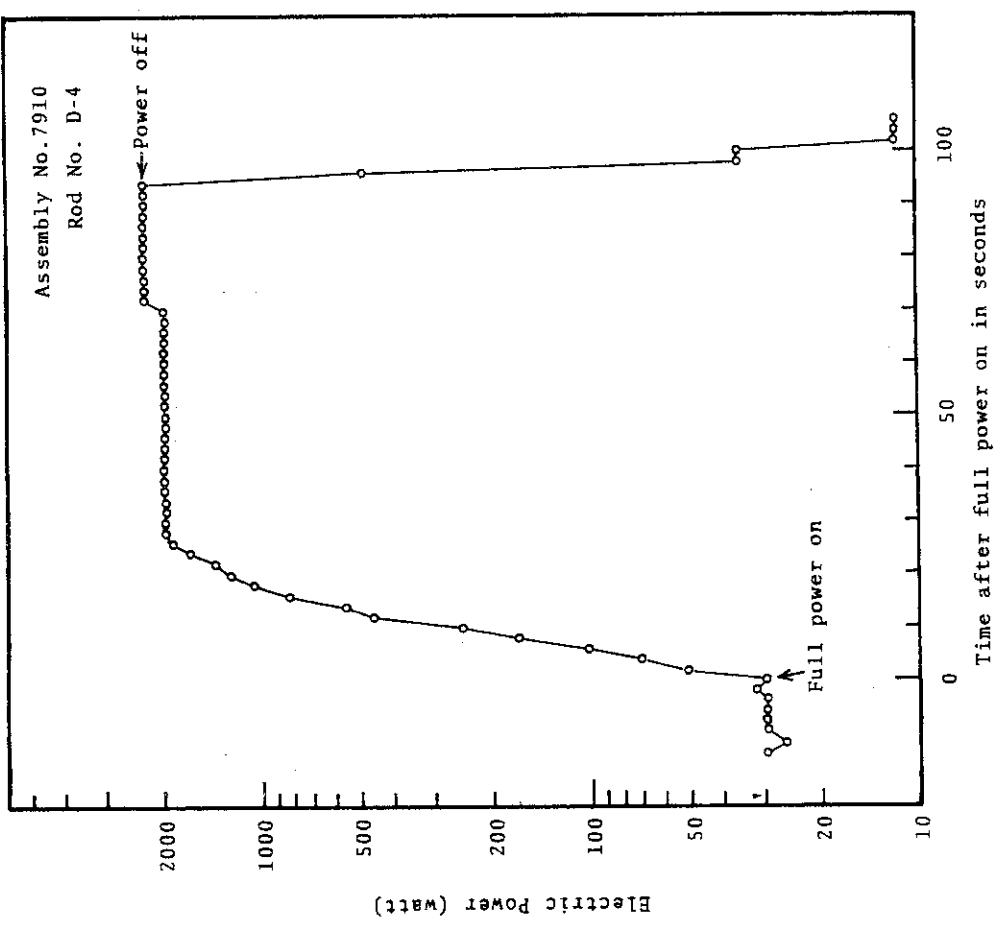


Fig. 2 Electric power variations

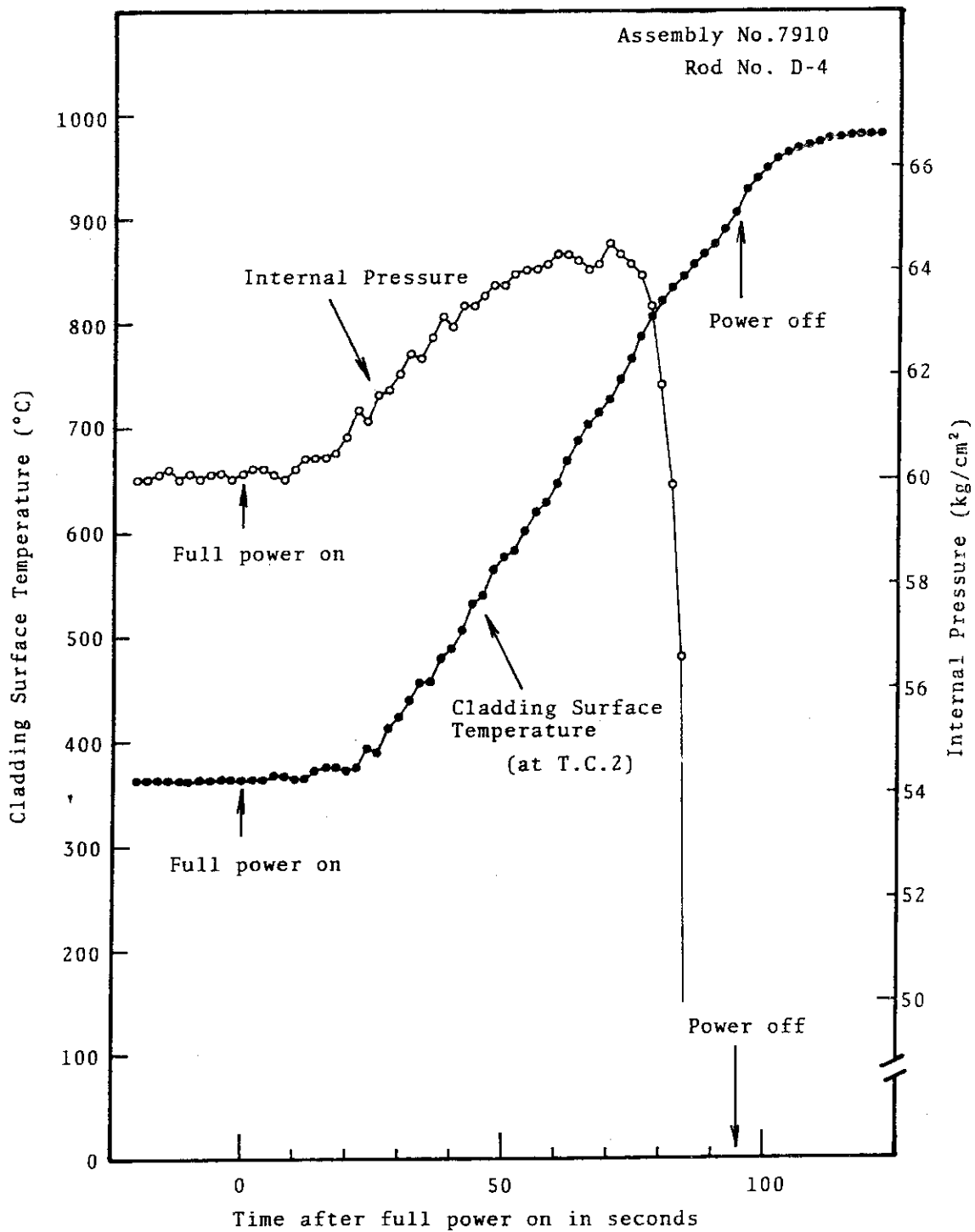


Fig.4 Cladding surface temperature and internal pressure variations

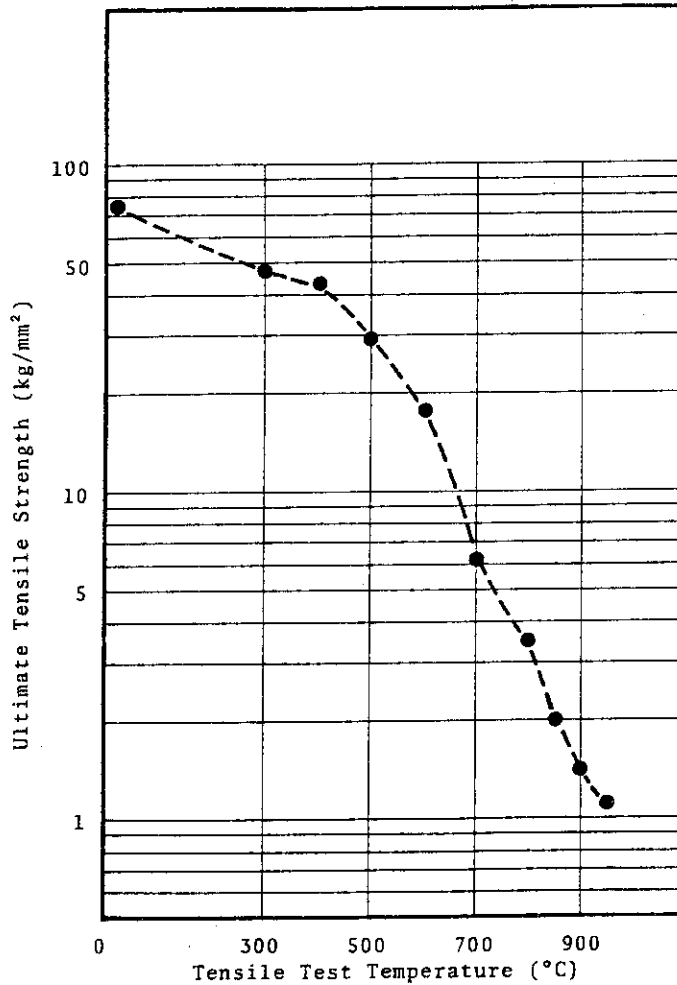


Fig. 5 Ultimate tensile strength of zircaloy-4 as a function of deformation temperature

Assembly No. 7910

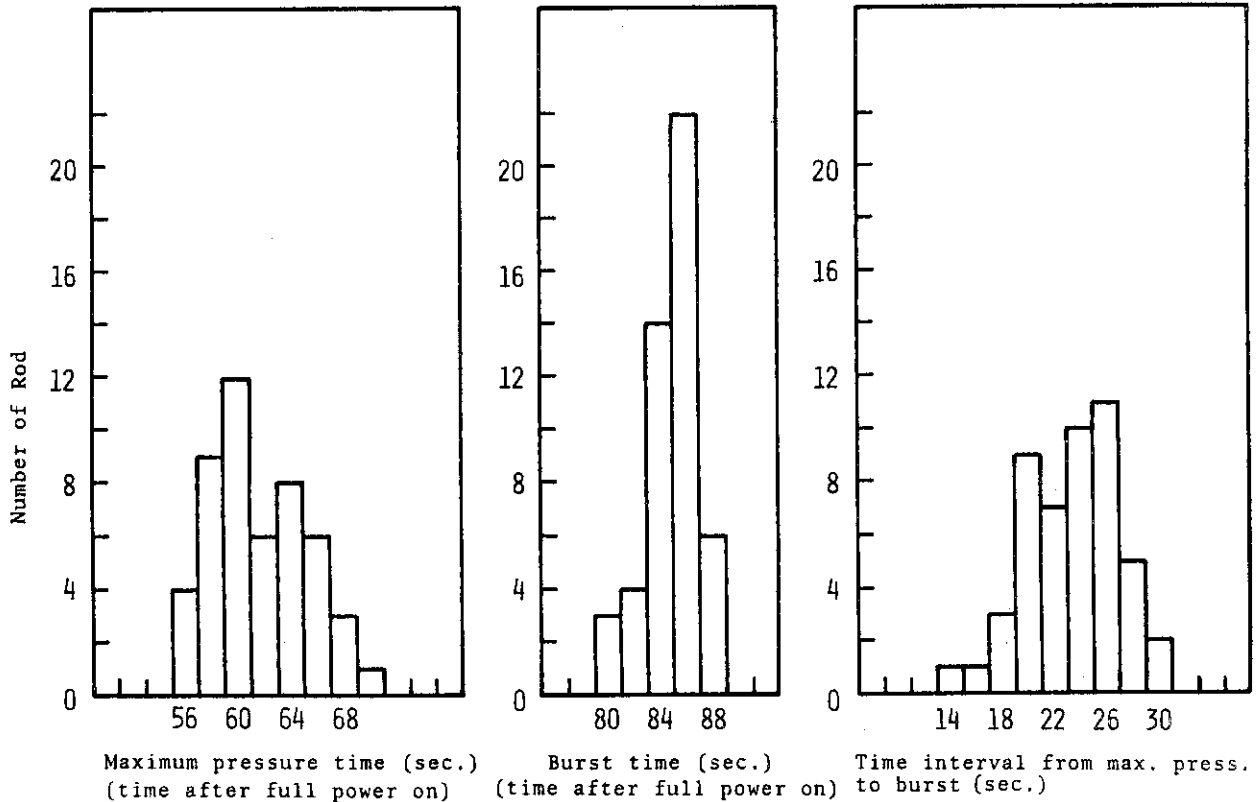
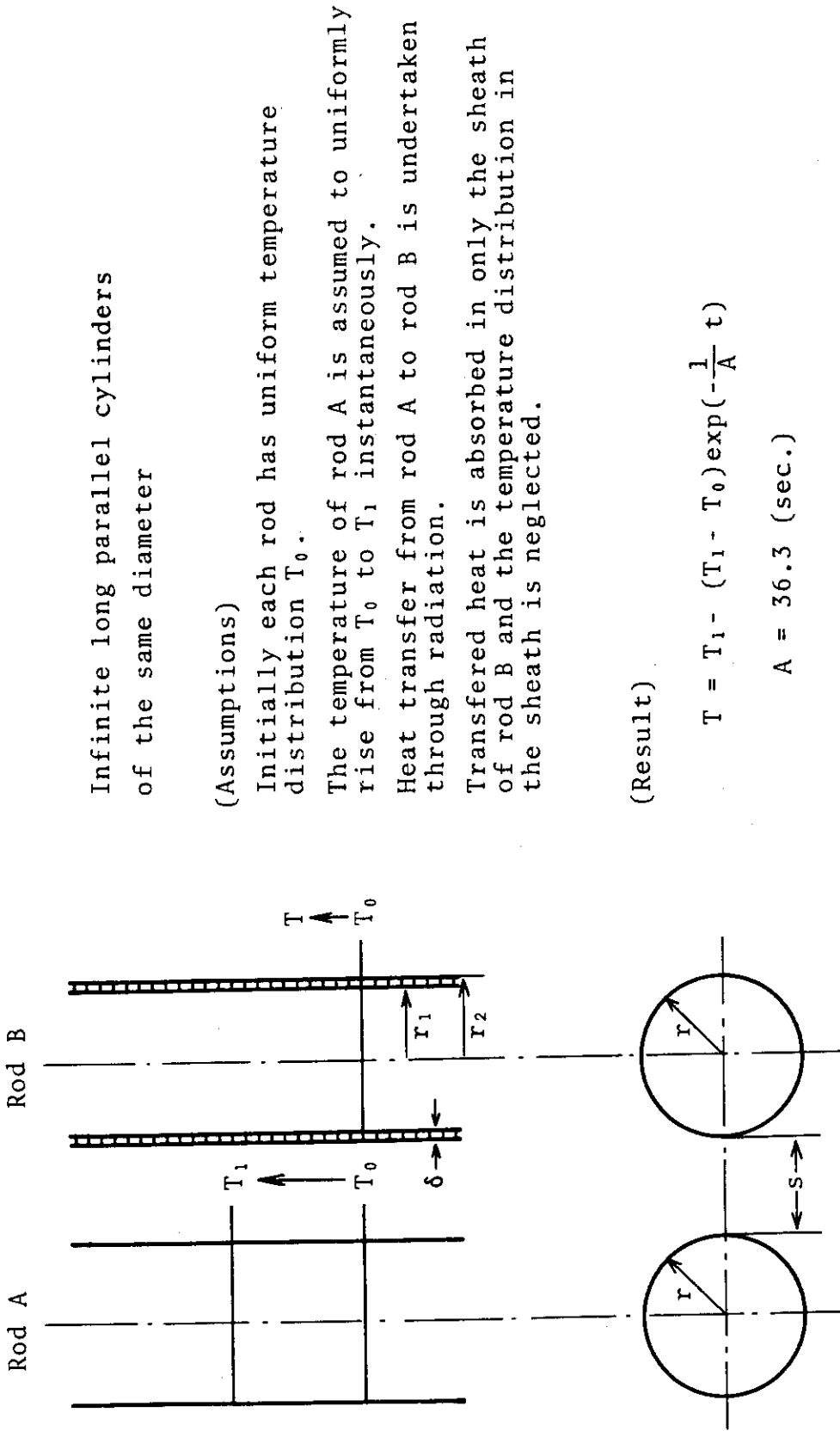


Fig. 6 Distributions of maximum pressure time, burst time and time interval from maximum pressure to burst



Infinite long parallel cylinders of the same diameter

(Assumptions)

Initially each rod has uniform temperature distribution T_0 .
 The temperature of rod A is assumed to uniformly rise from T_0 to T_1 instantaneously.
 Heat transfer from rod A to rod B is undertaken through radiation.
 Transferred heat is absorbed in only the sheath of rod B and the temperature distribution in the sheath is neglected.

(Result)

$$T = T_1 - (T_1 - T_0) \exp\left(-\frac{1}{A} t\right)$$

$$A = 36.3 \text{ (sec.)}$$

Fig. 7 Configuration of two adjacent rods and assumptions taken into the calculation of thermal propagation behavior

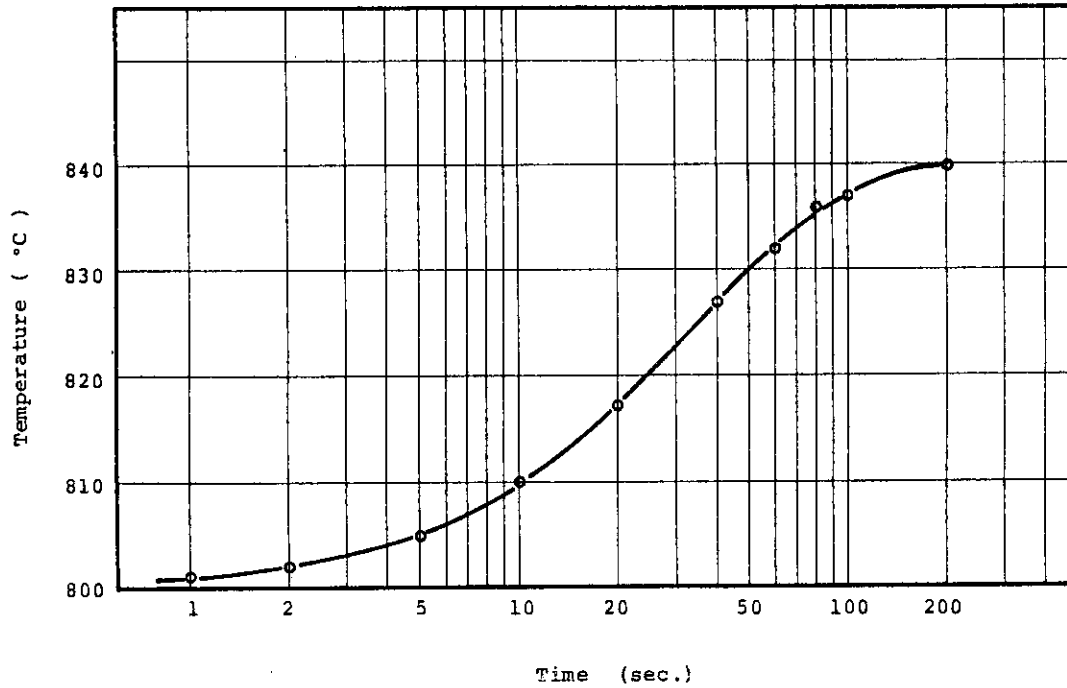


Fig.8 Temperature rise curve of the nearest neighbor rod (rod B) as a function of time

Assembly No.7910

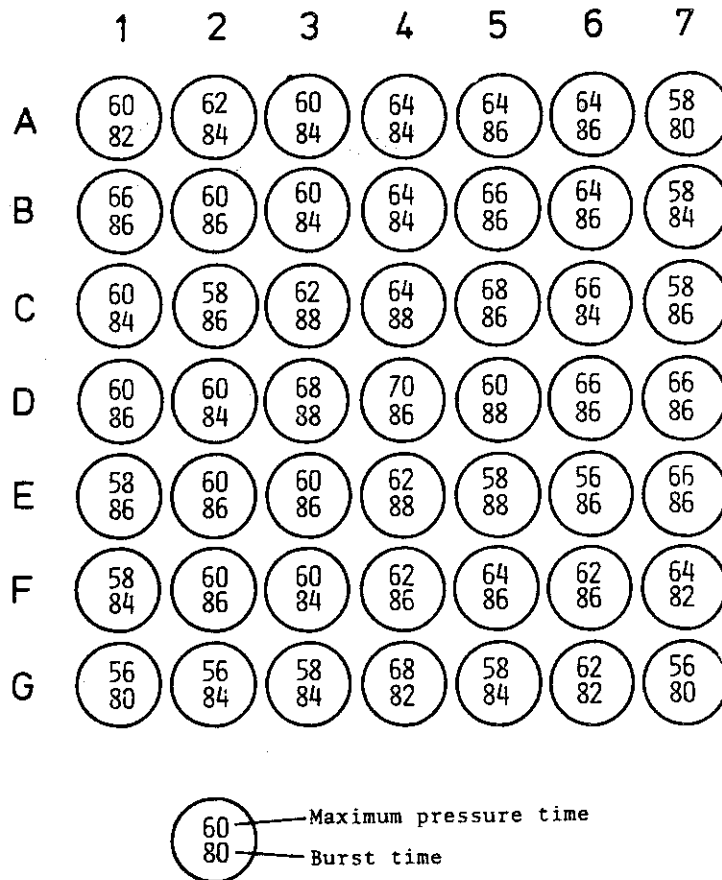


Fig.9 Maximum pressure time and burst time after full power on