JAERI-M
6542

冷却材喪失事故時における燃料棒の変形と肉厚変化におよぼす諸因子の検討

1976年5月

古田　照夫・川崎　了・橋本　政男・大友　隆

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

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.

JAERI－M 6542

冷却材喪失事故時における燃料棒の変形と肉厚変化におよぼす諸因子の検討

日本原子力研究所東海研究所安全工学部
古田照夫・川崎　了・橋本政男
大友　隆

（1976年4月20日受理）

冷却材喪失事故条件は複雑であるうえに，燃料棒の変形は色々な要因に左右されるため，加熱方法，昇温速度，加熱雰囲気や通常運転時に形成される被膜などが燃料棒変形にどのような影響を与えるかについて検討をおこなった。また，現在までに存在するデータを利用して，燃料棒の変形とそれにともなう被覆管肉厚変化について整理を試みた。

燃料棒の最大円周変形量は破裂温度によって整理すれば変形量の変化が明瞭となるうえ，他の要因による変形量の違いが明確になることがわかった。また，管の平均肉厚は加熱方法および加熱雰囲気などによって異なるため，評価をおこなううえで注意を要することなどが認められた。

JAERI-M 6542

Factors Influencing Deformation and Wall Thickness of Fuel Rods under a Loss-of-Coolant Accident

Teruo FURUTA, Satoru KAWASAKI, Masao HASHIMOTO and Takashi OTOMO
Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received April 20,1976)

The deformation of fuel rods during a loss-of-coolant accident is investigated extensively, it, however, is difficult to estimate it by LOCA analysis. In order to study experimentally the deformation of fuel rods, four types of pre-pressurized sham fuel rods filled with Al_2O_3 pellets to simulate UO_2 were heated in steam or vacuum under hypothetical LOCA cinditions. The effects of various factors are described, including heating method, heating rate, atomosphere and the presence of pre-oxidixed film in normal operation. Deformation data in the literatures are also presented. The maximun circumferential strain of sham fuel rods is related to the burst temperature, and influences of the other factors become apparent. The average wall thickness of cladding varying with the deformation depends on the heating method and the atomosphere. It is found that the average wall thickness of fuel rods by induction heating is smaller than that by electric resistance furnace.

目　次　な　し

1. はじめに

軽水炉の設計基準事故である冷却材喪失事故中における燃料棒のふるまいは，事故解析上きわめて重要な要素であって詳細な点まで明らかにされねばならない。事故中に生ずる燃料被覆管の変形は燃料ペレットと被覆管とのギャップを広げ被覆管温度を下げる要因となるが，逆に緊急冷却水の流路を減少させることによって緊急冷却水の冷却効果をわるくして被覆管温度を上昇させる要因となるなど，緊急炉心冷却装置の性能評価に強く影響を与える。したがって，この変形に対する詳しい知識の集積がなされることが燃料棒のふるまいを予測しようと試みている人達から望まれている。もちろん，現在までに燃料バンドルをはじめ燃料棒を用いて冷却材喪失事故を模擬する実験によって燃料棒の変形を調べた報告が数多くある。[1-8] しかし，色々な条件が複雑に影響する事故現象を模擬する実験はむづかしく，上記報告は各々実験条件に差異が認められ，このため得られたデータからでは事故中の燃料棒変形を詳細に予測することができない。

つまり，各々の報告による条件の違いを明確にして，もっとも事故時にあり得べき状態を考慮するには，燃料棒変形に影響を与える諸条件について検討を加えることが必要であると思われる。

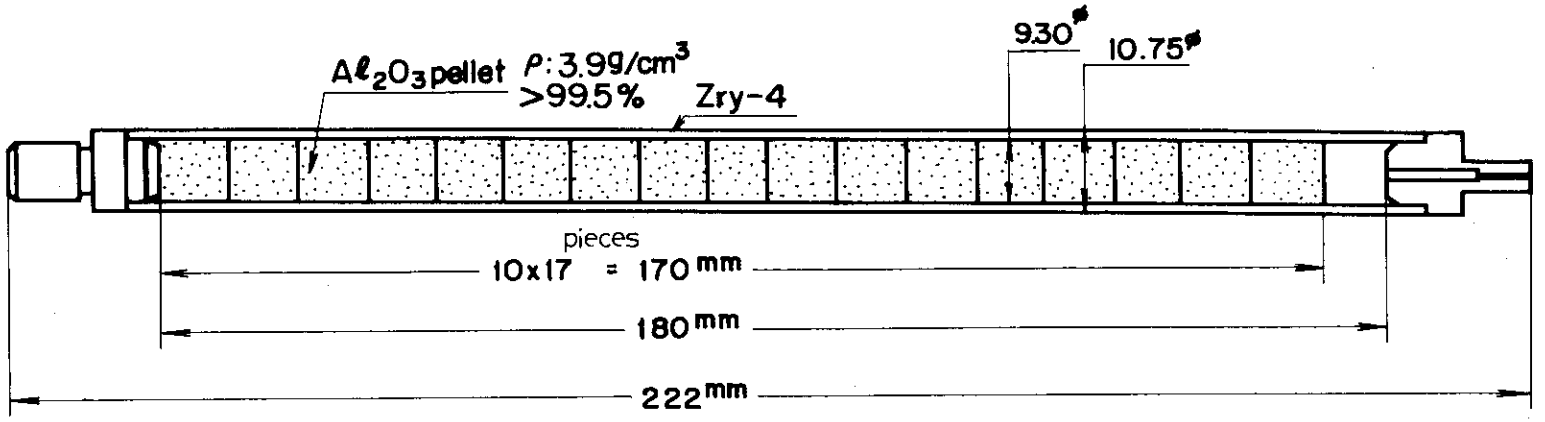
そこで，著者らは，模擬燃料集合体の変形を調べることを目的とした研究を計画中であるが，それまでに模擬燃料棒を用いて変形に及ぼすいくつかの要因を明らかにしておくことが極めて重要なことであると考え，模擬燃料棒を用いて加熱方法，昇温速度，加熱雰囲気，通常運転時における酸化などの要因について検討をおこなった。

2. 方法

用いた模擬燃料棒はFig. 1 に示すようにPWR用サイズのジルカロイ－4被覆管中にUO_2ペレットと同寸法のアルミナペレット（純度 99.5％以上）を充填し，実用燃料とほゞ同じ0.15mmのギャップをもたせた。この燃料棒の空間体積1.40 cm^3 は実用燃料のそれに対する燃料棒長さの比から計算された値であり，純度99.999％以上のアルゴンガスを封入して初期内圧（室温）20，30，40 および50kg／cm^2 の四種類の初期内圧をもつ模擬燃料棒を製作した。なお，燃料被覆管ジルカロイ－4の主な化学成分もFig. 1に併記した。

加熱方法としては高周波誘導加熱および抵抗炉加熱の2方式を採用し，水蒸気圧力1気圧で試験をおこなった。

なお，水蒸気流量は前者の場合10g／min. 後者で5g／min. である。昇温速度を変化させた場合は高周波誘導加熱方式のみでおこない，昇温速度3℃／sec～47℃／secの範囲でおこなった。加熱雰囲気は水蒸気または真空雰囲気であり，通常運転時の酸化被膜形成は水蒸気圧力1気圧のもと500℃5時間の処理を施し，形成被膜厚さは平均1.3 μである。この膜厚は通常運転時間約100日（350℃として）に相当する。



Fuel Rod (Space Volume = 1.40cm^3)

Chemical Composition of Zry-4 used (wt %)

Sn	Fe	Cr	Fe+Cr+Ni	C	O	H	N	Zr
1.46	0.22	0.10	0.32	80 ppm	1400ppm	20 ppm	18ppm	Bal

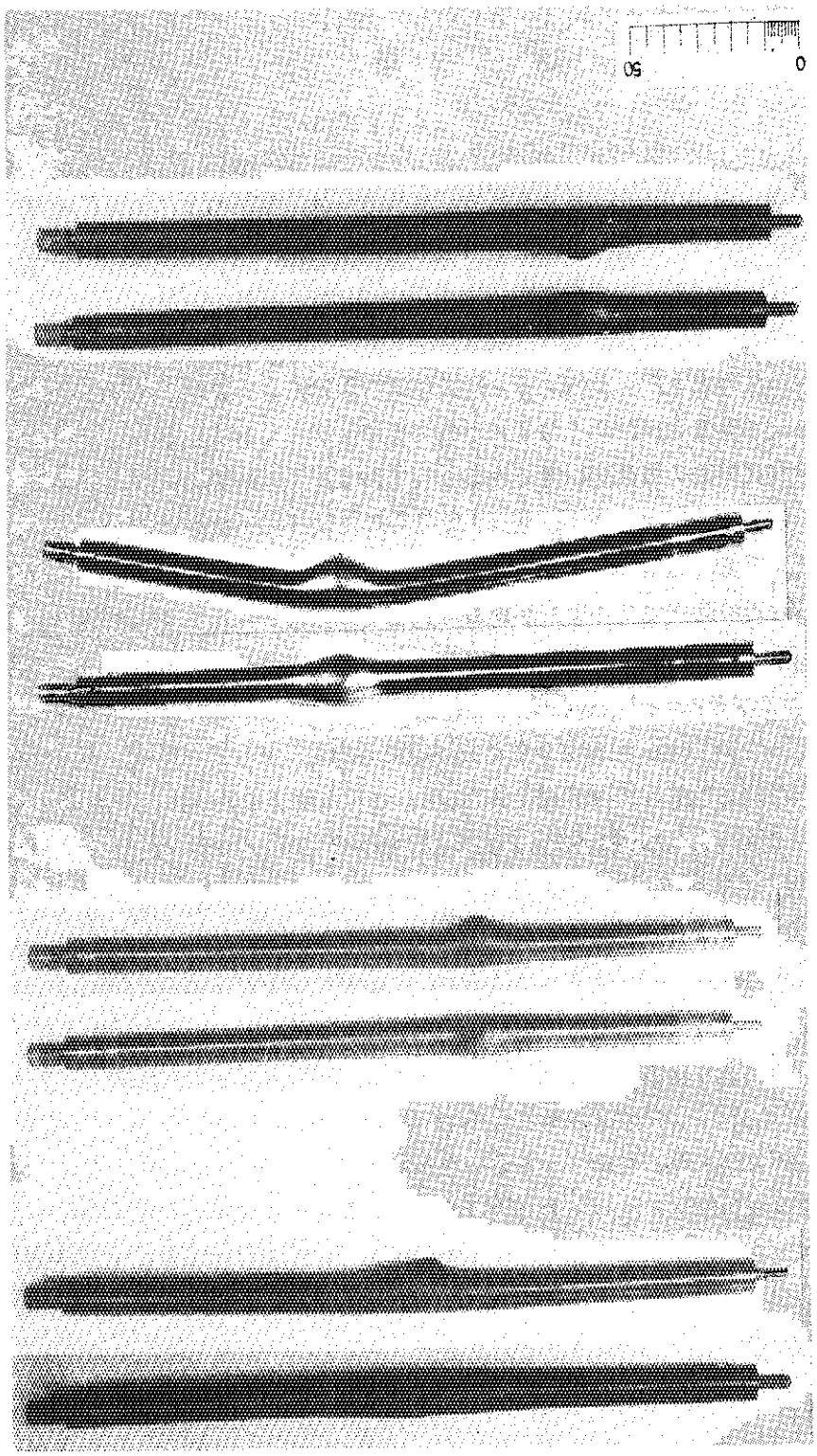
Fig. 1 Fuel Rod and Chemical composition of Zircaloy Cladding used in the Experiment.

模擬燃料棒の変形は破裂後測定して，燃料棒破裂部の円周方向歪および破裂開口部を中心として上下約70mmにわたる周歪を求めた。破裂部における肉厚減少は破裂開口部円周上9点にわたる顕微鏡写真を用いておこない，求めた肉厚は酸化被膜厚を加えた値である。

3. 結　　果

初期内圧毎に整理した昇温速度3℃/sec の場合における模擬燃料棒の変形および破裂の様子をFig. 2～5に示す。初期内圧が増加するにつれ模擬燃料棒の曲がりが大きくなるのがみられる。加熱方法のちがいによる変形・破裂状態には明瞭な差が認められないが，加熱雰囲気が真空の場合，水蒸気とはかなりの違いが生じている。通常運転時の被膜が存在するときには各初期内圧とも明きらかに変形が少なく破裂開口もかなり大きい。Fig. 6～9 に初期内圧毎による昇温速度変化の場合をまとめた。初期内圧に関係なく昇温速度が早くなるにつれて変形が少なくなる。以上の結果を昇温速度3℃/sec 一定とした模擬燃料棒の破裂開口部を中心として約上下70mmにわたり求めた円周方向歪を初期内圧毎にまとめFig. 10に示す。Fig. 2～5 で見られたように一般的に初期内圧が高ければ変形は大きいが加熱方法より雰囲気ならびに被膜の影響のほうが強い。すなわち，初期内圧が30kg/cm^2 以下と低い場合は真空雰囲気での変形が顕著に大きく，被膜が存在するときには一般的に変形が小さい。一方，Fig. 11の昇温速度変化による場合は昇温速度が早くなるにつれて明きらかに変形が少ない。Fig. 10およびFig. 11 から一般的に模擬燃料棒に10%程度以上の変形が生ずる範囲は破裂開口部を中心として約30mm程度であることが確められた。

模擬燃料棒の破裂部横断面を初期内圧毎に昇温速度3 ℃/secとした場合をFig. 12～15に示す。初期内圧が30kg/cm^2 以下では一般的に膨みが小さいが，初期内圧40kg/cm^2 以上では膨みが大きくなる。加熱方法や加熱雰囲気の影響として，初期内圧に無関係に真空雰囲気の場合がもっとも均一に変形が進んだ様子が認められ，また被膜のあるときには被膜がないときに比べて膨みが小さくなっている。Fig. 16～19の昇温速度を変化させた場合には，昇温速度が早ければ膨みが小さく，そのうえこの傾向は初期内圧が高くなるにつれ顕著である。したがって，被覆管の肉厚減少も昇温速度が早くなるとともに破裂開口部近傍のみにしか認められない。以上の横断面観察から断面上の9点で求められた管の肉厚変化をFig. 20と21にまとめた。Fig. 20 の昇温速度（3℃/sec）一定のもとでの加熱方法，加熱雰囲気および被膜の有無による違いとしてFig. 12～15 にみられたように，真空雰囲気では均一変形が水蒸気雰囲気に比べてより大きく生じたことや，被膜のある場合は一般的に肉厚の変化が少ないことなどが挙げられる。昇温速度の影響はFig. 21 でわかるように昇温速度の遅いものほど破裂開口から遠ざかるにつれて徐々に肉厚が大きくなっていく傾向がみられ，この傾向は初期内圧が40kg/cm^2 以上でとくに顕著である。



No. 63
steam by induction

No. 107
steam by resis. fur.

No.105
vacuo. by resis. fur.

No.126
pre-treated in steam
steam by resis. fur.

Fig. 2 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 20 kg/cm^2 at R.T.) tested at Heating Rate of 3 °C/sec

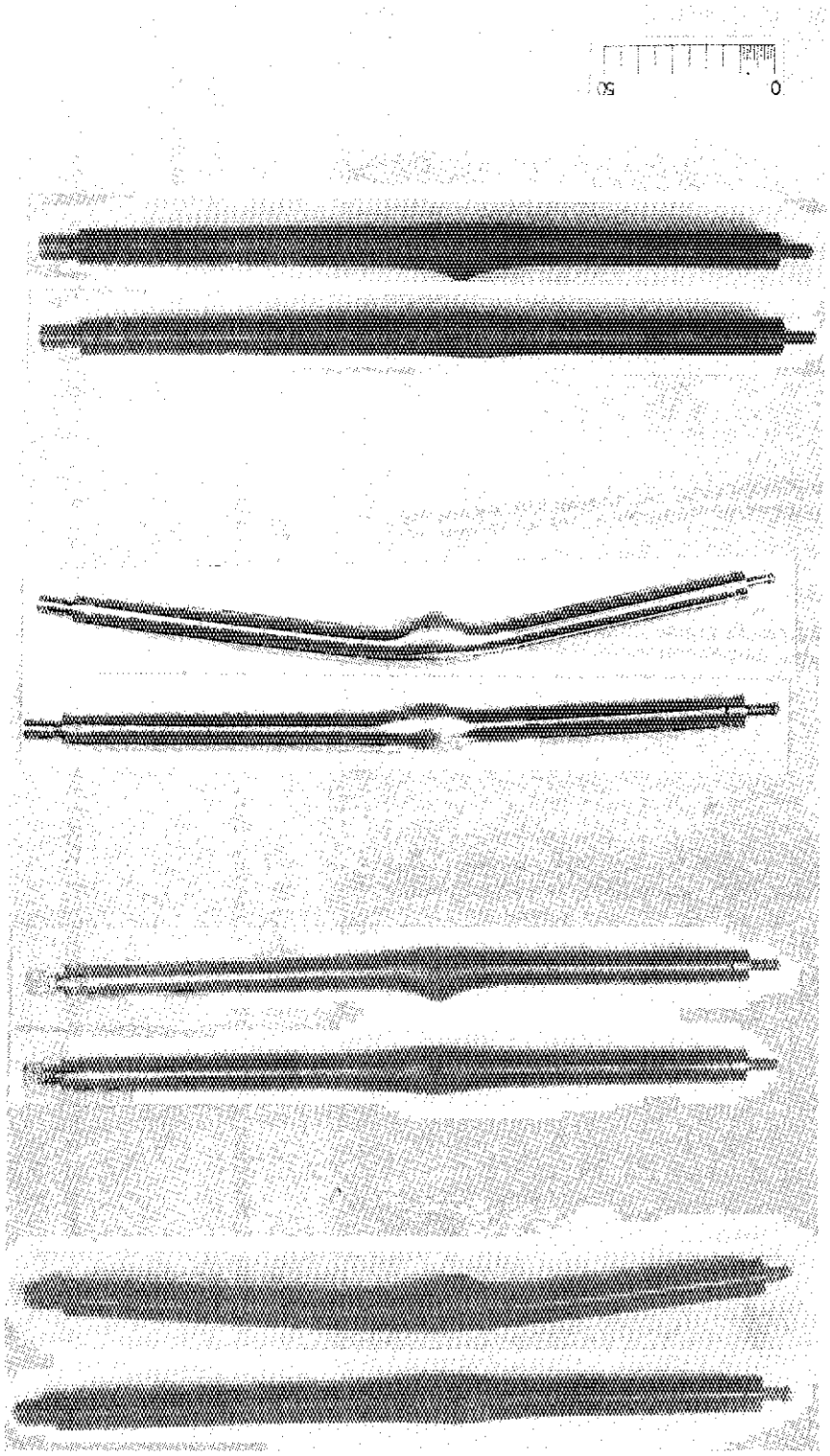
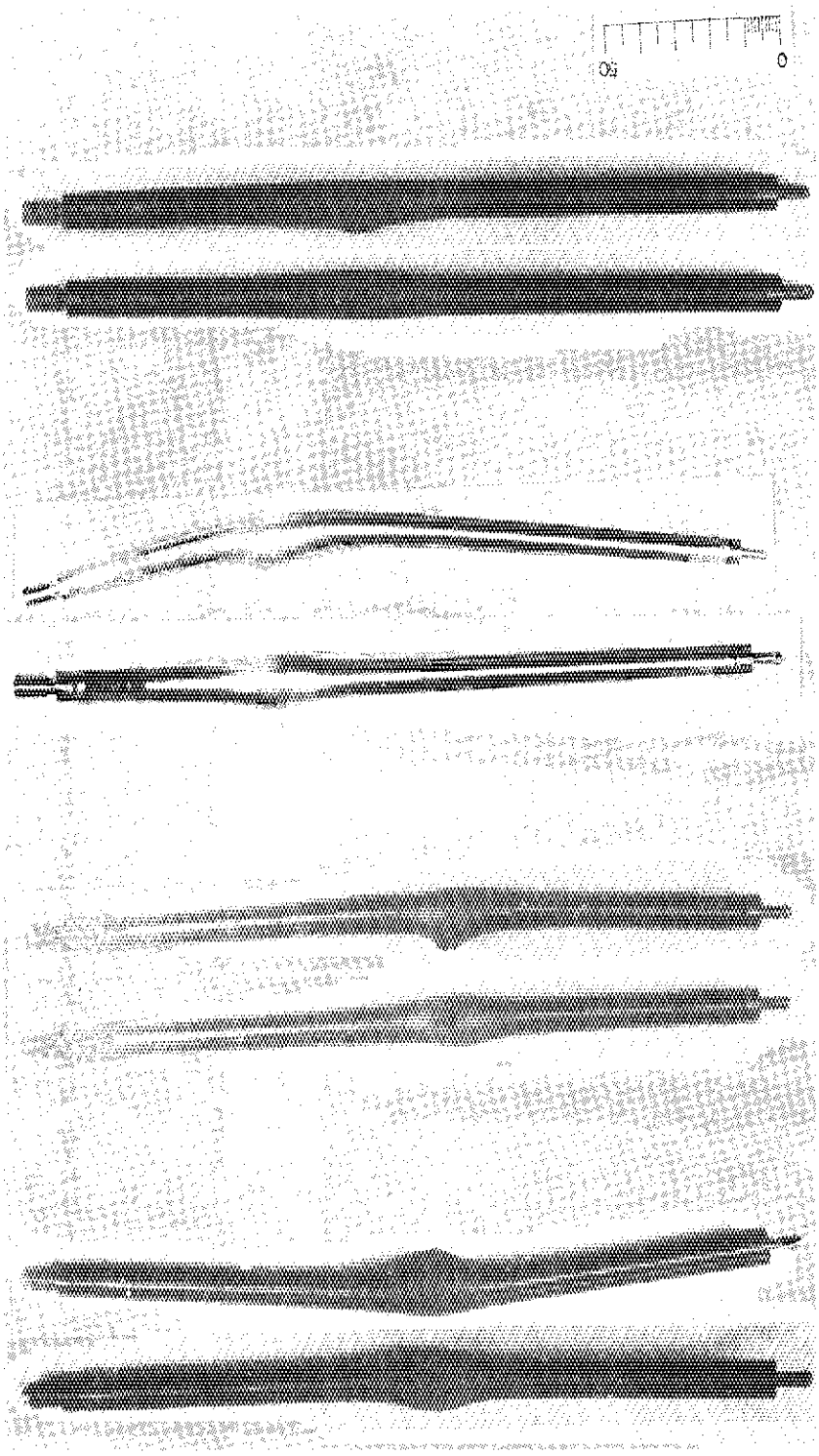


Fig. 3 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 30 kg/cm^2 at R.T.) tested at Heating Rate of 3 °C/sec



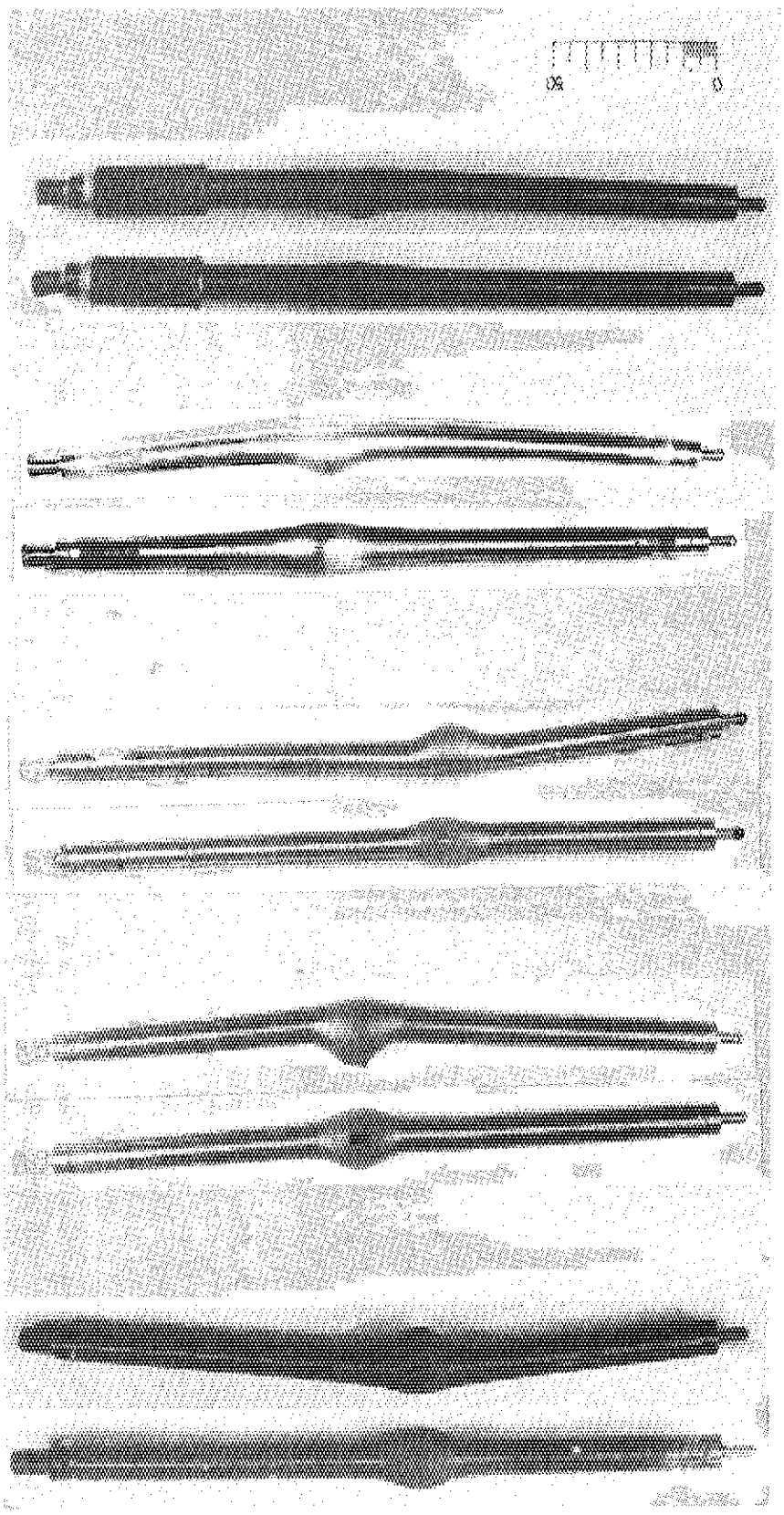
No. 73
steam by induction

No.116
steam by resis. fur.

No.114
vacuo. by resis. fur.

No.120
pre-treated in steam
ssteam by resis. fur.

Fig. 4 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 40 kg/cm^2 at R.T.) tested at Heating Rate of 3 °C/sec



No. 77 steam by induction

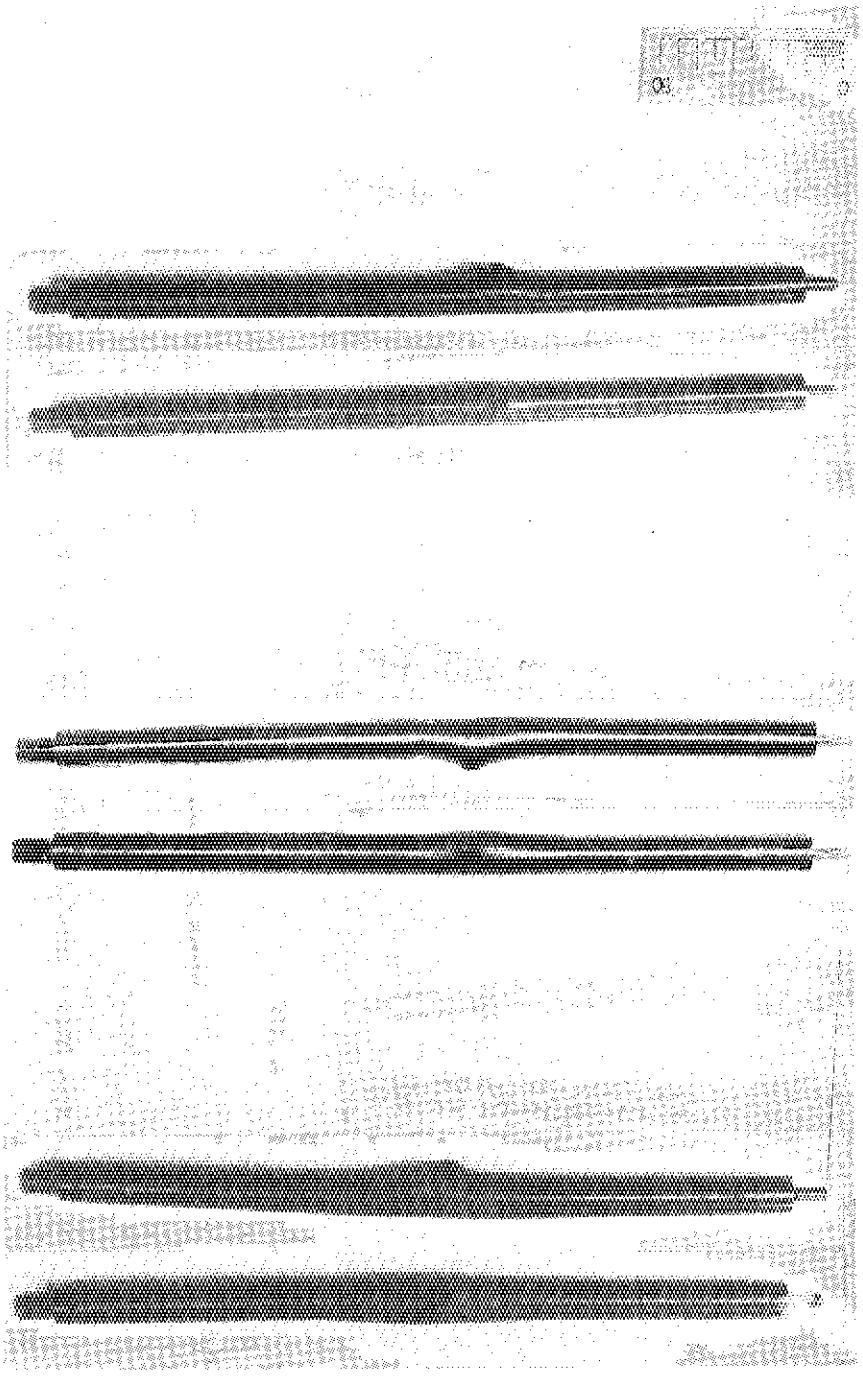
No.102 steam by resis. fur.

No.101 steam by resis. fur.

No. 83 vacuo. by resis. fur.

No.121 pre-treated in steam steam by resis. fur.

Fig. 5 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 50 kg/cm^2 at R.T.) tested at Heating Rate of 3 °C/sec

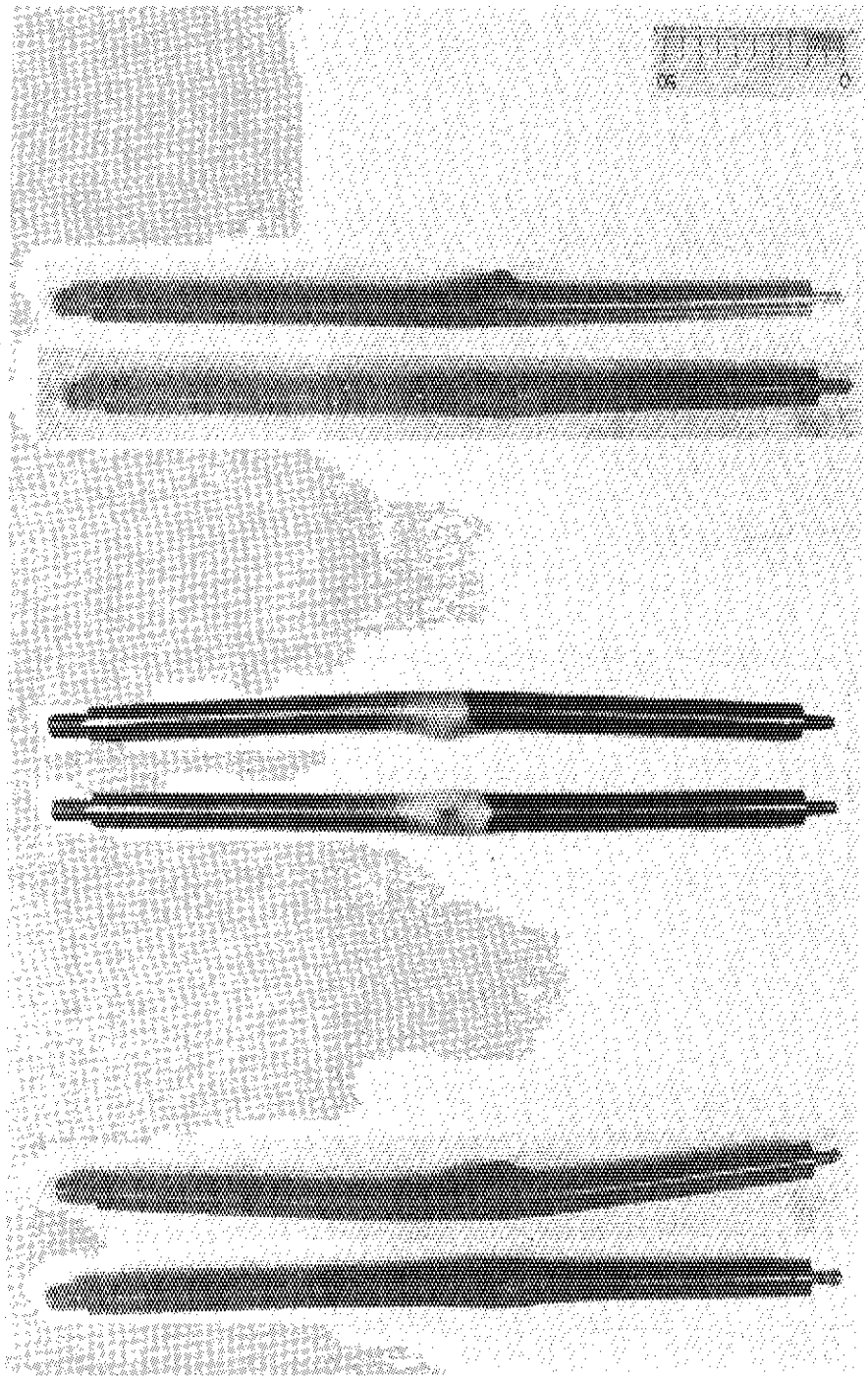


No. 63
3 ℃/sec

No. 7
7.5 ℃/sec

No. 82
47 ℃/sec

Fig. 6 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 20 kg/cm^2 at R.T.) tested at various Heating Rate by induction



No. 67
3 °C/sec

No. 66
7.5 °C/sec

No. 68
29 °C/sec

Fig. 7 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 30 kg/cm^2 at R.T.) tested at various Heating Rate by induction

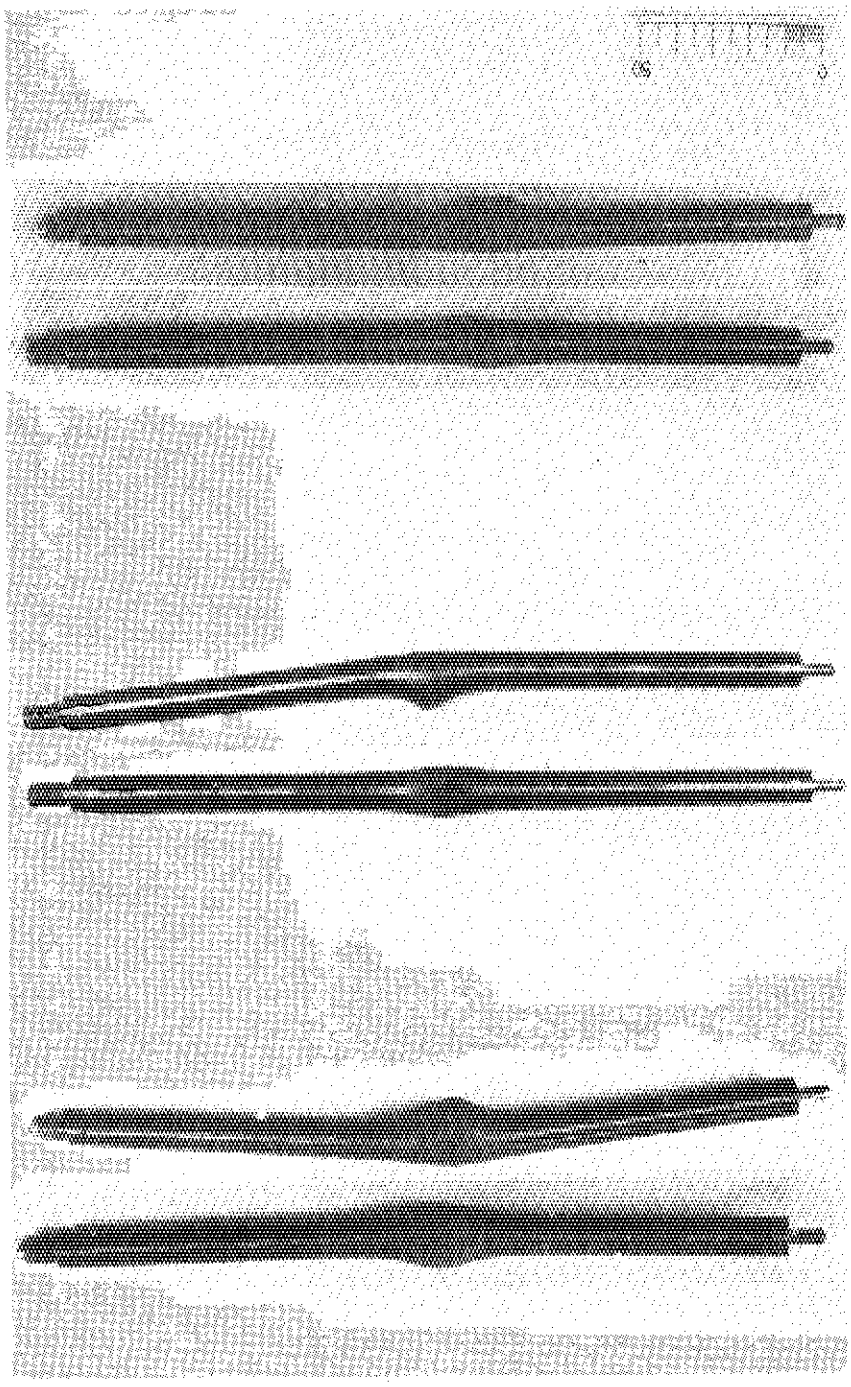
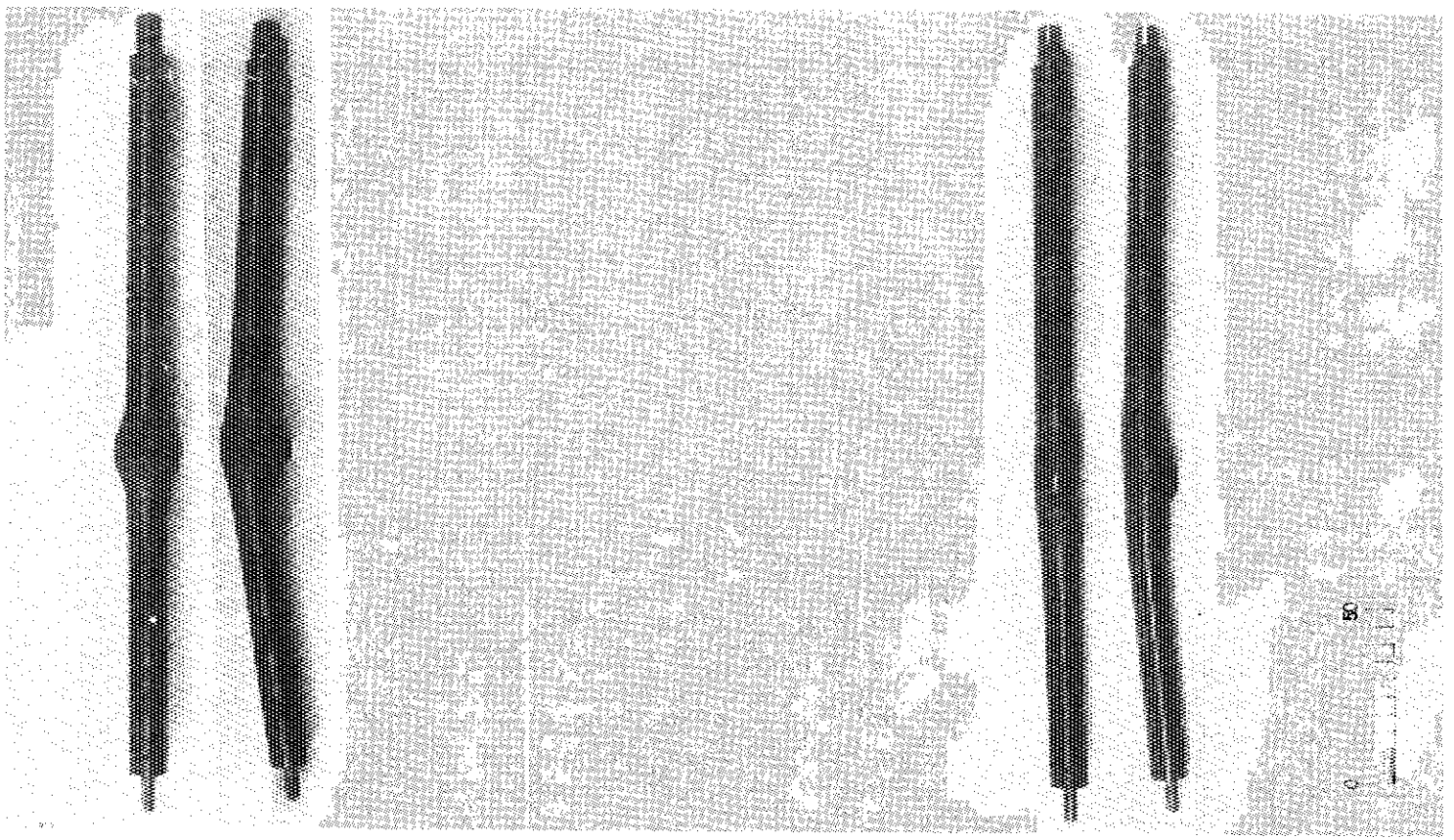


Fig. 8 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 40 kg/cm^2 at R.T.) tested at various Heating Rate by induction



No. 77

3 ℃/sec

7.5 ℃/sec

No. 78

29 ℃/sec

Fig. 9 Overall Views of Fuel Rods (initial pressure: 50 kg/cm^2 at R.T.) tested at various Heating Rate by induction

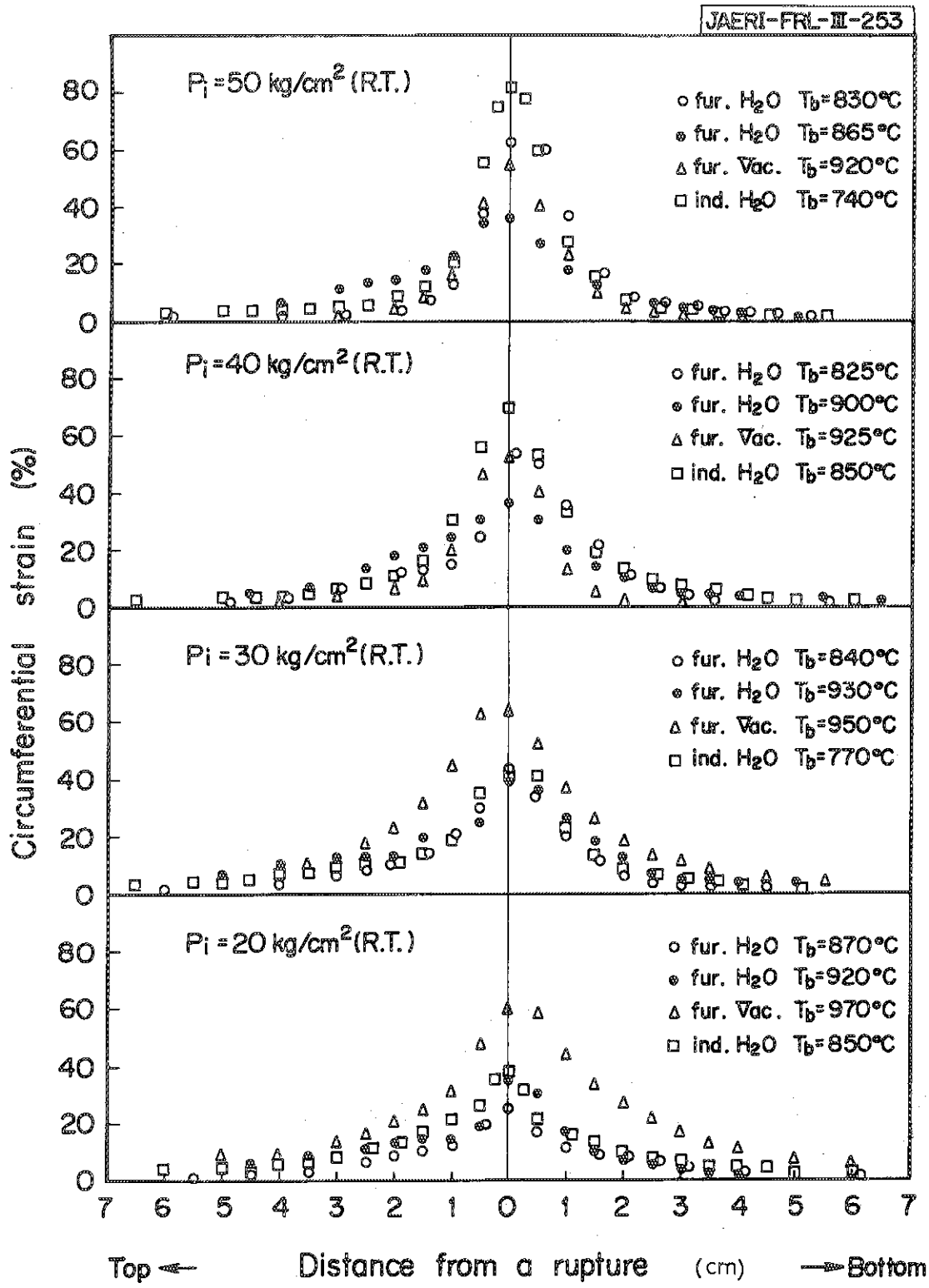


Fig. 10 The Effect of heating method and atomosphere on circumferential strain of fuel rods under a simulated LOCA condition (heating rate : 3°C/sec)

(fur. : resistance furnace, Vac. : vacuum, ⊗ 500°C/5h H_2O pre-treated
ind. : induction furnace, T_b : burst temperature.)

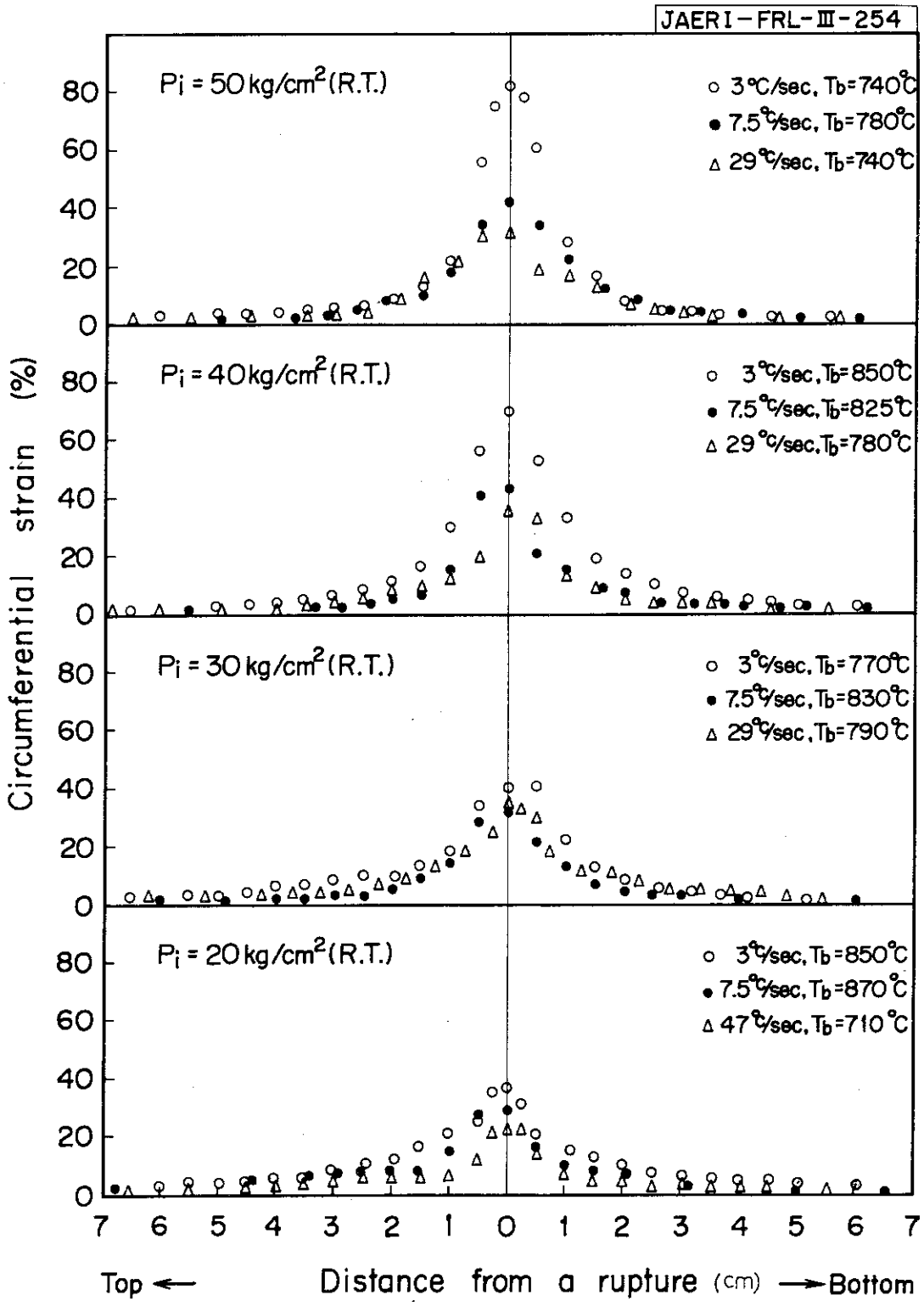


Fig. 11 The Effect of heating rate on Circumferential struin of fuel rods under a simulated LOCA condition (P_i : initial pressure (R.T.) T_b : burst temperature)

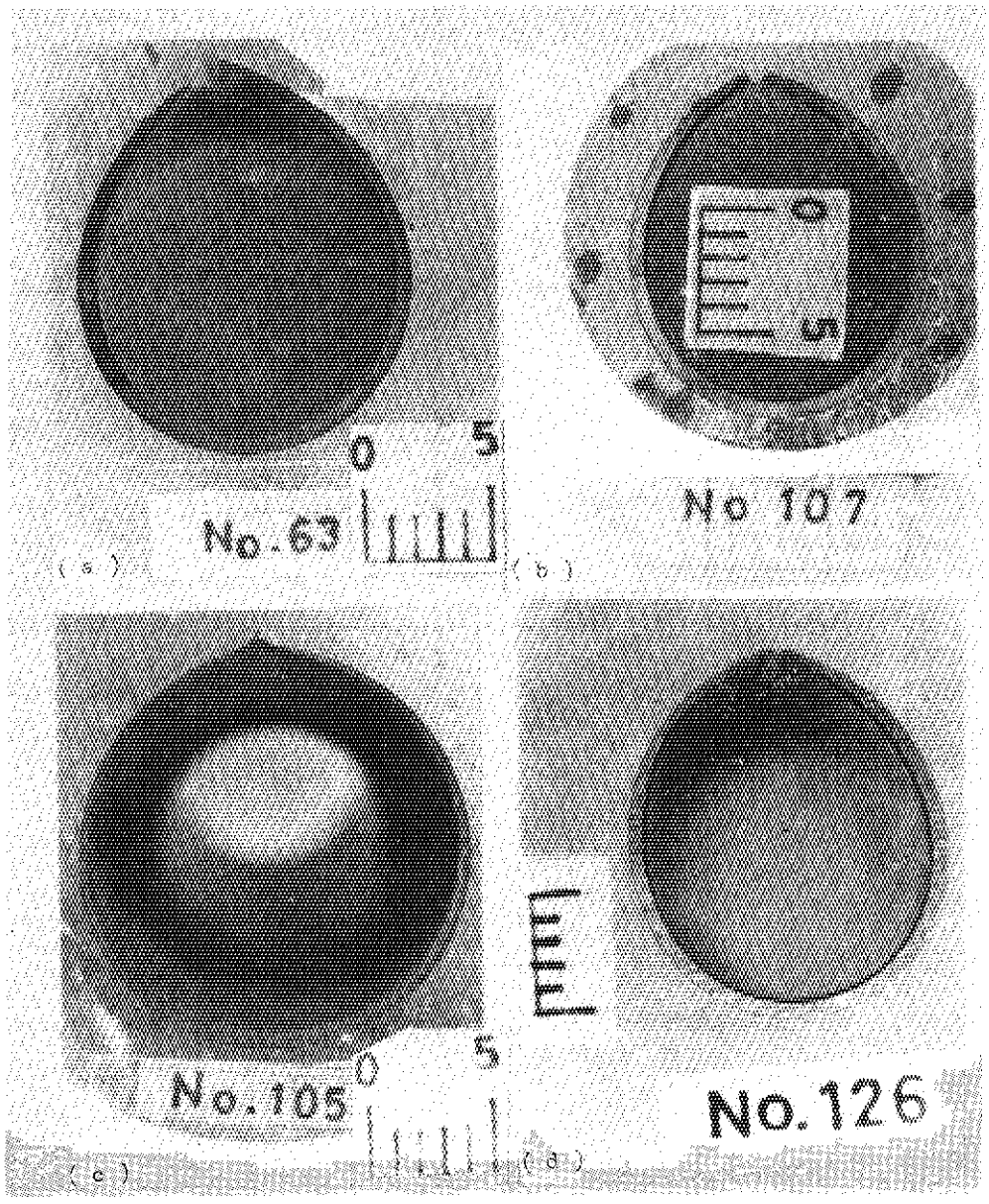


Fig. 12 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 20 kg/cm^2 at R.T.) taken through the Rupture tested at Heating Rate of 3 ℃/sec

No.	Method	Atomo.	Burst Temp.	Max Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
63	induc.	steam	850 ℃	47.9 %	71.7 %
107	fur.	steam	870 ℃	24.7 %	88.8 %
105	fur.	vacuo	920 ℃	55.1 %	58.8 %
126	fur. (H_2O)	steam	925 ℃	34.9 %	73.3 %

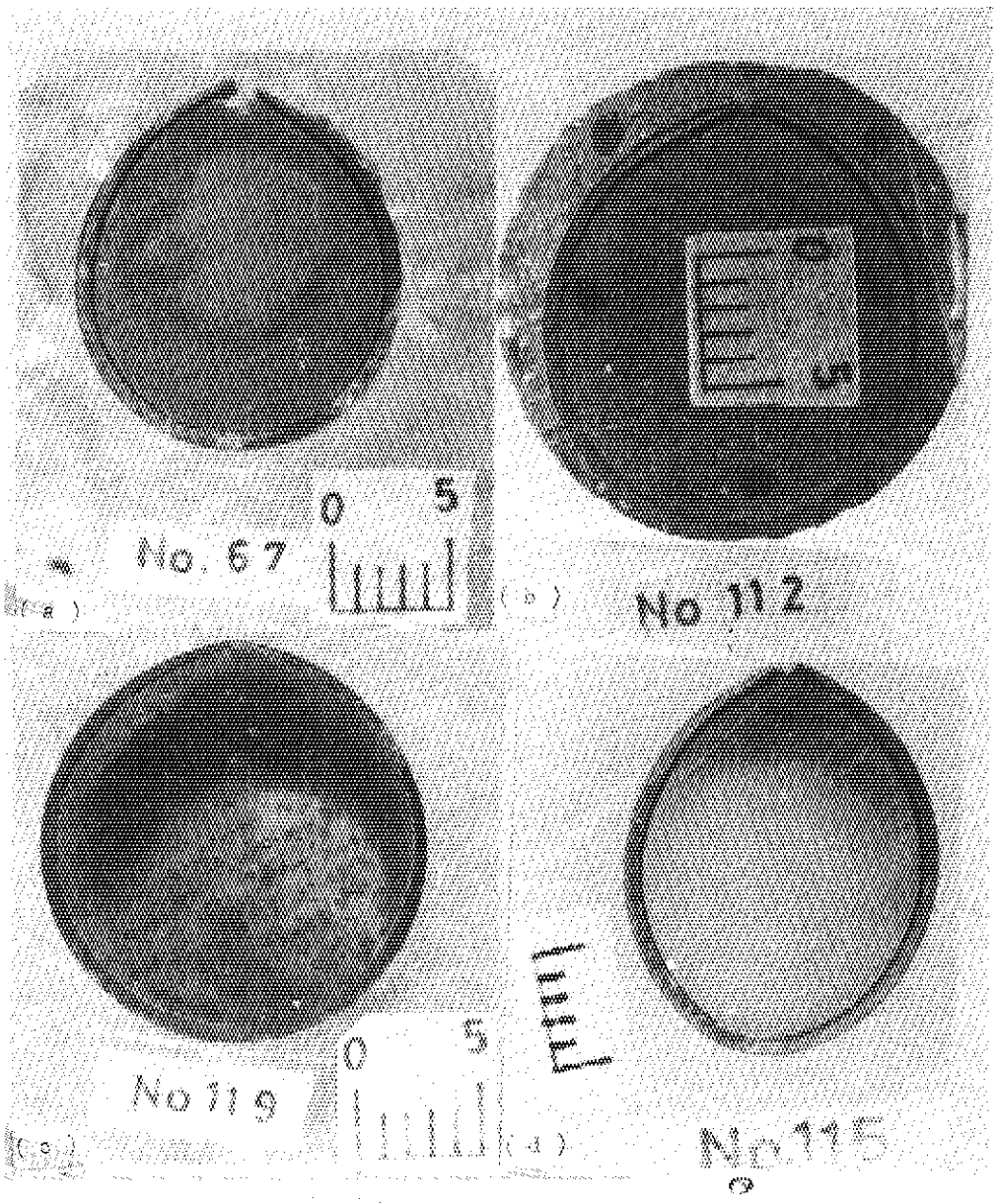


Fig. 13 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 30 kg/cm^2 at R.T.) taken through the Rupture tested at Heating Rate of 3 ℃/sec

No.	Method	Atomo.	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
67	induc.	steam	770 ℃	41.4 %	71.5 %
112	fur.	steam	830 ℃	50.2 %	75.6 %
119	fur.	vacuo	925 ℃	51.6 %	63.0 %
115	fur. (H_2O)	steam	925 ℃	39.3 %	73.7 %

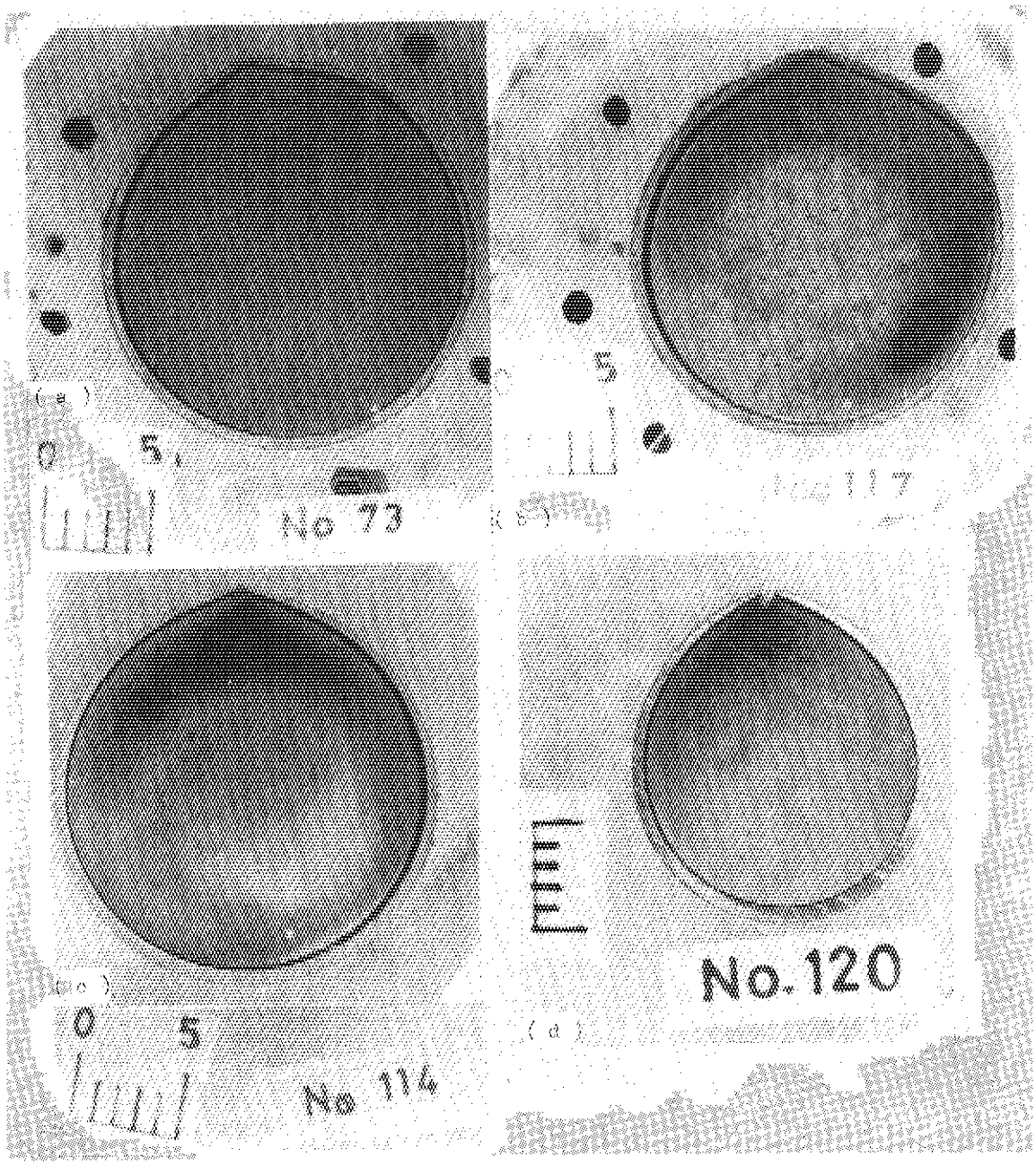


Fig. 14 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 40 kg/cm^2 at R.T.) taken through the Rupture tested at Heating Rate of 3 ℃/sec

No.	Method	Atomo.	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
73	induc.	steam	760 ℃	69.3 %	58.9 %
117	fur.	steam	830 ℃	64.9 %	67.0 %
114	fur.	vacuo	950 ℃	63.5 %	63.5 %
120	fur. (H_2O)	steam	900 ℃	36.7 %	72.6 %

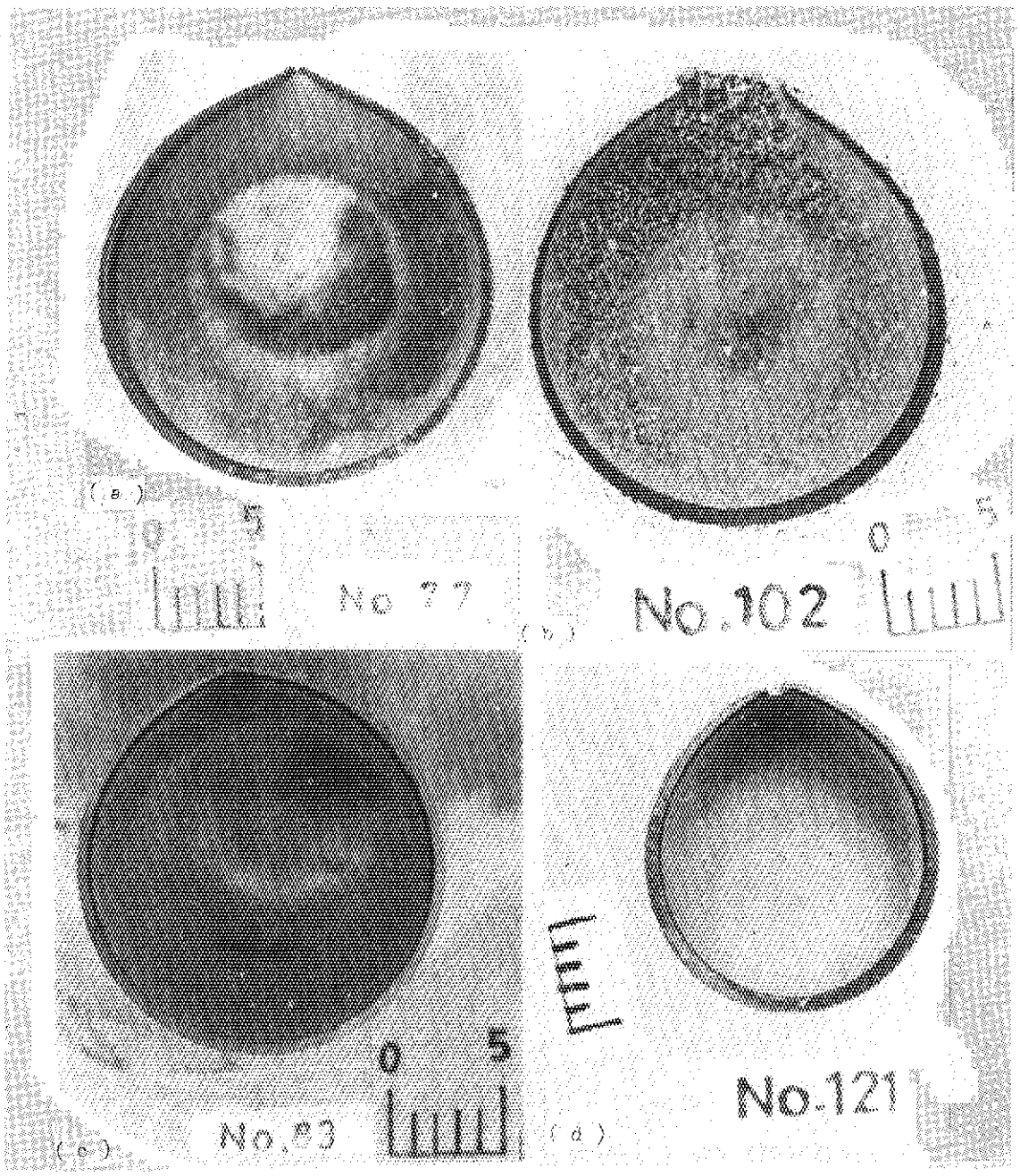


Fig. 15 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 50 kg/cm^2 at R.T.) taken through the Rupture tested at Heating Rate of 3 ℃/sec

No.	Method	Atmo.	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
77	induc.	steam	740 ℃	81.1 %	58.6 %
102	fur.	steam	780 ℃	80.0 %	68.5 %
83	fur.	vacuo	970 ℃	59.1 %	55.5 %
121	fur. (H_2O)	steam	865 ℃	36.5 %	73.7 %

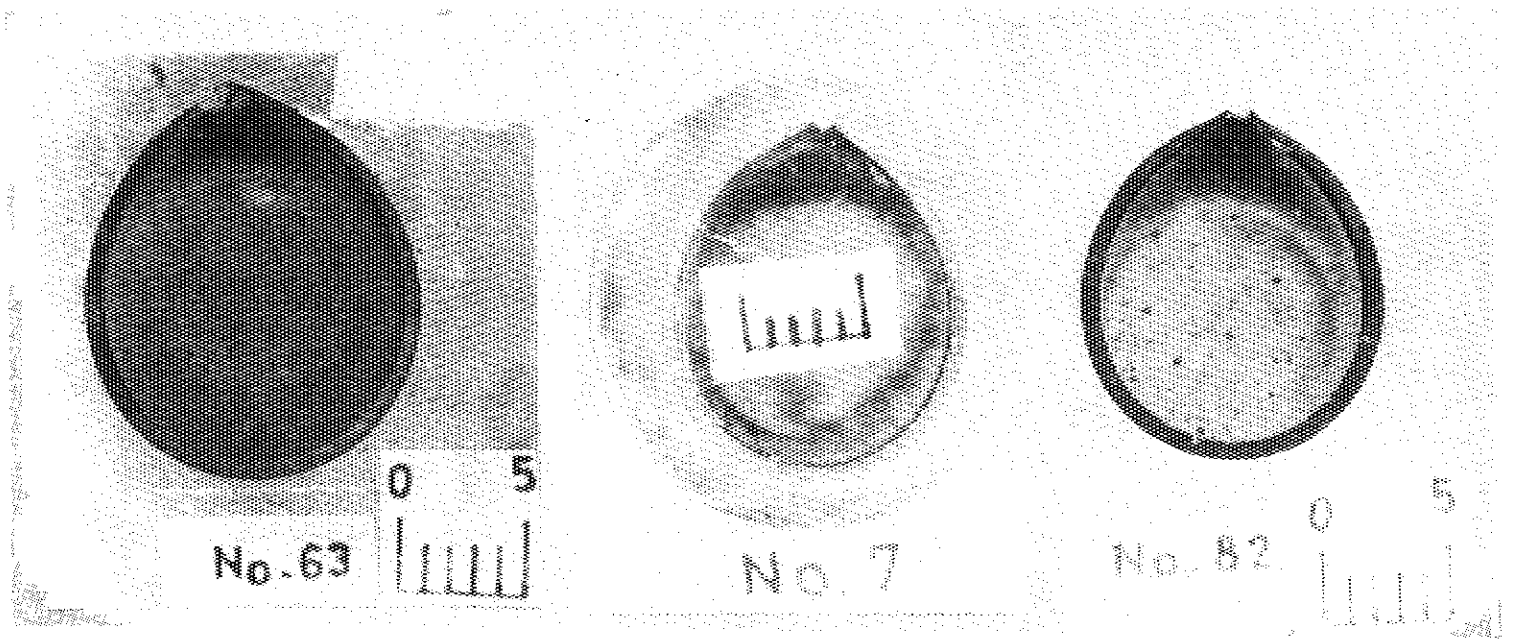


Fig. 16 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 20 kg/cm^2) taken through the Rupture tested in Steam by Induction Heating

No.	Heating Rate	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
63	3 ℃/sec	850 ℃	47.90 %	71.7 %
7	7.5 ℃/sec	870 ℃	28.84 %	76.0 %
82	47 ℃/sec	710 ℃	22.09 %	80.2 %

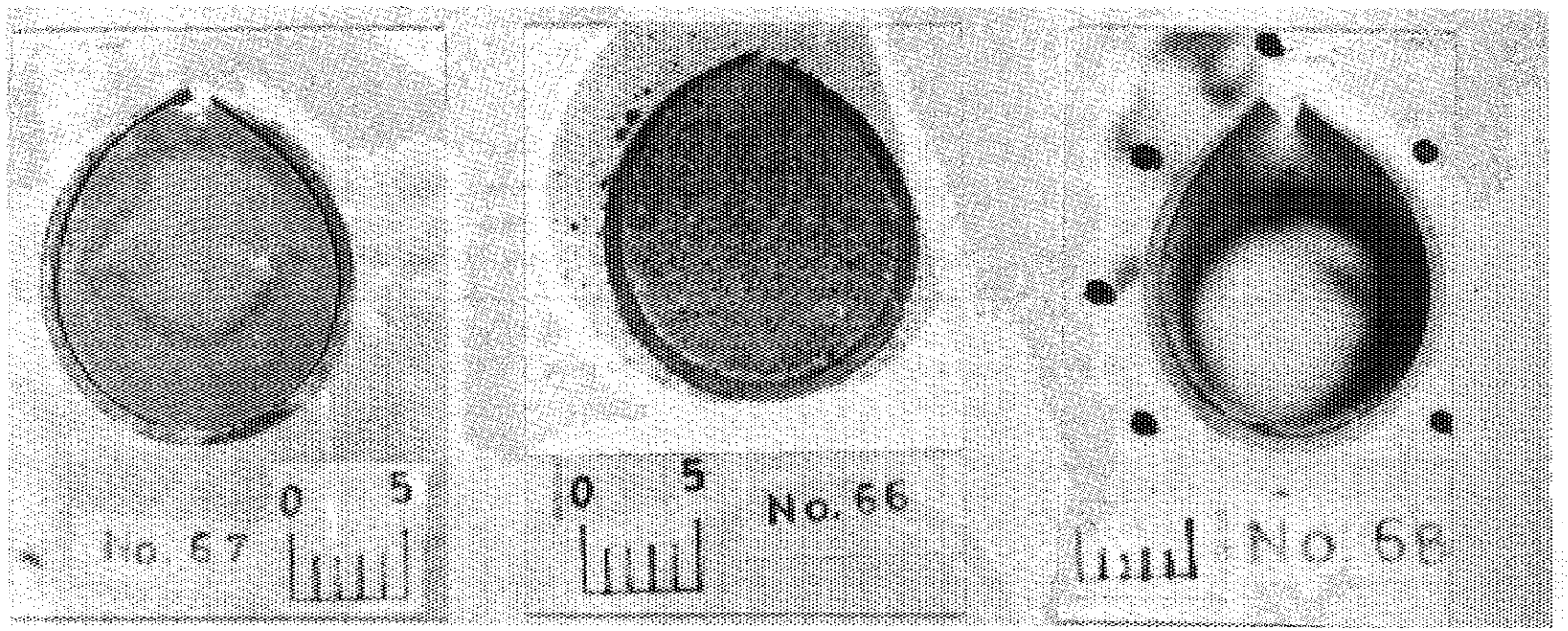


Fig. 17 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 30 kg/cm^2) taken through the Rupture tested in Steam by Induction Heating

No.	Heating Rate	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
67	3 ℃/sec	770 ℃	41.39 %	71.5 %
66	7.5 ℃/sec	755 ℃	33.03 %	77.7 %
68	29 ℃/sec	790 ℃	35.35 %	64.8 %

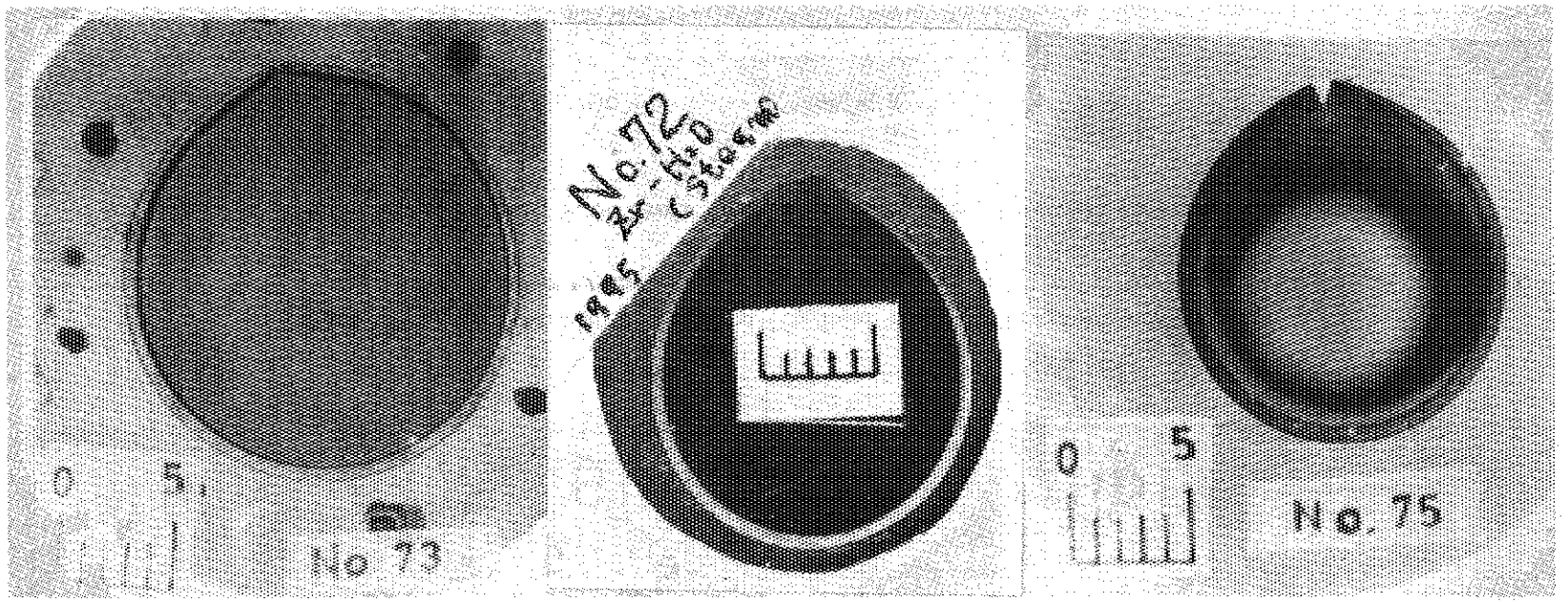


Fig. 18 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 40 kg/cm^2) taken through the Rupture tested in Steam by Induction Heating

No.	Heating Rate	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
73	3 ℃/sec	760 ℃	69.30 %	58.9 %
72	7.5 ℃/sec	760 ℃	42.79 %	75.0 %
75	26 ℃/sec	760 ℃	36.04 %	72.4 %

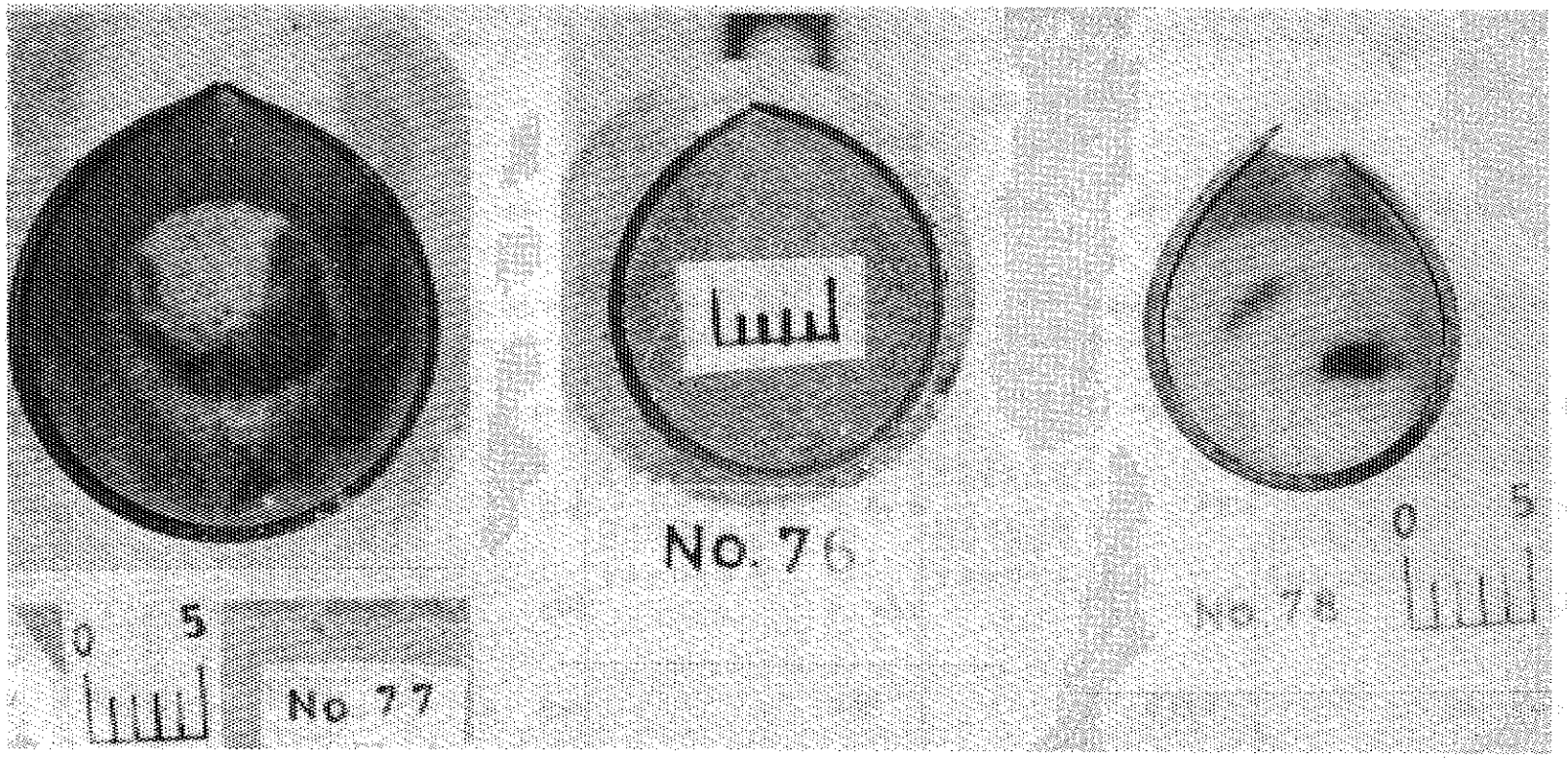


Fig. 19 Transeverse Cross Sections of Fuel Rod (initial pressure 50 kg/cm^2) taken through the Rupture tested in Steam by Induction Heating

No.	Heating Rate	Burst Temp.	Max. Circum. Strain	Ave. Wall-thickness
77	3 ℃/sec	740 ℃	81.16 %	58.6 %
76	7.5 ℃/sec	845 ℃	42.09 %	70.4 %
78	29 ℃/sec	740 ℃	30.70 %	80.3 %

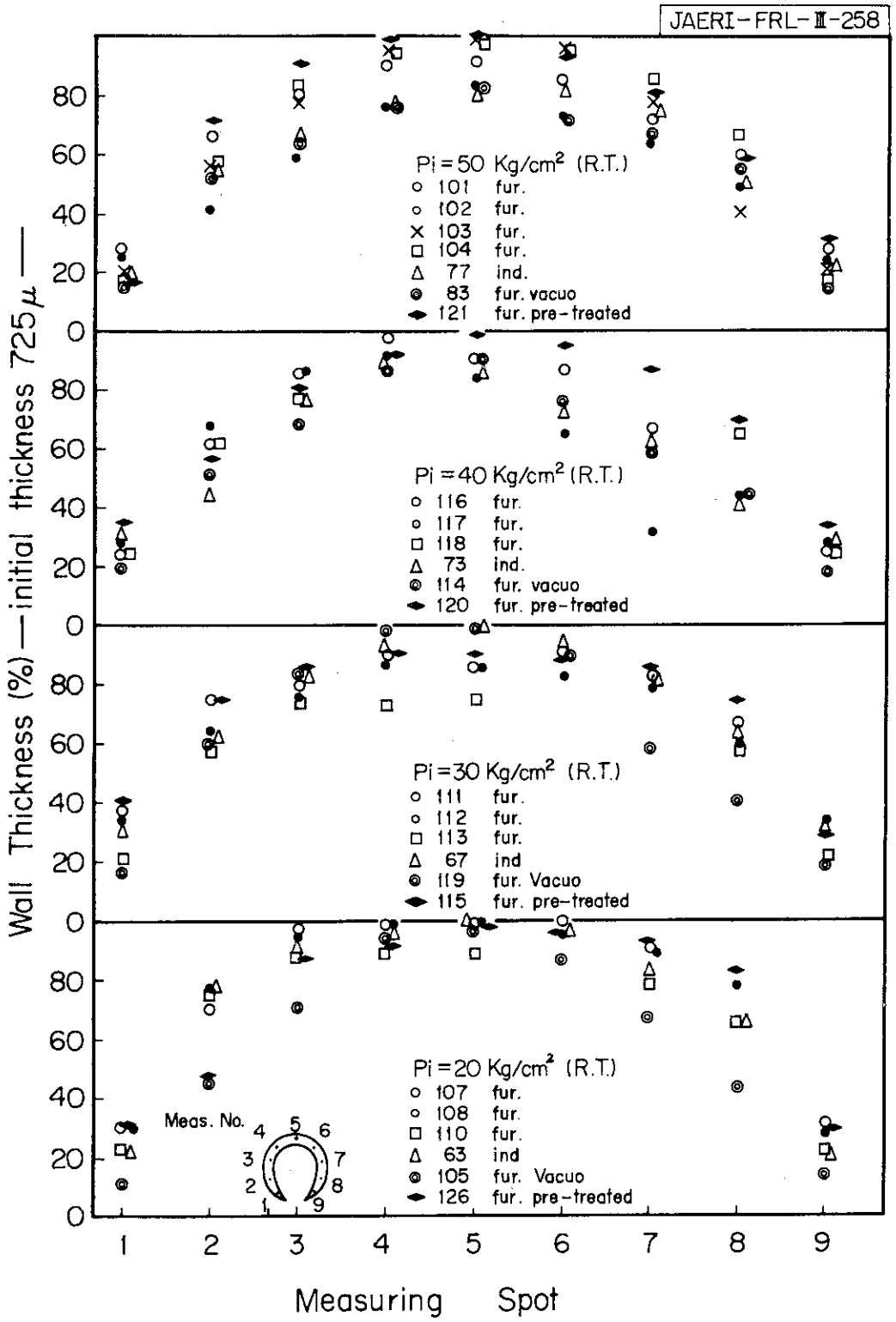


Fig. 20 Wall-thickness variation vs. the location that the rupture makes with the thin point in the tube wall tested at heating rate of 3°C/sec

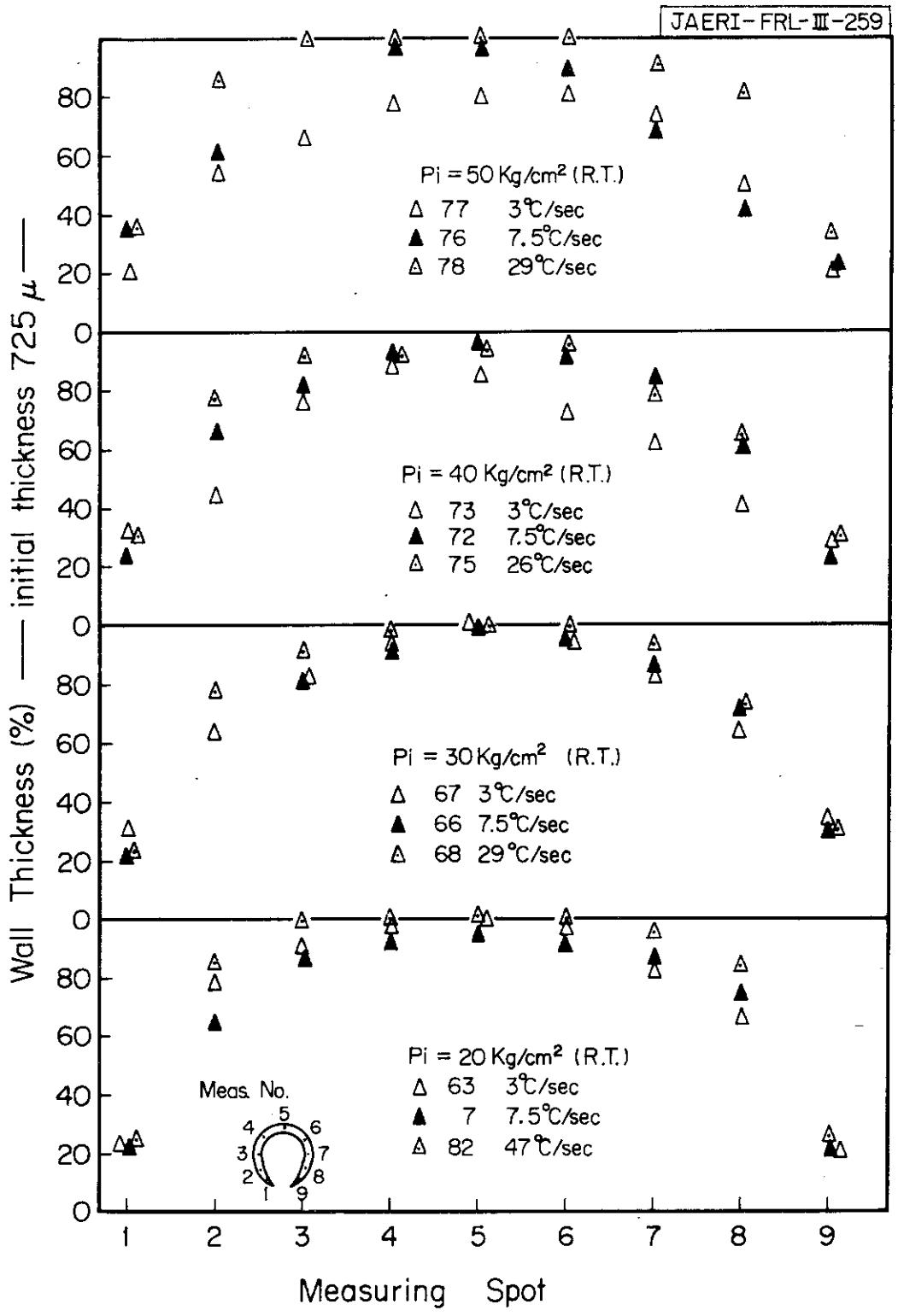


Fig. 21 Wall-Thickness Variation for Fuel Rods tested at the various Heating Rate.

4. 討　　論

4.1 燃料棒変形におよぼす要因

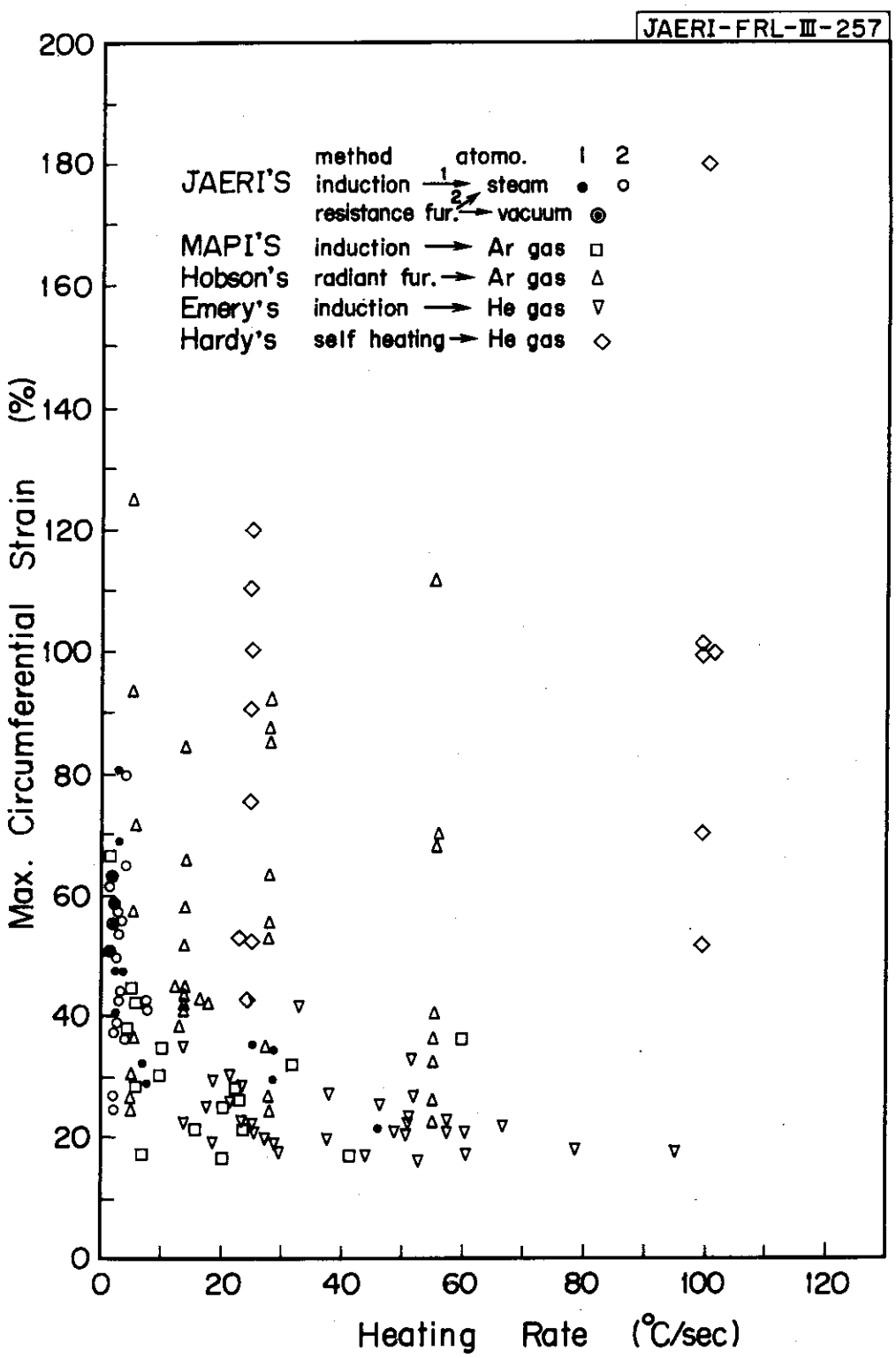
1) 昇温速度

Fig. 11で昇温速度変化に一定の傾向が認められるから，本試験ばかりでなくこれまでに報告された結果を昇温速度と最大円周変形量との関係としてFig. 22にまとめた。MAPIの結果は外径10.7 mmのジルカロイ－4を使ってHe雰囲気中で高周波誘導加熱方式でおこなったものであり，[2] Hobsonらは外径14.3mm，肉厚0.8mmのジルカロイでAr雰囲気中におき赤外線瞬間加熱方式により求められている。[3] また，Emeryらは外径10.7mm，肉厚0.7mmのジルカロイ－4を用いたHe雰囲気中高周波誘導加熱方式で，[4] Hardyは外径15.3mm，肉厚0.38mmのジルカロイ－4を利用しHe雰囲気中で直接通電加熱方式でおこなわれたものである。[5] 以上の結果をまとめると図示したように同じ昇温速度であっても最大円周変形量がかなり異なった値をとることがわかる。したがって，各報告の条件が昇温速度に影響を与えているものと考えられ，最大円周変形量を昇温速度だけで整理するのは適当でない。

2) 破裂温度

模擬燃料棒の破裂温度に着目し，Fig. 23に最大円周変形量と破裂温度との関係として整理してみた。図から破裂温度が700℃以上830℃付近までの破裂温度領域では温度上昇とともに最大円周変形量が増加し，830℃以上910℃付近までは900℃付近を中心として温度上昇につれて最大円周変形量が減少し，920℃以上になると再び温度上昇につれて最大円周変形量が増加する傾向が認められる。しかも最大円周変形量の破裂温度による変化は昇温速度，加熱雰囲気や被膜の有無の差異などにあまり関係しないこともわかる。この最大円周変形量を分ける破裂温度の三領域はジルカロイのα領域，$\alpha+\beta$領域そしてβ領域に対応し，Hardy[5]やHobson[4]などが指摘した事実と一致する。以上のように最大円周変形量を破裂温度で整理すればかなり明きらかな傾向が認められたため，前記の報告に加え，Emmerichらの外径12.7mm，肉厚0.76mmのジルカロイ－4を用いて水蒸気またはAr雰囲気のもとで高周波誘導加熱方式でおこなわれた結果も併せて記入し，[6] 破裂温度を変数とした整理をおこなった。なお，Fig. 24の昇温速度範囲は著者らによって便宜的に7段階に分類された。図をみれば全体的にFig. 23で認められたと同様に破裂温度領域815℃以下，815℃～970℃，970℃以上の三領域に分けることができる。ただし，Hardyによる結果だけ他の結果とちがって最大円周変形量がとくに大きいが，このHardyの結果だけに着目すれば他の結果と同じく最大円周変形量の破裂温度変化は前記同様の三つの破裂温度領域が存在するのが認められる。Hardyの最大円周変形量が大きい点については後述する。したがって，破裂温度がわかれば第1次近似としての最大円周変形量を予測することが可能である。なお，破裂圧力が温度によって求まりその圧力で変形量が一義的に決定されるとして構成される冷却材喪失事故時の計算コード[9]には前記の破裂温度領域を考慮にいれて最大円周変形量を計算することが望まれる。

最大円周変形量が破裂温度に依存するばかりでなく，同図中から加熱方法の違いや，加熱雰囲気の違いなどの他の変形に及ぼす因子についてもいくつかの相異点を指摘することができるが，逆に7つに分類された昇温速度による影響は明確に求めることができず，昇温速度による整理法は前述したよ



Max. Circumferential Strain vs.

Fig. 22 Heating Rate for Zircaloy Cladding

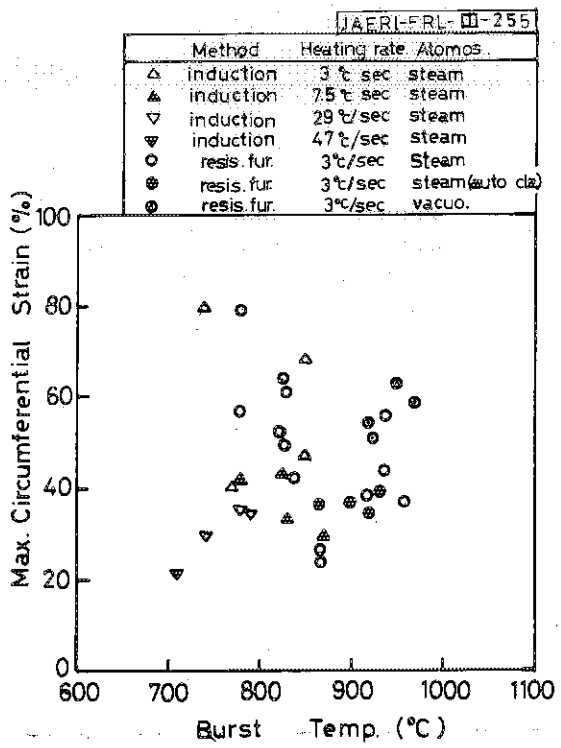


Fig. 23 Max. Circumferential Strain vs. Burst Temperature

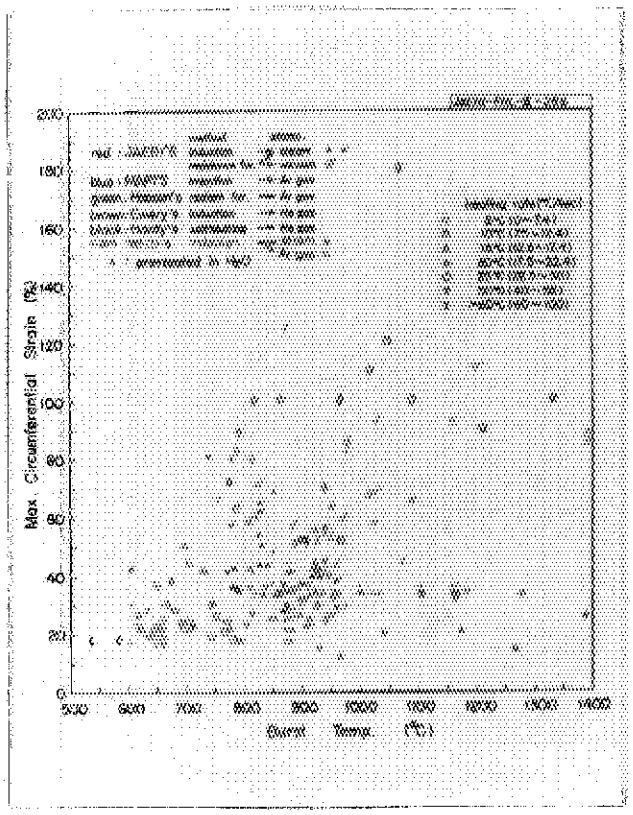


Fig. 24 Max. Circumferential Strain vs. Burst Temperature for Zircaloy Cladding

うに適していないのがよくわかる。そのうえ，冷却材喪失事故時に予想される昇温速度範囲は当然同図中に含まれるから，破裂温度による整理で十分だと思われる。

3）加熱方法

冷却材喪失事故時の昇温速度範囲を模擬するために早い昇温速度を要求することができる方法が主として選ばれている。なかでも高周波誘導加熱方式がもっとも多いから，この方法を基準にして他の加熱方法による場合の相異点を考えてみると，第一には直接通電加熱方式の場合はとくに他の加熱方法に比べて最大円周変形量が大きい。Hardy の使用したジルカロイ管肉厚が他の報告に比べ半分程度しかないことを考慮すると最大円周変形量はより一層大きすぎるのではないかと思われる。この原因は加熱雰囲気，昇温速度などの要因は他の報告から類推できるから加熱方法に起因するのではないかと考えられる。第二に抵抗炉加熱方式と赤外線加熱方式は高周波誘導加熱方式に比べてやや変形を大きく与える傾向がFig. 24 でみられる。冷却材喪失事故時の熱源は被覆管内部であるから以上の各方式とも事故の模擬としては不十分であり，被覆管内部に発熱体を有する場合の変形を求め，現在の加熱方法（事故を模擬する場合，各々に熱源以外の点で利点がある）との間にある相関を求めて変形を評価する必要がある。

4）加熱雰囲気

加熱雰囲気は水蒸気中，不活性ガス中および真空中という場合がみられるが，水蒸気中および不活性ガス中の変形ではFig. 24 からそれほど変形に影響がないものと思われる。しかし，真空雰囲気中の場合は破裂温度が同じであれば最大円周変形量が他の雰囲気中の場合よりも大きくなっている。このため，真空中で破裂温度を変化させた実験をおこなうならば安全解析上から考えて第1近似としては十分な値が得られる。

4.2. 燃料棒の肉厚変化におよぼす要因

事故時の評価指針として，酸化量が被覆管の厚さの15％を超えないことを考慮するが，この場合の被覆管厚さとは酸化が著るしくなる直前の被覆管平均厚さをいう。したがって，被覆管が変形するにしたがって管の肉厚が減少することは事故解析上極めて重要な値となる。Fig. 20と21 に示したように被覆管肉厚変化は破裂開口部各所における値は色々に変化している。しかも被覆管平均肉厚は加熱方法，昇温速度，加熱雰囲気そして被膜の有無などによってかなり影響を受ける。そこで，変形と同様に管平均肉厚を変形がうまく整理された破裂温度に着目してFig. 25にまとめてみた。この図はFig. 23と逆に850℃以下で温度とともに平均肉厚は減少し，900℃以上では明確でないが温度上昇につれ再び減少する傾向がみられる。しかし，真空雰囲気ではFig. 12～15 からも明らかなように破裂開口より離れるにしたがって徐々に肉厚が厚くなっていく。このため求まる平均肉厚は小さくなる。

したがって，変形と同様に真空雰囲気中で求められた破裂温度変化による平均肉厚を考慮すれば安全評価上は第1近似として十分ではなかろうかと考えられる。

最大円周変形量と平均肉厚との間には変形量が大きければ平均肉厚が小さくなる関係が存在すると考えられるから，両者の関係をFig. 26 に示す。同図中では加熱方法が異なる場合，すなわち高周波誘導加熱方式によるときには抵抗炉加熱方式よりも変形量が同じであっても平均肉厚が小さくなる。加熱方法が同一方式ならば昇温速度が早くなるにつれて変形量が減るので平均肉厚は大きくなる傾向

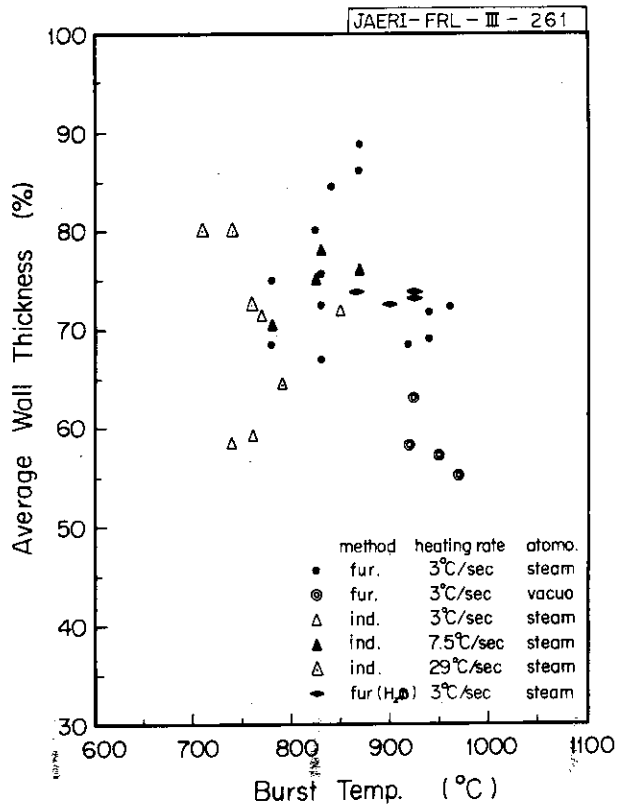


Fig. 25 Average Wall-Thickness vs. Burst Temperature

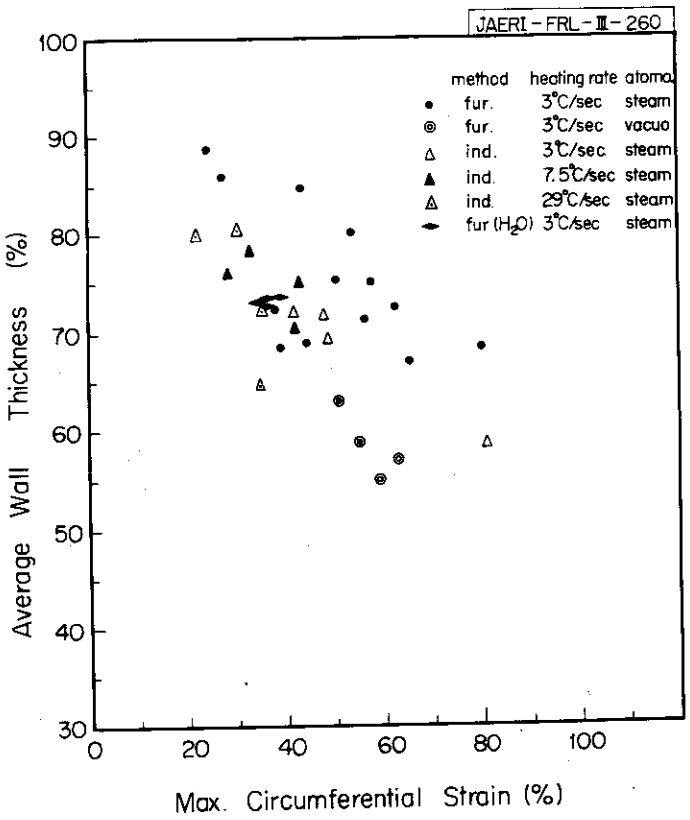


Fig. 26 Average Wall Thinning Variation for Zry-4 tubes

がみられるが，最大円周変形量と平均肉厚との間に直線関係が存在すると思われる。加熱雰囲気の影響として，真空雰囲気の場合には水蒸気雰囲気とは別な最大円周変形量と平均肉厚との関係が存在するのではなかろうか。また，被膜があるときも変形量が同じであっても被膜のないものに比べ平均肉厚は小さくなるから，真空雰囲気と同じように別の関係が成立すると考えた方がよいかもしれない。

5. 結　論

冷却材喪失事故時の燃料棒変形を明らかにする目的で，変形や肉厚変化に影響を与えると考えられる加熱方法，昇温速度，加熱雰囲気そして被膜の存在などの要因について検討を加えた結果，以下のような結論を得た。

1. 燃料棒の変形は破裂開口部を中心として軸方向30mm以内に10％程度以上の変化を生じ，最大円周変形量は初期内圧（室温）が20kg／cm^2 から50kg／cm^2 に増加するにつれて，加熱方法によらず増加する。
2. 最大円周変形量は加熱方法，加熱雰囲気，昇温速度や被膜の存在にかかわらず破裂温度に強く依存する。

   破裂温度領域はジルカロイの相変態領域に対応し，$\alpha+\beta$ 二相領域では最大円周変形量が極小となる。
3. 真空雰囲気中での加熱から得られる最大円周変形量は破裂温度を同じとすれば水蒸気雰囲気中でのそれに比べ大きく，また，被膜が存在すれば破裂温度を上昇させ，そのため変形量を減少させる。
4. 管の平均肉厚は加熱方法によって異なり，変形量が同じであっても高周波誘導加熱で求められる平均肉厚は抵抗炉加熱のそれよりも小さくなる。また，加熱方法が同じであれば昇温速度が早くなるにつれて平均肉厚が厚くなる。さらに，真空雰囲気では水蒸気雰囲気に比べて平均肉厚が小さくなり，被膜が存在する場合にも同じ加熱方法および加熱雰囲気ならば平均肉厚が減少する。

References

(1) Lorentz R.A., Hobson D.O. and Parker G.W. : Nucl. Technol., 11 (1971) 502

(2) Kato M., Ogata S., Takada Y. and Mizuta M. : 1975 Fall Meeting of Atomic Energy Soc. of Japan, Proceedings G9

(3) Hobson D.O., Osborne M.F. and Parker G.W. : Nucl. Technol., 11 (1971) 479

(4) Emery A.D., Scott D.B. and Stewart J.R. : ibid, 11 (1971) 474

(5) Hardy D.G. : CONF-730304 (1973) 254

(6) Emmerich K.M., Junke E.F. and White J.F. : Applications-related Phenomena for Zirconium and Its Alloys, ASTM STP 458, A.S.T.M. (1969) 252

(7) Rittenhouse P.L., Hobson D.O. and Parker G.W. : ORNL-4752 (1972)

(8) Furuta T., Hashimoto M., Otomo T., Kawasaki S. and Honma K. : JAERI-M-6339 (1975)

(9) Church J.F. : Clad damage models for probability accidents, Paper presented at the England HPG Meeting, Sandefjord, Norway, 4-8 June, 1974