

JAERI-M
10000

熱力学的過熱限界温度以下での
クエンチ・モデル

1982年3月

村尾 良夫

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。
入手の間合わせは、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, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

熱力学的過熱限界温度以下でのクエンチ・モデル

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

村 尾 良 夫

(1982 年 1 月 29 日 受 理)

本報告書は、熱力学的過熱限界温度以下で起る低温クエンチに適用可能な新モデルについて述べたものである。

PWR の冷却材喪失事故時の再冠水過程において、低温クエンチは、しばしば炉心下部で現われる。

本モデルの開発のために、文献調査を行い、第2の液体付着温度（リウェッティング温度）として、水力学的過熱限界温度を採用した。そして、あるクエンチ温度の時、熱力学的または水力学的過熱限界温度のどちらが、液体付着温度となるかを決定するための確率関数を原研の小型再冠水実験より導いた。

本モデルに組込まれた水力学的過熱限界温度に関する桜井の式は、この再冠水実験で得られた瞬時クエンチの温度を正しく予測した。

Quench model for lower temperature than
thermohydrodynamic maximum liquid superheat

Yoshio MURAO

Division of Reactor Safety,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received January 29, 1982)

This report presents a new quench model applicable to the low temperature quench phenomena which occurs at the lower temperature than the thermohydrodynamic maximum liquid superheat.

In the reflood phase of PWR-LOCA, the low temperature quench usually appears at the lower portion of the core.

For development of this model, some literatures were reviewed and the hydrodynamic maximum liquid superheat was adopted as the second rewetting temperature. And the probability function determining the thermodynamic on hydrodynamic maximum liquid superheat as a rewetting temperature or a given quench temperature was derived from the data of the JAERI small scale reflood experiments.

Sakurai's correlation for hydrodynamic maximum liquid superheat which is built in the new model was well predicted the instantaneous quench temperature measured in the reflood test.

Keywords: Reflood, LOCA, Heat Transfer, Film Boiling Quench Phenomena,
Leidenfrost Temperature, Superheat

目 次

1. 序 論	1
2. 低温クエンチモデルの予備的考察	3
2.1 文献調査	3
2.2 低温クエンチについての新モデル	13
3. 実 験	16
3.1 装置の概要	16
3.2 実験方法	17
4. 実験結果と考察	21
4.1 基準実験 (Run 6033) におけるテスト部内熱水力挙動	21
4.2 テスト部下部の冷却開始温度とクエンチ温度との関係	21
4.3 クエンチエンベロープの新モデルによる予測	21
4.4 炉頂クエンチの新モデルによる予測	22
5. 結 論	26
謝 辞	26
参考文献	27

Contents

1. Introduction	1
2. Preliminary discussion on the low temperature quench model ...	3
2.1 Literature survey	3
2.2 New model on the low temperature quench	13
3. Experiment	16
3.1 Apparatus	16
3.2 Test procedure	17
4. Results and discussion	21
4.1 Thermo-hydrodynamic behavior in the test section for the base case test (Run 6033)	21
4.2 Relation between the cooling initiation temperature in the lower portion of the test section and quench temperature	21
4.3 Prediction of the quench envelope by the new model	21
4.4 Prediction of the top quench by the new model	22
5. Conclusion	26
Acknowledgment	26
References	27

List of tables

- Table 1 Leidenfrost temperatures tabulated in Ref.(4).
 Table 2 Test conditions.

List of figures

- Fig. 1 Experimental apparatus.
 (taken from Ref.(2))
 Fig. 2 Typical temperature traces, surface temperature versus time.
 (taken from Ref.(2))
 Fig. 3 Contact temperature versus initial surface temperature for
 water drops.
 (taken from Ref.(2))
 Fig. 4 Total evaporation time versus initial wall superheat.
 (taken from Ref.(3))
 Fig. 5 Boiling curve of a single water droplet.
 (taken from Ref.(3))
 Fig. 6 Total vaporization time of 0.032 ml water drops on polished
 aluminum, glass, brass and stainless steel surfaces.
 (taken from Ref.(4))
 Fig. 7 Total vaporization time of 6 ml water drops on polished
 aluminum, brass, and steel surfaces.
 (taken from Ref.(4))
 Fig. 8 Effect of system pressure on minimum film boiling temperature
 in saturated film boiling.
 (taken from Ref.(5))
 Fig. 9 Effect of water subcooling on minimum film boiling temperature
 for various system pressures.
 (taken from Ref.(5))
 Fig. 10 Quench front velocities versus initial wall temperatures.
 — stainless steel —
 (taken from Ref.(6))
 Fig. 11 Film boiling model near quench front.
 Fig. 12 Schematic of test section and heated rod.
 Fig. 13 Configuration of grid spacer.
 Fig. 14 Schematic of small scale test facility and instrumentation.

- Fig. 15 Identification of thermocouples.
- Fig. 16 Temperature transients of clad surface at various elevations.
- Fig. 17 Void fraction transients in core.
- Fig. 18 Temperatures of cooling initiation times and quench times.
- Fig. 19 Parametric calculations on quench front envelope for Run 6033.
- Fig. 20 Parametric calculations on relation between inverse quench velocities versus quench temperatures in case of top quench.

1. 序 論

軽水炉冷却材喪失事故時の再冠水過程において、過熱した炉心内燃料棒の被覆管は、注入された冷却水により、徐々に冷却される。被覆管表面温度が高い場合、被覆管に接触した冷却水は被覆管の蓄積熱をほとんど奪うことなく瞬時的に蒸発し、表面は蒸気膜で覆われ、冷却材への熱伝達が低下する。この伝熱様式を膜沸騰と呼んでいる。被覆管表面温度が低下し、ある温度に到達すると、表面に水が付着出来るようになり、被覆管は、その表面の蓄積熱を奪われ冷却される。表面の水は蒸発するが、全表面で同時に蒸発するのではなく、又、伝熱面に発生した蒸気により周囲の伝熱面付着水を表面から全て水力学的に除去することも出来なくなる。その結果、安定な全面を覆う蒸気膜を作ることなく、従って熱伝達の大きな低下を生じさせることなしに、ほぼ飽和温度まで被覆管を急冷する。

すなわち、ある温度以上では、被覆管と接した冷却水は、膜沸騰を生ずるが、ある温度以下では、膜沸騰は不安定となり、少なくとも部分的に破壊され、熱伝達が良好となり、被覆管は急冷される。この現象をクエンチ現象 (Quench phenomenon) と呼び、この臨界温度を最高液体過熱温度 (Maximum liquid superheat) と呼ぶ。

既にクエンチした部分と未だクエンチしていない部分とが共存している場合、既クエンチ部の熱伝達が良いことにより未クエンチ部のうち、既クエンチ部分と接した境界部分の蓄積熱の熱伝導により既クエンチ部分に移動し冷却材中に放熱され、境界部分の温度が低下し臨界温度以下になると急冷される。このように既クエンチ部分は、成長する。既クエンチ部と未クエンチ部との境界をクエンチフロント (Quench front) と呼ぶ。

クエンチフロントに接した未クエンチ部の蓄積熱は、熱伝導により既クエンチ部より冷却材中に放熱され、クエンチフロントは未クエンチ部に向かって移動する。この現象を熱伝導律則型クエンチ (Heat conduction controlled quench) と呼ぶ。

冷却材が十分に存在する場合、米国の PWR-FLECHT 実験 Group 1 実験データより、著者はクエンチフロント移動速度 U_q について次の相関式を求めた。⁽¹⁾

$$U_q^{-1} = \frac{rC \{ T_w - T_M \}}{2.55 \times 10^6 (W/m^2) (1 + 2.778 \times 10^{-5} \Delta T_{sub}^3)} \quad (1)$$

ここで T_w は、見掛けのクエンチ温度であり、 T_M は最高液体過熱度、 r は被覆管の密度、 C は被覆管の比熱、 ΔT_{sub} は、冷却材の局所サブクール度(K)である。

T_M は、次式で表わされる。

$$T_M = 594.05 + 2.417 P \text{ (MPa)} \quad (2)$$

見掛けのクエンチ温度 T_w とは、熱伝導律則型クエンチにおいて、真のクエンチフロントへの熱伝導により温度が急激に低下し、 T_M に近づき始める見掛けのクエンチフロントの温度であり近似的には、 T_M に達する $\lambda / (rCU_q^2)$ 時間前、真のクエンチフロントより $\lambda / (rCU_q)$ の距離だけ未クエンチ寄りの被覆管温度である。ただし、 λ は被覆管の熱伝導率である。ステンレス

鋼の場合、 $U_q = 1 \times 10^{-2} \text{ m/sec}$ として、それぞれ 50 msec, $0.42 \times 10^{-3} \text{ m}$ である。

このように、真のクエンチと見掛けのクエンチとは、ほとんど同時刻、同位置であり、見掛け上、被覆管温度の急変する温度がクエンチ温度として、急変する位置がクエンチフロント位置として実測される。

本式は、次の条件の下で $\pm 20\%$ の誤差で用いることができる。

系圧力 : $0.098 \sim 0.402 \text{ MPa}$ ($1.0 \sim 4.1 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$)

クエンチ温度 : $643 \sim 783 \text{ K}$ ($370 \sim 510^\circ \text{C}$)

局所サブクール度 : $0 \sim 30 \text{ K}$

冠水速度 : $5 \sim 25 \times 10^{-2} \text{ m/sec}$

本研究の目的は、上記の相関式適用範囲の拡張のため、より低い温度でのクエンチ現象のモデル開発を行うことである。

原子炉の軸方向出力分布は、一般に chopped cosine 分布で表わされ、炉心入口部分は、中央部分に較べて低い温度であり、最高液体過熱温度より低温の場合もある。このような条件下では瞬時クエンチが生ずると思われるが、再冠水時に膜沸騰熱伝達のような伝熱様式を示し、瞬時クエンチを生じない場合がある。再冠水過程全体のクエンチ挙動を予測する場合、炉心下部でのクエンチ速度の予測誤差は、炉心上部のクエンチ時刻の予測精度に大きな影響を与え、かつ、炉心下部の熱伝達の予測が出来ないので、低い温度のクエンチ現象のモデルの開発は重要である。

2. 低温クエンチモデルの予備的考察

2.1 文献調査

(1) 関等の実験⁽²⁾

関等は、蒸着法により薄膜抵抗温度計を開発し、加熱金属ブロック（ステンレス鋼製）上に約 0.1×10^{-6} m 厚の SiO 絶縁膜、約 0.5×10^{-6} m 厚の Ni 抵抗体、約 0.1×10^{-6} m 厚の SiO 保護膜を蒸着したテスト部に、 20×10^{-3} m 垂直上方の注射針より 10.8 mg の 20°C の水滴を落下させ、その温度変化を記録した。装置の概念図を Fig. 1 に示す。抵抗体 A-B 間に電流を流し、C-D 間の電圧変化より抵抗体の温度変化を測定した。

Fig. 2 に典型的な温度トレースを示す。過熱度が 70 K 以下の場合、表面温度は瞬時に接触温度 T_c に降下し、その後、振動的变化があった。(a-1), (a-2) 多分核沸騰によるものであろう。過熱度が 100 K ~ 200 K の間では、接触過熱度 $\Delta T_c (= T_c - T_{sat})$ は約 50 K とほぼ一定であった。初期温度降下期間に核沸騰が開始した。過熱度が 200 K 以上の場合、膜沸騰が生じ、液滴は安定なスフェロイドル状態となった。振動が生じないで温度は滑らかに回復している。スフェロイドル状態には、過熱度が 170 K であったが、200 K 以下では多少振動が現われており蒸着膜への水の付着が間欠的に生じていたものと思われる。(a-3)

Fig. 3 に、伝熱面温度と接触過熱度との関係を示す。

伝熱面温度が 443 K (170°C) から(2)式で示す T_M (約 595 K (322°C)) までの間、接触過熱度 ΔT_c は、伝熱面過熱度 ΔT_0 の関数として次のように示される。

$$\Delta T_c = 40 + 0.0716 \Delta T_0 \quad (3)$$

443 K 以下では、熱伝導により計算される接触温度とほぼ等しい接触温度となる。

595 K 以上では、 ΔT_c は(3)式より高い温度を示す。

なお、接触温度 T_c は次式で表わされる。

$$T_c = \frac{T_\ell a_\ell + T_0 a_c}{a_\ell + a_c} \quad (4)$$

ここで、

$$a = \sqrt{\lambda r C_p} \quad (5)$$

T_ℓ : 液体の接触前の温度

T_0 : 伝熱面の接触前の温度

λ : 熱伝導率

r : 密度

C_p : 比熱

添字 ℓ : 液体

C : 伝熱面

(2) 岐美, 牧野の実験⁽³⁾

岐美等は、加熱したステンレス鋼、炭素鋼、黄銅、銅の円板に水滴を落してその蒸発時間 t を円板の加熱度に対して測定した。Fig. 4 に 2.84×10^{-3} m 直径の水滴の場合を示す。

ステンレス鋼の場合、約 573 K 以下の温度で蒸発時間が減少し、約 443 K 以下では、又、蒸発時間が増大する。すなわち、ライデンフロスト温度 (Leidenfrost temperature) は、約 573 K

である。

その他の材料の場合には、ライデンフロスト温度は、約 438 K、極小蒸発時間の温度は約 413 K である。

写真撮影した液滴の伝熱面積の時間平均値、液滴蒸発時間、壁温の時間平均値、液滴蒸発に必要な熱量を考慮し、Fig. 5 に示すようないわゆる「沸騰曲線」を計算した。

この「沸騰曲線」の定量的な意味は、種々の時間平均値の演算によっていることを考えると議論すべき点も多いと思われるが、定性的には伝熱現象を記述していると思われる。ステンレス鋼の場合、595 K 以上では、膜沸騰状態すなわち、液滴はスフェロイダル状態である。関によれば $\Delta T_{\text{sat}} \geq 200 \text{ K}$ ($T_w \geq 473 \text{ K}$) では、安定なスフェロイダル状態 (Fig. 5 ではほぼ領域 A)， $170 \text{ K} \leq \Delta T_{\text{sat}} \leq 200 \text{ K}$ では、間欠的に伝熱面への付着を生ずるが、スフェロイダル状態である。(Fig. 5 の領域 B にほぼ対応している。) $100 \text{ K} \leq \Delta T_{\text{sat}} \leq 200 \text{ K}$ では、 $\Delta T_{\text{sat}} \leq 70 \text{ K}$ では、瞬時に熱伝導計算による接触温度に降下し、その後、核沸騰と思われるものが生じている。

(Fig. 5 の領域 E, F)

(3) Baumeister 等の実験⁽⁴⁾

Baumeister 等は、ステンレス鋼、黄銅、アルミ、金メッキした銅、パイレックスガラスの円板を加熱し、注意深く水滴を落とし、円板温度に対する全蒸発時間をプロットした。Fig. 6 に 0.032 ml の水滴、Fig. 7 に 6 ml の水滴の場合の結果を示す。Table 1 に結果をまとめる。表よりわかるようにステンレス鋼の場合、6 ml の大きな液滴のライデンフロスト温度は 598 K (325 °C) である。水量の少ない場合、578 K (305 °C) と低い。黄銅、アルミニウムの場合、3 ~ 4 rms の表面粗さでは、508 K、アルミニウムのより粗い 25 rms の場合、538 K、研磨した直後には黄銅、アルミニウムともに 473 K 以上と表面粗さによっている。特に滑らかな金の場合、457 K 以下となる。

パイレックスガラスのライデンフロスト温度は、ステンレス鋼のものよりはるかに高いが、この温度のパイレックスガラスの接触温度がほぼ 573 K (300 °C) であることを考えると、水の存在できる最高温度は、598 K (325 °C) 程度であり、(1) 式の T_M とよい一致を示す。より低い温度では、伝熱面の表面粗さによっていることから、 T_M 以下の温度では、水による表面の部分的なぬれが生じていると考えられる。測定された最低ライデンフロスト温度が、岐美等の銅の熱流束増加温度 (Fig. 5 の領域 E, F 間の境界の温度) と対応している。つまり、これより低い温度では、熱伝達がよくなり短時間に冷却される。

(4) 桜井等の実験⁽⁵⁾

桜井等は、白金細線 (1.2 mm ϕ $\times$ 40 mm 長さ、2 mm ϕ $\times$ 40 mm 長さ、2 mm ϕ $\times$ 110 mm 長さ、但し、長さは水平部分の長さを表わしている。) を高速アナログ計算機により制御された電力増巾器からの電流により加熱し、安定な膜沸騰熱伝達実験を行い、又、電流の急変又は水位の変化による非定常膜沸騰実験を行った。これらの実験は、サブクール度、系圧力をパラメータとして行われた。

膜沸騰状態で、その温度より壁温が低くなると、熱流束が急増する温度を極小膜沸騰温度 T_{min} とすると、飽和膜沸騰における T_m と系圧力との関係は、Fig. 8 のように表わされ、系圧力が 2 MPa 以上ではほぼ一定値に漸近する傾向があり、大気圧では T_m は Berenson の極小膜沸騰

温度とほぼ一致し、系圧力が上がるにつれて Homogeneous Nucleation Temperature に近づく傾向があることを示している。そして、 T_m を次式で表わした。

$$T_{min} = 480 + 120 \tanh(0.9 P) \quad (6)$$

ここで、 T_{min} は K, P は MPa で表わすものとする。

著者が求めた T_M の式、すなわち $E_q(2)$ を表示すると、系圧力の増加とともに、 $E_q(2)$ に T_m が漸近して行くことがわかる。すなわち、系圧力が高くなると、熱力学的過熱限界温度に近づき、低圧力では、Berenson のモデルにあるような水力学的安定限界にもとづく過熱限界温度（ここでは、水力学的過熱限界温度と呼ぶ）に近づくことがわかる。

又、サブクール度がある場合、Fig. 9 のように高サブクール度では、低系圧力の場合においても、 T_m は、 $E_q(2)$ で表わすことができることがわかる。

非定常実験での T_{min} は、定常実験での T_{min} とよい一致を示すことも実験より示されている。

岐美等の銅、黄銅でのライデンフロスト実験の場合、温度伝導率のよい伝熱面のため、伝熱面表面の温度降下により安定な核沸騰が生ずる前に、伝熱面が蒸気膜で覆われてしまい水力学的過熱限界温度以下になると、核沸騰に移行したと思われる。

(5) 山内の実験⁽⁶⁾

山内は、大気圧下で各種のシース材により被覆した全長 1400 mm、加熱長 1000 mm の 5 KW カートリッジ形シース加熱器（円筒状）を加熱し、各点の温度が所定の定常値におちついた後、291 ~ 293 K (18 ~ 20 °C) の冷却水を上部より一定流量で流し、水膜の先端が発熱体上端から下端に達するまでの時間をストップウォッチで測定した。

ほとんどの実験において、冷却水の局所温度は、飽和温度よりかなり低いが、水膜先端での水温が飽和温度に近いと思われる被覆管壁厚が 2 mm と厚い場合、測定された水膜の落下速度 u の逆数と被覆管平均壁温（冷却水流下直前の値） T_w との関係を図 10 に示す。材質はステンレス鋼である。(1) 式によるクエンチ速度の逆数 u_q^{-1} と初期壁温 T_w との関係も示す。実験値、予測値の一致は悪い。 $T_w \rightarrow T_M$ の場合に $u_q^{-1} \rightarrow 0$ とはならないで、有限値をもち、 $T_w \rightarrow 473$ K (200 °C) 以下の温度になるにつれて、 $u_q^{-1} \rightarrow 0$ となる傾向が見い出される。

ステンレス鋼の場合の 643 K は、ほぼ 373 K の飽和水の接触温度が熱力学的過熱限界温度となる接触前の伝熱面温度 T_{cont} に相当している。

伝熱面温度が T_{cont} 以下の場合、熱力学的過熱限界温度以外の限界温度によって現象が制御されているように思われる。

(6) まとめ

以上の文献調査の結果をまとめると次のようになる。

- 1) 液滴は、(2) 式で示される温度以上では、安定な膜沸騰となる。この場合でも、液滴が伝熱面と一瞬接触する。又、その温度以下でも不安定な膜沸騰状態は存在する。
- 2) ステンレス鋼の場合、その温度以下では、接触温度は、大気圧で約 423 K (150 °C) まで降下し、又、443 K (170 °C) 以下では、(4) 式に示す接触温度まで降下し、核沸騰を起し冷却される。
- 3) 銅、黄銅の場合、より低い温度まで、膜沸騰状態であり、473 ~ 443 K (200 ~ 170 °C) と

なると、約 423 K (150 °C) まで降下し、核沸騰を生じ冷却される。

4) (2)式に対応した熱力学的過熱限界温度の他に、水力学的過熱限界温度が存在すると考えられる。特に温度伝導率の高い銅、黄銅の場合、熱力学的過熱限界温度以下でも膜沸騰となり、水力学的過熱限界温度以下ではじめて核沸騰に移行するものと思われる。

5) 伝熱面温度の接触温度が熱力学的過熱限界温度以下では、クエンチフロントの速度は、(1)で表わされるように無限大とはならず有限であり、熱力学的過熱限界温度以外の他の限界温度の存在が示唆された。

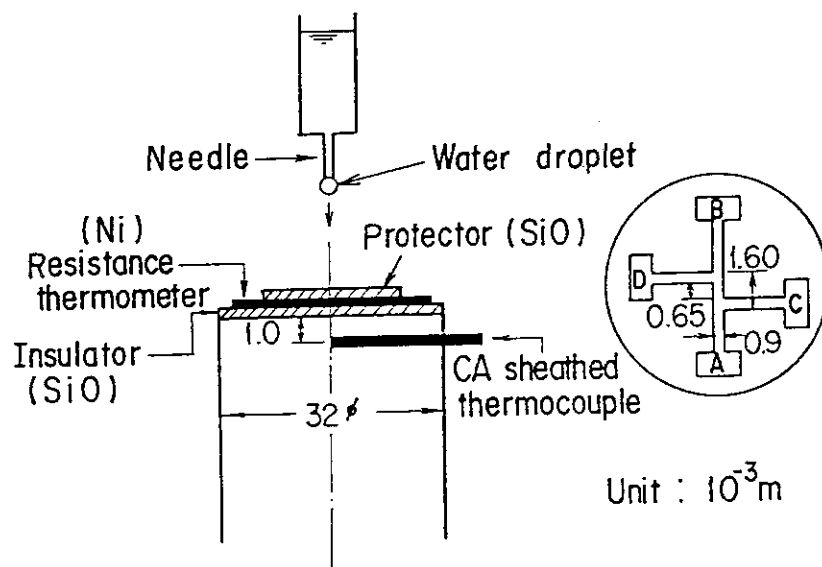


Fig.1 Experimental apparatus
(taken from Ref.(2))

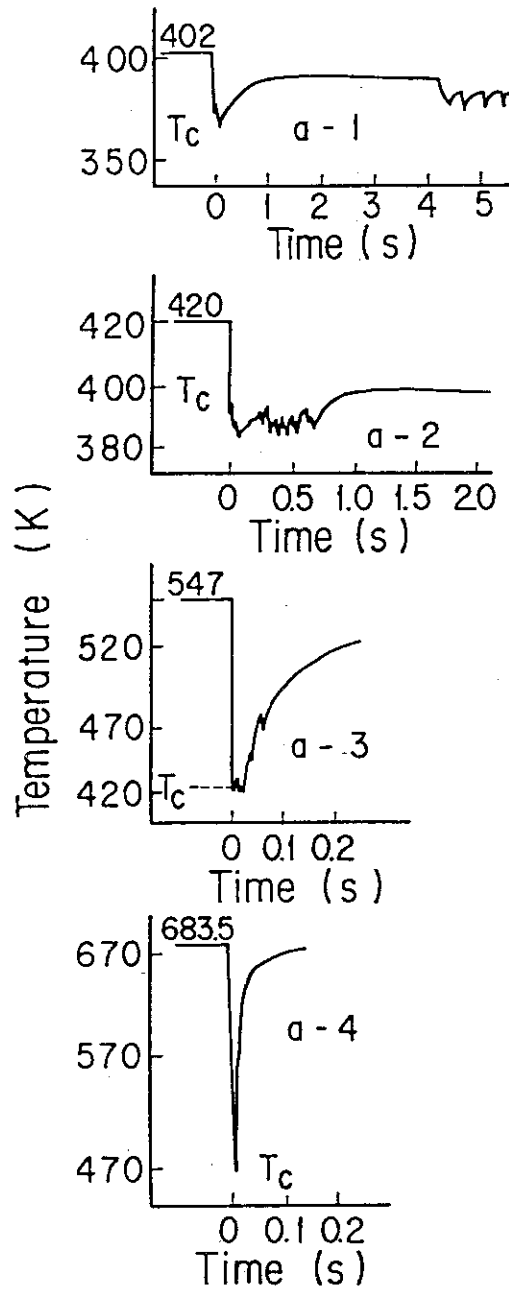


Fig. 2 Typical temperature traces, surface temperature versus time (taken from Ref.(2))

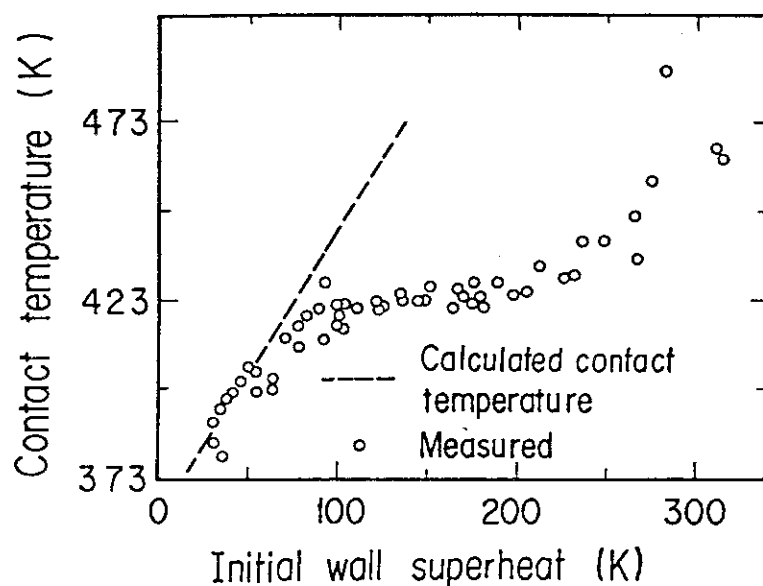


Fig. 3 Contact temperature versus initial surface temperature for water drops (taken from Ref. (2))

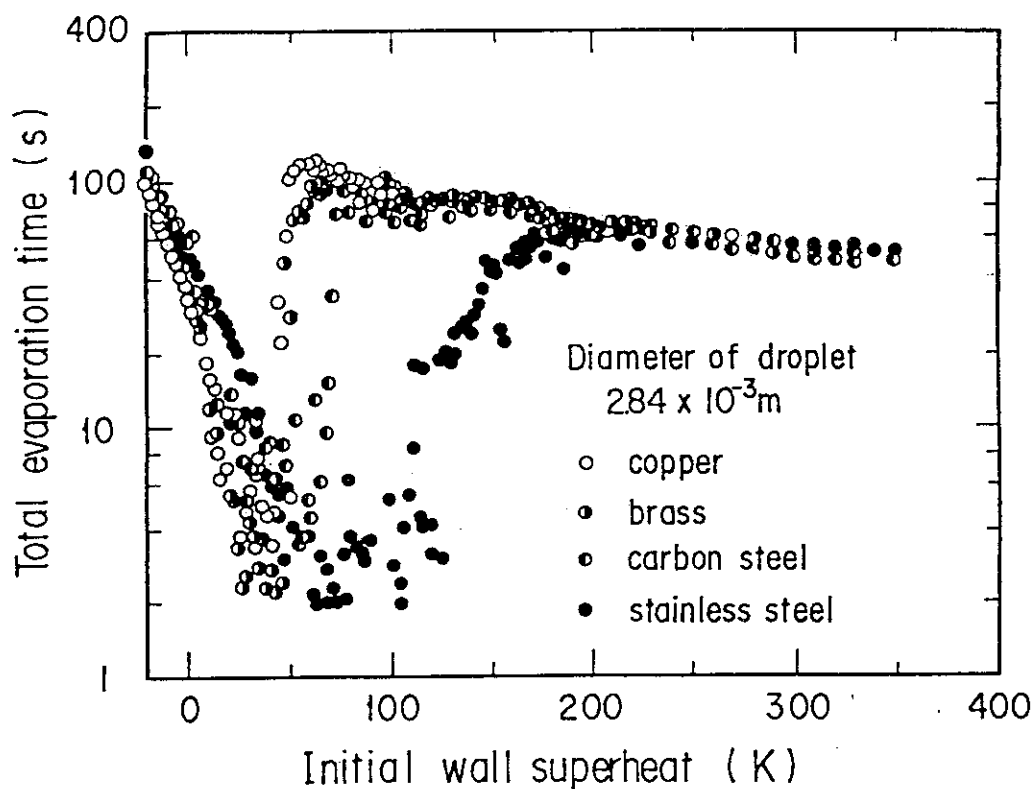


Fig. 4 Total evaporation time versus initial wall superheat (taken from Ref. (3))

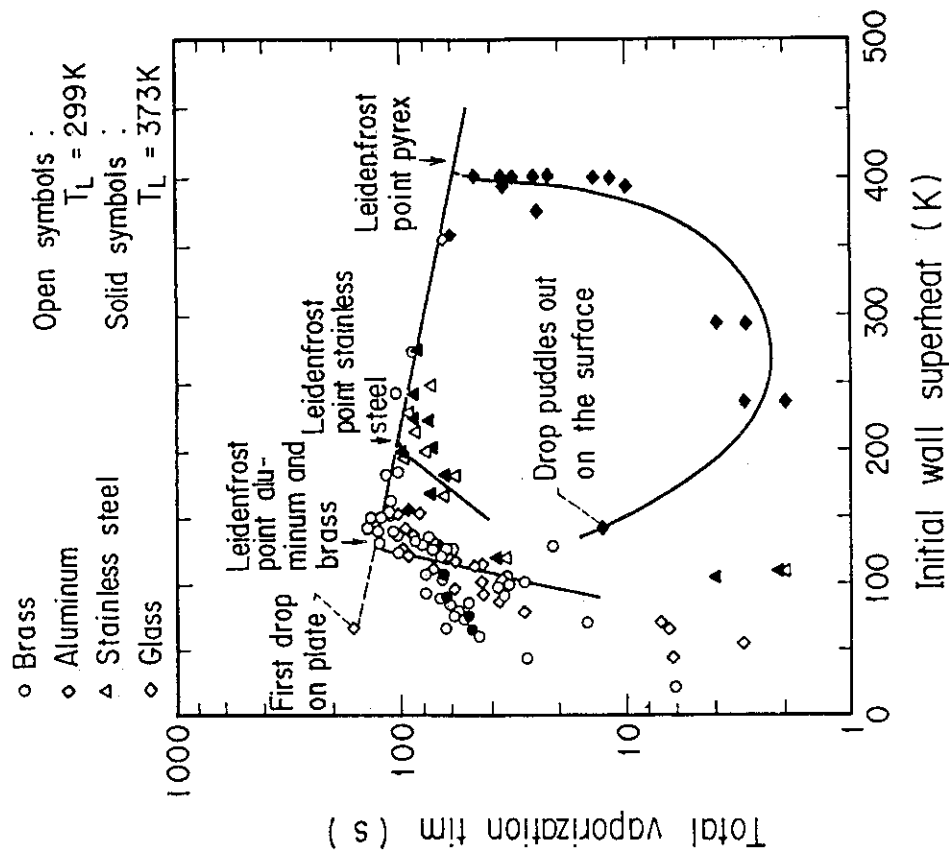


Fig.6 Total vaporization time of 0.032 ml water drops on polished aluminum, brass, stainless steel and stainless steel surfaces.
(taken from Ref. (4))

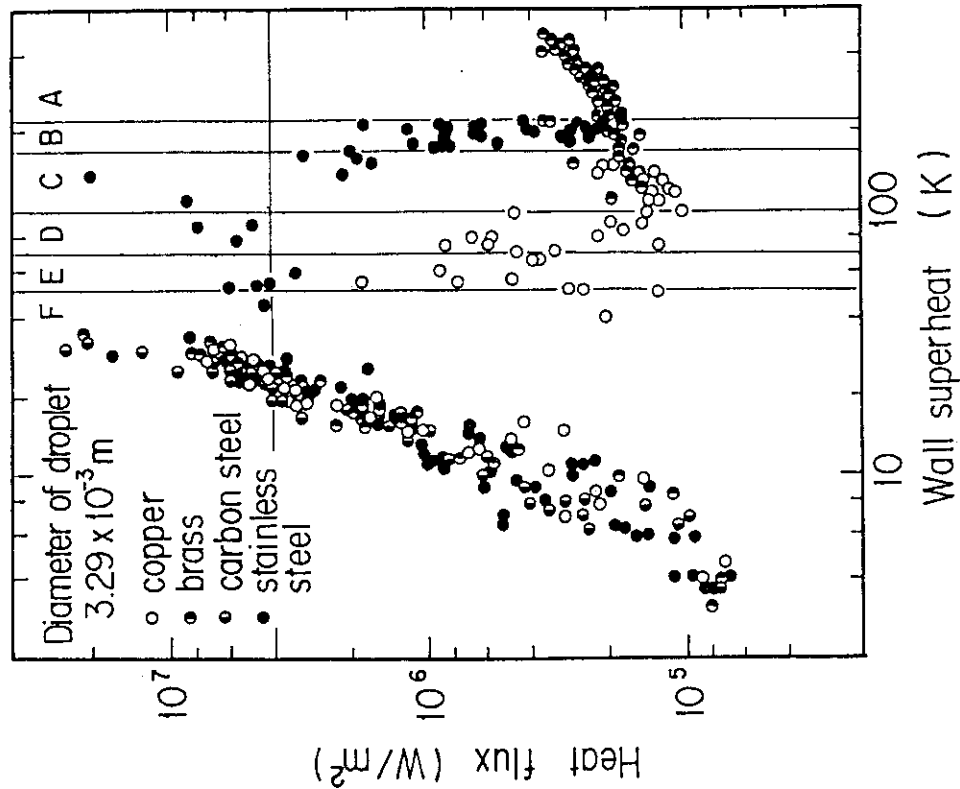


Fig.5 Boiling curve of a single water droplet
(taken from Ref. (3))

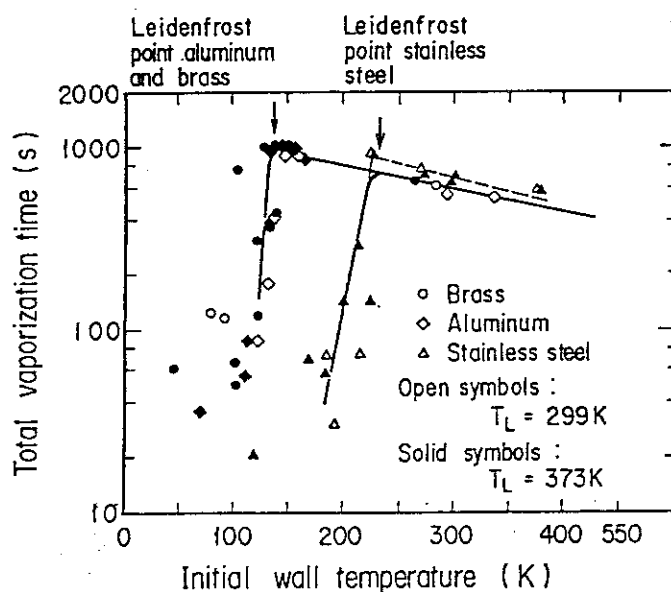


Fig.7 Total vaporization time of 6ml water drops on polished aluminum, and steel surfaces.
(taken from Ref (4))

Table 1 Leidenfrost temperatures tabulated in Ref.(4).

Unit: K

Plate material	Water			
	0.032 ml drop		6 ml drop	
	T_L 373K	T_L 299K	T_L 373K	T_L 299K
Pyrex glass (3-4 rms)	788	>973	---	---
Stainless steel (3-4 rms)	578	578	598	598
Brass (3-4 rms)	---	503	508	508
Aluminum (3-4 rms)	---	503	508	508
Aluminum 0- gauge (25 rms)	---	---	538	---
Aluminum (fresh polish) (3-4 rms)	---	428	>473	---
Brass (fresh polish) (3-4 rms)	---	---	>473	---
Cold fresh polish (very smooth)	---	---	<457	---

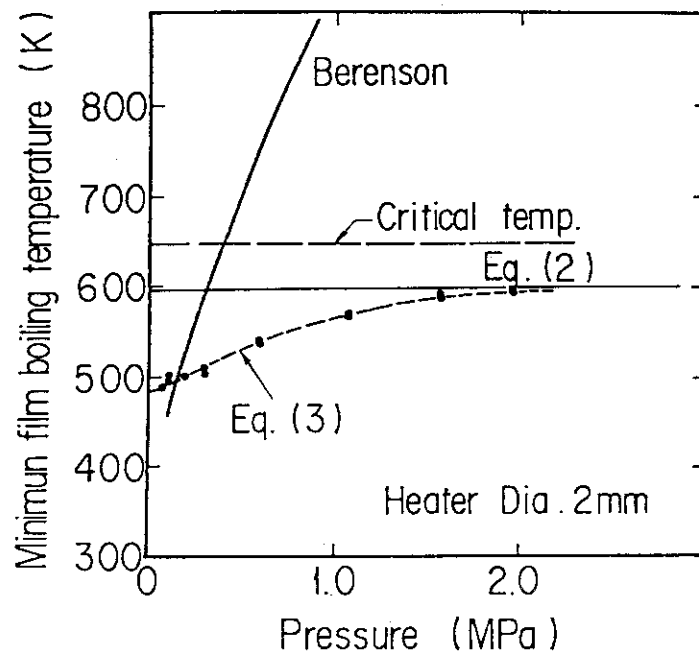


Fig.8 Effect of system pressure on minimum temperature in saturated film boiling
(taken from Ref (5))

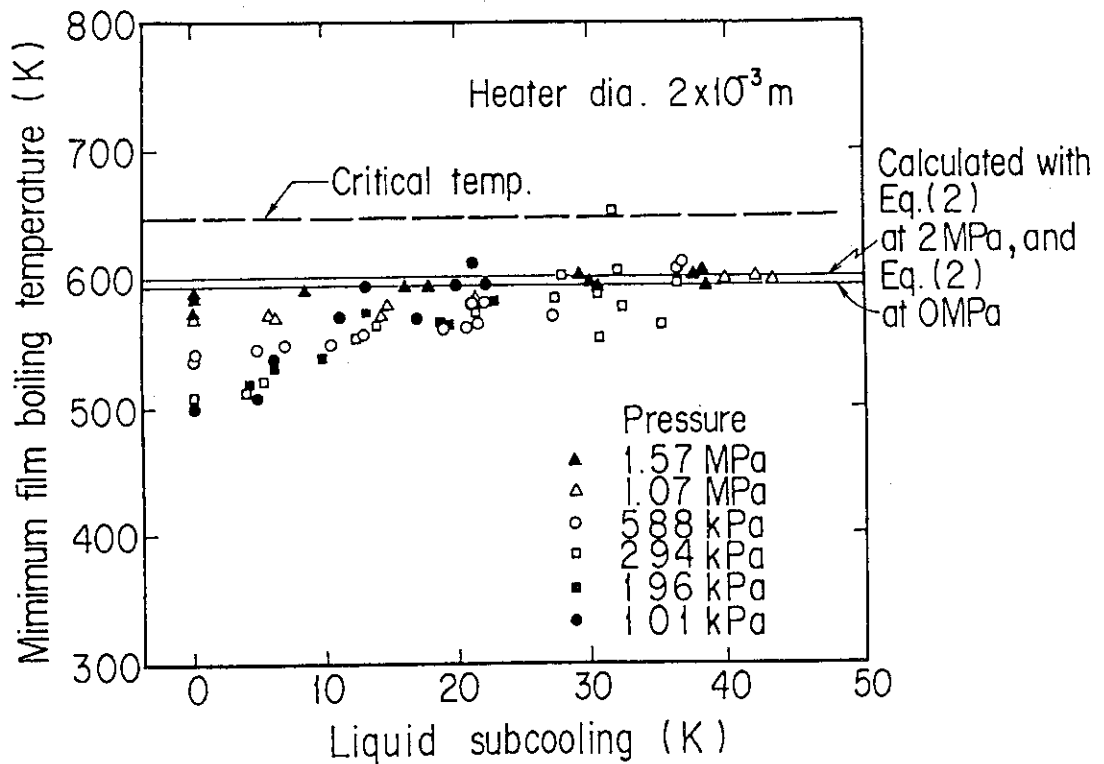


Fig.9 Effect of water subcooling on minimum film boiling temperature for various system pressures
(taken from Ref. (5))

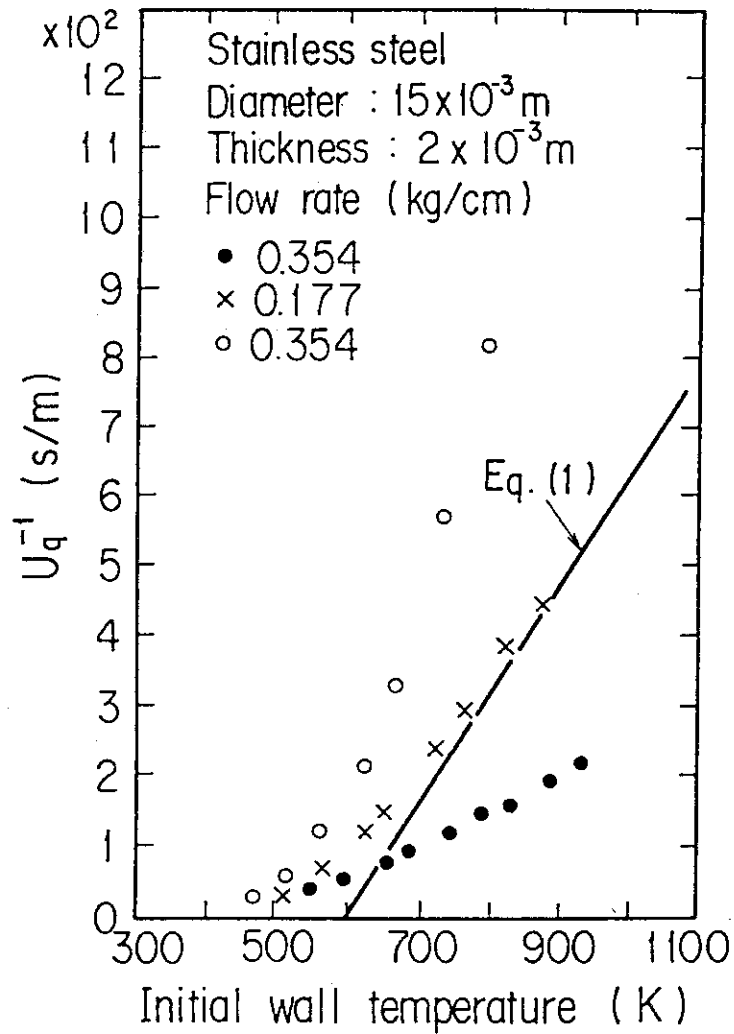


Fig.10 Quench front velocities versus initial wall temperatures stainless steel (taken from Ref. (6))

2.2 低温クエンチについての新モデル

(1) 高温クエンチにおいて、液体付着温度が熱力学的過熱限界温度であることの考察

見掛けのクエンチ温度 T_Q に対し、その接触温度が熱力学的過熱限界温度 T_{Tmax} 以上の場合のクエンチを高温クエンチ、それ以下の温度でのクエンチを低温クエンチと定義する。

すなわち、見掛けのクエンチ温度 T_Q の値により、(4)式より次のように分類される。

① 高温クエンチ

$$T_Q > T_{Tmin} \left(1 + \frac{a_\ell}{a_c}\right) - T_\ell \left(\frac{a_\ell}{a_c}\right)$$

② 低温クエンチ

$$T_Q \leq T_{Tmin} \left(1 + \frac{a_\ell}{a_c}\right) - T_\ell \left(\frac{a_\ell}{a_c}\right)$$

ここで、 $a = \sqrt{\lambda r C_P}$ 、添字 ℓ : 液体、 c : 伝熱面

高温クエンチにおいて、見掛けのクエンチ点Bは真のクエンチ点AよりFig. 11(a)のように $\lambda / (rcu)$ だけ離れているので⁽¹⁾、真のクエンチ点と見掛けのクエンチ点の間では、壁表面温度は急降下しており、又、真のクエンチ点より既クエンチ部においても急激に温度が下がっており、そのような所では、いわゆる不安定な膜沸騰が生じてよいと思われる。しかるに、実際には見掛けのクエンチ点から急速に温度降下をしている。

この理由として考えられるのは、Fig. 11(a)のAB間の距離に対して不安定な膜沸騰の波長が十分に長く、不安定な膜沸騰が存在できないのではないかとということである。

上の仮説に対して、低温クエンチを考えると、Fig. 11(b)のB点より右側に水が瞬時に付着できる点が確率的に存在する状況が考えられる。この場合、不安定な膜沸騰の波長に相当する点にも水が付着出来る可能性があり、そのような場合に不安定な膜沸騰を生ずる。そして水力学的過熱限界温度 T_{Hmax} まで温度が低下すると核沸騰に移行する。すなわち、伝熱面温度が T_{Hmax} となる点が真のクエンチ点となる。

しかし、この現象は、確率的なものであり、場合によってはFig. 11(b)下図のようにB点より右側に水の付着が起きず、クエンチ点は、熱力学的過熱限界温度 T_{Tmax} となることもあると思われる。

クエンチ点が T_{Tmax} 、 T_{Hmax} どちらの場合も、クエンチ中は、壁温が約 423 K (150 °C) まで降下し、核沸騰が生じ、同じ除熱能力があると考え、クエンチ点が T_{Tmax} 、 T_{Hmax} となるのが確率 $f(x)$ 、 $1 - f(x)$ で表わされるとすると、

$$u_q^{-1} = f(x) u_T^{-1} + (1 - f(x)) u_H^{-1} \quad (7)$$

ここで、

$$u_T^{-1} = g(T_{Tmax}) \quad (8)$$

$$u_H^{-1} = g(T_{Hmax}) \quad (9)$$

$$g(T) = \frac{C_P \rho (T_Q - T)}{Q_{oeff} (1 + 0.2778 \times 10^{-4} \Delta T_{sub}^3)} \quad (10)$$

確率 $f(x)$ としては

$$f(x) = \left(\frac{T_Q - T_{Hmax}}{T_{cont} - T_{Hmax}} \right)^n \quad (11)$$

を仮定する。

そして,

$$T_Q \geq T_{cont} : f(x) = 1 \quad (12)$$

$$T_Q \leq T_{Hmax} : u^{-1} = 0 \quad (13)$$

T_{Tmax} は(2)式により表わされるとし, T_{Hmax} は桜井の式を直線近似した次式を用いる。

$$T_{Hmax} = 480 + 80 * P \text{ (MPa)} \quad (14)$$

ただし, $T_{Hmax} > T_{Tmax}$ ならば $T_{Hmax} = T_{Tmax}$ とする。

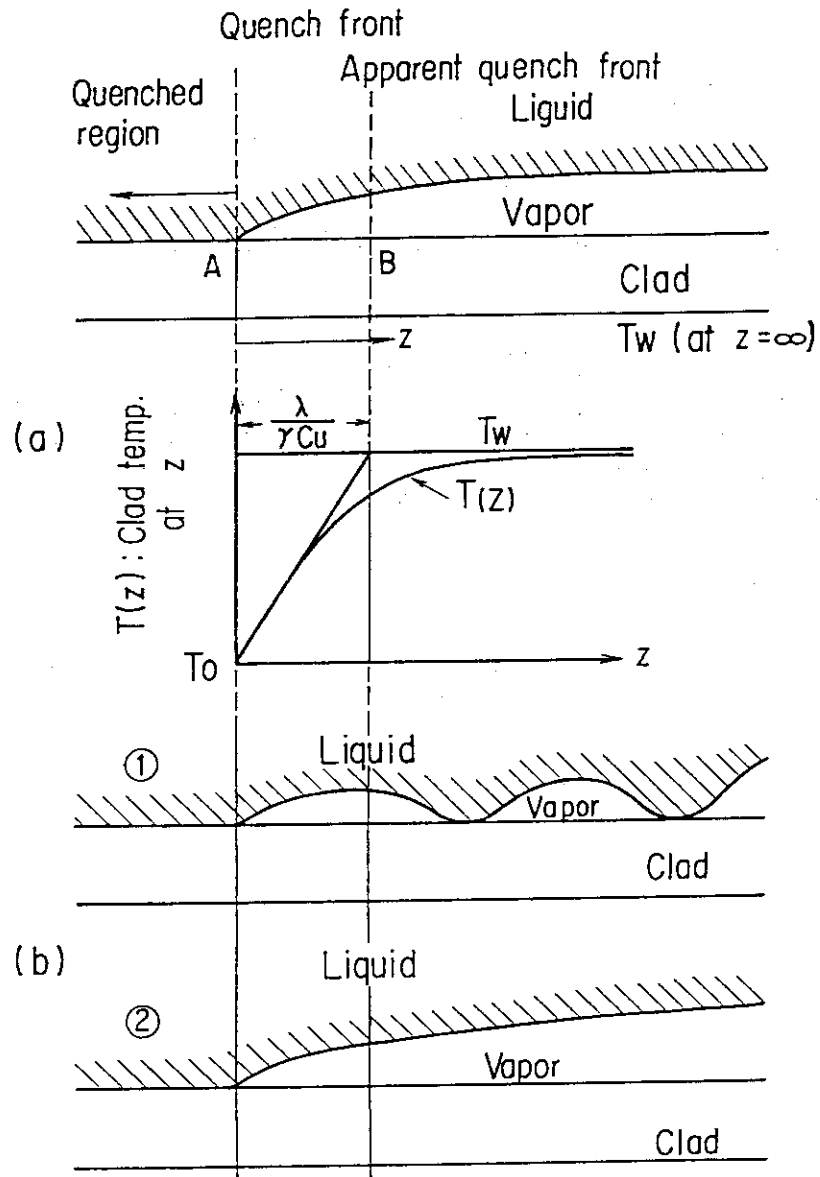


Fig.11 Film boiling model near quench front

3. 実 験

炉心下部での低温クエンチ挙動を調べるために、原研で行った小型再冠水実験のデータを分析した。以下に実験装置の概要と実験方法について述べる。

3.1 装置の概要

原研の小型再冠水実験装置は、加圧水型原子炉（PWR）の再冠水過程に起る炉心内熱水力現象を模擬するように設計されている。テスト部は、 15×15 本配列の PWR 燃料をバンドル内燃料棒を模擬した実長の発熱体 4×4 本の棒束、内側が 4 角管流路形状を有する外管により構成されている。発熱棒直径は、 10.5×10^{-3} m、発熱体の配列ピッチは 13.8×10^{-3} m であり、四角管の内辺は 60×10^{-3} m である。

Fig. 12 に示すように発熱体の有効発熱長は 3.6 m であり、発熱部は、らせん状のニクロムリボン（NCH-1）であり、絶縁材は窒化ホウ素（BN）、被覆管は 1.3×10^{-3} m 肉厚のインコネル 600 で作られている。発熱部のらせん状ニクロムリボンの巻きピッチを変化させることにより軸方向に 7 段階の出力分布（出力比とその区間長（l）で示す）は、次のようになる：0.43 (0.5m), 0.85 (0.45 m), 1.25 (0.45 m), 1.6 (0.8 m), 1.25 (0.45 m), 0.85 (0.45 m), 0.43 (0.5 m) を作り、原子炉炉心の chopped cosine 分布を模擬している。

発熱体の配列は、正方格子状配列であり、Fig. 13 に示すように 0.5×10^{-3} m 肉厚のハステロイ X 製のエッグクレート型グリッドスペーサにより発熱体間隔が保持されている。発熱体棒束は内側が正方形、外側が円形のテスト部外管（ステンレス製）に格納されている。

発熱体のうち、15 本は 3 相交流で、1 本は単相交流で加熱され、IVR により出力は調整される。

Fig. 14 に示すようにテスト部上部には、上部プレナムが取り付けられ、テスト部から吹上げてくるキャリオーバー水を蒸気から分離する水分離器、分離した水がテスト部に逆流しないようにする分離筒がテスト部に直結して取り付けられ、又、分離水は流出水量測定用のホールドタンクに導かれるようになっている。水の分離された蒸気は、蒸気流量測定ならびに流動抵抗模擬用のオリフィスを通り、格納容器を模擬した定圧タンクに導かれ、圧力制御弁を通り、大気に放出される。

テスト部下部には、下部プレナムがあり、給水タンクからポンプにより設定された流量で圧送された冷却水が入り、実験前には下部プレナムに取付けたオーバーフローラインを通り、給水タンクに還流している。給水タンクの水温は、給水タンク内の加熱器により設定温度になるように制御される。実験開始とともにオーバーフローラインの弁が閉じ、下部プレナムに入った冷却水は、テスト部に設定された流量、水温で流入する。又、実験の目的によっては、ダウンガマを模擬した垂直単管下端と下部プレナム間の弁を開き、ダウンガマ模擬単管上部に冷却水を注入し、システム全体の挙動を調べることもあるが、本研究での分析データは、テスト部へ強制的に一定

流量で冷却材を注入した実験により得られたものである。

発熱体の被覆管表面温度は、被覆管表面に掘られた溝の中に埋込まれた 0.5×10^{-3} m 直径のクロメルアルメル非接地型熱電対により測定された。熱電対は、インコネル 600 のシース型のものであり、被覆管表面へは突起していない。熱電対の取付位置を Fig. 15 に示す。

テスト部内のボイド率、蓄水率は Fig. 12 に示すようにテスト部外管の 6 区間に取付けられた差圧計により測定された。

3.2 実験方法

実験は、テスト部を一定の電力で加熱し、発熱体中央高さ位置の被覆管表面温度が設定値に達した時、オーバーフローラインの弁を閉じてテスト部への注水を開始した。注水流量は設定値に保持され、又、注水水温も設定値に保持された。テスト部の圧力については、上部プレナムの圧力が設定値に保持されるように圧力制御弁が制御された。なお、テスト部外管は実験開始前に飽和温度に設定された。

実験条件を Table 2 に示す。Run 6033 を基準実験とし、主として系圧力、出力、冠水速度をパラメトリックに変化させて各実験の条件を設定した。

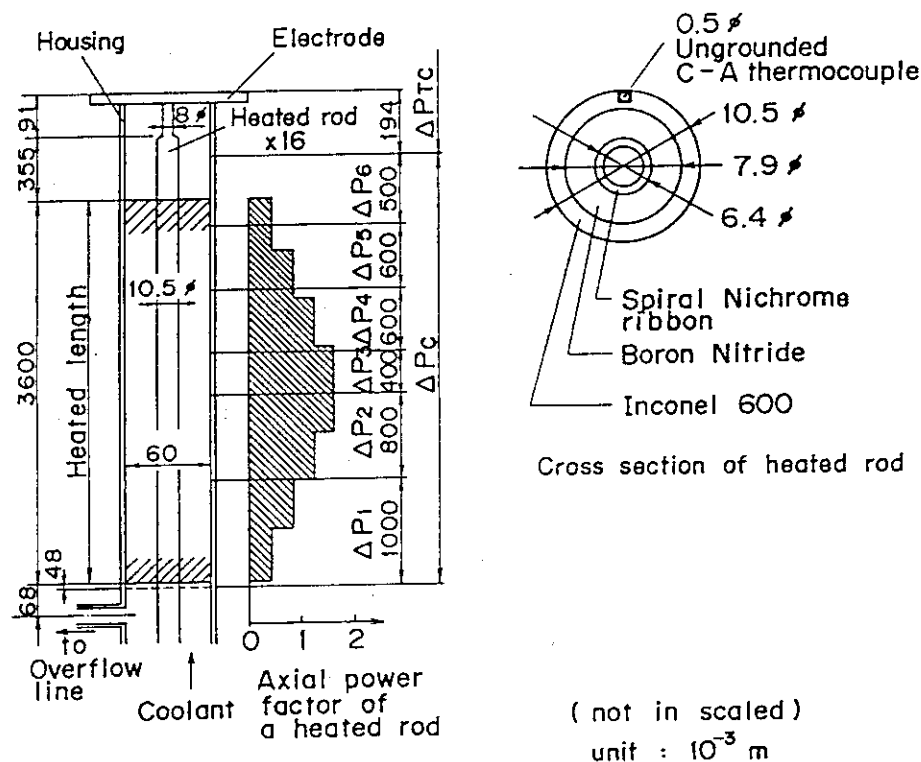


Fig. 12 Schematic of test section and heated rod

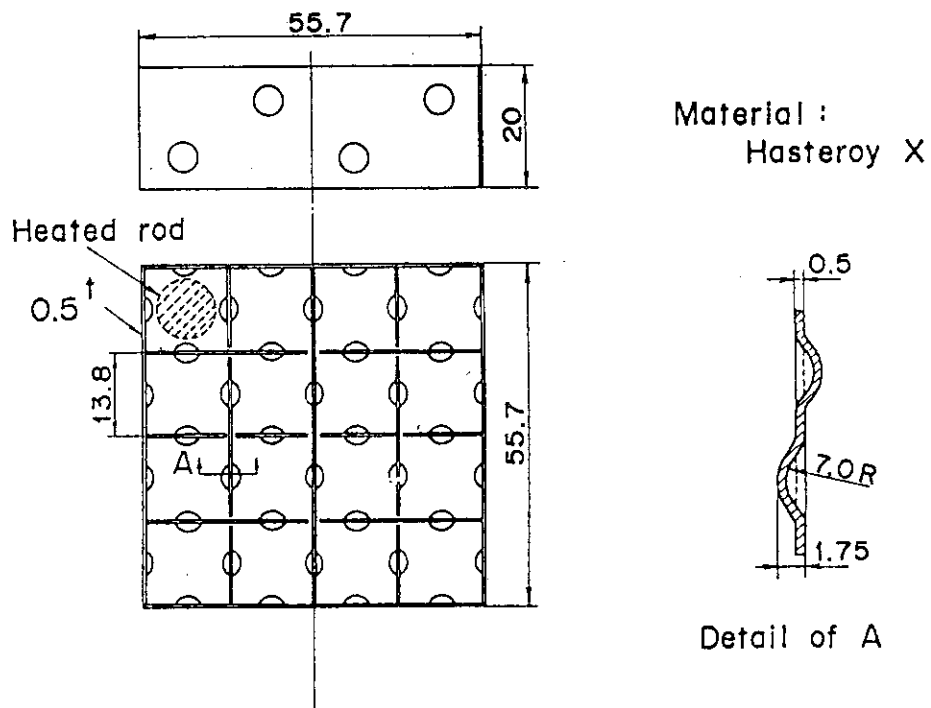


Fig. 13 Configuration of grid spacer

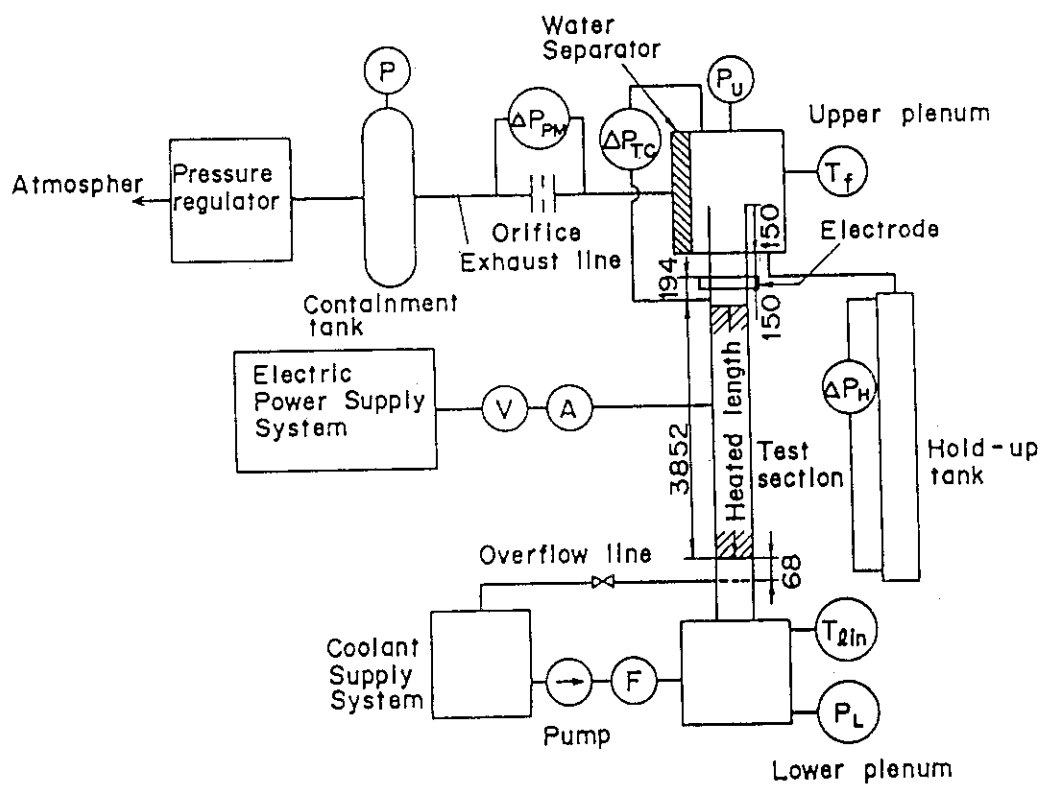


Fig. 14 Schematic of small scale test facility and instrumentation

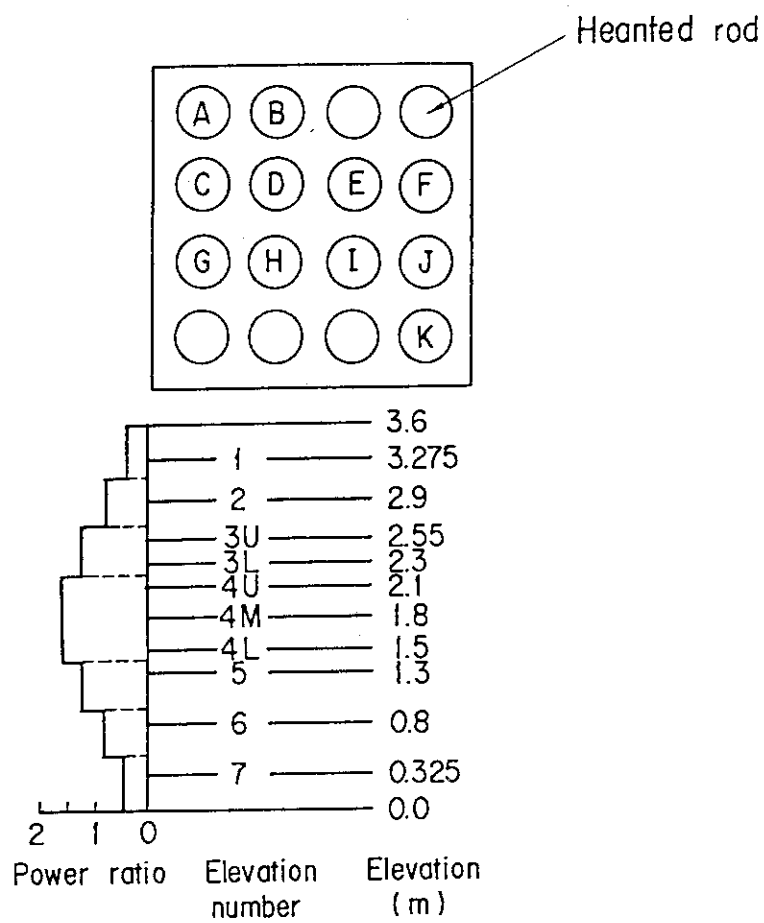


Fig.15 Identification of thermocouples

Table 2 Test conditions.

Run No.	Peak linear power (kW/m)	Upper plenum pressure (MPa)	Flooding velocity (10^{-2} m/sec)	Initial peak clad temp. (K)	Inlet water temp. (K)
6010	2.2	0.1	6	673	353
6011	1.7	0.1	6($\times 10$ sec) $\rightarrow 3$	673	358
6012	2.0	0.1	4	673	358
6013	2.0	0.1	2	673	358
6021	2.0	0.4	4	673	358
6022	1.6	0.4	4	673	393
6023	2.4	0.4	4	673	393
6024	2.0	0.4	2.6	673	393
6027	2.0	0.2	8	673	373
6028	2.8	0.2	4	673	373
6029	2.0	0.2	4	823	373
6031	2.0	0.2	4	673	373
6033	2.0	0.2	4	673	373
6037	1.0	0.2	4	673	373
6039	1.6	0.2	4	673	373
6040	2.4	0.2	4	673	373
6041	2.8	0.2	4	673	373
6042	2.0	0.2	4	823	373
6043	2.0	0.2	4	973	373
6044	2.0	0.2	4	673	358
6046	2.0	0.2	5	673	373
6047	2.0	0.2	7.5	673	373
6048	2.0	0.2	10	673	373
6049	2.0	0.2	10	973	373
6050	2.0	0.2	10	1073	373
6052	2.0	0.2	2.9	673	373
6053	2.0	0.2	2.2	673	373
6054	2.0	0.2	3.9	673	373
6056	2.0	0.2	1.4	673	373
6057	2.0	0.2	1.5	973	373

4. 実験結果と考察

4.1 基準実験 (Run 6033) におけるテスト部内熱水力挙動

テスト部内の発熱体被覆管表面の熱電対から得られた温度履歴を Fig. 16 に示す。位置 7 (最下端熱電対位置) では、炉心冠水速度から計算される水位到達時刻とほぼ同じ時刻にクエンチが生じている。他の位置においては初め、ほぼ断熱的な温度上昇を示すが、再冠水開始後 20 ~ 25 秒後に冷却挙動を示し始める。このことを冷却開始又は、その時の温度を冷却開始温度と定義する。位置 6, 5 においては特に顕著な冷却挙動を示し、温度は降下し始める。

Fig. 17 に、再冠水開始後のテスト部からの蒸気発生、テスト部各高さでのボイド率 (言い換えれば、1 - 水の存在率) を示す。ボイド率は、各高さの差圧計の指示値より、摩擦損失、加熱損失を無視して求めたものである。再冠水開始後 20 ~ 25 秒後に、炉心内全体に蓄水が生じ始め、テスト部から蒸気が発生し始めることがわかる。

炉心内全体に蓄水が始まる、すなわち水が存在するということは、今までのモデルでは、594 K (321 °C) 以下では、瞬時クエンチが生ずることを予測するが、Fig. 16 からわかるように 594 K 以下でも瞬時クエンチは生じないで、少し冷却が進んだ後にクエンチしている。

新モデルを考えると、瞬時クエンチは約 500 K で生ずることになり、矛盾はなくなる。

4.2 テスト部下部の冷却開始温度とクエンチ温度との関係

Fig. 18 に発熱体 D, I の位置 6, 発熱体 G の位置 7 での冷却開始温度 O とクエンチ温度 X との関係を示す。ただし、水位到達時刻が冷却開始時刻以前の場合、水位到達時の温度を冷却開始温度とする。この図からわかるように、冷却開始温度が 500 K 以上で、熱力学的過熱限界温度 (約 594 K) 以下であっても即時クエンチはせずクエンチ温度は約 500 K 以上であり、冷却開始温度が 500 K 以下の場合、瞬時クエンチが生じており、新モデルで考慮した桜井の式に基づく水力学的過熱限界温度 ((14) 式で近似) に意味のあることがわかる。又、発熱体 D, I の位置 6 のクエンチ温度を比較するとばらつきが大であり、現象が確率的であることを示唆している。

4.3 クエンチエンペロープの新モデルによる予測

Eq. (11) の指数 η は、未知数であるので、小型再冠水実験のテスト部下部のクエンチ挙動と低温クエンチの新モデルを組み込んだ再冠水解析コード REFLA-1D の指数 η をパラメータとした計算結果との比較により、 η の決定を行うこととする。

REFLA-1D コードとしては、REFLA-1D (MODE 1)⁽⁷⁾を用いる。そして、温度履歴についての実測値と計算値との一致の良好であった液滴噴霧流のない炉心モデルを用いて計算を行うこととする。

Fig.19 は、Run 6033 基準実験（冠水速度 4 cm/sec）の場合である。実測値と予測値との一致は $n = 0 \sim 2$ の範囲でいずれの場合も不良であることがわかる。0.2 MPa の場合、熱水力学的過熱限界温度以上でのクエンチの予測も不良であり、そのためにクエンチ速度の一致が悪いと考え、クエンチ位置と炉心下端との距離を 1.15 倍、1.3 倍した点をそれぞれ○、+ で表示する。これは実際的にはクエンチ速度を 1.15 倍、1.3 倍したことに対応する。 $n = 1$ の時、1.15 倍の線とよい一致を示すことがわかる。

4.4 炉頂クエンチの新モデルによる予測

炉頂クエンチについては、クエンチフロント付近の熱伝達について詳細に検討すべきであるがここでは、高温クエンチでのクエンチフロント部の熱流束を実測値により推定し、Eq.(11) の指数 η をパラメータとした計算を行い、Fig. 20 に示す山内の実験の低温クエンチのデータとの比較を行う。

最適の η の値は得られないが、 η の値は 2.0 から約 0.6 の間であることがわかる。4.3 において求めた $n = 1$ の値はほぼ妥当な値と考えられる。

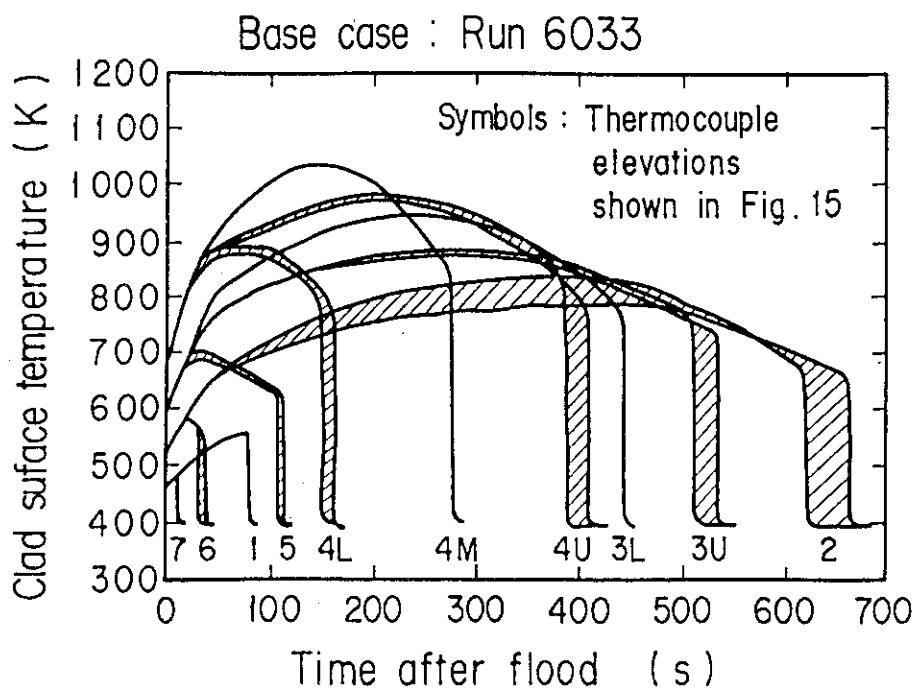


Fig. 16 Temperature transients of clad surface at various elevations

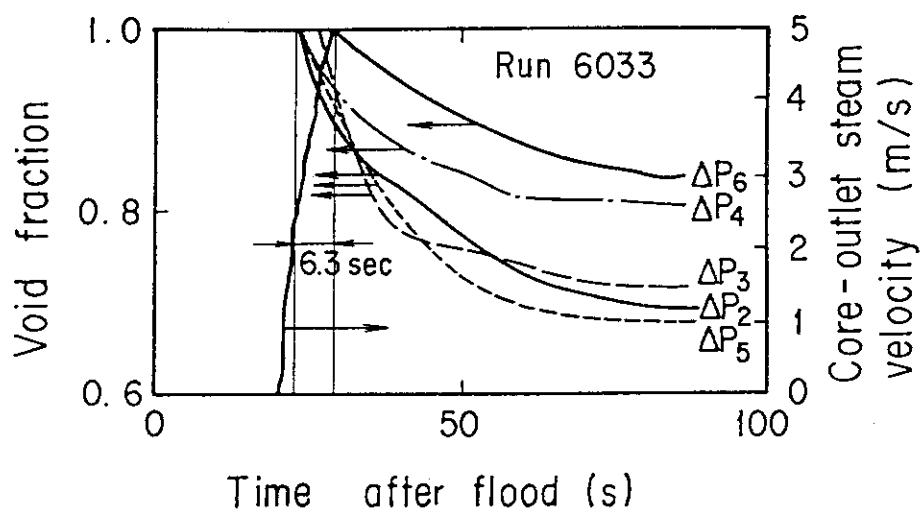


Fig. 17 Void fraction transients in core

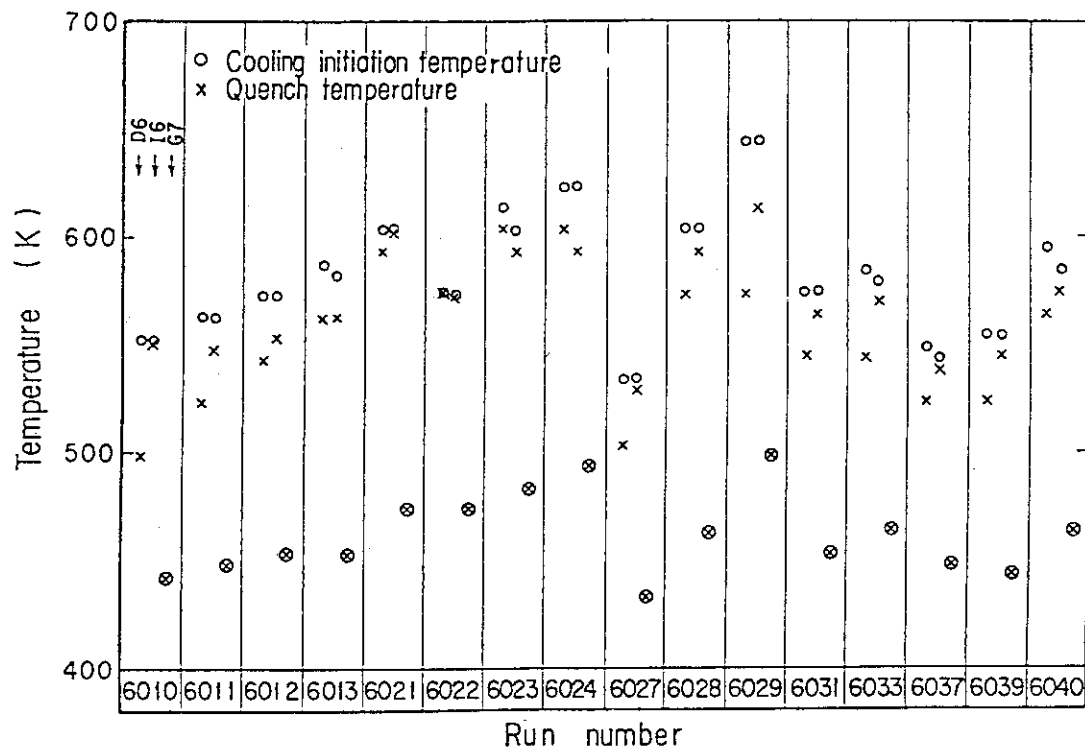


Fig. 18 Temperatures at cooling initiation times and quench times

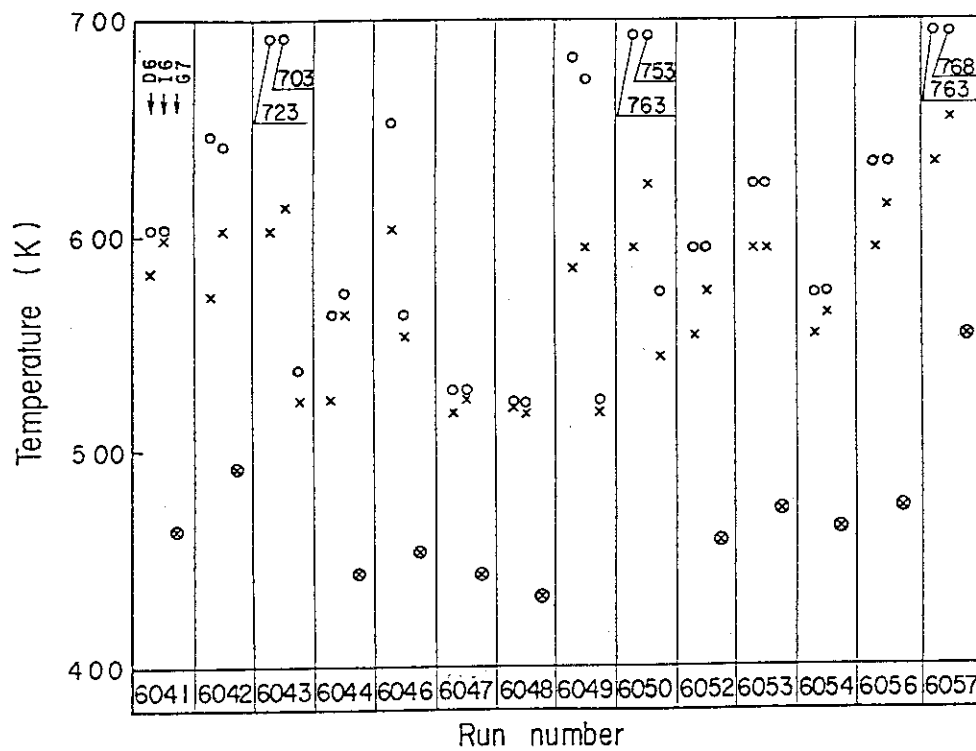


Fig. 18 (Continued)

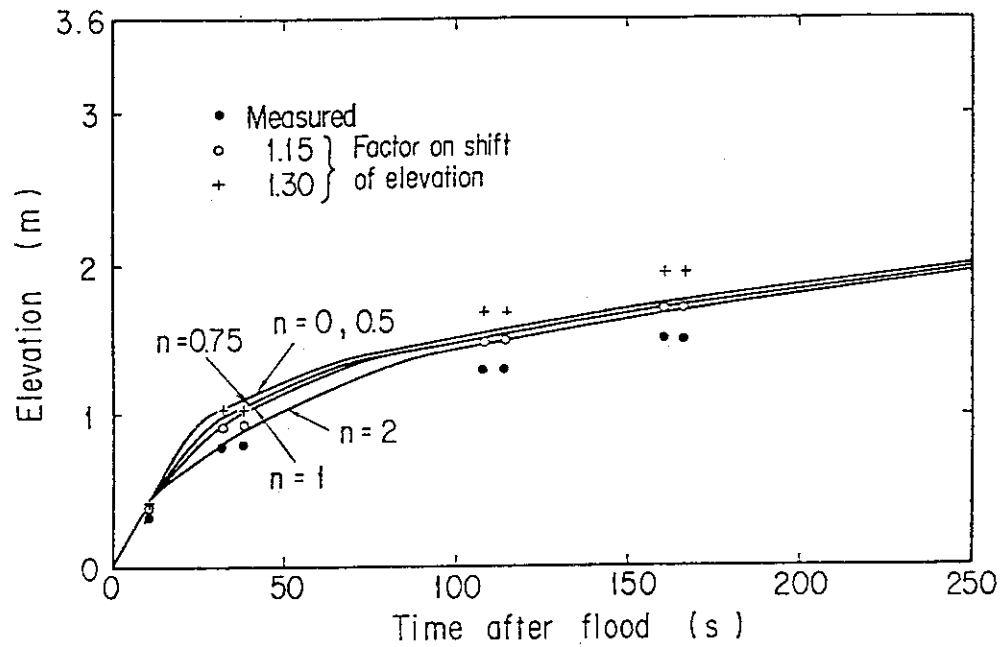


Fig. 19 Parametric calculations on quench front envelope for Run 6033

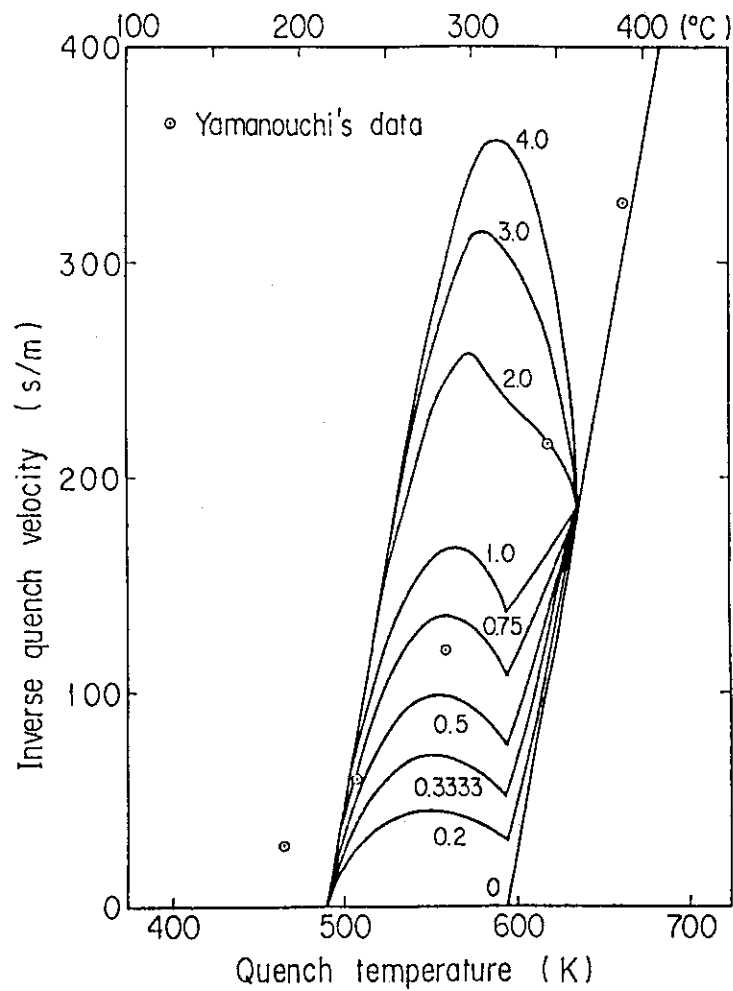


Fig. 20 Parametric calculation on relation between inverse quench velocities versus quench temperature in case of top quench

5. 結 論

1. 高温伝熱面上での液滴挙動を調べる実験に関する文献調査により、熱力学的過熱限界温度以下でも不安定な膜沸騰が存在するらしいことがわかった。又、この不安定な膜沸騰が存在できる最低温度は、水力学的安定性によって定まる水力学的過熱限界温度で表現できそうであることがわかった。
2. 熱伝導律則型クエンチにおいて、真のクエンチフロントへの熱伝導により温度が急激に低下し、熱力学的過熱限界温度に近づき始める見掛けのクエンチフロントを考えた場合、真のクエンチフロントと見掛けのクエンチフロントとの距離は非常に短い。
この距離に較べて、不安定な膜沸騰の波長が十分に長いと仮定すると、見掛けのクエンチフロントでの液体の接触温度が熱力学的過熱限界温度より高い場合、著者により既に導出したクエンチモデルが適用できると考えられる。
3. 見掛けのクエンチフロント温度がより低く、かつ水力学的過熱限界温度より高い低温クエンチの場合、不安定な膜沸騰の確率的性質よりクエンチは、最高液体過熱度を熱力学的過熱限界温度とした場合と水力学的過熱限界温度とした場合とが確率的に現われると考え、その確率が見掛けのクエンチ温度によって決定されるとし、かつ、水力学的過熱限界温度が桜井の式 (Eq.(6)) により決定されたとし、未知数 η を含む新モデル (Eqs.(7)~(11)) を導いた。
4. 原研で行った小型再冠水実験データにより、桜井の式で定まる水力学的過熱限界温度以下では、即時クエンチが生じていることが確められた。
5. 同じデータにより、未知数 η が 1 の場合、クエンチフロント進行についての実測値と計算値とのほぼ満足すべき一致がよいことがわかった。又、山内の炉頂クエンチ実験に適用した場合も同じ η の値が妥当であることがわかった。

謝 辞

本研究の遂行にあたって、終始激励いただいた安全工学第2研究室長平野見明氏に感謝致します。また、実験の遂行、データ処理を担当し、各種の助言をいただいた安全工学第2研究室の井口正氏、須藤高史氏、数土幸夫氏、杉本純氏、大久保努氏、秋本肇氏に感謝致します。

5. 結 論

1. 高温伝熱面上での液滴挙動を調べる実験に関する文献調査により、熱力学的過熱限界温度以下でも不安定な膜沸騰が存在するらしいことがわかった。又、この不安定な膜沸騰が存在できる最低温度は、水力学的安定性によって定まる水力学的過熱限界温度で表現できそうであることがわかった。
2. 熱伝導律則型クエンチにおいて、真のクエンチフロントへの熱伝導により温度が急激に低下し、熱力学的過熱限界温度に近づき始める見掛けのクエンチフロントを考えた場合、真のクエンチフロントと見掛けのクエンチフロントとの距離は非常に短い。
この距離に較べて、不安定な膜沸騰の波長が十分に長いと仮定すると、見掛けのクエンチフロントでの液体の接触温度が熱力学的過熱限界温度より高い場合、著者により既に導出したクエンチモデルが適用できると考えられる。
3. 見掛けのクエンチフロント温度がより低く、かつ水力学的過熱限界温度より高い低温クエンチの場合、不安定な膜沸騰の確率的性質よりクエンチは、最高液体過熱度を熱力学的過熱限界温度とした場合と水力学的過熱限界温度とした場合とが確率的に現われると考え、その確率が見掛けのクエンチ温度によって決定されるとし、かつ、水力学的過熱限界温度が桜井の式 (Eq.(6)) により決定されたとし、未知数 η を含む新モデル (Eqs.(7)~(11)) を導いた。
4. 原研で行った小型再冠水実験データにより、桜井の式で定まる水力学的過熱限界温度以下では、即時クエンチが生じていることが確められた。
5. 同じデータにより、未知数 η が1の場合、クエンチフロント進行についての実測値と計算値とのほぼ満足すべき一致がよいことがわかった。又、山内の炉頂クエンチ実験に適用した場合も同じ η の値が妥当であることがわかった。

謝 辞

本研究の遂行にあたって、終始激励いただいた安全工学第2研究室長平野見明氏に感謝致します。また、実験の遂行、データ処理を担当し、各種の助言をいただいた安全工学第2研究室の井口正氏、須藤高史氏、数土幸夫氏、杉本純氏、大久保努氏、秋本肇氏に感謝致します。

参 考 文 献

- (1) Murao, Y. : Correlation of quench phenomena for bottom flooding during loss-of-coolant accidents, J. Nucl. Sci. Technol., 15[12], pp.875-885, (1978).
- (2) Seki, M. et al. : Transient temperature profile of a hot wall due to an impinging liquid droplet, ASME, J. Heat trans. 100[1], pp.167-169, (1978). Vol.21, pp.605-613, (1978).
- (3) Michiyoshi, I. and Makino, K. : Heat transfer characteristics of evaporation of a liquid droplet on heated surfaces, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 21, pp. 605-613, (1978).
- (4) Baumeister, K.J. et al. : Role of the surface in the measurement of the Leidenfrost temperature, Augmentation of convective heat and mass transfer, ASME, p.91-101, (1970).
- (5) Sakurai, A. et al. : Steady and unsteady film boiling heat transfer at subatmospheric and elevated pressures, presented at the 1980 ICHMT International Seminar, Nuclear Reactor Safety Heat Transfer, Dubrovnik, Yugoslavia, September, (1980).
- (6) 山内 淳男 : 垂直高温壁上の水膜境界移動速度, 日本機械学会論文集 (第2部), 34 (266), PP. 1756 ~ 1767, (1968).
- (7) Murao, Y. et al. : REFLA-1D/MODE 1: A computer program for reflood thermohydrodynamic analysis during PWR-LOCA, User's manual, JAERI-M 9286, (1981).