

JAERI-Research

94-012



PWR-LOCA時再冠水過程における炉心内熱水力挙動  
に及ぼす燃料集合体形状及び燃料棒構造の影響  
(受託研究)

1994年8月

大貫 晃・秋本 肇・井口 正・村尾良夫

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

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

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1994

編集兼発行 日本原子力研究所

印 刷 株原子力資料サービス

PWR-LOCA 時再冠水過程における炉心内熱水力挙動に及ぼす  
燃料集合体形状及び燃料棒構造の影響

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部  
大貫 晃・秋本 肇・井口 正・村尾 良夫

(1994年7月28日受理)

PWR-LOCA 時再冠水過程における炉心内熱水力挙動をこれまで  $15 \times 15$  型模擬燃料集合体を用いて調べてきた。実炉燃料棒と模擬燃料棒を比較すると、その燃料棒構造（被覆管材質及び被覆管と燃料ペレットとの間のギャップの有無）に違いがある。また、近年稼働中の PWR では従来の  $15 \times 15$  型燃料集合体に代わって  $17 \times 17$  型燃料集合体が使用されている。両集合体を比較すると、燃料集合体形状（集合体形式（燃料棒径及びピッチ）及び支持構造（グリッドスペーサの構造及び段数））の違いがある。 $15 \times 15$  型模擬燃料集合体を用いて得られた再冠水研究の知見の実炉解析への適用性を評価するためには、これらの燃料集合体形状や燃料棒構造の影響を明らかにする必要がある。そこで、集合体形式、支持構造及び燃料棒構造を系統的に変えて小型再冠水試験装置により得られた試験結果を用いて、試験結果の比較及び  $15 \times 15$  型模擬燃料集合体に適用可能である REFLA/TRAC コードの解析結果を仲介として、上述の各パラメータが炉心内熱水力挙動に与える影響について検討した。検討の結果、以下の結論が得られた。

- (1) 集合体形式に関しては、REFLA/TRAC コードの熱伝達率モデル及びボイド率モデルにより  $17 \times 17$  型集合体形式での熱水力挙動をその誤差範囲内で予測でき、両集合体形式間で定性的な熱水力挙動の違いはない。
- (2) 支持構造に関しては、支持構造の違いが被覆管最高温度に与える影響は小さく、REFLA/TRAC コードの熱伝達率モデル及びボイド率モデルを適用できる。クエンチモデルについては、冠水速度の低い範囲でクエンチ速度をやや過大に評価したが、そのような条件でも被覆管最高温度に対する影響は小さく、評価解析上十分な精度を有する。
- (3) 燃料棒構造に関しては、ギャップの有無による効果は小さく、被覆管材質効果の影響が大きい。被覆管の熱容量の違いにより実燃料棒（ジルカロイ被覆）のほうが模擬燃料棒（インコネル被覆）よりクエンチ速度が高い。REFLA/TRAC コードは実燃料棒と模擬燃料棒との違いによる効果をほぼ予測できる。

---

本報告書は、電源開発促進対策特別会計法に基づき、科学技術庁からの受託によって行った研究の成果である。

東海研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根 2-4

いずれの効果についても、基本的な熱水力的挙動は  $15 \times 15$  型模擬燃料集合体で得られたものと変わらないと考えられる。従って、 $15 \times 15$  型模擬燃料集合体で得られた知見は PWR の燃料熱特性の体系にも適用できると考える。

Effect of Fuel Assembly Configuration and Fuel Rod Configuration on  
Thermal-hydraulic Behavior in Core during Reflood Phase of PWR-LOCA

Akira OHNUKI, Hajime AKIMOTO, Tadashi IGUCHI and Yoshio MURAO

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

(Received July 28, 1994)

We have investigated the thermal-hydraulic behavior in core during the reflood phase of PWR-LOCA with a  $15 \times 15$  type simulated fuel assembly. The fuel rod configuration (cladding material and existence of gap between fuel pellet and cladding) is different between an actual fuel rod and the simulated one. In PWR which is operated currently, a  $17 \times 17$  type fuel assembly is also used in place of the  $15 \times 15$  type one. The fuel assembly configuration (rod bundle configuration (fuel rod diameter and pitch) and grid spacer type (grid spacer configuration and interval between spacers)) is different between the assemblies. In order to evaluate the applicability of the results from  $15 \times 15$  type simulated fuel assemblies to an actual reactor analysis, it is necessary to make clear the effect of the fuel assembly configuration and the fuel rod configuration. In this study, experiments using small scale reflood test facility were carried out by changing the rod bundle configuration, the grid spacer type and the fuel rod configuration systematically. The effect of each parameter on the core thermal-hydraulics was examined by comparing the experimental data and by using analytical results with REFLA/TRAC code which is applicable to the  $15 \times 15$  type fuel assembly. The following conclusions were derived from this study :

- (1) As for the rod bundle configuration, the heat transfer and the void fraction models in REFLA/TRAC can predict the thermal-hydraulics in the  $17 \times 17$  type fuel assembly within the same error band as for the  $15 \times 15$  type one and no qualitative differences on the core thermal-hydraulics are recognized between the two assemblies.

- (2) As for the grid spacer type, no significant effects are recognized for the peak clad temperature. The heat transfer and the void fraction models in REFLA/TRAC are applicable regardless of the grid spacer type. Although quench velocity model slightly overestimates the quench velocity in the case of grid spacer type of  $17 \times 17$  type fuel assembly under a low flooding velocity, the difference of the quench velocity between the grid spacer types does not affect the peak clad temperature and the core thermal-hydraulics can be predicted by REFLA/TRAC with good accuracy regardless of the grid spacer type.
- (3) As for the fuel rod configuration, the effect of the gap is small and the cladding material has a dominant effect. The quench velocity in an actual fuel assembly (Zircaloy cladding) is higher than that in a simulated fuel assembly (Inconel cladding) due to the difference of heat capacity of the cladding. The REFLA/TRAC code is almost able to predict the effect of difference of the fuel rod configuration.

From these conclusions, it is considered that the core thermal-hydraulics in an actual reactor is basically the same as those in the  $15 \times 15$  type simulated fuel assemblies. Therefore, we consider that the results from the  $15 \times 15$  type simulated fuel assemblies can apply to the evaluation of safety analyses for actual PWRs.

Keywords: Reactor Safety, PWR Type Reactors, Loss-of-coolant, Reflood, Fuel Assemblies, Grid Spacer, Fuel Rod, Film Boiling, Void Fraction, Quench Velocity

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 試 験 .....	6
3. 結果及び考察 .....	15
3.1 炉心模擬部の規模の効果 .....	15
3.2 集合体形式の違いに関する評価 .....	15
3.3 支持構造の違いに関する評価 .....	18
3.4 燃料棒構造の違いに関する評価 .....	23
3.5 15×15 型模擬燃料集合体による結果の 17×17 型実炉解析への適用性の検討 .....	25
4. 結 論 .....	52
参考文献 .....	53
記号表 .....	54
付録A エネルギーバランスの評価方法 .....	56
付録B グリッドスペーサの K ファクターの測定 .....	58

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Experiment .....	6
3. Results and Discussion .....	15
3.1 Effect of Scale of Simulated Core .....	15
3.2 Evaluation on Difference of Rod Bundle Configuration .....	15
3.3 Evaluation on Difference of Grid Spacer Type .....	18
3.4 Evaluation on Difference of Fuel Rod Configuration .....	23
3.5 Applicability of Results with 15×15 Type Simulated Fuel Assembly to 17×17 Type Actual Fuel Assembly .....	25
4. Conclusion .....	52
References .....	53
Nomenclature .....	54
Appendix A Evaluation Method of Energy Balance .....	56
Appendix B Measurement of K Factor of Grid Spacer .....	58

## 表リスト

- 表1.1 15x15型と17x17型燃料集合体との違い((1))及び模擬燃料棒と実燃料棒との違い((2))  
表1.2 17x17型燃料特性評価試験に用いたテスト部の特徴  
表2.1 集合体形式、支持構造及び燃料棒構造の違いに関する試験における主な試験条件

## 図リスト

- 図2.1 圧力容器及び燃料集合体の概要  
図2.2 発熱棒の内部構造  
図2.3 軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置  
図2.4 ミキシングベーン付きグリッドスペーサの構造  
図2.5 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較（1）  
（炉心入口冠水速度及び上部プレナム圧力）  
図2.6 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較（2）  
（炉心入口流体温度及びサブクール度）  
図2.7 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較（3）  
（炉心出力：円筒炉心試験の半径方向出力分布は平坦）  
  
図3.1 炉心下半分における区間ボイド率の比較  
図3.2 炉心上半分における区間ボイド率の比較  
図3.3 被覆管温度の比較  
図3.4 集合体形式の違いに関する被覆管温度及び区間ボイド率の比較  
図3.5 集合体形式の違いに関する熱伝達率の比較  
図3.6 修正村尾・杉本の熱伝達率相関式との比較  
図3.7 修正村尾・杉本の熱伝達率相関式の誤差評価  
図3.8 村尾・井口のボイド率相関式との比較  
図3.9 村尾・井口のボイド率相関式の誤差評価  
図3.10 支持構造の違いに関する被覆管温度の比較  
図3.11 支持構造の違いに関するターンアラウンド温度及びクエンチ時間の比較  
図3.12 支持構造の違いに関する熱伝達率及び区間ボイド率の比較  
図3.13 热伝達率及び区間水率の同一のクエンチフロントからの距離での比較  
図3.14 グリッドスペーサの間隔の効果  
図3.15 クエンチフロント通過時の被覆管温度の比較

- 図3.16 みかけのクエンチ温度とクエンチ速度の逆数との関係
- 図3.17 クエンチフロントでの熱流束補正係数fの比較
- 図3.18 EM条件での熱流束補正の被覆管温度に及ぼす影響
- 図3.19 被覆管材質効果に関するギャップ内表面温度及び区間ボイド率の比較
- 図3.20 基準実験条件におけるREFLA/TRACコードの適用性評価
- 図3.21 ギャップ効果に関する試験結果及びREFLA/TRAC解析結果
- 図3.22 ギャップ効果に関するREFLA/TRAC解析  
((1)ギャップの有無及び燃料棒構造物の違いの効果、(2)ギャップ内構造物を一致させた場合の結果、(3)ギャップの有無のみの効果)
- 図3.23 ギャップコンダクタンスに対する感度解析
- 図3.24 REFLA/TRACコードによる支持構造及び被覆管材質の両違いによる複合効果の検討
- 図3.25 REFLA/TRACコードによる出力レベルの違い及び燃料ペレット物性値の違いによる効果の検討
- 図A.1 炉心で発生した全蒸気流量に対するエネルギーバランスによる予測値と計測値との比較
- 図B.1 みかけの蒸気速度とグリッドスペーサのKファクターとの相関

## 1. 序 論

加圧水型原子炉 (Pressurized water reactor:PWR) の冷却材喪失事故 (Loss of coolant accident:LOCA) 時のブローダウン過程末期から、リフィル及び再冠水過程にかけて、一次系内に生ずる熱水力挙動を解明することを目的として、日本原子力研究所では大型再冠水効果実証試験計画を行った。<sup>(1)</sup> 本試験計画には、円筒炉心試験装置<sup>(2)</sup> (Cylindrical core test facility:CCTF) 及び平板炉心試験装置<sup>(3)</sup> (Slab core test facility:SCTF) を用いた試験の実施と、試験結果の解析が含まれ、1979年以来多くの試験が実施されてきた。そして、得られた成果は二流体モデルに基づく最適予測コードREFLA/TRAC<sup>(4)</sup>の炉心内熱水力モデルの検証に利用してきた。

CCTFやSCTFでは、米国Westinghouse社の15x15型燃料集合体の健全燃料棒を間接加熱型電気加熱発熱棒で模擬しているため、CCTFやSCTFの試験結果を近年稼動中の17x17型燃料集合体で構成される実炉の解析に適用するには、表1. 1にその違いを示すように、各違いによる効果を更に明らかにする必要がある。すなわち、

### (1)燃料集合体形式の違いの効果

(15x15型集合体と17x17型集合体の違い)、

### (2)燃料集合体内支持構造の違いの効果

(ミキシングベーンの有無及びスペーサ間の距離の違い)、及び

### (3)燃料棒構造の違いの効果

(被覆管材質効果及びギャップ効果)。

これらに対する従来の研究は必ずしも多くなく、各効果の解明は以下に述べるようにいまだ不十分である。またREFLA/TRACコードの炉心内熱水力モデルの適用性についても調べられていない。

### 従来の研究

(1)に関しては米国FLECHT-SEASETプログラムでの研究がある<sup>(5)</sup>。そこでは17x17型の燃料集合体形式をもつ集合体での実験データにより開発した熱伝達率の実験式と、15x15型で行われたFLECHT実験でのデータまたはFLECHT実験データに基づく実験式とを比較している。そして、両者がほぼ一致することから燃料集合体形式の違いの効果はほとんどないものと結論づけている。しかしながら文献(5)での比較図をみると、ある条件のもとでは相関式とデータとの差が相関式の値の50%以上にもなる時間帯があり、必ずしも一致しているとはいえない。また、FLECHT-SEASETとFLECHT実験では圧力容器の構造や燃料棒本数が異なり、燃料集合体形式の違いだけではなく、その他の違いの効果も複合されている可能性がある。ちなみにFLECHT実験では圧力容器の熱容量が大きく、熱容量の影響が顕著であった<sup>(6)</sup>。FLECHT-SEASETでは熱容量が小さくなるように設計されているが、上述した比較においてはこの熱容量の違いの効果は検討されていない。

(2)のミキシングベーンの有無の効果に関してはClementらの実験的な研究がある<sup>(7)(8)</sup>。彼らは高冠水速度(約6cm/s以上)条件ではミキシングベーンにより熱伝達は促進され、再

冠水条件で重要と考えられる低冠水速度(約2.5cm/s)のもとではそれほど影響のないことを示した。しかしながら、彼らの実験ではスペーサ間の距離は一定であり、スペーサ間の距離の違いの効果は調べられていない。スペーサ間の距離の違いの影響を系統的に調べた研究は報告者らの知る限りないが、杉本らは実長15x15型燃料集合体の中央の一つのスペーサを取り除き、スペーサのある場合の結果と比較している<sup>(9)</sup>。それによるとスペーサの無い場合のクエンチ時間は装着されている場合よりも短くなった。彼らはこの違いは、スペーサの無い場合ロッドの曲りがみられ、それによる局所の流路閉塞の影響が原因として考えられるとしているが、スペーサの無い場合はスペーサ間の距離が長くなっている、スペーサ間の距離の影響も複合していることが考えられる。

(3)に関しては、Piggottら<sup>(10)</sup>やDhirら<sup>(11)</sup>が小型実験による結果を、Ihleら<sup>(12)</sup>が実長の5x5模擬燃料集合体によるSEFLEXプログラムの結果を報告している。また杉本らは再冠水解析コードREFLAを使った解析的な研究を行った<sup>(13)</sup>。小型実験では主に被覆管材質の違いのクエンチ速度に与える影響が調べられ、ステンレスよりもジルカロイのほうがクエンチ速度の速くなることが示された。SEFLEXでも同様の結果が示されたが、比較している燃料集合体の燃料棒構造がギャップの有無及び被覆管材質の違いだけではなく、被覆管肉厚や燃料ペレット模擬体の構造も異なっており、各相違による効果が分離されていない。このため燃料集合体の被覆管肉厚、ギャップの幅、燃料ペレット模擬体の材質等が彼らの使った集合体と異なる場合に、定量的な評価をすることができない。また杉本らの場合、ギャップ効果、被覆管材質効果及びペレット材質効果を分離評価しうる解析コードを開発したが、その検証にはSEFLEXでのデータを使っており、個々のモデルの定量的な妥当性は確認されてはいない。

### 本研究の目的

今まで述べてきた背景並びに従来の研究をふまえ、本研究では大型再冠水試験に代表される15x15型模擬燃料集合体を使って得られた知見（炉心内熱水力現象及びそれに適用可能な熱水力モデル）が17x17型の燃料集合体に適用できるか否かを調べる目的で、以下のことを行う：

- (1) 15x15型と17x17型との違いである集合体形式及び支持構造の違いによる効果、並びに被覆管材質・ギャップの有無といった実燃料棒と模擬燃料棒との違いによる効果を実験的に明らかにする。
- (2) 15x15型の試験結果により検証されたREFLA/TRACコードに組込まれている炉心内熱水力モデルの17x17型燃料集合体への適用性を調べる。

### 評価方法

小型再冠水試験装置 (Small scale reflood test facility:SSRTF)<sup>(9)</sup> を使い、表1.2に示す各テスト部により再冠水試験を行い、以下に示す各相違による効果を実験的に調べると共に、下記(2)～(4)の各効果についてはREFLA/TRACコードの炉心内熱水力モデルの適用性を評価する。なお、表1.2のテスト部1の燃料集合体形式・支持構造並びに燃料棒構造はすべてCCTFやSCTFで用いた間接加熱型電気加熱模擬燃料集合体と同一である。

(1) 炉心模擬部の規模の違いによる効果

CCTFやSCTFでは炉心内の模擬燃料棒の本数が2048本であるのに対し、SSRTFでは36本である。このような炉心模擬部の規模の違いの効果を把握するために、テスト部1を用いて、CCTFの平坦出力分布試験C2-6<sup>(14)</sup>と類似の条件で試験を行うこととする。CCTFでの結果とSSRTFでのそれとを比較し、SSRTFでの結果が平坦出力分布の条件であれば実炉規模にまで拡張できるか否かを検討する。

(2) 燃料集合体形式の違いによる効果

燃料棒径及びピッチの異なるテスト部1とテスト部2を用いて、同一の試験条件のもとでの被覆管温度、熱伝達率及び区間ボイド率を得る。両テスト部で得られた結果についての相互比較により、燃料集合体形式の違いによる効果について検討する。

(3) 支持構造の違いによる効果

支持構造のみが異なるテスト部2とテスト部3を用いて、同一の試験条件のもとでの被覆管温度、熱伝達率及び区間ボイド率を得る。両テスト部で得られた結果についての相互比較により、支持構造の違いによる効果について検討する。

(4) 燃料棒構造の違いによる効果

燃料棒構造の異なるテスト部2、テスト部4並びにテスト部5を用いて、同一の試験条件のもとでの再冠水試験を行い、得られたデータを相互に比較することにより燃料棒構造の違いによる効果について検討する。被覆管材質の違いによる効果については、テスト部4とテスト部5で得られた試験結果を直接比較して評価する。一方、ギャップの有無による効果は、テスト部2とテスト部4の試験結果相互の比較により評価することが考えられる。しかし、ここで使用したテスト部4では、熱電対の取付け方の問題により被覆管表面温度が計測できなかったこと、及びギャップ幅を均一に保つため、テスト部4で用いた模擬燃料棒ではギャップの内側にもインコネルの被覆があり、テスト部2の模擬燃料棒と模擬燃料棒の内部構造が異なること、という2つの問題により試験結果どうしの直接比較によりギャップの有無による効果を評価することは困難であった。そのためREFLA/TRACコードによる解析結果を仲介としてギャップの有無による効果を評価することとする。

(5) 15x15型模擬燃料集合体による結果の17x17型実炉解析への適用性の検討

以上(1)から(4)で得られた知見を総合し、大型再冠水試験結果に代表される15x15型模擬燃料集合体による結果の17x17型実炉解析への適用性を検討する。定量的な検討にはREFLA/TRACコードを活用することとする。

表1.1 15×15型と17×17型燃料集合体との違い ((1)) 及び  
模擬燃料棒と実燃料棒との違い ((2))

(1)	Item	15x15 type	17x17 type
Rod bundle configuration	Rod diameter	10.7 mm*	9.5 mm*
	Pitch	14.3 mm*	12.6 mm*
Grid spacer configuration and interval	Mixing vane	Without vane	With vane
	Interval	~670 mm*	~450 mm*

\* Dimensions are based on a Westinghouse type PWR.

(2)	Item	Simulated rod*	Actual rod
Rod configuration	Gap between fuel pellet and cladding	Without gap	With gap
	Cladding material	Inconel etc.	Zircaloy

\* Used in CCTF and SCTF

表1.2 17×17型燃料特性評価試験に用いたテスト部の特徴

Rod bundle configuration			Grid spacer configuration and interval			Rod configuration	
Rod diameter (mm)	Pitch (mm)	Mixing vane	Interval (mm)	Clad material	Gap between clad and simulated fuel pellet		
Test section 1	<u>10.7</u>	<u>14.3</u>	Without vane	665	Inconel	Without gap	
Test section 2	9.5	12.6	Without vane	665	Inconel	Without gap	
Test section 3	9.5	12.6	With vane	<u>450~500</u>	Inconel	Without gap	
Test section 4	9.5	12.6	Without vane	665	Inconel	<u>With gap</u>	
Test section 5	9.5	12.6	Without vane	665	Zircaloy	<u>With gap</u>	

— : Different item from Test section 2

## 2. 試験

### 2. 1 試験装置

試験装置は図2. 1に示すように実長 $6\times 6$ の模擬燃料集合体を有している。模擬燃料集合体は間接発熱である。発熱棒の内部構造を図2. 2に示す。テスト部1での発熱棒内部構造は左の $15\times 15$ 型のものであり、テスト部2、3は中央の $17\times 17$ 型、テスト部4、5は右のギャップ付き $17\times 17$ 型のものである。被覆管の温度計測用の熱電対はテスト部1、2及び3では被覆管表面の溝に埋めこんだ。テスト部4及び5では被覆管の肉厚を実炉のものとほぼ同じ $0.57\text{mm}$ としたため薄く強度上問題があったため、ギャップの内側にあるインコネル管の表面の溝に埋め込んだ。またテスト部4及び5でのギャップにはヘリウムガスを充填した。被覆管またはギャップ内側のインコネル管とニクロムとの間の絶縁物は図2. 3に示すように軸方向に違うものを使った。

図2. 3に軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置を示す。軸方向の出力ピーピング係数は1.4であった。グリッドスペーサの位置及び数量はテスト部3でのものを除き $15\times 15$ 型のものに基づいている。テスト部3ではスペーサ間の間隔が狭く、数量も他のテスト部とくらべ2つ多い。ただし、上端、中央及び下端でのスペーサの高さ位置は他のテスト部と同一である。テスト部3でのスペーサには図2. 4に示すようにサブチャンネルの位置のスペーサ上端にミキシングベーンを設けた。スペーサの高さは全てのテスト部で $40\text{mm}$ （大型再冠水試験装置と同一）と共通であったが、板厚はテスト部3では実炉とほぼ同じと考えられる $0.4\text{mm}$ とし、他のテスト部では従来の小型再冠水試験や大型再冠水試験と同じく $0.8\text{mm}$ とした。

### 2. 2 試験方法及び試験条件

試験はすべて強制冠水方式で行った。冷却水は一定流量で下部プレナムへ注入した。炉心からのキャリーオーバ水は上部プレナムで分離された。炉心模擬部の規模の効果を調べた試験以外の各効果を調べた試験における主な試験条件を表2. 1に示す。試験条件の値及び範囲は、安全解析の評価モデルコードにより計算される条件（EM条件）<sup>(15)</sup>とほぼ等価な条件で行われたCCTF試験C2-4及びC2-6<sup>(2)(14)</sup>の条件を基準に決定した。なお、テスト部4及び5でのギャップのヘリウム圧は装置の制約上 $0.6\text{MPa}$ までしか加圧できないが、テスト部4を使い再冠水期熱水力挙動に及ぼすヘリウム圧の違いによる影響を調べたところ、ほとんどその影響のないことを確かめた。これはヘリウムガスの熱伝導度が圧力にほとんど依存しないためであると考えられる。したがって、3.4節での試験では全てヘリウム圧を $0.2\text{MPa}$ とした。

炉心模擬部の規模の効果を調べる試験では、CCTF平坦出力分布試験C2-6と類似の条件で試験（以下、結合試験と略記する）を行った。結合試験で与えた境界条件をCCTFでの結果

と併せて図2.5～図2.7に示す。CCTFの炉心入口冠水速度は炉心入口より上流でのマスバランスの結果及び下流での結果の両者が示されている。全体としてはCCTFと類似の条件が達成されているが、冠水速度に関しては約300秒から370秒の間SSRTFでは冠水速度がゼロになっている。この時間帯での冠水速度は約1.5cm/sであり、この値がSSRTFの制御可能領域の下限近くであったために起こった。また約200秒以降の炉心入口サブクール度はSSRTFの方がやや高い。

区間平均のボイド率を求める目的で、図2.3に示すように各グリッドスペーサ間の位置で区間差圧を計測した。被覆管温度はテスト部4、5では高さ方向に30点、他のテスト部では高さ方向に50点計測した。炉心中央附近での流動状況は高速ビデオ(200フレーム/s)に集録した。

表2.1 集合体形式、支持構造及び燃料棒構造の違いに関する  
試験における主な試験条件

Experimental parameter		Value
Core inlet flooding velocity, $V_{lin}$	(cm/s)	1.5, 2*, 4, 8
Upper plenum pressure, $P_{up}$	(MPa)	0.17, 0.22*, 0.32
Linear peak power, $P_L$	(kW/m)	1.0, 1.3*
Initial peak cladding temperature, $T_{ci}$	(K)	900*, 1030
Core inlet fluid temperature, $T_{lin}$	(K)	365, 373*, 387
Initial flow housing temperature, $T_{FH}$	(K)	385, 393*, 407

\* Base Case condition

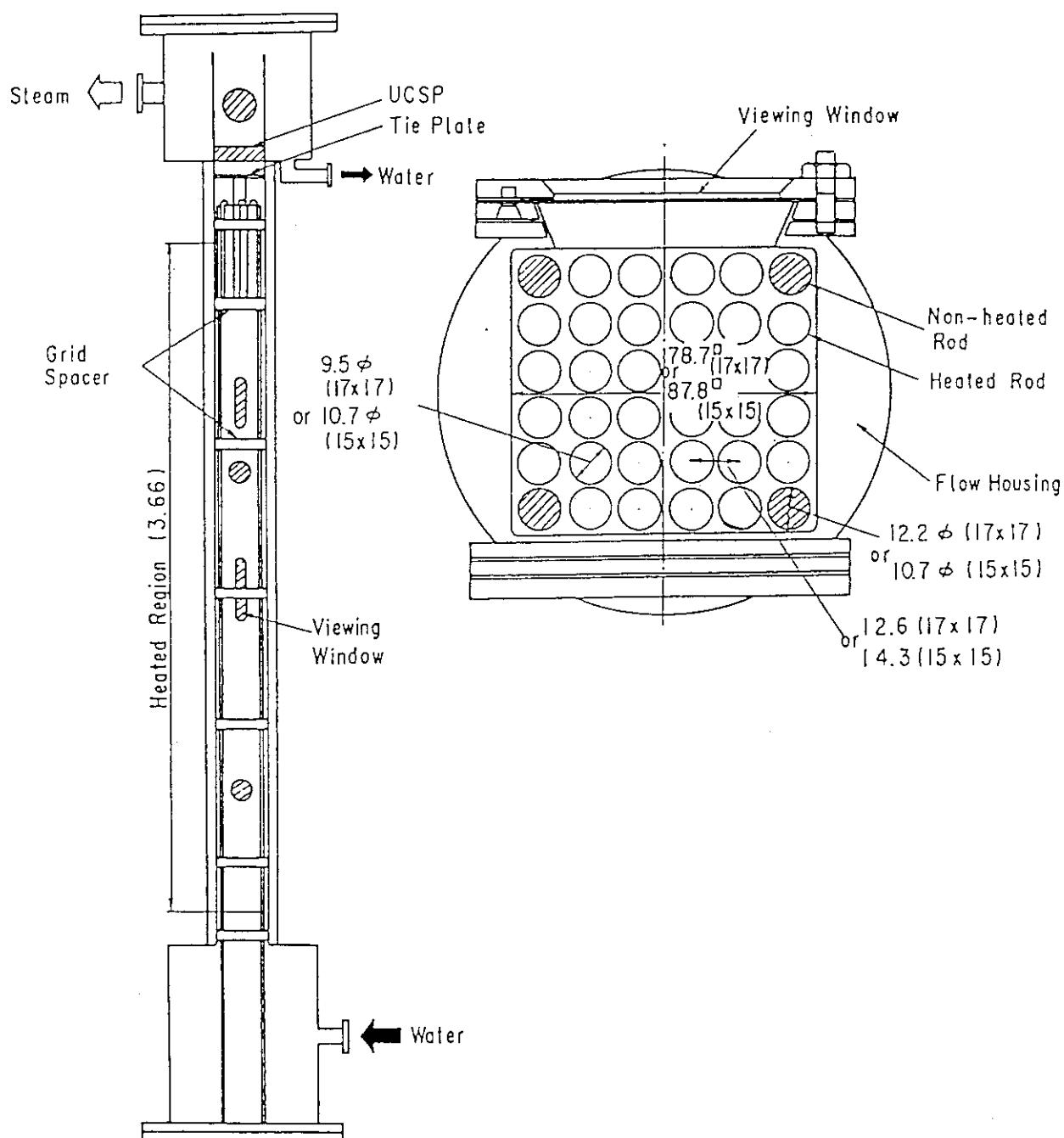
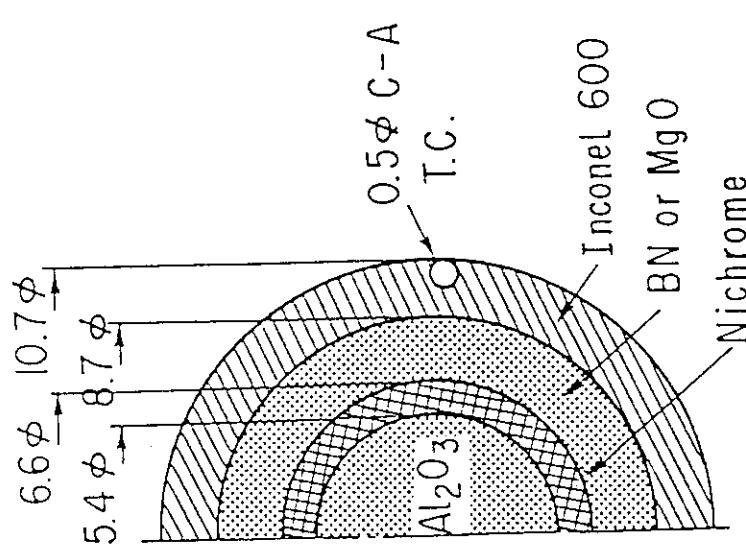


図2.1 圧力容器及び燃料集合体の概要

15x15 type



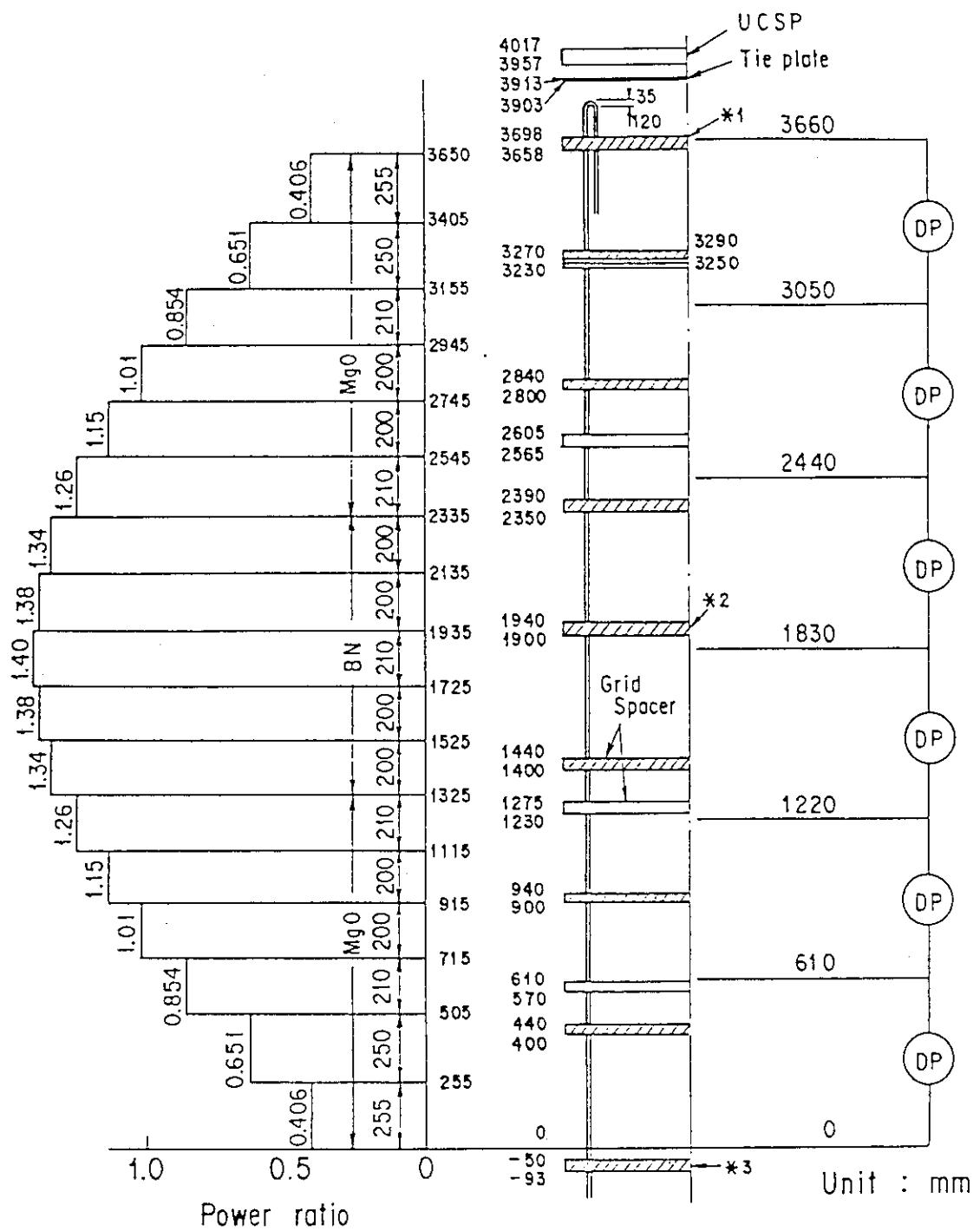
Test section 1

Test section 2,3

Test section 4,5

Unit : mm

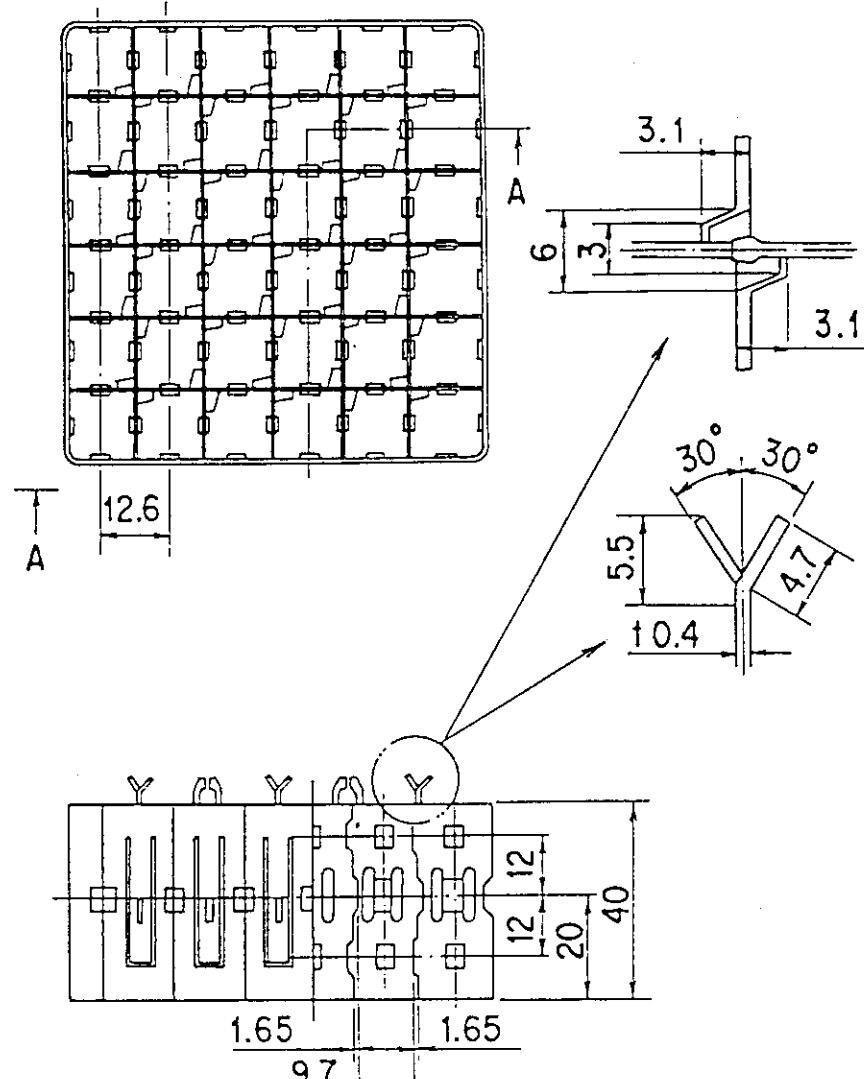
図2.2 発熱棒の内部構造



■ — Spacer with mixing vane

\*1, \*2, \*3 — Common locations for spacers  
with and without mixing vane

図2.3 軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置



Cross section A - A

図2.4 ミキシングペーン付きグリッドスペーサの構造

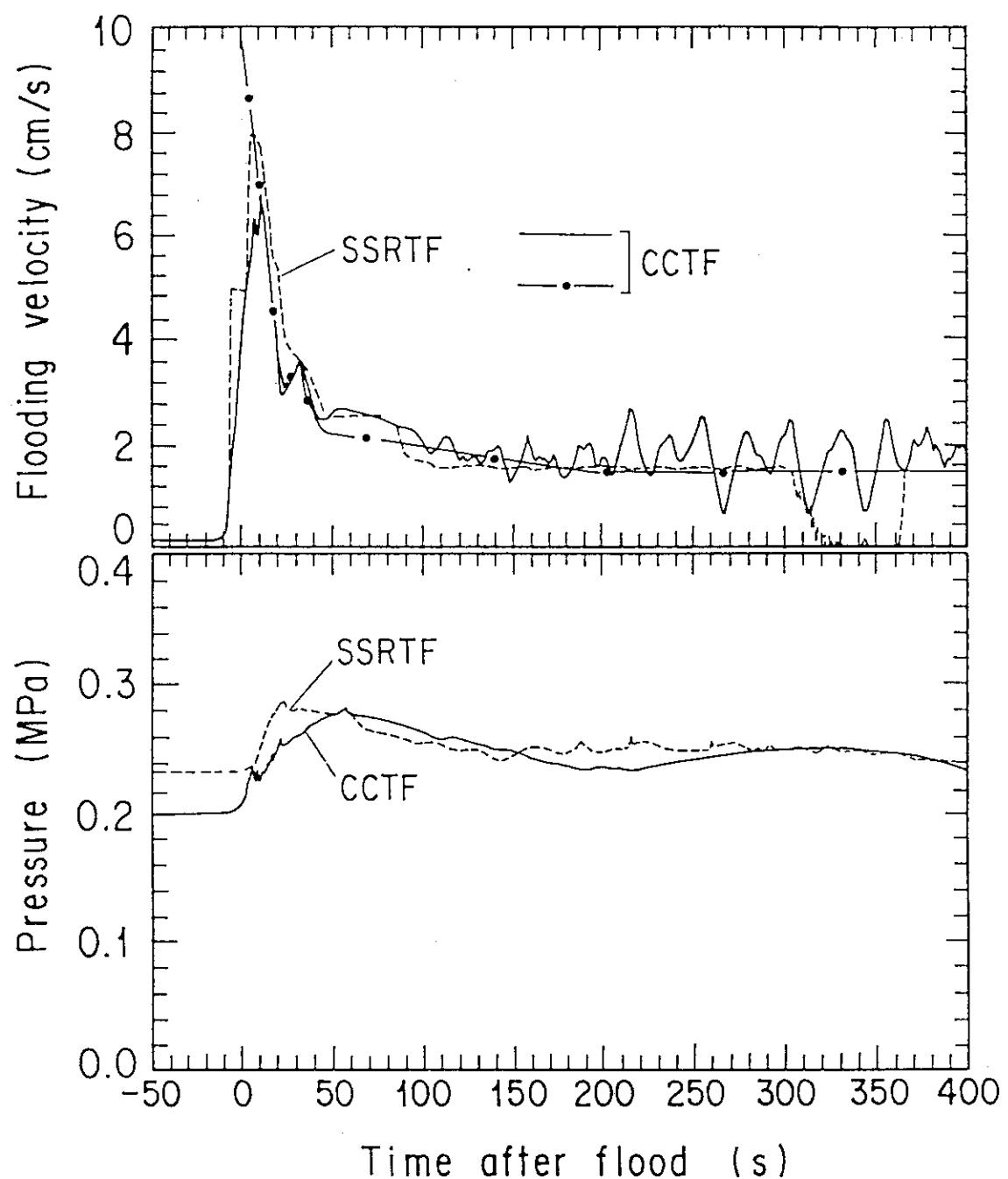


図2.5 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較(1)  
(炉心入口冠水速度及び上部プレナム圧力)

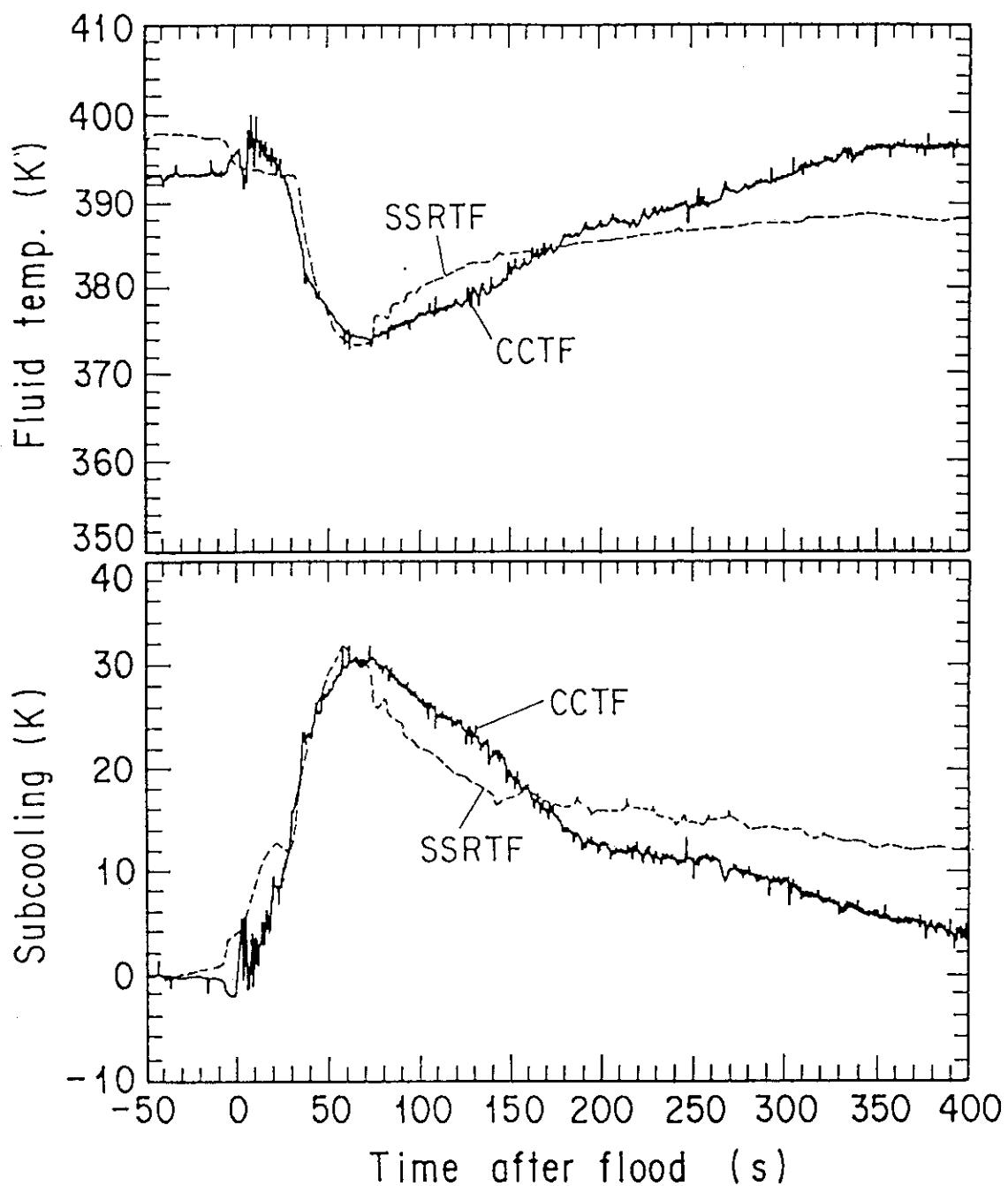


図2.6 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較(2)  
(炉心入口流体温度及びサブクール度)

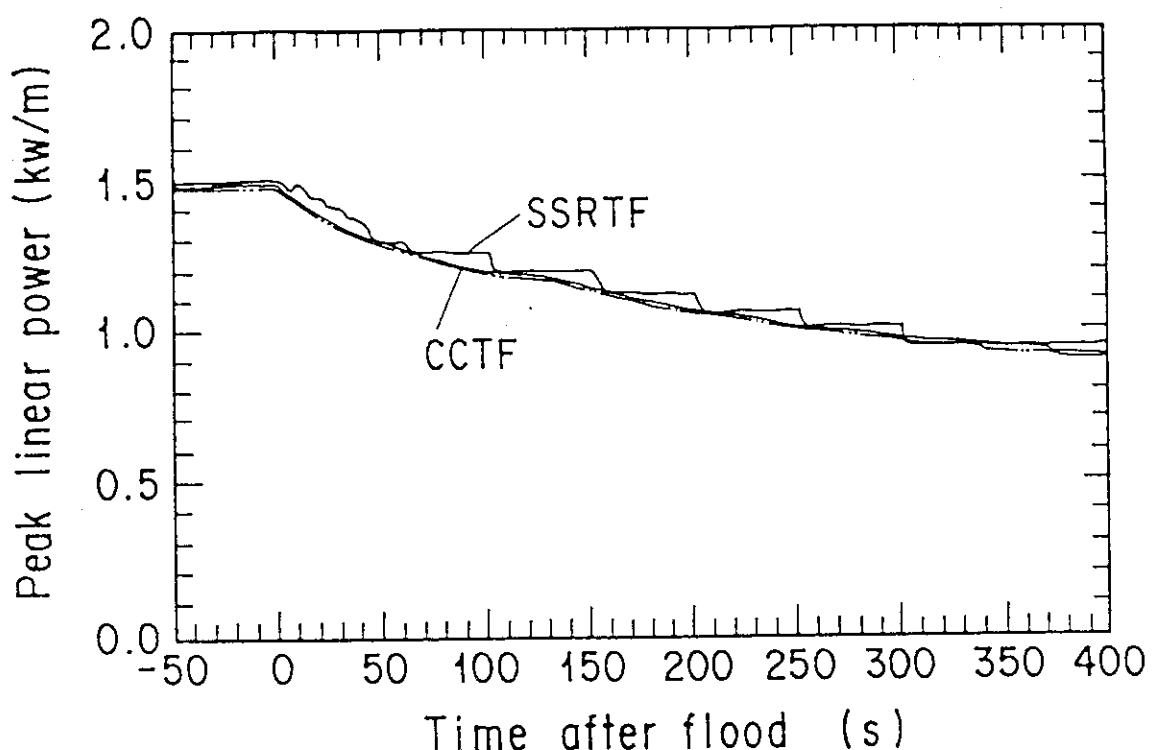


図2.7 円筒炉心試験との結合試験における試験条件の比較(3)  
(炉心出力：円筒炉心試験の半径方向出力分布は平坦)

### 3. 結果及び考察

#### 3. 1 炉心模擬部の規模の効果

本節では、CCTFの平坦出力試験C2-6との結合試験の結果を分析し、SSRTFでの結果が平坦出力分布の条件であれば実炉規模にまで拡張できるか否かを検討する。

図3. 1及び図3. 2に区間ボイド率の比較を示す。このボイド率は両試験とも区間差圧から摩擦及び加速損失を無視して求めたものである。両試験での区間ボイド率はほぼ一致しており、試験条件が同一であれば炉心模擬部の規模はほとんど影響しないことを示している。炉心上部において、約300秒以降SSRTFでのボイド率が高めになっているが、これは図2. 5において述べたようにSSRTFの試験制御上の問題によるものである。

図3. 3に被覆管温度の比較を示す。SSRTFでのクエンチ温度がやや高めになっている他は両者はほぼ一致しており、区間ボイド率の場合と同様に炉心模擬部の規模はほとんど影響していない。

以上をまとめると、

- (1) 出力分布が平坦なCCTFと、炉心出入口の境界条件及び出力密度を合わせ流路壁温を飽和温度としたSSRTFの結果との比較では、炉心模擬部の規模の違いによる効果はほとんど無い。
- (2) SSRTFでの結果は平坦出力分布の条件であれば実炉規模にまで拡張できる

#### 3. 2 集合体形式の違いに関する評価

本節では、テスト部1(15x15型)及びテスト部2(17x17型)を使い、同一の試験条件のもとでの被覆管表面温度、熱伝達率及び区間ボイド率を相互比較することにより燃料集合体形式の違いの効果を実験的に検討するとともに、REFLA/TRACコードに組込まれている修正村尾・杉本の膜沸騰熱伝達率モデル<sup>(16)(17)</sup>及び村尾・井口のボイド率モデル<sup>(18)</sup>の17x17型燃料集合体への適用性を評価する。

##### 3. 2. 1 典型的な試験結果

図3. 4に、表2. 1での基準試験条件における炉心中央附近での被覆管温度及び区間ボイド率の比較を示す。また図3. 5に、これらの被覆管温度を使い熱伝導方程式を解いて求めた熱伝達率の比較を示す。区間ボイド率は、グリッドスペーサでの二相流圧力損失を考慮して区間差圧の計測値より求めた。この二相流圧力損失を考慮した理由は、17x17型集合体ではサブチャンネルの流路面積が15x15型よりも小さいが、テスト部1、2のスペーサの形状は同じであるので、同一の試験条件のもとではサブチャンネルでの蒸気流量

等の条件が両集合体間で異なり、そこで圧力損失も異なることが考えられたためである。グリッドスペーサでの圧力損失は、スペーサのKファクター及び付録Aに示したエネルギーバランスの方法により求めた局所の流動条件とから求めた。スペーサのKファクターは、付録Bに示すように別途実験的に求めた。

図3. 4及び図3. 5の結果より、同一の試験条件のもとでは17x17型は15x15型よりも熱伝達率がやや低く、被覆管温度がやや高いことがわかる。また区間ボイド率は17x17型のほうがやや高い。17x17型と15x15型とで違いを生ずる理由としては、両集合体間のサブチャンネル流路面積の違いが考えられる。つまり、試験条件が同じ場合、単位流路面積当たりへの入熱量は17x17型のほうが大きくボイド率が高くなり、熱伝達率に違いを生ずるという考え方である。図3. 4の結果はこの考え方を裏付けている。このことはまた、17x17型での熱水力挙動は局所の流動条件に依存する熱水力モデルであれば、定性的に予測可能であるとも考えられる。

修正村尾・杉本の熱伝達率相関式は、村尾・杉本の式<sup>(16)</sup>に大貫らによる液流速の補正<sup>(17)</sup>を施したものであるが、次節に示す相関式のかたちから、ボイド率が高いほど熱伝達率は低くなり、上述した15x15型と17x17型との差異の傾向と定性的に一致する結果を予測することができる。また冠水速度は両集合体間で等しいため、サブチャンネルでの液相みかけ流速は17x17型のほうが低くなり、同相関式に含まれている液流速効果からも17x17型の熱伝達率の低くなることを定性的に説明することができる。次節では修正村尾・杉本の式の17x17型への適用性を定量的に評価する。

### 3.2.2 修正村尾・杉本の熱伝達率相関式の適用性評価

図3. 6に修正村尾・杉本の熱伝達率相関式と両集合体との比較を示す。修正村尾・杉本の式は次式で与えられる：

$$h = 0.94 \cdot f \cdot \left( \frac{k_g^3 \rho_g \rho_f h_{fg} g}{L_q \mu_g (T_w - T_{sat})} \right)^{1/4} (1-\alpha)^{1/4} + E\sigma^*(1-\alpha)^{1/2} \frac{T_w^4 - T_{sat}^4}{T_w - T_{sat}} \quad (3.1)$$

$$f = 3.79 U_i + 0.94 \quad (0.01 m/s \leq U_i < 0.3 m/s)$$

右辺の第一項及び第二項はそれぞれ対流及び放射による熱伝達を表わす。対流項の係数  $f$  が大貫らによる液流速補正係数である。相関式中の、 $L_q$ 、 $T_w$ 、 $T_{sat}$  及び  $\alpha$  は測定値を使った。物性値は膜温度で評価した。また見かけの液流速は付録Aに示したエネルギーバランスの方法により求めた。再冠水開始直後は過大評価の傾向が、その後は過小評価の傾向が相関式にはあるものの、試験での傾向と同様に、17x17型での熱伝達率を15x15型でのものより低く予測している。低い予測結果は前節で期待されたように、17x17型でのボイド率が15x15型でのものより高く、液相みかけ流速が低くなることに起因した。

図3. 7に、他の冠水速度条件でのものも含め定量的にどの程度の誤差範囲で予測できるのかを示す。なおこの図において、再冠水開始直後のデータとの比較は除いた。これは、試験ではこの期間蒸気単相流ないしは液滴分散流が観測されたが、相関式はチャーン流を想定して開発されているためである。この図より、高さにより過大評価ないしは過小評価となっているものの±30%の誤差を許せば予測可能であることがわかる。この誤差範囲はオリジナルの村尾・杉本の式の誤差範囲と同じ<sup>(16)</sup>であり、修正村尾・杉本の式の17x17型に対する予測性能が15x15型に対するものと同程度であることを示している。

### 3.2.3 村尾・井口のボイド率相関式の適用性評価

本節では、15x15型燃料集合体に対し、その適用性が検証されている<sup>(19)</sup>村尾・井口のボイド率相関式の17x17型燃料集合体への適用性を評価する。村尾・井口の相関式は燃料集合体でのチャーン流に対し開発され、以下に示すようにスリップ速度を計算する形で提案されている：

$$\alpha = \frac{1}{2} \left[ 1 + \frac{U_g + U_l}{\Delta u} - \sqrt{1 - 2 \frac{U_g - U_l}{\Delta u} + \left( \frac{U_g + U_l}{\Delta u} \right)^2} \right]$$

$$\Delta u = \frac{U_g}{\text{Min}(\alpha_{Yeh}, \alpha_{L-M})}$$
(3.2)

ここで、

$$\alpha_{Yeh} = \text{Min} \left( 0.925 \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.239} \left( \frac{U_g}{U_{cr}} \right)^\alpha, 1.0 \right)$$

$$U_{cr} = 1.53 \left( \frac{\sigma g}{\rho_1} \right)^{0.25}$$

$$\alpha = \begin{cases} 0.67 & \left( \frac{U_g}{U_{cr}} < 1 \right) \\ 0.47 & \left( \frac{U_g}{U_{cr}} \geq 1 \right) \end{cases}$$

$$\alpha_{L-M}^{-1} = 1 + 0.84 \left( \frac{U_l}{U_g} \right)^{0.64} \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0.28} \left( \frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.07}$$

$\text{Min}(A, B)$ は、AないしBの小さいほうを取ることを意味している。3.2.1での議論では、17x17型集合体と15x15型集合体との違いを予測するためには局所の流動条件に依存するモデルの必要性を指摘した。式(3.2)の村尾・井口のボイド率相関式は局所の蒸気及び水のみかけ流速に依存しており、17x17型集合体への適用性が期待できる。相関式を適用する場合に必要となる気液の流速は、付録Aに示したエネルギーバランスの方法により求めた。

図3. 8に相関式と両集合体との区間差圧の比較を示す。相関式による区間差圧では、

3.2.1で述べたグリッドスペーサによる圧力損失及びBlasiusによる摩擦圧力損失を考慮した。記号Aで示した附近の時間帯ではデータと相関式との差異が比較的大きいものの、17x17型での差圧が15x15型でのものより低くなる実験的な傾向を相関式は良く予測している。他の冠水速度条件のものも含め、定量的に比較した結果を図3.9に示す。記号Aで示す位置では誤差がやや大きいものの、ほぼ±30%の誤差範囲内でデータを予測できている。記号A及びBで示した位置は図3.8での記号A及びBで示した時刻に対応している。この誤差範囲は村尾・井口の式の15x15型集合体に対する誤差範囲と同じ<sup>(18)</sup>であり、村尾・井口の式の17x17型に対する予測性能が15x15型に対するものと同程度であることを示している。なお、図3.9では、再冠水開始直後の期間は含めなかった。これは、この期間においては液滴分散流の支配的な流れが観察されたが、付録Aのエネルギーバランスの方法では運動量の式を考慮しておらず、液滴分散流の模擬ができないこと、及び式(3.2)に示した村尾・井口の式がチャーン流に対するものであることによる。

### 3.2.4 3.2節のまとめ

本節では、同一の試験条件のもとでの集合体形式の違いの効果を実験的に調べるとともに、REFLA/TRACコードに組込まれており従来15x15型燃料集合体に対し開発されてきた、修正村尾・杉本の熱伝達率モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの17x17型への適用性を評価した。その結果、同一の試験条件のもとでは17x17型でのボイド率は15x15型でのものより高くなり、熱伝達は劣化することがわかった。これは、単位流路面積あたりへの入熱量が15x15型でのものより大きいことに起因した。また、従来の熱水力モデルは、それらの違いを表わすことができ、15x15型に対するものと同程度の誤差範囲内で17x17型に対しても適用できることがわかった。

## 3.3 支持構造の違いに関する評価

本節では、テスト部2(17x17型、7段ミキシングベーン無しグリッドスペーサ)及びテスト部3(17x17型、9段ミキシングベーン付きグリッドスペーサ)を使い、同一の試験条件のもとでの被覆管表面温度、熱伝達率及び区間ボイド率を相互比較することにより支持構造の違いの効果を実験的に検討する。その結果、従来のモデルでは説明できない現象が明らかとなった場合はモデルの改良を行う。なお、本節ではテスト部2の支持構造をType 1、テスト部3でのものをType 2と呼ぶこととする。

### 3.3.1 典型的な試験結果

図3.10に、基準試験条件での炉心中央附近における被覆管温度の比較を示す。ター

ンアラウンド温度(各高さにおける最高温度)に関しては両集合体間でそれほど大きな違いのないことがわかる。しかしながら、クエンチ時刻はType 2のほうが遅れている。図3.11(a)及び3.11(b)に炉心全長にわたるターンアラウンド温度及びクエンチ時間の比較をそれぞれ示す。両集合体とも、スペーサの存在による熱伝達促進が炉心の上半分においてみられるが、ターンアラウンド温度の値及び熱伝達促進の程度については大きな違いはない。クエンチ時間に関しては、約1m附近から上においてType 2のほうが長くなっている。このようなターンアラウンド温度及びクエンチ時間に関する傾向は他の試験条件においてもみられた。

図3.12に、1.69mの高さ位置における熱伝達率及びこの高さを含む区間でのボイド率の比較を示す。熱伝達率については前節までと同様の求め方で、ボイド率については区間差圧の測定値から求め、摩擦及び加速損失については考慮していない。3.2節ではスペーサによる圧力損失を考慮したが、本節での集合体は共に17x17型であること、及びType 2のスペーサのKファクターが求められていないためスペーサによる圧力損失は考慮しなかった。したがって、図3.12のボイド率はスペーサによる圧力損失分の誤差を含んでいる。熱伝達率及び区間ボイド率とも200秒附近までは大きな差はない。しかしながら、クエンチフロントがこの区間を通過する時間帯ではType 2でのボイド率の減少速度はType 1にくらべ低く、熱伝達率の増加は遅れる。図2.3に示したように、この区間でのスペーサの位置は区間の下端附近に位置していることから、ボイド率の減少速度の差はクエンチフロントがスペーサを通過した後に現れることになる。クエンチフロントがこの区間を通過した後はボイド率はほぼ等しくなる。

図3.13に、図3.12に示した物理量を同一のクエンチフロントからの距離で比較した結果を示す。ただしボイド率については水率( $1-\alpha$ )に変換した。クエンチフロントから遠い、つまり再冠水初期においてはやや違いが見られるものの、同一のクエンチフロントからの距離で整理すると約0.6m以下の領域では両集合体間の差異のほとんどないことがわかる。この傾向は他の試験条件においてもみられた。このことは、燃料集合体支持構造の違いはクエンチフロントの進行特性にのみ影響を与えていることを示している。

ここで、3.2節においてType 1の集合体に対する適用性を検証した修正村尾・杉本の膜沸騰熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルのType 2の集合体への適用性について考える。ここまで結果より、クエンチフロントからの距離が同一であれば支持構造の違いの効果のないことが示された。この結果と、比較している集合体の形式及び試験条件が同一であることより、修正村尾・杉本の式の各变数は両集合体間で同一となる。したがって、修正村尾・杉本の膜沸騰熱伝達モデルは支持構造の違いの効果に対し特に修正する必要はない。次に、ボイド率モデルは気液の流速と物性値に依存するものである。炉心のある高さでみた場合、同じクエンチフロントからの距離のもとでの気液流速及び物性値は、クエンチフロントより上の熱伝達率及び試験条件が同じであれば、同一になるものと考えられる。上述したように熱伝達率はほぼ同じであるので、熱伝達モデルと同様に修正の必要はない。

ここまで結果を整理すると、燃料集合体支持構造の違いはクエンチフロントの進行特性にのみ影響を与えており、図3. 1 2に示したようにクエンチフロントの通過する時間帯での蓄水特性が違っていたことから、クエンチフロント近傍での流動が原因であると考えられる。

序論の従来の研究のところで述べたように、ClementらやVeteauらの実験では、約2.5cm/sの低い冠水速度のもとではターンアラウンド温度やクエンチ時間はミキシングベーンの存在によりそれほど影響を受けなかった。彼らの比較ではスペーサの板厚や間隔は等しかったが、本試験では共に異なっている。杉本と村尾はベーンの無いスペーサを使い、冠水速度4cm/sのもとでのスペーサ板厚の影響を調べている<sup>(9)</sup>。それによると、0.4mmと0.8mmの板厚の違いは被覆管温度にほとんど影響を与えない結論している。彼らはまた中央の一つのスペーサを取り除き、スペーサの存在の影響を調べている。図3. 1 4にその結果を示す。中央のスペーサの無い場合のクエンチ時間はスペーサのある場合より短い。スペーサの無い場合、そこでのスペーサ間隔は長くなるため、この比較はスペーサ間隔が長いほどクエンチ時間の短くなることを意味している。この傾向は本試験での傾向と同様である。つまり、Type 1の集合体でのスペーサ間隔はType 2のものより長く、クエンチ時間は短い。これら従来の実験結果を総合すると、スペーサ間の間隔というものがクエンチフロントの進行に影響を与える一つの因子となりうるものと考えられる。次の3.3.2では、本試験でのクエンチフロントの進行の違いを、より詳しく検討する。

### 3.3.2 クエンチフロントの進行に関する考察

図3. 1 5に、炉心中央においてクエンチフロントがちょうどこの高さ位置を通過する時刻での被覆管温度の比較を示す。 $T_q$ はみかけのクエンチ温度であり、被覆管温度の急変する時刻での温度を意味している。Type 2での $T_q$ となった時刻から飽和温度へ下がるまでの時間は約4秒であり、Type 1での約2秒より長い。他の高さでもこの違いは同様に見られた。両集合体での燃料棒の構造は同一であり、クエンチフロントより上での熱伝達率は図3. 1 3に示したようにほぼ同じであったことから、図3. 1 5の結果はクエンチフロント直下での熱伝達率に違いがあり、Type 2のほうが熱伝達率の低いことを示しているものと考えられる。

図3. 1 6に、約1mから2.5mまでの区間でのみかけのクエンチ温度とクエンチ速度の逆数との比較を示す。この図には村尾のクエンチ速度相関式<sup>(20)(21)</sup>による予測結果も示してある。この相関式は15x15型燃料集合体により開発されたものである。同一のみかけのクエンチ温度において、Type 2でのクエンチ速度はType 1のものよりも低い。村尾の相関式は±20%の予測誤差をもつとされており<sup>(21)</sup>、Type 1に対しては誤差範囲を考慮すればほぼデータを予測できている。しかしながら、Type 2のものに対してはクエンチ速度を過大評価している。

村尾の相関式を以下に示す：

$$u_q^{-1} = \frac{C_p \rho (T_g - T_M)}{Q \cdot F} \quad (3.3)$$

ここで、

$$T_M = 594.21 + 2.417 \times 10^{-6} \cdot P ,$$

$$Q = 2.97 \times 10^5 + 5.74 \cdot P \text{ 及び}$$

$$F = 1 + 2.778 \times 10^{-5} \Delta T_s^3 .$$

試験条件及び被覆管材質は両集合体で等しいため、同一の $T_g$ のもとでクエンチ速度に違いがあるということは、式(3.3)に基づくとクエンチフロントでの熱流束 $Q$ 、または熱力学的過熱限界温度 $T_g$ に違いがあるものと考えられる。どちらの量がクエンチ速度を低下させているのかは明らかではないが、図3.15での議論から報告者らは $Q$ の低下に起因しているのではないかと考える。

$Q$ が低くなる理由としては、試験条件や発熱棒の構造が同じであるとすると、クエンチフロントへの液供給量が低くなっていることが考えられる。炉心中央での高速ビデオによる流動観察の結果より、以下のことが両集合体とも観察できた：

- (1) クエンチフロントより上では乱れた液スラグ流が観察され、液スラグは上昇・下降と流れの向きを振動的に変えながら上方へ流れていった。
- (2) 下方へ向かう液スラグの流れはグリッドスペーサの位置で制限を受けているようであった。

もし液スラグの下降流量がクエンチフロントへの液供給量を決める一つの支配因子であるとすると、グリッドスペーサの数が多くスペーサの間隔が狭い場合、液スラグの下降流がスペーサにより捕獲され下降流量が低くなる確率が高くなり、この液供給量が低くなることが考えられる。クエンチフロントでの $Q$ の違いを説明するこれらの機構は流動観察より類推した仮説であり、クエンチフロントの進行に及ぼすスペーサ間の間隔の効果については今後さらに研究する必要があるものと考える。

### 3.3.3 評価モデルコードにより計算される条件における被覆管最高温度（PCT）の評価

3.3.1で述べたように、ターンアラウンド温度は支持構造の違いにより影響をほとんど受けなかったがクエンチ時間はType 2の方がType 1より長くなった。熱伝達率はクエンチフロントからの距離に依存し、図3.12(a)に示したようにType 2での熱伝達率はクエンチ速度の低下によりその増加する時期が遅れた。熱伝達率の増加の遅れは被覆管最高温度（PCT）に影響することが考えられるため、本節では安全解析上重要である評価モデルコードにより計算される条件において、支持構造の違いがPCTの値に悪い影響を与えないかどうかを評価する。

前節での議論より $Q$ の低下により支持構造の違いの影響を考慮することとする。つまり、村尾の相関式中の $Q$ を実験的に補正し、この補正した式をREFLA/TRACコードのベースとなっ

たREFLAコード<sup>(20)</sup>に組込むことによりPCTに及ぼす影響を評価する。

ここでは以下に示す補正係数fを導入することにより、Qの減少の程度を評価する：

$$u_q^{-1} = \frac{C_p \rho(T_q - T_M)}{f \cdot Q \cdot F} \quad (3.4)$$

図3. 17(a)及び3. 17(b)に、約1mから2.5mの高さ位置でのデータより求めたfの比較を示す。図3. 17(a)では主に冠水速度の影響を、3. 17(b)では圧力の影響を見ている。これらの図では単純平均値と標準偏差が示されている。Type 1の場合はfはほぼ1であり、相関式と一致するのに対し、Type 2の場合は冠水速度が2cm/s程度と低い場合にfが1より小さくなっている。Type 2に対するfの値は、圧力にはほとんど依存しないが冠水速度には依存する。Type 2に対し村尾のクエンチ速度相関式を補正するため、図3. 17(a)の結果から以下の補正式を導いた：

$$f = 0.3 \cdot V_{lin} - 0.2 \quad (1.5 \leq V_{lin} \leq 4 \text{ cm/s}) \quad (3.5)$$

ここで、この式をREFLAコードに組込み、評価モデルコードにより計算される条件(EM条件)でのPCTに及ぼすこの補正の効果を評価する。EM条件としては、CCTFで行われたEM試験C2-4<sup>(2)</sup>の結果に基づいて設定した。図3. 18に計算結果を示す。ターンアラウンド温度に対する補正係数の影響のほとんどないことがわかる。クエンチ時刻は補正係数を施したほうが遅くなっている。計算上のPCTは炉心中央である1.83mで現れた。この図より燃料集合体の支持構造がType 1からType 2となってもPCTに与える影響はほとんどないことがわかる。

### 3.3.4 3. 3節のまとめ

本節では、燃料集合体の支持構造の違いによる影響を、支持構造のみが異なる二つの集合体での試験結果を比較することにより検討した。その結果、ターンアラウンド温度は支持構造の違いの影響をほとんど受けないが、クエンチ時間は冠水速度が2cm/sと低い場合17x17型集合体の支持構造(Type 2)の方が15x15型(Type 1)でのものより長くなることがわかった。しかしながら、同一のクエンチフロントからの距離で比較した場合、支持構造の違いの影響はみられず、修正村尾・杉本の膜沸騰熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの適用できることがわかった。Type 2での熱伝達率はクエンチ速度の低下により、その増加するのがType 1での場合より遅れたため、この熱伝達率の増加の遅れが評価モデルコードにより計算される条件でのPCTに対し悪い影響を及ぼさないかどうかを、試験データにより補正したクエンチ速度相関式をREFLAコードに組込み評価した。その結果、Type 1とType 2の違いはPCTに影響しないことを確認した。支持構造の違いがクエンチ速度に与える影響については、スペーサ間の間隔の効果がその原因の一つと考えられたが、今後更に研究する必要がある。

### 3. 4 燃料棒構造の違いに関する評価

本節では、テスト部4(17x17型ギャップ付きインコネル被覆)及びテスト部5(17x17型ギャップ付きジルカロイ被覆)を使い、同一の試験条件のもとでのギャップ内表面での温度及び区間ボイド率を相互比較することにより被覆管材質効果を実験的に検討するとともに、REFLA/TRACコードを使い、インコネル被覆の集合体に対し開発してきた従来のモデルの適用性を評価する。

ギャップの有無の効果に対しては、テスト部2とテスト部4との比較により評価するが、燃料棒内部構造及び温度計測位置の違いから直接的な比較とならないため、REFLA/TRACコードの解析結果を仲介として評価する。なお、本節ではテスト部4をインコネル被覆、テスト部5をジルカロイ被覆と呼ぶことにする。

#### 3. 4. 1 被覆管材質効果に対する典型的な試験結果

図3. 19に、基準試験条件の場合のインコネル被覆とジルカロイ被覆の比較を示す。区間ボイド率については、3. 2節と同様の方法でスペーサによる圧力損失を考慮した。ギャップ内表面における温度に関しては、ターンアラウンド温度は被覆管材質の違いによらずほぼ等しいものの、クエンチ時間はジルカロイ被覆のほうがかなり短い。区間ボイド率に関しては、クエンチフロントの進行がジルカロイのほうが速いためボイド率の低下速度はジルカロイのほうが高くなっているものの、その他は大きな違いはない。このような温度及び区間ボイド率に対する被覆管材質の違いによる影響は、3. 3節で示した支持構造の違いによる影響と類似であることから、被覆管材質の違いの効果はクエンチフロントの進行にのみその影響が現れると考えられる。

杉本らはREFLAコードによる被覆管材質の感度解析を行い、ターンアラウンド温度にはほとんど違いがなく、クエンチ速度はジルカロイのほうが速くなる結果を得ている。<sup>(13)</sup>これらの傾向は、上記試験結果と一致する。彼らはクエンチ速度に違いの生じた理由として、ジルカロイとインコネルの熱容量 $C_p \rho$ の違いをあげている。つまり、ジルカロイの $C_p \rho$ はインコネルの約半分であり、REFLAコードに組み込まれている村尾のクエンチ速度相関式(3. 3)でのクエンチ速度と $C_p \rho$ との関係が逆比例関係にあるためと述べている。次の3. 4. 2では、式(3. 3)が組み込まれているREFLA/TRACコードを使い、従来のモデルの適用性を評価する。

#### 3. 4. 2 被覆管材質効果に対するREFLA/TRACコードの適用性評価

図3. 20に、基準試験条件の場合の炉心中央附近での温度及び区間ボイド率の比較を示す。解析に必要となるギャップコンダクタンスは、試験におけるクエンチ後の温度と飽和温度との差、及び熱流束とから求めた平均値 $1400\text{W/m}^2\text{K}$ を用いた。この値は、ヘリウム

の熱伝導率と公称のギャップ幅とから求めた値 $1392\text{W/m}^2\text{K}$ とよく一致する。これらの比較結果より、(1)ターンアラウンド温度は被覆管材質の違いに影響を受けない、(2)クエンチ時刻はジルカロイ被覆のほうが早くなる、(3)クエンチ速度の違いに対応しボイド率の低下速度はジルカロイ被覆のほうが高い、という実験的な傾向をREFLA/TRACコードは良く予測している。このことは被覆管材質効果に対しては従来のモデルを特に変更する必要がないことを示している。

### 3.4.3 ギャップ効果の評価

図3.21に、基準条件下でのテスト部2（ギャップ無しインコネル被覆）とテスト部4（ギャップ付きインコネル被覆）との温度の比較を示す。上の図がデータどうしの比較、下の図がREFLA/TRACコードによる解析結果の比較である。データの比較からは、ギャップのあるほうが温度が高く、クエンチの遅れることが結論づけられるが、温度計測位置及び燃料棒内部構造が両テスト部で異なるため、ギャップの有無のみの効果はわからない。REFLA/TRACコードによる結果もデータと同様の傾向を予測しており、被覆管温度の比較でみた場合も同様の結果となっている。ここで、REFLA/TRACコードによりギャップ内部の構造物の違いの効果、及びギャップの有無のみの効果を解析的に調べてみた。その結果を図3.22に示す。図3.22(1)の結果は図3.21下図の結果と同一のものである。図3.22(2)の結果は、ギャップ付き燃料棒の内部構造物のうち、熱電対の埋め込まれているインコネル管をギャップの無いものと同一の材質とした計算結果とギャップの無いものとの比較である。図3.22(1)の結果と比較すると、温度及びクエンチ時刻共違ひは減少している。このことは燃料棒内部構造が温度挙動に影響を及ぼし、テスト部2とテスト部4との比較ではギャップの有無の効果を分離評価できないことを示している。図3.22(3)ではテスト部2の体系でギャップのみを付加した計算結果とギャップの無い場合の計算とを比較している。ギャップが付くことにより、ターンアラウンド温度は低くなり、クエンチ時間は短くなる。しかしながら、図3.22(1)及び3.22(2)で示した燃料棒内部構造物の違いによる影響の程度と比較した場合、ギャップの有無による影響自体はより小さいものである。すなわち、ギャップの有無及び構造材の材質共に違った場合、ギャップの有る方が冷却が悪い。コードの予測が正しいとした場合、ギャップの存在は冷却を促進するのであるから、図3.22(1)の結果はギャップの効果よりも材質の効果の方が大きいことを示している。このようにギャップの有無による影響が小さい原因としては、ギャップコンダクタンスが被覆管表面での膜沸騰熱伝達率よりも約1桁高いためであると考えられる。図3.23にREFLA/TRACコードにより計算されたギャップコンダクタンスのパラメータ計算の結果を示す。この図よりギャップコンダクタンスが $100\text{W/m}^2\text{K}$ 程度まで低下しない限りギャップの影響の少ないことがわかる。すなわちギャップコンダクタンスが膜沸騰熱伝達率と同程度の値とならない限り燃料棒内部からの熱流出に対する熱抵抗とはならず、熱抵抗とならない場合は被覆管の冷却に影響を与えないことを示して

いる。実炉では初期装荷時のギャップコンダクタンスは約 $3000\text{W/m}^2\text{K}$ 程度であるといわれており、ギャップの有無自体の効果はほとんどないものと考えられる。

### 3.4.4 3. 4節のまとめ

燃料棒構造の違いの効果のうち、被覆管材質の違いの効果に関しては、被覆管材質がインコネルからジルカロイとなることにより、ターンアラウンド温度はほとんど影響されないものの、クエンチ時間は短くなることを実験的に確認した。従来のモデルの組み込まれたREFLA/TRACコードはこれらの傾向を定性的及び定量的にもほぼ予測できた。また、ギャップの有無の効果に対してはREFLA/TRACコードの解析を仲介として評価し、その影響の小さいことがわかった。

## 3. 5 15x15型模擬燃料集合体による結果の17x17型実炉解析への適用性の検討

本節では、今まで3. 1節から3. 4節で明らかにされてきたことに基づき、大型再冠水試験に代表される15x15型模擬燃料集合体を使って得られた知見（現象、適用可能なモデル）の17x17型実炉解析への適用性を総合的に検討する。

3. 1節から3. 4節で明らかになったことを15x15型模擬燃料集合体で得られた知見（炉心内熱水力現象及びそれに適用可能な熱水力モデル）の17x17型実炉解析への適用性の観点からまとめると以下のようになる：

- (1) 炉心模擬部の規模の違いによる効果はほとんど無く、SSRTFでの結果は平坦出力分布の条件であれば実炉規模にまで拡張できる。
- (2) 燃料集合体形式の違いによる効果に関しては、単位流路面積あたりの入熱量の違いにより同一の試験条件のもとでは17x17型でのボイド率は15x15型でのものより高く熱伝達は劣化する。しかしながら両集合体形式の間で定性的な熱水力挙動の違いはなく、15x15型に適用可能であった従来の熱伝達率モデル及びボイド率モデルは各モデルの誤差範囲内で17x17型に適用できる。
- (3) 燃料集合体の支持構造の違いによる効果に関しては、クエンチフロントの進行特性にのみその影響が現れた他は熱水力挙動に及ぼす効果はなく、従来の熱伝達率モデル及びボイド率モデルは支持構造の違いにかかわらず適用できる。17x17型の支持構造の場合、冠水速度が $2\text{cm/s}$ 程度と低い場合にクエンチ速度が15x15型でのものより低下し、従来のクエンチ速度相関式はクエンチ速度をやや過大評価する。しかしながらこのクエンチ速度の低下は、本試験条件の範囲はもちろんのこと評価モデルコードで計算される条件においてもPCTには影響しない。

- (4) 燃料棒構造の違いによる効果に関しては、ギャップの有無による効果は小さく、被覆管材質効果の影響が大きい。実燃料棒のほうが模擬燃料棒よりクエンチ速度が高い。従来のモデルの組込まれたREFLA/TRACコードは実燃料棒と模擬燃料棒との違いをほぼ予測できる。

以上のことより、15x15型模擬燃料集合体での熱水力現象と17x17型の実炉での熱水力現象との間に大きな違いはないと考えられる。また、15x15型に適用可能であった熱伝達率モデル及びボイド率モデルは各モデルの誤差範囲内で17x17型の実炉解析に適用できる。但し、支持構造の違いによるクエンチ速度への影響の程度を高精度に予測する点は今後の課題として残っている。

ここで、クエンチ速度は17x17型の支持構造において冠水速度が2cm/s程度と低い場合低下し、被覆管材質が実炉のジルカロイの場合高くなる。両効果が複合した場合定量的にクエンチ速度がどうなるのかについては15x15型模擬燃料集合体と17x17型の実炉との関係を定量的に把握する場合検討する必要がある。また、15x15型と17x17型の実炉とでは炉心全体の出力がほぼ等しく燃料棒本数は17x17型のほうが多い。このため燃料棒一本あたりの線出力は17x17型のほうが低い。この線出力の違いについても検討する必要がある。図3.24及び図3.25はそれらの関係を示したもので、共に3.3.3節で用いた評価モデルコードにより計算される条件のもとで計算したREFLA/TRACコードによる炉心中央での被覆管温度及び炉心中央附近での区間ボイド率の比較を示している。図3.24では支持構造と被覆管材質の違いによる複合効果に関する解析結果（支持構造の効果としては式(3.4), (3.5)の補正式を使っている）を示しており、被覆管材質効果のほうが影響が大きく、17x17型でのクエンチ時間は15x15型での場合より短いことがわかる。また、図3.25では線出力の違い及び燃料ペレット模擬体の材質の効果を示しているが、17x17型での結果は15x15型での結果に比べターンアラウンド温度はほぼ同等であるがクエンチ時間は短いことがわかる。なお、図3.25の17x17型の計算に用いた $UO_2$ の物性値はREFLA/TRACコードに内蔵されているものを用いた。また図3.25の計算でのPCTは共に図3.25に示した1.83mの位置で現れた。以上の定量的な検討より、大型再冠水試験に代表される15x15型模擬燃料集合体での結果は17x17型の実炉で想定される結果に較べ保守側の結果であると考えられる。

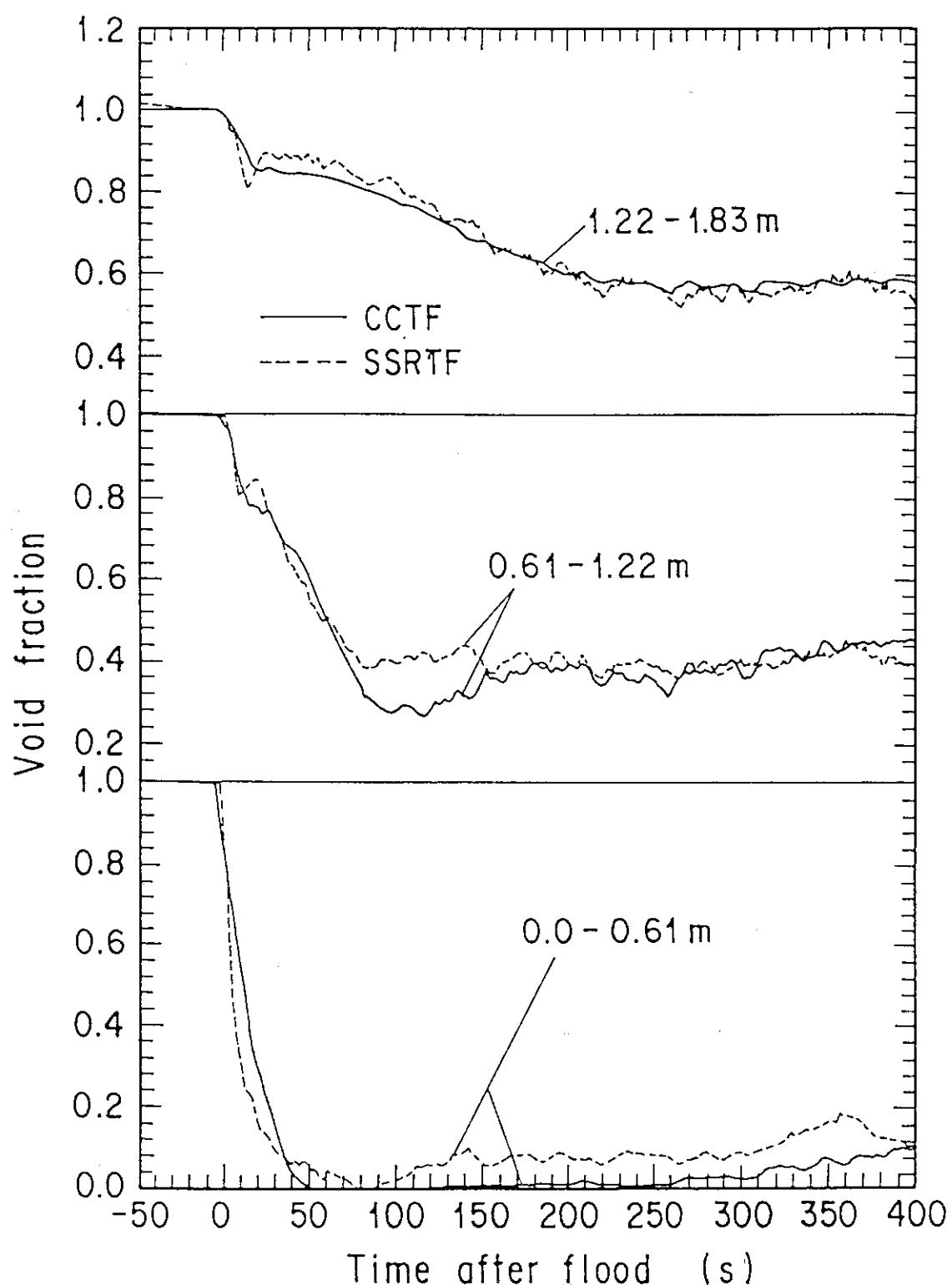


図3.1 炉心下半分における区間ボイド率の比較

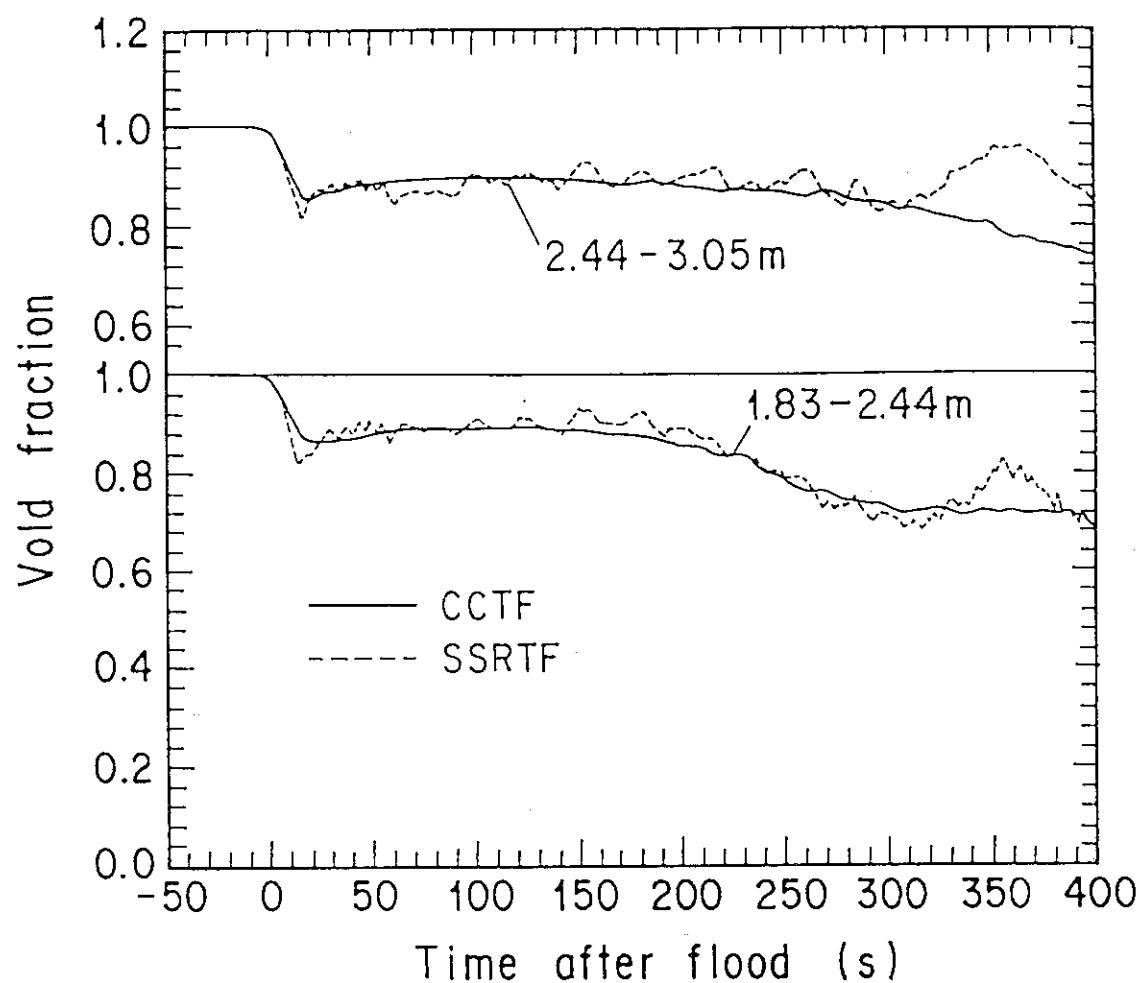


図3.2 炉心上半分における区間ボイド率の比較

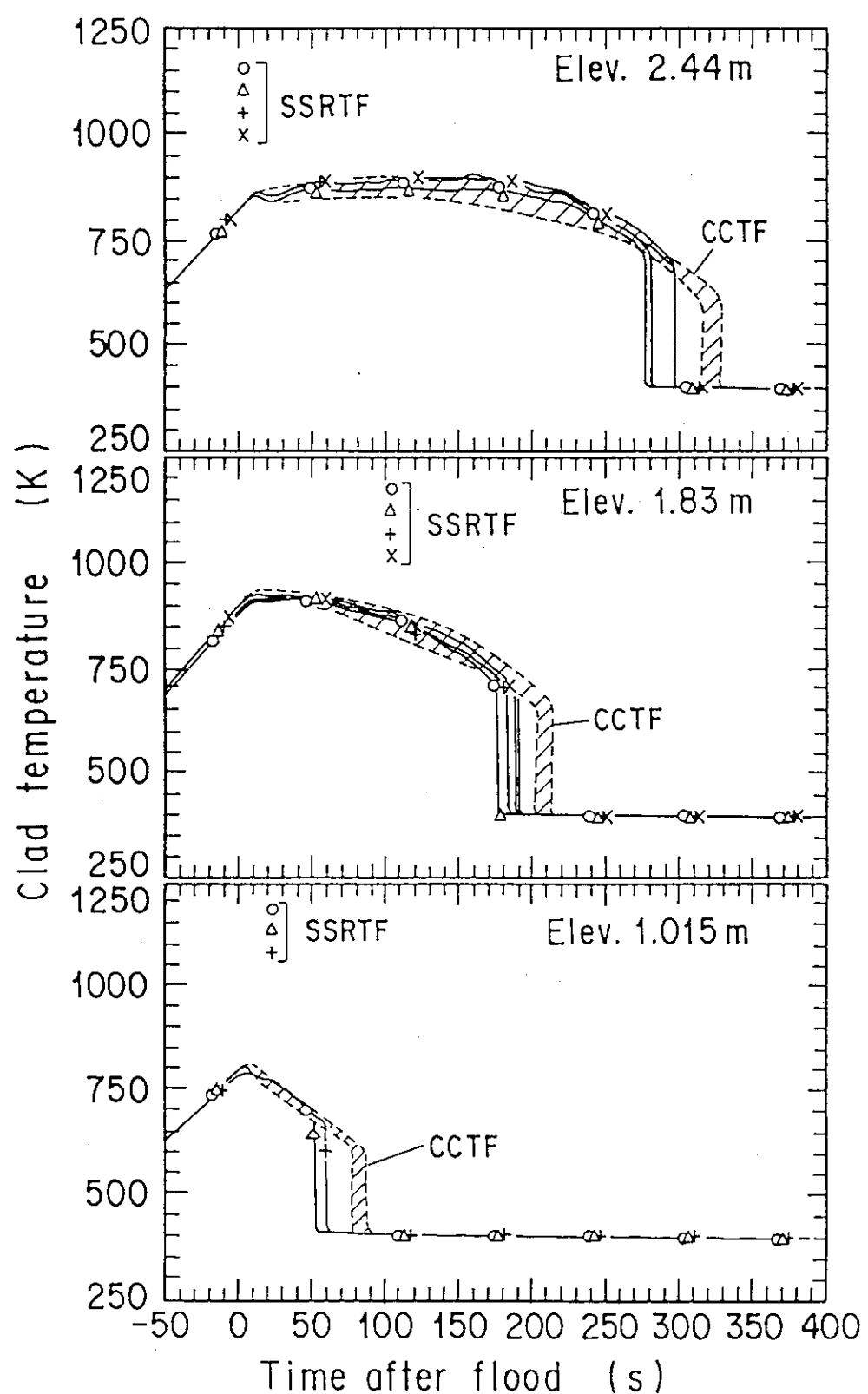


図3.3 被覆管温度の比較

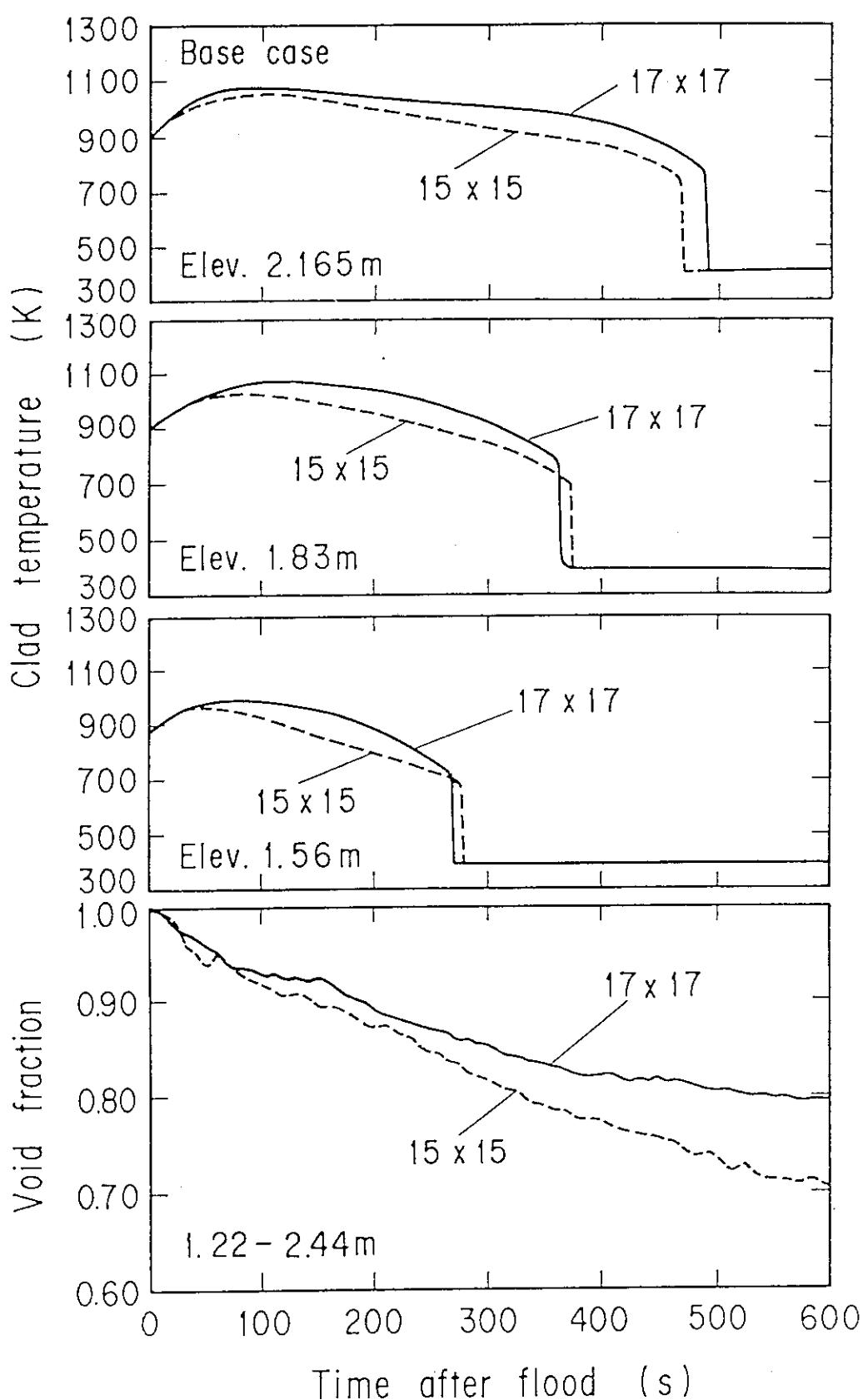


図3.4 集合体形式の違いに関する被覆管温度及び区間ボイド率の比較

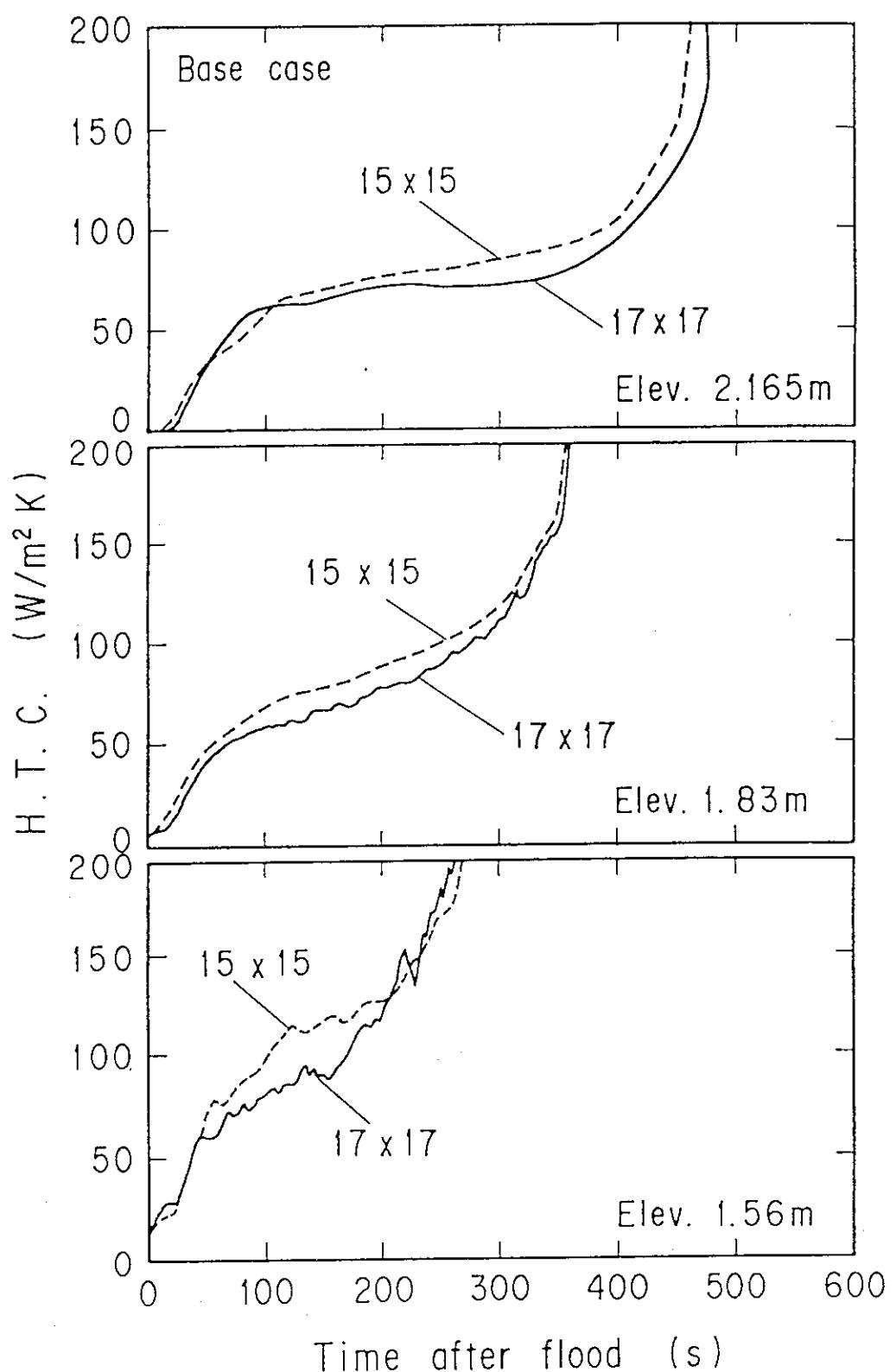


図3.5 集合体形式の違いに関する熱伝達率の比較

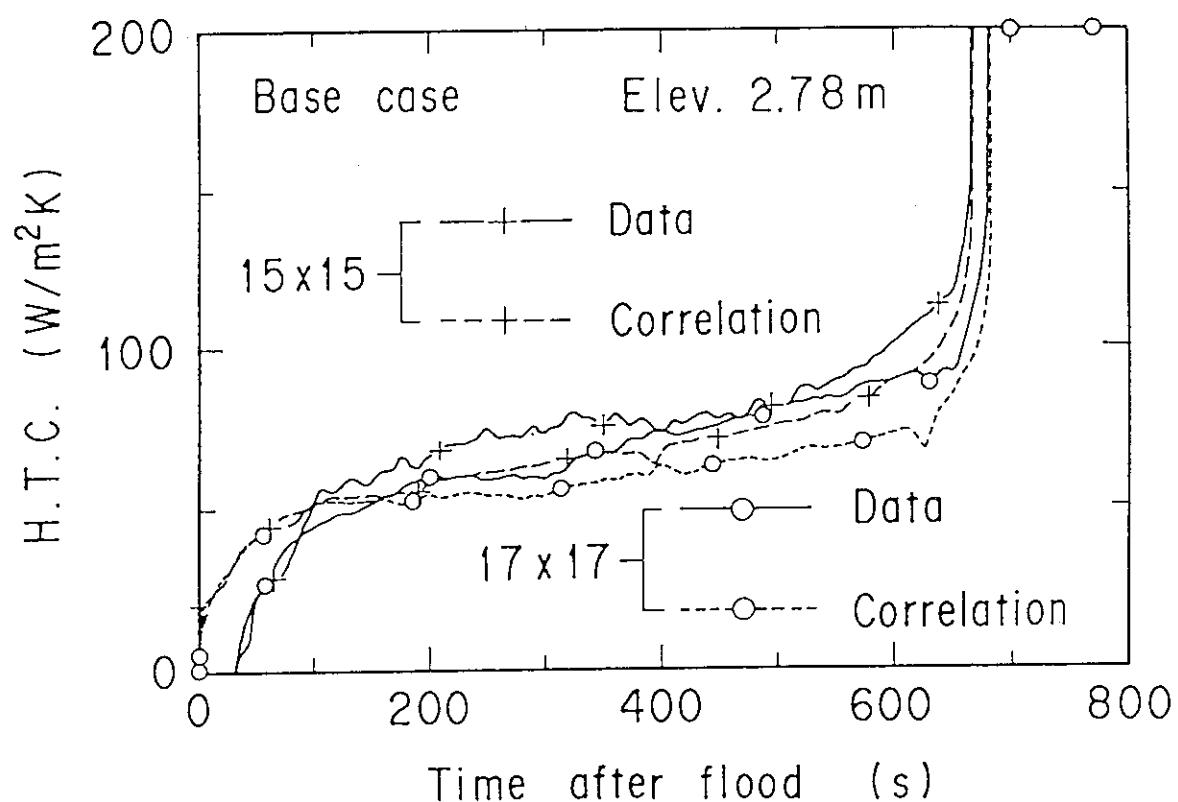


図3.6 修正村尾・杉本の熱伝達率相関式との比較

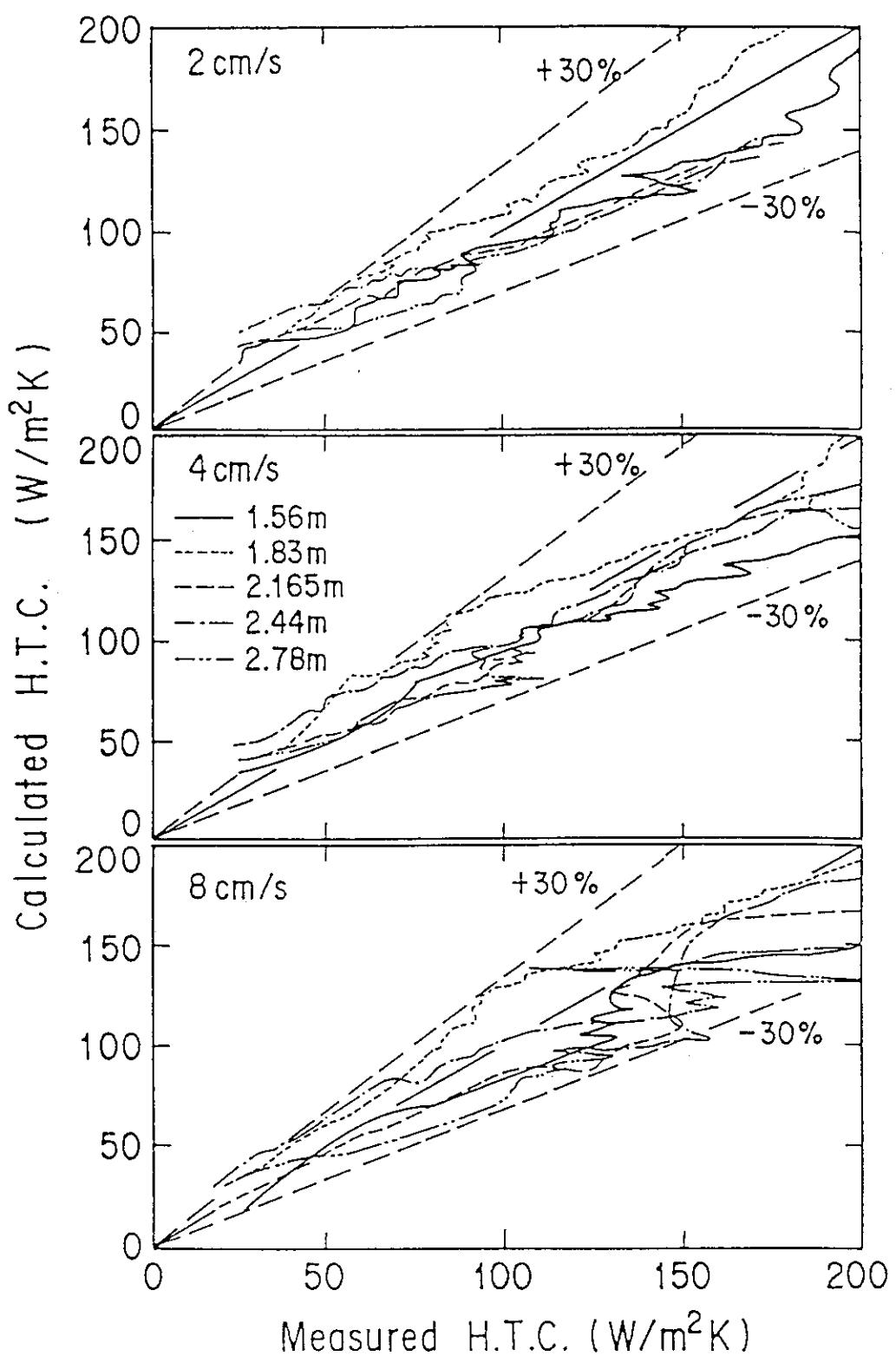


図3.7 修正村尾・杉本の熱伝達率相関式の誤差評価

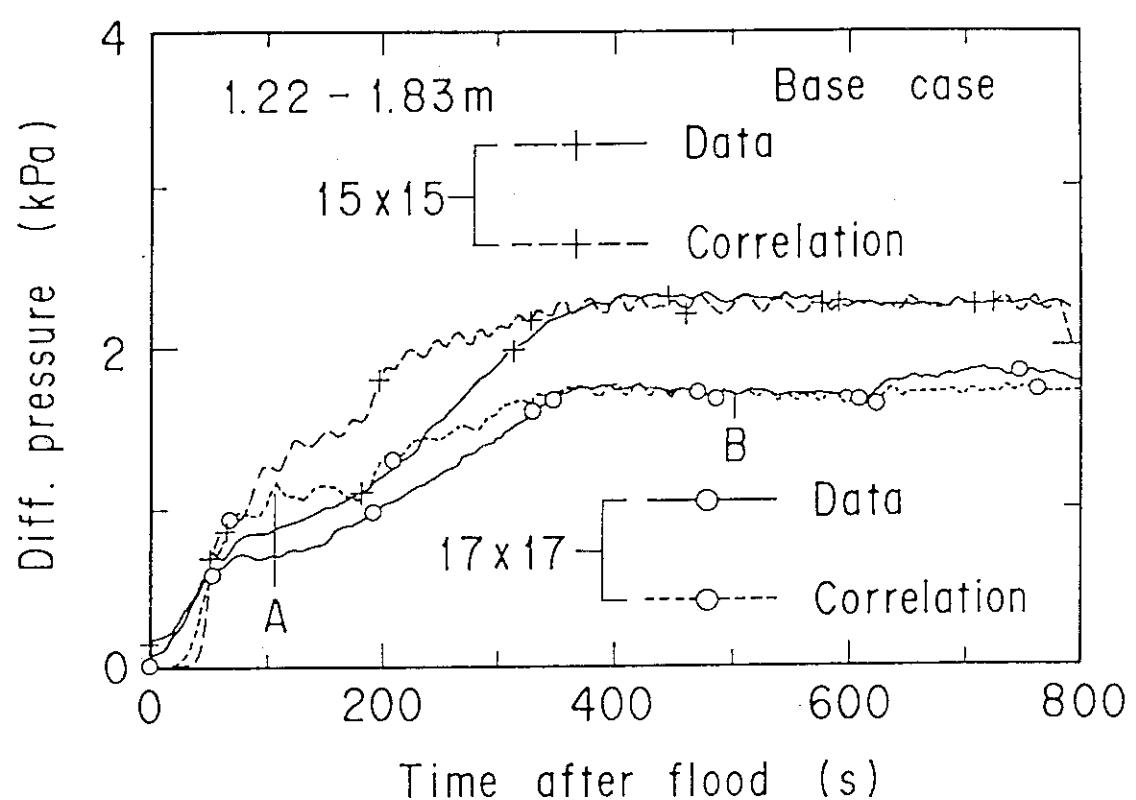


図3.8 村尾・井口のボイド率相関式との比較

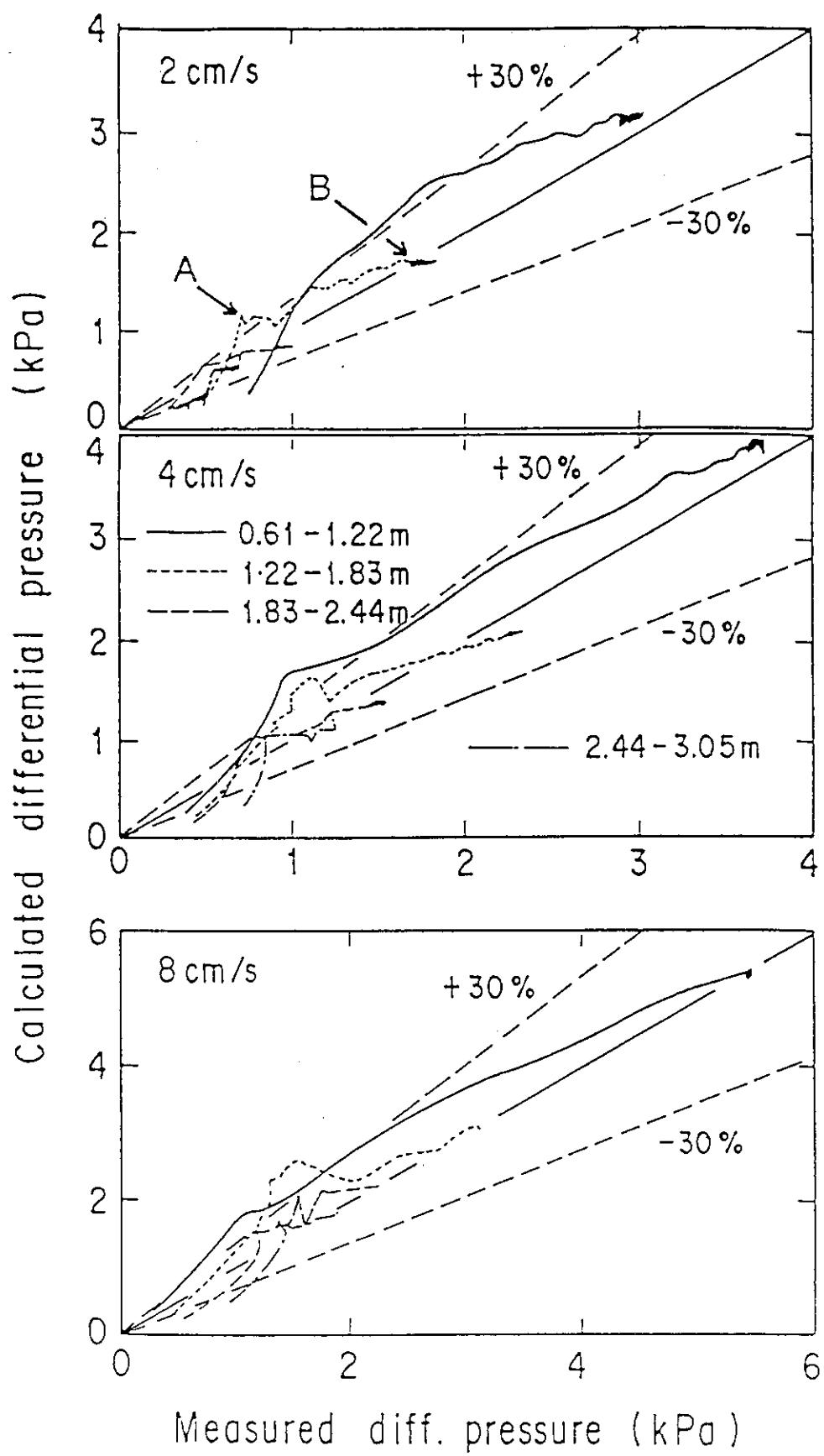


図3.9 村尾・井口のボイド率相関式の誤差評価

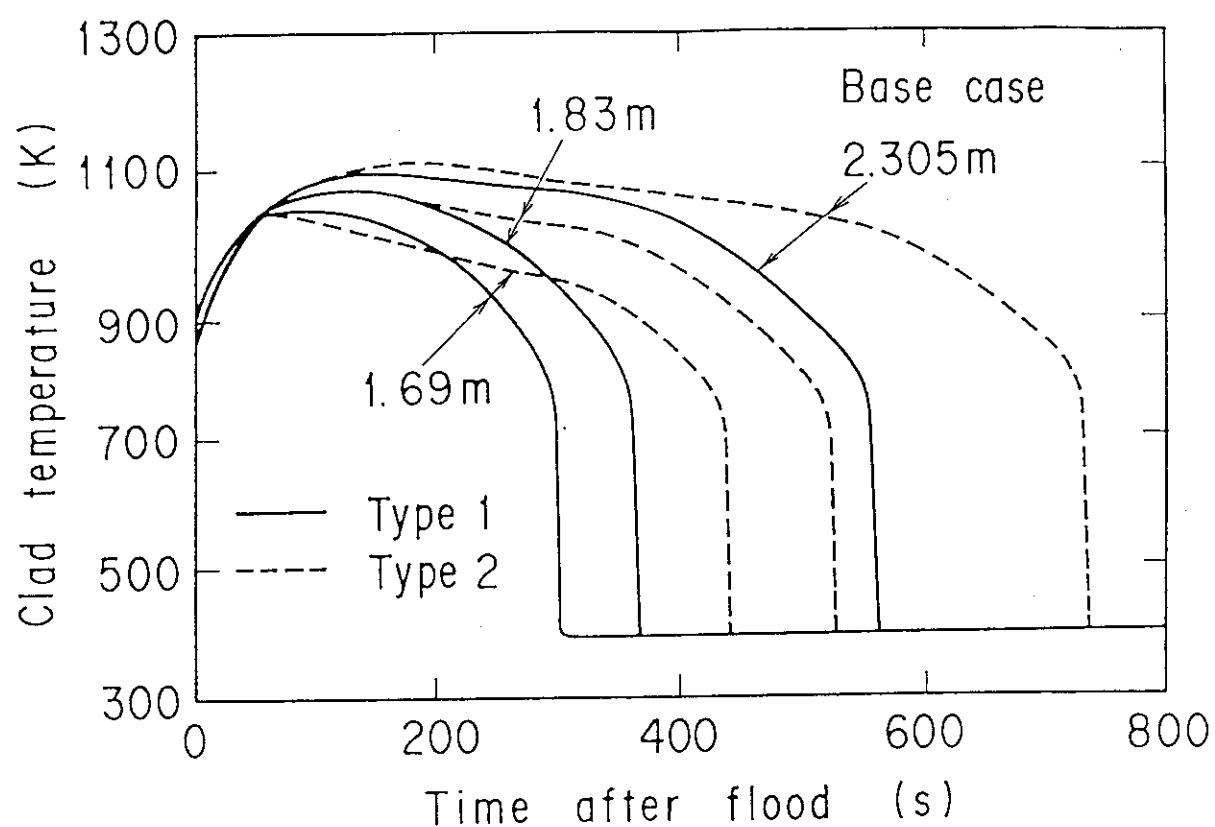


図3.10 支持構造の違いに関する被覆管温度の比較

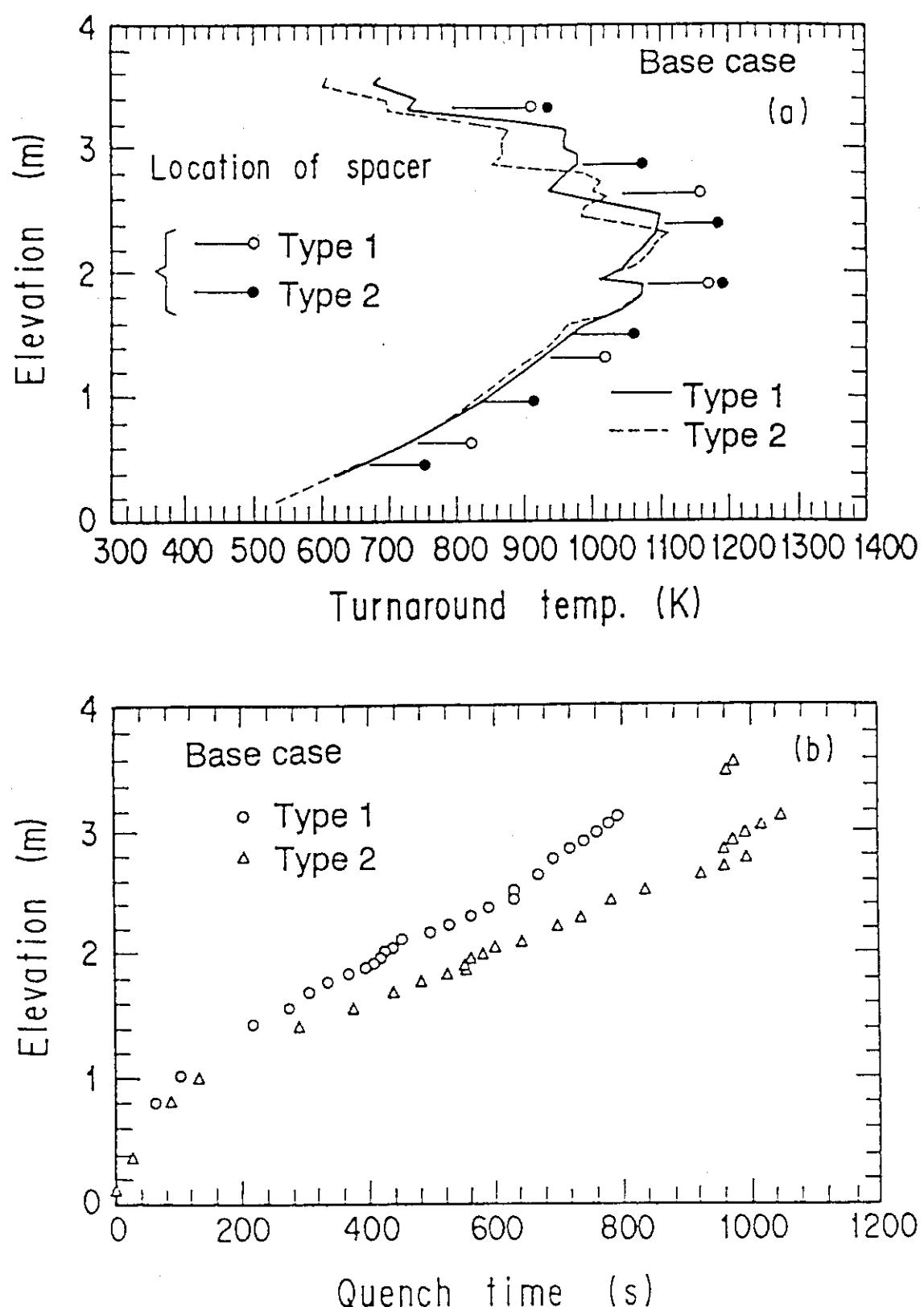


図3.11 支持構造の違いに関するターンアラウンド温度及びクエンチ時間の比較

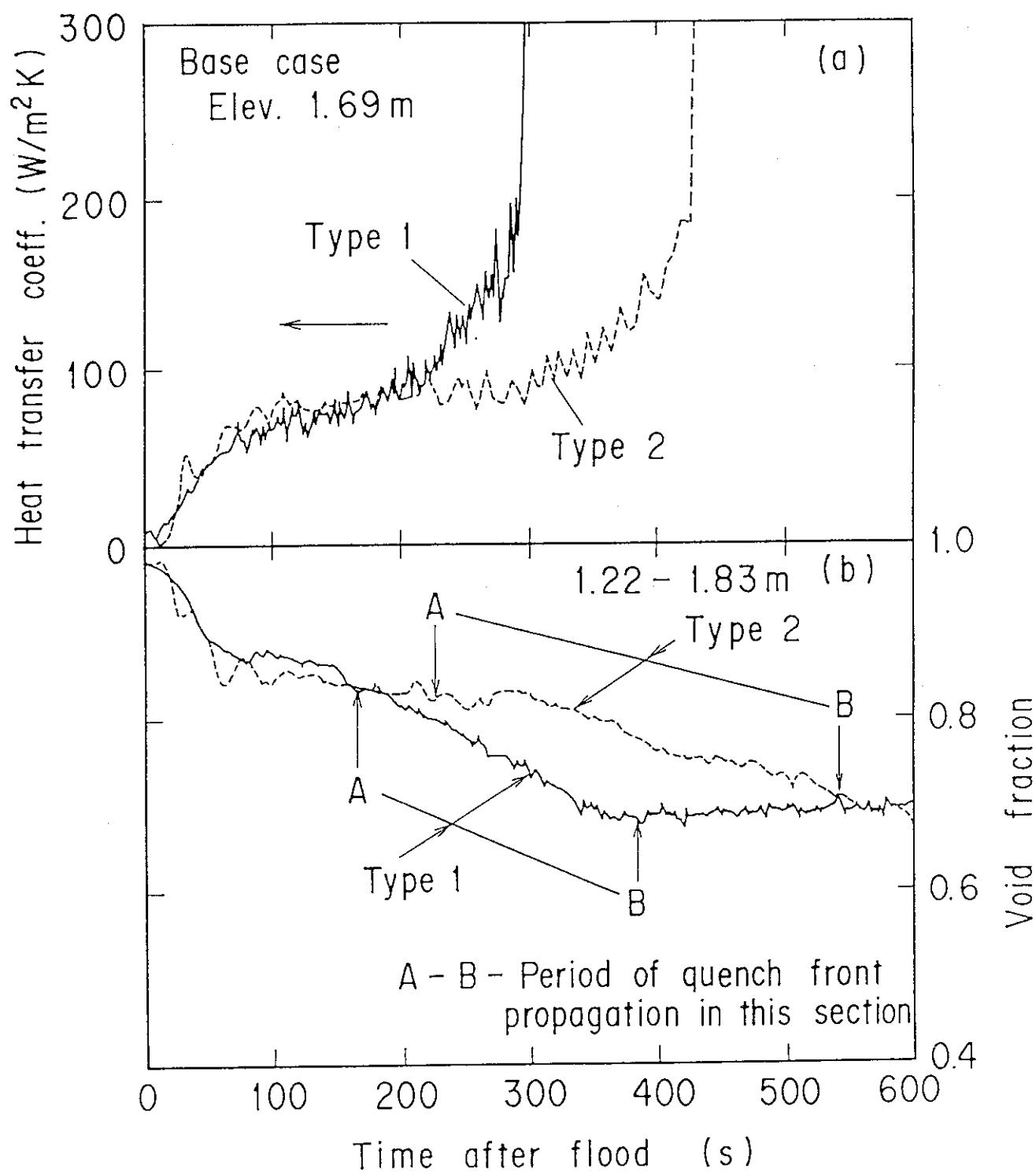


図3.12 支持構造の違いに関する熱伝達率及び区間ボイド率の比較

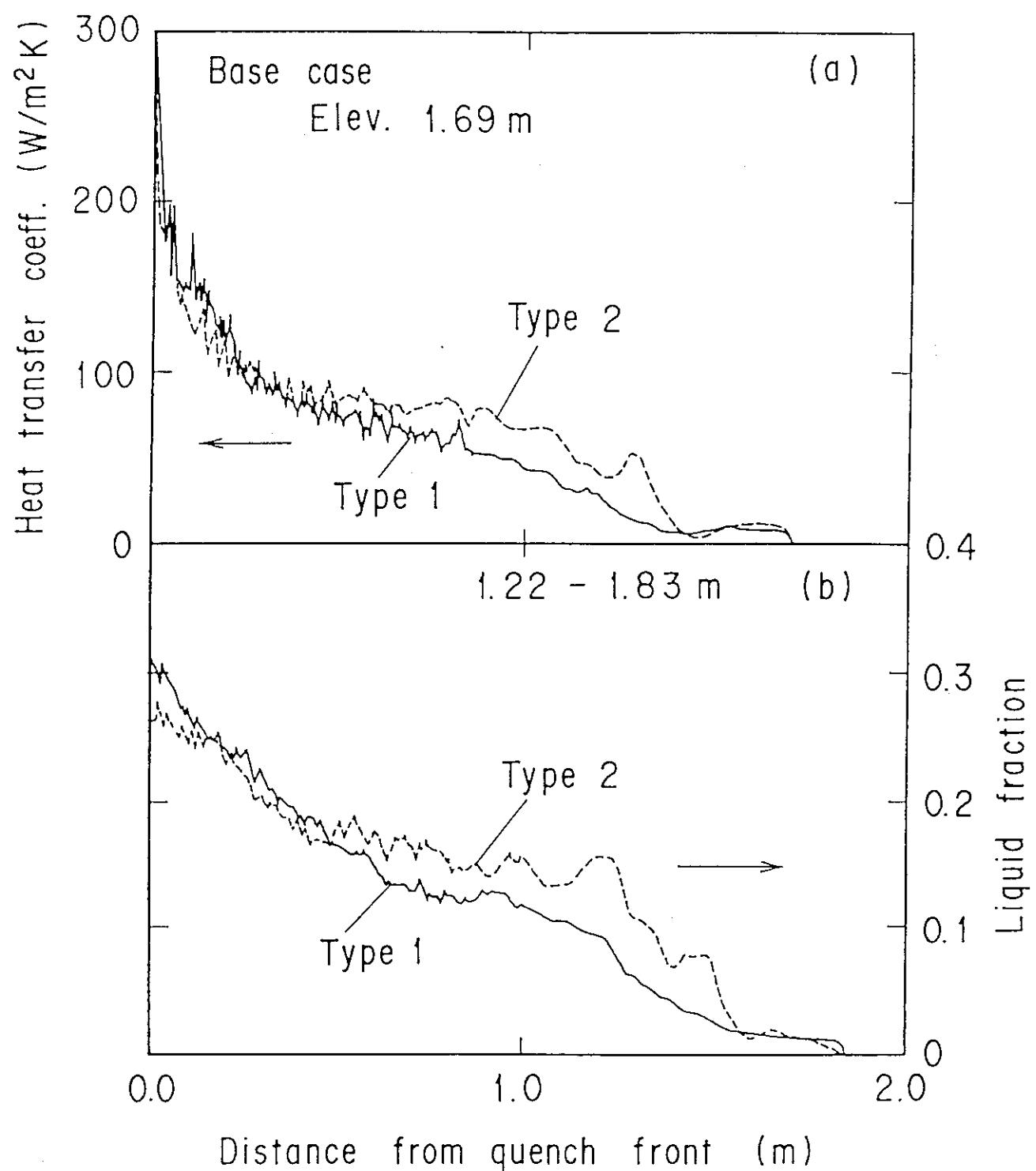


図3.13 热伝達率及び区間水率の同一のクエンチフロントからの距離での比較

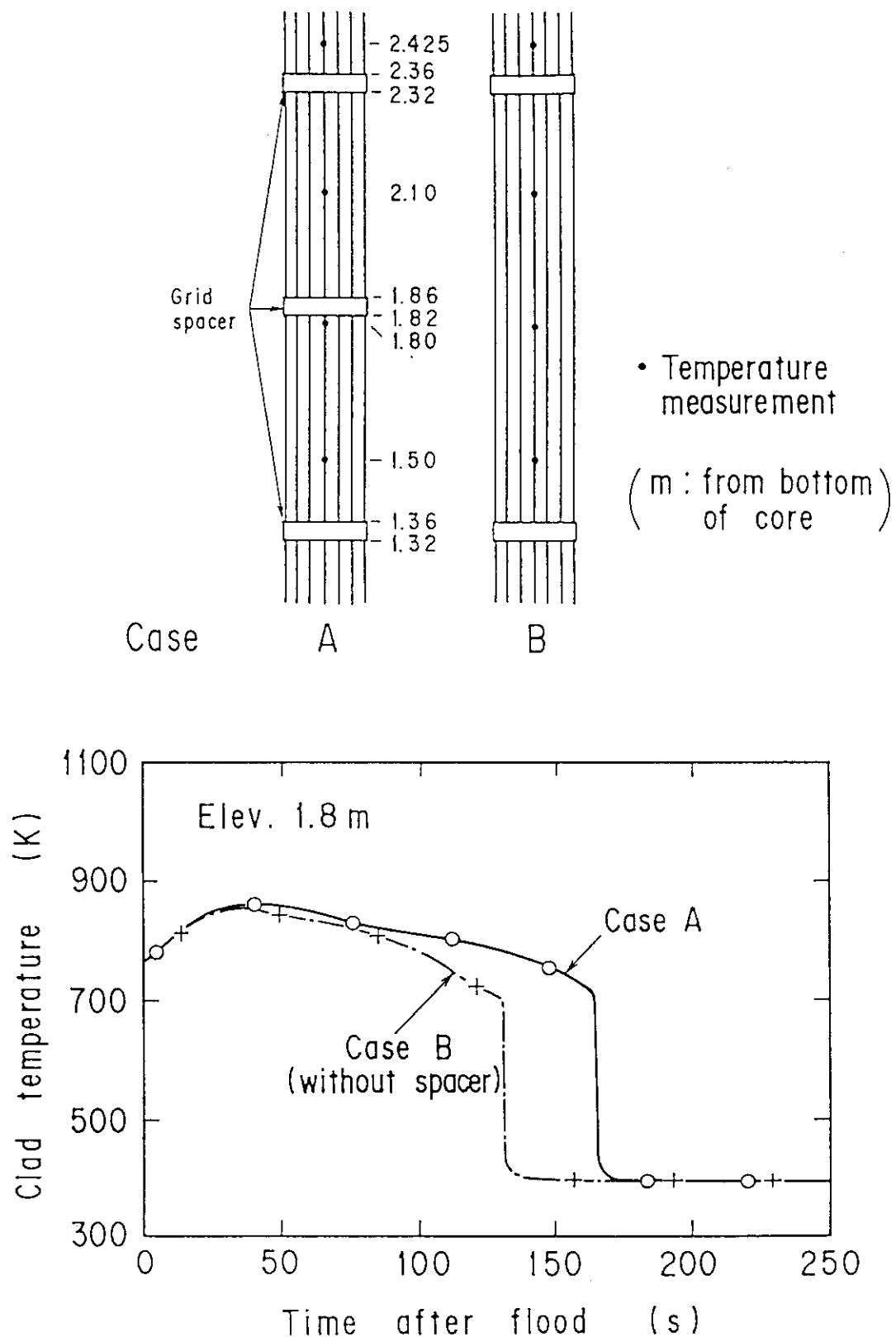


図3.14 グリッドスペーサの間隔の効果

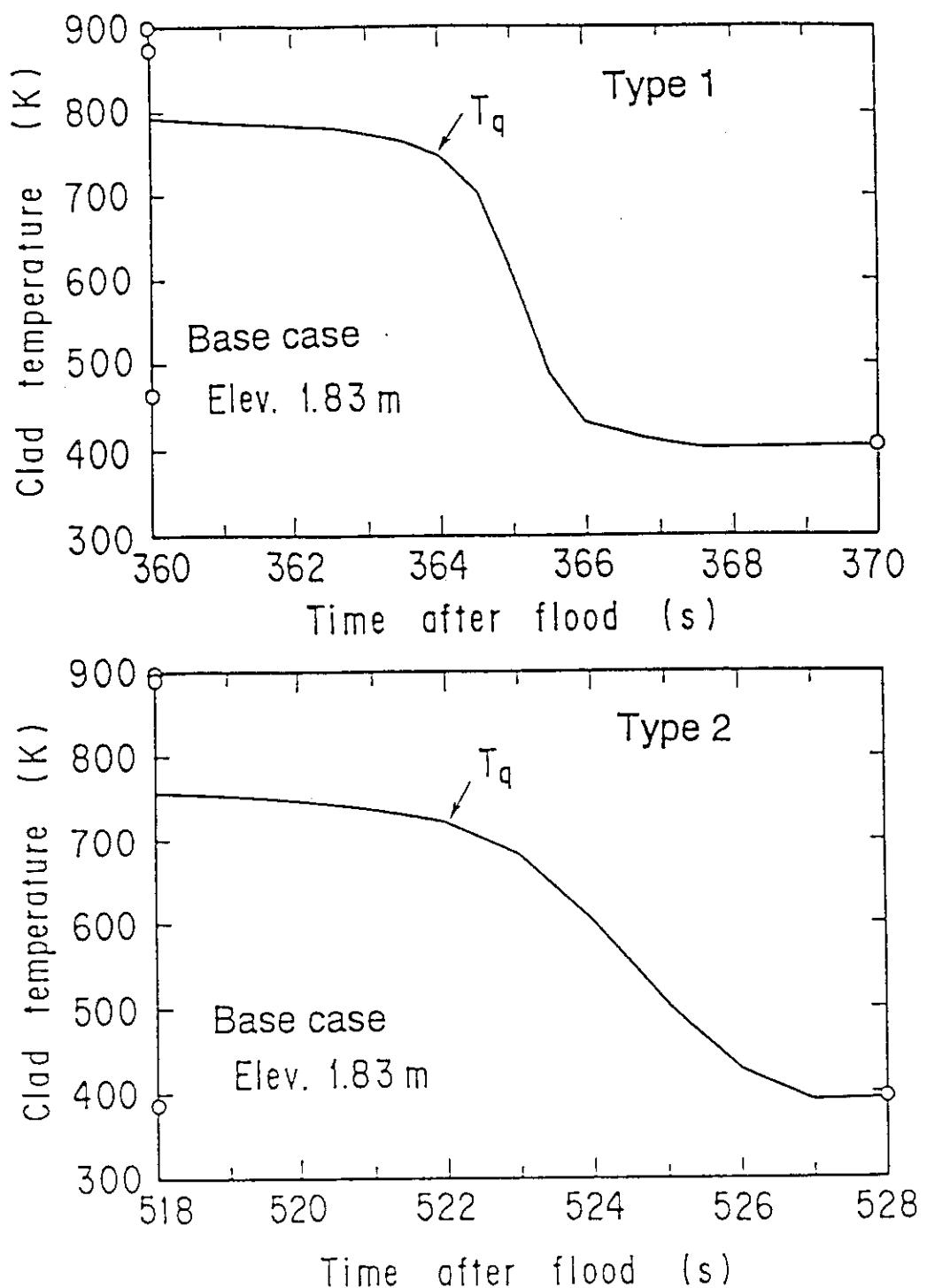


図3.15 クエンチフロント通過時の被覆管温度の比較

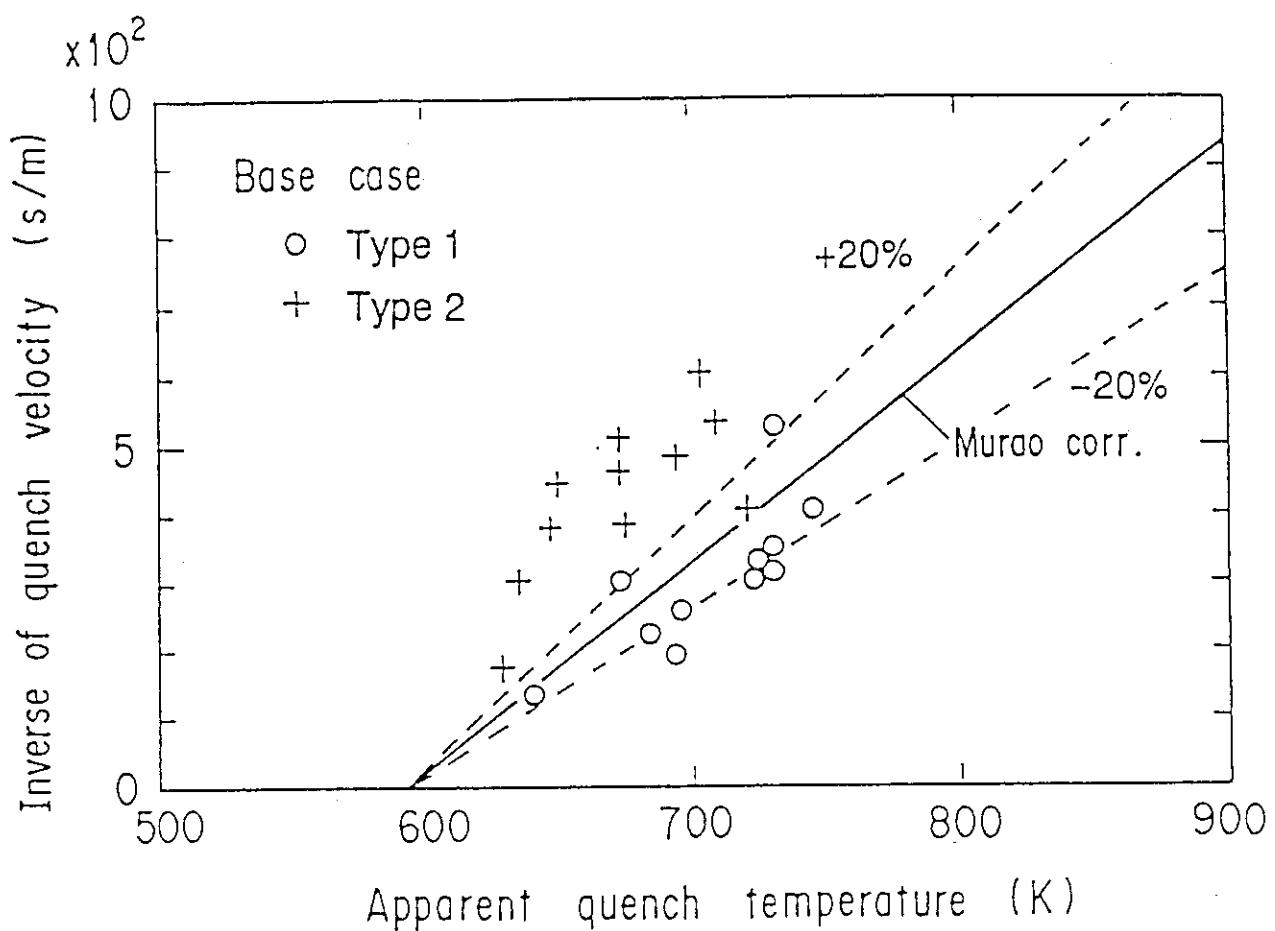
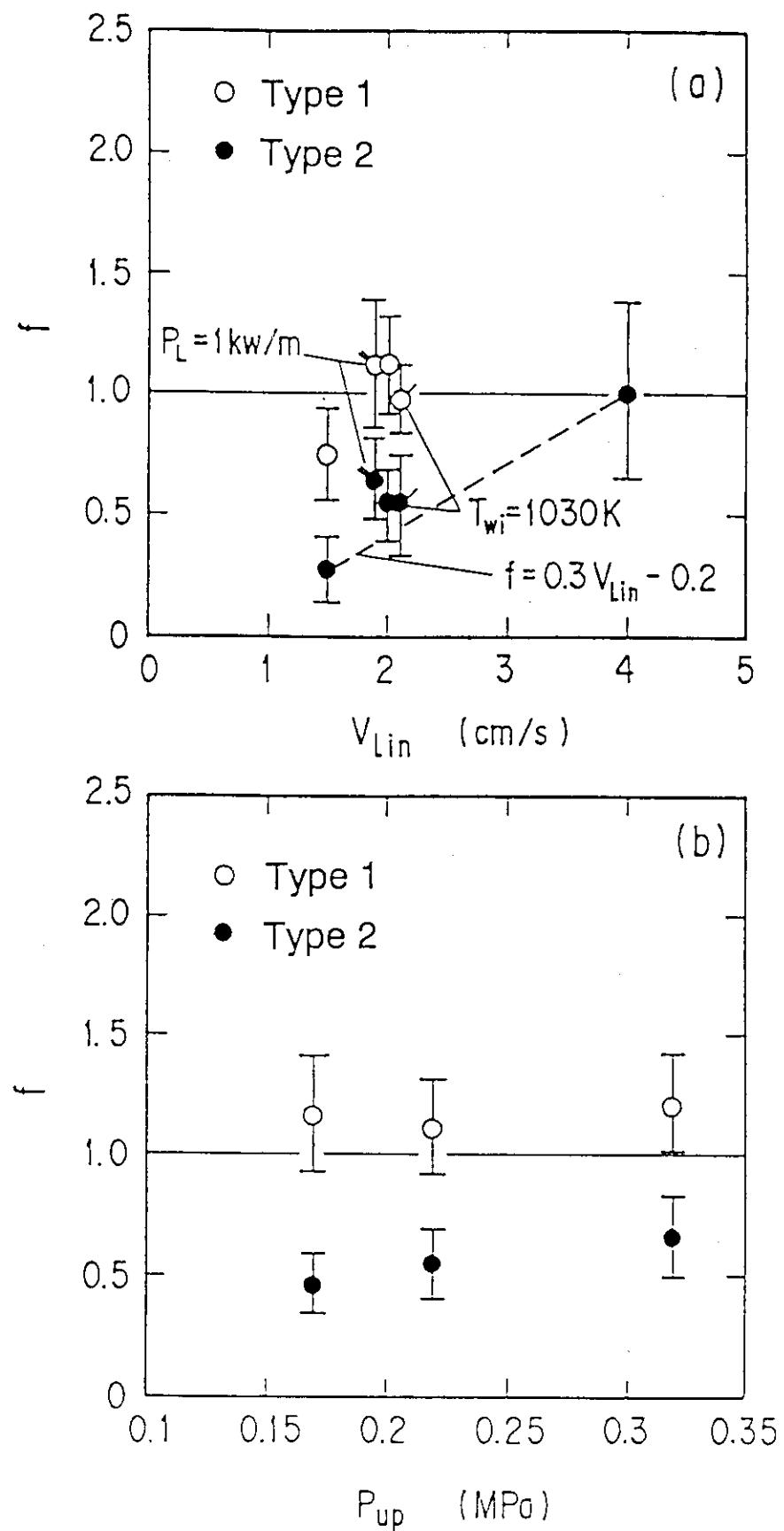


図3.16 みかけのクエンチ温度とクエンチ速度の逆数との関係

図3.17 クエンチフロントでの熱流束補正係数  $f$  の比較

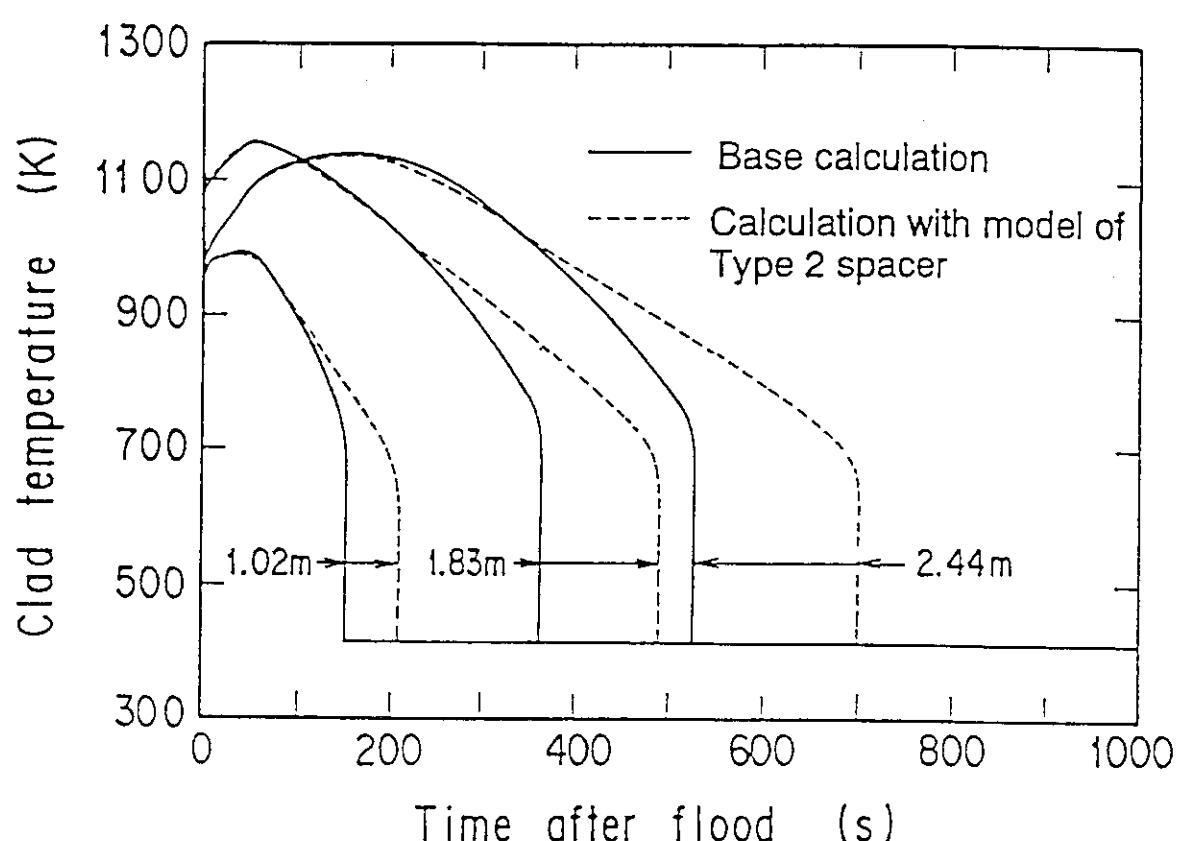


図3.18 EM 条件での熱流束補正の被覆管温度に及ぼす影響

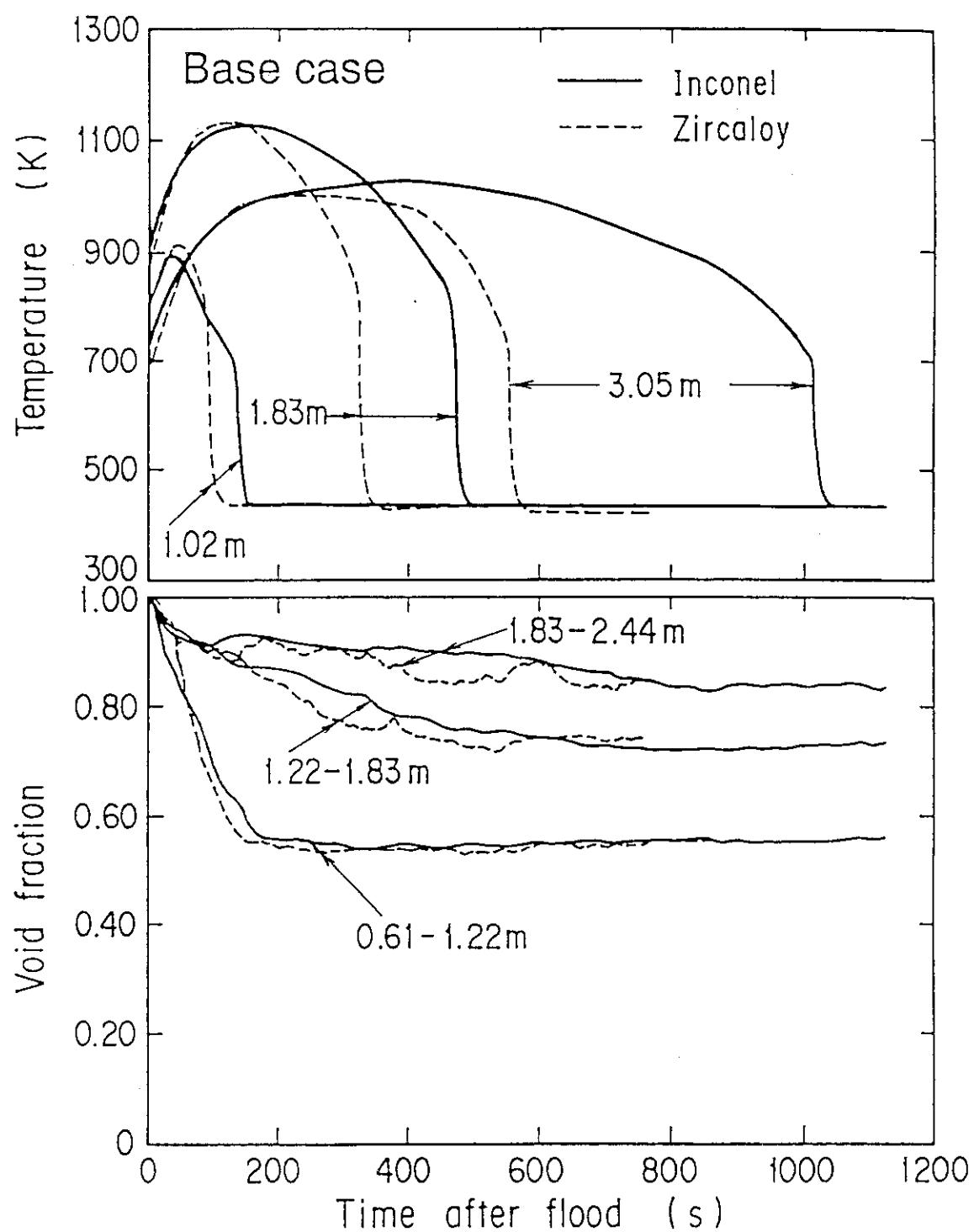


図3.19 被覆管材質効果に関するギャップ内表面温度及び区間ボイド率の比較

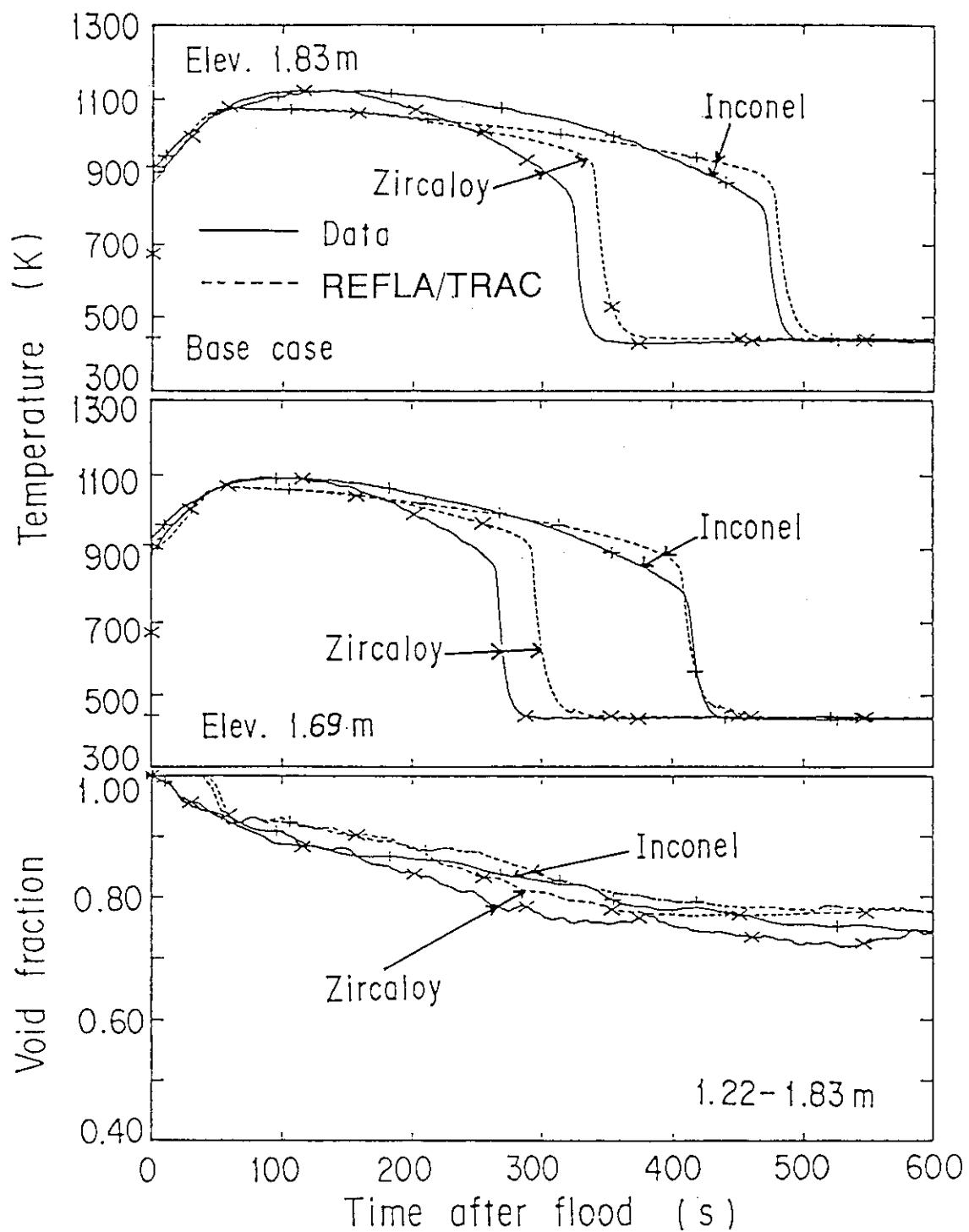


図3.20 基準実験条件における REFLA/TRAC コードの適用性評価

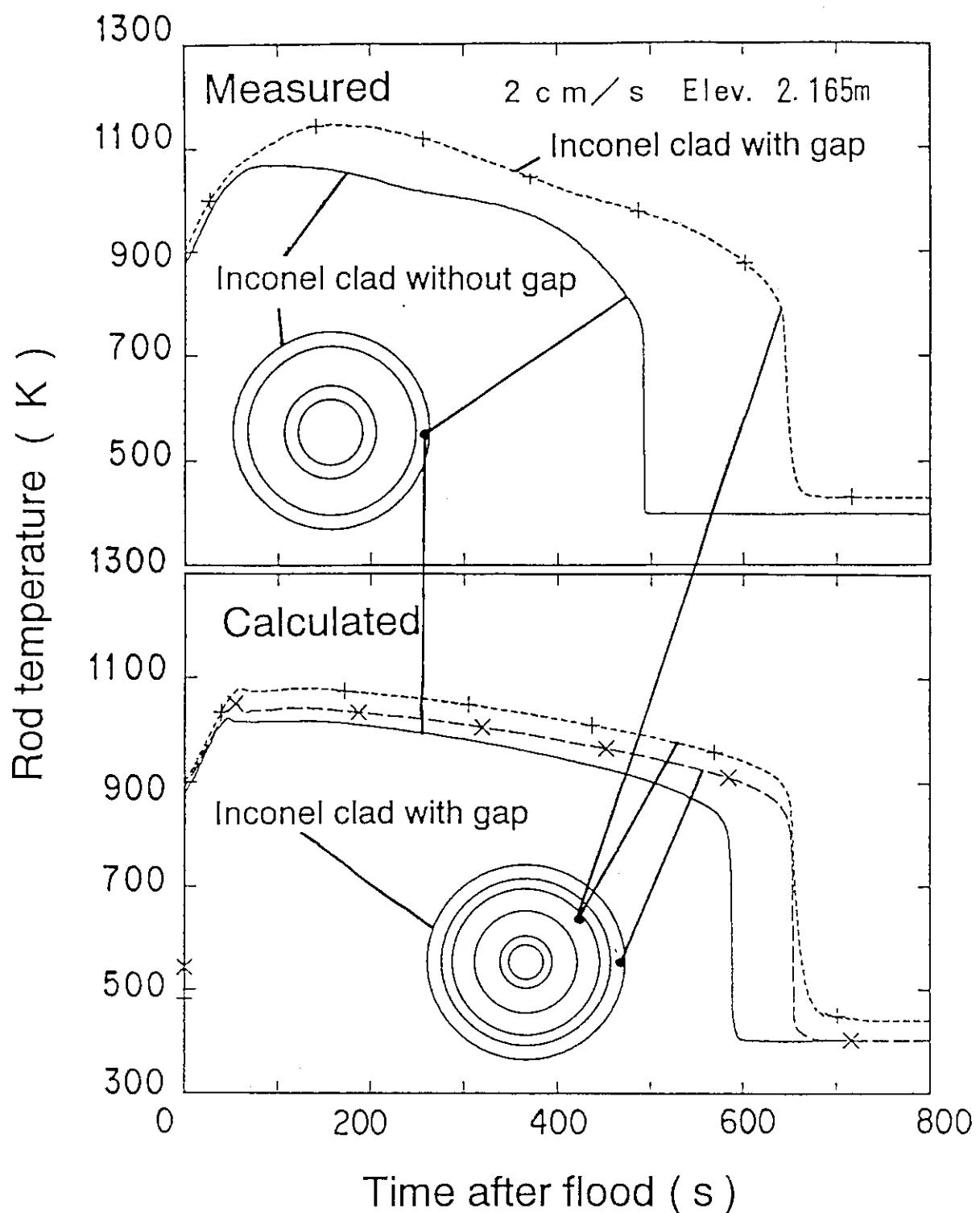


図3.21 ギャップ効果に関する試験結果及び REFLA/TRAC 解析結果

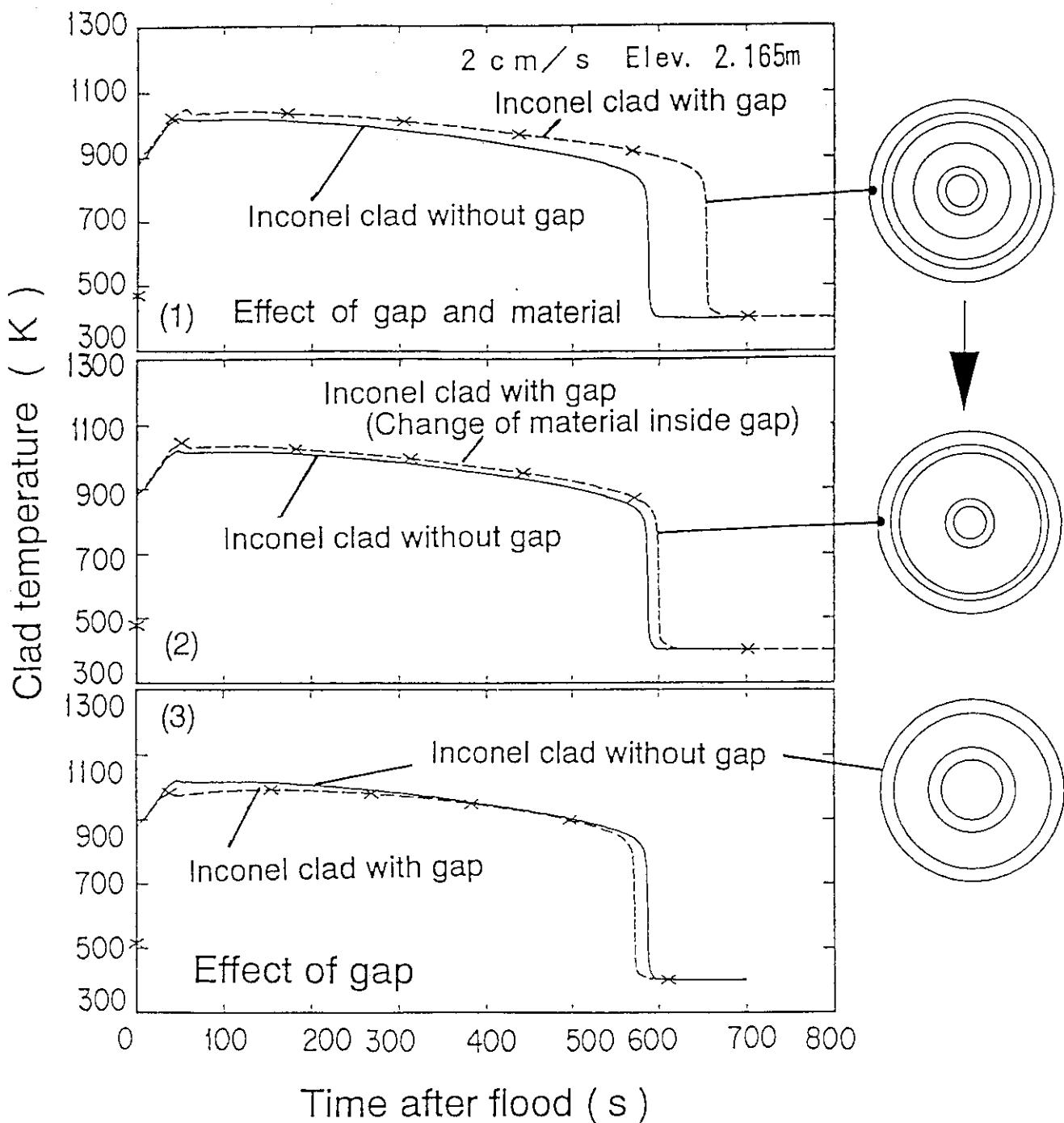


図3.22 ギャップ効果に関する REFLA/TRAC 解析  
 ((1)ギャップの有無及び燃料棒構造物の違いの効果, (2)ギャップ内  
 構造物を一致させた場合の結果, (3)ギャップの有無のみの効果)

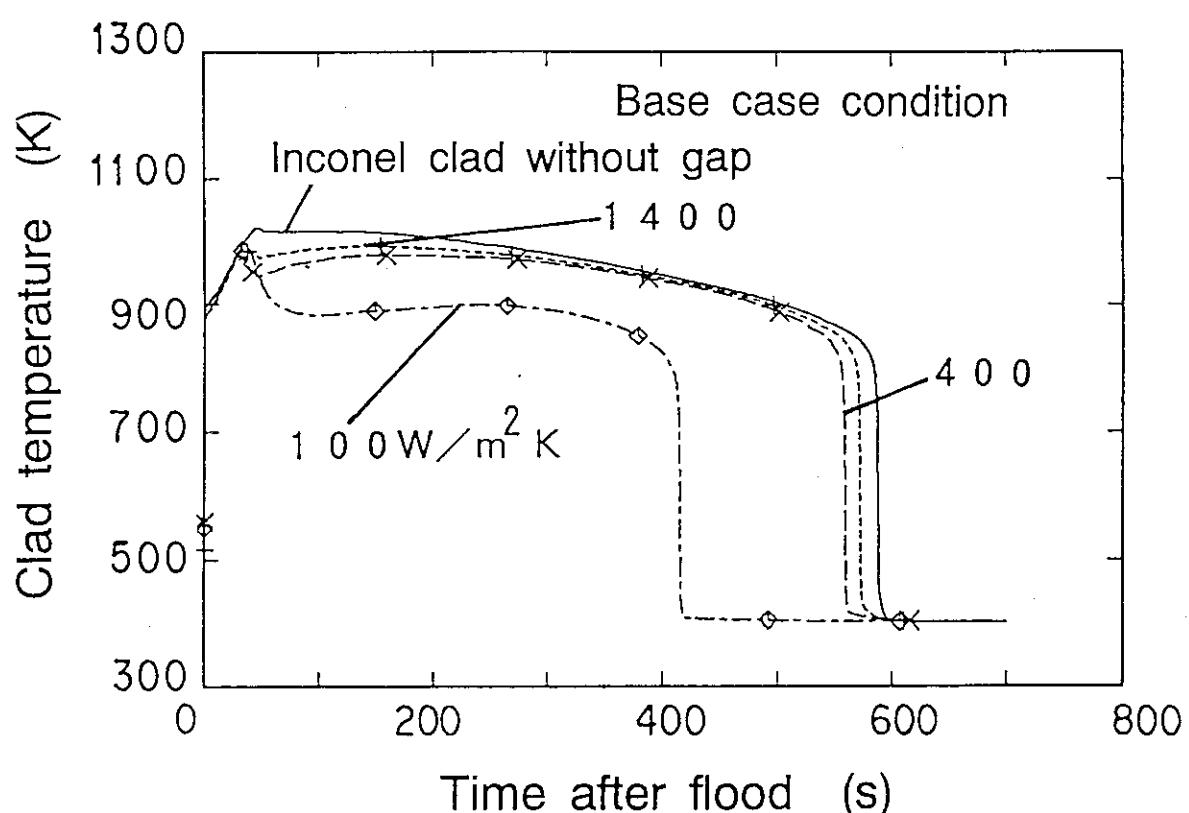


図3.23 ギャップコンダクタンスに対する感度解析

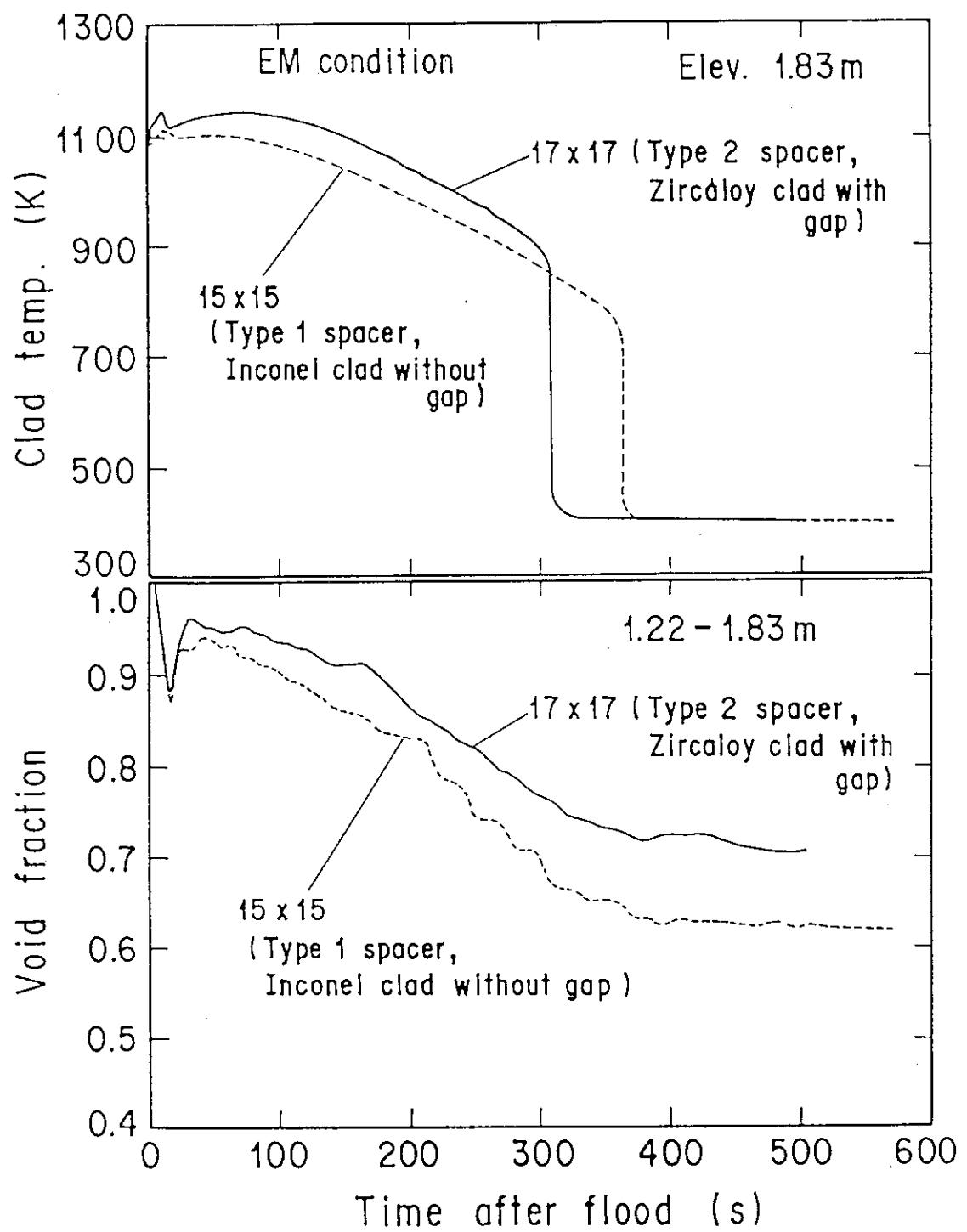


図3.24 REFLA/TRAC コードによる支持構造及び被覆管材質の両違いによる複合効果の検討

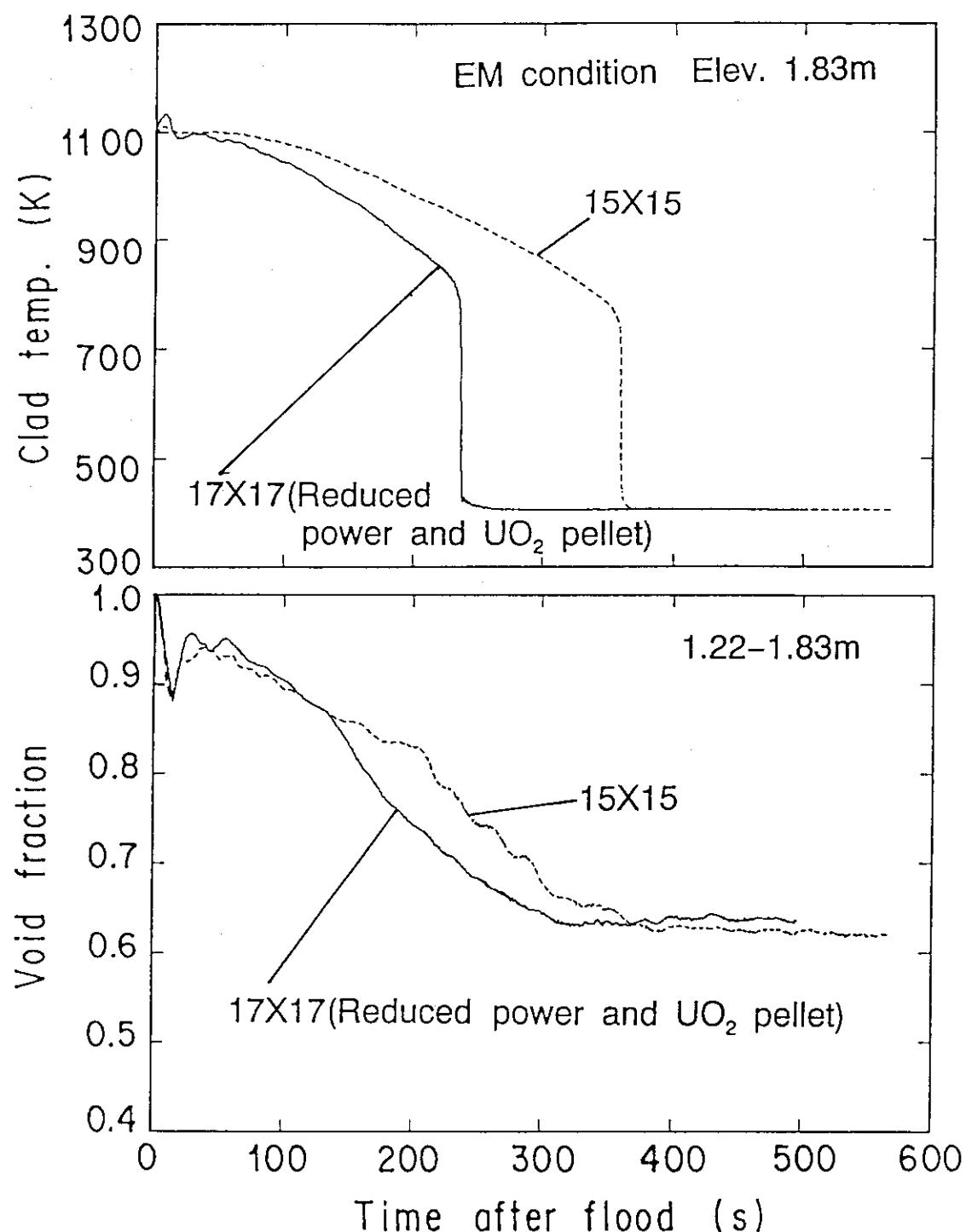


図3.25 REFLA/TRAC コードによる出力レベルの違い及び  
燃料ペレット物性値の違いによる効果の検討

## 4. 結 論

15x15型模擬燃料集合体を用いて得られた再冠水研究の知見の実炉解析への適用性を評価するため、燃料集合体形式、支持構造及び燃料棒構造を系統的に変えてSSRTFにより得られた試験結果を用い、試験結果の比較及び15x15型模擬燃料集合体に適用可能であるREFLA/TRACコードの解析結果を仲介として、各パラメータが炉心内熱水力挙動に与える影響について検討した。

SSRTFによる試験では一連の試験データの取得に先立ち、CCTFとの結合試験を行い、炉心規模の違いによる効果の少ないことを確認し、SSRTFでの結果が平坦出力分布の条件下であれば実炉規模にまで拡張できることを確かめた。

検討の結果、以下の結論が得られた。

- (1) 集合体形式に関しては、REFLA/TRACコードの熱伝達率モデル及びボイド率モデルにより17x17型集合体形式での熱水力挙動をその誤差範囲内で予測でき、両集合体形式間で定性的な熱水力挙動の違いはない。
- (2) 支持構造に関しては、支持構造の違いが被覆管最高温度に与える影響は小さく、REFLA/TRACコードの熱伝達率モデル及びボイド率モデルを適用できる。クエンチモデルについては、冠水速度の低い範囲でクエンチ速度をやや過大に評価したが、そのような条件でも被覆管最高温度に対する影響は小さく、評価解析上十分な精度を有する。
- (3) 燃料棒構造に関しては、ギャップの有無による効果は小さく、被覆管材質効果の影響が大きい。被覆管の熱容量の違いにより実燃料棒（ジルカロイ被覆）のほうが模擬燃料棒（インコネル被覆）よりクエンチ速度が高い。REFLA/TRACコードは実燃料棒と模擬燃料棒との違いによる効果をほぼ予測できる。

いずれの効果についても、基本的な熱水力的挙動は15x15型模擬燃料集合体で得られたものと変わらないと考えられる。従って、15x15型模擬燃料集合体で得られた知見はPWRの燃料熱特性の体系にも適用できると考える。

## 参 考 文 献

- (1) 平野晃明、村尾良夫：“大型再冠水効果実証試験”日本原子力学会誌, 22[10], 681-686 (1980)
- (2) Okubo, T. : "Evaluation report on CCTF core-II reflood test C2-4(Run 62) - Investigation of reproducibility -" JAERI-M 85-026 (1985)
- (3) Iwamura, T., et al. : "Two-dimensional thermal-hydraulic behavior in core in SCTF core-II forced feed reflood tests (Effects of radial power and temperature distributions)" JAERI-M 86-195 (1987)
- (4) Akimoto, H., et al. : "Assessment of REFLA/TRAC code for various postulated accidents in PWR" Fifth International Topical Meeting on Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-5), Salt Lake City U.S.A. (1992)
- (5) Lee, N., et al. : "PWR FLECHT-SEASET Unblocked bundle, forced and gravity reflood task data evaluation and analysis report" NUREG/CR-2256 EPRI NP-2013 WCAP-9891 (1981)
- (6) Cadek, F.F., et al. : "PWR FLECHT(Full length emergency cooling heat transfer) final report" WCAP-7665 (1971)
- (7) Clement, P., et al. : "Reflooding of a PWR bundle-effect of inlet flow rate oscillations and spacer grids" NUREG/CP-0027, Vol. 3, 1763-1770 (1983)
- (8) Veteau, J.M., et al. : "Reflooding of a PWR bundle: Effect of spacer grids" NUREG/CP-0048, Vol. 1, 390-401 (1984)
- (9) Sugimoto, J., Murao, Y. : "Report on reflood experiment of grid spacer effect" JAERI-M 84-131 (1984)
- (10) Piggott, B.D.G., Duffey, R.B. : "The quenching of irradiated fuel pins" Nucl. Eng. Des., 32, 182-190 (1975)
- (11) Dhir, V.K., et al. : "Quenching studies on a zircaloy rod bundle" J. of Heat Transfer, 103, 293-299 (1981)
- (12) Ihle, P., Rust, K. : "PWR reflood experiments using full length bundles of rods with zircaloy claddings and alumina pellets (Results of the SEFLEX program)" Nucl. Eng. Des., 99, 223-237 (1987)
- (13) Sugimoto, J., et al. : "Analytical study of thermal response similarity between simulated fuel rods and nuclear fuel rods during reflood phase of PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 23[4], 315-325 (1986)
- (14) Akimoto, H., et al. : "Evaluation report on CCTF core-II reflood test C2-6 (Run 64) - Effect of radial power profile -" JAERI-M 85-027 (1985)

- (15) Murao, Y., et al.: "Experimental assessment of evaluation model for safety analysis on reflood phase of PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 22[11], 890-902 (1985)
- (16) Murao, Y., Sugimoto, J.: "Correlation of heat transfer coefficient for saturated film boiling during reflood phase prior to quenching" J. Nucl. Sci. Technol., 18[4], 275-284 (1981)
- (17) Ohnuki, A., et al.: "Effect of liquid flow rate on film boiling heat transfer during reflood in rod bundle" J. Nucl. Sci. Technol., 27[6], 535-546 (1990)
- (18) Murao, Y., Iguchi, T.: "Experimental modeling of core hydrodynamics during reflood phase of LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 19[8], 613-627 (1982)
- (19) Akimoto, H., et al.: "System pressure effect on system and core cooling behavior during reflood phase of PWR LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 24[4], 276-288 (1987)
- (20) Murao, Y., et al.: "REFLA-1D/MOD3: A computer code for reflood thermo-hydrodynamic analysis during PWR-LOCA -User's manual-" JAERI-M 84-243 (1985)
- (21) Murao, Y.: "Correlation of quench phenomena for bottom flooding during loss-of-coolant accidents" J. Nucl. Sci. Technol., 15[12], 875-885 (1978)

## 記 号 表

$C_p$	: 比熱	( J/kg•K )
E	: 放射率	
F	: 付録Aでは燃料棒表面積、式(3.3)ではサブクール度に関する補正係数	
f	: 式(3.1)または式(3.5)で定義される補正係数	
g	: 重力加速度	( m/s <sup>2</sup> )
h	: 热伝達率	( W/m <sup>2</sup> K )
$h_{fg}$	: 蒸発せん熱	( J/kg )
K	: Kファクター	
k	: 热伝導率	( W/m•K )
$L_q$	: クエンチフロントからの距離	( m )
m	: 質量速度または式(5.1)で定義される定数	( kg/m <sup>2</sup> s )
N	: 燃料棒の本数	
$P_L$	: ピーク線出力	( kW/m )

- (15) Murao, Y., et al.: "Experimental assessment of evaluation model for safety analysis on reflood phase of PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 22[11], 890-902 (1985)
- (16) Murao, Y., Sugimoto, J.: "Correlation of heat transfer coefficient for saturated film boiling during reflood phase prior to quenching" J. Nucl. Sci. Technol., 18[4], 275-284 (1981)
- (17) Ohnuki, A., et al.: "Effect of liquid flow rate on film boiling heat transfer during reflood in rod bundle" J. Nucl. Sci. Technol., 27[6], 535-546 (1990)
- (18) Murao, Y., Iguchi, T.: "Experimental modeling of core hydrodynamics during reflood phase of LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 19[8], 613-627 (1982)
- (19) Akimoto, H., et al.: "System pressure effect on system and core cooling behavior during reflood phase of PWR LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 24[4], 276-288 (1987)
- (20) Murao, Y., et al.: "REFLA-1D/MOD3: A computer code for reflood thermo-hydrodynamic analysis during PWR-LOCA -User's manual-" JAERI-M 84-243 (1985)
- (21) Murao, Y.: "Correlation of quench phenomena for bottom flooding during loss-of-coolant accidents" J. Nucl. Sci. Technol., 15[12], 875-885 (1978)

## 記号表

$C_p$	: 比熱	( J/kg•K )
E	: 放射率	
F	: 付録Aでは燃料棒表面積、式(3.3)ではサブクール度に関する補正係数	
f	: 式(3.1)または式(3.5)で定義される補正係数	
g	: 重力加速度	( m/s <sup>2</sup> )
h	: 热伝達率	( W/m <sup>2</sup> K )
$h_{fg}$	: 蒸発せん熱	( J/kg )
K	: Kファクター	
k	: 热伝導率	( W/m•K )
$L_q$	: クエンチフロントからの距離	( m )
m	: 質量速度または式(5.1)で定義される定数	( kg/m <sup>2</sup> s )
N	: 燃料棒の本数	
$P_L$	: ピーク線出力	( kW/m )

$P_{up}$	上部プレナム圧力	( MPa )
$Q$	クエンチフロントでの熱流束	( W/m <sup>2</sup> )
$q'$	線出力	( kW/m )
$T$	温度	( K )
$T_{lin}$	炉心入口水温	( K )
$T_m$	熱力学的過熱限界温度	( K )
$T_q$	みかけのクエンチ温度	( K )
$T_{WH}$	再冠水開始時の流路壁温度	( K )
$T_{wi}$	再冠水開始時の被覆管最高温度	( K )
$U_k$	みかけの流速	( m/s )
$u_k$	平均流速	( m/s )
$\Delta u$	スリップ速度	( m/s )
$V_{lin}$	冠水速度	( cm/s )
$X$	質量流量クオリティ	
$Z$	長さまたは高さ	( m )

## ギリシャ文字

$\alpha$	ボイド率	
$\mu$	粘性係数	( Ns/m <sup>2</sup> )
$\rho$	密度	( kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma$	表面張力	( N/m )
$\sigma^*$	ステファン-ボルツマン定数	( W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )

## 添え字

$g$	気相
$gs$	グリッドスペーサ
$H$	燃料棒
$k = g$ または 1	
$l$	液相
$sat$	飽和
1, 2	位置

## 付録A エネルギーバランスの評価方法

質量流量クオリティの評価方法をこの付録では述べる。なお、ここで述べるエネルギーバランスの基本的な考え方は、本論文で燃料集合体内の局所条件を計算する際に一般的に適用されるものである。計算では次の仮定を用いた。

- (1) 炉心内全域で蒸気と水は熱平衡にある。
- (2) 炉心入口での流動は均一である。
- (3) 炉心内の局所ボイド率は村尾・井口の式<sup>(18)</sup>で計算できる。

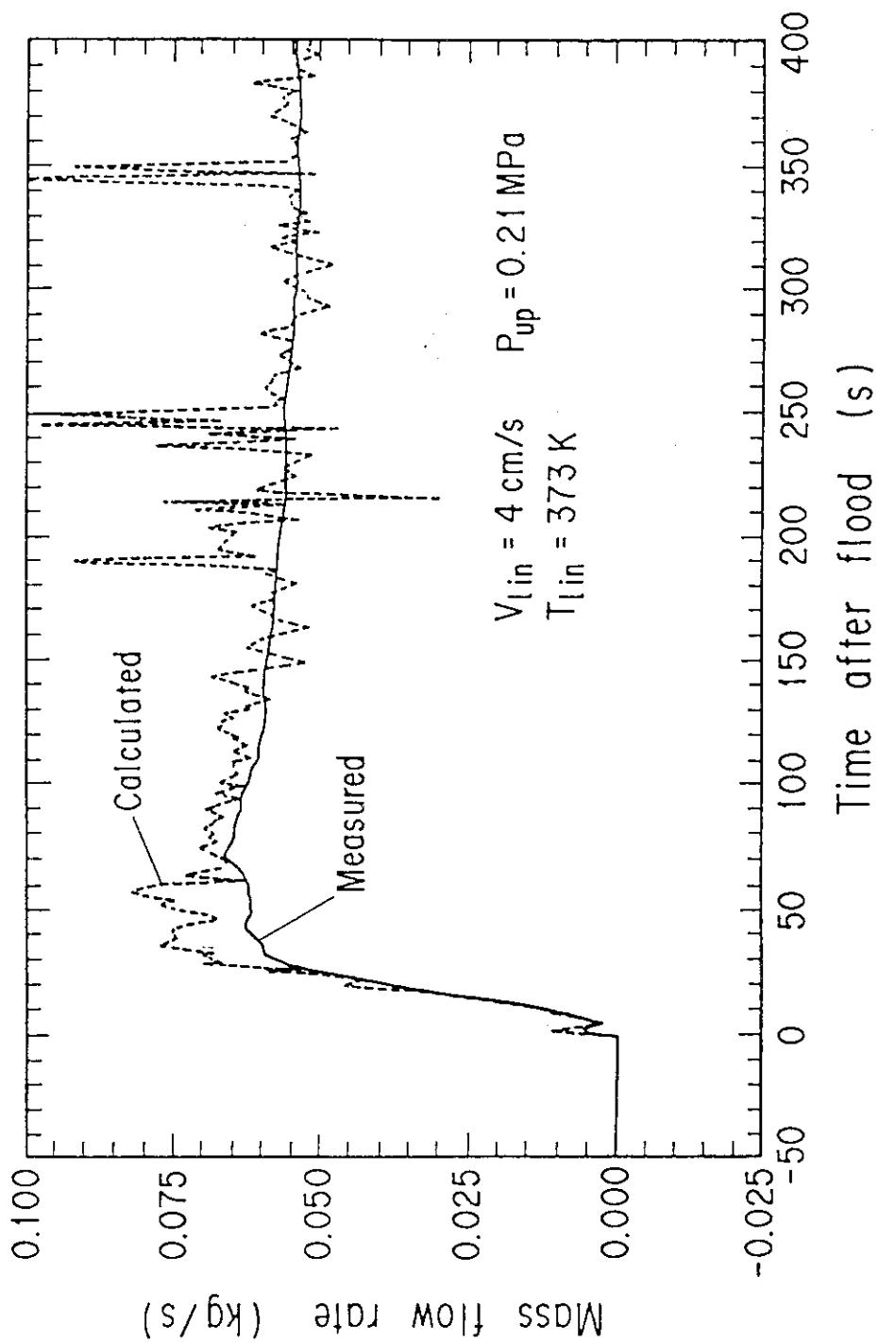
3.66mの炉心を366のセクターに分割し、各セクターでの蒸気発生量を以下のエネルギーバランスの関係で計算した：

$$m_g = \frac{\int_{Zl}^{Z2} N(q' - (C_p \rho F)_H \left( \frac{dT}{dt} \right)_H) dZ - m_{in} C_{pl} (T_{sat} - T_{in})}{h_{fg}} \quad (A.1)$$

$Zl$ の高さでの式(A.1)中の各変数は、 $Zl$ より下での質量とエネルギーバランスの関係より求めた。ある高さ $Z$ での質量流量クオリティは式(A.1)より求めた $m_g$ を使い、次式で求めた：

$$X = \frac{\int_0^Z m_g dZ}{m_{in}} \quad (A.2)$$

上部プレナム出口にあるオリフィスにより計測した蒸気流量と本方法により計算された流量との比較を図A. 1に示す。計算された流量は、初期の期間及びスパイクの生じている期間を除きほぼ計測値と一致している。スパイクは発熱棒のある高さでのクエンチと関係して生じた。クエンチ時には大量の熱が短い時間に放出されるためである。スパイクのピーク底部を内挿すると計測値とほぼ一致するため、質量流量クオリティは計算された蒸気流量にこの内挿を施した後、計算した。



図A.1 炉心で発生した全蒸気流量に対するエネルギーバランスによる予測値と計測値との比較

## 付録B グリッドスペーサのKファクターの測定

区間ボイド率の評価精度を向上させるため、グリッドスペーサのKファクターを測定した。これは3.2節の試験において、15x15型燃料集合体と17x17型燃料集合体との区間ボイド率の比較をする際、スペーサによる圧力損失が両集合体間で異なることが考えられ、それによる区間ボイド率の評価誤差を取り除く目的で行った。Kファクターの測定は、別途流動観察用に製作した発熱部長さが1.83mと実炉の半分の長さの6x6バンドルで行った。このバンドルの燃料棒外径及びピッチは17x17型のものを模擬しており、装着したグリッドスペーサはテスト部3以外のテスト部で使用したものであった（ミキシングベーン無しのもの）。この試験装置は、バンドル下端へ任意の流量の水と蒸気を注入すること、及びスペーサ前後の差圧を計測することができる（差圧測定スパンは75mmであり、差圧タップとスペーサとの相対関係は下方タップがスペーサ下端より25mm下、上方タップがスペーサ上端より10mm上に位置している）。

この装置を使い、典型的な再冠水条件をカバーする種々の水と蒸気の流量条件 ( $U_g$ : 3m/s - 14m/s,  $U_l$ : 0.01m/s - 0.09m/s) のもとで、二相流動下でのスペーサ前後の差圧を計測した。この差圧測定試験では燃料棒は非発熱とした。Kファクターは次の式に基づいて求めた：

$$2\Delta P_{gs} = K_{gs} (\alpha \rho_g u_g^2 + (1-\alpha) \rho_l u_l^2) \quad (B.1)$$

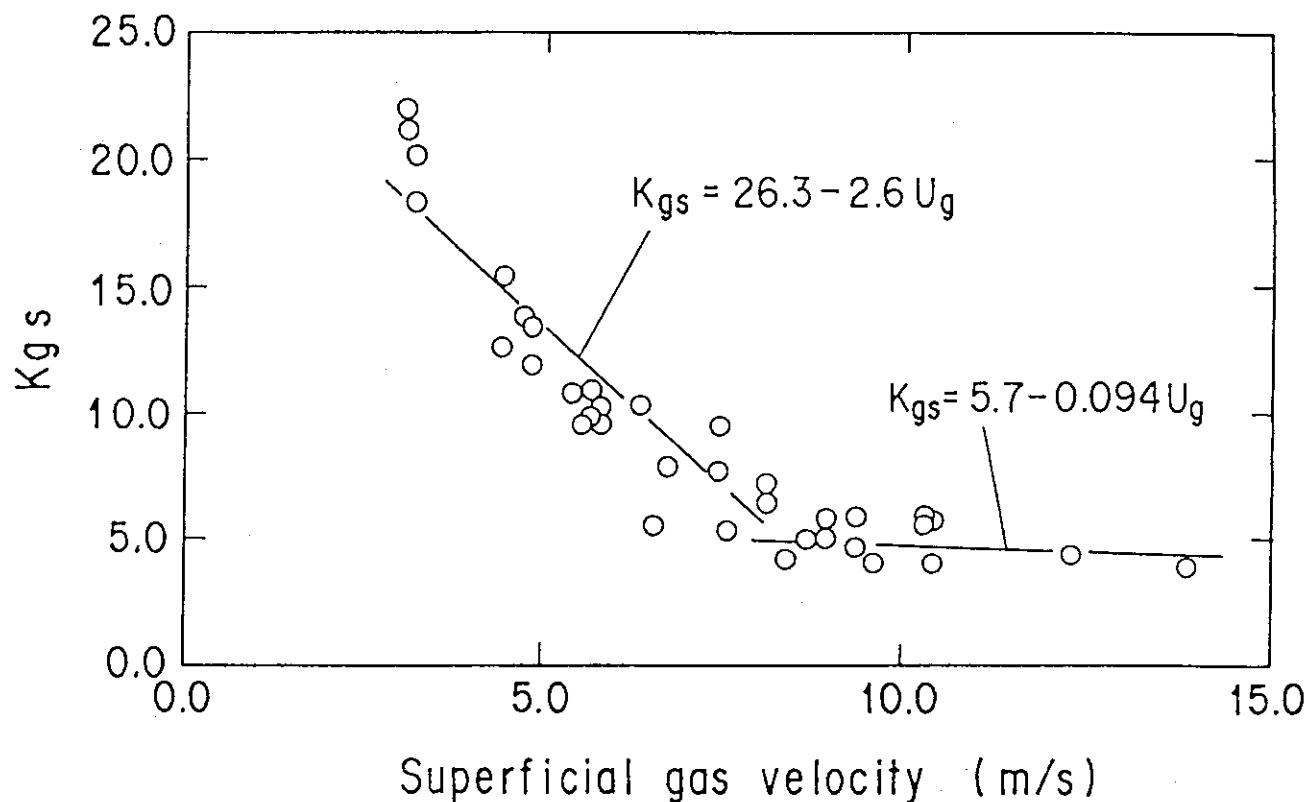
ここで、差圧測定区間でのボイド率は3.2.3節で17x17型集合体への適用性が検証される村尾・井口の式により見積もった。

図B. 1に、得られたKファクターと蒸気みかけ流速との関係を示す。8m/s附近で特性が変っており、各流速範囲に対し最小自乗法により以下に示す関係式を得た：

$$K_{gs} = 26.3 - 2.6 U_g \quad (3.0 \text{m/s} < U_g < 8.0 \text{m/s}) \quad (B.2)$$

$$K_{gs} = 5.7 - 0.094 U_g \quad (8.0 \text{m/s} \leq U_g < 14.0 \text{m/s})$$

スペーサによる二相流圧力損失の評価ではこの式を使った。



図B.1 みかけの蒸気速度とグリッドスペーサのKファクターとの相関