

「常陽」制御棒の高度化  
—ナトリウムボンド型制御棒の設計—

(研究報告書)

1999年6月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1194

Japan.

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

1999

## 「常陽」制御棒の高度化

### —ナトリウムボンド型制御棒の設計—

(研究報告書)

曾我知則\*、宮川俊一\*、三次岳志\*

### 要　旨

現在、「常陽」制御棒の寿命は、 $B_4C$ ペレットのスエリング及びリロケーションによる $B_4C$ ペレット-被覆管の機械的相互作用（ACMI）によって決定されている。このため、長寿命化を目的に、シュラウド管の装着によってリロケーションを抑制し、伝熱性を向上させて $B_4C$ -被覆管ギャップの拡大を図るナトリウムボンド型制御棒の実機採用を目指し、開発を進めてきた。

この成果は下記のとおりであり、第9次取替制御棒から、ナトリウムボンド型を採用する計画である。

- (1) 熱流力設計により、ギャップ拡大の検討を行い、主要仕様を定めた。本仕様において、定常状態及びヘリウム気泡が滞留した状態での使用中の最高温度履歴を解析し、ナトリウムボンド型が熱的に成立することを確認した。
- (2) 炉内ナトリウム充填機構を開発し、充填判定式（実験式）を作成した。炉外ナトリウム中試験を行い、充填機構設計の妥当性を確認した。
- (3) ACMI評価の結果、従来のヘリウムボンド型の約3倍に相当する4.6at%までの高燃焼度化の見通しを得た。最終目標燃焼度10at%は、今後、実機による国産データの拡充と設計の見直しによって達成を目指していく。
- (4)  $B_4C$ -被覆管化学的相互作用（ACCI）は、被覆管温度の制限及びCrコーティング施工によって低減できる。また、ACCIを被覆管減肉として考慮した強度評価の結果、10at%までの機械的な成立性を確認した。
- (5) 使用済ナトリウムボンド型制御棒の洗浄貯蔵方法として、「常陽」設備での試験成果等を踏まえ、湿式法を選択した。その他、ナトリウムボンド化に伴う、ほう素、炭素の移行やトリチウム放出に関するプラントへの影響は、軽微であることを確認した。

---

\* 大洗工学センター 照射施設運転管理センター 照射管理課

# The Improvement of Control Rod in Experimental Fast Reactor JOYO

## -The Development of a Sodium Bonded Type Control Rod-

T.Soga\* S.Miyakawa\* T.Mitsugi\*

June, 1999

### Abstract

Currently, the lifetime of control rods in JOYO is limited by Absorber-Cladding Mechanical Interaction (ACMI) due to swelling of  $B_4C$  (boron carbide) pellets accelerated by relocation of pellet fragments. A sodium bonded type control rod was developed which improves the thermal conductivity by means of charging sodium into the gap between  $B_4C$  and cladding and by utilizing a shroud which wraps the pellet fragments in a thin tube. This new design will be able to enlarge the gap between  $B_4C$  and cladding, without heating  $B_4C$  or fragment relocation, thus extending the life of the control rod. The sodium bonded type will be fabricated as the ninth reload control rods in JOYO.

- (1) The specification of a sodium bonded type control rod was determined with the wide gap between  $B_4C$  and cladding. In the design simulation, main component temperature were below the maximum limit. And the local heating by helium bubble generated from  $B_4C$  in the sodium gap, was not a serious problem in the analysis which was considered.
- (2) A structural design for the sodium entrance into the pin was determined. a formula was developed which the limit for sodium charging given physical dimension of the structure and sodium property. Result from sodium out-pile experiments validated the theoretical formula.
- (3) The analysis of ACMI indicated a lifetime extension of the sodium bonded type by 4.6% in comparison with lifetime of the helium bonded type of 1.6%. This is due to the boron10 burn-up rate being three times higher in the sodium bonded type than in the helium bonded type. To achieve a target burn-up 10% in the future, it will be necessary to modify design based on irradiation data which will be obtained by practical use of the sodium bonded control rods in JOYO.
- (4) The effects due to Absorber-Cladding Chemical Interaction (ACCI) were reduced by controlling the cladding temperature and chromium coating to the cladding's inner surface. It was confirmed that the cladding strength sufficient to withstand stress accounting for decreased thickness by the ACCI zone.
- (5) The wet wash and storage method was selected for disposing of the spent sodium bonded control rods, based upon experimental results at the JOYO facilities. The effects from storing sodium bonded control rods in wet storage were evaluated. The results indicated that these effect would not pose a safety problem.

---

\*O-arai Engineering Center(OEC), Irradiation Center, Irradiation and Administration Section

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 設計目標 .....	9
3. 設計条件 .....	11
4. 構造検討 .....	14
4.1 Naボンド型制御棒の最適要素型式の検討 .....	14
4.1.1 制御要素型式の候補 .....	14
4.1.2 比較検討 .....	15
5. 熱設計 .....	20
5.1 制御棒の熱流力設計（バンドル設計） .....	20
5.1.1 流量配分比の検討 .....	20
5.1.2 被覆管最高温度評価 .....	23
5.2 制御要素の熱設計 .....	37
5.2.1 定常状態での温度評価 .....	37
5.2.2 He気泡滞留時の温度評価 .....	38
5.2.3 Na喪失時の挙動 .....	40
6. 炉内Na充填設計 .....	56
6.1 ベント機構部 .....	56
6.1.1 充填判定式 .....	56
6.1.2 原理確認のための炉外試験 .....	56
6.2 ギャップ部 .....	62
6.2.1 必要最小ギャップの検討 .....	62
6.2.2 He気泡滞留モデルの検討（熱設計への反映） .....	62
6.3 実機設計と確証試験 .....	65
7. ACM I 設計 .....	68
7.1 ACM I 設計の考え方 .....	68
7.2 ACM I 発生燃焼度評価 .....	72
7.3 シュラウド管の設計 .....	77
8. ACC I 設計 .....	79
8.1 ACC I 設計の考え方 .....	79
8.2 B <sub>4</sub> Cの健全性 .....	80

8.3 ACCIによる反応層評価	80
8.4 Crコーティングの検討	89
8.4.1 Crコーティングの耐食性と定量評価	89
8.4.2 実機施工について	90
9. 強度設計	94
9.1 制御要素	94
9.1.1 設計基準	94
9.1.2 評価条件	95
9.1.3 評価	99
9.2 制御棒	108
9.2.1 設計基準	108
9.2.2 評価条件	108
9.2.3 評価	110
9.3 溶接部スエーリング差	115
9.3.1 応力歪解析	115
9.3.2 実機の溶接構造	116
10. 洗浄貯蔵性評価	131
10.1 洗浄貯蔵方法の選択肢	131
10.2 湿式洗浄貯蔵	132
10.2.1 「常陽」洗浄貯蔵設備での試験	132
10.2.2 長期水中貯蔵の安全性について	133
10.3 乾式貯蔵	142
10.4 全数解体洗浄、廃棄	142
10.5 「常陽」の洗浄貯蔵方法の検討結果	143
11. 原子炉プラントへの影響評価	147
11.1 B <sub>4</sub> Cペレットの溶出	146
11.1.1 溶出速度の検討	146
11.1.2 核的性能への影響	146
11.1.3 一次系Na純度への影響	147
11.2 B <sub>4</sub> Cペレットからの <sup>3</sup> H放出量	154
12. 今後の計画	158
12.1 実機採用までの作業	158
12.2 長期的開発計画	158

12. 2. 1 実機サーベイランスによる設計への反映	158
12. 2. 2 原子炉プラント状況の監視	159
12. 2. 3 使用済制御棒のNa除去性評価	160
13. まとめ	162
14. 謝 辞	164
15. 参考文献	165
 添付資料 I 海外炉制御棒の設計例	168
添付資料 II MK-Ⅲ炉心制御棒の核熱データ	182
添付資料 III 設計用物性値及び設計式	223
添付資料 IV Na充填機構の炉外試験	258
添付資料 V AMIR-8 照射試験	274
添付資料 VI 炉外ACC試験	298
添付資料 VII Naボンド型制御棒の洗浄貯蔵試験	322

## 表リスト

第1-1表	各国の高速炉用制御棒の制御要素仕様	3
第3-1表	設計条件	12
第4. 1-1表	Naボンド型吸収ピン構造の比較表	18
第5. 1-1表	制御棒の総発熱量	25
第5. 1-2表	バンドル仕様パラメータ	26
第5. 1-3表	制御棒圧損計算	27
第9. 1-1表	制御要素各部の応力	102
第9. 2-1表	制御棒各部の応力	111
第11. 2-1表	MK-II照射用炉心100MWt出力運転時の <sup>3</sup> H生成量(計算値)	156
第12. 1-1表	Naボンド型制御棒開発スケジュール	161

## 図リスト

第1-1図	MK-II制御棒構造図	4
第1-2図	MK-II制御棒使用条件	5
第1-3図	周方向平均の最大外径増加率と局所燃焼度の関係	6
第1-4図	ACMIとクラック発生説明図	7
第2-1図	「常陽」におけるB <sub>4</sub> C照射実績と設計目標	10
第4. 1-1図	Naボンド型吸収ピンの候補構造	19
第5. 1-1図	制御棒引き抜き(挿入)状態	30
第5. 1-2図	制御棒引抜き量と流量配分比及び温度の関係	31
第5. 1-3図	バンドル仕様と流量配分比の関係	32
第5. 1-4図	断熱サブチャンネル温度解析	33
第5. 1-5図	制御要素の軸方向線出力分布	34
第5. 1-6図	冷却材温度パラメータ評価結果と制御棒内圧損分布	35
第5. 1-7図	サブチャンネル軸方向温度分布(冷却材、被覆管内面)	36
第5. 2-1図	発熱、寸法、物性の燃焼に伴う変化	42
第5. 2-2図	定常状態の温度評価モデル(R-Z体系)	43
第5. 2-3図	各燃焼度におけるB <sub>4</sub> Cペレット及びシュラウド管最高温度 (通常運転時、過出力時)	44

第5. 2-4図 燃焼度 $40 \times 10^{26}$ cap/m <sup>3</sup> における径方向温度分布 (通常運転時及び過出力時)	45
第5. 2-5図 He 気泡滞留時の温度評価モデル (X-Y体系)	46
第5. 2-6図 ギャップに溜まる気泡径の算出	47
第5. 2-7図 燃焼度と気泡幅の関係	48
第5. 2-8図 He 気泡滞留時の温度評価結果 (温度センター)	49
第5. 2-9図 He 気泡滞留モデルにおける最高温度履歴	52
第5. 2-10図 Na ボンド喪失時の温度履歴 (設計条件)	53
第5. 2-11図 Na ボンド喪失時のシュラウド管軸方向温度分布 (設計条件)	54
第5. 2-12図 Na ボンド喪失時のノミナル評価結果	55
第6. 1-1図 Na 充填原理図	58
第6. 1-2図 ベント孔部の流体充填性試験結果	59
第6. 1-3図 Na 流入管部のNa滴下試験	60
第6. 2-1図 充填性向上のためのスプリング座構造改良	64
第6. 3-1図 フルサイズモックアップ試験におけるNa充填率	66
第7. 2-1図 B <sub>4</sub> Cスエリング評価式	74
第7. 2-2図 「常陽」7次取替制御棒における製作ギャップのばらつきと標準偏差	75
第7. 2-3図 ACM I 評価結果 (Heボンドとの比較)	76
第8. 3-1図 反応速度係数kの温度依存性 (Ph. Dünner. et. al, 1984)	83
第8. 3-2図 SUS316のACC I状況 (ドイツと日本の比較, 650°C)	84
第8. 3-3図 炉内でのACC I (浸炭) データ (仏 PHENIX PRECURSAB A1照射試験)	85
第8. 3-4図 炉内及び炉外におけるACC I反応速度係数の比較	86
第8. 3-5図 被覆管温度と腐食の関係 (核的寿命末期)	87
第8. 3-6図 ACC Iの軸方向分布	88
第8. 4-1図 Crコーティングの耐腐食性	92
第8. 4-2図 Crコーティングの機能時間予測計算結果	93
第9. 1-1図 SUS316相当ステンレス鋼20%冷間加工材の引張特性への照射効果	100
第9. 1-2図 制御要素の応力評価位置	101
第9. 3-1図 運転中の被覆管塑性歪限界値	117
第9. 3-2図 溶接部スエリング差解析モデル	118
第9. 3-3図 燃料要素端栓溶接部の硬度データ	119

第9. 3-4図 316ステンレス鋼のスエリングに及ぼす冷間加工度の影響	120
第9. 3-5図 下部端栓溶接部応力分布	121
第9. 3-6図 下部端栓溶接部の核的寿命相当の照射量における 塑性歪及び応力	124
第9. 3-7図 下部グリッド溶接部応力分布	125
第9. 3-8図 下部グリッド溶接部の核的寿命相当の照射量に おける塑性歪及び応力	128
第9. 3-9図 溶接構造と予想破損形態	129
第9. 3-10図 保護管溶接部とバックアップ構造	130
第10. 2-1図 洗浄模擬体構造図	136
第10. 2-2図 試験フロー	137
第10. 2-3図 洗浄性試験におけるNa反応状況予測	138
第10. 2-4図 各試験時におけるNa-水反応量	139
第10. 2-5図 SUS304及びSUS316のSCC発生限界と温度及び NaOH濃度の関係	140
第10. 2-6図 水素ガスの拡散による濃度分布の変化	141
第10. 5-1図 「常陽」使用済制御棒の取扱い検討フロー図	144
第10. 5-2図 洗浄性向上のためのベント機構の構造改良	145
第11. 1-1図 Na中へのB <sub>4</sub> C溶出量	150
第11. 1-2図 <sup>10</sup> B装填量と制御棒反応度価値の関係(MK-II炉心)	151
第11. 1-3図 1次冷却材Na中の炭素濃度の推移	152
第11. 1-4図 冷却材Na中の不純物(ほう素、炭素)上昇予測	153
第11. 2-1図 照射B <sub>4</sub> C中のトリチウム保持量	157

### 写真リスト

写真1-1 クラック発生の代表例	8
写真6. 1-1 実機フルサイズモックアップ体Na充填試験結果 (1次試験体)	61
写真6. 3-1 実機フルサイズモックアップ体Na充填試験結果 (2次試験体)	67
写真7. 1-1 シュラウド管型の照射後金相写真(AMIR-8)	70
写真7. 1-2 シュラウド管の効果(仏 PHENIX照射試験)	71

## 1. はじめに

「常陽」MK-II炉心には、原子炉出力調整と緊急炉停止の両機能を兼ね備えた同一構造の制御棒6体が設置されている。制御棒は、濃縮B<sub>4</sub>CペレットをPNC316被覆管内にHe雰囲気で装填したHeボンド型制御要素7本を、円形保護管内に収納している。B<sub>4</sub>Cは(n, α)反応により中性子を吸収し、Heガスを生成するため、制御要素はこれを要素外に排出して内圧上昇を防ぐ、ダイビングベル型ベント機構を有する。第1-1図にMK-II制御棒の基本構造を示す。原子炉運転時、制御棒は炉心上方に引き抜いて使用されるため、燃焼度、照射量とも下部にピークを生じる。第1-2図にMK-II制御棒の使用条件の概要を示す。

初期のMK-II制御棒の照射後試験では、B<sub>4</sub>Cペレット破片の再配置（リロケーション）と照射スエリングによって、機械的相互作用（Absorber-Cladding-Mechanical-Interaction, 以下ACMIと略す）による被覆管の外径増加とクラックの発生が確認された。<sup>(1), (2), (3)</sup>

第1-3図、写真1-1に照射後試験データの一例を、第1-4図にACMIとクラック発生の説明図を示す。先に報告したMK-II制御棒の設計評価<sup>(4), (5)</sup>のとおり、制御棒寿命はACMIによってピーク燃焼度約 $40 \times 10^{26}$ cap/m<sup>3</sup>に制限されている。「常陽」の運転用炉心構成要素のうち、制御棒の使用期間は最も短い。

現制御棒を平成14年に運転開始予定のMK-III炉心に継続して使用した場合、中性子束増大、照射運転時間の増大に伴い、ACMIで交換を要する制御棒数は約9体／年、新規制御棒製作費は約4億円／年になる見込みである（MK-II炉心の約2倍）。「常陽」は、運転費の削減を図るとともに、高燃焼度までのデータを取得し、後続炉へ反映していくため、制御棒の長寿命化検討に着手した。

開発方策としては、低スエリング吸収材型やB<sub>4</sub>C粉末充填型等の採用も考えられるが、反応度制御能力の確保及び照射データの整備状況等を鑑みると、現時点では濃縮B<sub>4</sub>Cペレットが最も高いポテンシャルを有していると考えられるため、吸収材は変更しないこととした。従って、破片のリロケーションを抑止し、B<sub>4</sub>Cスエリングを考慮してB<sub>4</sub>Cと被覆管のギャップを拡げることが課題であった。

リロケーションの解決策としては、被覆管と同等材の薄肉管（シュラウド管）でペレットスタックを拘束し、被覆管とのギャップを保つ設計が考えられた。シュラウド管は、第6次取替品の5体中1体、第7次取替品4体全数の計5体の実機制御

棒<sup>(6), (7)</sup>に装着され、平成4年から試験的な運用を開始している。シュラウド管の有効性は、フランスの原型炉PHENIXにおけるANTIMAG照射試験シリーズにおいても報告されている。<sup>(8), (9), (10)</sup>

一方、ギャップを拡げるためには、ギャップコンダクタンスの改善によって、強発熱体であるB<sub>4</sub>Cを除熱する必要があり、Heに変え、高熱伝導物質をボンド材にすることが望ましい。ボンド材は、ハンダ等の低融点合金も考えられるが、伝熱性及びB<sub>4</sub>Cとの共存性に優れ、冷却材であるため要素内外の出入りを許容できる等、Naの利点に着目し、Naを充填するNaボンド型が最も有効な設計であるとの結論に至った。Naボンド型を基本とする「常陽」制御棒の開発方針は、平成4年に決定された。

添付資料Iに海外高速炉の設計例を示すとおり、1980年代、ACMIは世界的に共通の課題であり、多くの国も第1-1表のようにNaボンド化を制御棒長寿命化設計の基本方針として掲げていた。<sup>(11)</sup> 本構造は、フランスが最初に実用化を果たして使用経験を積んでおり、近年ロシアにおいても実機運用の報告がなされている。<sup>(12)</sup> 上記の決定には、これらの海外の開発動向も参考にした。

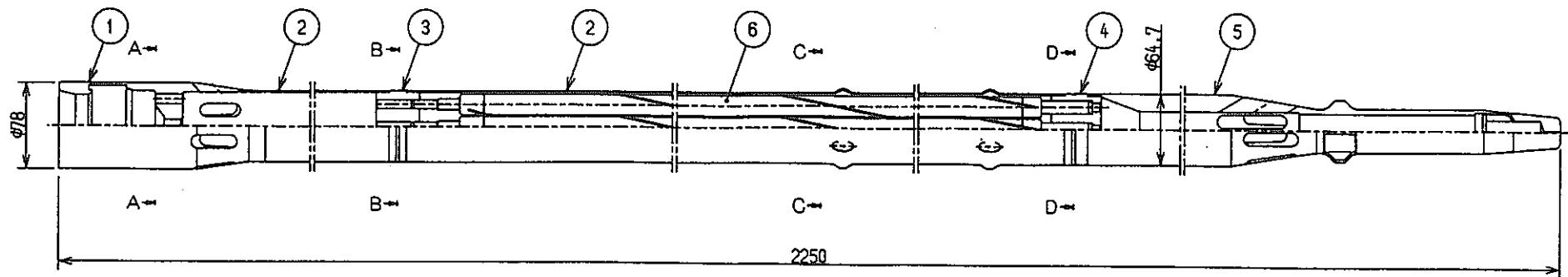
Naボンド型制御棒実用化のための課題としては、主に下記のものがあった。

- ① 最適要素構造の選定
- ② 炉内Na充填性の確保
- ③ 十分なB<sub>4</sub>C-被覆管ギャップの確保とACMI評価
- ④ He気泡滞留等も考慮した熱設計
- ⑤ B<sub>4</sub>CのNa中での健全性及び被覆管との化学的相互作用 (Absorber-Cladding-Chemical-Interaction, 以下ACC1と略す) 評価
- ⑥ 溶接部のスエリング差による応力等、長寿命化に伴う強度評価
- ⑦ 使用済制御棒の洗浄貯蔵方法の検討
- ⑧ ほう素、炭素の冷却材中への移行に伴う影響評価
- ⑨ <sup>3</sup>H放出量変化等の影響評価

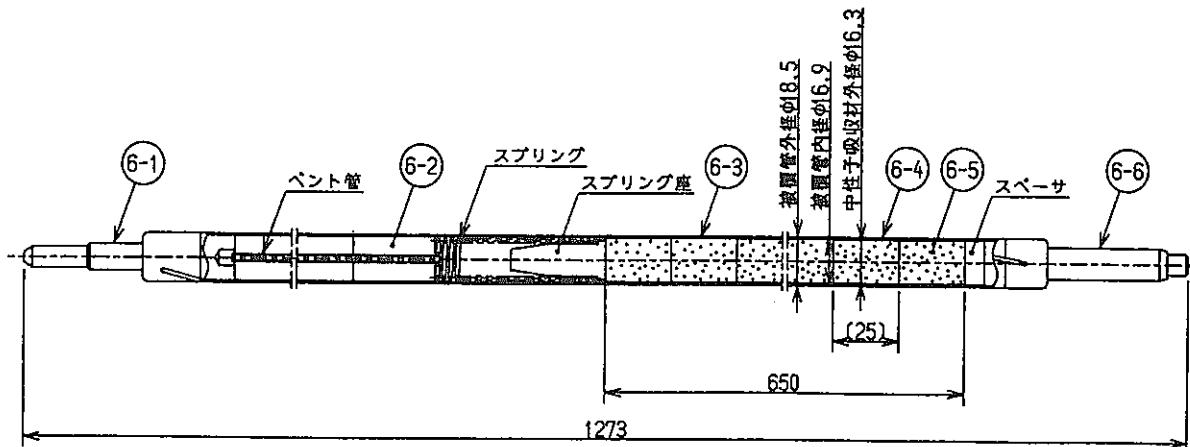
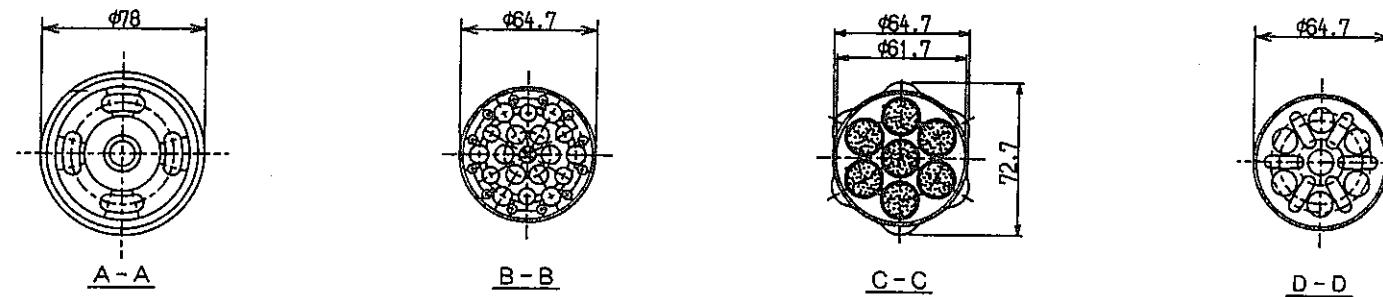
「常陽」は、これらの課題に対する設計検討を継続して行ってきた。本報告書は、これまで得られた成果をまとめたものである。

第1.1表 各国の高速炉用制御棒の制御要素仕様

原子炉 項目	仏			独		伊	英		米	露	
	Rapsodie	Phenix	Super-Phenix (改良設計)	S NR - 300 (改良設計)	S NR - 2 (概念設計)	P E C 炉	P F R (M K - II)	C D F R (概念設計)	F F T R (改良設計)	B N - 350	B N - 600 (改良設計)
吸収ピン構造	ボーラスブリグ ベント型	ボーラスブリグ ベント型	ボーラスブリグ ベント型	ボーラスブリグ ベント型	ボーラスブリグ ベント型	ボーラスブリグ ベント型	ベント型	ベント型	ベント型	密封型又は slot-filter	slot-filter
ボンド材	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	H e	H e	H e	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)
吸収材種類	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C
<sup>10</sup> B 濃縮度	90%	48%	軸方向非均質 (90-48)	47%	90%	90%	天然	天然	天然	60%	天然
ペレット密度		96% T D	96% T D	90% T D	90% T D	95.5% T D			92% T D		
ペレット外径	38.0mm	23.5mm	17.4mm	13.1mm	14.0mm		19.0mm	20.0mm			19.6mm
直径ギャップ (ギャップ/ペレット長径)		2.5mm(10.6%)	2.0mm(11.5%)				0.5mm(2.6%)	0.76mm(3.8%)	0.8mm(4.6%)		2.0mm(10.2%)
リロケーション対策	—	—	フリクション	—	—	—	—	—	—	—	—
内面コーティング	—	—	—	—	N b	—	—	—	—	—	—
最高燃焼度	60 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	150 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	200 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	~120 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	~200 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	80 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>	8.8at%	110 × 10 <sup>20</sup> cap/cm <sup>3</sup>			
改良設計等は目標											
使用日数	350EFPD	480EFPD	640EFPD	~420EFPD	~730EFPD	400EFPD	382EFPD	900EFPD	240EFPD	500EFPD	
寿命因子	A C M I 又は グリッド接続部	A C M I	A C M I				A C M I	A C M I			



制御棒

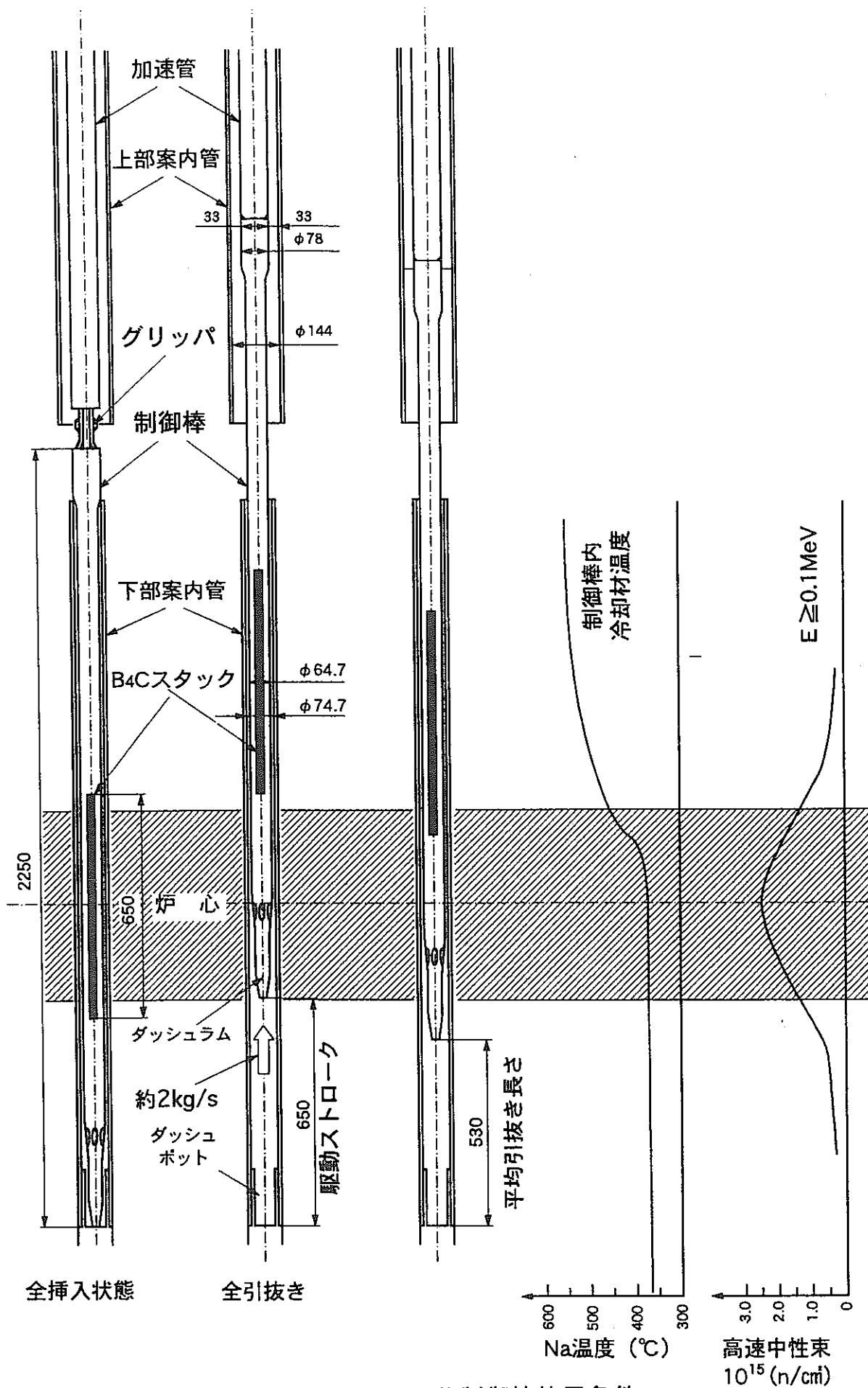


制御要素

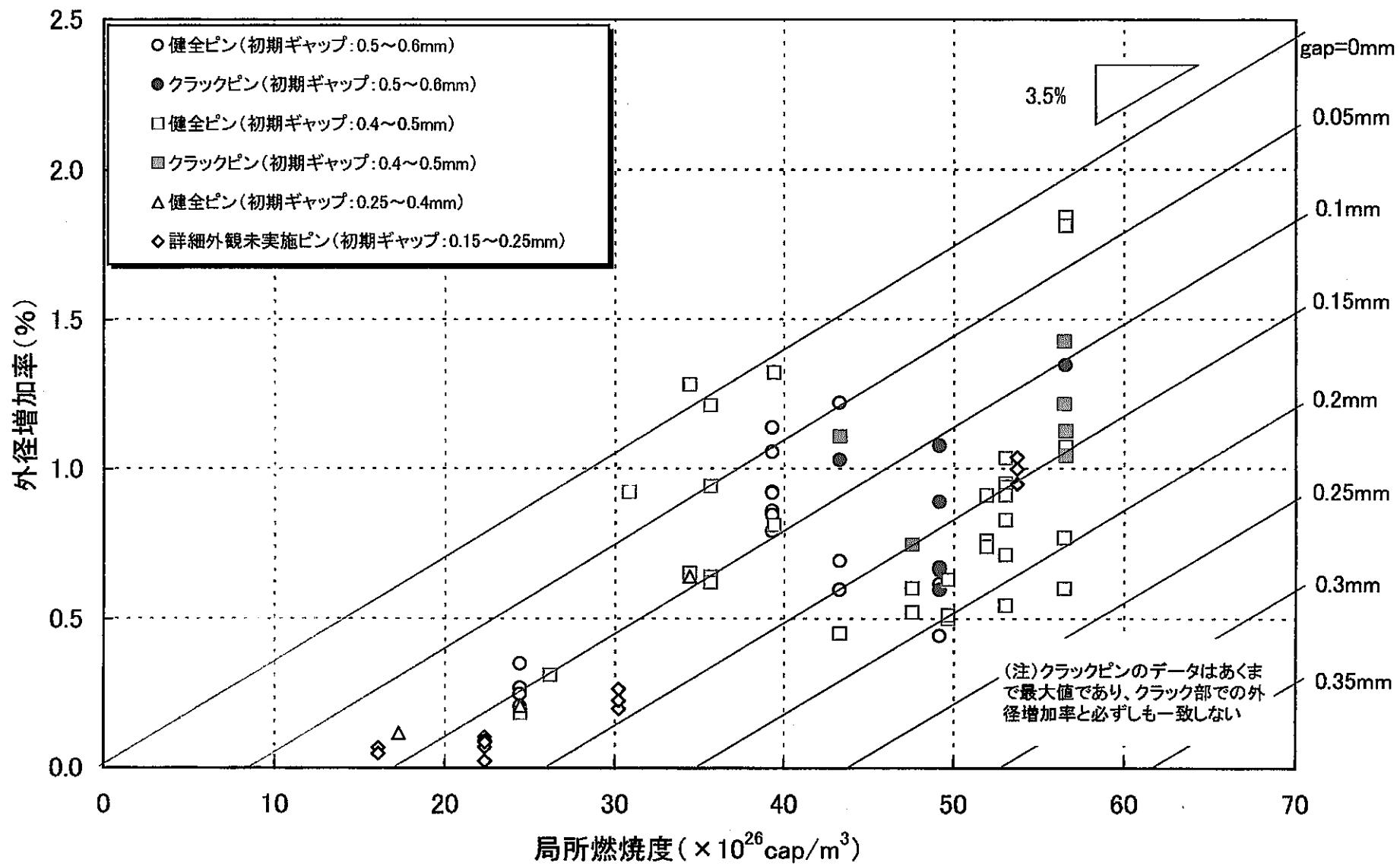
行号	名 称	材 質	數量
6-6	下部端栓	SUS316相当ステンレス鋼	1
6-5	中性子吸收材	炭化ほう素(B+C)	26
6-4	被覆管	SUS316相当ステンレス鋼	1
6-3	シュラウド管	SUS316	1
6-2	中間端栓	SUS316相当ステンレス鋼	1
6-1	上部端栓	SUS316相当ステンレス鋼	1

行号	名 称	材 質	數量
6	制御要素		7
5	下部端物	SUS316相当ステンレス鋼	1
4	下部グリッド板	SUS316相当ステンレス鋼	1
3	上部グリッド板	SUS316相当ステンレス鋼	1
2	保護管	SUS316相当ステンレス鋼	1
1	ハンドリングヘッド	SUS316相当ステンレス鋼	1

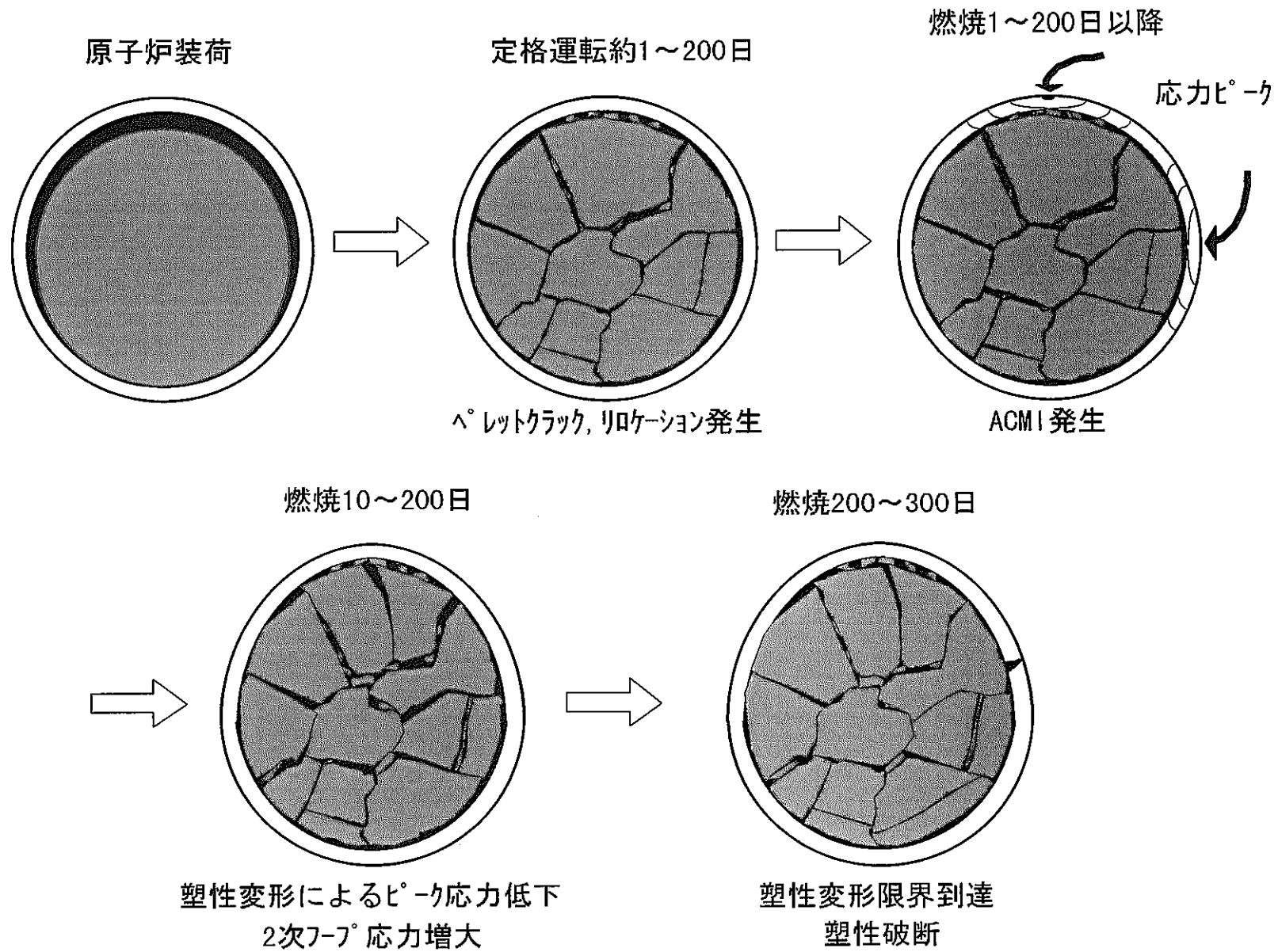
第1-1図 MK-II 制御棒構造図



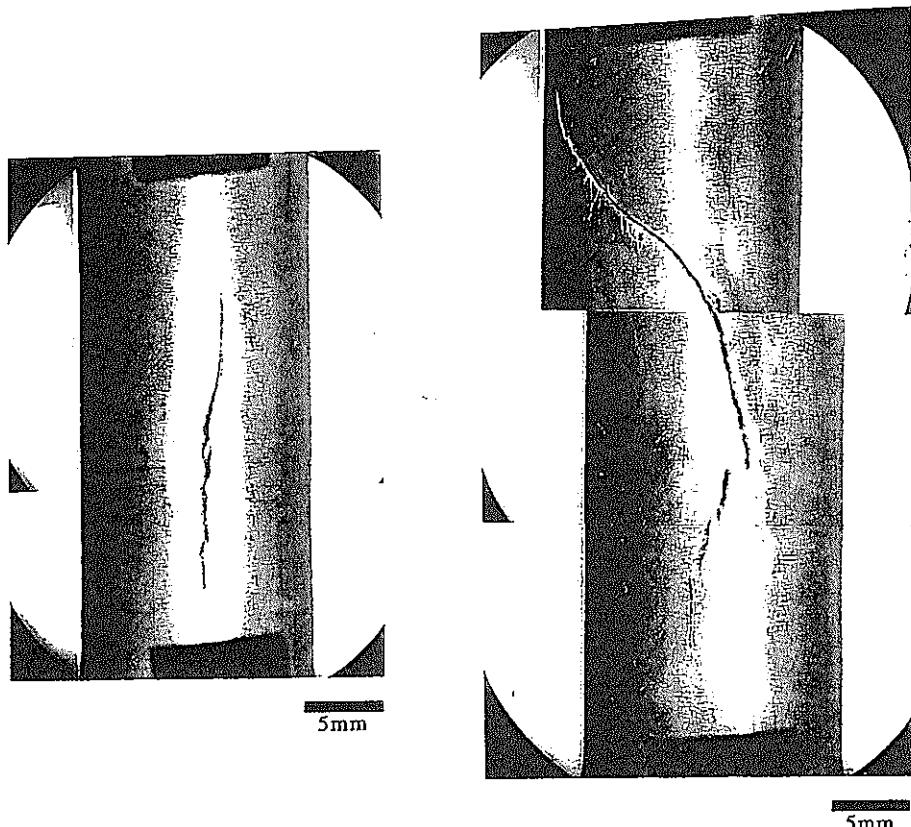
第1-2図 MK-II 制御棒使用条件



第1-3図 周方向平均の最大外径増加率と局所燃焼度の関係



第1-4図 ACMとクラック発生説明図



最大 $\Delta d/d = 2.13\%$   
 $B_4C$ ペレット下端から 13 mm  
 ピンNo. : D105  
 撮影角度\* : 186°  
 クラック長さ : 22.3 mm  
 クラック幅 : 0.30 mm

\*クラック中心の位置

最大 $\Delta d/d = 2.17\%$   
 $B_4C$ 下端から 18 mm  
 ピンNo. : D107  
 撮影角度\* : 70°  
 クラック長さ : 37.0 mm  
 クラック幅 : 0.3 mm

\*クラック中心の位置

- 照射日数 316 efpd
- 燃焼度  $5.65 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$
- 照射量  $3.02 \times 10^{26} \text{n}/\text{m}^2$  ( $E \geq 0.1 \text{MeV}$ )
- gap  $\triangleleft 0.438 \text{mm} \quad \triangleright 0.458 \text{mm}$

"JOYO" MK-II MCR103  
 Specimen No. D10722

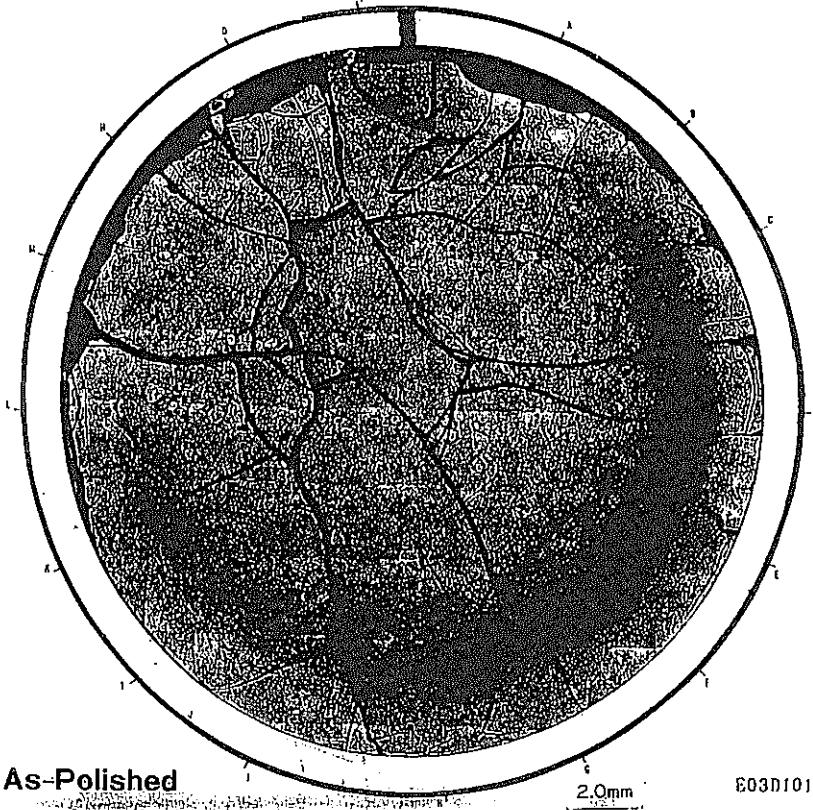
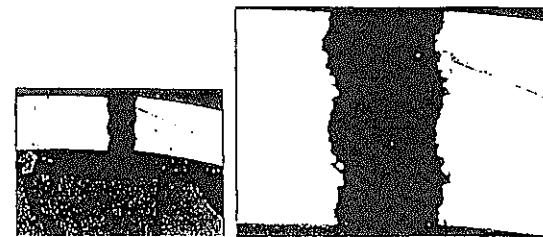


写真1-1 クラック発生の代表例

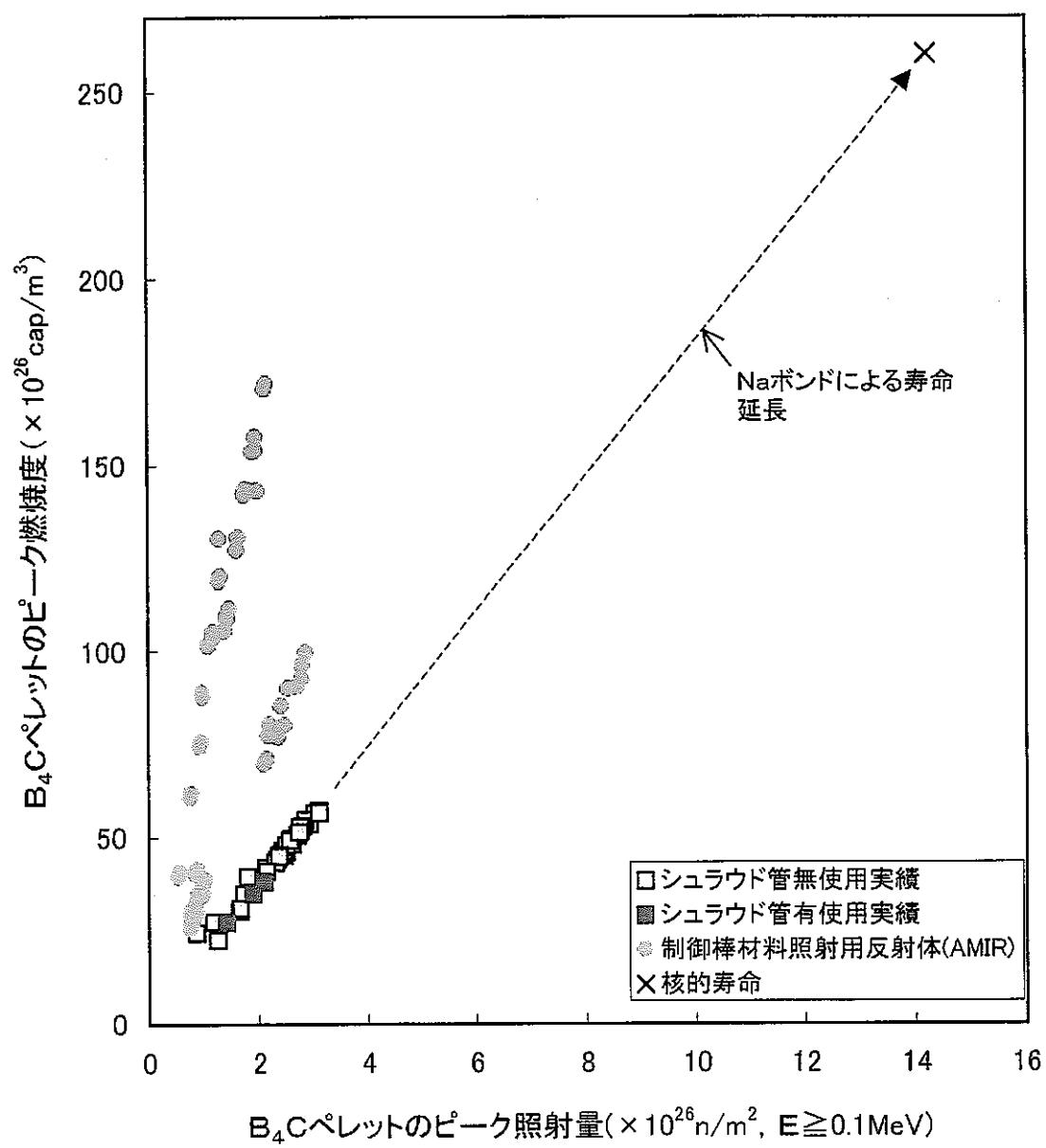
## 2. 設計目標

$^{10}\text{B}$  燃焼度は反応度制御能力及び原子炉停止能力等、炉心の安全性を保証するためには制限しなければならない。安全上最も重要なこの燃焼度制限（核的寿命）は、「常陽」では $^{10}\text{B}$  軸方向平均10at%（ピーク燃焼度 $260 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ ）である。これに対し、実際の制御棒の交換はACM Iによる構造寿命約 $40 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ で必要となり、核的寿命の僅か1/6までしか使用できないのが現状である。

制御棒高度化のターゲットは、世界最高レベルの燃焼度を達成することである。現在、海外で報告されている最高の燃焼度は、フランスの原型炉PHENIXが、Naボンド・シュラウド型キャップセルの照射試験（ANTIMAG3）において達成した $220 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ である<sup>(10)</sup>。

また、上述のとおり、現行のHeボンド型制御棒は交換時点の核的能力（ $^{10}\text{B}$  装填量）に十分な余裕があることから、このポテンシャルを活かし、最大限のコスト効果を得ることを目標とする。従って、「常陽」制御棒の目標燃焼度は、核的寿命10at%（ピーク $260 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ ）とする。

第2-1図にMK-II制御棒及びAMIRの照射実績と、Naボンド型制御棒における目標を示す。



### 3. 設計条件

「常陽」Naボンド型制御棒では、制御棒外形及びB<sub>4</sub>Cペレットの仕様については従来のHeボンド型から変更しない。従って、原子炉出力調整及び停止機能（挿入性等含）については従来設計と同じである。

Naボンド型制御棒は、MK-III炉心移行後の使用を計画しているため、設計対象炉心はMK-III標準平衡炉心とする。Naボンド型制御棒の設計条件をMK-II Heボンド型制御棒の設計条件と比較して第3-1表に示す。MK-III標準平衡炉心における制御棒の核熱データについては、2次元RZ拡散計算コード2DBURN及び2次元3角メッシュ拡散計算コードTRIANGLEの組み合わせにおいて評価している。本設計書における<sup>10</sup>B(n, α)反応率（燃焼度）、中性子束（照射量）についてはこれらの計算値を使用した。添付資料Ⅱに、MK-III炉心制御棒の核熱データの概要を示す。

なお、上記の核計算コード、あるいは「常陽」炉心管理コードシステム（MAG I）によるMK-II炉心の<sup>10</sup>B燃焼計算結果は、実測燃焼度に対して3割～4割高めの値を与える傾向がある。<sup>(1)</sup> このため、本報における設計値（特に熱設計）には、十分な保守性がある。

その他の細かい設計条件については、必要に応じて各設計項目毎に追記した。また、添付資料Ⅲには、今回Naボンド型制御棒の基本設計に使用した主要な設計用物性値と設計式をまとめた。

第3-1(1)表 設計条件

項目	MK-II Heボンド	MK-III Naボンド
熱出力 (MW)	100	140
冷却材の種類	ナトリウム	同左
1次冷却材流量 (t/h)	2200	2700
原子炉入口温度 (°C)	370	350
制御棒反応度制御能力 ( $\Delta k/k$ )	0.090以上	0.076以上
原子炉停止余裕 ( $\Delta k/k$ )	0.017以上	0.011以上
制御棒反応度付加率 ( $\Delta k/k/s$ )	0.00021	0.00019
耐震クラス	As	同左
スクラム時間 (s)	0.8以下	同左
核的寿命 (at%)	10	同左
制御棒挿入量 (cm)	BOC	約18
	MOC	約14
	EOC	約8
設計燃焼度 ( $\times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ )	40(1.6at%)	260(10at%, 目標)
使用日数 (EFPD)	約 240	約 660(目標)
冷却材 必要最低流量 (kg/s)	2.47	1.98
温度制限 (°C)	B4Cペレット	2350 同左
	シェラウド管	850 本設計書で検討
B4C下部高速中性子束 ( $\times 10^{19} \text{n}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ )	1.5 <sup>*1</sup>	2.82
軸方向ピーク( $n, \alpha$ )反応率 ( $\times 10^{20} \text{cap}/\text{m}^3 \cdot \text{s}$ )	2.0 <sup>*1</sup>	4.6

\*1 MK-II の実績(C/E補正後)、MK-IIIは2DBURN, TRIANGLE評価値を使用

第3-1表(2) 設計条件

項目		Heボンド (8次取替制御棒)	Naボンド (9次取替制御棒)
設計仕様	中性子吸收材	種類	B <sub>4</sub> Cペレット
		B10濃縮度 (wt%)	90.0±1.0 同左
		全B量	77.0±0.1 同左
		外径 (mm)	16.3 <sup>+0</sup> -0.1 同左
		密度 (%T.D.)	90.0±2.0 同左
		スタック長さ	650 <sup>+5</sup> -0 同左
	保護管	材質	PNC316 同左
		内径 (mm)	61.7 <sup>+0.5</sup> -0 同左
		外径 (mm)	64.7±0.5 同左
	被覆管	材質	PNC316 同左
		外径 (mm)	18.5 本設計書で検討
		内径 (mm)	16.9±0.05 本設計書で検討
		肉厚 (mm)	0.80±0.05 本設計書で検討
		コーティング	無 Cr施工予定
設計仕様	シュラウド管	材質	SUS316(JIS材) 同左
		外径 (mm)	16.6 同左
		内径 (mm)	16.4 同左
		肉厚 (mm)	0.1 同左
	要素型式		ベント型要素 同左
	ボンド材		He Na
	Na充填機構		無 有
	ベント長さ(mm)		350 本設計書で検討
	スパイラルワイヤ	材質	PNC316 同左
		外径 (mm)	1.4 本設計書で検討
B <sub>4</sub> Cペレット-シュラウド管直径ギャップ (mm)			0.3 本設計書で検討

## 4. 構造検討

### 4.1 Naボンド型制御棒の最適要素型式の検討

Naボンド型制御棒の要素構造としていくつかの型式候補が考えられる。各型式にはそれぞれ特徴があり、その優劣の判断は各原子炉によって異なると思われるため、「常陽」制御棒として使用する場合の長所、短所を評価し、総合的に見て最適と判断される制御要素構造を選定する。

#### 4.1.1 制御要素型式の候補

Naボンド型制御棒の制御要素の型式候補としては、海外炉等の情報及び「常陽」の開発成果として、以下の3種類のタイプが挙げられる。

- (1) ポーラスプラグダブルベント型要素
- (2) ダイビングベルNa封入型要素
- (3) Na流入管付ダイビングベル改良型要素

第4.1-1図に示すこれら3種類の要素構造について、以下に簡単に構造を説明する。

#### (1) ポーラスプラグダブルベント型要素（以下、下部充填型と称す）

本構造は、フランスの実機制御棒に採用されており<sup>(9), (10)</sup>、要素の上下にポーラスプラグ（ステンレス粉末焼結フィルタ）を取付たものである。Naは炉内装荷時に下部ポーラスプラグから充填され、このとき初期封入ガスは上部ポーラスプラグから放出される（使用中の生成Heガスのベント放出も同様）。本構造は炉外取り出し時にNaをドレンする構造である。

#### (2) ダイビングベルNa封入型要素（以下、封入型と称す）

本構造は、ダイビングベルベント型要素に、製作時にNaを封入するものであり、旧ソ連の改良制御要素構造として考えられていた。<sup>(13)</sup>（添付資料Iのとおり、最近の情報ではBN-350, BN-600では現在slotタイプと呼ばれる上部充填方式のNaボンド型制御要素を運転用制御棒に使用している。<sup>(12)</sup>

封入型では、Naベーパーがベント機構を通じて要素外へ移行するのを抑制し、使用期間中ボンド材のNaを維持しなければならない。本構造は、Naベーパーを再び液化するための冷却機構（ステンレスブロック）をベント機構下部に設けている。

## (3) Na流入管付ダイビングベル改良型要素（以下、上部充填型と称す）

本構造はMK-II制御棒のダイビングベル型要素を基本にNa充填機能を付加したものであり、B<sub>4</sub>C粉末の流出を抑制しつつ、炉内でのNa充填を可能とするため、ペレット上方からNaを充填することを特徴としている。主な改良内容は、ペレット室側にNaを導入するための流入管を中間端栓部に設置し、従来1段としていた被覆管部のガスベント孔を上下2段に配置することにより、差圧によって冷却材Naを充填する。Naが流入管からペレット室側に充填されると、初期封入Heガスはベント管を通り上部ベント孔から放出される（使用中のHeガスベントも同様）。

## 4.1.2 比較検討

3種類の要素型式について、実機採用の観点から下記8項目の比較を行った。

## (1) Na充填性

上部充填型は、添付資料IVのとおり、水中、Na中の充填性試験を行っている。この結果Na中では濡れ性及びベント孔封止用のハンダが充填性へ影響することが確認されている。下部充填型は、過去に水中でのポーラスプラグの基本機能を確認した<sup>(14)</sup>が、実用化には同様のNa中試験を行う必要がある。但し、フランスの実績からNa中試験で最適メッシュ径を選択すれば充填性の見通しはあると判断される。封入型では充填機能の確認は不要だが、製作方法の検討が必要である。

## (2) Naベーパーの発生

封入型については、Naベーパー冷却機構の設置による初期封入Naの維持機能を確認するための試験が必要である。下部充填型、上部充填型については、充填機能を確保できればベーパーの発生によるボンド材Naの減少は起こらない。

## (3) Naドレン機能

Naドレン機能を有するのは下部充填型のみである。Na洗浄性・貯蔵性の観点からドレン機能を要求する場合には微小粉末B<sub>4</sub>Cの保持は期待できず、粉末B<sub>4</sub>C保持の観点からドレン機能を要求しない場合にはNa洗浄、貯蔵時の問題が大きいという相反する問題がある。それぞれの問題について、(4), (5)に示す。

#### (4) 粉末B<sub>4</sub>C保持機能

B<sub>4</sub>C粉末の流出によるプラントへの影響としては、ポンプ等への機械的影响と制御棒の核的性能の劣化、更に一次系Na中の不純物量の増加等が考えられる。従って、下部充填型の設計では、プラントとしての制限を明確にし、粉末粒径及び粉末流出量等の定量評価を行う必要がある。また、B<sub>4</sub>C-Naの高温共存下では、Na中へのほう素、炭素の溶出があるため、これに対する評価を要する（上部充填型でも必要）。封入型は溶出したほう素、炭素を確実に要素内に保持できることが最大の利点である。

#### (5) Na洗浄性・貯蔵性

「常陽」では、Naボンド型制御棒の使用後貯蔵については、従来のHeボンド型と同様に缶詰缶内での長期水中貯蔵を前提としている。要素内部のNa残留量はドレン機能を有する下部充填型が最も少ないものと考えられるが、添付資料VIIに示すように、上部充填型でも洗浄貯蔵性試験を行い内部Na洗浄の見通しを得ている。封入型はNa洗浄が期待できないため、最終処分はNa処理の設備対応が前提となる。

#### (6) 製作性、コスト

下部充填型、上部充填型については炉外試験体における製作実績があり、溶接性等の製作上の問題はないものと判断されている。また、製作時のNa充填が必要のため、製作費は従来並であると判断される。封入型の製作性はNaの封入がポイントとなるが、現状では具体的な検討はなされておらず、充填方法及び設備検討、Na充填後の最終溶接、取扱、運搬、保管等課題が多い。また大幅なコストアップが予想される。

#### (7) 長期試験データの必要性

ポーラスプラグは、国内の照射データはほとんどなく、スエリング、メッシュの変化等の照射挙動は不明である。これらの挙動は照射試験で確認する必要があるが、下部充填型では、主要機能を決定する下部ポーラスプラグが高照射量領域まで使用されるため、実機相当の照射には長期を要すと判断される。封入型は、Naベーパーの発生を抑制し、ボンド材Naを長期間維持できることを確認する必要がある。短期試験データの外挿により設計することも考えられるが、ベ-

バー抑制が設計上不可欠な機能であることを考えると実機相当期間の実証試験を行なうことが妥当と考える。

上部充填型は、Na充填機構部（中間端栓上方）の照射量が十分低いため、照射による機能損失はない。従って本構造は、確実なNa充填機能を炉外試験で確認すれば、長期の実証的試験は不要と判断される。

#### (8) 変更の程度

MK-II制御要素に対して構造上の変更が少ない封入型、上部充填型は、信頼性及び許認可性の観点から許容しうると考える。下部充填型は海外炉での実績は十分あるが、従来構造からの乖離が大きいことから、海外炉の使用経験について詳細な情報調査が必要となる。

上記のとおり各型式の長所と短所を比較した結果をまとめて第4.1-1表に示す。本表に示すとおり、「常陽」プラントに照らして総合的に問題点が少なく、最も早期に実用可能である構造は、上部充填型であると判断した。本検討結果に基づき、基本構造を上部充填型のみに絞り、開発を進めていくという結論に至った。

次項から上部充填型のMK-III炉心での基本設計を行う。

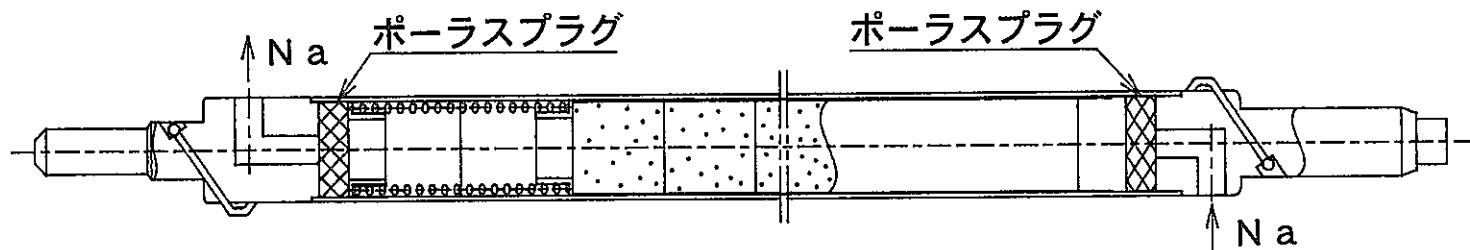
第4.1-1表 Naボンド型吸収ピン構造の比較表

ピン構造	炉内充填機能	初期充填性	Naベーパーの発生	Naドレン機能	B,Cの保持		Na洗浄・貯蔵	製作性(コスト)	長期試験の必要性	許認可性
					粉末	溶出B,C				
下部充填型	有	△	充填型のため問題無	有	メッシュ径以下流出 ○	保持不可 ×	検討要 但しNa残留量少 △	コスト従来並 ○	長期間の照射データ要 ×	変更大 △
封入型	無	○	ベーパー抑制機構検討要 △	無	保持可能 ○	保持可能 ○	検討要 洗浄不可 ×	コストアップ ×	炉外でも可 但し長期データ要 △	変更小 ○
上部充填型	有	△	充填型のため問題無 ○	無	保持可能 ○	極力保持可能 △	検討要 △	コスト従来並 ○	短期炉外試験で機能確認可 ○	変更小 ○

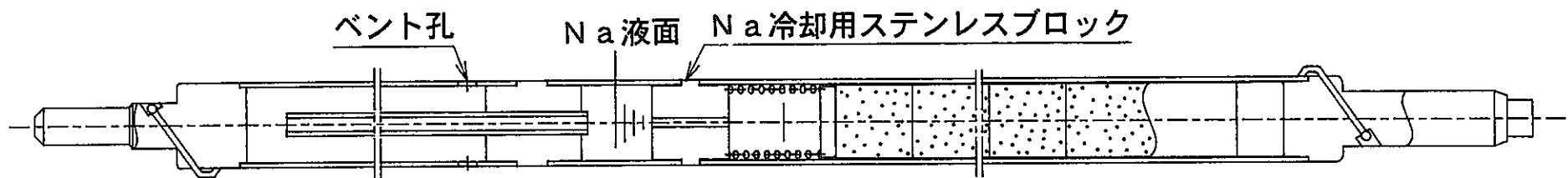
○: 問題無

△: 問題有るか対応可、又は他の構造よりは有利

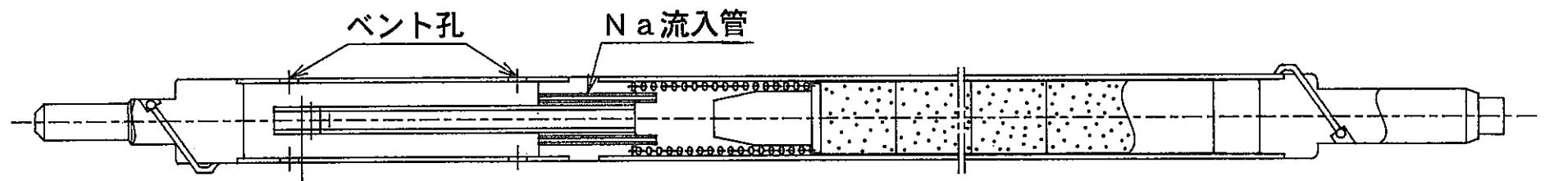
×: 問題大、又は対応不可



Type-1 下部充填型



Type-2 封入型



制御棒上部

Type-3 上部充填型

制御棒下部

第4.1-1図 Naボンド型吸収ピンの候補構造

## 5. 熱設計

熱設計では、制御棒引抜き量及びバンドル寸法をパラメータに、制御棒の流量配分比と被覆管最高温度を評価し、熱的に可能な限り  $B_4C$  - 被覆管ギャップを拡げる。また、その制御要素仕様について、定常状態および He 気泡が滞留した状態等における温度履歴を解析し、使用期間中の熱的な成立性を確認する。

### 5.1 制御棒の熱流力設計（バンドル設計）

#### 5.1.1 流量配分比の検討

MK-III炉心は、制御棒チャンネルの流量が最低流量  $1.98 \text{ kg/s}$  を下回らないように炉心全体の流量配分を計画するため、設計流量は  $1.98 \text{ kg/s}$  とする。この流れは保護管内部（バンドル部）と外部（バイパス部）に配分される。ここでは、各炉心条件及びバンドル仕様における冷却材の流量配分比を定める。

##### 5.1.1.1 引抜き量と流量配分の関係（最も厳しい評価時期の検討）

制御棒の引抜き量が大きい程バイパス部の圧力損失が減り、冷却材はバンドル部に流れにくくなる。MK-III標準平衡炉心初期(BOC), 中期(MOC), 末期(EOC)で、制御棒は徐々に引抜かれるため、バンドル流量は低下していく。一方発熱は引抜きに伴い減少していくので、双方を考慮した評価によって、熱的に最も厳しい時期をサーベイする。

###### (1) 検討条件

###### ① 制御棒位置（この関係を第5.1-1図に示す）

炉心条件	炉心への $B_4C$ * <sup>1</sup> 插入量 (mm)	引抜き量 (mm)	バイパス流路長さ (mm)
BOC	180	395	1405
MOC	140	435	1365
EOC	80	495	1305

\*1添付資料Ⅱ参照

###### ② Na物性評価温度

位 置	入口	平均	出口
保護管内（バンドル側）	380°C	430°C	480°C
保護管外（バイパス側）	380°C	390°C	400°C

発熱MOC、流量配分1:2として簡易的に算出

③ 要素寸法条件（第8次取替制御棒仕様を代用）

被覆管外径18.5mm, ワイヤ径1.4mm, 要素配列ピッチ円径40.1mm

④ 評価式

圧力損失評価式 添付資料Ⅲに示す

冷却材温度評価式

$$T_{Na} = T_{IN} + \frac{q}{W \cdot C_p}$$

ここで、  $T_{IN}$  : 冷却材入口温度、  $W$  : 冷却材流量、  $C_p$  : 定圧比熱、

$q$  : 発熱量

⑤ 発熱条件 第5.1-1表に示す (添付資料Ⅱ参照)

⑥ 物性値 添付資料Ⅲに示す

(2) 評価時期の検討

制御棒引抜量と流量配分比の関係、更にBOC, MOC, EOCの発熱量での冷却材平均温度の最高値（上端）を評価した結果を、第5.1-2図に示す。本結果から、MK-III制御棒においては、BOCの温度が最も厳しいことが確認された。以降の評価ではBOCの条件で熱流力設計を行う。

なお、第5.1-2図に併せて過去の水流動試験結果をプロットするように、流量配分計算値は測定値と比較的良く一致し、妥当性が確認された。（水流動試験体はMK-III制御棒構造に比べディフューザの流入穴が小さい等、保護管内の圧力損失が実機に比べて大きく、今回の計算と試験の一致は、計算手法の保守性を示している。）また、BOCの温度条件は下記のようになる。

位置	入口	平均	出口
保護管内（バンドル側）	380°C	430°C	480°C
保護管外（バイパス側）	380°C	390°C	400°C

次節以降、本温度で冷却材物性等を評価し、圧損計算を行う。

### 5.1.1.2 バンドル仕様と流量配分比の関係

$B_4C$ -被覆管ギャップを拡げるためには、要素の太径化が必要である。このとき保護管内流路は狭まる方向のため、バンドル寸法をパラメータとして流量配分比を求める。

### (1) バンドル寸法のパラメータ化

バンドル仕様は従来の要素間隔（0.15mm）を確保するように定める。なお、従来要素間隔を確保する理由は組立性への配慮であり、要素に内圧クリープ歪の生じない制御棒では、同材、同照射量の被覆管と保護管にB D I (Bundle-Duct-Interaction) は発生しない。保護管内径を $D_{pi}$ 、要素間隔を $a$ とすると、被覆管外径 $d_{co}$ を定めることにより、ワイヤ径 $d_w$ 、要素ピッチ円径 $D_{pc}$ はそれぞれ $d_w = (D_{pi} - 3 d_{co} - 4 a) / 4$ ,  $D_{pc} = 2 d_{co} + 2 d_w + 2 a$ と計算できる。

また、被覆管肉厚は、ACM I 設計においてコンタクト時を寿命とすることを考慮し、ACM I ギャップ確保の観点から薄くする方向で検討した。過去には、MK-I 密封型要素からMK-II ベント型要素への設計変更に伴い肉厚1.2mmを0.8mmに削った経験がある。ベント型採用後、被覆管の主要な応力は、ACM I 等の変位制御型の2次応力である。これらは評価上肉厚に依存せず、実際に薄肉化に伴う不具合は生じていない。被覆管肉厚は、燃料被覆管（0.35mm）、D型照射燃料集合体のシュラウド管（0.5mm）等、高精度での薄肉管の設計、製作実績から0.5mmとする。

第5.1-2表に被覆管外径を変化させたときのバンドル仕様を示す。

### (2) その他の検討条件

- ① 評価式 添付資料Ⅲに示す
- ② 評価温度 5.1.1.1の評価結果を使用

### (3) 流量配分比の検討結果

被覆管温度評価のための、各バンドル寸法における流量配分の関係を明らかにした。結果を第5.1-3表及び第5.1-3図に示す。本計算結果に基づき、被覆管温度を評価し、最適なバンドル寸法を決定する。

## 5.1.2 被覆管最高温度評価

### (1) 評価基準

被覆管最高温度は、ACC I 設計（8章）のとおり、顕著な温度依存性を有するACC I を低く抑えるため、被覆管温度を620°C以下に制限する。本基準を満足する範囲で要素外径を太くし、ACMI のためのB<sub>4</sub>C - 被覆管ギャップを確保する。

### (2) 評価条件

評価は、第5.1-4図のとおり、保護管内を2種類のサブチャンネルに分割し、各々のサブチャンネルを断熱として行う。本モデルはサブチャンネル間の熱移行、冷却材ミキシングを無視するため、第5.1-4図中のサブチャンネル1について十分保守側の結果を与える、バンドル変更に伴うスパイラルワイヤ細径化の影響を無視しうる。

① 評価時期 MK-III標準平衡炉心初期 (BOC)

② 圧損、物性評価温度 5.1.1.2の評価結果のとおり

③ サブチャンネル1 発熱量

B<sub>4</sub>C : 5526W, 被覆管+ワイヤ : 352W, Na : 103W

(第5.1-1表の保護管内部の発熱量に、保護管内部に占めるサブチャンネル1の体積割合(断面積比)を乗じた)

④ 軸方向発熱分布 第5.1-5図に示す

⑤ 径方向発熱分布 第5.1-4図に示す

⑥ 計算誤差 10% (発熱に見込む)

⑦ 物性値 添付資料IIIに示す

⑧ 評価式

流量評価式 流量は添付資料III Novendsternの式から求める

冷却材温度

被覆管外面温度

$$T_{N_a} = T_{IN} + \frac{1}{W \cdot C_p} \int_0^X q_l(x) dx$$

$$T_{c_o} = T_{N_a} + \frac{D_e}{K_{N_a}} \cdot \frac{1}{Nu} \cdot \frac{q_l(x)}{\pi d_{c_o}}$$

被覆管内面温度

$$T_{c_i} = T_{c_o} + \frac{\ell \ln(d_{c_o}/d_{c_i})}{2 \pi K_c} \cdot q_l(x)$$

ここで、 $T_{IN}$ ：冷却材入口温度、 $W$ ：冷却材流量、 $C_p$ ：定圧比熱、  
 $q_l$ ：発熱量、 $D_e$ ：等価直径、 $K_{Na}$ ：Na熱伝導度、  
 $Nu$ ：ヌセルト数、 $d_{eo}$ ：被覆管外径、 $d_{ei}$ ：被覆管内径、  
 $K_c$ ：被覆管熱伝導度、 $x$ ：軸方向位置

### (3) 評価

各バンドル寸法における被覆管最高温度を評価した結果を第5.1-6図に示す。  
 被覆管内面温度が620°C以下となる被覆管最大外径は18.9mmとなった。従って、  
 Naボンド型制御棒のバンドル寸法仕様は下記のとおりとする。

被覆管外径	18.9mm
被覆管内径	17.9mm (肉厚0.5mm)
ラッピングワイヤ外径	1.1mm
要素配列ピッチ円径	40.3mm

また、このときの軸方向温度分布を第5.1-7図に示す。同図には、冷却材流量  
 減少時（スクラム設定点77%）及び過出力時（スクラム設定点107%）を考慮し  
 た時の温度を併記する。

第5.1-1表 制御棒の総発熱量

- 3列 -

(KW)

			種類	制御棒		
項目			評価時期	BOC	MOC	EOC
総発熱量				150.4	142.3	129.3
内 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱 訳	保護管内部	吸收材ペレット	(0.817)	72.3	63.4	50.9
		ナトリウム	(0.027)	2.4	2.0	1.3
		被覆管(ワイヤースペーサを含む)	(0.040)	4.6	3.7	2.5
		保護管	(0.049)	5.1	4.1	2.7
	保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム	(0.021)	2.1	1.7	1.1
		案内管	(0.030)	6.6	5.3	3.6
		案内管外側ナトリウム	(0.016)	1.9	1.5	1.1
	吸收材部分小計(軸方向長: 65cm)			94.9	81.8	63.4
	吸收材下端位置より下部の総発熱量			55.2	60.3	65.8
	吸收材上端位置より上部の総発熱量			0.3	0.2	0.1

第5.1-2表 バンドル仕様パラメータ

要素外径(cm)	1.81	1.85	1.86	1.87	1.88	1.89	1.9	1.91	1.92	1.93
ピン間必要ギャップ(cm)	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015
保護管内径(cm)	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17
ワイヤ径(cm)	0.17	0.14	0.1325	0.125	0.1175	0.11	0.1025	0.095	0.0875	0.08
P.C.D(cm)	3.99	4.01	4.015	4.02	4.025	4.03	4.035	4.04	4.045	4.05
要素配列ピッチ(cm)	1.995	2.005	2.0075	2.01	2.0125	2.015	2.0175	2.02	2.0225	2.025
被覆管肉厚(cm)	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05
被覆管内径(cm)	1.71	1.75	1.76	1.77	1.78	1.79	1.80	1.81	1.82	1.83
シュラウド管外径(cm)	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66	1.66
シュラウド-被覆管ギャップ(cm)	0.05	0.09	0.10	0.11	0.12	0.13	0.14	0.15	0.16	0.17

## 第5.1-3表 制御棒圧損計算

制御棒流量(kg/s)	1.98	1.98	1.98	1.98	1.98	1.98	1.98	1.98	1.98
要素外径(cm)(パラメータ)	1.81	1.85	1.86	1.87	1.88	1.89	1.9	1.91	1.92
重量流量(kg/s)	保護管内	0.6996	0.6772	0.6737	0.6702	0.6664	0.6623	0.6582	0.6539
	保護管外	1.2904	1.3028	1.3063	1.3098	1.3136	1.3177	1.3218	1.3261
トータル圧損(kg/cm <sup>2</sup> )	保護管内総計 (ハランス条件:内=外)	0.03403	0.03461	0.03478	0.03496	0.03515	0.03533	0.03553	0.03575
	保護管外総計	0.03403	0.03462	0.03479	0.03496	0.03514	0.03534	0.03554	0.03575
流量配分比(保護管内流量/全流量)	0.348	0.342	0.340	0.338	0.337	0.334	0.332	0.330	0.328
*****保護管内*****									
バンドル圧損計算									
寸法(cm)	435	435	435	435	435	435	435	435	435
ピッヂ	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015
保護管内径	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17	6.17
ワイヤ径	0.17	0.14	0.1325	0.125	0.1175	0.11	0.1025	0.095	0.0875
P.C.D	3.99	4.01	4.015	4.02	4.025	4.03	4.035	4.04	4.045
要素配列ピッチ	1.995	2.005	2.0075	2.01	2.0125	2.015	2.0175	2.02	2.0225
ワイヤ巻付ピッチ	21.6	21.6	21.6	21.6	21.6	21.6	21.6	21.6	21.6
全濡れ綫長さ	62.9	63.1	63.2	63.3	63.3	63.4	63.4	63.5	63.6
流路長(要素長)	127.3	127.3	127.3	127.3	127.3	127.3	127.3	127.3	127.3
SC数	Np(ピッヂ数)	7	7	7	7	7	7	7	7
	NR	1	1	1	1	1	1	1	1
	N1(=6NR <sup>2</sup> )	6	6	6	6	6	6	6	6
	N2(=6NR)	6	6	6	6	6	6	6	6
流路断面積(cm <sup>2</sup> )	バンドル全体	11.73	10.98	10.78	10.59	10.39	10.19	9.99	9.79
	As1	0.426	0.389	0.380	0.370	0.360	0.351	0.341	0.331
	As2	1.529	1.440	1.418	1.395	1.372	1.348	1.325	1.301
等価直径(cm)	バンドル全体	0.75	0.70	0.68	0.67	0.66	0.64	0.63	0.62
	De1	0.547	0.498	0.485	0.472	0.459	0.446	0.433	0.420
	De2	0.829	0.779	0.766	0.753	0.740	0.727	0.714	0.701
Na物性	比重量(g/cm <sup>3</sup> )	0.8503	0.8503	0.8503	0.8503	0.8503	0.8503	0.8503	0.8503
	粘性係数(kgs/m <sup>2</sup> )	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05	2.76E-05
	動粘性係数(m <sup>2</sup> /s)	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07	3.18E-07
流速(cm/s)	Re数(流速VN)	12770	12245	12100	11951	11793	11627	11458	11281
	バンドル部平均V	69.1	72.6	73.5	74.4	75.4	76.4	77.4	78.5
	係数XN	0.787	0.771	0.767	0.762	0.757	0.752	0.746	0.740
	VN=X·VN	54.43	55.98	56.35	56.73	57.09	57.42	57.77	58.09
係数	f	0.0298	0.0301	0.0302	0.0303	0.0304	0.0305	0.0306	0.0307
	M	1.461	1.433	1.426	1.420	1.414	1.407	1.401	1.395
バンドル圧損(kg/cm <sup>2</sup> )		0.00955	0.01073	0.01106	0.01141	0.01176	0.01214	0.01253	0.01294
下部構造物部									
寸法(cm)	温度(°C)	380	380	380	380	380	380	380	380
ダッシュラム外径	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
下部構造物外径	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47
下部構造物内径	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3
ディフューザ穴幅	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2
ディフューザ穴長	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2
ディフューザ穴数(個)	6	6	6	6	6	6	6	6	6
円錐管部出口直徑	5.85	5.85	5.85	5.85	5.85	5.85	5.85	5.85	5.85
円錐管部長さ	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5
下部構造物内長さ	51.3	51.3	51.3	51.3	51.3	51.3	51.3	51.3	51.3
下部構造物内管路長	24.90	24.90	24.90	24.90	24.90	24.90	24.90	24.90	24.90
合流角sin40°(ー)	0.643	0.643	0.643	0.643	0.643	0.643	0.643	0.643	0.643
	合流長さ	4.98	4.98	4.98	4.98	4.98	4.98	4.98	4.98
流路断面積(cm <sup>2</sup> )	ディフューザ穴部	21.19	21.19	21.19	21.19	21.19	21.19	21.19	21.19
	下部構造内ストレート部	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553
	円錐管入口断面積	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553	8.553
	円錐管出口断面積	26.878	26.878	26.878	26.878	26.878	26.878	26.878	26.878
Na物性	ディフューザ内受圧部	531.84022	531.8	531.8402	531.8402	531.8402	531.8402	531.8402	531.8402
	比重量(g/cm <sup>3</sup> )	0.8629	0.863	0.8629	0.8629	0.8629	0.8629	0.8629	0.8629
	粘性係数(kgs/m <sup>2</sup> )	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05
	動粘性係数(m <sup>2</sup> /s)	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07
流速(cm/s)	ストレート部Re数	90090	88470	88013	87555	87059	86523	85988	85426
	ディフューザ穴部	37.72	37.04	36.85	36.66	36.45	36.23	36.00	35.77
	ストレート流路部	93.44	91.76	91.28	90.81	90.29	89.74	89.18	88.60
形状効果	入口オリフィスA0/A	0.0398	0.0398	0.0398	0.039835	0.0398	0.0398	0.0398	0.0398
	見かけd/d(A0/A)	0.1996	0.1996	0.1996	0.199587	0.1996	0.1996	0.1996	0.1996
	ストレート部縮流率	0.404	0.404	0.404	0.404	0.404	0.404	0.404	0.404
	円錐管部拡流率	3.143	3.143	3.143	3.143	3.143	3.143	3.143	3.143
	円錐管 I/入口R比	2.121	2.121	2.121	2.121	2.121	2.121	2.121	2.121
抵抗係数	集合管特性パラメータ	2.009	2.009	2.009	2.009	2.009	2.009	2.009	2.009
	下部構造物内縮流	0.289	0.289	0.289	0.289	0.289	0.289	0.289	0.289
	入口オリフィスδ	2.5276597	2.5277	2.52766	2.52766	2.5276597	2.52766	2.52766	2.52766
	円錐管Cp(読取)	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2

圧力損失(kg/cm <sup>2</sup> )	ストレート部摩擦係数 λ	0.0183	0.0183	0.01837	0.018394	0.0184197	0.018448	0.018477	0.018507	0.01854	0.018574
	入口オリフィス圧損	0.00158	0.002	0.00151	0.00150	0.00148	0.00146	0.00144	0.00142	0.00140	0.00138
	下部構造内縮流圧損	0.00111	0.001	0.00106	0.00105	0.00104	0.00102	0.00101	0.00100	0.00098	0.00097
	円錐管圧損	0.00077	0.001	0.00073	0.00073	0.00072	0.00071	0.00070	0.00069	0.00068	0.00067
	ストレート部摩擦圧損	0.00053	0.00051	0.00051	0.00050	0.00050	0.00049	0.00049	0.00048	0.00048	0.00047
	ディューザ合流圧損	0.0077	0.0074	0.0074	0.0073	0.0072	0.0071	0.0070	0.0069	0.0068	0.0067
	下部構造物内圧損総計(kg/cm <sup>2</sup> )	0.01171	0.01130	0.01118	0.01107	0.01094	0.01081	0.01068	0.01054	0.01039	0.01024

下部グリッド部

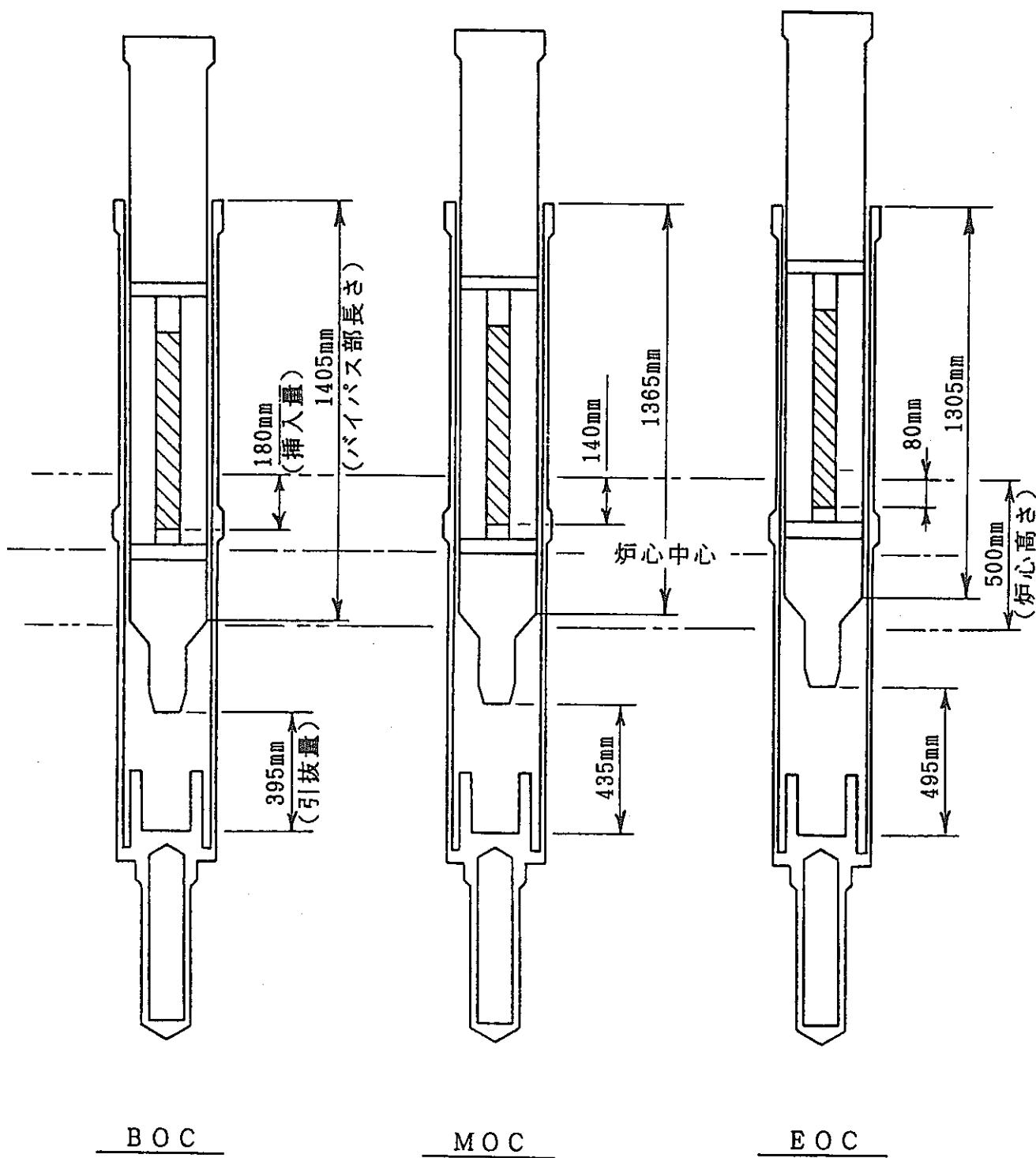
下部グリッド温度(°C)	380	380	380	380	380	380	380	380	380	380
寸法(cm)	下部グリッド穴幅	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60
	下部グリッド穴長	1.90	1.90	1.90	1.90	1.90	1.90	1.90	1.90	1.90
	下部グリッド穴数(個)	6	6	6	6	6	6	6	6	6
	下部端栓径	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2
	下部端栓数(個)	7	7	7	7	7	7	7	7	7
	グリッド部漏線長さ	17.48	17.48	17.48	17.48	17.48	17.48	17.48	17.48	17.48
	グリッド等価直徳De	1.46	1.46	1.46	1.46	1.46	1.46	1.46	1.46	1.46
	グリッド流路長さ	4.50	4.500	4.50	4.50	4.50	4.50	4.50	4.50	4.50
流路断面積(cm <sup>2</sup> )	グリッド穴部	6.38	6.38	6.38	6.38	6.38	6.38	6.38	6.38	6.38
	下部端栓細径部	21.98	21.98	21.98	21.98	21.98	21.98	21.98	21.98	21.98
Na物性	比重量(g/cm <sup>3</sup> )	0.863	0.863	0.863	0.863	0.863	0.863	0.863	0.863	0.863
	粘性係数(kgs/m <sup>2</sup> )	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05	3.01E-05
	動粘性係数(m <sup>2</sup> /s)	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07	3.42E-07
流速(cm/s)	グリッド穴部Re数	53416	52456	52185	51914	51619	51302	50984	50651	50295
	グリッド穴部	125.33	123.08	122.44	121.81	121.12	120.37	119.63	118.84	118.01
形状効果	グリッド穴部縮流率	0.237	0.237	0.237	0.237	0.237	0.237	0.237	0.237	0.237
	下部端栓部拡流率	0.290	0.290	0.290	0.290	0.290	0.290	0.290	0.290	0.290
抵抗係数	バンドル部縮流率	0.534	0.499	0.491	0.482	0.473	0.464	0.455	0.445	0.436
	グリッド穴部縮流率	0.366	0.366	0.366	0.366	0.366	0.366	0.366	0.366	0.366
	下部端栓部拡流率	0.5039995	0.504	0.504	0.504	0.5039995	0.504	0.504	0.504	0.504
	バンドルへの縮流率	0.221	0.239	0.244	0.248	0.253	0.258	0.262	0.267	0.272
圧損	グリッド部摩擦係数入	0.0208122	0.0209	0.020934	0.020961	0.020991	0.021023	0.021056	0.021091	0.021128
	グリッド穴部縮流圧損	0.0025299	0.00244	0.002415	0.00239	0.0023625	0.002334	0.002305	0.002275	0.002243
	下部端栓拡流圧損	0.00349	0.00336	0.00333	0.00329	0.00325	0.00321	0.00318	0.00313	0.00309
	バンドルへの縮流圧損	0.00047	0.00055	0.00058	0.00061	0.00063	0.00066	0.00069	0.00073	0.00076
	摩擦圧損	0.00044	0.00043	0.00043	0.00042	0.00042	0.00041	0.00041	0.00040	0.00040
下部グリッド部圧損総計	0.00692	0.00679	0.00675	0.00671	0.00667	0.00662	0.00658	0.00654	0.00649	0.00644

上部グリッド部

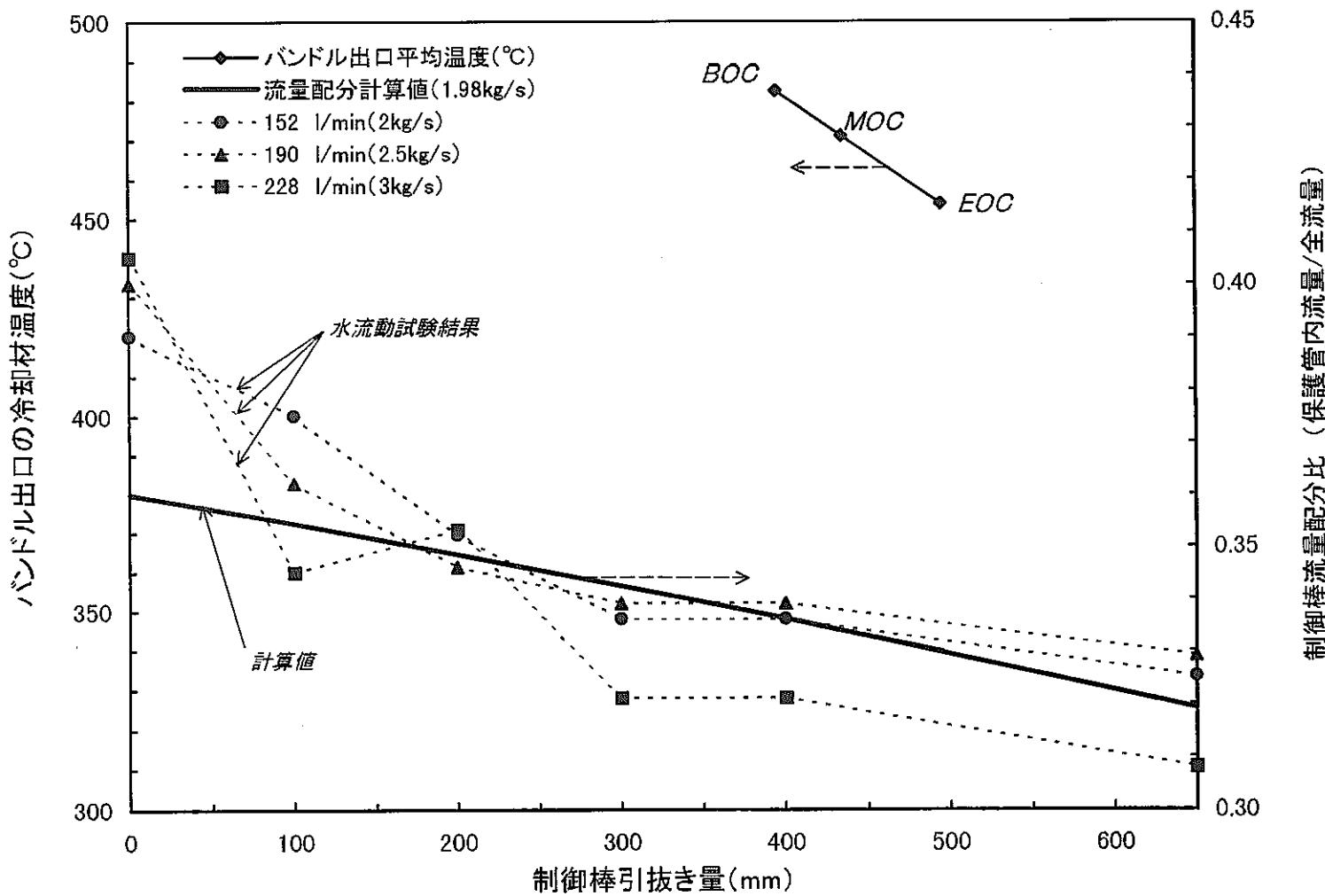
温度(°C)	490	490	490	490	490	490	490	490	490	490
寸法(cm)	上部グリッド穴1径 0.9	上部グリッド穴1数(個) 12	上部グリッド穴2径 0.45	上部グリッド穴2数(個) 12	上部端栓径 0.82	上部端栓数(個) 7	グリッド長さ 4.0	グリッド穴部縦縫長さ 50.893801	グリッド穴等直直径D <sub>e</sub> 0.75	流路断面積(cm <sup>2</sup> )
	上部端栓細径部 26.203	接続管内 29.899	上部端栓細径部 26.203	接続管内 29.899	上部端栓細径部 26.203	接続管内 29.899	上部端栓細径部 26.203	接続管内 29.899	上部端栓細径部 26.203	接続管内 29.899
Na物性	比重量(g/cm <sup>3</sup> ) 0.8378	粘性係数(kgs/m <sup>2</sup> ) 2.55E-05	動粘性係数(m <sup>2</sup> /s) 2.99E-07	グリッド穴部Re数 21655	グリッド穴部流速 86.253	上部端栓拡流率 0.4476307	グリッド穴部縮流率 0.364	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.3051118	グリッド穴縮流率 0.308
流速(cm/s)	グリッド穴部流速 86.253	上部端栓拡流率 0.4476307	グリッド穴部縮流率 0.364	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.3051118	グリッド穴縮流率 0.308	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.3051118	グリッド穴部流速 86.253	上部端栓拡流率 0.4476307
形状効果	上部端栓拡流率 0.4189	上部端栓部拡流率 0.411509	接続管拡流率 0.411509	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.3051118	接続管拡流率 0.308	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.3051118	上部端栓拡流率 0.4189	接続管拡流率 0.411509
抵抗係数	上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319
圧損(kg/cm <sup>2</sup> )	上部端栓部拡流圧損 0.000824	上部端栓部拡流圧損 0.000760	接続管部拡流圧損 0.000981	接続管部拡流圧損 0.001474	グリッド穴部縮流圧損 0.000422	グリッド穴部縮流圧損 0.000429	接続管部拡流圧損 0.000425	接続管部拡流圧損 0.000421	上部端栓部拡流圧損 0.000417	接続管部拡流圧損 0.000412
上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	上部端栓部拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319	接続管拡流率 0.319

上部クリット庄稼統計

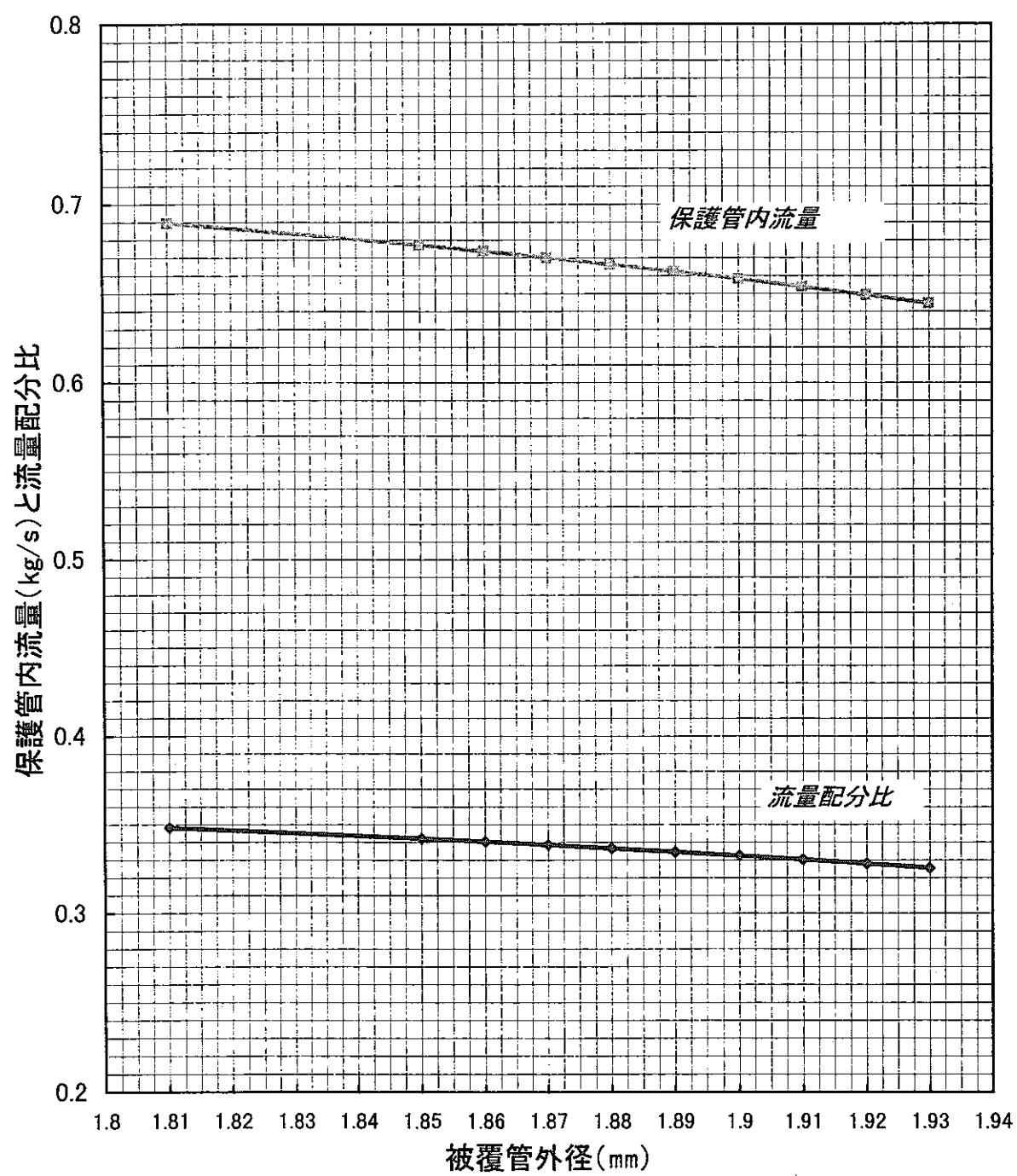
バイパス部圧損計算									
寸法(cm)	LGT内径	385	385	385	385	385	385	385	385
	保護管外径	7.47	7.47	7.47	7.47	7.47	7.47	7.47	7.47
	バイパス部長さ	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47	6.47
	端線長さ	140.5	140.5	140.5	140.5	140.5	140.5	140.5	140.5
	バイパス等価直径De	43.794	43.794	43.794	43.794	43.794	43.794	43.794	43.794
流路断面積(cm <sup>2</sup> )	バイパス部	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
Na物性	比重量(g/cm <sup>3</sup> )	10.948	10.948	10.948	10.948	10.948	10.948	10.948	10.948
	粘性係数(kgs/m <sup>2</sup> )	0.8617	0.8617	0.8617	0.8617	0.8617	0.8617	0.8617	0.8617
	動粘性係数(m <sup>2</sup> /s)	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05	2.99E-05
	バイパス部Re数	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07	3.40E-07
流速(cm/s)	バイパス部	40254	40641	40750	40859	40978	41106	41234	41368
	抵抗係数	136.8	138.1	138.5	138.8	139.2	139.7	140.1	140.6
	摩擦係数λ	0.0223375	0.02228	0.022269	0.022254	0.0222382	0.022221	0.022204	0.022186
バイパス部圧損総計		0.02581	0.02625	0.02637	0.02649	0.02663	0.02677	0.02692	0.02707
バイパス出口部圧損計算									
バイパス出口部温度(°C)	Na物性	390	390	390	390	390	390	390	390
	比重量(g/cm <sup>3</sup> )	0.861	0.861	0.861	0.861	0.861	0.861	0.861	0.861
バイパス出口圧損総計		0.00821	0.00837	0.00842	0.00846	0.00851	0.00856	0.00862	0.00867
		0.00873	0.00880						



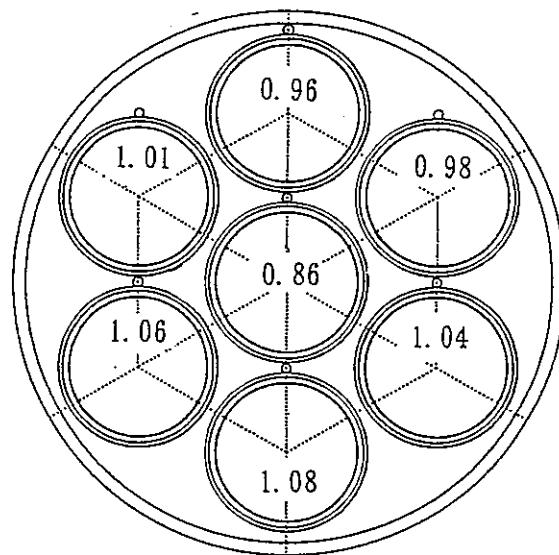
第5.1-1図 制御棒引き抜き（挿入）状態



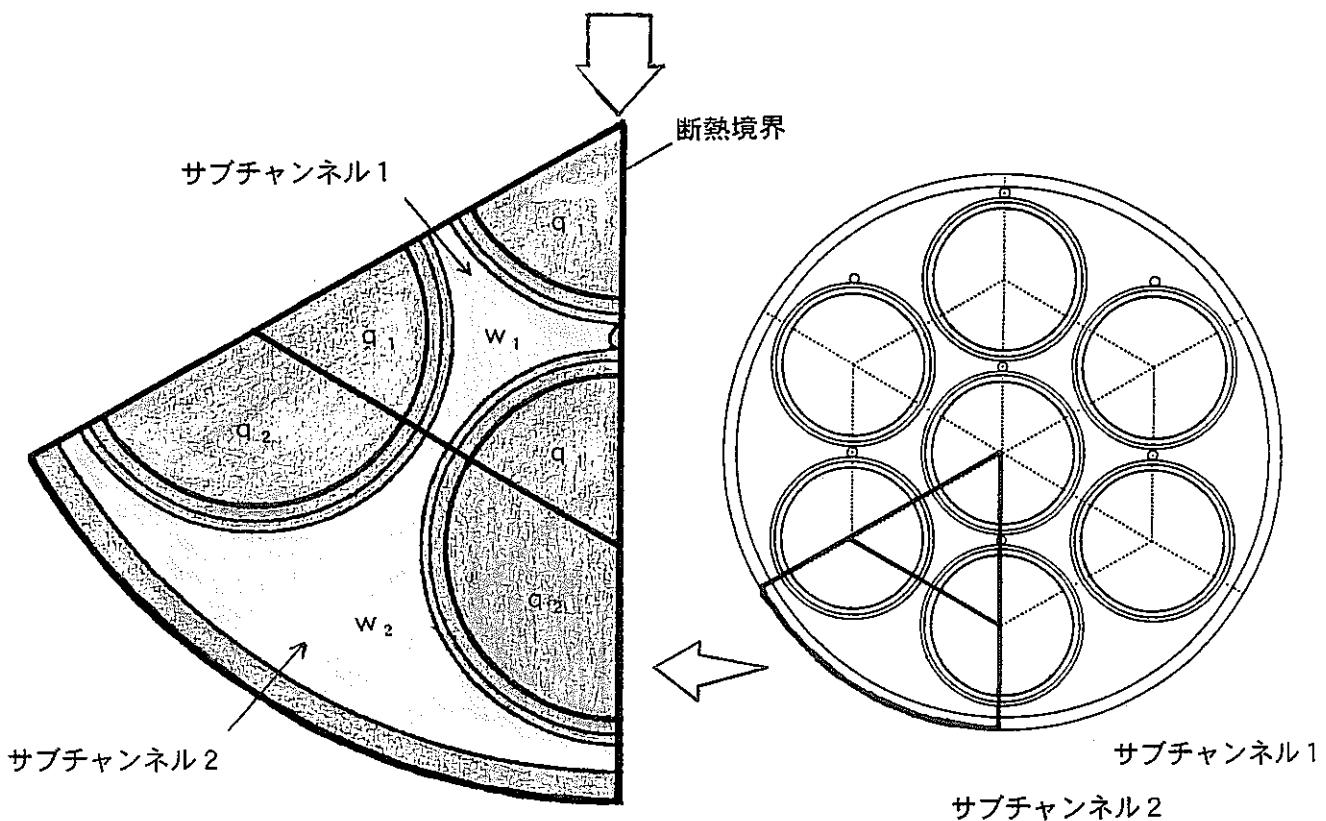
第5.1-2図 制御棒引抜き量と流量配分比及び温度の関係



第5.1-3図 バンドル仕様と流量配分比の関係



要素毎の発熱分担（最大発熱制御棒）

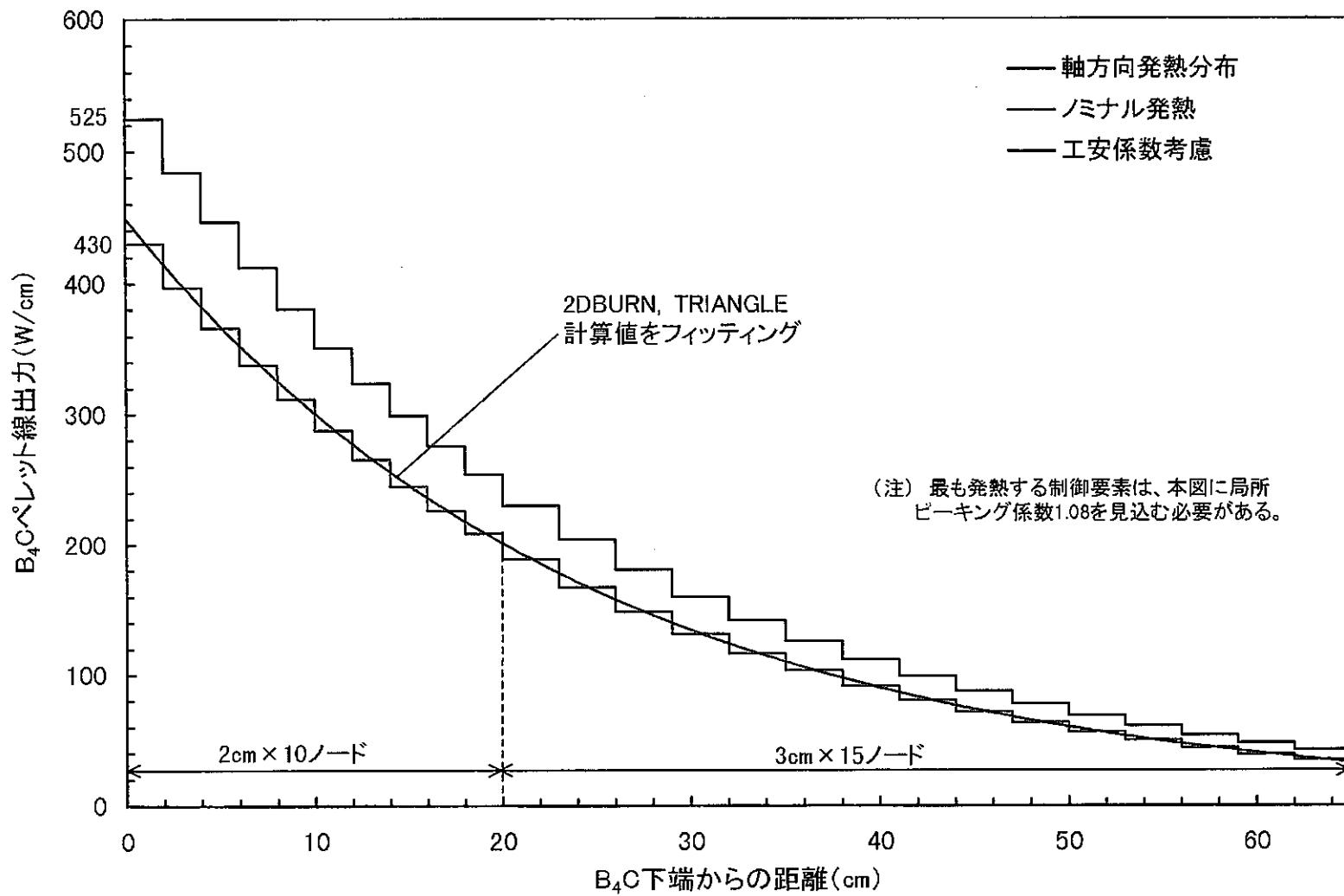


$$\text{サブチャンネル1 温度上昇 } \Delta T_1 = \frac{q_1}{w_1 \cdot C_p}$$

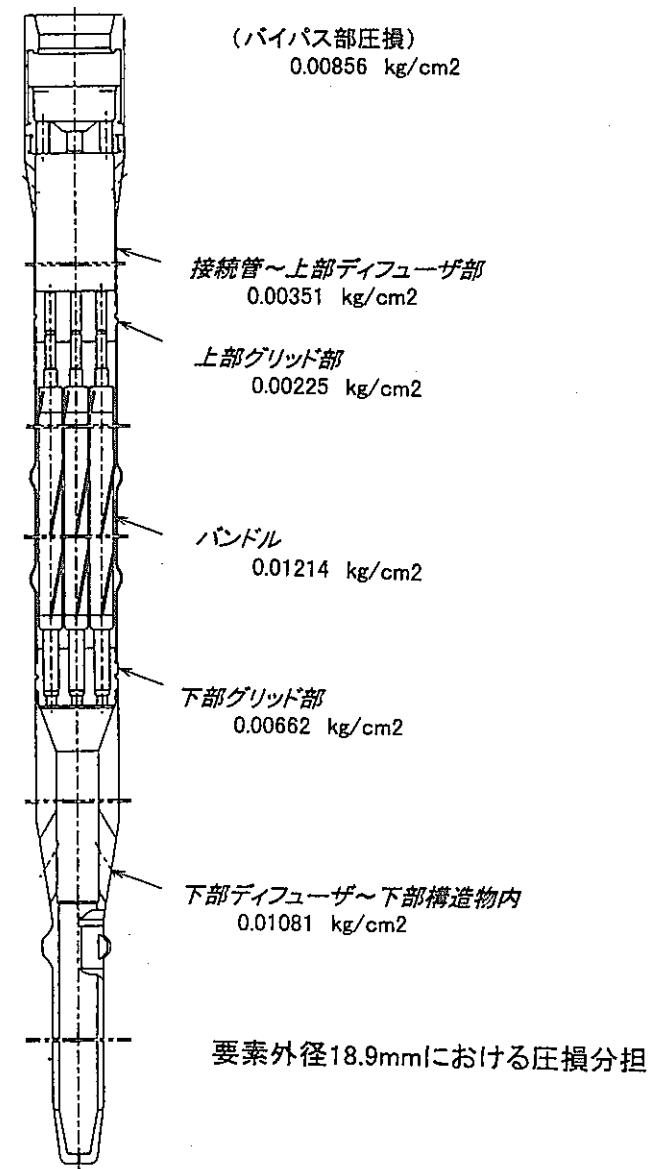
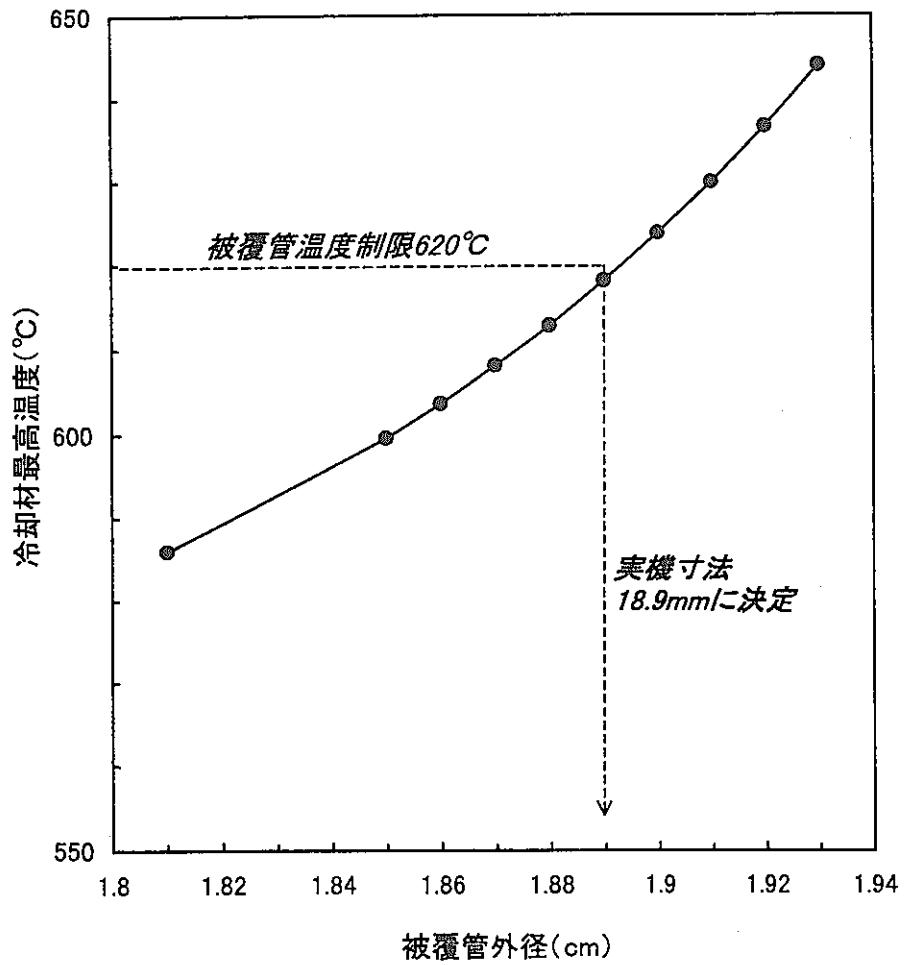
サブチャンネル分割

$$\text{サブチャンネル2 温度上昇 } \Delta T_2 = \frac{q_2}{w_2 \cdot C_p}$$

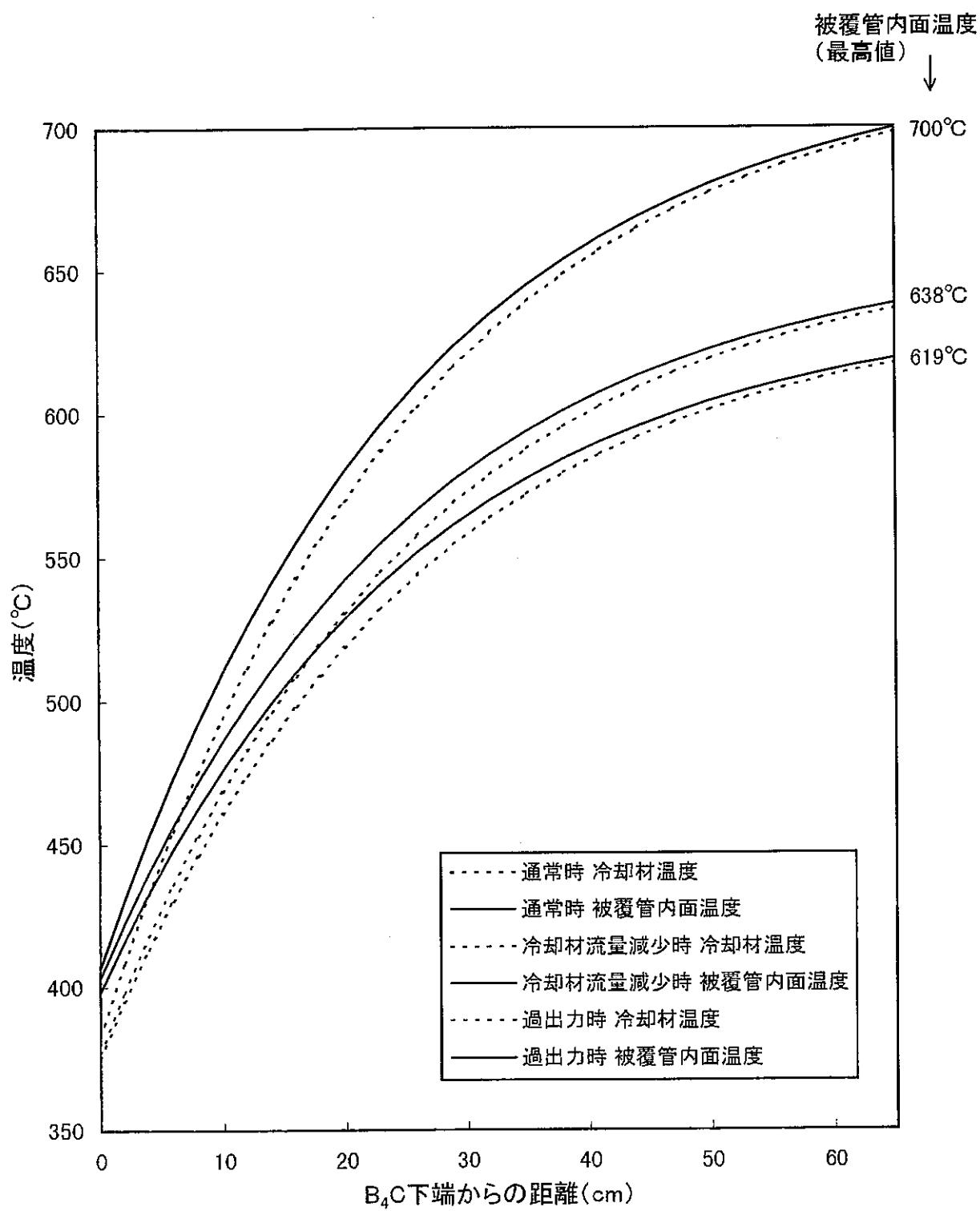
第5.1-4図 断熱サブチャンネル温度解析



第5.1-5図 制御要素の軸方向線出力分布



第5.1-6図 冷却材温度パラメータ評価結果と制御棒内圧損分布



第5.1-7図 サブチャンネル軸方向温度分布(冷却材, 被覆管内面)

## 5. 2制御要素の熱設計

### 5. 2. 1 定常状態での温度評価

#### (1) 評価基準

N a ボンド型制御要素において  $B_4C$  ペレットのスエリング、燃焼に伴う  $B_4C$  ペレットの熱伝導度低下等の経時変化を考慮した解析を行い、通常の N a ボンドモデルにおいて、下記の温度制限を下回ることを確認する。

$B_4C$  ペレット 2350°C (融点に100°Cの余裕を見込んだ値)

なお、シュラウド管温度については、N a ボンド型の定常状態では被覆管と同温 ( $\Delta T < 1$  °C) と見なしてよく、被覆管と同等の使用環境であれば十分機能すると判断されることから、評価は被覆管に準じる。

#### (2) 評価条件

H e ボンド型の場合、 $B_4C$  ペレットのスエリングによって H e ギャップが狭まり、温度は徐々に低下していく。また、発熱も使用初期が最大であることから、従来初期温度を評価すれば、使用期間中の温度を包絡できた。しかし、ギャップコンダクタンスの良い N a ボンド型の場合、 $B_4C$  スエリング (ギャップの縮小) は、 $B_4C$  中心温度の上昇をもたらす。更に照射後試験においては燃焼に伴う  $B_4C$  の熱伝導度の低下が確認されている<sup>(15)</sup>ことから、燃焼初期に温度が最高になるとは限らない。(詳細は添付資料Ⅲ参照) 従って本設計では、第5. 2-1図のとおり、発熱、寸法、物性等の経時変化を考慮し、使用期間中の最高温度の履歴を評価する。

① 評価時期 MK-III標準平衡炉心, 0 ~  $120 \times 10^{26}$  cap/m<sup>3</sup>

(ACMIによってギャップが閉じるまでの期間, 7. 1参照)

② 制御棒插入量 180mm (BOC)

③ 発熱量  $B_4C$  : 第5. 1-5図に径方向ピーピング係数を考慮

SUS平均: 26W/cc, N a平均: 3W/cc

(軸方向分布は第5. 1-5図に同じとする)

④ 径方向ピーピング係数 1.08 (第5. 1-4図の、最も発熱する制御要素)

⑤ 工学的安全係数 1.22

⑥ 評価コード 伝熱解析コードHEATING

⑦ 評価モデル 2次元RZモデル (第5. 2-2図)

- ⑧ 境界温度 第5. 1-7図の被覆管外面温度を境界条件とする  
 ⑨ 物性値 添付書類Ⅲに示す

### (3) 評価

各燃焼度でのB<sub>4</sub>Cペレット及びシュラウド管の最高温度を通常運転時と過出力時について評価した結果を第5. 2-3図に示す。Naボンド型制御要素では熱伝導度が最低になる燃焼度約 $40 \times 10^{26}$ cap/m<sup>3</sup>のときに、B<sub>4</sub>Cペレットは最高温度1597°C（過出力時1656°C）に達する。このときの径方向温度分布を第5. 2-4図に示す。本評価のとおり、使用期間中を通じて制限値を超えることはない。

## 5. 2. 2 He気泡滞留時の温度評価

Naボンド型は基本的にHeボンド型に比べてペレット温度、シュラウド管温度は低くなる。但し、生成するHeがギャップ部を通過する可能性があるため、局部的かつ短時間に温度が上昇する恐れがある。元々、Naボンド型はフランスやロシアで使用実績が積まれており、このような問題は顕在化していないが、念のためHe気泡の温度に及ぼす影響を評価した。

制御要素平均反応率約 $1.6 \times 10^{20}$ cap/m<sup>3</sup>· s、He放出量（添付資料Ⅲ）から求められる要素当りのHe放出速度は、約 $2 \times 10^{-4}$ cc/sとなる。従って、瞬時にペレットを覆うようなガス流は生じない。また、炉内Na充填設計（6章）で説明するとおり、熱的に厳しいリング状の気泡はギャップ下端部には留まらない。本項では、<sup>10</sup>B（n, α）反応によって生成する小さなHe気泡がNaギャップ下端部に留まり、局部的に伝熱性が悪くなる事象を想定して温度評価を行う。

### (1) 評価基準

B<sub>4</sub>Cペレット最高温度は、2350°C以下とする。

下端部に生じる微小なHe気泡によって、著しい加熱はシュラウド管円周の一部にスポット的に生じる。仮に一部が高温腐食に至っても、シュラウド管機能に支障を来す恐れはないため、He気泡滞留モデルにおけるシュラウド管温度制限は1100°Cとする。本制限値は、添付資料Vのとおり、制御棒材料照射用反射体（AMIR-8）の照射実績をもとに定めた。

### (2) 評価条件

主な評価条件は下記のとおりである。

- ① 評価時期 MK-III標準平衡炉心,  $0 \sim 120 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$   
                           (ACMIによってギャップが閉じるまでの期間)
- ② 制御棒挿入量 180mm (BOC)
- ③ 冷却材温度 (境界条件) 410°C (第5.1-7図より)
- ④ 計算コード 非線形構造解析コード FINAS
- ⑤ 計算モデル 2次元XYモデル (第5.2-5図)

前節の定常温度解析での2次元RZモデルは、周方向に局所的に留まる気泡を模擬できないため、軸方向最高温度部断面を2次元XYモデルで模擬し、B<sub>4</sub>Cペレットとシュラウド管の偏心を考慮する。

- ⑥ 評価位置 軸方向最高温度部
- ⑦ 物性値 添付資料Ⅲに示す
- ⑧ 発熱量

最大発熱部 (下部端面) はスペーサへの熱の逃げがあり、最高温度はこれより上に生じる。また、XYモデルは軸方向の熱移行がないため、過度に保守側の設計となる。従って、照射初期 (燃焼度0) とACMI寿命末期 (燃焼度 $120 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ) の条件で偏心無、気泡無のXYモデルを作成し、そのB<sub>4</sub>C最高温度が、第5.2-3図のRZモデル (工学的安全係数、過出力係数考慮) の計算値と一致するように各々の発熱を調整した。その間の燃焼度に対応する発熱量は直線近似で内挿し、B<sub>4</sub>C最高温度軸位置に気泡が溜った想定での最高温度の経時変化を評価する。

### (3) 評価方法

評価に当たっては、各燃焼度毎にギャップの変化を考慮した気泡径を求め、解析に反映する。想定しうる最大気泡径については、第5.2-6図のとおり下式で求めることができる。

$$R = 4\nu (\cos\theta_A - \cos\theta_R) / \pi a \rho g$$

ここで、R : 気泡半径 (cm),  $\nu$  : 流体表面張力 (g/cm),

a : ギャップ幅 (cm),  $\rho$  : 流体密度 (kg/cm<sup>3</sup>),

g : 重力加速度 (cm/s<sup>2</sup>),  $\theta_A$  : 前進接觸角 (°),

$\theta_R$  : 後退接觸角 (°)

$(\cos\theta_A - \cos\theta_R)$  は、実験で求めるものである。炉内N a充填設計 (6章)

で説明するとおり、炉外試験データから、十分保守的な $\cos \theta_A - \cos \theta_R$ を求める  
と、0.229となる。これを上式に代入して得られるギャップ幅と気泡の大きさの  
関係を、第5.2-7図に示す。この気泡幅、発熱量、B<sub>4</sub>C熱伝導率の燃焼に伴う  
変化を解析モデルに反映して、最高温度の経時変化を求める。

#### (4) 評価

解析結果（温度コンター）を第5.2-8図に示す。また、これら各燃焼度における、B<sub>4</sub>Cペレット及びシュラウド管最高温度履歴を第5.2-9図に示す。B<sub>4</sub>C最高温度は熱伝導率が最低になる $38 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ で温度履歴の極大値2051°Cとなり、シュラウド最高温度は $65 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ 近傍で極大値1064°Cとなった。いずれも温度制限を下回る。

### 5.2.3 Na喪失時の挙動

Na喪失時には、温度は著しく上昇する。設計上はこの事象を許容せず、確実にNaボンドが維持されるようにするが、ここでは、考えうる最も過酷な条件として、万が一Naボンドが失われた場合を想定し、制御要素（被覆管）の健全性に与える影響について検討する。

また、添付資料Vのとおり、Naボンドが失われたAMIR-8キャプセルと同じ評価手法によるノミナル温度解析を実施し、実際の挙動についても予想した。

#### (1) 評価基準

シュラウド管、B<sub>4</sub>Cペレットの溶融が起こる場合には、これが被覆管に接触し、溶融破損が起こらないことを基準とする。B<sub>4</sub>Cペレットの溶融は2350°C以上で起こるものとし、シュラウド管、被覆管はB<sub>4</sub>C共存下であることも考慮し、1100°C以上で溶融するものとする。

#### (2) 評価条件及び評価方法

温度解析条件は、定常状態での温度評価（5.2.1項）に準じる。工学的安全係数、過出力係数を考慮してB<sub>4</sub>Cペレット及びシュラウド管の溶融の有無、溶融範囲とその全熱量を算出する。被覆管温度上昇の評価にあたっては、溶融物—被覆管の系以外への熱移行はないという、保守的想定のもと評価する。

また、ノミナル温度評価は添付資料VのAMIR-8（8A2キャプセル）の温度解析条件に準じる。

### (3) 設計評価

温度の時間的変化を第5.2-10図に示す。同図には比較のため、第5.2-3図（Naボンド、定常温度評価）の結果を併記した。Naが充填されなかった場合、B<sub>4</sub>Cの最高温度は約20×10<sup>26</sup>cap/m<sup>3</sup>のとき極大値2121°Cとなり、溶融には至らない。シュラウド管は、照射初期（燃焼度0）のときが最も厳しく最高1630°Cとなり、溶融する結果となった。

このときのシュラウド管の軸方向温度分布を第5.2-11図に示す。シュラウド管の溶融は、スタック下端から約26cmの範囲に生じる。本評価結果に基づき、溶融シュラウド管接触による被覆管破損の可能性について以下のとおり検討した。

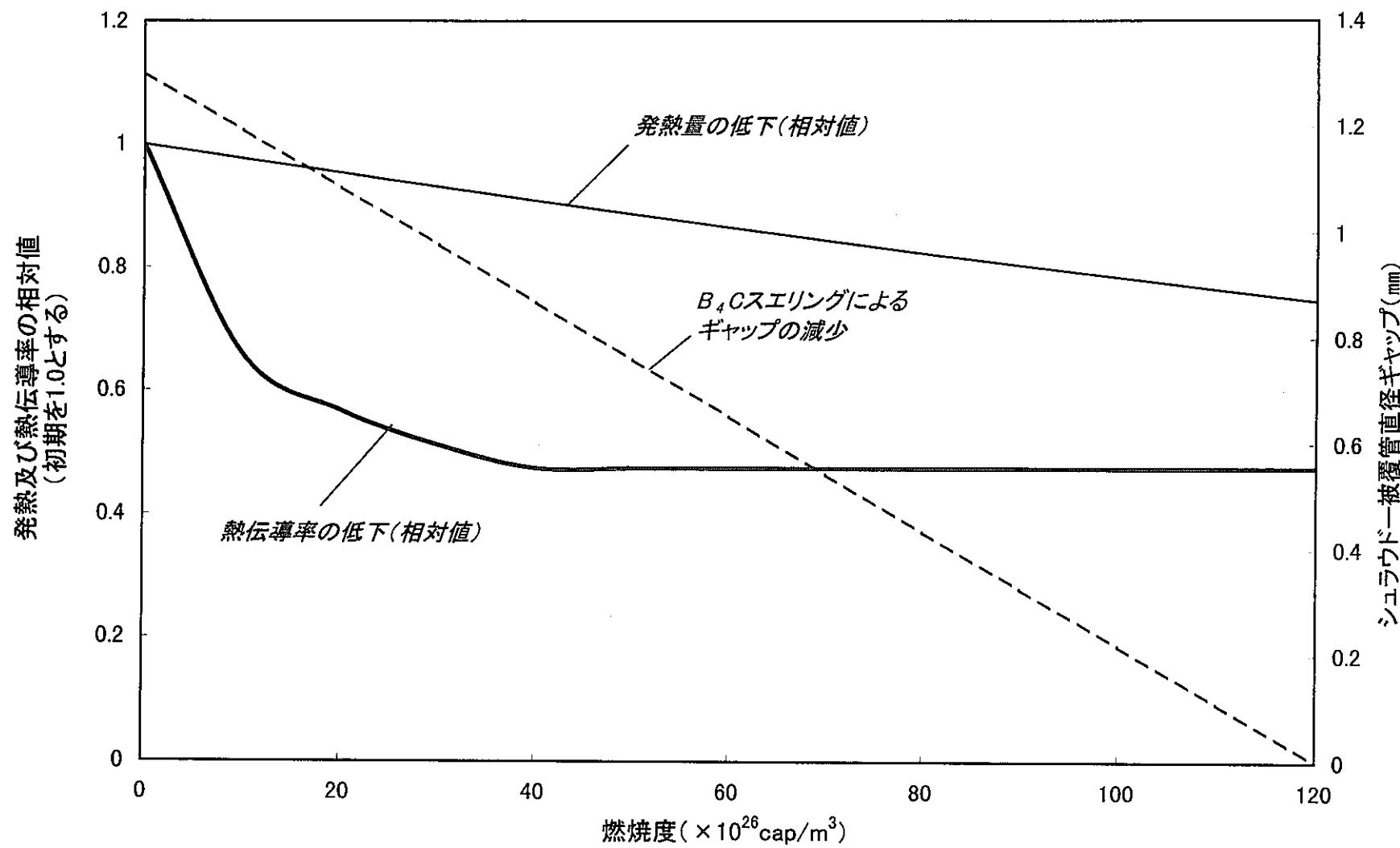
溶融シュラウド管の全重量W<sub>s</sub>は8gであり、第5.2-11図の溶融範囲での温度積分値の平均T<sub>s</sub>を求めると1369°Cとなる。一方、同位置の被覆管の全重量W<sub>c</sub>は60gであり、溶融範囲に対応した被覆管温度積分値の平均T<sub>c</sub>は498°C（過出力時）である。溶融シュラウド管の熱は被覆管に与えられ、両者の温度が等しくなった時点で熱の移行は収束する。収束温度をT<sub>x</sub>とし、この系外への熱移行を無視した場合、以下の関係が成り立つ。

$$W_s C_{ts} (T_s - T_x) = W_c C_{tx} (T_x - T_c)$$

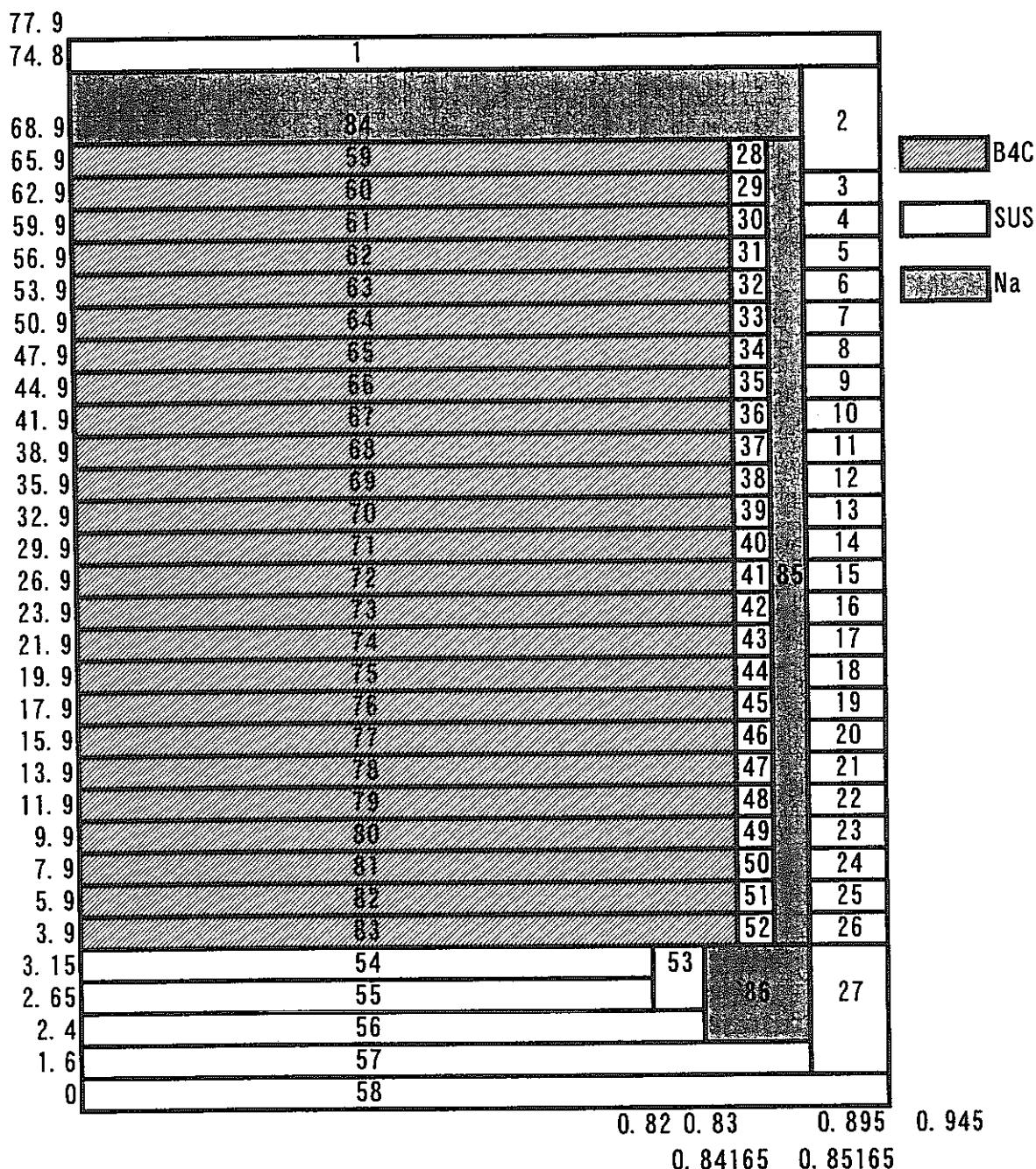
C<sub>ts</sub>, C<sub>tc</sub>はT<sub>s</sub>, T<sub>x</sub>でのSUS316の比熱(cal/g・°C)である。なお、溶融シュラウド管の平均温度1369°Cでの比熱は、添付資料Ⅲに示す式の適用範囲外であり、データもないため、適用温度範囲の上限850°Cでの値0.155cal/g・°Cを2倍し、0.31cal/g・°Cを用いた。この値は液体Naの比熱と同程度に高く、上式への代入値としては十分厳しい。T<sub>x</sub>, C<sub>tx</sub>は未知のため、上記関係が成立するT<sub>x</sub>をサーベイ計算した結果、T<sub>x</sub>=570°Cとなった。従って、Na充填が行われず、シュラウド管が一部溶融し、被覆管に接触した場合でも、被覆管の温度上昇は高々70°C程度であり、溶融破損には至らない。

### (4) ノミナル評価

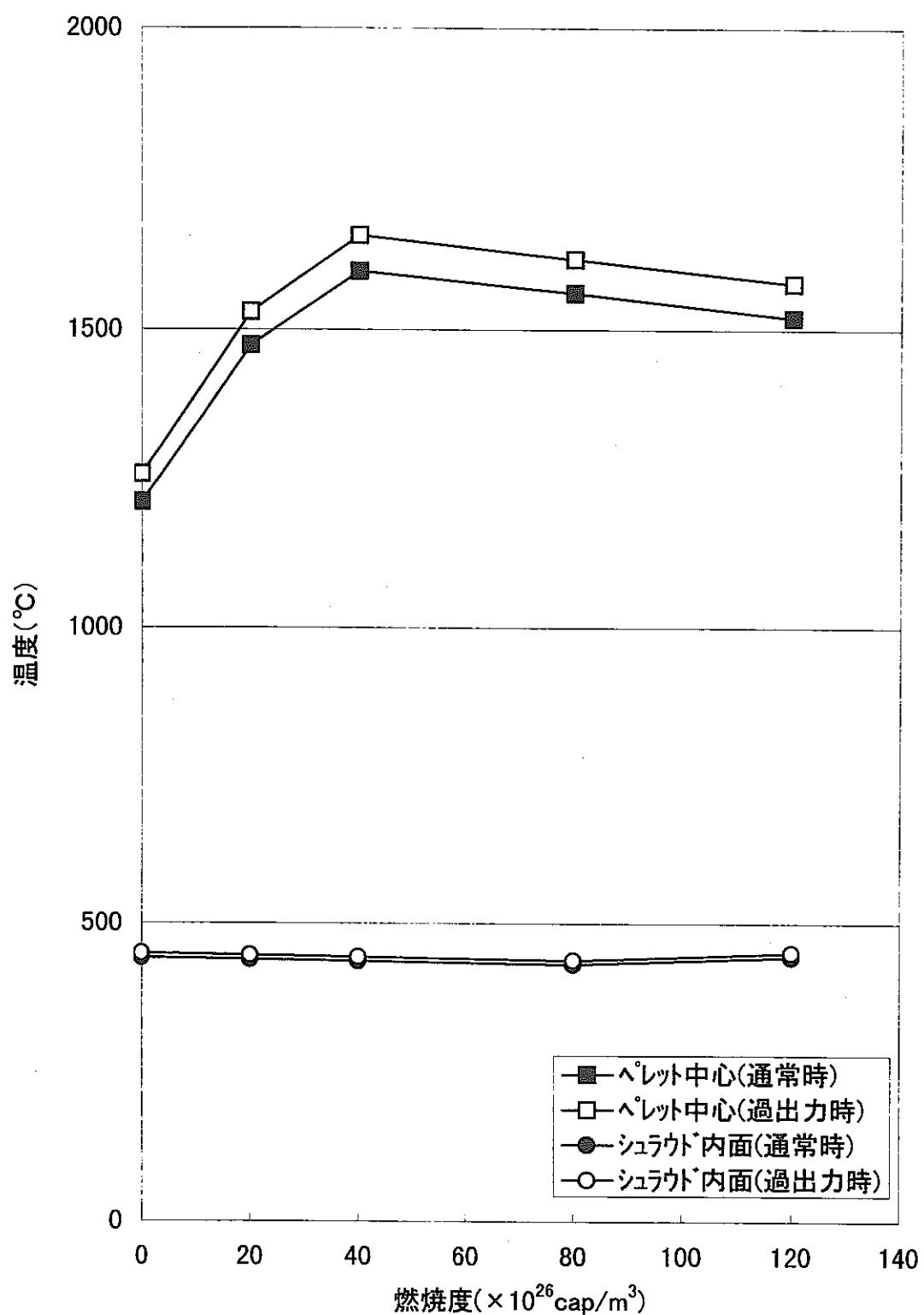
ノミナル評価結果をAMIR-8の8A2キャップセルの温度評価結果（添付資料V）と比較して第5.2-12図に示す。シュラウド管温度で1163°Cと8A2キャップセルの評価結果1102°Cに対し、約60°C高いのみである。本ノミナル評価結果から、実際にはNaが充填されない条件においてもシュラウド管が溶融する可能性は低いと考える。



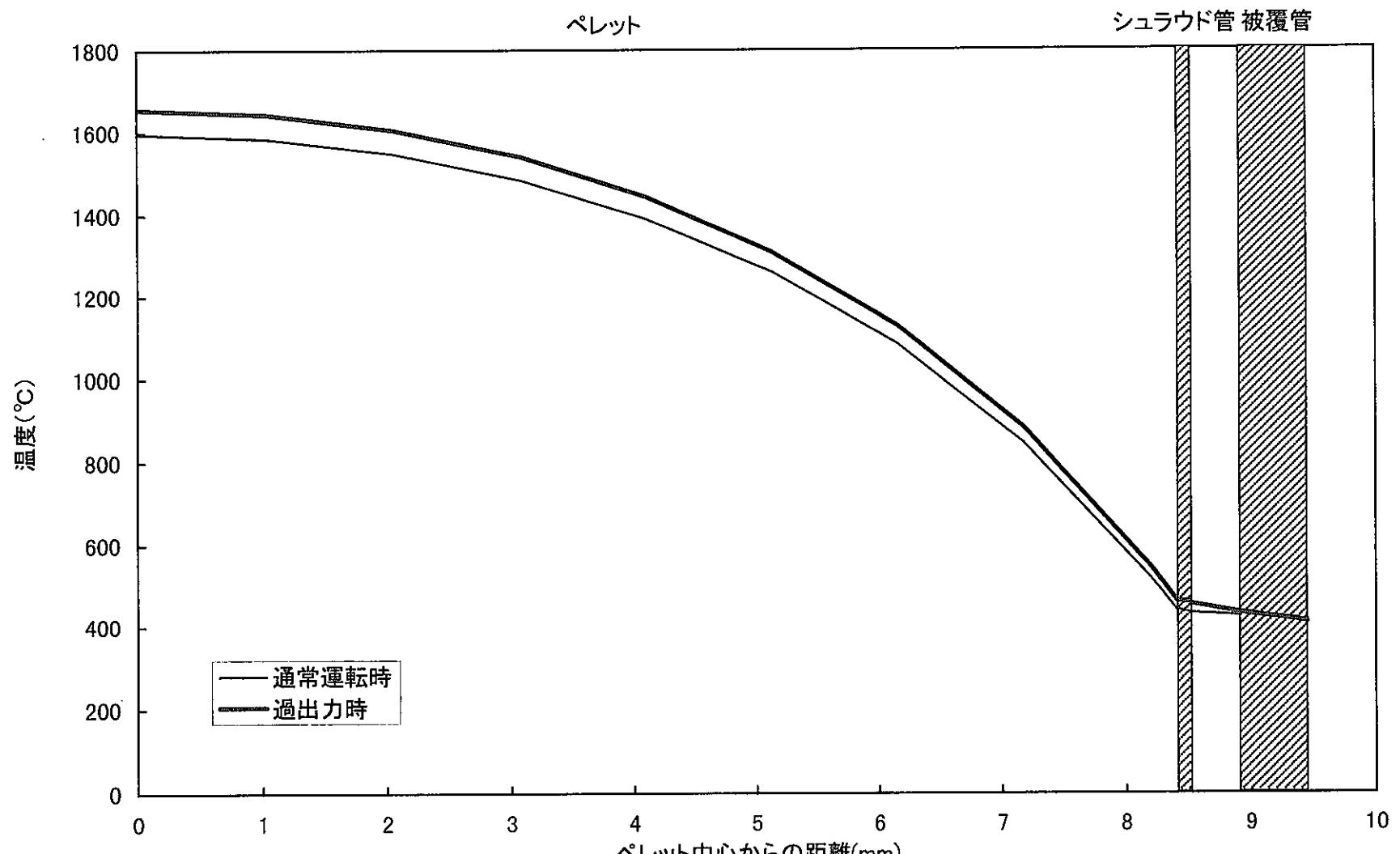
第5.2-1図 発熱、寸法、物性の燃焼に伴う変化



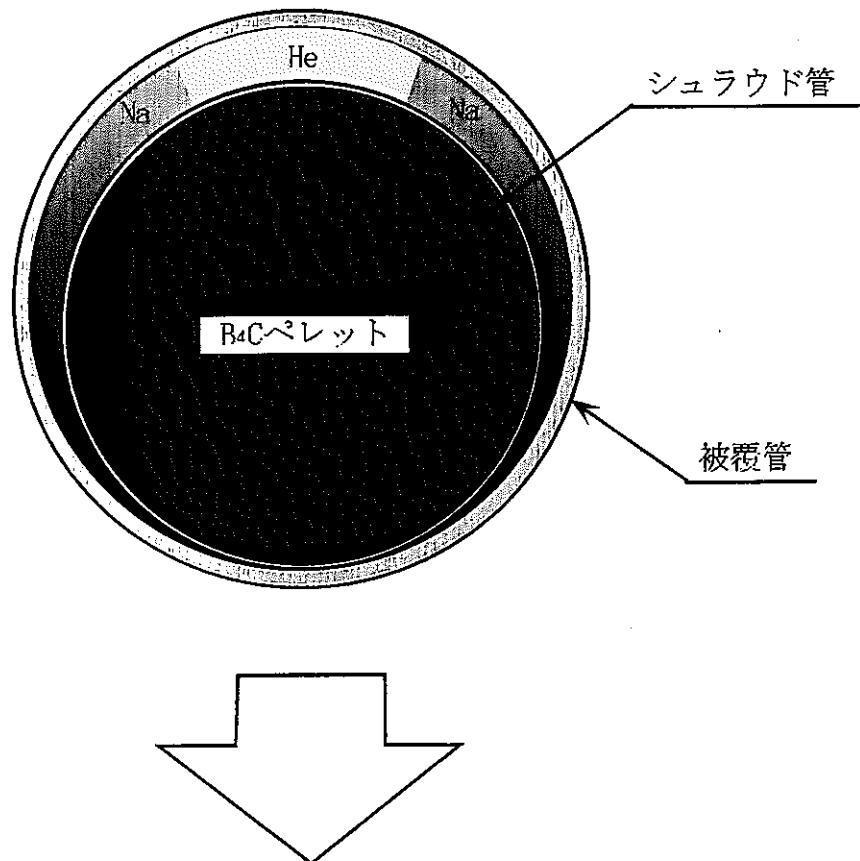
第5.2-2図 定常状態の温度評価モデル（R-Z体系）



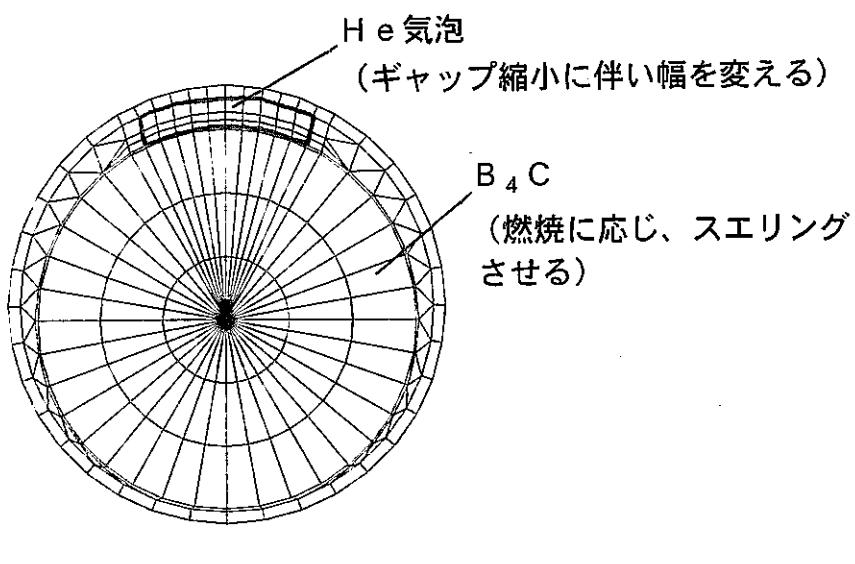
第5.2-3図 各燃焼度におけるB<sub>4</sub>Cペレット及びシラウド管最高温度  
(通常運転時、過出力時)



第5.2-4図 燃焼度 $40 \times 10^{26} \text{ cap}/\text{m}^3$ における径方向温度分布  
(通常運転時及び過出力時)

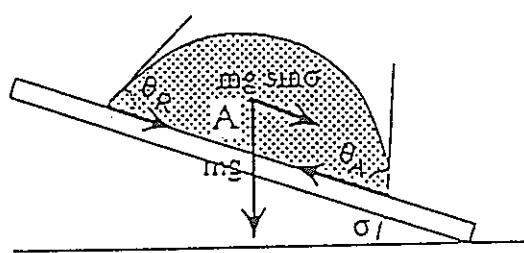


V34  
L1



第5. 2-5図 He気泡滞留時の温度評価モデル (X-Y体系)

### ① 基本モデル（2次元液滴モデル）



左図で  $F_{drop}$  を転がる力,  $F_{fri}$  を反力とすると

$$F_{drop} = mg \cdot \sin \sigma \quad \text{なお, } m = AL \rho$$

ここで、A : 液滴面積,  $\rho$  : 密度, L : 液滴長さ

$$\text{一方, } F_{fri} = Lv (\cos \theta_A - \cos \theta_R)$$

ここで、 $v$  : 表面張力,  $\theta_A$  : 前進接触角

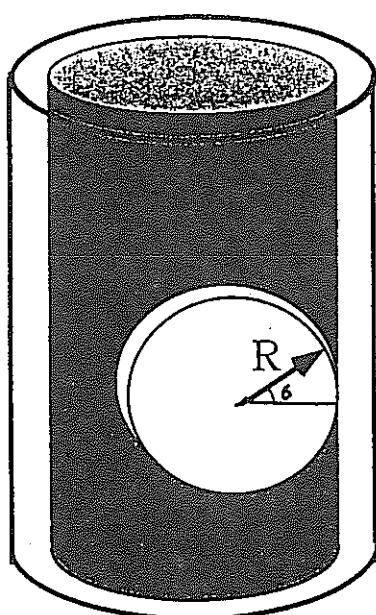
$\theta_R$  : 後退接触角

$$AL \rho g \sin \sigma = Lv (\cos \theta_A - \cos \theta_R)$$

$$\sin \sigma = v (\cos \theta_A - \cos \theta_R) / A \rho g$$

臨界滑り角度  $\sigma$  は、 $\theta_A$ ,  $\theta_R$  の関数として導くことができる。

### ② ギャップ部気泡モデル



$\theta_A$ ,  $\theta_R$  から滞留する最大気泡半径  $R_{max}$  を求める。

$$\text{気泡の浮力 } F_{bou} = \pi R^2 a \rho g$$

ここで、R : 気泡半径, a : ギャップ,

$\rho$  : 流体密度, g : 重力加速度

$$\text{気泡の抗力 } F_{fri} = F_1 - F_2$$

$$F_1 = 2R \int_0^\pi v \cos \theta_A \sin \omega d\sigma$$

$$F_2 = 2R \int_0^\pi v \cos \theta_R \sin \omega d\sigma$$

ここで  $\theta_A$  前進接触角,  $\theta_R$  後退接触角

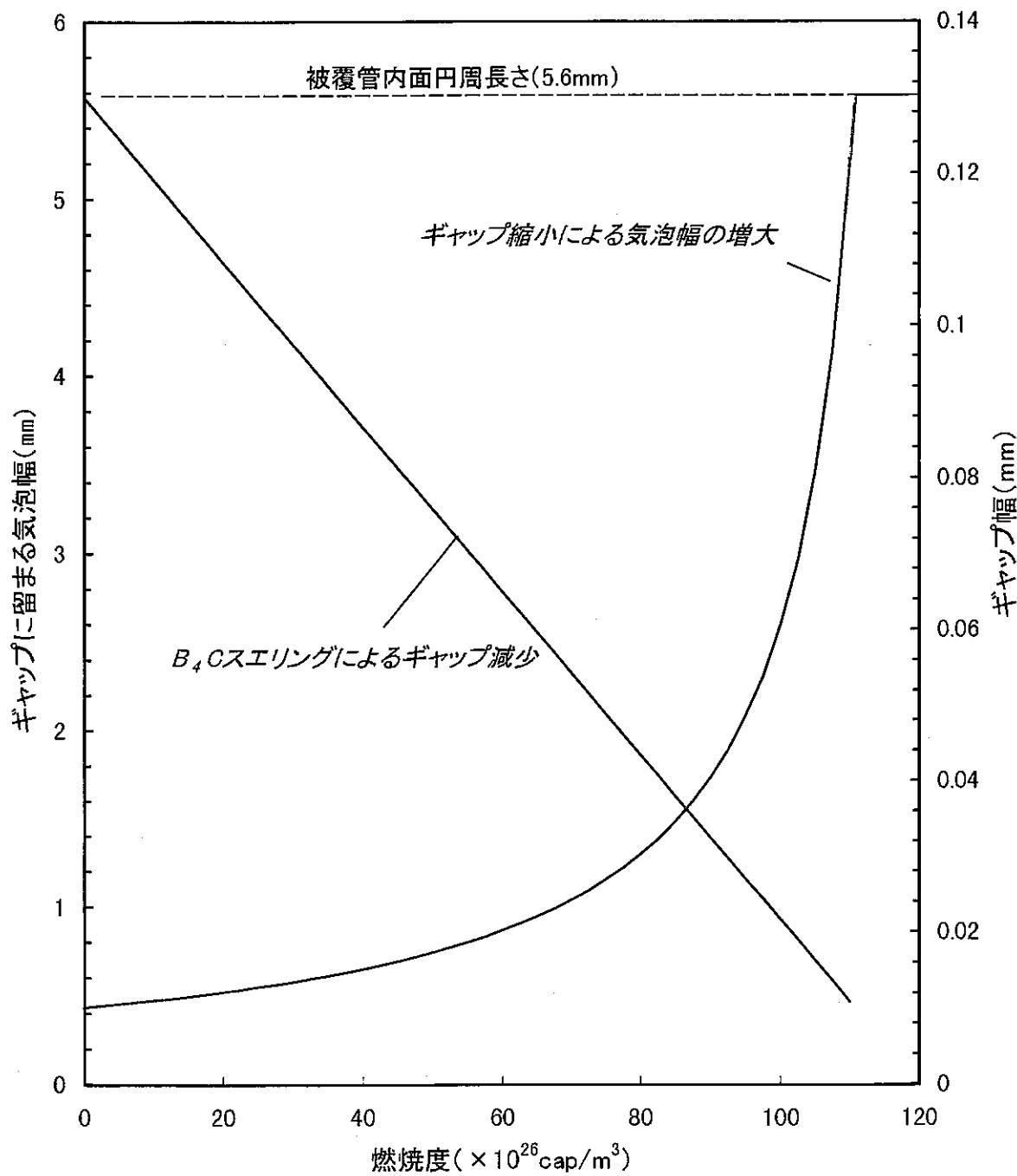
$$F_{fri} = 4Rv (\cos \theta_A - \cos \theta_R)$$

$F_{bou} = F_{fri}$  のとき R は最大となる。

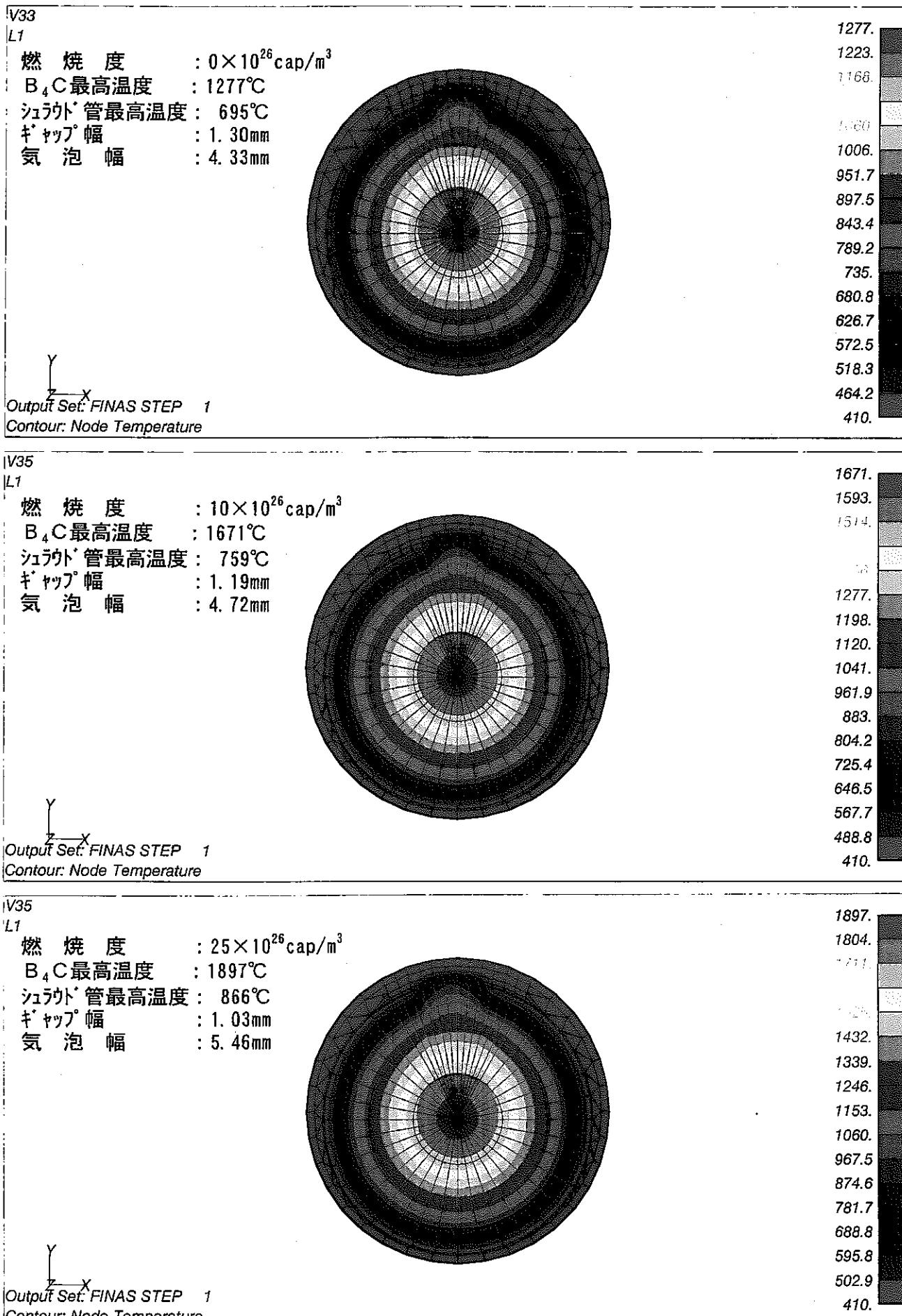
$$\pi R_{max}^2 a \rho g = 4R_{max} v (\cos \theta_A - \cos \theta_R)$$

$$\text{よって, } R_{max} = 4v (\cos \theta_A - \cos \theta_R) / \pi a \rho g$$

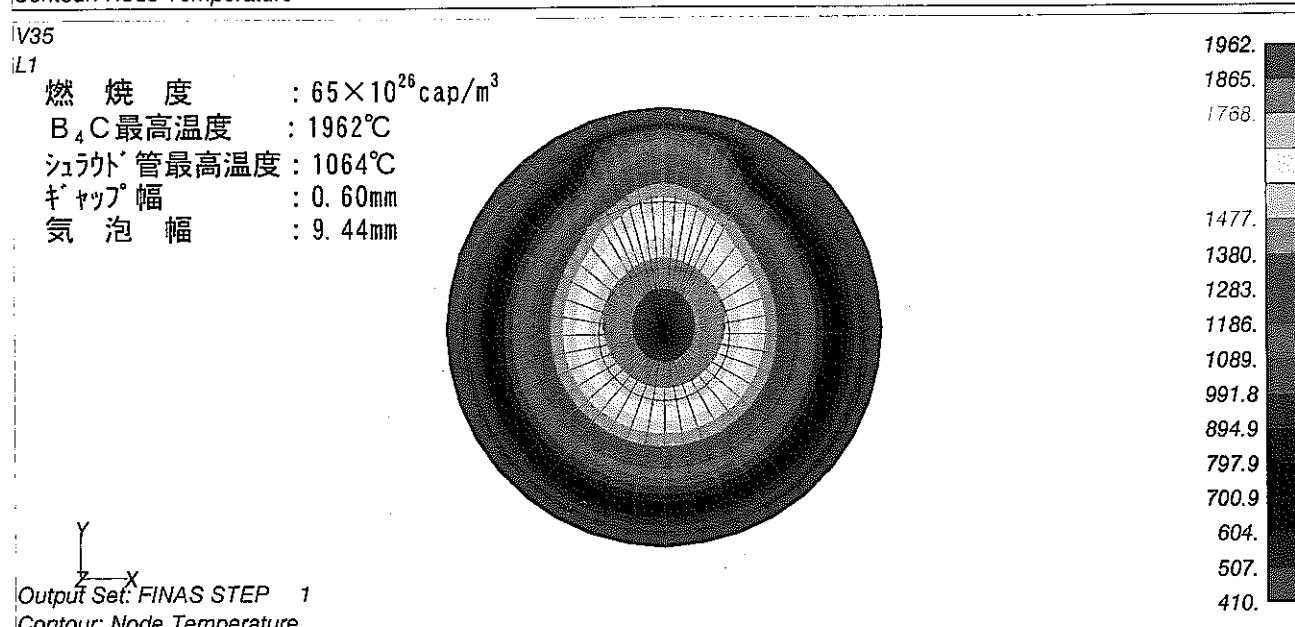
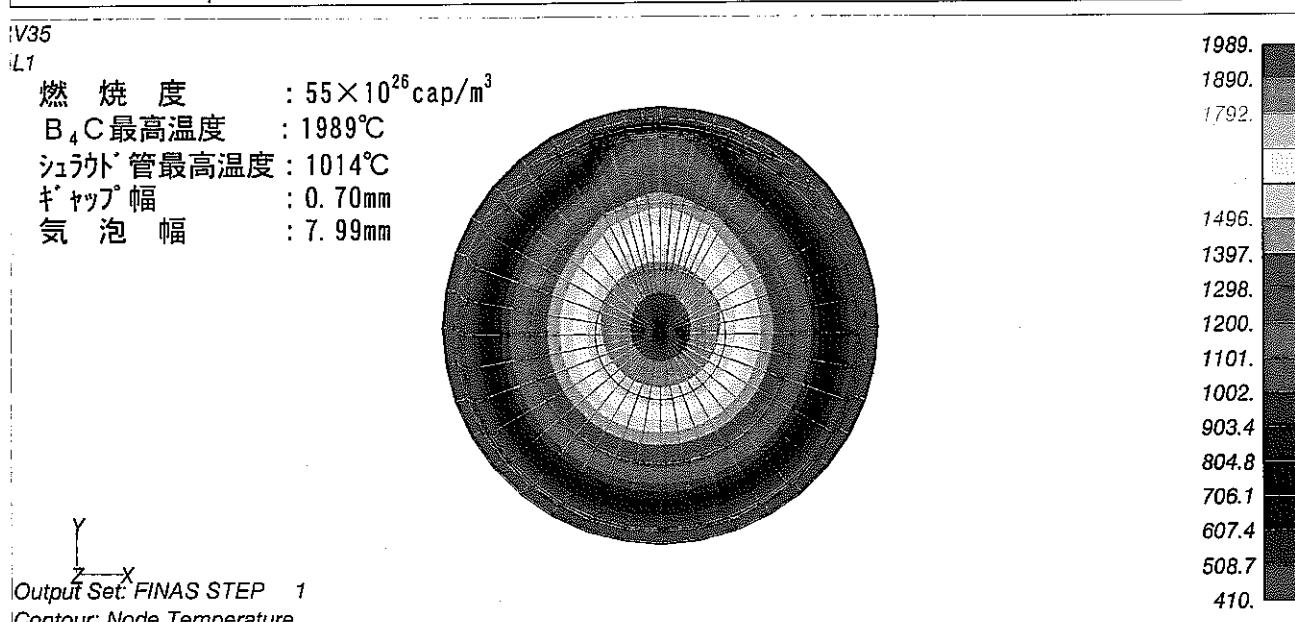
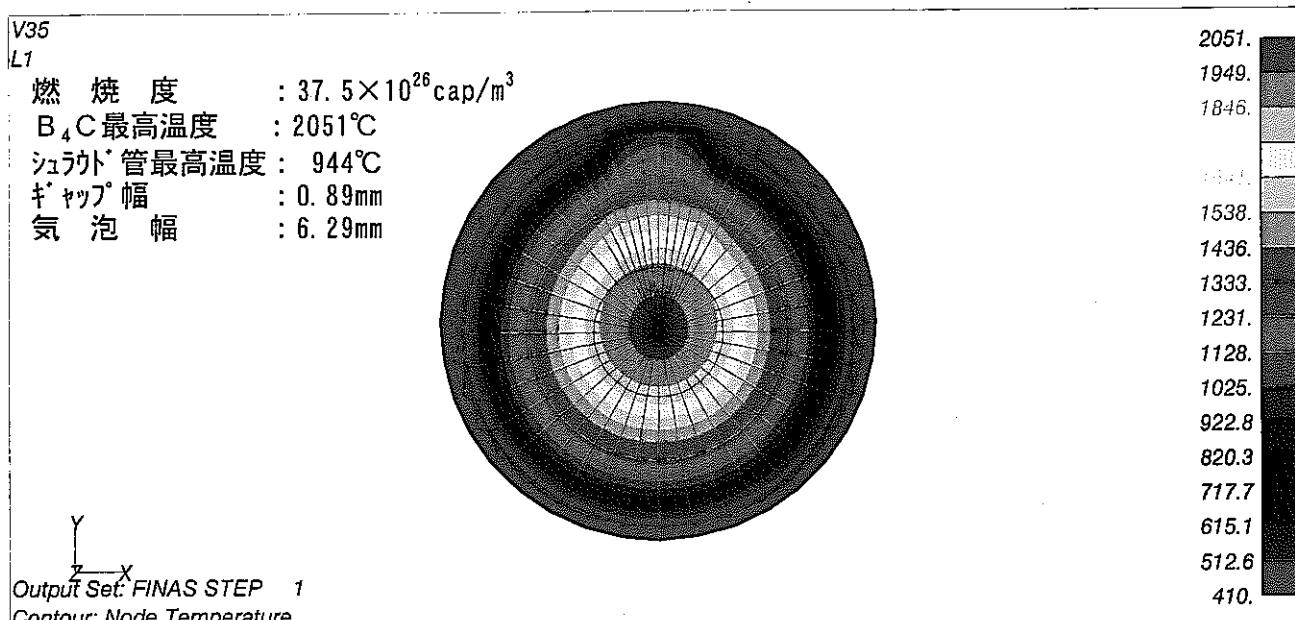
第5. 2-6図 ギャップに溜まる気泡径の算出



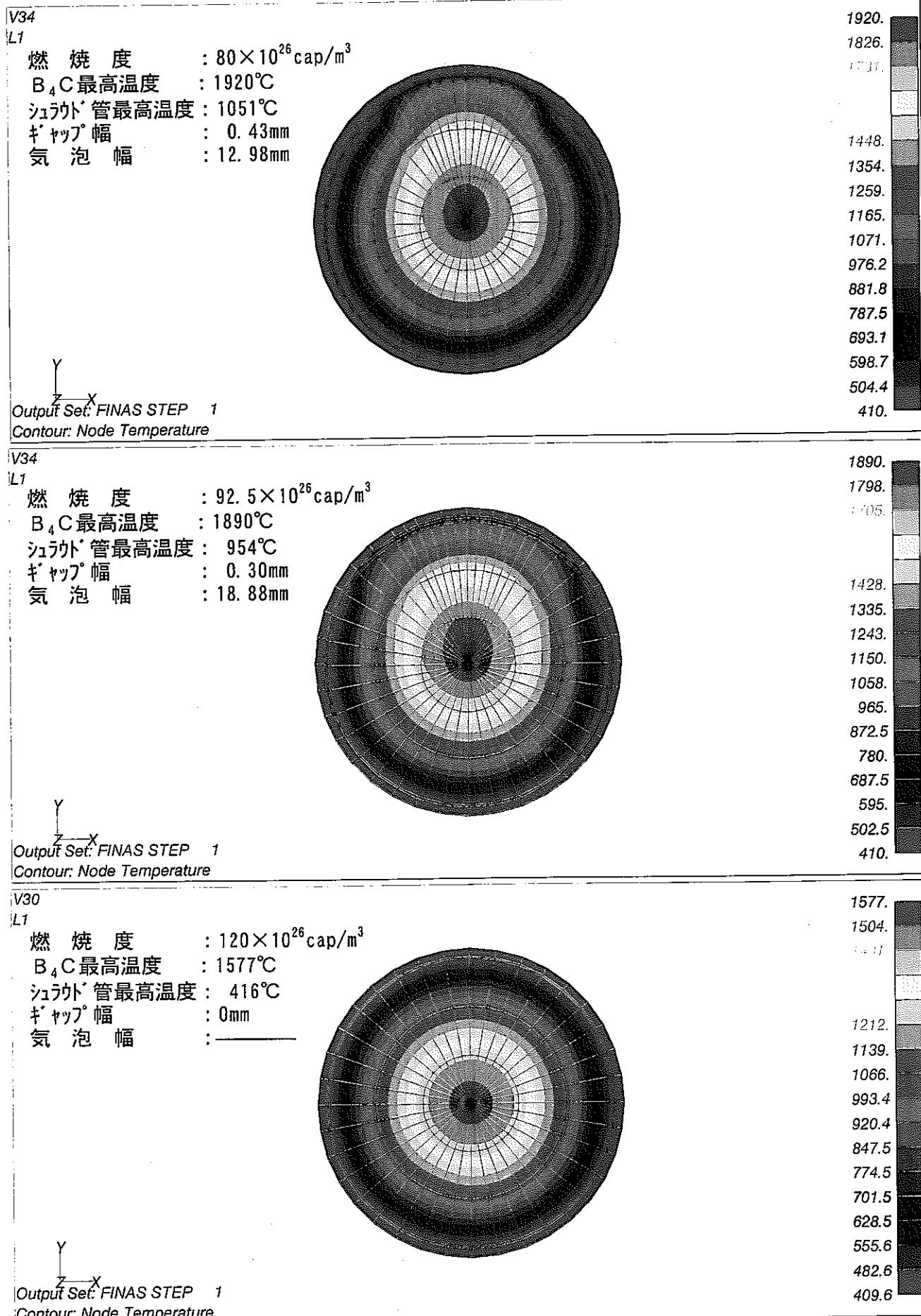
第5.2-7図 燃焼度と気泡幅の関係



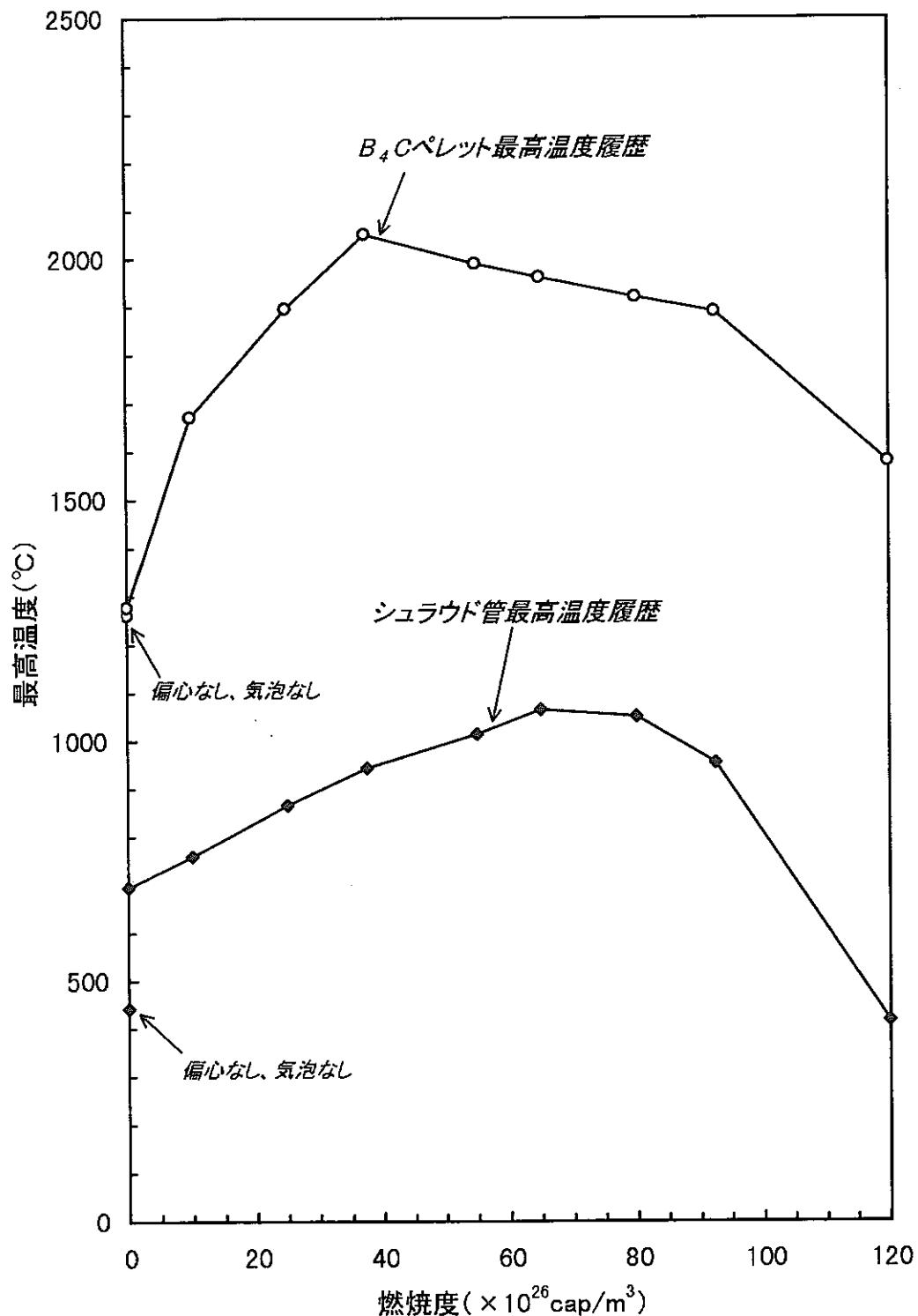
第5.2-8(1)図 He気泡滞留時の温度評価結果(温度コンター)



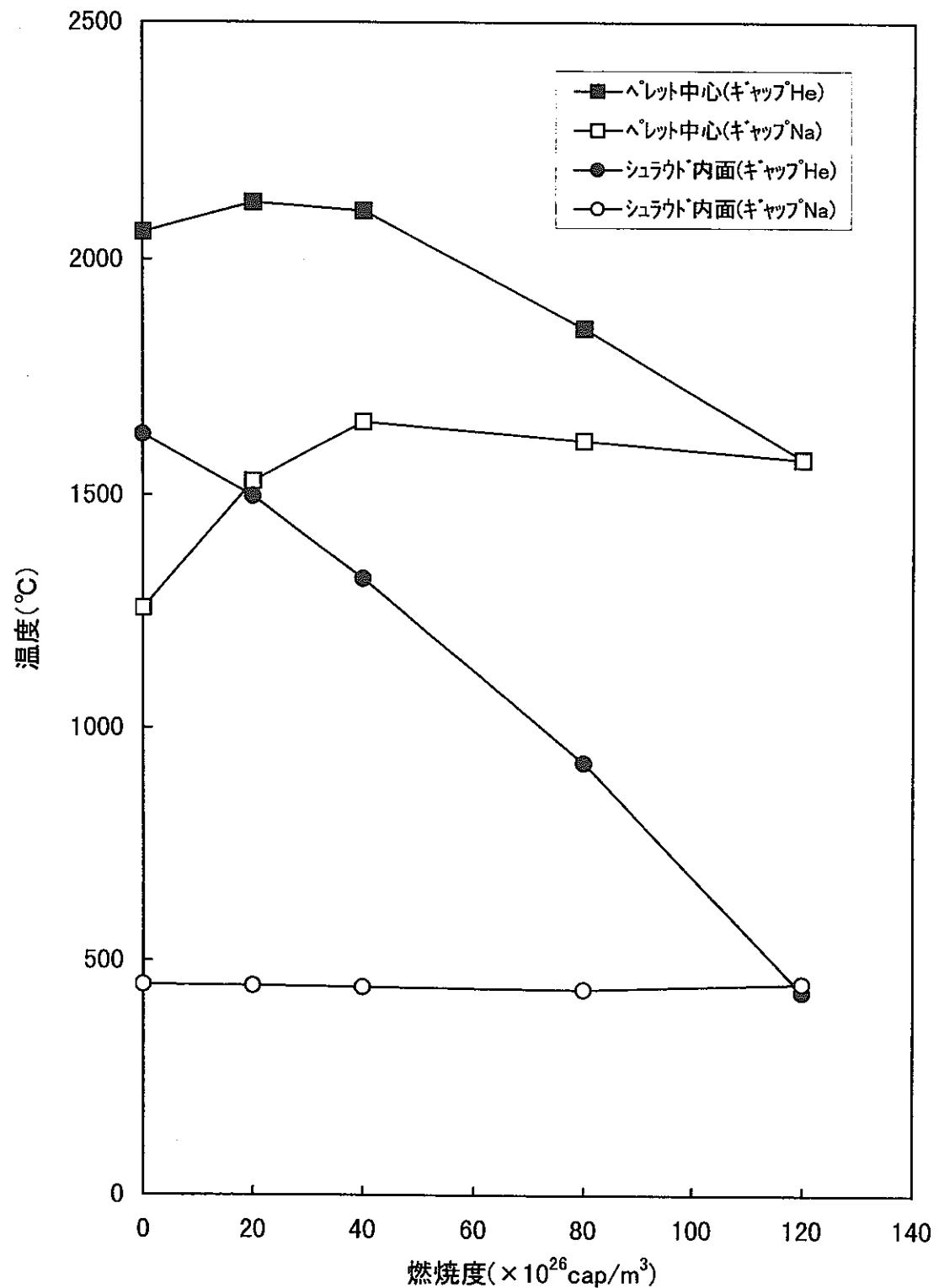
第5. 2-8(2) 図 He気泡滞留時の温度評価結果(温度コンター)



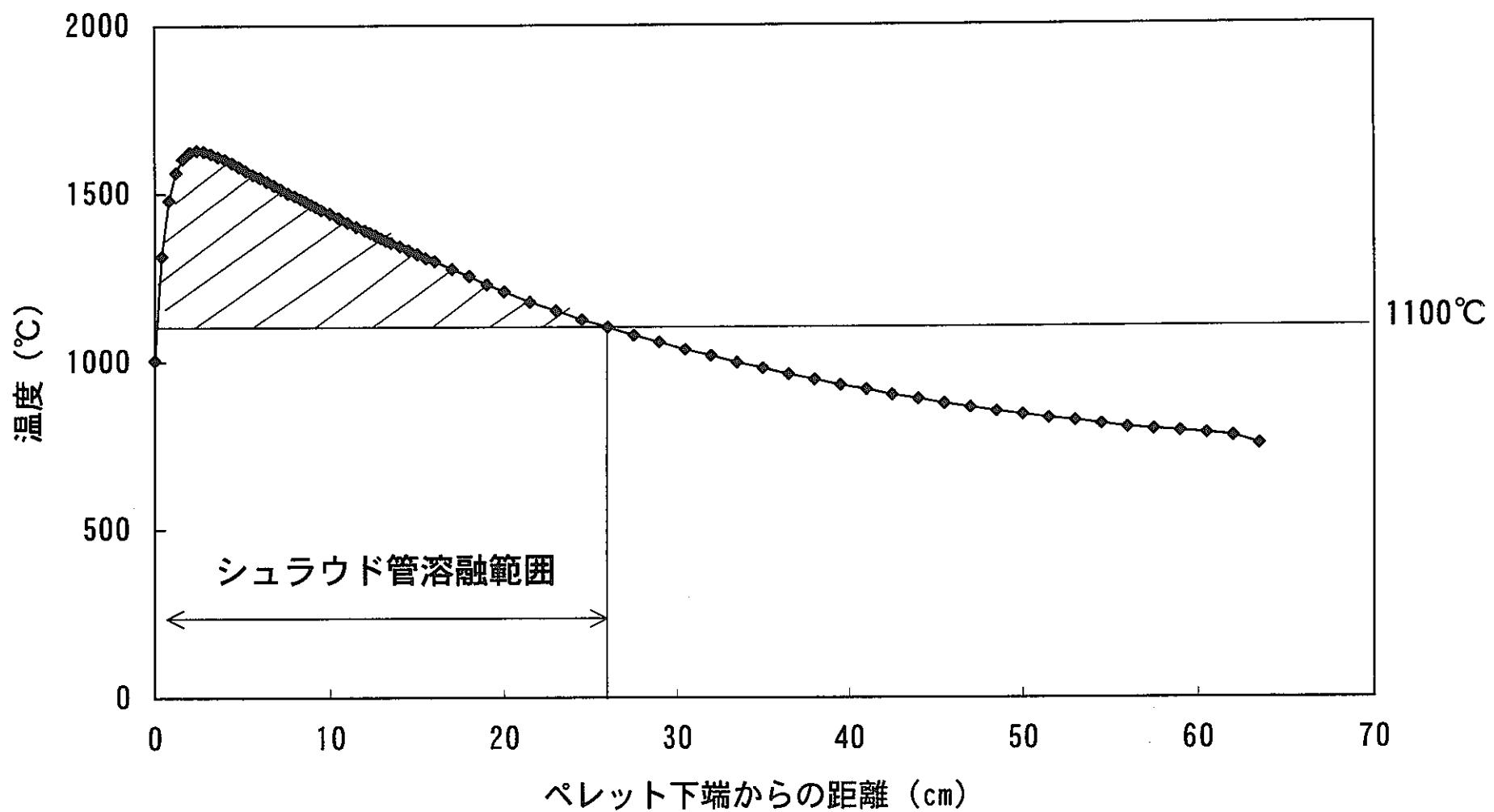
第5. 2-8(3) 図 He気泡滞留時の温度評価結果(温度コンター)



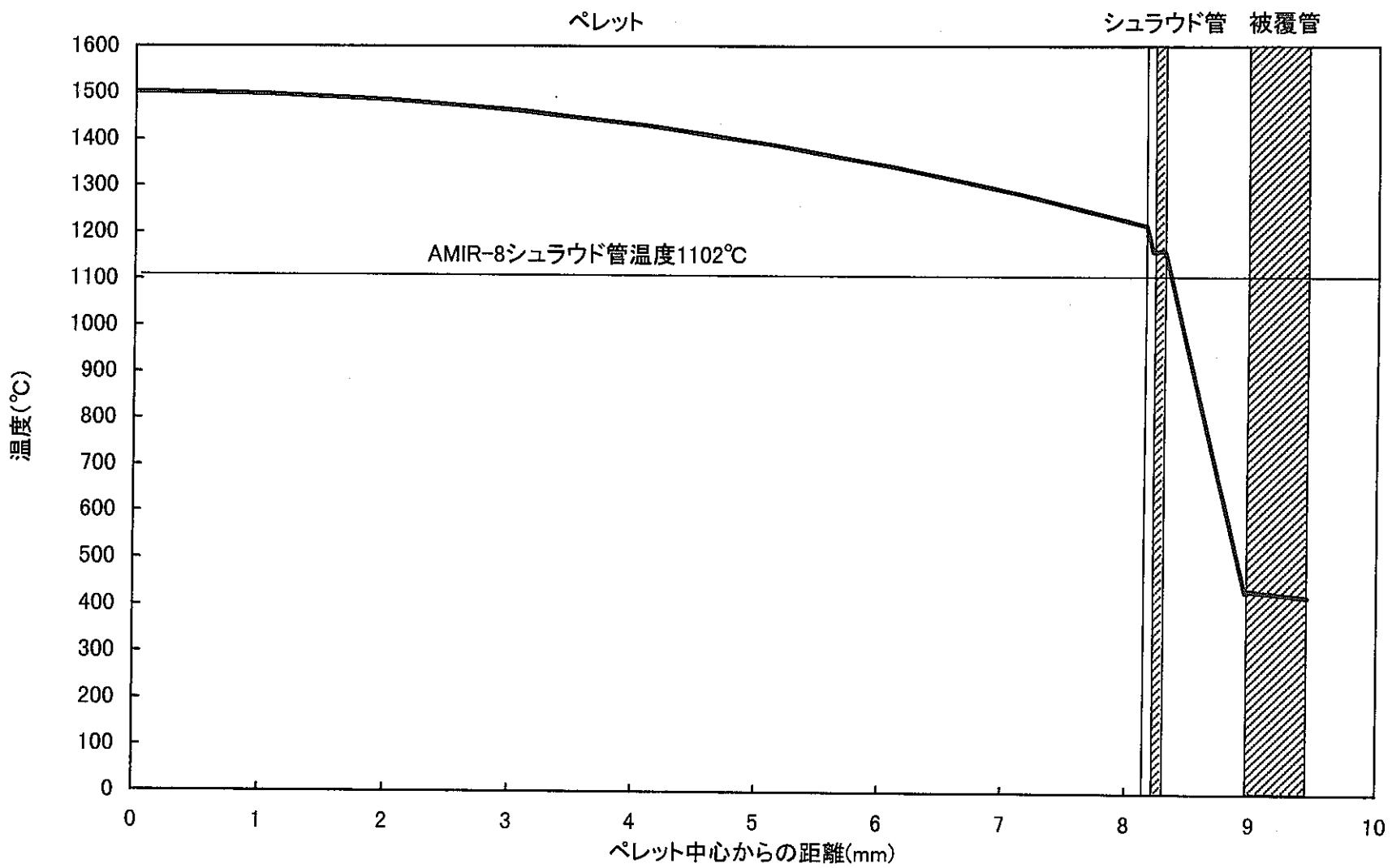
第5.2-9図 He気泡滞留モデルにおける最高温度履歴



第5.2-10図 Naボンド喪失時の温度履歴(設計条件)



第5.2-11図 Naボンド喪失時のシュラウド管軸方向温度分布（設計条件）



第5.2-12図 Naボンド喪失時のノミナル評価結果

## 6. 炉内Na充填設計

上部充填型の炉内でのNa充填機能は、炉外試験と改良設計の繰り返しによって確認してきた。炉外試験の詳細は添付資料IVに示す。これまでの開発経験に基づき、確実にNa充填性を確保するための設計を行う。

### 6.1 ベント機構部

#### 6.1.1 充填判定式

第6.1-1図にNa充填原理を示す。説明の便宜上、第6.1-1図のとおり、中間端栓より上方のベント機構部空間をベント室、中間端栓下方のペレット装填空間をペレット室と略す。細管、小孔を流体が通過し、ガスが抜ける際の抵抗力は流体の表面張力が考えられる。表面張力測定法等から、抵抗力は表面張力 $\gamma$ に孔または管の濡れ縁長さを乗じたもので表される。設計上は、これを管または孔の面積で除したもの、すなわち抵抗圧力として使用する。

抵抗圧力は  $(\pi d \gamma) / (\pi d^2/4) = 4 \gamma / d$ ,  $d$  は管または孔の径である。

冷却材Naは下部ベント孔よりベント室に浸入し、このときHeは上部ベント孔より要素外へ放出される。ピン内へNaが浸入し、Heが上部ベント孔から放出されるための理論式は、第6.1-1図のとおり、以下で表現される。<sup>(17)</sup>

$$h > 8 \gamma / \rho d_1 \quad (1) \text{式}$$

ここで、 $h$  : ベント孔間隔,  $d_1$  : ベント孔径,  $\rho$  : 流体密度,

$\gamma$  : 流体表面張力

(1)式が成立する場合、ベント室内のNa液面は上昇していき、ある程度液面が高くなると中間端栓を貫通したNa流入管を通じ、ペレット室にNaが滴下する。このための必要液面高さ（ヘッド差） $h'$ は、第6.1-1図のとおり、下式で表現される。

$$h' > 4 \gamma / \rho d_2 \quad (2) \text{式}$$

ここで、 $h'$  : ベント機構部に生じる液面高さ,  $d_2$  : Na流入管内径

「常陽」の実機寸法は  $d_1=3\text{mm}$ ,  $d_2=2.0\text{mm}$  を予定しており、 $h'_{\max}=h$  と見なすことから、総合的なベント機構部の充填性判定式は、(1)式に帰着される。

#### 6.1.2 原理確認のための炉外試験

まず、可視試験体による水中試験を実施した。(1)式は、水中での挙動を良く

模擬し、僅かに判定式は  $h_1$  を高めに評価することを確認した。従って、充填判定式は妥当であると判断された。

次に、Na中試験体を製作し、実機と同様ベント孔部をハンダで封止した状態で、Na中試験を行った。この結果、 $h$  の危険側へのばらつきが確認された。なお、実機でハンダを施工する理由は、保管管理を容易にするためである。

また、(1)式におけるベント機構設計を行い、フルサイズで実機要素を模擬した試験体（1次フルサイズ試験体）の製作を行い、Na中浸漬試験を行った。この結果、ハンダを施工したこと、スプリング抑え部のギャップが狭かったこと等の理由から、Na充填率は（充填後の重量増から求めたNa体積／ペレット室内空間体積）60～70%と低くなかった。写真6.1-1にこの解体写真を示す。

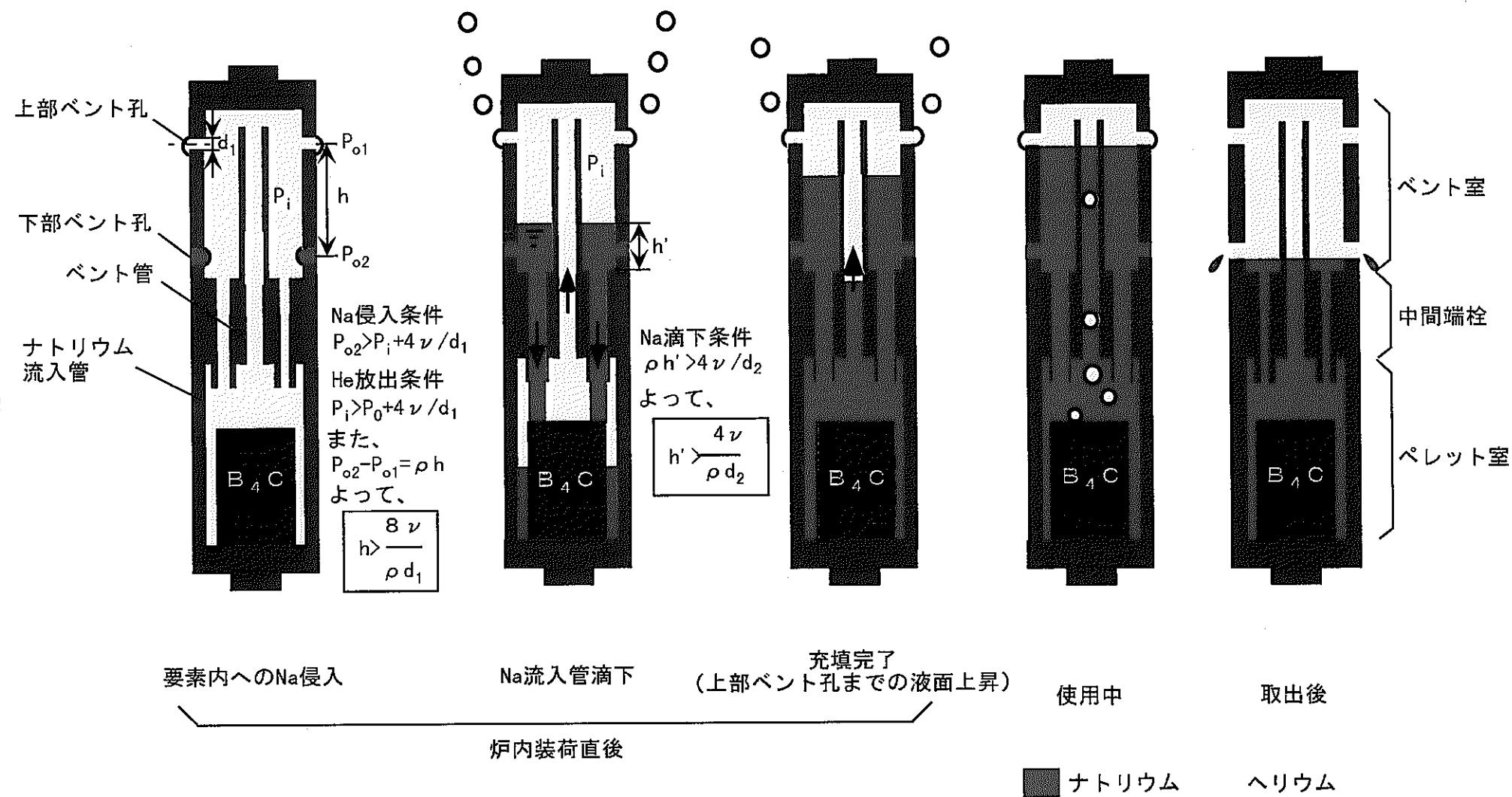
このため、実機では、予備炉外試験において最も開孔性が良好であったBi58%，残Snのハンダを選定することとし、Na中試験データを追加で取得した。得られたデータのばらつきについて標準偏差を求めた。この結果、 $3\sigma$ 相当のNa充填判定式は以下のようになった。

$$h_1 > 24v / \rho d_1 \quad (3)式$$

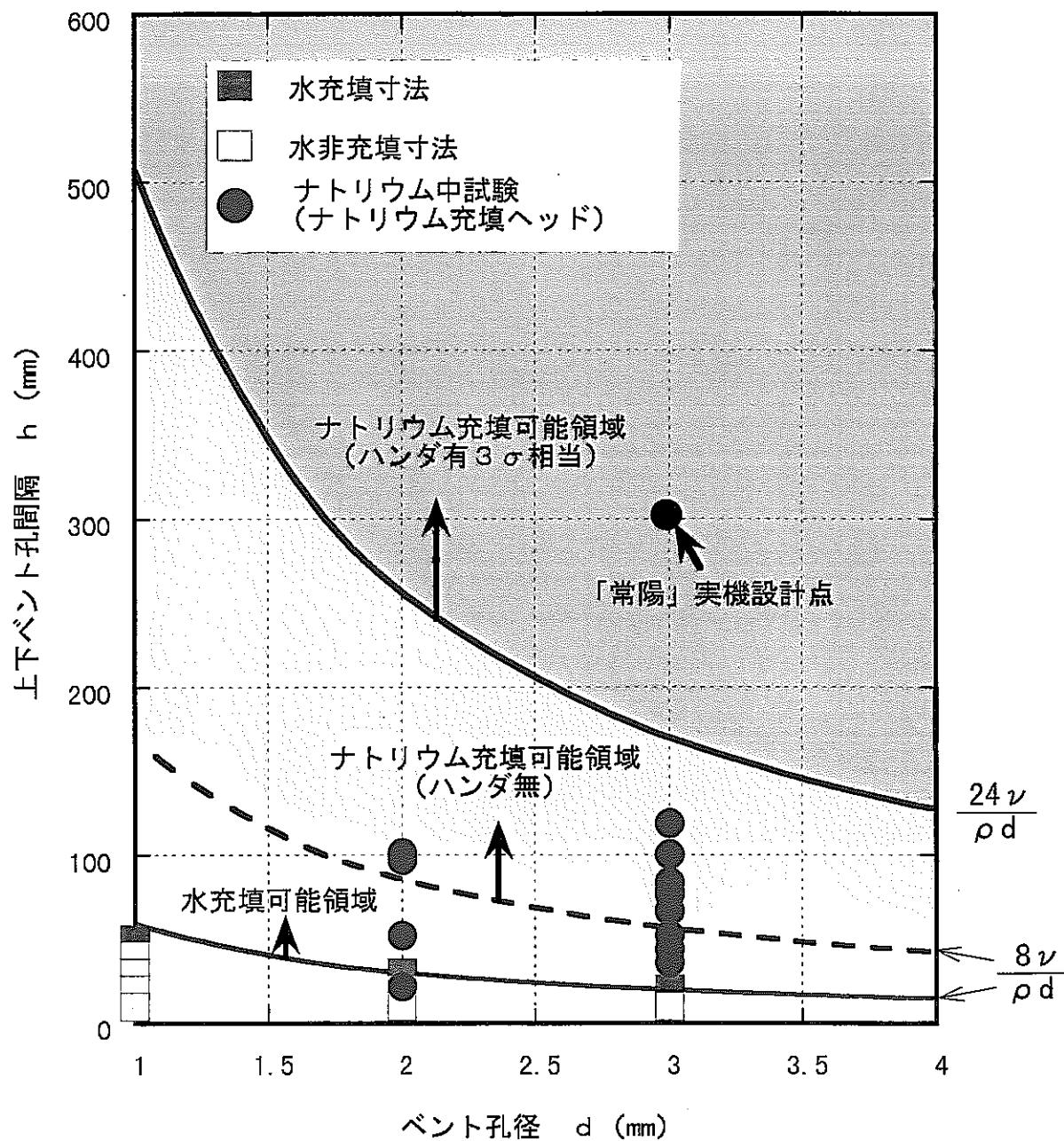
試験データを判定式と併せて、第6.1-2図に示す。

また、(2)式のNa流入管の通過性については、局部模擬の炉外Na中試験で確認した。Na流入管部については、ハンダを施工しないため、ほぼ理論式で評価可能と思われる。試験データを判定式と併せて第6.1-3図に示す。

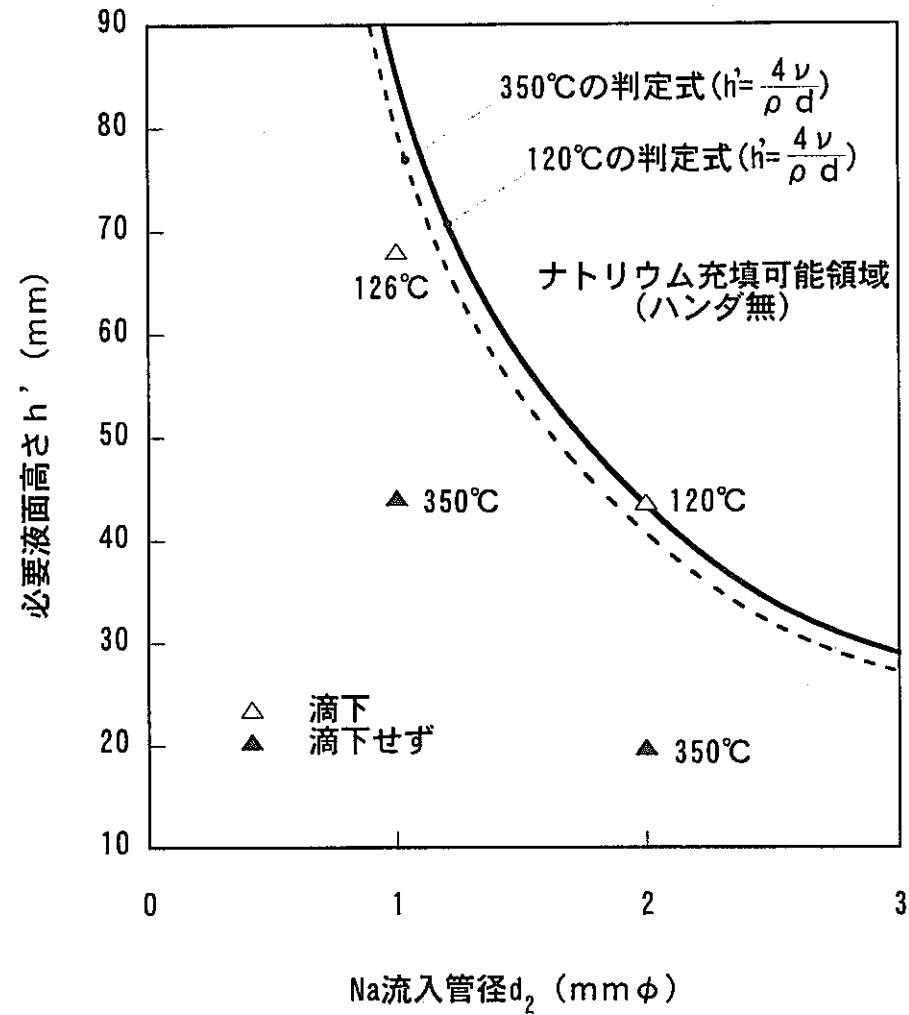
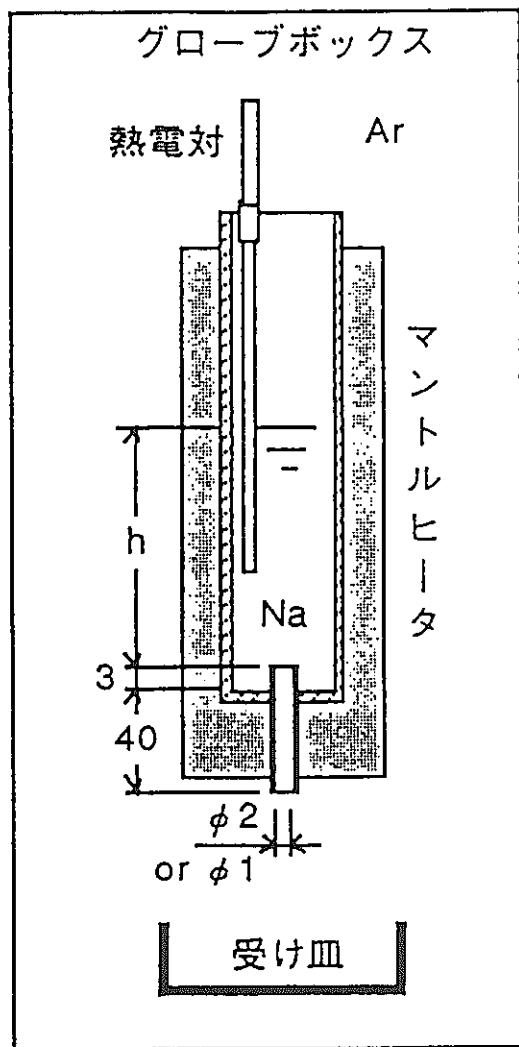
以上の結果から、(3)式でベント機構部の設計を行えば、確実なNa充填機能を確保することができる。（(3)式を満足すれば、(2)式は満足される）



第6. 1-1図 Na充填原理図



第6.1-2図 ベント孔部の流体充填性試験結果



第6.1-3図 Na流入管部のNa滴下試験

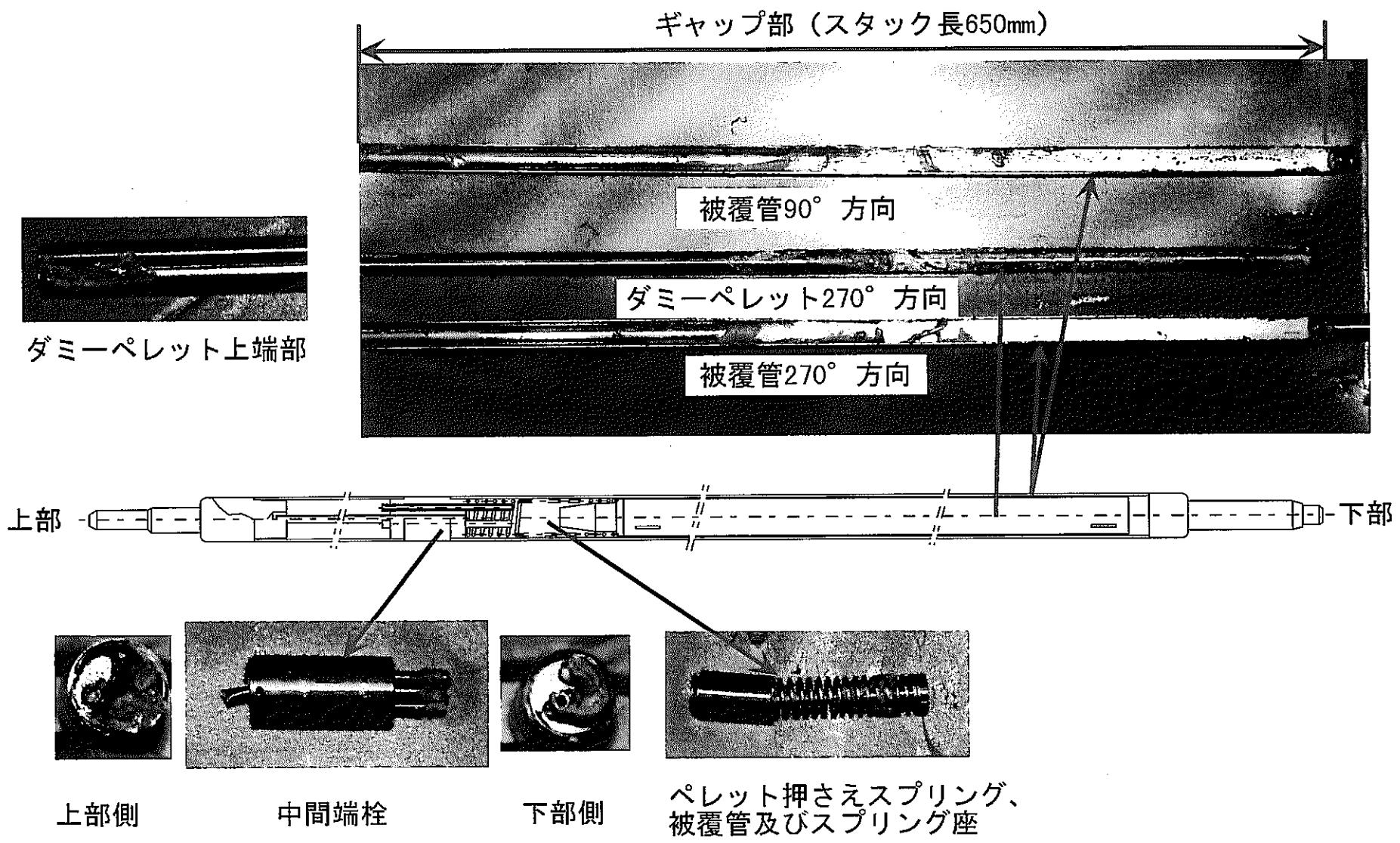


写真6.1-1 実機フルサイズモックアップ体N a 充填試験結果  
(1次試験体)

## 6.2 ギャップ部

### 6.2.1 必要最小ギャップの検討

上部充填方式の場合、ギャップ部の入口で気液の交換が行われる必要があるが、そのメカニズムは複雑であるため、この部位での理論式の策定は難しい。従って、ギャップ部へのNa充填性については、ギャップ幅をパラメータとした炉外Na充填性試験を実施し、充填可能ギャップを確認することとした。試験の結果、炉内装荷時250°Cにおいて、Na充填性の観点から必要な最小片側ギャップaは、0.35～0.5mmの範囲にあることを確認した。なお、1次フルサイズ試験体において、スプリング座部でNaが止まっていた経験から、これらの部品位置でも同様に0.5mm以上の間隙を確保するとともに、第6.2-1図のように、Na充填性を高めるための構造改良を施す。

また、使用中のギャップ温度を模擬した450°Cの試験では、Naが充填するために必要な最小片側ギャップは0.1mm以下であった。（ $a < 0.1\text{mm}$ では、Heボンド型でも熱設計が成立する）この結果から、使用中B,Cスエーリングによってギャップは狭まるが、 $a \geq 0.1\text{mm}$ までHe蓄積によるボンド材Naの押し上げは起こらないと言える。

以上のギャップ部充填性試験では試験体の解体の結果、Naが充填されたギャップ部にも最大5mm程度の気泡が観察されている。ギャップへのNa充填性と、気泡の滞留は混同しやすいが、本報における充填性試験の結果は、ギャップ部全体にNaが詰まった状態で、所々に微小気泡が見られた試験体は、充填性が良好だったものとして整理している。基本的に微小気泡は試験体のあらゆるギャップに観察されており、充填設計とは区別する必要があると考えられたためである。気泡については、熱設計で考慮することとし、以下のとおりそのモデルを検討し、熱設計（5章）に反映した。

### 6.2.2 He気泡滞留モデルの検討（熱設計への反映）

微小気泡の生成そのものは現状否定できないため、熱設計で考慮すべきHe気泡の最大幅を、下記のとおり検討した。

第5.2-6図の式によって、ギャップの縮小によるHe気泡の成長が計算できる。本式における前進接触角 $\cos \theta_A$ と後退接触角 $\cos \theta_R$ の差は、理論的には求められ

ないため、実験的に定めなければならない。

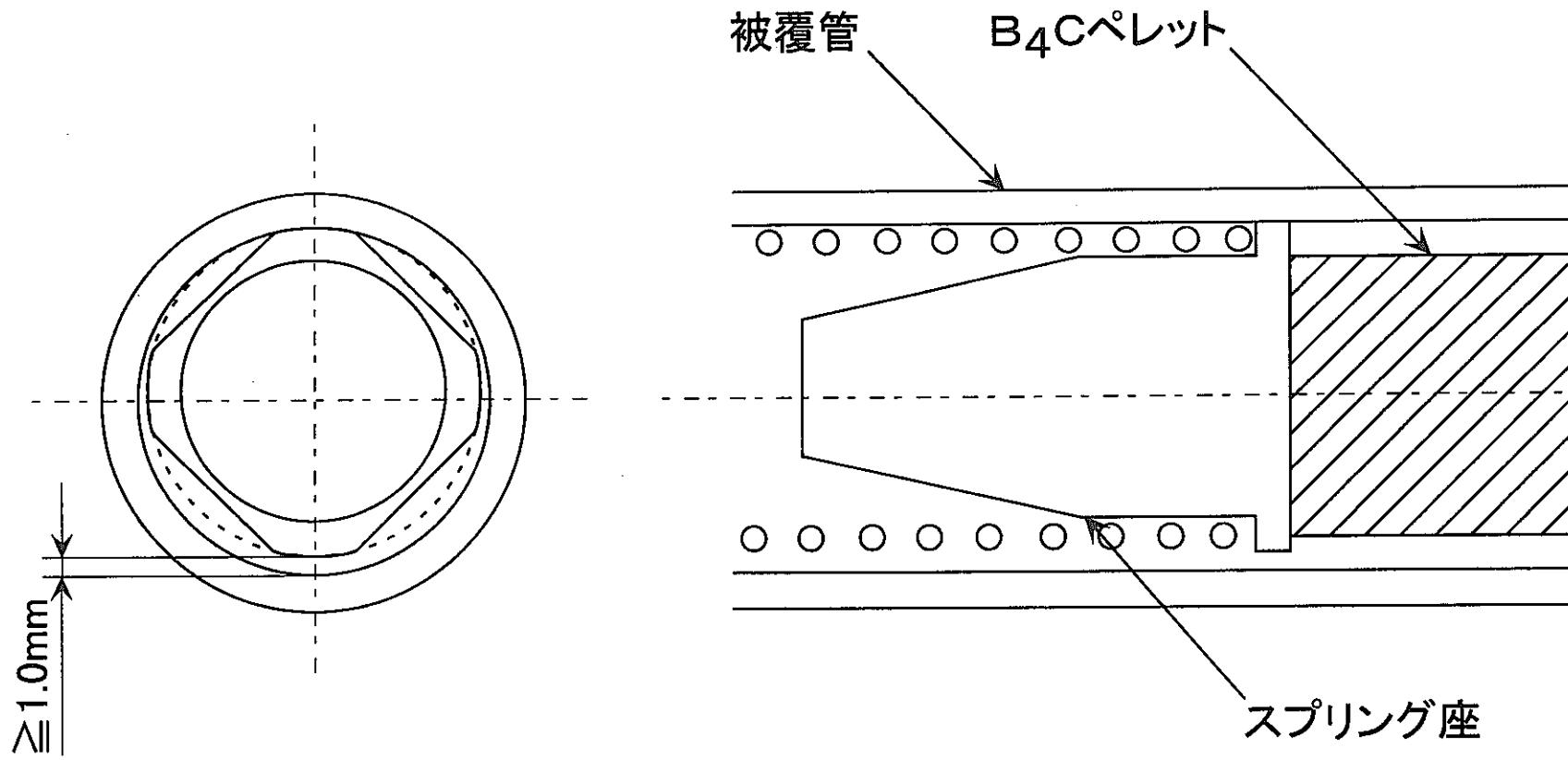
前節のとおり、ギャップ部模擬試験では、最大 5 mm 程度の気泡が観察されている。但し、これは理論的な最大値とは言い難く、設計に用いる上では必ずしも適当ではない。そこで 450°C でのギャップ部試験結果をもとに考えうる最大値を求める。試験では片側 0.1 mm まで、リング状の気泡が生じなかつた。本実験事実から、リング状気泡の生成条件（最大気泡径  $R_{max} \times 2 \geq$  ギャップ円周長さ）は 0.1 mm 以下のギャップでしか成り立たないことが分かる。

従つて、0.1 mm ギャップのときに、 $(R_{max} \times 2) = (\text{ギャップ円周長さ})$  とすれば、第 5.2-6 図の式より  $\cos \theta_A - \cos \theta_R$  の考えうる最大値 0.229 が導かれる。

この値を用いて、ギャップの縮小による He 気泡の成長を予測した結果が第 5.2-7 図であり、熱設計で説明したとおり、この気泡は許容しうる。

なお、フランス、ロシアの Na ボンド型制御棒に関しては、生成する He 気泡による局所加熱を示唆する報告例はなく、構造上特段の措置も取られていない。

従つて、実際には気泡はほとんど溜まらないか、溜まつても小さいため有意な温度上昇を伴わないものと考えられる。



第6.2-1図 充填性向上のためのスプリング座構造改良

### 6.3 実機設計と確証試験

ハンダの影響を考慮した(3)式において、Na温度を250°C、 $d_1 = 3\text{mm}$ としたとき、必要ヘッド差は $h_1 > 170\text{mm}$ となる。ベント長は従来のHeボンド型と同等(350mm)に取れるため、実機の上下ベント孔間距離は余裕を見込み $h_1 = 300\text{mm}$ とした。

上下ベント孔間距離 $h_1$	300mm
ベント孔径 $d_1$	3 mm
流入管内径 $d_2$	2 mm

また、シュラウド管表面と被覆管の初期ギャップは1.3mm確保するため、初期のNa充填性に問題はない。

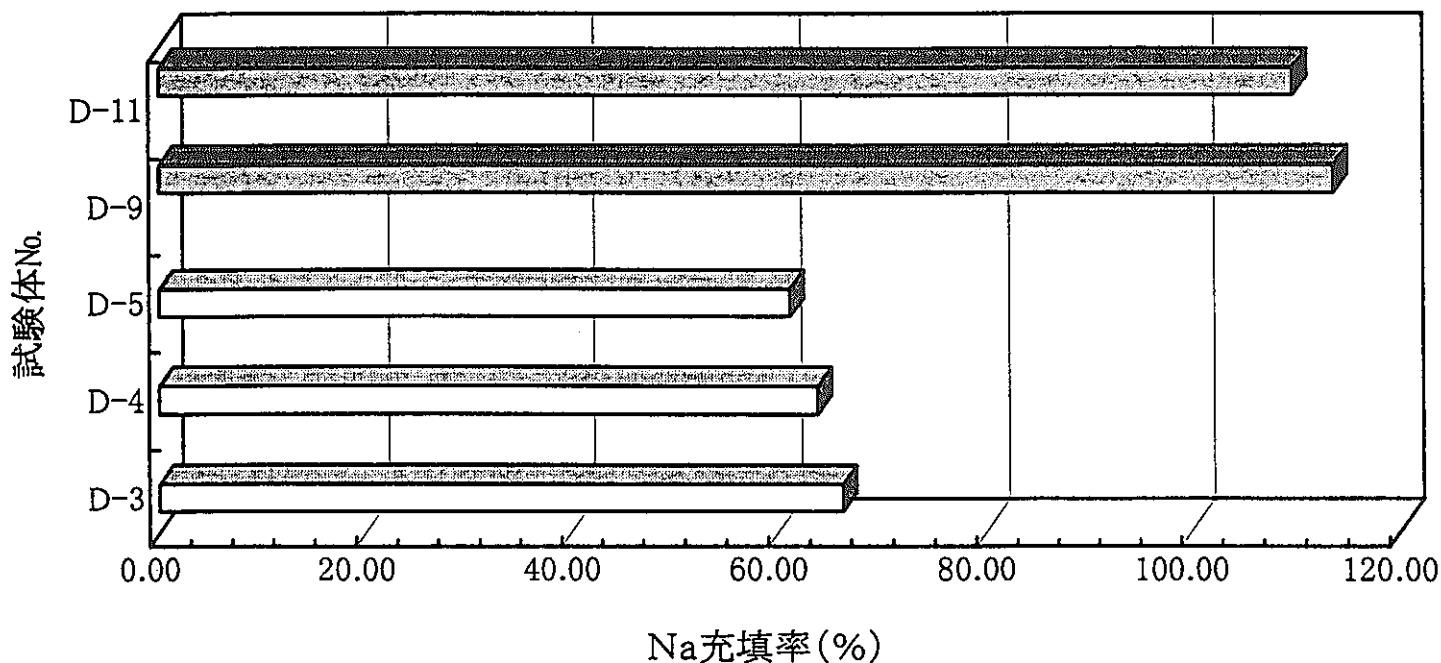
上記の寸法を組み合わせた、2次フルサイズ試験体を製作し、炉外Na中実証試験を行った。試験後の解体内部観察結果を写真6.3-1に示すとおり、Na充填が確認された。また、重量変化データから、2次試験体の充填率を求めた結果を、前述の1次フルサイズ試験体の結果と比較して、第6.3-1図に示す。ハンダによる影響や、ギャップの狭さにより充填が不十分であった第1次試験体に対し、第2次試験体(再設計した実機寸法形状)では、Na充填率100%を達成できた。

上述のとおり、Naボンド型制御要素のNa充填性は確保される。

Na充填率(%) = 試験後の重量変化(g) / 試験体空間体積分のNa重量(g) × 100%

試験条件：試験温度:250°C (燃料交換時模擬)  
浸漬時間:24hr

構造改良前 構造改良後



※Na充填率が100%を超えているのは、中間端栓上部にもNaが付着していること等によると思われる。

第6.3-1図 フルサイズモックアップ試験におけるNa充填率

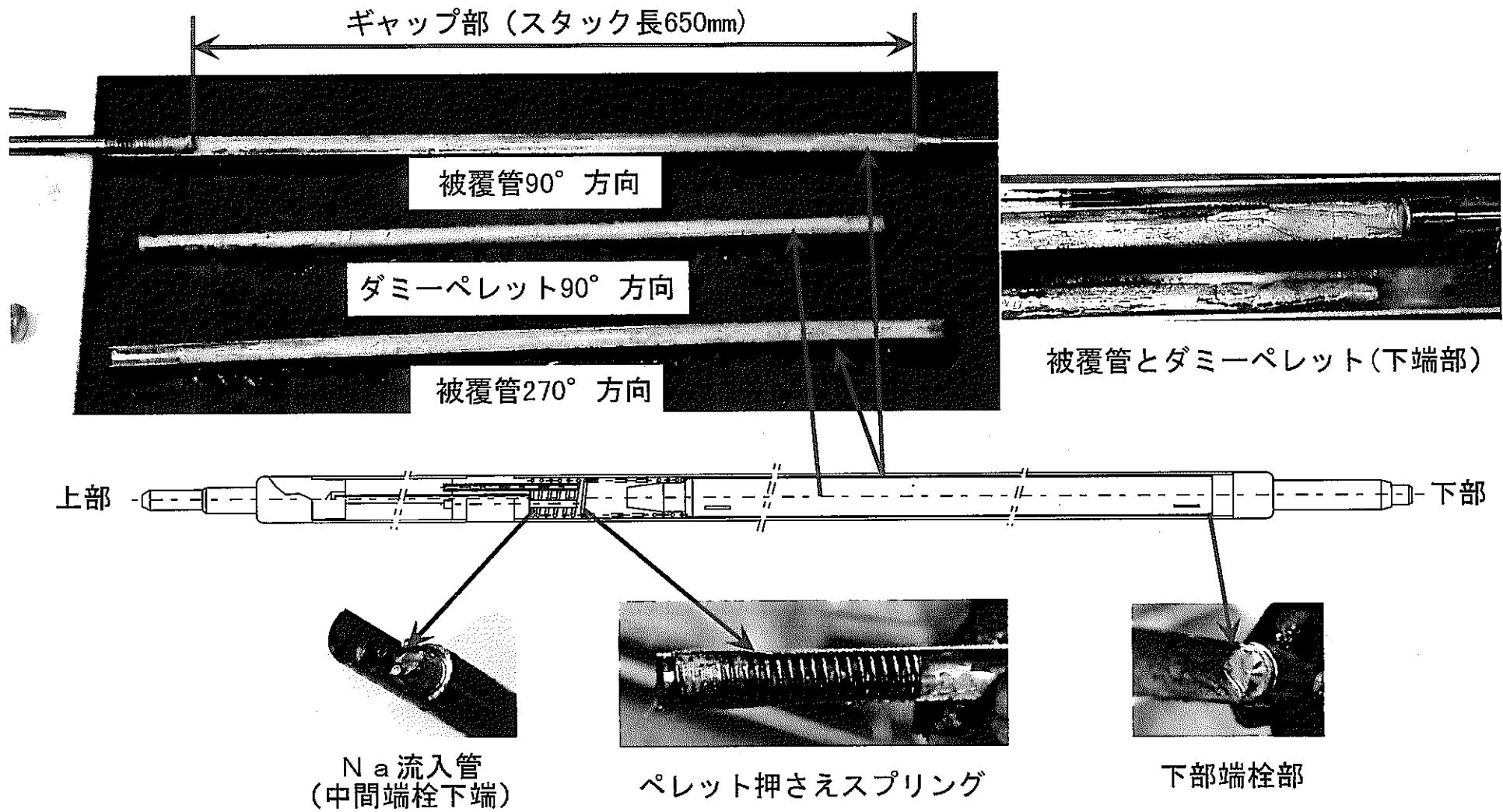


写真6.3-1 実機フルサイズモックアップ体Na充填試験結果  
(2次試験体)

## 7. ACM I 設計

### 7.1 ACM I 設計の考え方

ACM I は、  $B_4C$  ペレットのスエリングによって起こる照射挙動である。シュラウド管のない制御棒では、ペレット破片のリロケーションによって、  $B_4C$  スエリングで計算されるよりも前に製造時のギャップが閉じ、 ACM I が発生する。<sup>(1)</sup> 従って、シュラウド管のない制御棒では、リロケーションの発生頻度を評価し、その発生頻度の最も高い燃焼度（約  $20 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ）から ACM I が開始するものとして、この場合の被覆管歪が炉内塑性歪限界を超えないように設計している。<sup>(4)</sup>

これに対し、本高度化設計では、シュラウド管でペレット破片を拘束し、また、Na ボンドとすることで  $B_4C$  スエリングを吸収するための十分なギャップを確保することにより、 ACM I の発生を抑制する。シュラウド管の装着により、 ACM I 発生時期は、シュラウド管 - 被覆管のギャップと、  $B_4C$  スエリングで単純に評価することができる。但し、シュラウド管とペレット間の約 0.1mm のギャップは、初期にリロケーションによって閉塞するものとする。

また、本設計は、炉内データの取得照射量範囲を超える領域までの使用期間を達成するためのものであり、海外データに依存する点が多い。従って、従来許容してきた被覆管歪については本設計では許容しない。

シュラウド管には、  $B_4C$  スエリングによる歪、応力及びそれに伴う割れが想定され、またギャップに He 気泡が滞留すると、局部的な組織変化を生じる可能性がある。しかしながら、例えシュラウド管の健全性が損なわれても、ペレットを包んでいれば機能できると考えられ、破損自体が制御棒の健全性や性能に支障を来すものではない。従って、シュラウド管は、被覆管のような強度メンバーではなく、割れや組織変化については許容できる。

設計上シュラウド管に要求される機能は、初期の幾何学的形状を保証し、ペレットを包んだ状態を維持すること、また、その装着によって制御要素に悪影響を及ぼさないことがある。これらの観点から、本設計では、シュラウド管の形状を維持できない溶融、変形、腐食については制限する。

シュラウド管の照射データは、「常陽」制御棒（CRM601）<sup>(7)</sup>、AMIR-8（添付資料 V）等において取得されつつある。これらのデータは低燃焼度領域のものであるが、シュラウド管装着による悪影響はなく、Na ボンドシュラウド型の

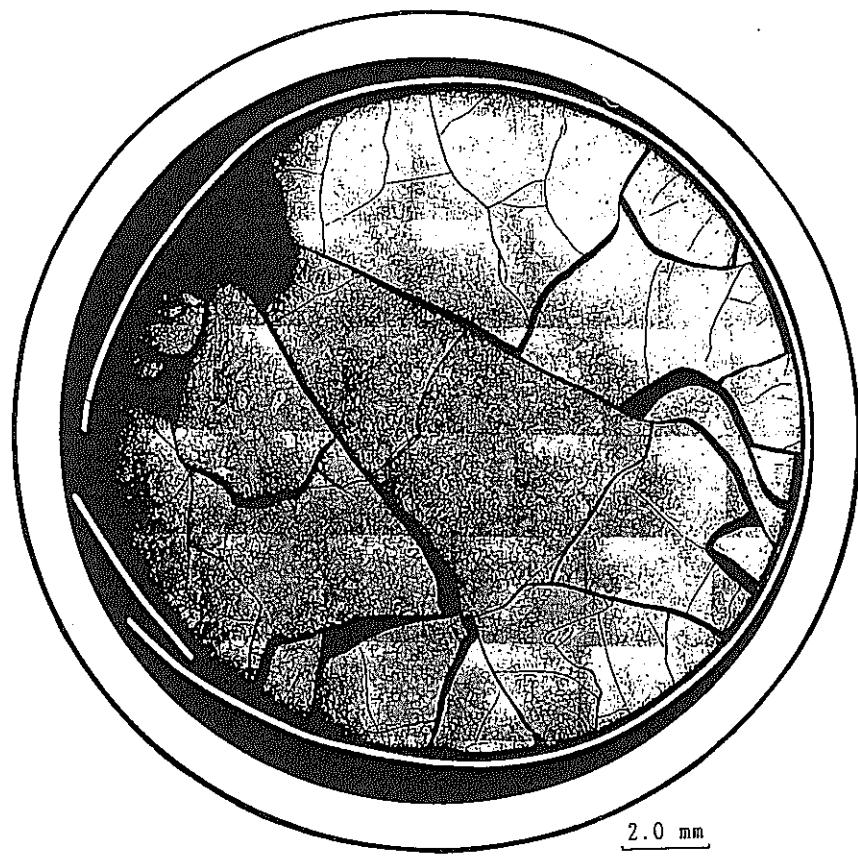
有効性や、組織変化による影響が軽微であること等が確認されている。AMIR-8の金相断面を写真7.1-1に示す。AMIR-8では、キャップセル内構成部品のギャップが狭かった（片側約0.2mm）ために、2キャップセルのうち、8A2は一時期Heボンドで照射され、割れが生じたと判断されている。しかしながら、写真7.1-1のとおり、割れた状態でもギャップは確保されており、被覆管にもACMIの兆候は見られなかった（詳細は添付資料V参照）。なお、8A2のシュラウド管のずれは、試料切断時に生じたものと思われる。

また、フランスCEAが実施したANTIMAG試験（最高燃焼度 $220 \times 10^{26}$ cap/m<sup>3</sup>）において、割れの生じたシュラウド管の、炉内での機能が確認されている。<sup>(8), (9), (10)</sup>フランスの照射実績を写真7.1-2に示す。

- 70 -



8 A 1 (124EFPD,  $28.5 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$ )  
As-Polished



8 A 2 (124EFPD,  $26.1 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$ )  
As-Polished

写真7.1-1 シュラウド管型の照射後金相写真 (AMIR-8)



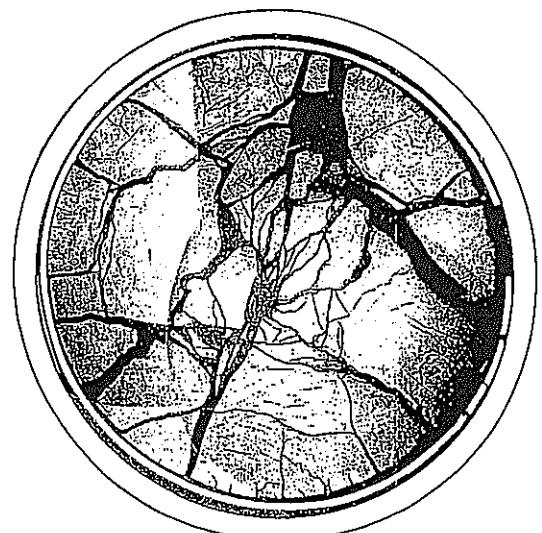
試験名 : Precursub A4  
(250EFPD,  $150 \times 10^{26}$  cap/m<sup>3</sup>)

シュラウド管無



試験名 : ANTIMAG 2  
( $150 \times 10^{26}$  cap/m<sup>3</sup>)

シュラウド管有



試験名 : ANTIMAG 3  
(657EFPD,  $220 \times 10^{26}$  cap/m<sup>3</sup>)

写真7. 1-2 シュラウド管の効果（仮 PHENIX照射試験）

## 7.2 ACM I 発生燃焼度評価

### (1) 評価基準

$B_4C$ スエリングを評価し、これによるシュラウド管と被覆管のギャップが閉じる時（ACM I 発生燃焼度）を評価寿命とする。

### (2) 評価条件

評価条件を下記に示す。

ピーク反応率 (MOC)	$4.56 \times 10^{20} \text{cap}/\text{m}^3 \cdot \text{s}$
	(軸方向、径方向ピーク)
被覆管、シュラウド管温度	450°C
シュラウド外径 (内径)	16.6mm (16.4mm)
被覆管内径	17.9mm
Crコーティング厚さ	20 μm (Crコーティング試作実績による)
$B_4C$ スエリング評価式 <sup>(16)</sup>	第7.2-1図 (仮Naボンド、添付資料Ⅲ)

シュラウド管と $B_4C$ ペレットのギャップ（直径で0.1mm）は照射開始直後リロケーションで閉塞するものとするため、 $B_4C$ ペレットの初期外径はシュラウド管内径と同じとする。

シュラウド管-被覆管のギャップの製作精度は、第7.2-2図のとおり第7次取替制御棒（制御要素28本）の製作実績から、製造データのばらつきの $2\sigma$ 以上を考慮し、 $1.3 \pm 0.05\text{mm}$ （直径）とする。また、被覆管のスエリングは $B_4C$ スエリングと比較して十分小さいため、本評価では無視した。

なお、Naボンド型では、シュラウド管と被覆管の温度はほぼ同じであり、熱膨張によるギャップの縮小は無視しうる。

### (3) 評価

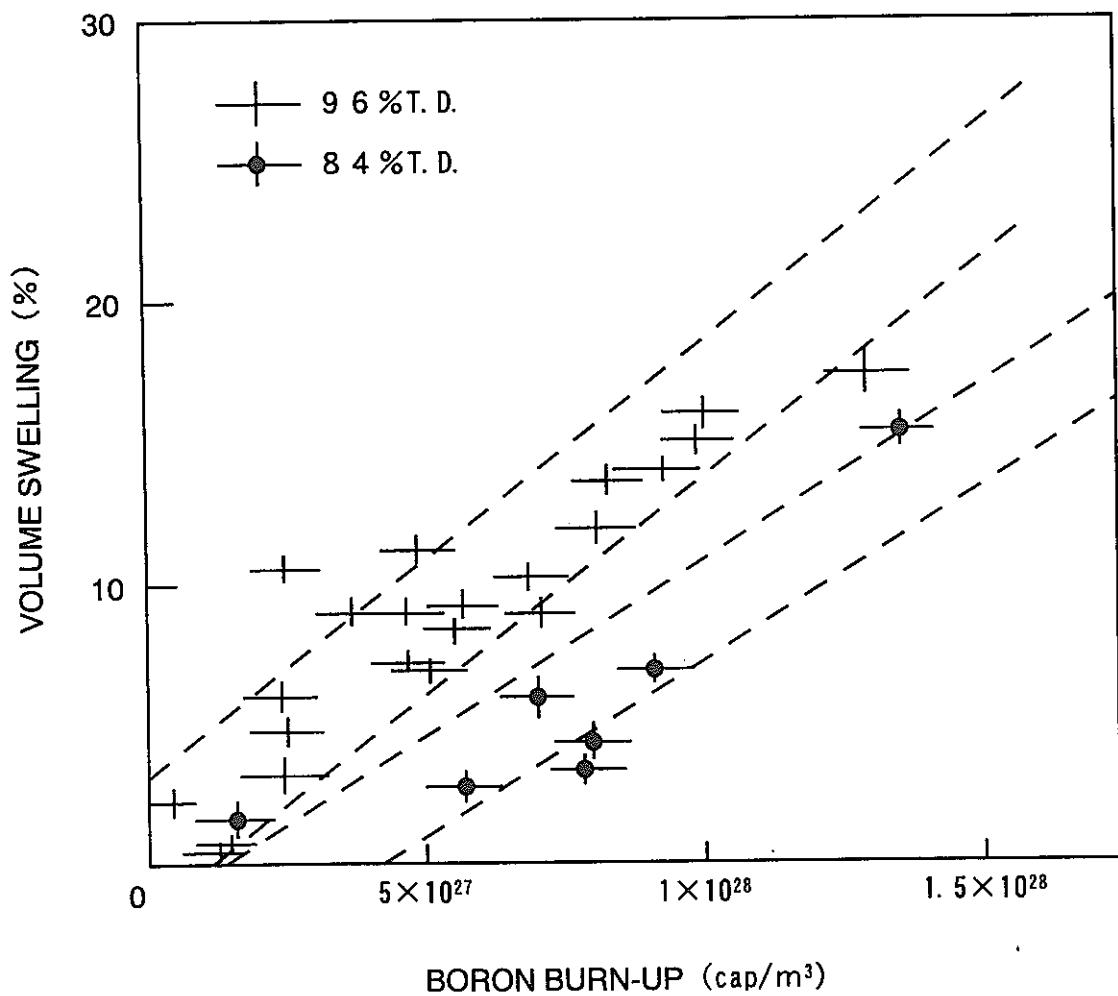
ACM I 評価結果を第7.2-3図に示す。Naボンド型制御棒におけるACM I 設計寿命は、 $120 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ となった。本燃焼度は、同図に併せて示す、従来 Heボンドの設計寿命 ( $40 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ) の約3倍に相当する。しかしながら、10at% ( $260 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ) に対しては1/2であり、現時点の設計では最終設計目標は達成できないことが明らかになった。

従って、「常陽」Naボンド型制御棒の当面の使用期間は、下記燃焼度に定める。

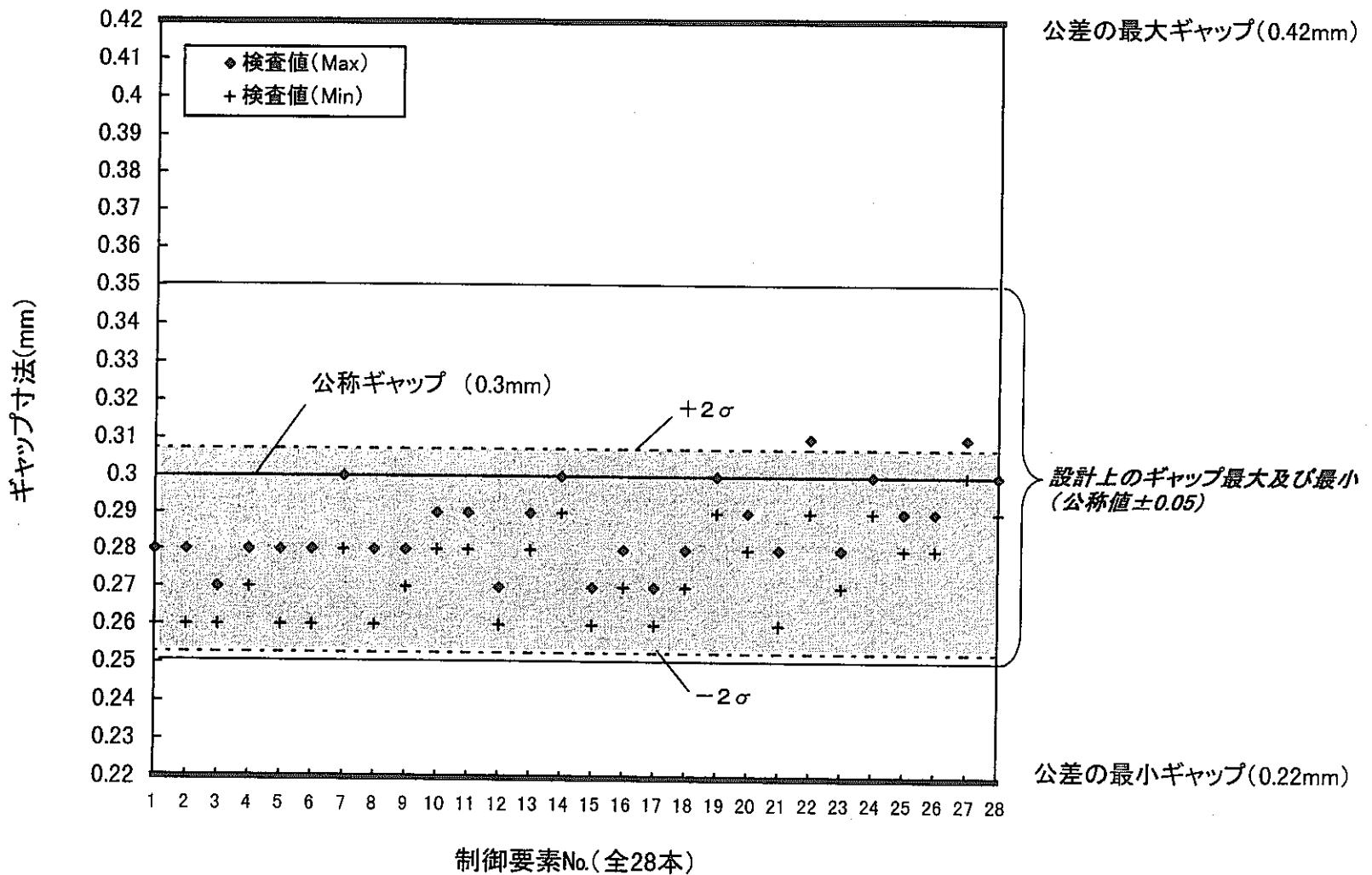
最高燃焼度：約 $120 \times 10^{26}$ cap/m<sup>3</sup>

但し、現評価では、第7.2-1図に示すペレット密度の効果と、第7.2-3図に示す高燃焼度でのスエリング速度の低下傾向を無視しており、実際のスエリングはこれより低くなるものと予想される。また、歪は発生しないように設計していることから、現設計には十分な余裕がある。

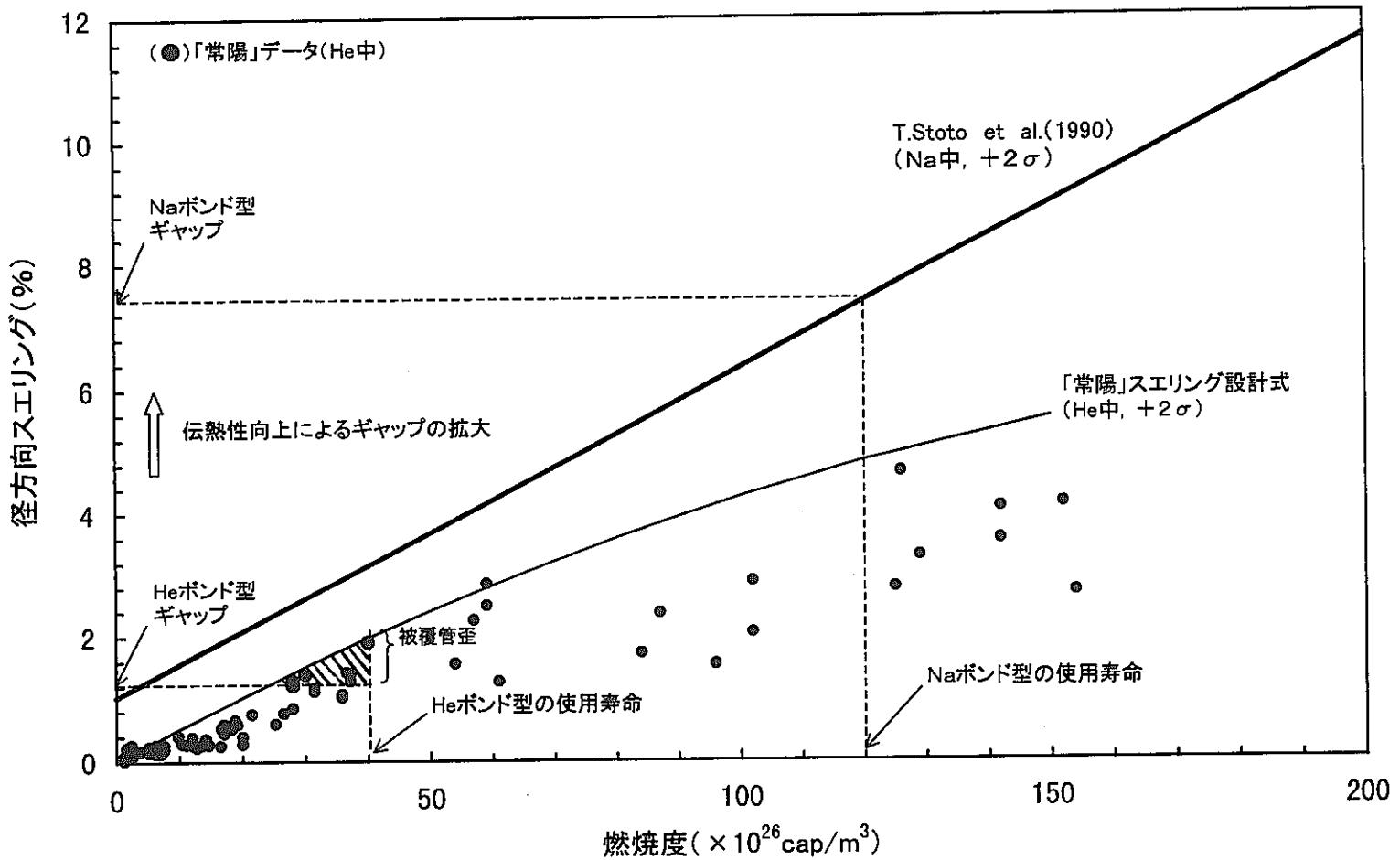
従って、最終目標10at%は、国産データの拡充による「常陽」B<sub>4</sub>Cスエリング設計カーブの作成や、高照射量領域での歪評価の適用等について検討し、設計の合理化を図ることにより達成を目指していく。



第7.2-1図  $\text{B}_4\text{C}$ スエリング評価式



第7.2-2図 「常陽」7次取替制御棒における製作ギャップのばらつきと標準偏差



第7.2-3図 ACMI評価結果（Heボンドとの比較）

### 7.3 シュラウド管の設計

#### (1) 材質の検討

被覆管材として使用している、微量元素を添加したした20% CW材PNC316は、高温強度、スエリング特性に優れる。しかしながら、シュラウド管材料としては、これらの性質は要求しておらず、むしろ、B<sub>4</sub>Cスエリングを下回る範囲でスエリングは大きい方が良く、またB<sub>4</sub>Cスエリングによって強制的に変形させられることを考えると、強度よりも伸びの方が重要である。従って、冷間加工は必要ではないため、シュラウド管の材質には冷間加工度を低く押さえたSUS316を使用する。但し、これまでの製作実績から、寸法精度を満足するため5%程度の冷間加工は必要である。

#### (2) 評価基準

シュラウド管に要求する機能を考慮し、下記3項目を評価の基準とする。

- ① 溶融の防止
- ② B<sub>4</sub>Cスエリングを超える過大な変形の防止
- ③ 形状を失うような腐食の防止

#### (3) 評価

##### ① 溶融防止

SUS316の融点は1300~1400°Cである。B<sub>4</sub>Cとの接触、Crコーティングの介在等、Naボンド型の使用条件における融点データは必ずしも十分ではないが、添付資料VのとおりAMIR-8のCrコーティングシュラウド管は、約1100°C（ノミナル評価値）もの高温で照射されたが、被覆管にはACMI発生の兆候は認められず、シュラウド管が機能していたことが照射後試験から明らかになっている。本データに基づき、He気泡滞留を想定した場合のシュラウド管の温度制限は、1100°C以下とした。シュラウド管最高温度は、熱設計（5章）のとおり本制限値を下回る。

従って、シュラウド管の溶融は起こらない。

なお、Na充填不能という最も過酷な条件では、シュラウド管溶融が起こる。このような事象は起こらないよう設計されているが、万一発生したとしても、溶融シュラウド管の接触による被覆管の温度上昇は僅かであり、その健全性は確保される。

## ② $B_4C$ スエリングを超える過大な変形の防止

シュラウド管材については、延性維持の観点から可能な限り冷間加工度を低く抑えるため、スエリング式は添付資料ⅢのSUS316ST材のもので評価する。シュラウド管の最大照射量約 $1.4 \times 10^{27} n/m^2$ 、温度450°Cの条件では、SUS316ST材の外径増加率は約3.5%である。一方 $B_4C$ ペレットのスエリング量は10%を超え、シュラウド管よりも十分大きいため、シュラウド管はペレットに追従して変形していく。

従って、シュラウド管自身のスエリングによる緩みや、ギャップの閉塞は起こり得ない。

## ③ 形状を失うような腐食の防止

ACC Iに関しては、8章でやや詳しく説明するが、ほう素、炭素の浸入による反応層が形成したとしても、形状は維持される。事実、ANTIMAG試験はNa中でのほう素、炭素の浸入が起こっており、シュラウド管への浸入は必ずしも抑制する必要はないと考えられる。また、「常陽」では、より高性能なシュラウド管を目指し、Crコーティングを行うことを考えている。

高温腐食については、He気泡の滞留を考慮しても、AMIR-8データを上回る組織変化は起こり得ない。

従って、形状を失うような、著しい腐食はない。

以上のとおり、シュラウド管の設計は成立し、リロケーション抑制機能を期待できるとともに、その装着によって制御要素の照射挙動に悪影響を及ぼすことはない。

## 8. ACC I 設計

### 8.1 ACC I 設計の考え方

Naボンド環境では、B<sub>4</sub>C、被覆管の安定性を確認しておく必要がある。特に、長期に渡りNaボンド型制御棒を使用する場合、ACC Iによる被覆管の強度劣化は無視できないことが、B. T. KELLY<sup>(8)</sup>、Ph. DÜNNER<sup>(20)</sup>らによって指摘されている。

但し、ACC Iが評価上問題となるのは、温度が高い被覆管の上側に限られる。また、ACC Iはほう素、炭素が被覆管内へ浸入する挙動であり、被覆管の減肉を伴うものではない。ベント型要素では、被覆管上側の発生応力は極めて小さいため、仮に反応層が肉厚の全面に及んでも、反応層部に僅かな強度 ( $S_u 1 \text{ kg/mm}^2$ 、  $S_y 5 \text{ kg/mm}^2$ 程度) が残っていれば破損に至ることはないと考えられる。

しかし、反応層の強度データがない現状の設計では、強度を0と見なし、減肉と同じように取り扱わざるを得ないため、ACC Iの反応層厚さを制限する。これを、強度設計が成立する範囲（設計比1.0以下）で制限するとすれば、最高温度部では20 μmの未反応層が残っていれば良い。しかしながら、この値は制限としては現実的ではないため、一次応力に対する設計比が0.3以下となるように定めることとした。このときの未反応層の必要厚さは約90 μmとなる。これに若干の余裕を見込み、未反応層の厚さが100 μm以上残るようにACC Iを制限する。

ACC Iを抑制する具体的な方法としては、反応速度が顕著な温度依存性を持つことから、被覆管温度を低く保つことが有効である。5章の被覆管温度制限620°Cは、後述のとおり温度をパラメータとしたACC I評価に基づき設定した。

また、ACC Iを根本的に防ぐ方法として、耐食性に優れた金属を被覆管内面に被膜することも考えられる。国内外で実施されている研究成果を活用し、実機では、被覆管内面にCrをコーティングする計画である。この対応によって、ACC Iはかなり低くなると期待される。但し、その効果に対するデータが乏しいことから、CrによるACC I低減分は、現状では設計余裕として扱うことが妥当と考え、強度設計（9章）ではこれを期待しないこととした。

但し、将来的にはこの機能を期待し、設計の合理化も可能になると予想されるため、Crコーティングの機能評価結果については本章で説明する。

## 8.2 B<sub>4</sub>Cの健全性

Naボンド型制御棒は既に海外で実績<sup>(10), (12)</sup>があり、NaとB<sub>4</sub>Cの共存性は良好であると考えられる。サイクル機構においては、炉外試験においてB<sub>4</sub>CとNaの共存性を確認している。MK-II炉心のベント型制御要素採用時に、ベント機構からNaが浸入した場合を想定して、Na温度500°C～700°C、最大3,000時間の炉外Na中浸漬試験が実施された。この結果、Naが浸入しても化合物の形成や膨潤などの損傷は起こらないことが確認された。<sup>(18)</sup>

その後、Naボンド型制御棒の開発の一環として、Na温度450～650°C、実機使用期間を包絡する最大20,000時間までのNa中試験が実施された。<sup>(19)</sup> 詳細を添付資料VIに示す。本試験においても、ペレットの損傷は認められなかった。なお、本試験では、Na中へのほう素、炭素の質量移行が確認されている。これに伴う影響は、11章で別途説明するが、基本的に極僅かであり問題とはならない。

## 8.3 ACC I反応層評価

ACC I反応速度を検討し、核的寿命末期(660EFPD)まで使用した場合の、被覆管に生じる反応層厚さを評価する。最終肉厚の評価では、Na中の外面腐食も同様に考慮し、初期肉厚から差し引くものとする。被覆管に100 μmの未反応層領域を残すためには、初期の公称肉厚500 μm、公差±50 μmから、ACC I反応層厚さとNa外面腐食の総計は350 μm以下に抑える必要がある。被覆管温度をパラメータにこれらを評価し、被覆管の制限温度を定める。

また、このときの被覆管温度分布から、ACC I反応層厚さの軸方向分布を求め、強度設計(9章)で考慮するための、各強度評価部位での腐食代を設定する。

### (1) 評価条件

評価条件を下記に示す。

評価パラメータ	被覆管最高温度(被覆管上端を想定)
評価位置	下部端栓部、最高燃焼度部、最高温度部
使用時間	核的寿命 15,840hr (660EFPD)

## (2) 評価式

## ① ACC I 反応速度

一般に固体の化学的反応において、原系反応物質間に固相（反応層）が生成し、以後の反応がこの反応層内の固相拡散に律速となる場合、反応速度は反応層の厚さに反比例する。

$$\frac{dx}{dt} = a/x \quad \text{すなわち} \quad x^2 = 2at + a'$$

ここで、x : 生成反応層の厚さ、t : 時間、a, a' : 定数

$t = 0$  のとき  $x = 0$  であるから、 $a' = 0$  となり、次の関係が成り立つ。

$$x^2 = kt \quad \text{または} \quad x = k t^{1/2}$$

ここで、x : 反応層厚さ、t : 時間

このときの係数kは反応速度係数と呼ばれ、反応層の生成速度を表す値であり、文献によって ( $m^2/s$ ) や ( $m/s^{1/2}$ ) といった単位で整理されている。この値は、以下のアレニウスの式に従う温度依存性を持つ。

$$k = A \exp(Q/RT)$$

ここで、A : 頻度定数、Q : 活性化エネルギー、R : 気体定数、T : 温度 (K)

DÜNNERらが炉外試験の結果導いた  $k$  ( $cm/s^{1/2}$ ) を第8.3-1図<sup>(20)</sup>に示す。この式から求められる時間と反応層厚さの関係を添付資料VIの小野瀬ら<sup>(19)</sup>の試験データと比較して第8.3-2図に示す。両者の傾向は良く一致しているが、下記に示すDÜNNERらの式の方が、大きめの評価結果を与える。

$$k = 0.522 \exp(-97.200/RT)$$

ここで、k : 反応速度係数 ( $cm/s^{1/2}$ ) , R : 気体定数 ( $= 0.00831 kJ/Kmol$ ) , T : 温度 (K)

以上が、炉外で定量化されたACC I 反応速度の評価式である。しかしながら、「常陽」で実施されたAMIR-5照射試験において、炉内（照射環境）におけるACC I の加速が確認された。炉内でACC I が加速されることとは、KELLYらも報告している。<sup>(8)</sup> PHENIXのPrecursabAl試験で観察されたACC I (浸炭) データを第8.3-3図に示す。<sup>(8), (10)</sup>

AMIR-5照射試験結果及びPrecursabAl照射試験結果から推定した、炉内での反応速度係数の概算値を、DÜNNERの炉外実験式と比較して第8.3-4図に示す。炉内でのACC I 反応速度係数は、炉外実験式の約1.5～3.8倍になった。従つ

て、照射環境での反応層厚さはDÜNNERの式の4倍として評価する。

## ② Na外面腐食

外面腐食の評価式は、添付資料Ⅲに示す。

## (3) 評価

核的寿命末期における、被覆管温度とACC I反応層厚さの関係を第8.3-5図に示す。温度620°Cのとき、被覆管の内外面の未反応層領域は100 μmとなる。本評価結果に基づき、被覆管最高温度は620°C以下に抑制することとした。既に熱設計（5章）で説明したとおり、被覆管は620°C以下になるよう設計した。このときの被覆管内面の軸方向温度分布より、被覆管内面の腐食状況を求めた結果を第8.3-6図に示す。このデータに基づき、強度設計（9章）では下記のACC I反応層厚さを被覆管の内面腐食代として扱った。これを考慮した強度評価の結果は後に詳しく説明するように成立性が得られている。

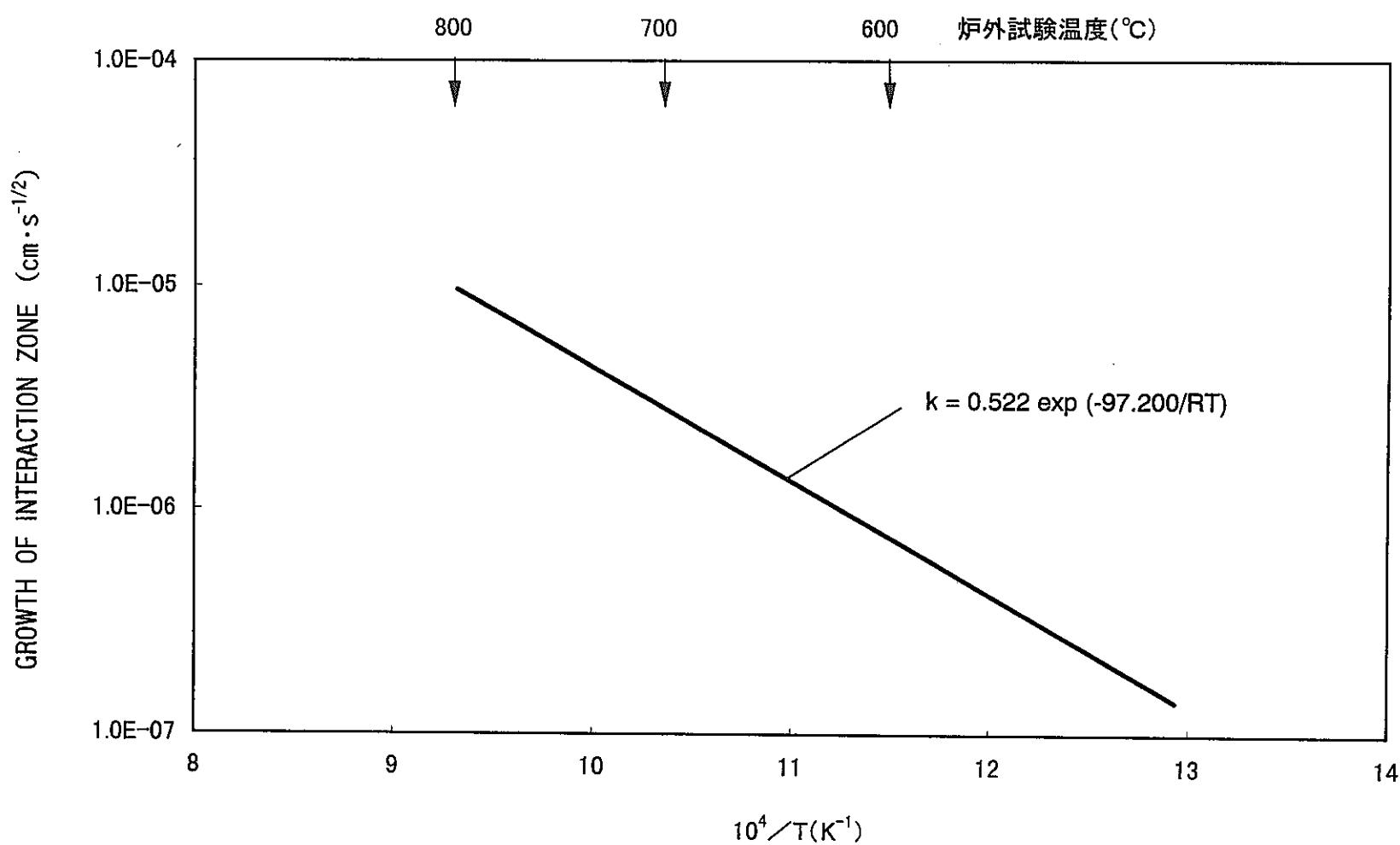
下部端栓部 (390°C) : 4 μm

最高燃焼度部 (440°C) : 15 μm

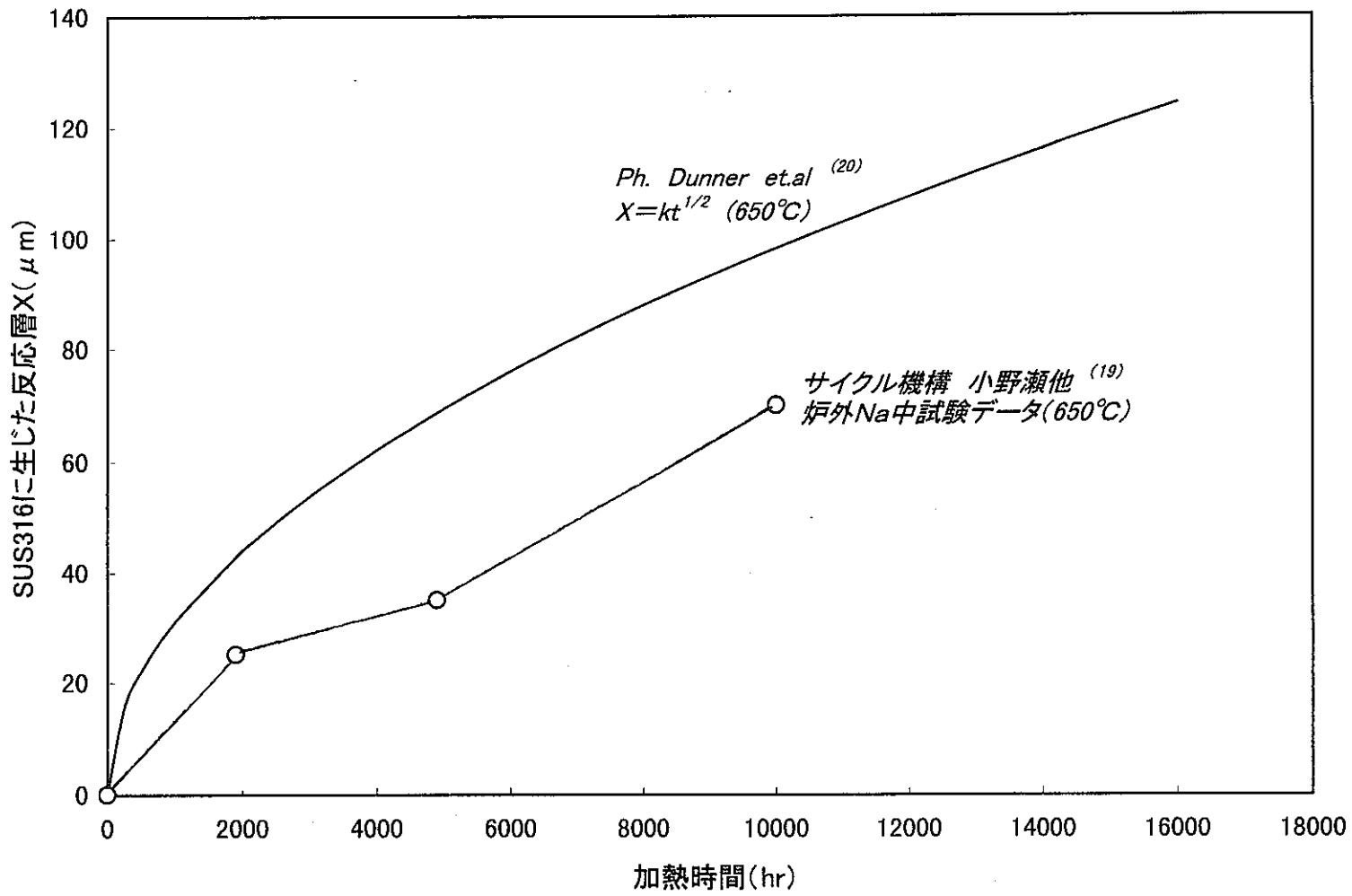
最高温度部 (620°C) : 324 μm

なお、上記の値は、核的寿命末期（660日）における反応層厚さである。ACM I評価（7章）のとおり、実際のNaボンド型制御棒の使用期間は、当面 $120 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ （約300日）で制限することから、この日数での反応層厚さも併せて記載した。このときの未反応層は、被覆管上端で約205 μm残っている計算となる。

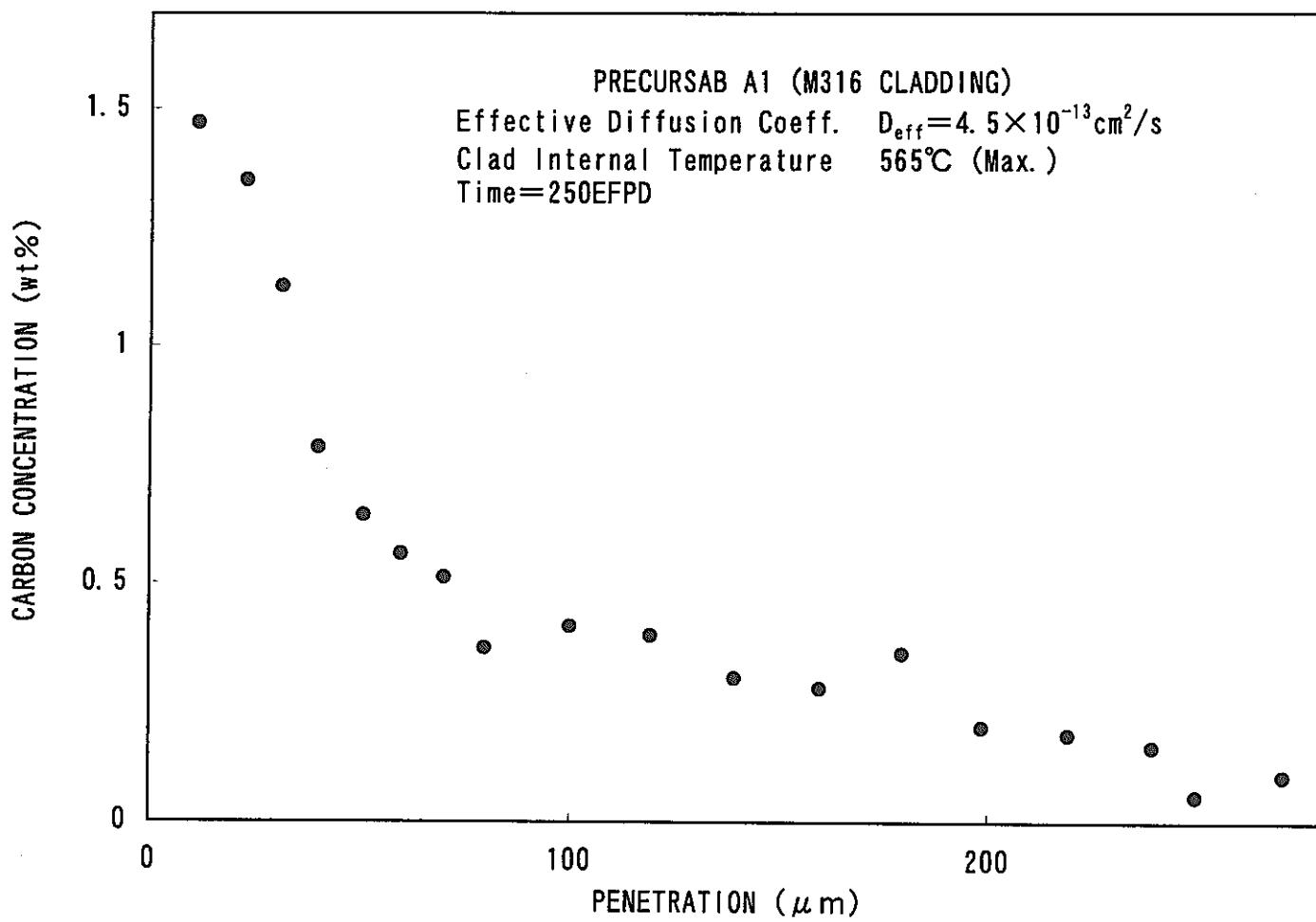
以上のように、次節のCrコーティングの効果や、ACC I反応層部の強度に期待しなくとも、被覆管の健全性は確保される。



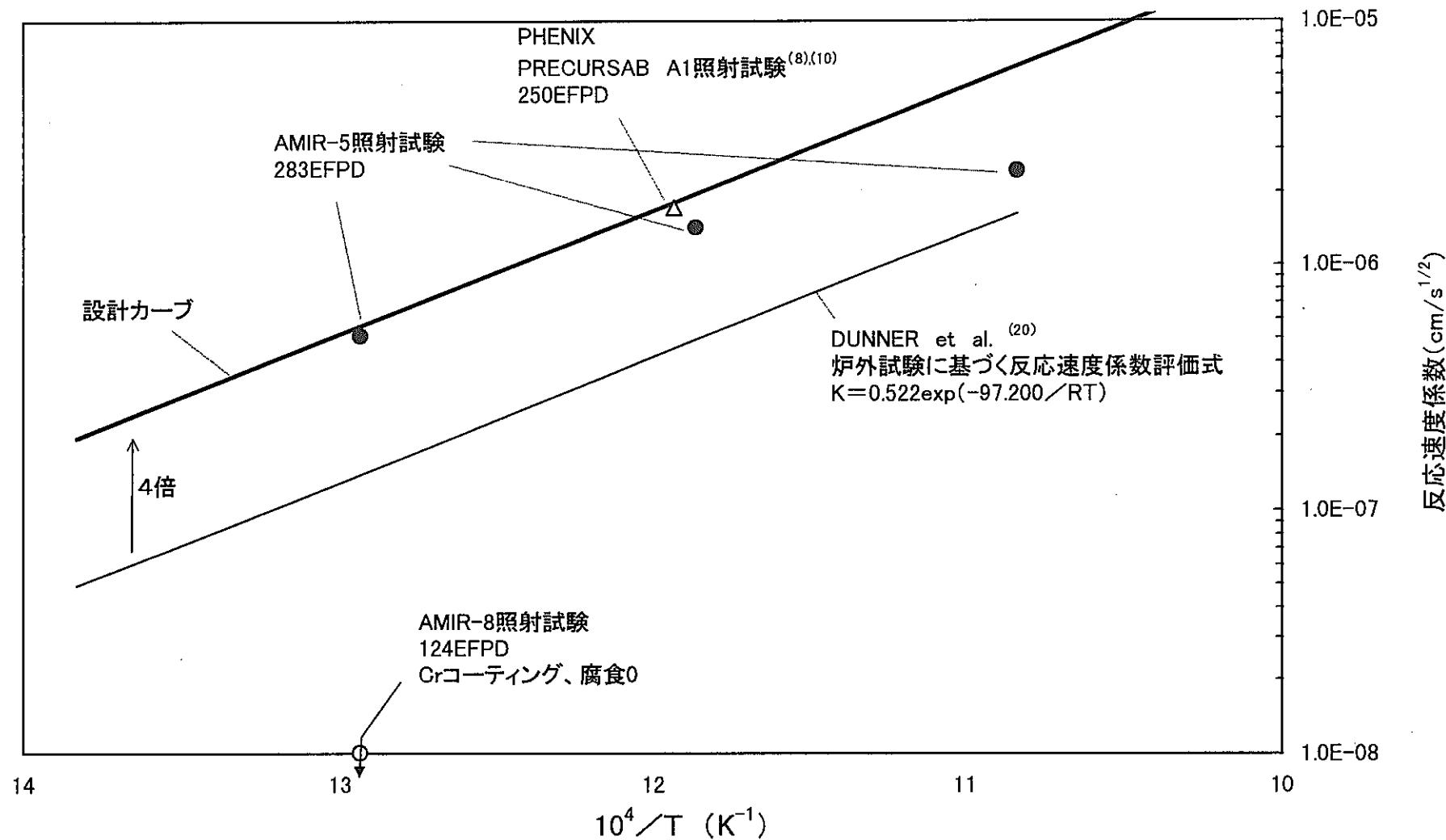
第8. 3-1図 反応速度係数の温度依存性<sup>(20)</sup> (Ph. Dunner et al, 1984)



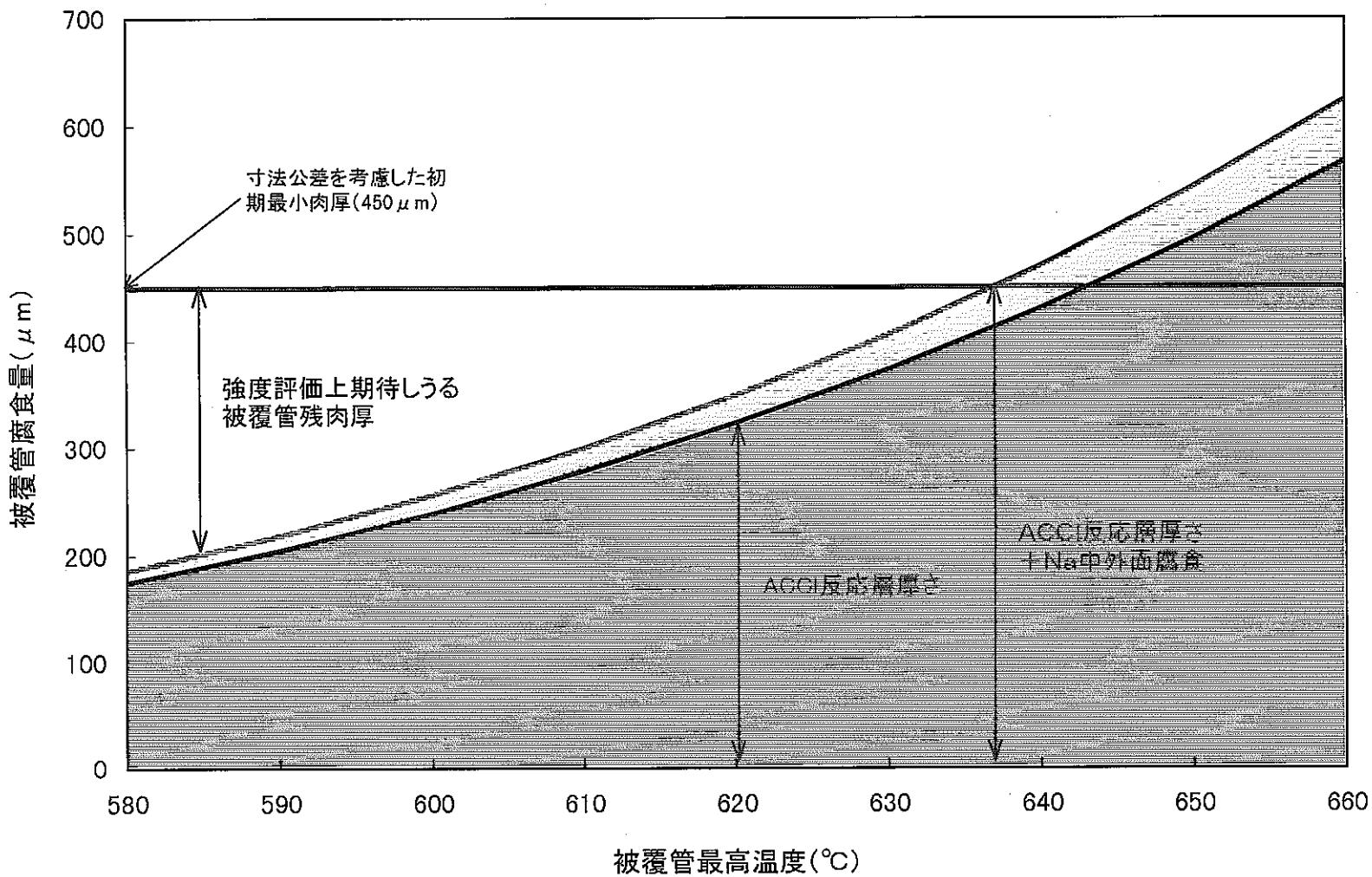
第8.3-2図 SUS316のACCI(ドイツと日本の比較, 650°C)



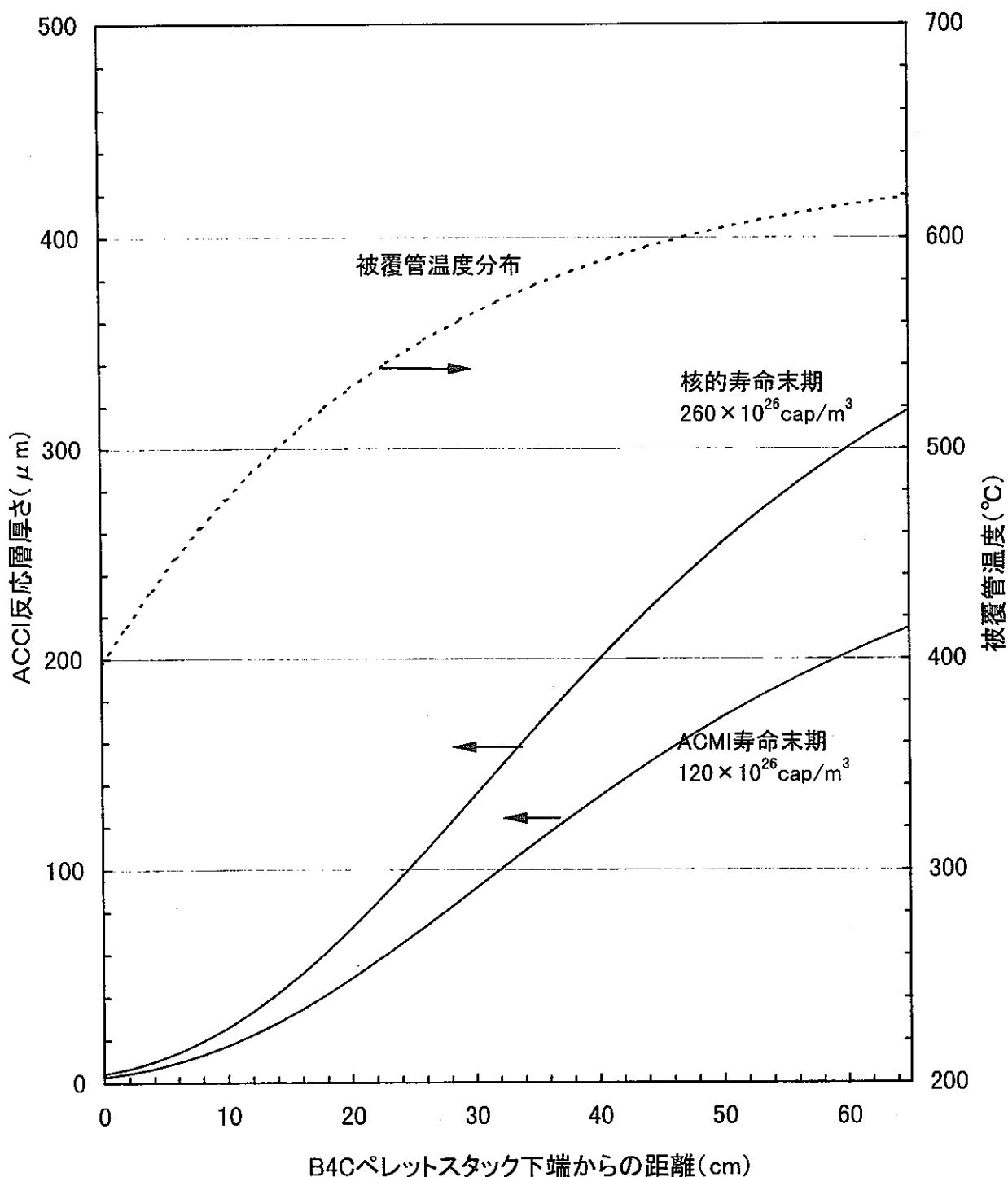
第8.3-3図 炉内でのACC I（浸炭）データ<sup>(8), (10)</sup>（仮 PHENIX PRECURSAB A1照射試験）



第8.3-4図 炉内及び炉外におけるACCI反応速度係数の比較



第8.3-5図 被覆管温度と腐食の関係（核的寿命末期）



第8.3-6図 ACCIの軸方向分布

## 8.4 Crコーティングの検討

### 8.4.1 Crコーティングの耐食性と定量評価

添付資料VIの小野瀬ら<sup>(19)</sup>の試験では、第8.4-1図に示すとおり、SUS316鋼の表面被膜処理材と未処理材の腐食量を650°CのNa中で最大10,000時間まで測定している。被膜候補材はCr, チタン(Ti), ニオブ(Nb), ニッケル(Ni)であり、これらの金属被膜によってACC1が低減されることが確認された。特にCr被膜は、候補材の中で唯一母材(SUS316)への反応層が見られず、最も優れた性質を示した。Crの耐食性能については海外でも着目されており、KELLYらは、炉外試験の結果からCr、銅、Nbの被膜は600°CまでACC1を防止すると述べている。DÜNNERらも600°CのNa中炉外試験でCr、Nbコート材に腐食が見られなかったこと、750°CのCrコート材では腐食が低減されたことを報告している。Cr被膜は電解メッキによって施工するが、本技術は既に工業規模で確立されており<sup>(20)</sup>、「常陽」炉心構成要素ではスペーサバッド部表面に耐摩耗の目的で標準的に使用されている。これまで、制御棒の使用条件を超える照射量または日数まで使用した集合体の照射後試験において、剥離等の問題は確認されておらず、考えうる候補材のうち最も信頼性が高い。以下の知見を踏まえて、「常陽」では実機の耐ACC1被膜材としてCrを選択した。

以下にこの定量的な機能評価について説明する。

#### (1) 評価方法

第8.4-1図の650°Cの試験では、約50μmのCrコーティングによって、10,000時間まで腐食はなかった。また、DÜNNERらの試験では、約20μm(文献の写真より採寸)のCrコーティングによって750°C、4,320時間で、Na中の腐食は150μmに、また(n, α)反応によって生じるリチウム(Li)をNa中に添加した場合は90μmにまで低減されたと報告している。

これらの試験時間は核的寿命(660日)を包絡していないが、温度については、実機の被覆管最高温度620°Cよりも厳しい。そこで、上述のDÜNNERの式から、各試験温度、実機使用温度での反応速度係数kを求め、 $x'^2 = kt'$ の関係(ここで、x'はCr層通過に相当するSUS316腐食、すなわちCrコートの有無による腐食量の差)から、620°CでのCrコーティングの耐食バリアとしての機能時間(ほう素、炭素の透過時間)t'を外挿によって求める。なお、小

野瀬らの試験データについては、保守側に10,000時間から腐食が開始するものと仮定した。

## (2) 評価

各温度でのCr層透過時間を第8.4-2図に示す。日独の試験を比較すると、小野瀬らの試験結果から求めた機能時間の方が若干長い。この相違は、コーティングの厚さに依存していると考えられる。実機ではACMIを抑制するための、ギャップ確保の観点から、コーティング厚さは20μmにする計画である。厚さ20μmのCrの機能時間は、第8.4-2図のとおり、実態に近いLi存在下では核的寿命を包絡できる結果となった。従って、実機使用温度620°Cでは、20μmのCrコーティングによってACCIをほぼ0にすることができると期待される。Crの効果は、強度設計上期待しないことも考慮すれば、コーティング厚さ20μmは適当な設定である。

なお、今回の評価では照射による効果を考慮していないため、将来的にCrの機能を期待していく場合には、これを評価していく必要があるが、添付資料V及び第8.3-4図に示すとおりAMIR-8照射試験においてCrコーティングは照射下でも機能していたことが確認されている。

### 8.4.2 実機施工について

実機のCrコーティングについては、施工性及びシュラウド管内外面へのCrコーティングの必要性、更に、Crコーティング施工後の溶接方法について検討しておく必要がある。

管内面へのCrコーティングの施工性については、過去に試作試験等を実施したことがあり、±10μm程度の精度で製作できる見通しが得られている。

シュラウド管については、強度メンバーでないことから、形状を失うような腐食がなければ許容できるため、コーティング施工は必ずしも必要ではない（フランスも、ほぼ同材の316Tiのシュラウド管を素管のまま使用している）。但し、定性的には腐食後の延性は低下し、シュラウド管機能は低下する方向である。従って、より高性能のシュラウド管を目指し、「常陽」Naボンド型制御棒の使用開始段階では、Crコーティング施行シュラウド管を基本仕様とする。なお、シュラウド管は内外面がACCI環境にあるため、両面にコーティ

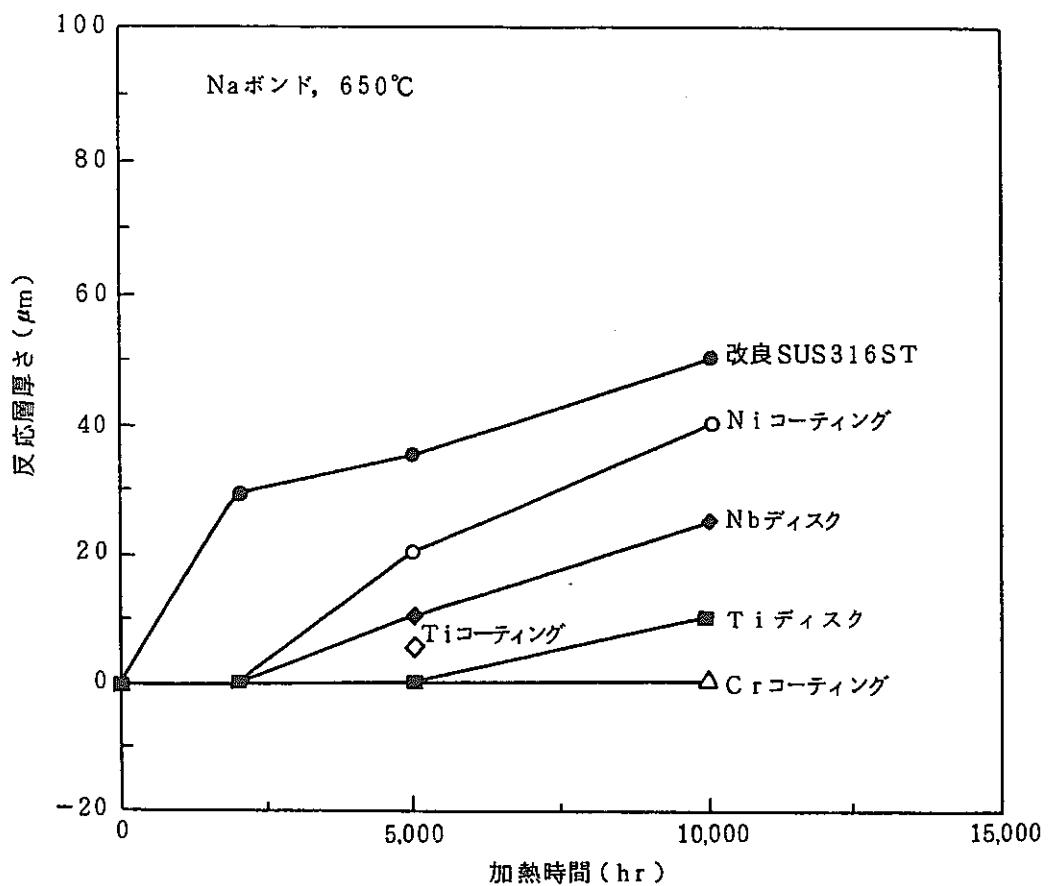
ングを施す。但し、将来的な設計合理化に反映するため、コーティング無チュラウド管の一部使用についても検討していく。

また、制御要素の組立性の観点では、溶接後のコーティングは不可能であることから、コーティング後の被覆管に端栓を溶接する必要がある。Cr層と一緒に溶接すると、溶け込み部の成分においてCrが過剰になることが予想される。過去に実施した試作試験では、Crリッチとなった溶接部に強度劣化は認められず、溶接性への影響もなかった。しかしながら、実機に採用する上でこれらのデータは現状十分ではないため、溶接部にはマスキングを行っておき、Crコーティングのない状態で溶接を行うこととする。

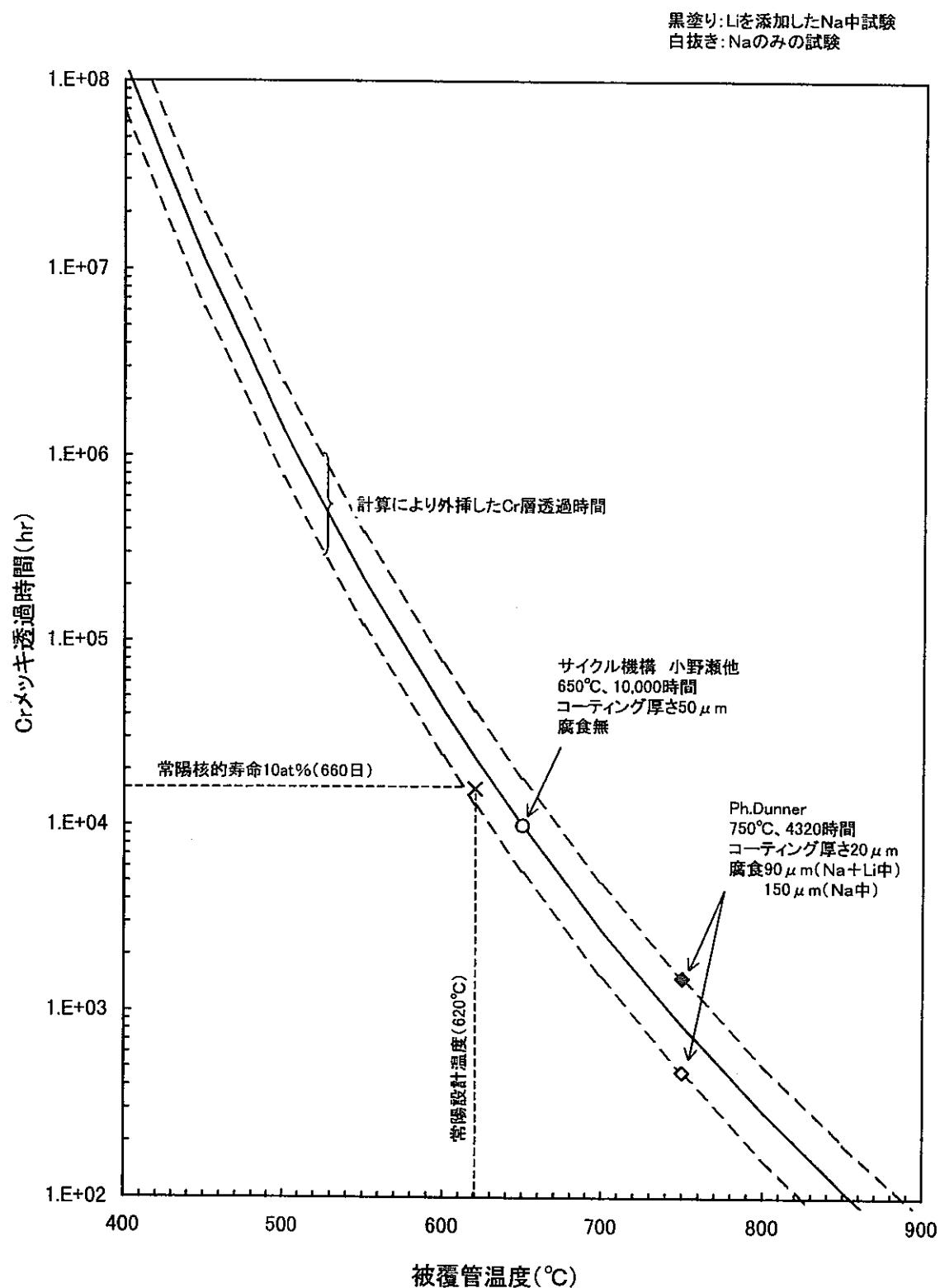
この場合、下部端栓、中間端栓を溶接する被覆管の両管端は、ACCI環境に曝されることとなる。しかしながら、下端部の腐食は、前節のとおり高々4 $\mu\text{m}$ であるため、問題とはならない。温度的に厳しい上端部についても、中間端栓がはめ込まれており、そのすき間のガスは構造上抜けず、Naが浸入しないため、ACCI腐食は小さくなる方向と思われる。

従って、マスキングによる影響は軽微であると考える。

コーティング試料：ベース材（改良SUS316 ST）の反応層厚さ  
 ディスク試料 : ディスクの反応層厚さ



第8.4-1図 Crコーティングの耐腐食性



第8.4-2図 Crコーティングの機能時間予測計算結果

## 9. 強度設計

### 9.1 制御要素

N a ボンド型制御要素では、被覆管内外径を拡げるとともに、肉厚を薄くする。内圧等一次応力のほとんどない制御要素においては、薄肉化による影響は小さいと考えるが、変更に伴う強度設計として、従来の制御要素の設計項目について評価を行う。

#### 9.1.1 設計基準

設計基準はASME<sup>(22), (23)</sup>に準拠し、下記のとおりとする。

##### (1) 一次応力の制限

$$P_m (P_L) \leq S_m$$

ここで、 $P_m$  : 一次膜応力、 $S_m$  : 設計許容応力

SUS316 (JISG4303) の $S_m$ 値については、ASMEより引用する。

SUS316相当ステンレス鋼 (20%CW材) については、下式より算出する。

$$S_m = \text{Min} (1/2 S_u', 3/4 S_y')$$

ここで、 $S_u'$  : 照射材の設計引張強さ、 $S_y'$  : 照射材の設計降伏強さ

第9.1-1図にSUS316相当ステンレス鋼 (20%CW材) の $S_m$ 値を示す。

また、一次局部膜応力と一次曲げ応力の制限は以下のようになる。

$$P_L + P_b \leq 1.5 S_m$$

ここで $P_L$  : 一次局部膜応力  $P_b$  : 一次曲げ応力

##### (2) 一次応力+二次応力の制限

$$\text{評価温度} < 427^\circ\text{C} \quad P_m (P_L) + P_b + Q \leq 3 S_m$$

かつ、核的寿命末期の塑性歪制限<0.2%\*

$$\text{評価温度} \geq 427^\circ\text{C} \quad P_m (P_L) + P_b + Q \leq S_q$$

$S_q$ を超える場合は、核的寿命末期の塑性歪制限<0.2%

ここで、 $Q$  : 二次応力,

$S_q$  : 使用期間中の最高、最低温度における降伏強さの平均値

\* ASMEでは427°C以下の温度では、歪評価については定められていない。端栓接合部スエリング差による応力は、ASMEに準拠し $3 S_m$ で制限するが、塑性歪は健全性の判定上重要と考えられることから、本設計では別途塑性歪制限も設け、2重に制限する。核的寿命末期の限界塑性歪は、9.3で説明するとおり、照射効果、低速歪効果を考慮した、ACMI塑性歪限界曲線に基づき0.2%とした。

## 9.1.2 評価条件

### (1) 応力の原因

Naボンド型制御要素の応力の原因として以下を考慮する。

- ① 管壁（径方向）温度勾配
- ② 軸方向温度勾配
- ③ 端栓接合部温度差
- ④ 冷却材による流力振動
- ⑤ 制御棒湾曲
- ⑥ ペレット押えスプリングのスプリング力
- ⑦ 端栓取付角度誤差
- ⑧ スパイラルワイヤの張力
- ⑨ 端栓接合部スエリング差

このうち、端栓接合部スエリング差については、核的寿命末期では非常に厳しくなるため、別途非線形構造解析コードによる詳細解析を行う。

### (2) 応力評価時期

応力評価時期は、Na腐食量、中性子照射量などを考慮し、最も条件の厳しくなる核的寿命末期とする。なお、各部位の温度は、最も温度が高くなる使用初期（BOL：Beginning of Life）の標準平衡炉心初期（BOC）とする。

### (3) 応力評価位置

応力評価は、以下のとおり制御要素被覆管の各部位について評価を行う。

( ) 内に熱設計結果（第5.1-7図参照）から定めた設計温度を示す。評価位置の対応は第9.1-2図のとおりである。運転中の異常な過渡変化としては、被覆管温度が最も高くなる1次冷却材流量減少の事象を考慮した。

- ① 下部端栓溶接部（通常時 390°C, 過渡時 410°C）
- ② 最高温度部 （通常時 620°C, 過渡時 700°C）
- ③ 最高燃焼度部 （通常時 450°C, 過渡時 480°C）

### (4) 使用記号一覧

制御要素（被覆管）の応力評価式に用いる記号は下記の様に定義する。

$P_{nz}$  : 軸方向一次一般膜応力  $(kg/mm^2)$

$P_{bz}$  : 軸方向一次曲げ応力  $(kg/mm^2)$

$Q_{in\theta}$	: 内面円周方向二次応力	(kg/mm <sup>2</sup> )
$Q_{inZ}$	: 内面軸方二次応力	(kg/mm <sup>2</sup> )
$Q_{out\theta}$	: 外面円周方向二次応力	(kg/mm <sup>2</sup> )
$Q_{outZ}$	: 外面軸方向二次応力	(kg/mm <sup>2</sup> )
$R_m$	: 被覆管の平均半径	9.2mm
$t$	: 被覆管の肉厚	0.5 ± 0.05mm
$E$	: ヤング率	(kg/mm <sup>2</sup> ) 添付資料Ⅲのとおり
$W$	: 支点反力	2.0kg
$F$	: スプリングによる反力	3.0kg
$\beta$	: 応力発生原因として設定する下部端栓取付角度の誤差	0.417°
$\xi$	: 補正係数	0.80
$l_p$	: 要素ピッチ	20.15mm
$T$	: スパイラルワイヤ張力	10.0kg
$\epsilon$	: 歪差	(%)
$\Delta D/D_{cw}$	: SUS316相当ステンレス鋼のスエリング率 (%)	
$\Delta D/D_{an}$	: SUS316のスエリング率 (%)	
$\phi t$	: 高速中性子照射量 ( $E \geq 0.1\text{MeV}$ ) (n/cm <sup>2</sup> )	
$T_c$	: 下部端栓 - 被覆管接合部温度差 (K)	
$\alpha_e$	: 熱膨張係数 (1/°C)	添付資料Ⅲのとおり
$\Delta T_r$	: 被覆管径方向温度差	10°C
$\Delta T_z$	: 被覆管軸方向温度差	10°C/cm (5. 熱設計 第5.1-7図より)
$\Delta T_{ep}$	: 被覆管と端栓との温度差	(°C)
$\nu$	: ポアソン比	
$D_o$	: 被覆管の外径	18.9 ± 0.5mm
$D_i$	: 被覆管の内径	17.9 ± 0.5mm
$d_w$	: スパイラルワイヤ直径	1.1 ± 0.03mm
$y$	: はりの中心軸からの距離	( $D_o/2$ )
$l$	: 支持点間距離 (ワイヤ巻き付けピッチの1/2)	108mm
$\delta$	: 流力振動振幅	(mm)
$L$	: 支持点間距離 (下部端栓部)	71mm

I : 被覆管断面二次モーメント ( $\text{mm}^4$ )

$A_r$  : 被覆管断面積 ( $\text{mm}^2$ )

その他：制御要素全長  $1,273 \pm 2\text{mm}$

スパイラルワイヤ巻き付けピッチ  $216 \pm 15\text{mm}$

上部端栓

径  $1.890 \pm 0.05\text{mm}$  長さ  $80.0 \pm 0.3\text{mm}$

中間端栓

径 約 $17.9\text{mm}$  長さ  $33.0 \pm 0.5\text{mm}$

下部端栓

径  $1.890 \pm 0.05\text{mm}$  長さ  $79.0 \pm 0.3\text{mm}$

### (5) 評価式

#### ① 管壁（径方向）温度勾配による応力

被覆管内外面の温度差（径方向）により生じる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$\begin{aligned} Q_{in\theta} &= -\frac{E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_r}{2(1-\nu)} & Q_{out\theta} &= -\frac{E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_r}{2(1-\nu)} \\ Q_{inz} &= Q_{in\theta} & Q_{outz} &= Q_{out\theta} \end{aligned}$$

#### ② 軸方向温度勾配による応力

被覆管軸方向の温度差により生じる断面間の熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$\begin{aligned} Q_{in\theta} &= -0.1612 \cdot E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_z \left( 1 + \nu \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} \right) \\ Q_{out\theta} &= -0.1612 \cdot E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_z \left( 1 - \nu \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} \right) \\ Q_{inz} &= -0.1612 \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_z \\ Q_{outz} &= -Q_{inz} \end{aligned}$$

#### ③ 端栓接合部の温度差による応力

端栓取付部の被覆管との温度差により生じる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$Q_{in\theta} = E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_{ep} - \nu \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{out\theta} = E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_{ep} + \nu \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{inz} = -\xi \sqrt{\frac{3}{1-\nu^2}} E \cdot \alpha_e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

#### ④ 流力振動による応力

制御要素が冷却材の流れによって水平方向に微小振動し、湾曲することにより被覆管に発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{bz} = \pm \frac{4.8 \cdot E \cdot D_o \cdot \delta}{\ell^2}$$

#### ⑤ 湾曲抑制による応力

制御棒の径方向温度分布・照射量の不均一による保護管の湾曲で、制御要素が曲げられることにより発生する応力は、以下の計算式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$Q_{inz} = \pm \frac{W \cdot \ell \cdot y}{8 \cdot I}$$

$$Q_{outz} = Q_{inz}$$

#### ⑥ ペレット押えスプリングのスプリング力による応力

ペレット押えスプリング力により被覆管の軸方向に発生する応力は、以下の計算式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$P_{mz} = \frac{F}{2 \pi \cdot R_m \cdot t}$$

#### ⑦ 端栓取付角度誤差による応力

下部端栓溶接時に軸方向に対して角度誤差が生じた場合、制御要素取付時に周囲の制御要素あるいは保護管との接触により誤差変位が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{inz} = \frac{E (L \sin \beta - \xi_o) y}{L \left( \frac{1}{3} L + \frac{2}{7} \ell \right)}$$

$$\xi_o = (\ell_p - D_o - d_w)$$

$$Q_{outz} = Q_{inz}$$

#### ⑧ ワイヤ・被覆管相互作用

スパイラルワイヤの張力に起因して被覆管に発生する応力は、以下の計

算式で算出する。

$$Q_{outz} = \pm \frac{F_m \cdot D_o}{2 \cdot I} - \frac{T \cdot \cos \theta}{A_r} \quad [外側]$$

$$Q_{inz} = \pm \frac{F_m \cdot D_i}{2 \cdot I} - \frac{T \cdot \cos \theta}{A_r} \quad [内側]$$

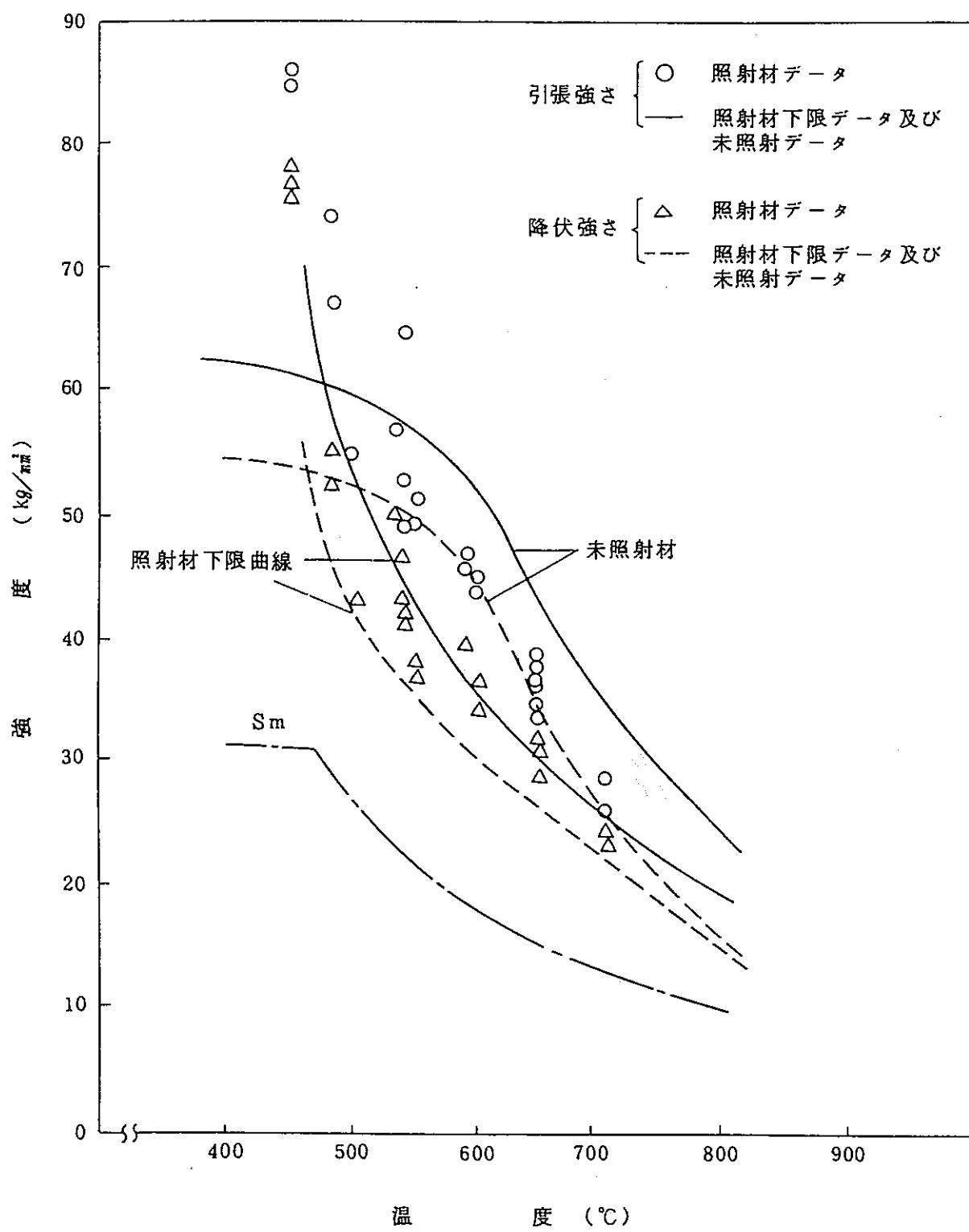
$$F_m = \frac{\ell \cdot T}{\pi} \sin \theta + T \cdot \cos \frac{1}{1 - \frac{T \cdot L^2 \cdot \cos \theta}{\pi^2 \cdot E \cdot I}} \cdot \frac{T \cdot L^3 \cdot \cos \theta}{\pi^3 \cdot E \cdot I}$$

$$\theta = \tan^{-1} \left\{ \frac{\pi}{\ell} \cdot \left( \frac{D_o + d_w}{2} \right) \right\}$$

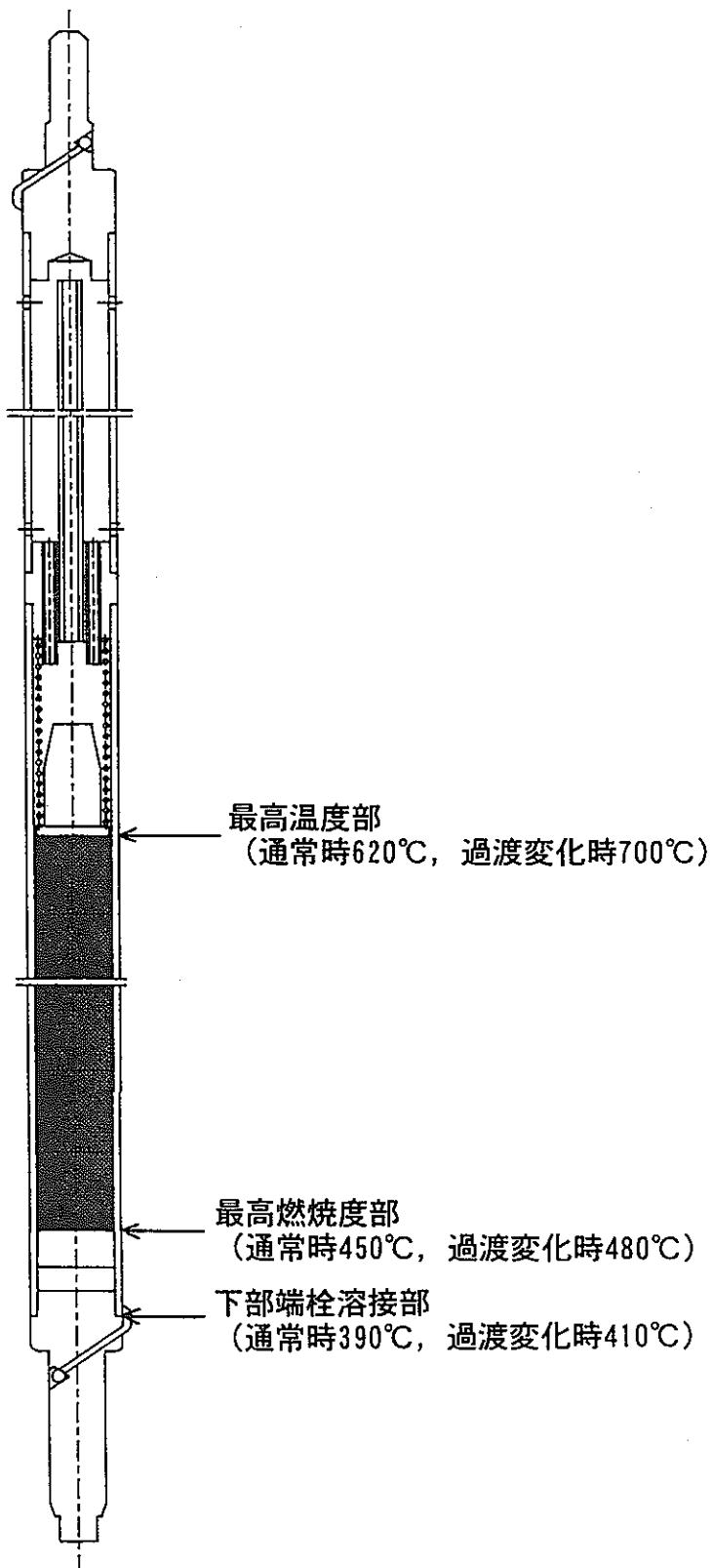
### 9.1.3 評価

被覆管については、製作公差とは別にNaによる外面腐食、ACCIによる内面腐食を考慮する。Na腐食は添付資料Ⅲのとおりである。ACCIによる被覆管内面腐食量は、ACCI設計（8章）で評価したとおりである。

これらを腐食代として考慮し、各部応力評価を実施した結果を第9.1-1表に示す。何れの評価部位も制限を満足する。



第9.1-1図 SUS316相当ステンレス鋼20%冷間加工材の引張特性への照射効果



第9. 1-2図 制御要素の応力評価位置

第9.1-1表 制御要素各部の応力(1) (通常運転時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解 析 位 置	時 期	応 力 の 原 因	周 方 向 応 力						軸 方 向 応 力					
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q		内 面	外 面
						内 面	外 面				内 面	外 面		
下 部 端 栓 部	使 用 未 期	被 覆 管 内 外 圧 差												
		管 壁 温 度 勾 配												
		軸 方 向 温 度 勾 配												
		流 力 振 動										0.01	-0.01	
		湾 曲 抑 制												0.05 -0.05
		ワ イ ヤ ・ 被 覆 管 相 互 作 用												-0.05 -0.24 -0.52
		端 栓 部 の 圧 力 不 連 続	0.00			0.00	0.00	0.00						0.00 -4.52
		端 栓 部 の 温 度 不 連 続				1.42	4.80							4.52
		ブ レ ナ ム ス プ リ ン グ 力							0.78					15.19 -15.19
		下 部 端 栓 取 付 角 度 誤 差												-15.19 5.51
		ス エ リ ン グ 差				67.81	56.97							-4.35 15.99
		合 計	0.00			69.23	61.77	0.78				-0.01	-14.77	15.18 -14.77
		Pm (PL)	0.00					0.78						
		Pm (PL) + Pb	0.00						0.79			0.77		
		Pm (PL) + Pb + Q		内 面		外 面			内 面			外 面		
			69.23			61.77			16.78			15.97		-14.82
									-14.00					

## 強 度 評 値 (評価温度 390 ℃)

応 力 強 さ の 種 類	応 力 强 さ	許 容 応 力 强 さ	設 計 比
Pm (PL)	0.78	31.2 (3Sm)	0.025
Pm (PL) + Pb	0.79	46.8 (1.5Sm)	0.017
Pm (PL) + Pb + Q	83.23	93.6 (3Sm)	0.890

第9.1-1表 制御要素各部の応力(2) (運転時の異常な過渡変化時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力			
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q
		被覆管内外圧差								
下部	使 用 期	管壁温度勾配								
		軸方向温度勾配								
端 末	使 用 期	流力振動							0.01 -0.01	
		湾曲抑制								0.06 -0.06
栓 部	使 用 期	ワイヤ・被覆管相互作用								-0.24 -0.52
		端栓部の圧力不連続	0.00			0.00	0.00	0.00		0.00 -4.52
栓 部	使 用 期	端栓部の温度不連続				1.42	4.80			0.00 4.52
		プレナムスプリング力						0.78		
栓 部	使 用 期	下部端栓取付角度誤差								15.19 -15.19
		スエーリング差				67.54	56.97			5.44 15.93
栓 部	使 用 期	合計	0.00			68.96	61.77	0.78		15.33 -14.85
		Pm (PL)	0.00					0.78		-15.46
栓 部	使 用 期	Pm (PL) + Pb	0.00					0.79 0.77		
		Pm (PL) + Pb + Q		内面	外面			内面	外面	
栓 部	使 用 期		68.96		61.77			16.72 -14.08		16.12 -14.69

## 強度評価 (評価温度 410 °C)

応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	0.78	30.9 (Sm)	0.026
Pm (PL) + Pb	0.79	46.3 (1.5Sm)	0.018
Pm (PL) + Pb + Q	83.04	92.7 (33Sm)	0.896

第9.1-1表 制御要素各部の応力(3) (通常運転時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力					
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q		内面	外面
						内面	外面				内面	外面		
最高温度部	使用末期	被覆管内外圧差	0.00					0.00						
		管壁温度勾配				-2.11	2.11						-2.11	2.11
		軸方向温度勾配				-0.73	-0.21						-0.85	0.85
		流力振動									0.01		-0.01	
		湾曲抑制											1.02	1.02
		ワイヤ・被覆管相互作用											-1.02	-1.02
		端栓部の圧力不連続											1.93	2.05
		端栓部の温度不連続											-5.22	-5.34
		プレナムスプリング力						3.43						
		下部端栓取付角度誤差												
		スエリング差											0.01	6.03
		合計	0.00			-2.84	1.90	3.43			-0.01		-9.20	-3.40
		Pm (PL)	0.00					3.43						
		Pm (PL) + Pb	0.00					3.44			3.42			
			内面		外 面			内面		外 面				
		Pm (PL) + Pb + Q	-2.84		1.90			3.43			9.47			0.02
								-5.78						

## 強度評価 (評価温度 620 ℃)

応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	3.43	16.4 (Sm)	0.210
Pm (PL) + Pb	3.44	24.6 (1.5Sm)	0.140
Pm (PL) + Pb + Q	9.47	41.8 (Sq)	0.227

第9.1-1表 制御要素各部の応力(4) (運転時の異常な過渡変化時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力						
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q		内面	外面	
						内面	外面				内面	外面			
最高温度部	使用末期	被覆管内外圧差	0.00					0.00							
		管壁温度勾配				-2.11	2.11						-2.11	2.11	
		軸方向温度勾配				-0.73	-0.21						-0.85	0.85	
		流力振動									0.01	-0.01			
		湾曲抑制											1.22	1.22	
		ワイヤ・被覆管相互作用											-1.22	-1.22	
		端栓部の圧力不連続											1.93	2.05	
		端栓部の温度不連続											-5.22	-5.34	
		ブレナムスプリング力						3.43							
		下部端栓取付角度誤差													
		スエーリング差									0.01	0.19	6.23		
		合計	0.00			-2.84	1.90	3.43			-0.01	-9.40	-3.60		
		Pm (PL)	0.00					3.43							
		Pm (PL) + Pb	0.00					3.44			3.42				
		Pm (PL) + Pb + Q	内面		外面		内面		外面						
			-2.84		1.90		3.63		9.67				-5.98	-0.18	

## 強度評価 (評価温度 700 °C)

応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	3.43	12.5 (Sm)	0.275
Pm (PL) + Pb	3.44	18.7 (1.5Sm)	0.184
Pm (PL) + Pb + Q	9.67	38.5 (Sq)	0.252

第9.1-1表 制御要素各部の応力(5) (通常運転時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解 析 位 置	時 期	応 力 の 原 因	周 方 向 応 力						軸 方 向 応 力						
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q		内 面	外 面	
						内 面	外 面				内 面	外 面			
最 高 燃 燒 度 部	使 用 末 期	被 覆 管 内 外 圧 差	0.00					0.00							
		管 壁 温 度 勾 配				-6.92	6.92						-6.92	6.92	
		軸 方 向 温 度 勾 配				-0.76	-0.23						-0.90	0.90	
		流 力 振 動									0.01		-0.01		
		湾 曲 抑 制											0.25	0.25	
		ワ イ ヤ ・ 被 覆 管 相 互 作 用											-0.25	-0.25	
		端 栓 部 の 圧 力 不 連 続											0.43	0.48	
		端 栓 部 の 温 度 不 連 続											-1.20	-1.24	
		ブ レ ナ ム ス ブ リ ン グ 力						0.80							
		下 部 端 栓 取 付 角 度 誤 差													
		ス エ リ ン グ 差									0.01	-7.14	8.55		
		合 計	0.00			-7.68	6.69	0.80			-0.01	-9.27	6.33		
		Pm (PL)	0.00					0.80							
		Pm (PL) + Pb	0.00						0.81		0.79				
		Pm (PL) + Pb + Q	内 面		外 面			内 面		外 面					
			-7.68		6.69			-6.33		9.36			7.12		
								-8.48							

## 強 度 評 値 (評価温度 450 °C)

応 力 強 さ の 種 類	応 力 強 さ	許 容 応 力 强 さ	設 計 比
Pm (PL)	0.80	30.4 (Sm)	0.027
Pm (PL) + Pb	0.81	45.6 (1.5Sm)	0.018
Pm (PL) + Pb + Q	9.36	54.6 (Sq)	0.172

第9.1-1表 制御要素各部の応力(6) (運転時の異常な過渡変化時)

(単位 kg/mm<sup>2</sup>)

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力					軸方向応力				
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q	
						内面	外面				内面	外面
最高燃焼度部	使用末期	被覆管内外圧差	0.00					0.00				
		管壁温度勾配				-6.92	6.92				-6.92	6.92
		軸方向温度勾配				-0.76	-0.23				-0.90	0.90
		流力振動								0.01		
		湾曲抑制								-0.01		
		ワイヤ・被覆管相互作用									0.30	0.30
		端栓部の圧力不連続									-0.30	-0.30
		端栓部の温度不連続									0.43	0.48
		プレナムスプリング力					0.80				-1.20	-1.24
		下部端栓取付角度誤差										
		スエーリング差										
		合計	0.00			-7.68	6.69	0.80			0.01	-7.09
		Pm (PL)	0.00					0.80			-0.01	8.60
		Pm (PL) + Pb	0.00					0.81			0.79	
		Pm (PL) + Pb + Q		内面		外面		内面		外面		
			-7.68			6.69		-6.28			9.41	
								-8.53			7.07	

## 強度評価 (評価温度 480 °C)

応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	0.80	28.9 (Sm)	0.028
Pm (PL) + Pb	0.81	43.3 (1.5Sm)	0.019
Pm (PL) + Pb + Q	9.41	51.4 (Sq)	0.184

## 9.2 制御棒

### 9.2.1 設計基準

制御棒の構造に変更はないが、従来の強度設計項目について評価を行う。設計基準は制御要素と同じく、ASMEに準拠する。

### 9.2.2 評価条件

#### (1) 応力の原因

制御棒の応力の原因として以下を考慮する。

- ① 管壁（径方向）温度勾配
- ② スクラム時の加速度
- ③ 水平方向地震力による反力
- ④ 取扱い時の押付力
- ⑤ 下部グリッド板接合部スエリング差

このうち、下部グリッド板接合部スエリング差は、核的寿命末期では非常に厳しくなるため、別途非線形構造解析コードによる詳細解析を行う。

#### (2) 応力評価時期

制御棒の強度評価時期は、Naボンド型制御要素と同様とする。

#### (3) 応力評価位置

応力評価は、以下のとおり制御棒保護管の各部位について評価を行う。

( ) 内に熱流力設計結果から定めた設計温度を示す。

- ① 保護管上部 (通常運転時 585°C, 冷却材流量減少時 660°C)
- ② 保護管 - 下部グリッド板接合部  
(通常運転時 390°C, 冷却材流量減少時 410°C)

#### (4) 使用記号一覧表

制御棒(保護管)の応力評価式に用いる記号は下記の様に定義する。

$Q_{in\theta}$  : 円周方向二次応力 (保護管内面) ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

$Q_{out\theta}$  : 円周方向二次応力 (保護管外側) ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

$Q_{inZ}$  : 軸方向二次応力 (保護管内面) ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

$Q_{outZ}$  : 軸方向二次応力 (保護管外側) ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

$P_e$  : 水平方向地震力による反力 25kg

$\omega$	: 制御棒駆動機構外側延長管のたわみ量	34mm
$\ell_1$	: 外側延長管の長さ	2,600mm
A	: 保護管断面積	(mm <sup>2</sup> )
$\ell_2$	: 制御棒最大引抜時の長さ	800mm
$\ell_3$	: 制御棒全長	2,250mm
$\alpha$	: 热膨胀係数	(1/°C)
Z	: 断面係数	(mm <sup>3</sup> )
E	: 縦弾性係数	(kg/mm <sup>2</sup> )
$\nu$	: ポアソン比	
I	: 断面二次モーメント	(mm <sup>4</sup> )
M	: モーメント	(kg · mm)
$\Delta T$	: 管壁温度差	(°C)
通常運転時 $\Delta T = 70°C$ , 冷却材流量減少時 $\Delta T = 90°C$		
K	: スクラム加速度	3 G
F	: 地震荷重	25kg
$\varepsilon$	: 歪差	(%)
$\Delta D / D_{AN}$	: 下部グリッド板スエリング率	(%)
$\Delta D / D_{CW}$	: 保護管スエリング率	(%)
P	: 燃料交換機押付力	670kg
$W_2$	: 制御棒上部の自重	10kg
$P_k$	: 座屈荷重	(kg)
A	: 下部グリッド板半径	(mm)
$W_e$	: 制御要素重量	(kg)
h	: 下部グリッド板厚さ	(mm)
R	: 下部グリッド板にあけられた孔径	(mm)
W	: 下部グリッド板にあけられた孔との最小距離	(mm)

その他：保護管外径                     $64.7 \pm 0.5\text{mm}$

    保護管内径                     $61.7^{+0.5}_{-0}\text{mm}$

    防振突起部外径                     $72.7^{+0}_{-0.5}\text{mm}$

上下グリッド板間距離 1220mm

### (5) 強度計算式

#### イ. 制御棒保護管部

##### ① 管壁（径方向）温度勾配による応力

保護管内外面の温度差（径方向）により生じる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は以下の式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$Q_{in\theta} = \frac{-E \cdot \alpha \cdot \Delta T}{2(1-\nu)}$$

$$Q_{inZ} = Q_{in\theta}$$

$$Q_{out\theta} = \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta T}{2(1-\nu)}$$

$$Q_{outZ} = Q_{out\theta}$$

##### ② スクラム時の加速度による応力

スクラム時の加速度により生じる保護管の圧縮応力は以下の式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$P_{mz} = -\frac{K \cdot W_2}{A}$$

##### ③ 水平方向地震力による反力

水平方向地震力により生じる保護管の曲げ応力は以下の式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$M = F \cdot \ell_2$$

$$P_{bz} = \pm \frac{M}{Z}$$

##### ④ 取扱い時の押付力による圧縮応力

取扱い時の押付力により生じる保護管の圧縮応力は以下の式<sup>(24)</sup>で算出する。

$$P_{mz} = -\frac{P}{A}$$

### 9.2.3 評価

保護管については、製作公差とは別にNaによる内外面腐食を考慮する。

Na腐食は被覆管の腐食量評価と同様である。（ACCⅠは除く）

各部応力評価を実施した結果を第9.2-1表に示すとおり、何れも制限を満足する。

第9.2-1表 制御棒各部の応力（1）（通常運転時）

(単位kg/mm<sup>2</sup>)

評価位置		保護管上部			
評価時期		使用末期			
応力分類	応力の原因	周方向外面	周方向内面	軸方向外面	軸方向内面
$P_m$	スクラム荷重			-0.15	-0.15
	取扱い時の荷重			-3.44	-3.44
$P_b$	地震荷重			6.41	6.41
$Q$	管壁温度勾配	14.58	-14.58	14.58	-14.58
$P_m (P_L)$				-3.59	-3.59
$P_m (P_L) + P_b$				2.82	2.82
$P_m (P_L) + P_b + Q$	14.58	-14.58		17.40	-11.76
				4.59	-24.58

強度評価（評価温度：585°C）

応力強さの種類	許容応力強さ	設計比
$P_m (P_L)$	3.59	18.40 ( $S_m$ )
$P_m (P_L) + P_b$	10.00	27.60 (1.5 $S_m$ )
$P_m (P_L) + P_b + Q$	24.58	43.50 ( $S_q$ )

第9.2-1表 制御棒各部の応力（2）（運転時の異常な過渡変化時）

(単位kg/mm<sup>2</sup>)

評価位置		保護管上部			
評価時期		使用末期			
応力分類	応力の原因	周方向外面	周方向内面	軸方向外面	軸方向内面
$P_m$	スクラム荷重			-0.15	-0.15
	( $P_L$ ) 取扱い時の荷重			-3.52	-3.52
$P_b$	地 震 荷 重			6.41	6.41
				-6.41	-6.41
Q	管壁温度勾配	18.18	-18.18	18.18	-18.18
$P_m$ ( $P_L$ )				-3.67	-3.67
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$				2.74	2.74
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + Q		18.18	-18.18	-10.08 20.92	-10.08 -15.44
				8.10	-28.26

強度評価（評価温度：660°C）

応力強さの種類	許容応力強さ	設計比
$P_m$ ( $P_L$ )	3.67	14.40 ( $S_m$ )
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$	10.08	21.60 (1.5 $S_m$ )
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + Q	28.26	40.20 ( $S_q$ )

第9.2-1表 制御棒各部の応力（3）（通常運転時）

(単位kg/mm<sup>2</sup>)

評価位置		保護管－下部グリッド板接合部			
評価時期		使用末期			
応力分類	応力の原因	周方向外面	周方向内面	軸方向外面	軸方向内面
$P_m$	スクラム荷重			-0.15	-0.15
	( $P_L$ ) 取扱い時の荷重			-3.44	-3.44
$P_b$					
$Q$	接合部スエリング差	75.02	6.28	52.14	-56.01
$P_m$ ( $P_L$ )				-3.59	-3.59
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$				-3.59	-3.59
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + $Q$	75.02	6.28	48.55	-59.60	

強度評価（評価温度：390°C）

応力強さの種類		許容応力強さ	設計比
$P_m$ ( $P_L$ )	3.59	31.20 ( $S_m$ )	0.115
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$	3.59	46.80 (1.5 $S_m$ )	0.077
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + $Q$	75.02	93.60 (3 $S_m$ )	0.801

第9. 2-1表 制御棒各部の応力（4）（運転時の異常な過渡変化時）

(単位kg/mm<sup>2</sup>)

評価位置		保護管一下部グリッド板接合部			
評価時期		使用末期			
応力分類	応力の原因	周方向外面	周方向内面	軸方向外面	軸方向内面
$P_m$	スクラム荷重			-0.15	-0.15
	( $P_L$ ) 取扱い時の荷重			-3.52	-3.52
$P_b$					
Q	接合部スエリング差	74.84	6.19	52.08	-56.07
$P_m$ ( $P_L$ )				-3.67	-3.67
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$				-3.67	-3.67
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + Q	74.84	6.19	48.41	-59.74	

強度評価（評価温度：410°C）

応力強さの種類	許容応力強さ	設計比
$P_m$ ( $P_L$ )	3.67	30.90 ( $S_m$ )
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$	3.67	46.30 (1.5 $S_m$ )
$P_m$ ( $P_L$ ) + $P_b$ + Q	74.84	92.70 (3 $S_m$ )

## 9.3 溶接部スエリング差

### 9.3.1 応力歪解析

制御棒の場合、下部の中性子束が高く長寿命化に伴い、被覆管（PNC316 20%CW材）と端栓（PNC316ST材）溶接部及び保護管（PNC316 20%CW材）と下部グリッド板（PNC316ST材）溶接部にスエリング差に起因する高い歪及び応力が生じる。この部位では、従来の単純評価式では核的寿命達成の見込みはないことから、解析コードによる弾塑性クリープ解析を行い、核的寿命末期までの健全性を評価する。

なお、端栓部の溶接構造としては従来のはめ合い溶接と突き合わせ溶接が考えられるため、これらの形状、その他照射クリープ係数等をパラメータにいくつかのケースを実施する。

#### (1) 評価基準

応力値は、 $3 S_u$ 以下に制限する。また、本設計では健全性評価重要との判断から塑性歪でも制限し、何れか制限値を上回る場合は設計不成立と見なす。塑性歪の制限値としては、MK-II制御棒のACM Iデータに基づき、低速歪効果、照射効果を考慮し作成した炉内塑性歪限界曲線<sup>(4)(5)</sup>を流用した。第9.3-1図にこれを見示す。

#### (2) 解析条件

- ① 解析コード 非線形構造解析コード「FINAS」
- ② 評価温度  $390^{\circ}\text{C}$
- ③ 評価式      断面積式      ST材 添付資料Ⅲのとおり。  
                                        CW材  $0$ とする  
    照射クリープ式 添付資料Ⅲのとおり  
     $B_0 = 0, 2.00$  (下限値),  $3.46$  (最確値) の3ケース
- ④ 解析日数  $0 \sim 660$ 日 (タイムステップ100日、核的寿命10at%相当)
- ⑤ 中性子束  $2.82 \times 10^{19} \text{n}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$  ( $E \geq 0.1 \text{MeV}$ )  
    2DBURN, TRIANGLE計算値、添付資料Ⅱ参照
- ⑥ 物性値 添付資料Ⅲのとおり。
- ⑦ 解析モデル 第9.3-2図に示す。

溶接の熱影響部は、第9.3-3図（燃料溶接部の硬さ測定結果）のように、ビード近傍ほどST材の物性に近くなる。熱影響部は、

同図より溶接部から0.6mmの範囲とし、20%CW材とST材の物性間を直線内挿した。解析上重要なスエリング特性は、冷間加工度の変化に伴い第9.3-4図のように変化するため、直線近似は妥当と考える。

### (3) 解析結果

下部端栓溶接部の応力コンターを第9.3-5図に示す。また、各条件における核的寿命末期での塑性歪値、応力値を制限値（塑性歪0.2%，応力3S<sub>u</sub>）と併せてまとめたものを第9.3-6図に示す。

同様に、下部グリッド溶接部の応力コンターを第9.3-7図に、各条件における核的寿命末期での塑性歪値、応力値を第9.3-8図に示す。

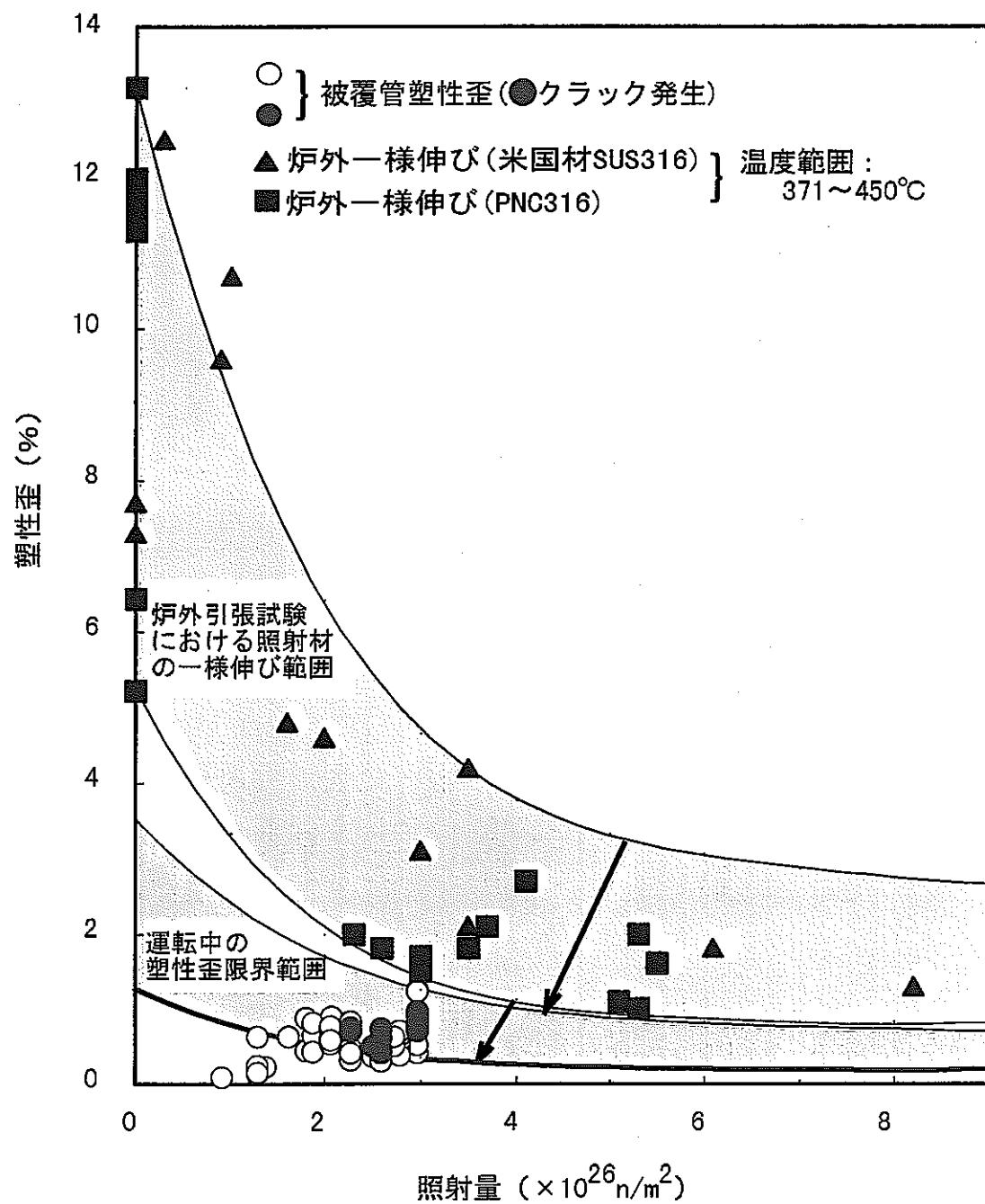
この結果、いずれの構造においても照射クリープを考慮することで核的寿命までの健全性を設計上保証しうる見通しを得た。

#### 9.3.2 実機の溶接構造

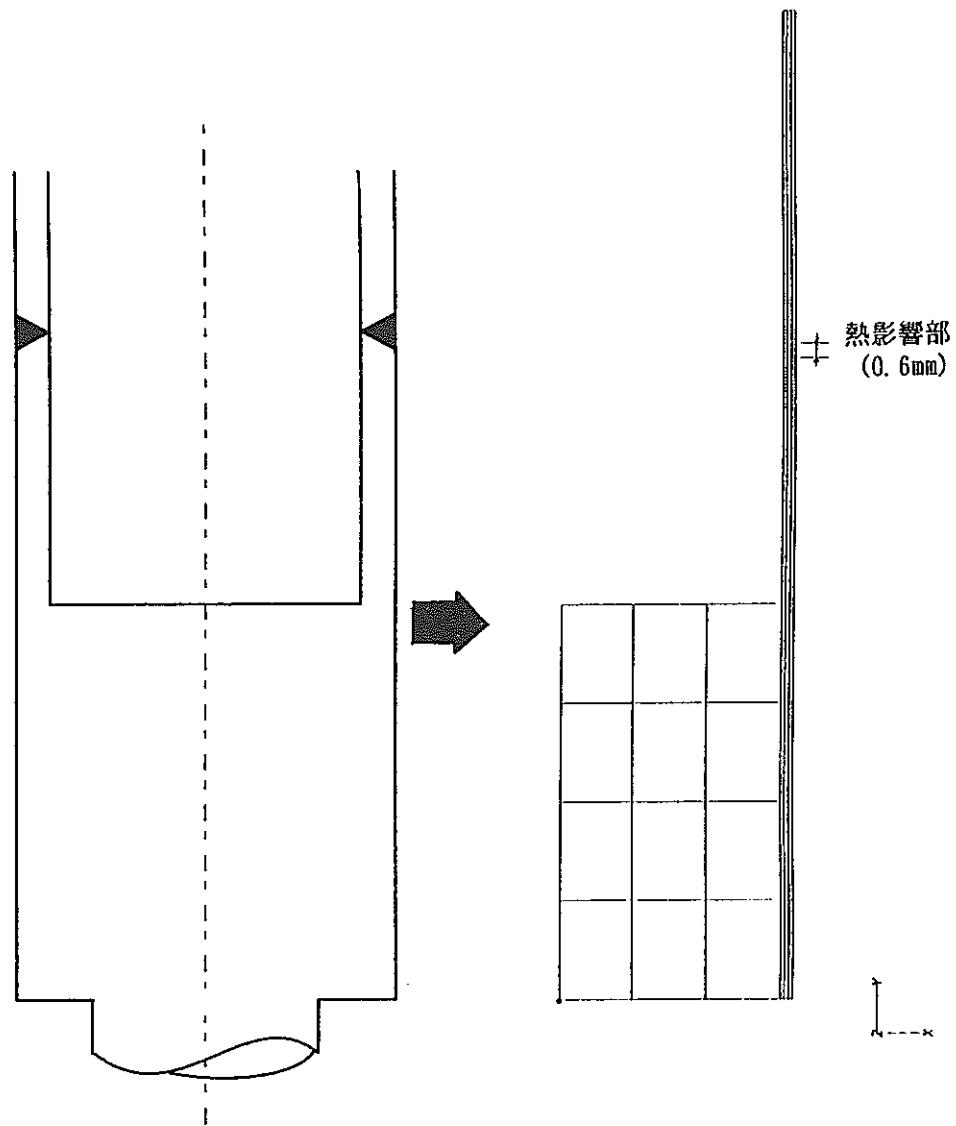
上述の解析結果のとおり、何れの構造でも照射クリープによる応力緩和を考慮することで、健全性は確保される。使用末期の塑性歪、応力（設計比）は、第9.3-6図、第9.3-8図のとおり、照射クリープを考慮した場合、両溶接構造にあまり差はない。

しかしながら、両構造の応力コンター（第9.3-5図、第9.3-7図）から、万が一の被覆管割れを想定すると第9.3-9図のようになり、突き合わせ溶接は、溶接ビードに沿って亀裂が進むことによる、ギロチン破断のような被覆管破損が懸念される。このことから、特に溶接部にバックアップ構造の取れない制御要素の下部端栓部には、従来どおりはめ合い溶接が妥当と考える。

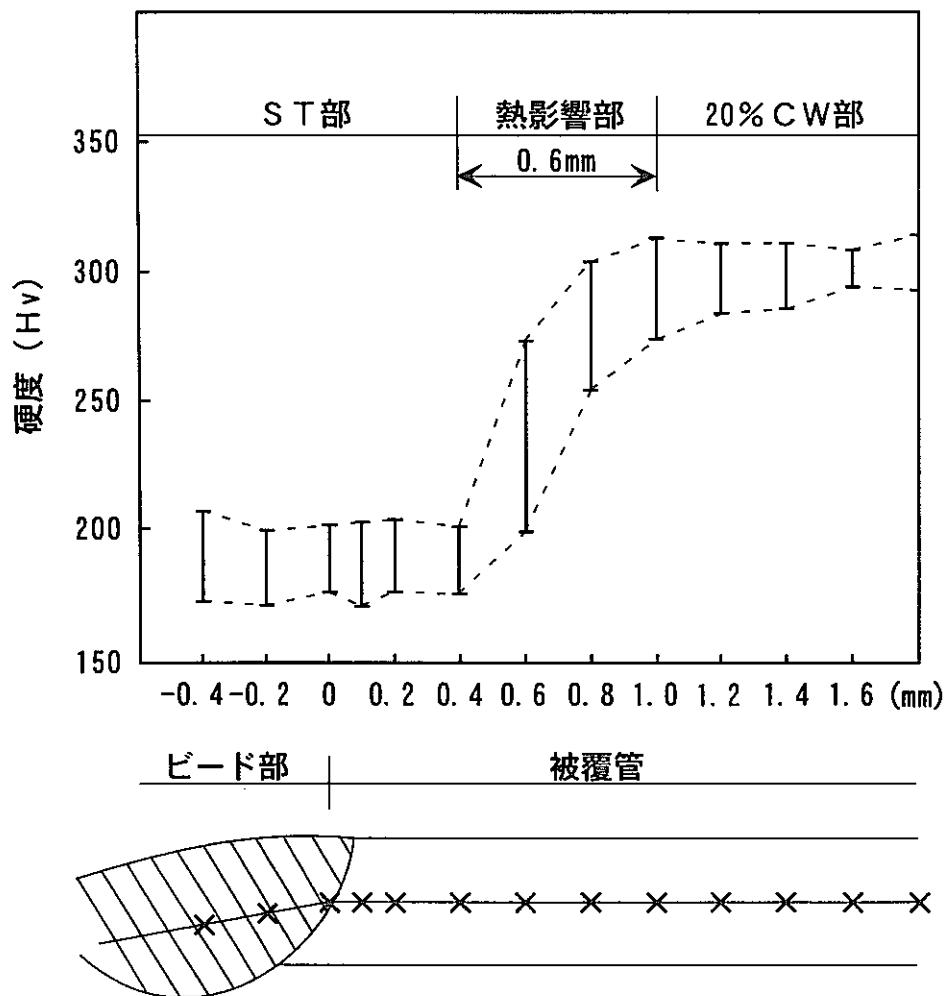
グリッド溶接部については、構造上第9.3-10図に示すようなバックアップ構造（脱落防止構造）とができる、突き合わせ溶接として照射データを取得していくことも可能である。この部位の健全性確保は、原子炉の安全上重要であり、長寿命化に伴う万一の破損を想定しても、安全性が確保されることが望ましい。このため、実機グリッド溶接部の詳細検討にあたっては、バックアップ構造の採用も含めて十分吟味し、決定していく計画である。



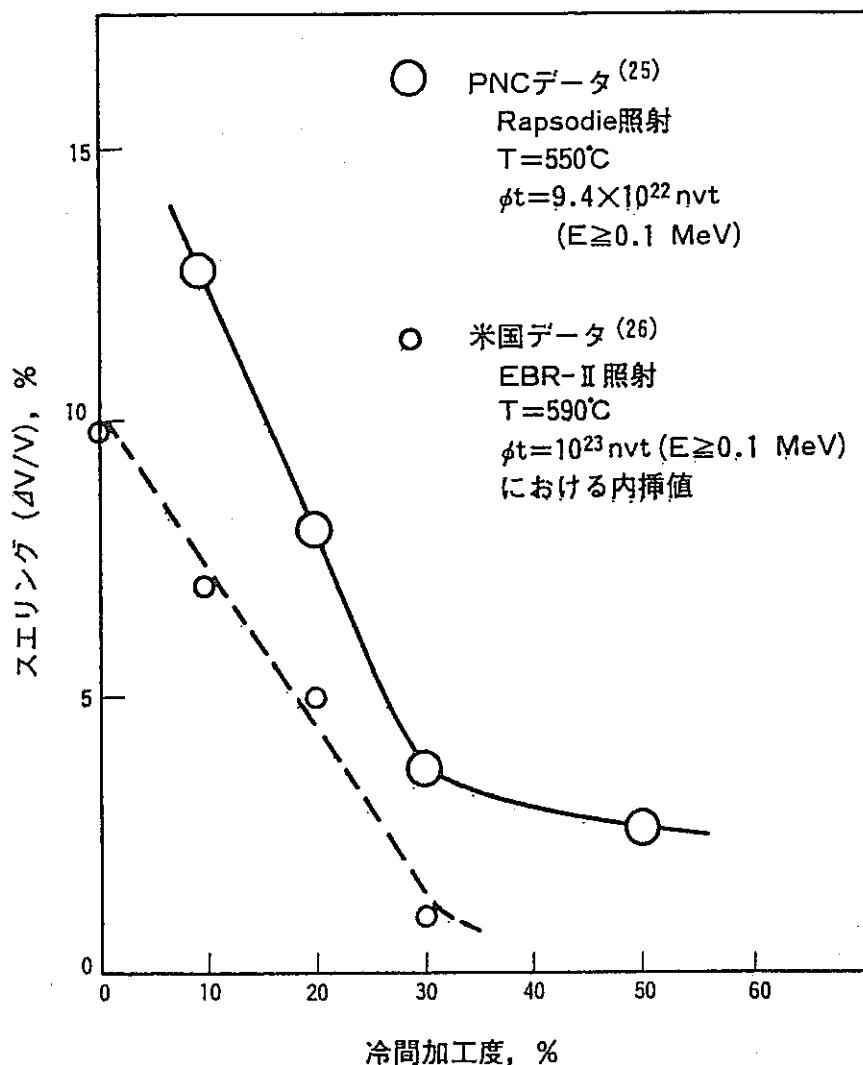
第9.3-1図 運転中の被覆管塑性歪限界値



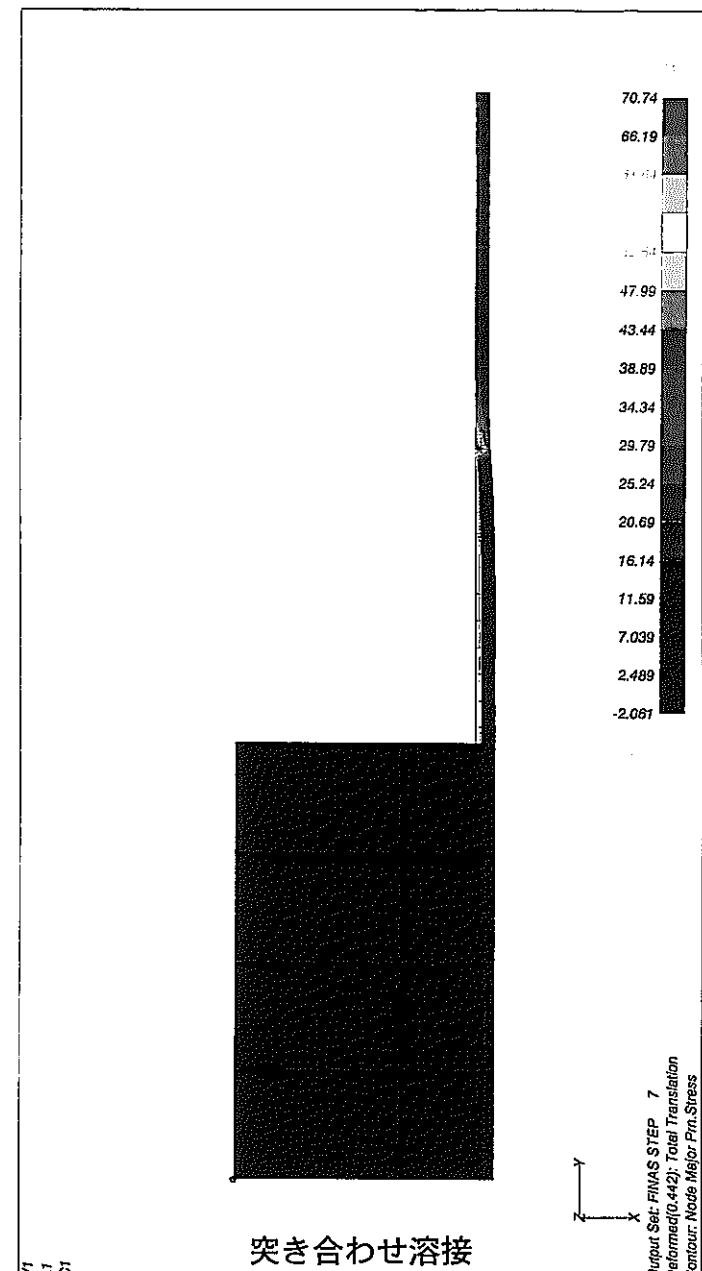
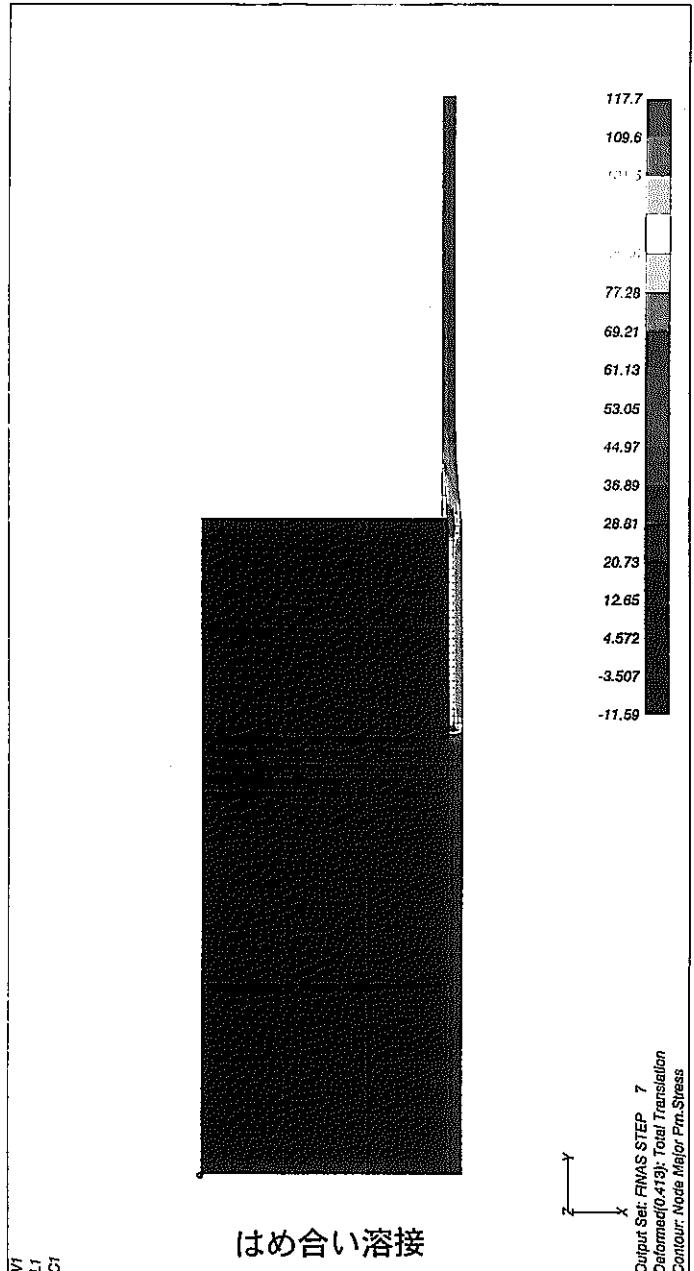
第9.3-2図 溶接部スエリング差解析モデル



第9.3-3図 燃料要素端栓溶接部の硬度データ

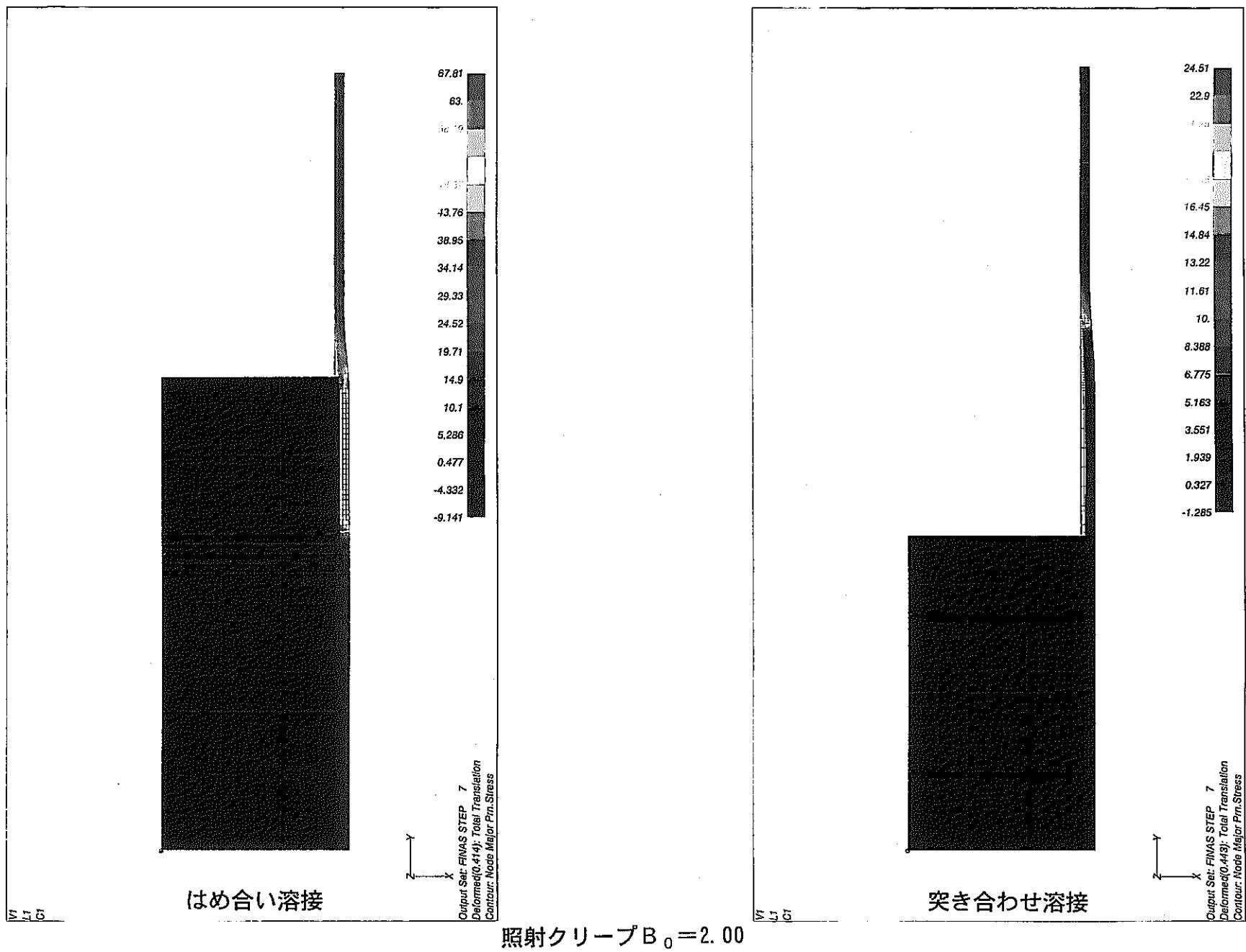


第9. 3-4図 316ステンレス鋼のスエリングに及ぼす冷間加工度の影響

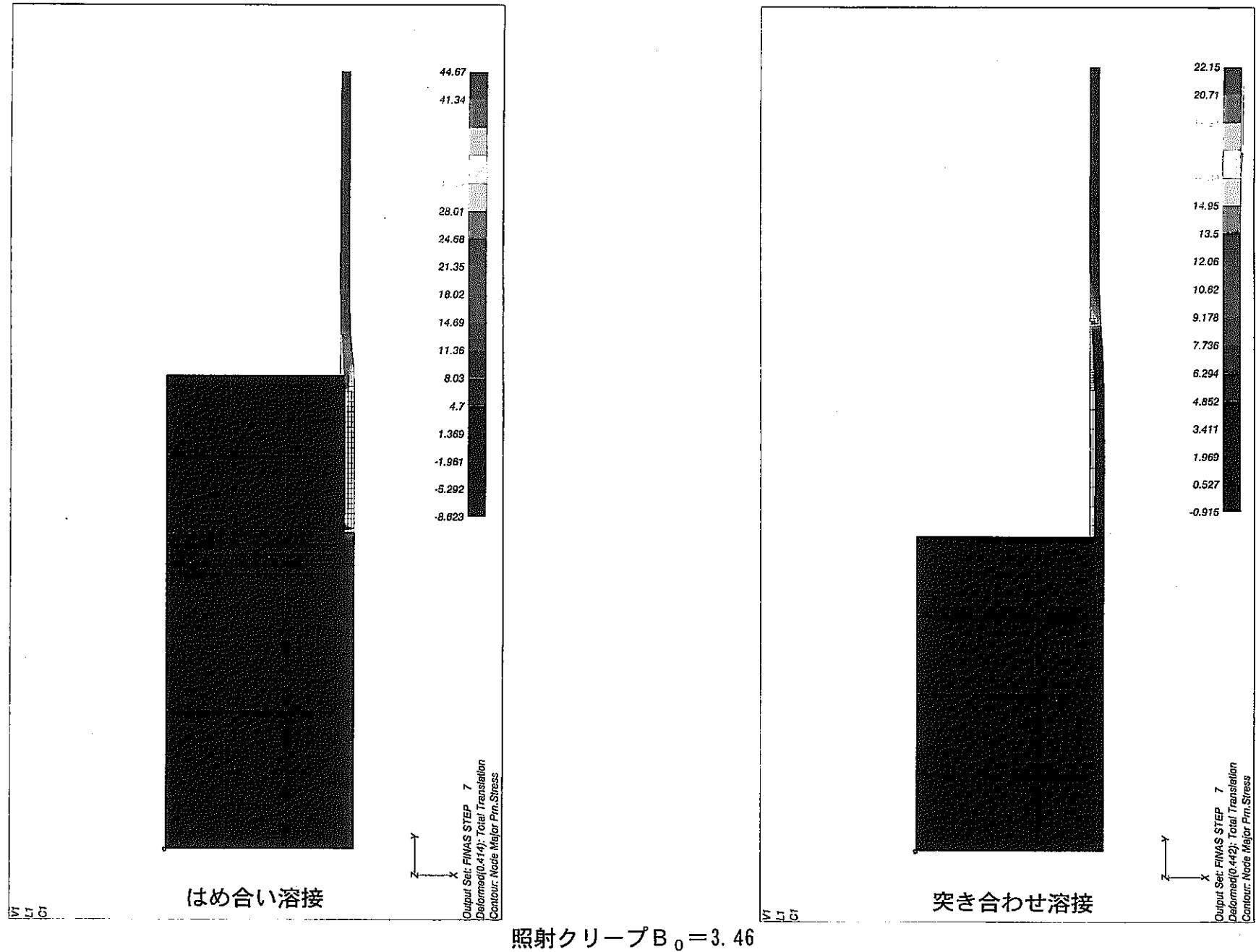


照射クリープ  $B_0 = 0.00$

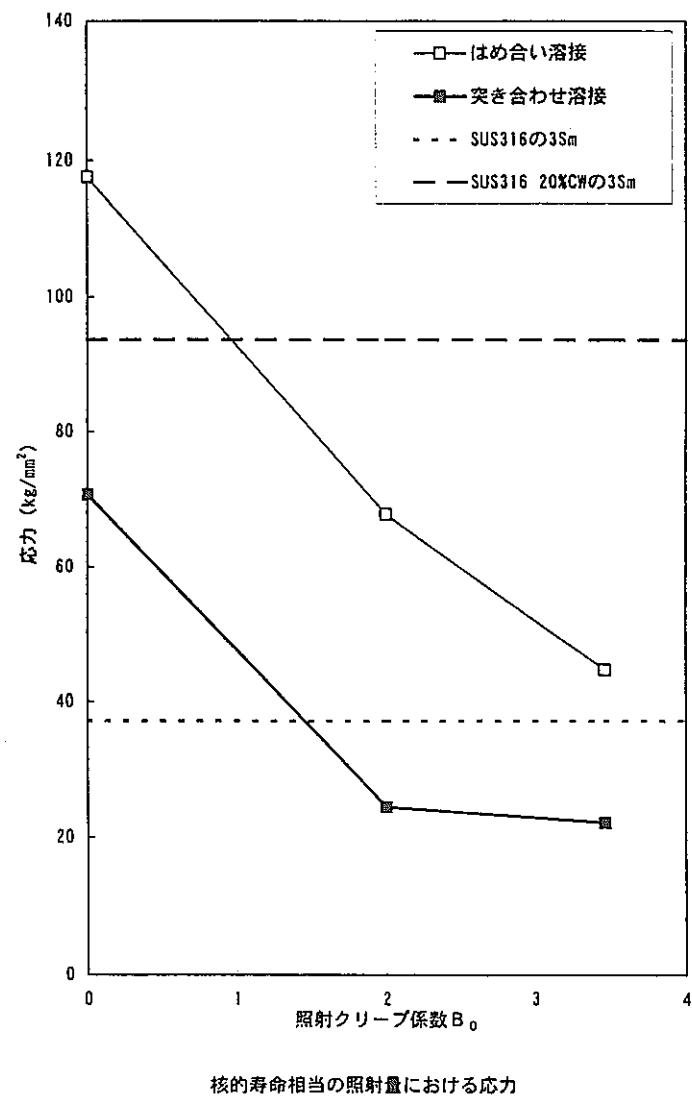
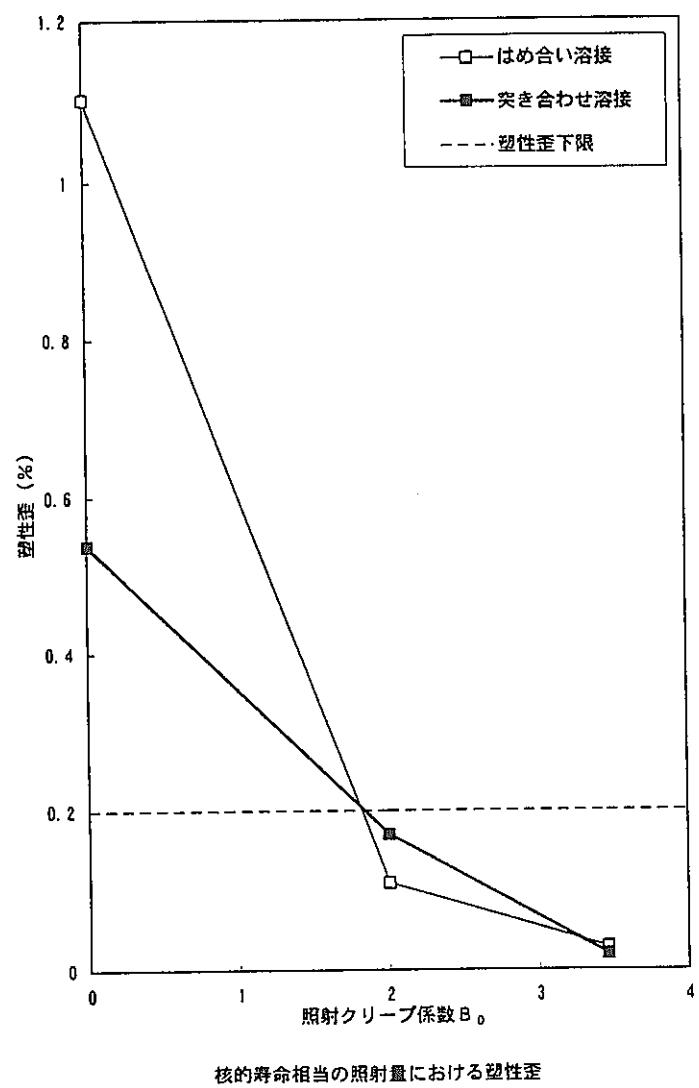
第9.3-5(1)図 下部端栓溶接部応力分布



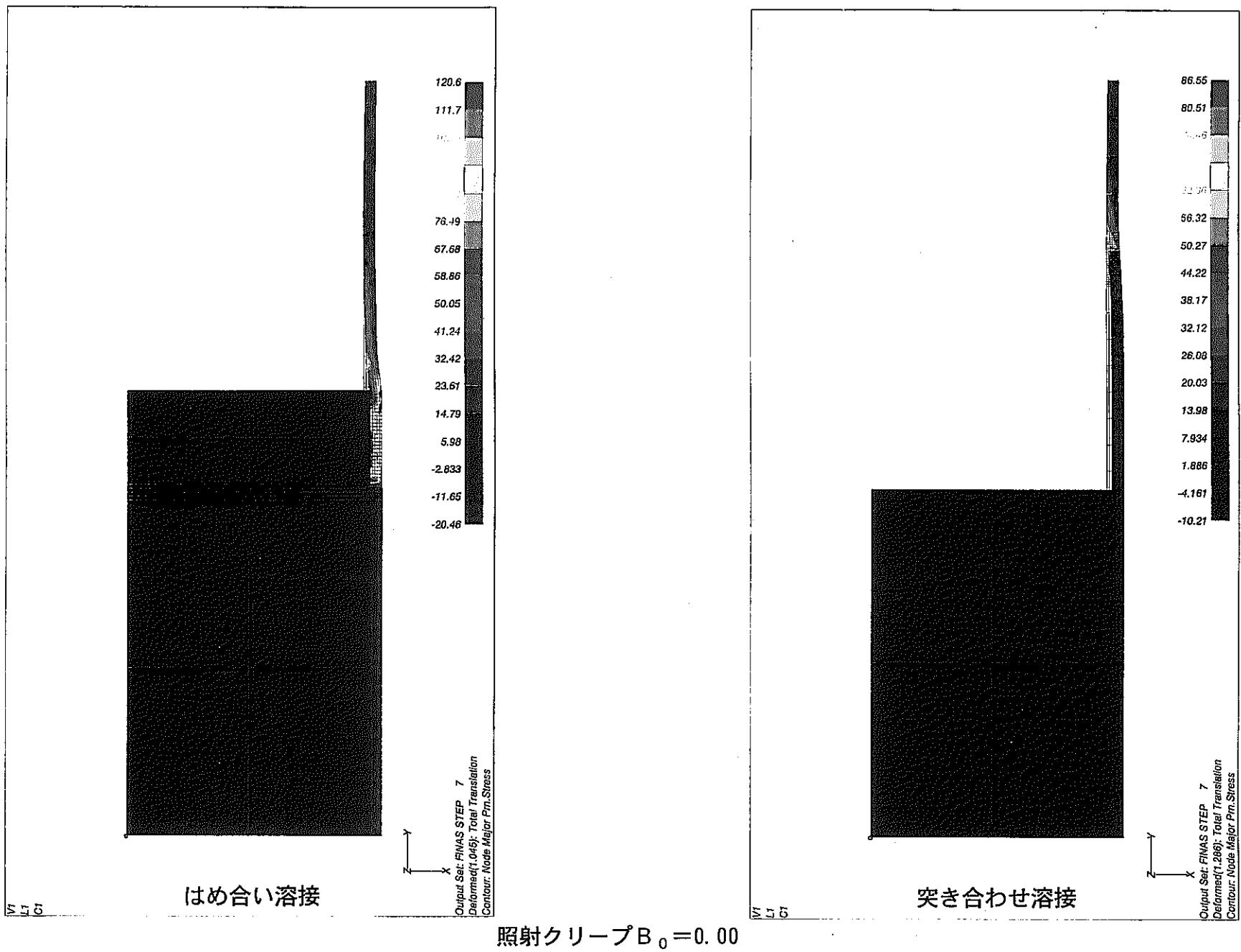
第9.3-5(2)図 下部端栓溶接部応力分布



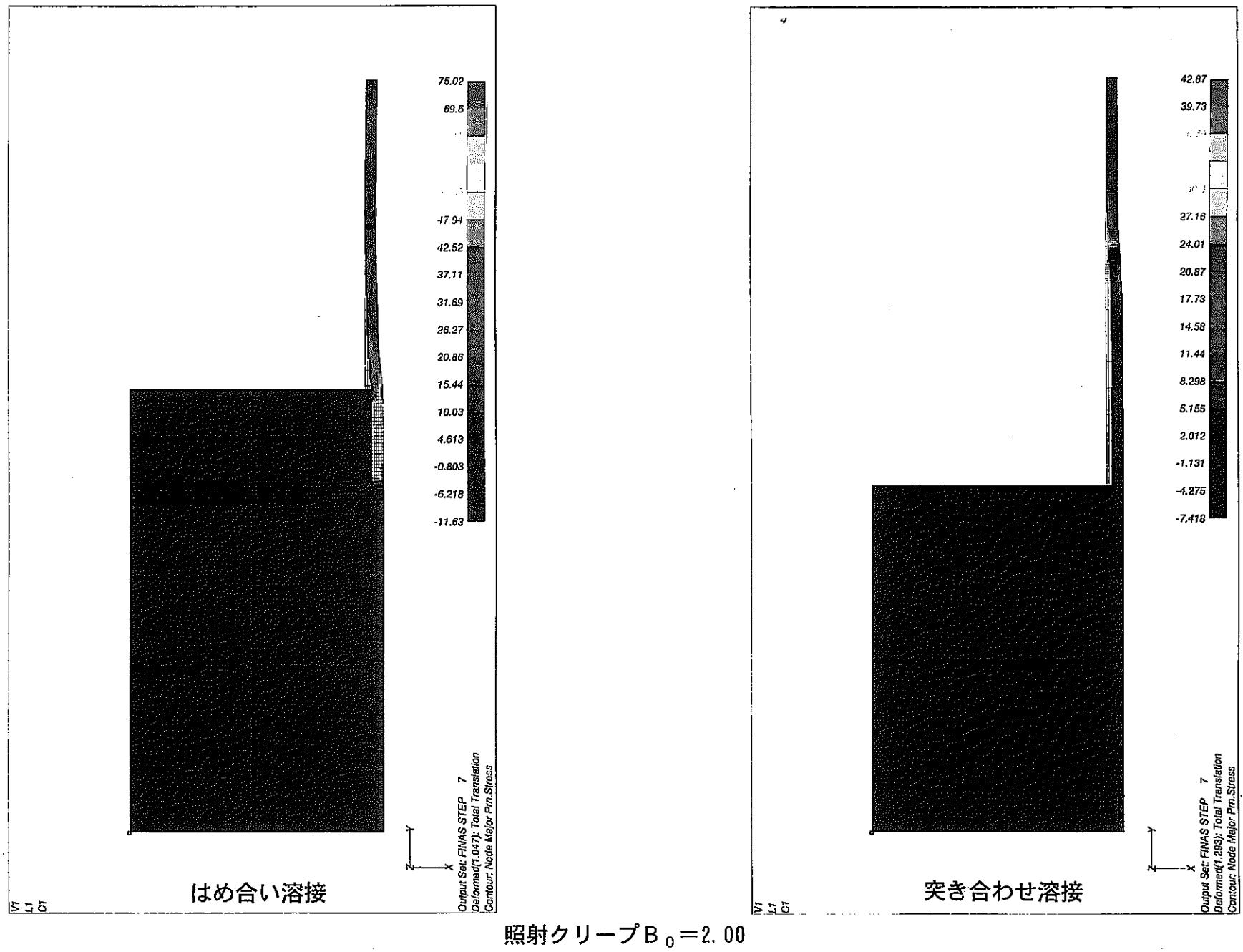
第9. 3-5(3)図 下部端栓溶接部応力分布



第9.3-6図 下部端栓溶接部の核的寿命相当の照射量における塑性歪及び応力

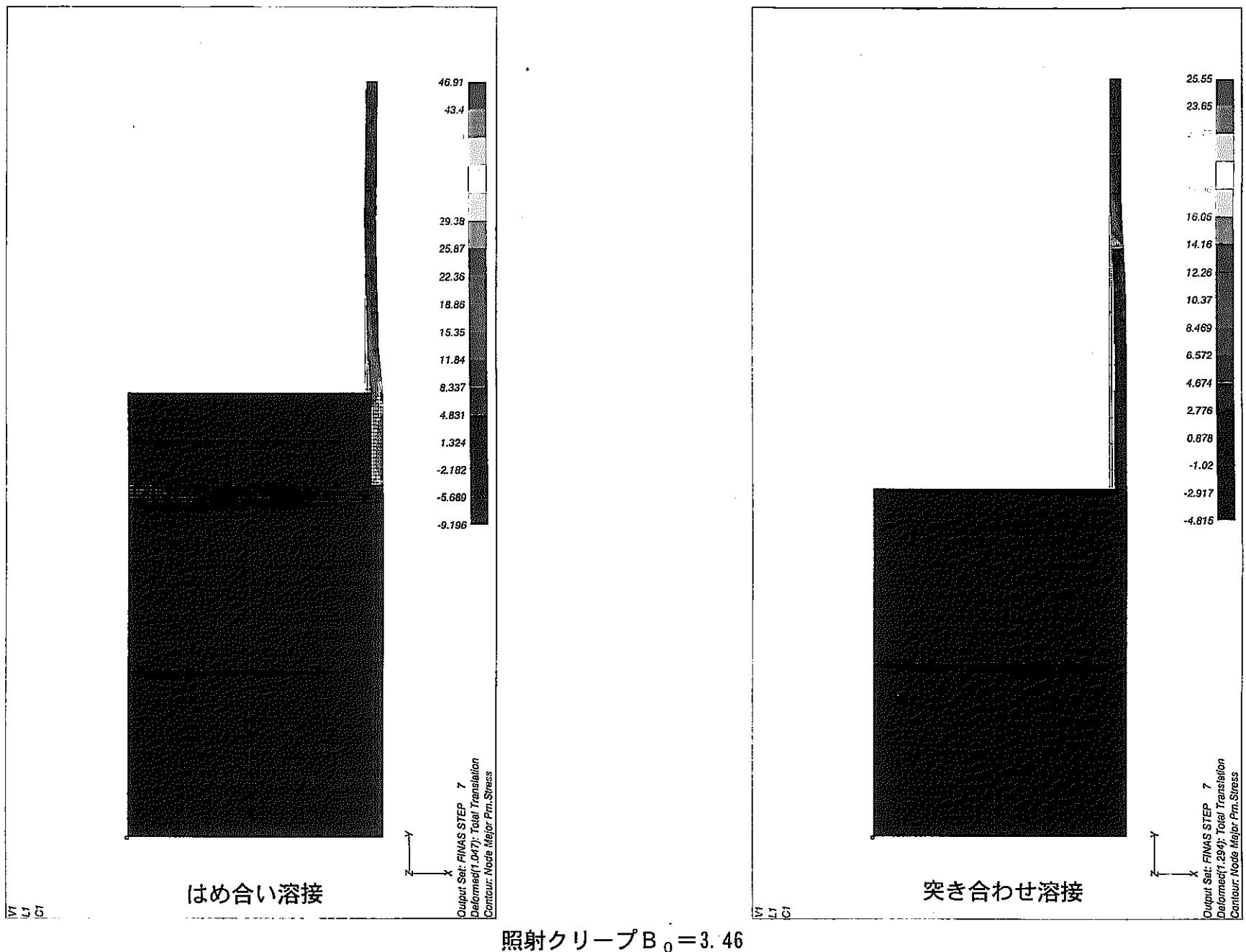


第9.3-7(1)図 下部グリッド溶接部応力分布



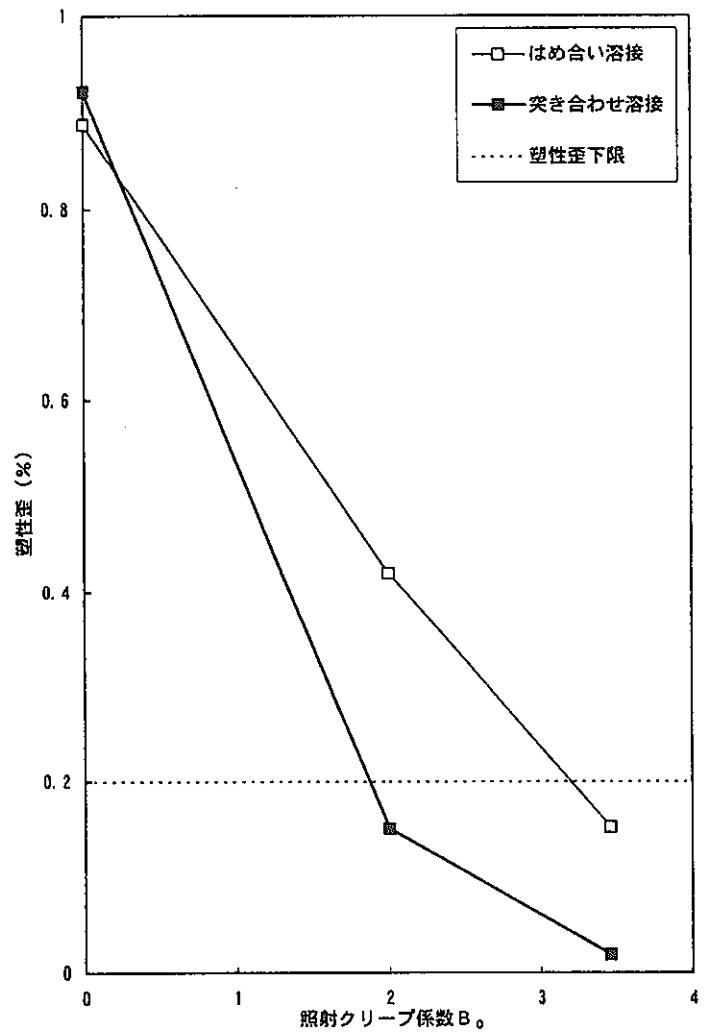
照射クリープ  $B_0 = 2.00$

第9. 3-7(2) 図 下部グリッド溶接部応力分布

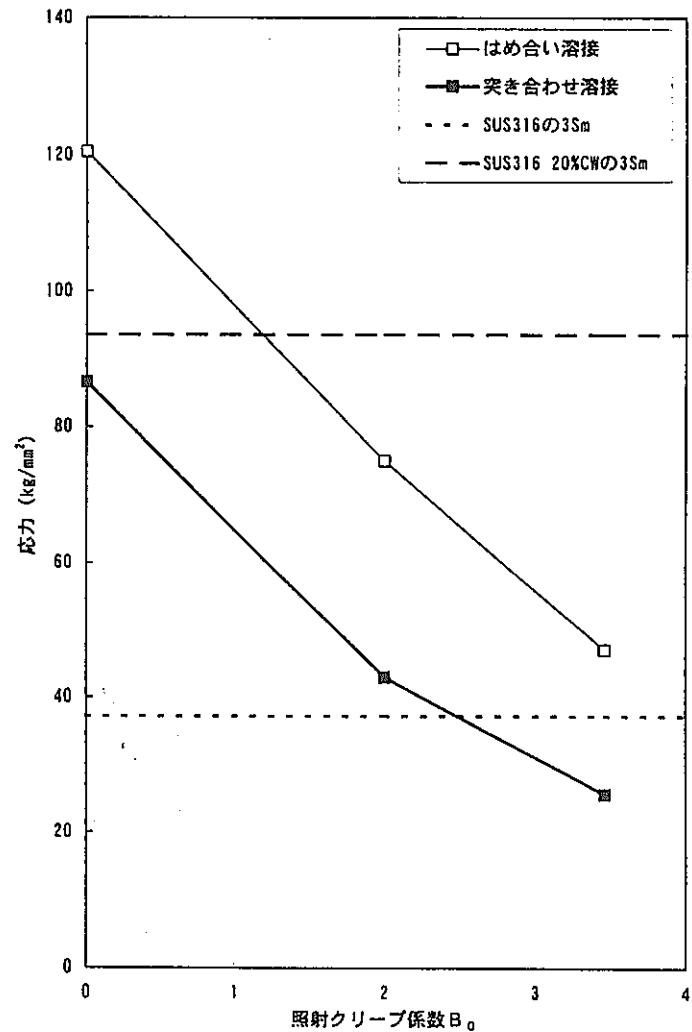


照射クリープ  $B_0 = 3.46$

第9. 3-7(3) 図 下部グリッド溶接部応力分布

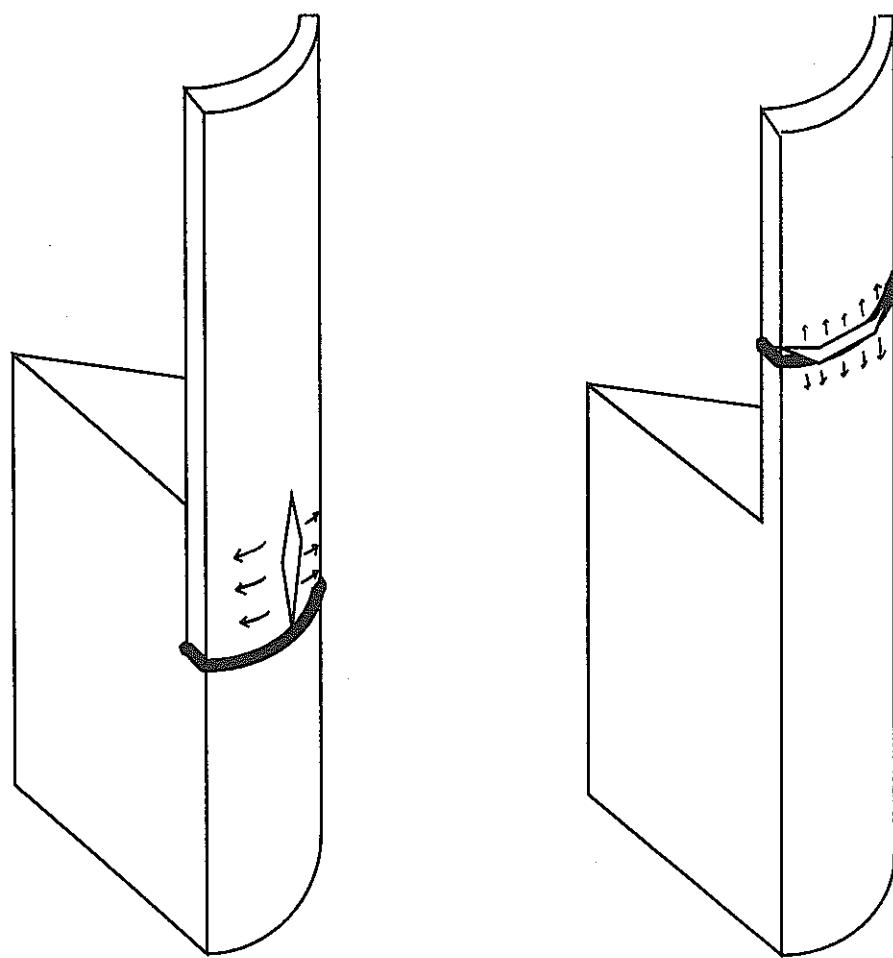


核的寿命相当の照射量における塑性歪



核的寿命相当の照射量における応力

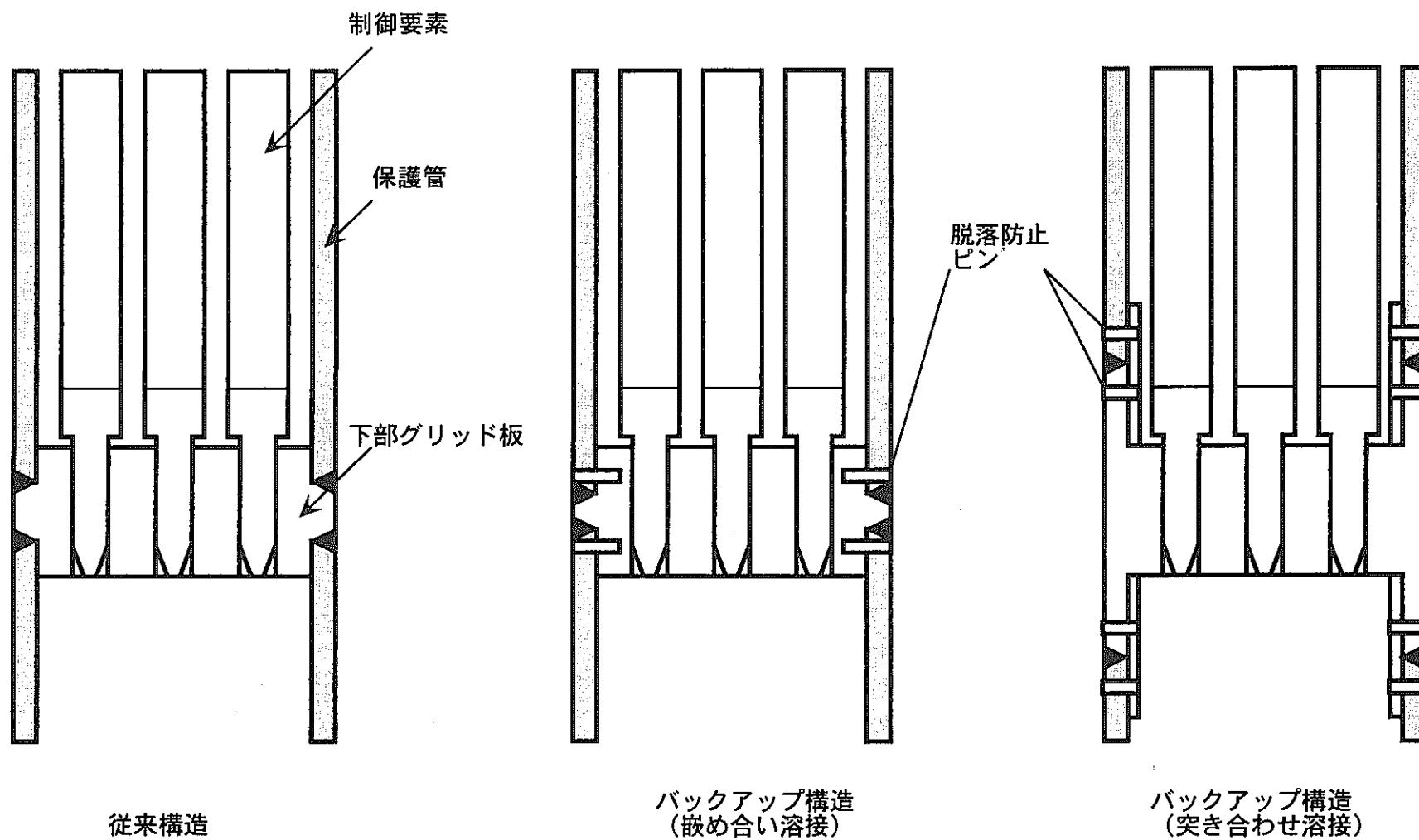
第9. 3-8図 下部グリッド溶接部の核的寿命相当の照射量における塑性歪及び応力



嵌め合い溶接

突き合わせ溶接

第9. 3-9図 溶接構造と予想破損形態



第9.3-10図 保護管溶接部とバックアップ構造

## 10. 洗浄貯蔵性評価

### 10.1 洗浄貯蔵方法の選択肢

「常陽」の運転時間はMK-III炉心移行後約70,000hrと想定されている。運用初期の段階でサーバイランス用としてPIEに供し、解体廃棄するものは除き、その後の標準的使用期間を300EFPD程度とすると、「常陽」の炉寿命までに発生する使用済制御棒は単純計算で60本程度と予想され、これらを洗浄貯蔵していくための検討が必要である。なお、現行のHeボンド型制御棒を継続使用する場合、使用済制御棒発生量はこの約2～3倍になる。

ドレン機能を持たない「常陽」Naボンド型制御要素においては、炉外脱荷後内部に残留するNa量は、要素1本当たり約35cm<sup>3</sup>となる。従って、7本バンドルの制御棒では約250cm<sup>3</sup>、外部付着Naも考慮すると、総量は300g/制御棒程度と予想される。この値はB<sub>4</sub>Cペレットスタックのスエーリング（使用末期では初期空間の約20%）に伴う要素外へのボンド材Naの排出を無視しているため保守側ではあるが、従来のHeボンド型制御棒に比べて残存Na量が多くなる。

なお、「常陽」の使用済炉心構成要素は、炉外取り出し後、蒸気洗浄、脱塩水循環洗浄を行い、缶詰缶内に封入して水中貯蔵している。（反射体等は、第2使用済燃料貯蔵プールで裸貯蔵も可能）

使用済Naボンド型制御棒の取り扱い方法については、大別して、

- (1) 湿式洗浄貯蔵（従来の方法）
- (2) 未洗浄、乾式貯蔵（PHENIXの方法）
- (3) 全数解体洗浄、廃棄

等が考えられる。次節より、各方法について「常陽」への適用について検討し、Naボンド型制御棒の最適な使用後洗浄貯蔵方法を決定する。

## 10. 2 湿式洗浄貯蔵

湿式洗浄貯蔵は「常陽」では既に実施されている方法である。設備改造を要しないことや、これまで安全な取り扱い実績を有すること等を考慮すると、実現までの課題は最も少ないと考えられる。但し、Naボンド型制御棒については、残留Naが多いことによるスパイク圧の発生の有無、水素濃度の急激な上昇等の評価は不可欠である。使用済Naボンド型制御棒の湿式洗浄等に関する報告は海外にも例がなかったため、「常陽」では湿式洗浄貯蔵に関する試験を実施してきた。一連の試験結果は添付資料VIIにまとめており、洗浄性、貯蔵性に関する有効な知見が得られた。以下に「常陽」の設備での試験の概要と湿式法の検討結果について説明する。

### 10. 2. 1 「常陽」洗浄貯蔵設備での試験

「常陽」では、コールド試験によって、水洗浄によるスパイク圧の発生がないことを確認した後、実際に使用済燃料等を取り扱うNa洗浄設備、使用済燃料貯蔵プールにおける洗浄貯蔵試験を実施している。供試体である第10. 2-1図の洗浄模擬体（要素模擬体7本装荷）は、「常陽」第12回定期検査の燃料交換作業中に、炉内燃料貯蔵ラックに約24時間装荷し、Naを付着充填させた後、洗浄貯蔵試験に供した。試験フローを第10. 2-2図に示す。主な試験結果は下記のとおりである。

- (1) 蒸気洗浄時の水素濃度、脱塩水洗浄時の導電率等については、従来の炉心構成要素と比較して大きな差異は認められず（添付資料VII参照）、圧力の急激な上昇等もなかった。
- (2)  $\gamma$ 線測定と解体検査の結果、7本中5本に、ピン内ギャップ部にのみ金属Naの残留が確認された。その量は、解体観察の結果から約120gと評価された。取得したデータから、各工程でのNa洗浄状況を予測した結果を第10. 2-3図に示す。確認のため、追加コールド試験を実施したところ、Na充填率がほぼ100%の場合、金属Naによってベント管（ガス経路）が閉塞し、水が僅かしか浸入しないことが分かった。
- (3) 貯蔵試験中、缶詰後の圧力は約75日間継続して緩やかに上昇していた。圧力上昇分より、反応Na量を概算すると19gとなる。上述の追加コールド試験でも同様の傾向が見られた。これらを併せて第10. 2-4図に示す。データより缶詰後のNa-水反応の平均速度を求めるとき、本設では集合体当たり0.25

g/day、追加コールド試験ではピン当り0.04 g/dayとなり、ピン本数の違いを考慮すると両者は良く一致した。

以上のとおり、「常陽」の現設備において、Naボンド型制御棒モックアップ体を安全に洗浄、短期貯蔵することができた。しかしながら、蒸気及び脱塩水洗浄、更に75日の水中貯蔵では、ピン内に金属Naが残留する結果となった。試験データから実機洗浄後のNa残留量を予測すると、約20 g／要素、140 g／制御棒となる。但し、貯蔵試験中の反応速度0.25 g／日を適用すると、Na 140 gの反応所要時間は約560日となり、大まかには2年程度水中に漬け置きすれば、ピン内部まで洗浄される可能性がある。

### 10.2.2 長期水中貯蔵の安全性について

試験において蒸気洗浄、脱塩水循環洗浄及び短期水中貯蔵の安全性が確認された。そこで、長期水中貯蔵における静的な圧力上昇を考慮し、缶詰缶の健全性について検討する。缶詰缶の静的な破損は、設備の安全上影響を与えるものではないが、炉寿命末期には計60体程度のNaボンド型制御棒の貯蔵があり得ることを考慮し、缶詰缶の健全性を長期貯蔵実施の条件とする。成立性の検討として、従来の密封型缶詰缶の健全性評価、ベント型缶詰缶の採用によるトリチウム(<sup>3</sup>H)や軽水素(<sup>1</sup>H)の放出の影響評価を行う。

#### (1) 密封缶詰缶の健全性

使用済制御棒には崩壊熱がないことから、貯蔵中の缶内水温はプール設計温度50°Cを想定すれば十分である。高濃度のNaOH溶液中における応力腐食割れ(SCC)の発生は、特にNaOH水溶液濃度と水溶液温度に依存する。第10.2-5図にSUS304のSCC発生限界曲線<sup>(27)</sup>を示す。Naボンド型は比較的残留Na量が多いが、これが全量水と反応しても、NaOH濃度は僅か1wt%程度であり、第10.2-5図から、SCCの発生環境にはないことが分かる。アルカリ腐食による減肉も問題となる使用条件にはなく<sup>(27)</sup>、評価上無視しうる。

缶詰缶内ガスプレナム容積約1,900cm<sup>3</sup>、水素分子発生モル数3.04mol(140g

のNaが全量反応したものとして計算），設計温度50°Cから、缶内圧は42.5kg/cm<sup>2</sup>となる。缶詰缶肉厚3mm、円筒方向の平均半径55.65mmより缶胴部の一般一次膜応力は、約4kg/mm<sup>2</sup>、軸方向応力約8kg/mm<sup>2</sup>、ボルト部引張応力は21kg/mm<sup>2</sup>となった。缶詰缶材料であるSUS304のS<sub>u</sub>値は15.8kg/mm<sup>2</sup>（常温）であるため、最も厳しいボルト部では、設計が成立しない。ボルト材変更や、プレナム増加（注水量抑制）等の対応も考えられるが、Na残留量の不確かさ等考慮し、以下のベント型缶詰缶の採用を提案する。

## (2) ベント型缶詰缶の成立性

ベント型缶詰缶の採用に当たっては、缶詰缶からの<sup>3</sup>H放出、<sup>1</sup>H放出等を考慮する必要がある。<sup>3</sup>Hは運転中B<sub>4</sub>Cペレットでも生成されるが、ペレット中に保持された<sup>3</sup>Hは常温では放出されない（11章2節参照）ため、残留Na中のもののみ考慮すれば良い。缶詰缶プレナム内で<sup>3</sup>H濃度が上昇した状態での、開缶作業を想定する。このとき、Na中の<sup>3</sup>H量が缶詰缶内プレナム中に全量放出されたときの濃度を、空気中の元素状<sup>3</sup>Hの濃度限度 $2 \times 10^4$ Bq/cm<sup>3</sup>（管理区域内）と比較すれば十分厳しいと判断される。1次系Na分析の実績最大値から、140g中の<sup>3</sup>H量を計算すると約 $1.1 \times 10^6$ Bqである。プレナム体積1900cm<sup>3</sup>より、<sup>3</sup>H濃度は $5.8 \times 10^2$ Bq/cm<sup>3</sup>となり、上記濃度限度の1/30以下である。

次に<sup>1</sup>Hは、<sup>3</sup>Hよりも発生量が多いが、缶詰缶にかかる外圧（プール水頭圧）を超えた分だけ徐々に放出されるため、全量が一度に放出されるという想定をする必要はなく、その放出速度について検討すればよい。Naボンド型の平均使用期間を1年とすると、取出し数は稼働率100%で6体/年となる。Na残留期間を2年として、最大18体分の水素発生を想定する。「常陽」の水中貯蔵試験でのNa反応速度0.25g/日にピン本数7本の補正をすると、缶詰缶1体当たりの反応速度は0.35g/日となる。これにより、定常的な<sup>1</sup>H放出速度は18体分でも僅か $3.5 \times 10^3$ cm<sup>3</sup>/日である。また、コールド試験での反応速度 $9.65 \times 10^{-2}$ g/sから、仮に突然水が浸入し、過渡的に水素が放出された場合の速度も約54cc/sと小さい。

なお、0°C、1atmの空気中に拡散する水素の拡散係数Dは22m<sup>2</sup>/h<sup>(24)</sup>であり、拡散性は極めて高い。プール水面に放出された水素の濃度変化は、拡散

方程式に従うと考えられることから、放出から時間  $t$  経過後、発生源からの距離  $x$  での濃度変化を定量的に推定できる。1次元、瞬間点源モデルでの、フィックの第2法則の解は、次のように与えられている。<sup>(28)</sup>

$$C(x, t) = M / \sqrt{4\pi D t} \cdot \exp(-x^2 / 4Dt)$$

ここで、 $C(x, t)$  : 時間  $t$ 、位置  $x$  での濃度、

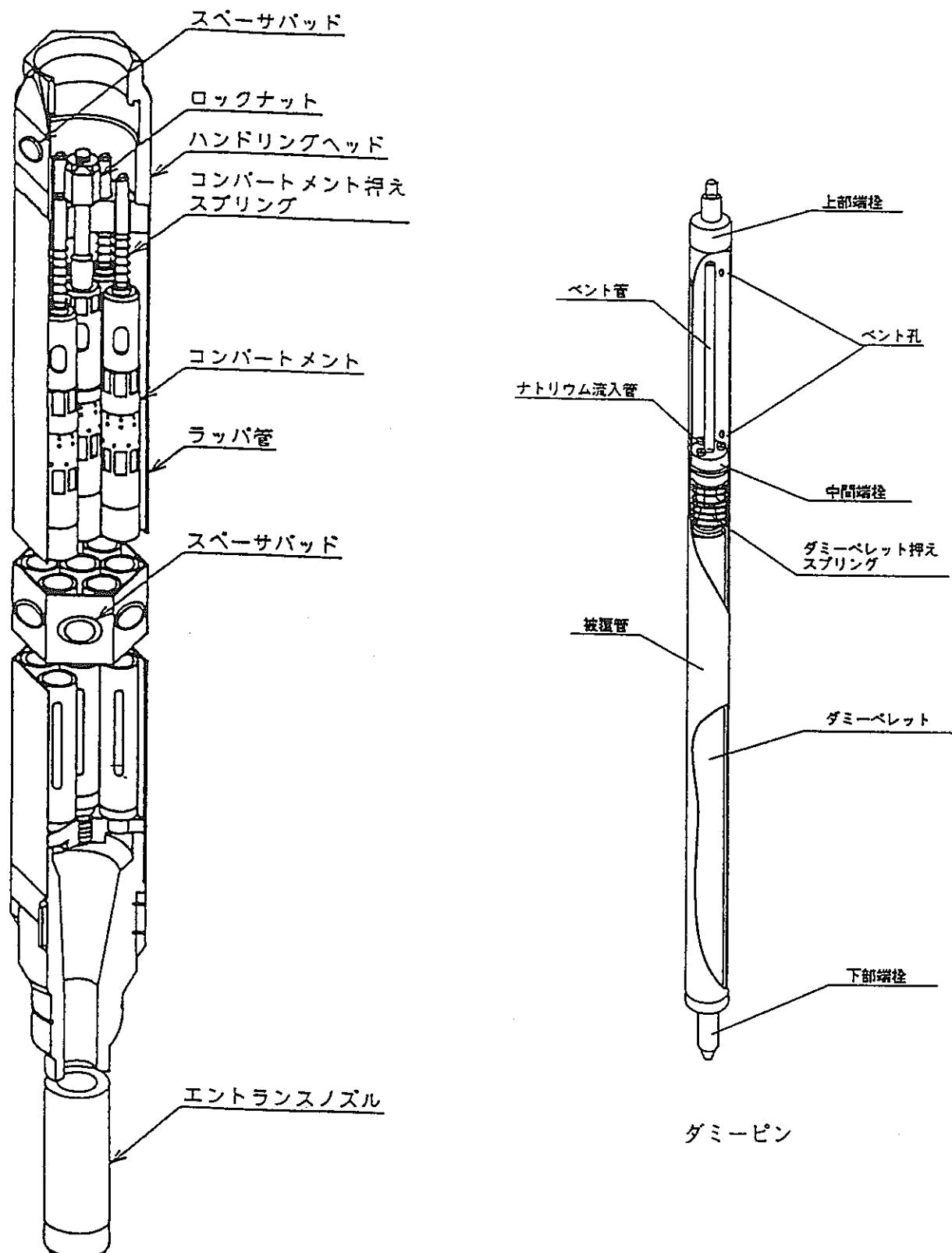
$M$  : 瞬間点源における水素量、 $D$  : 空気-水素の拡散係数

上述のとおり、ベント管のNa閉塞が破れたときの水素発生を考慮し、要素1本の残留Na(140g)の反応に相当する水素が、瞬時に水面に出てきたとして、これを点源とした。この方法で求めた、空気中の水素濃度分布の経時変化を第10.2-6図に示す。図のとおり、水素の運動性の大きさから、発生箇所から1m離れた位置では、その濃度は、空気との混合気体の爆発下限である4%<sup>(29)</sup>に満たないことが確認された。発生水素は水中を通過して放出されるため、静電気による発火の危険はなく、近傍に発火原因となるような機器類がないことから、発生位置で局部的に濃度が高くても問題とはならない。

なお、実際には、要素1本分のNaが全量反応するには、過渡的な条件(反応速度 $9.65 \times 10^{-2}$  g/s)でも約20分を要するため、上記の評価は極めて保守側である。

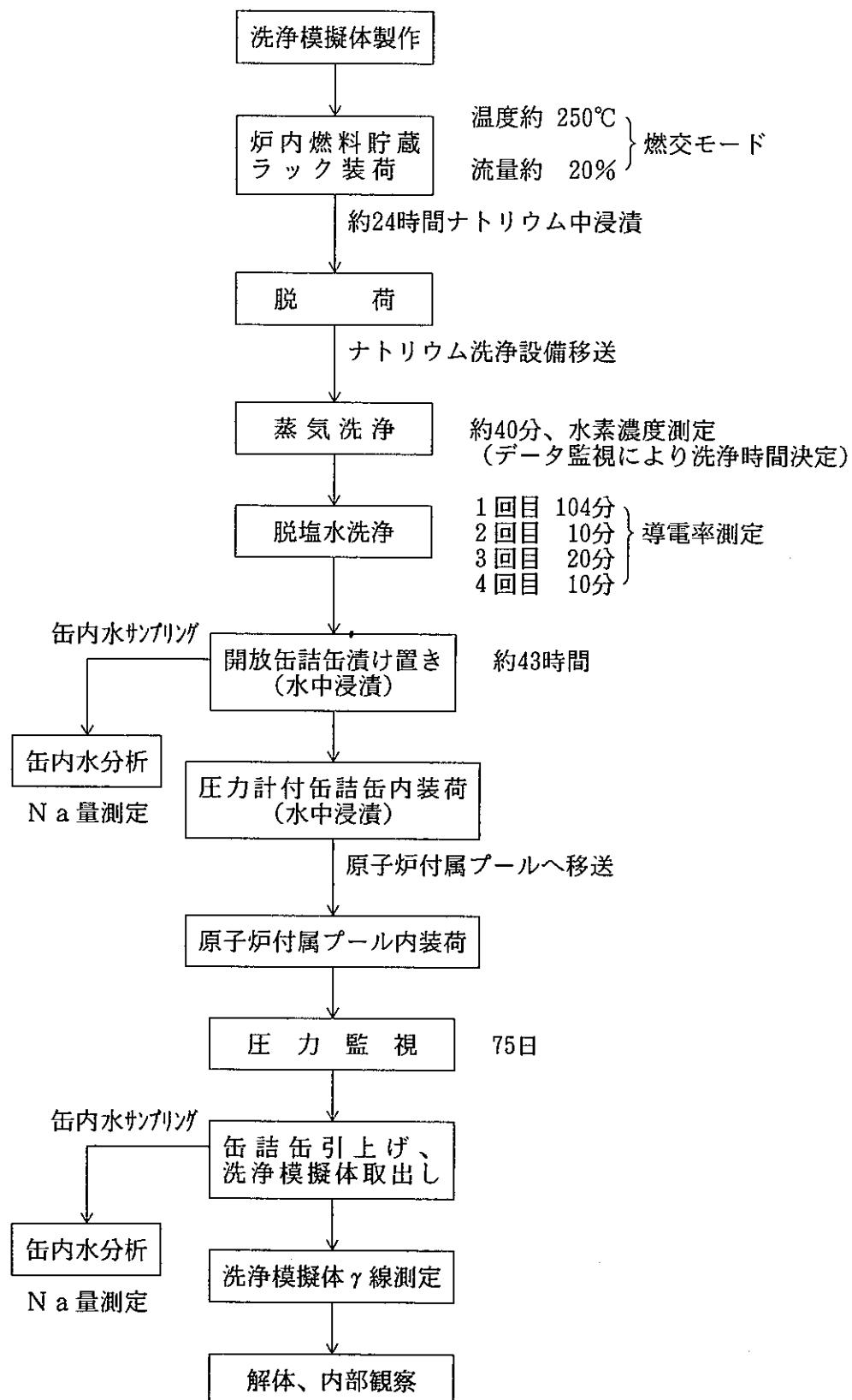
また、長期的な視点でのトータル水素量についても、第10.2-6図の計算結果から、十分拡散希釈され、換気される。元々空气中には0.5ppmの水素が存在しており、十分希釈された状態では、安全上の問題はない。

以上のとおり、蒸気及び脱塩水洗浄の安全性は試験によって確認されており、長期水中貯蔵も、ベント型缶詰缶の採用によって実施できると考えられることから、「常陽」における湿式洗浄貯蔵は可能である。

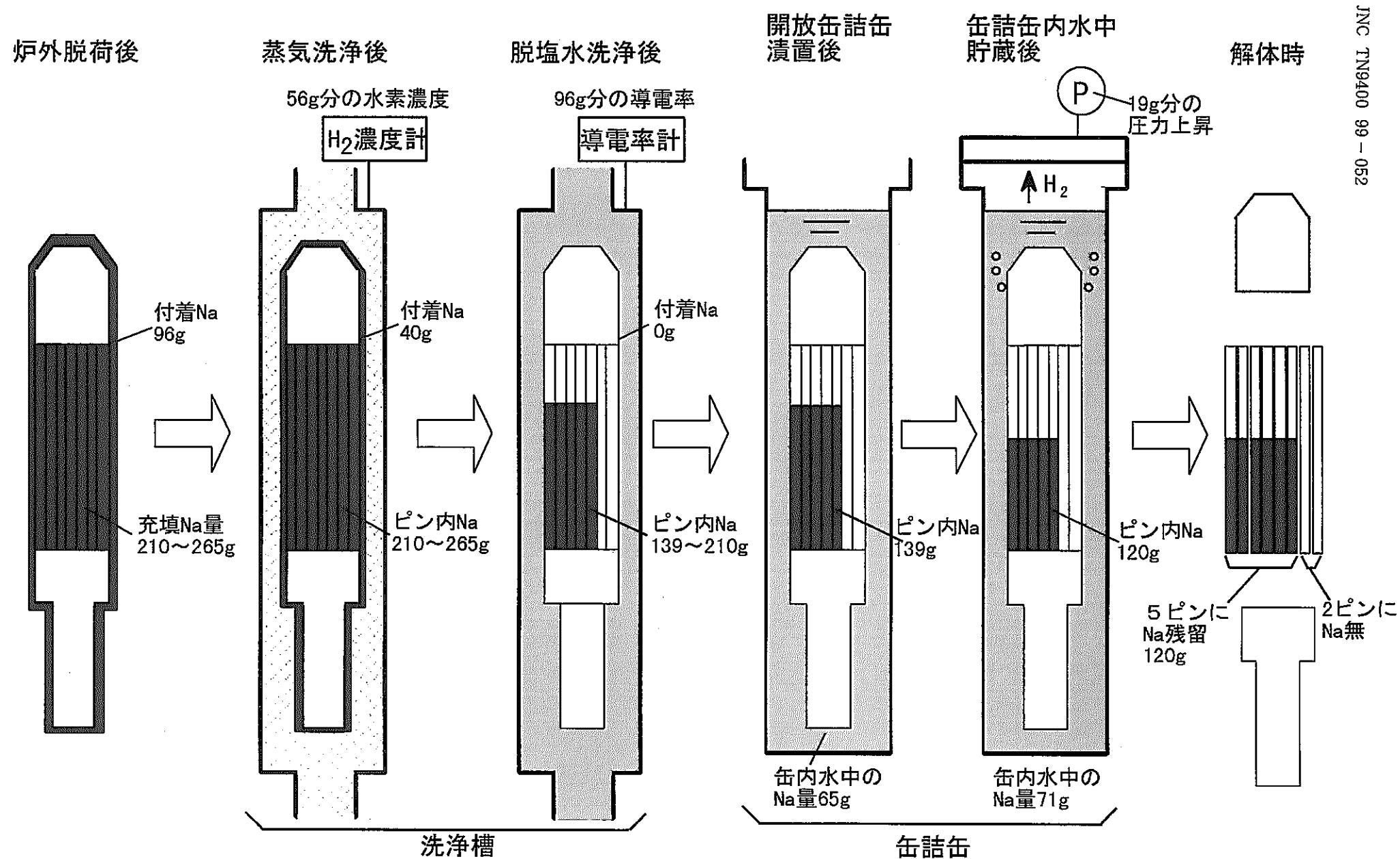


洗浄模擬体

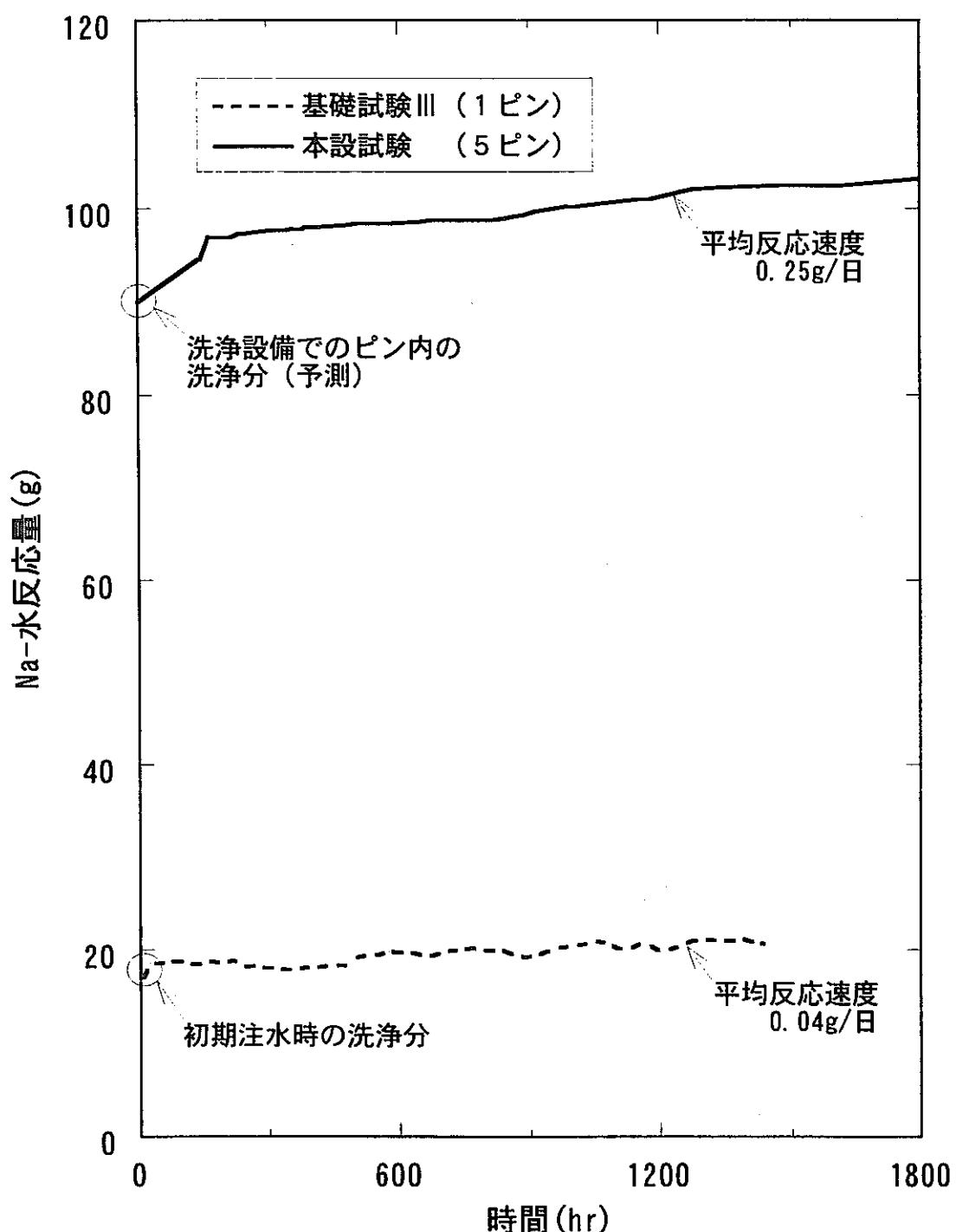
第10.2-1図 洗浄模擬体構造図



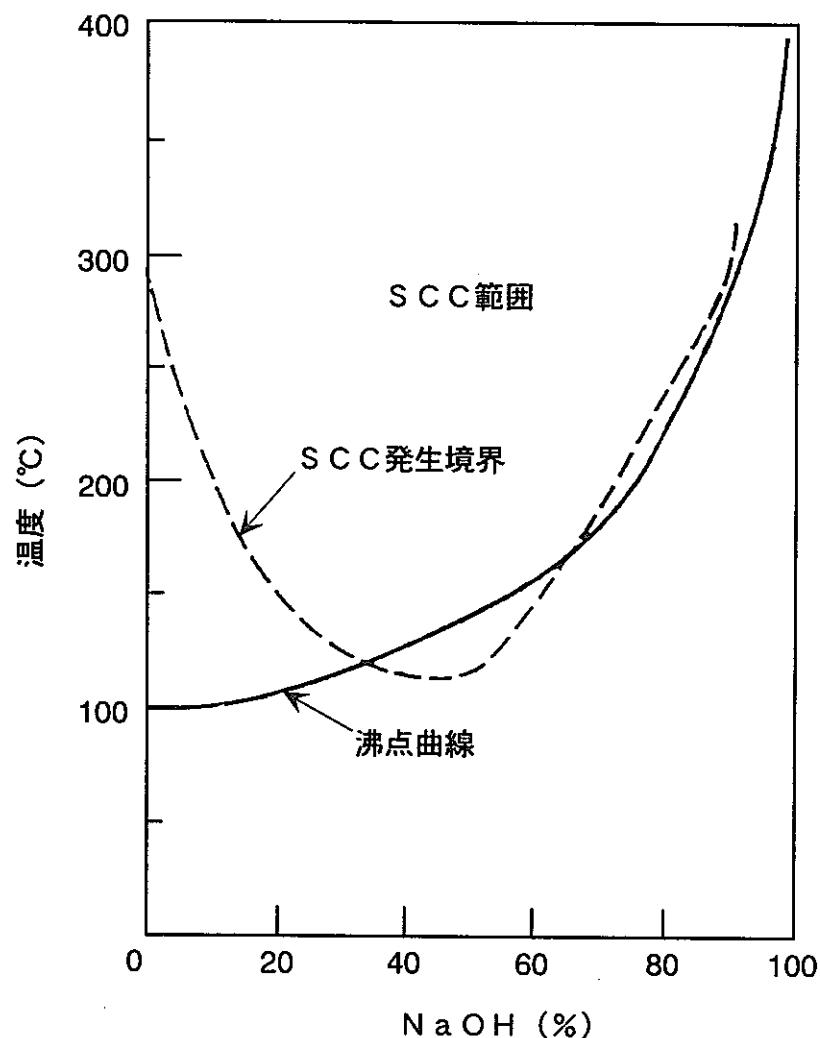
第10.2-2図 試験フロー



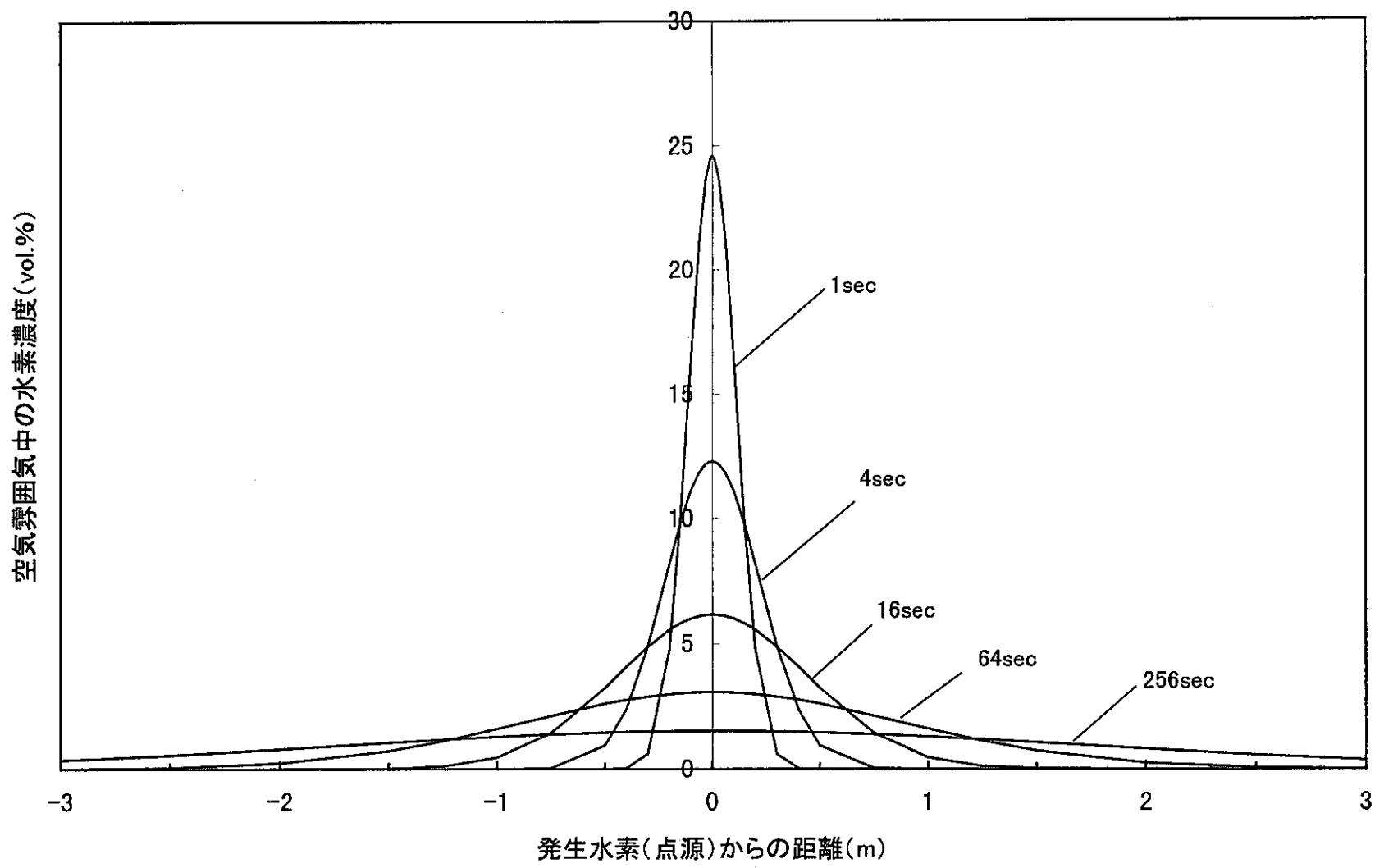
第10.2-3図 洗浄性試験におけるNa反応状況予測



第10.2-4図 各試験時におけるNa-水反応量



第10. 2-5図 SUS304及びSUS316のS C C 発生限界と  
温度及びN a O H 濃度の関係<sup>(27)</sup>



第10.2-6図 水素ガスの拡散による濃度分布の変化

### 10.3 乾式貯蔵

$\text{Na}$  ボンド型制御棒を標準的に使用してきたフランスでは、PHENIXの使用済制御棒は乾式貯蔵されている。SUPER-PHENIXも運転停止に伴い、解体廃棄のための施設建設まで、使用済制御棒は専用キャスク内で乾式貯蔵することとしている。

従って乾式貯蔵は、フランスの情報調査、技術導入も含め検討すれば、技術的には実現可能と考えられる。しかしながら、最低でも60体以上を貯蔵できるスペースの確保が必要であり、施設建設（改造）費及び運転費を考慮すると、 $\text{Na}$  ボンド型制御棒実用化の目的であるコストの削減（概算では「常陽」廃炉まで40億程度）の効果は期待できなくなる。また、設備改造をしない案として、缶詰缶に注水せずに、プール内で乾式貯蔵を行う方法も考えられるが、現缶詰設備での湿度管理は不可能であり、プール水が万一浸入した場合はスパイク圧の発生が懸念される等、安全上の課題が多い。

更に、最終処分を考えた場合、可能な限り $\text{Na}$  を除去する方向が望ましいが、乾式貯蔵ではこれを期待することができない。

### 10.4 全数解体洗浄、廃棄

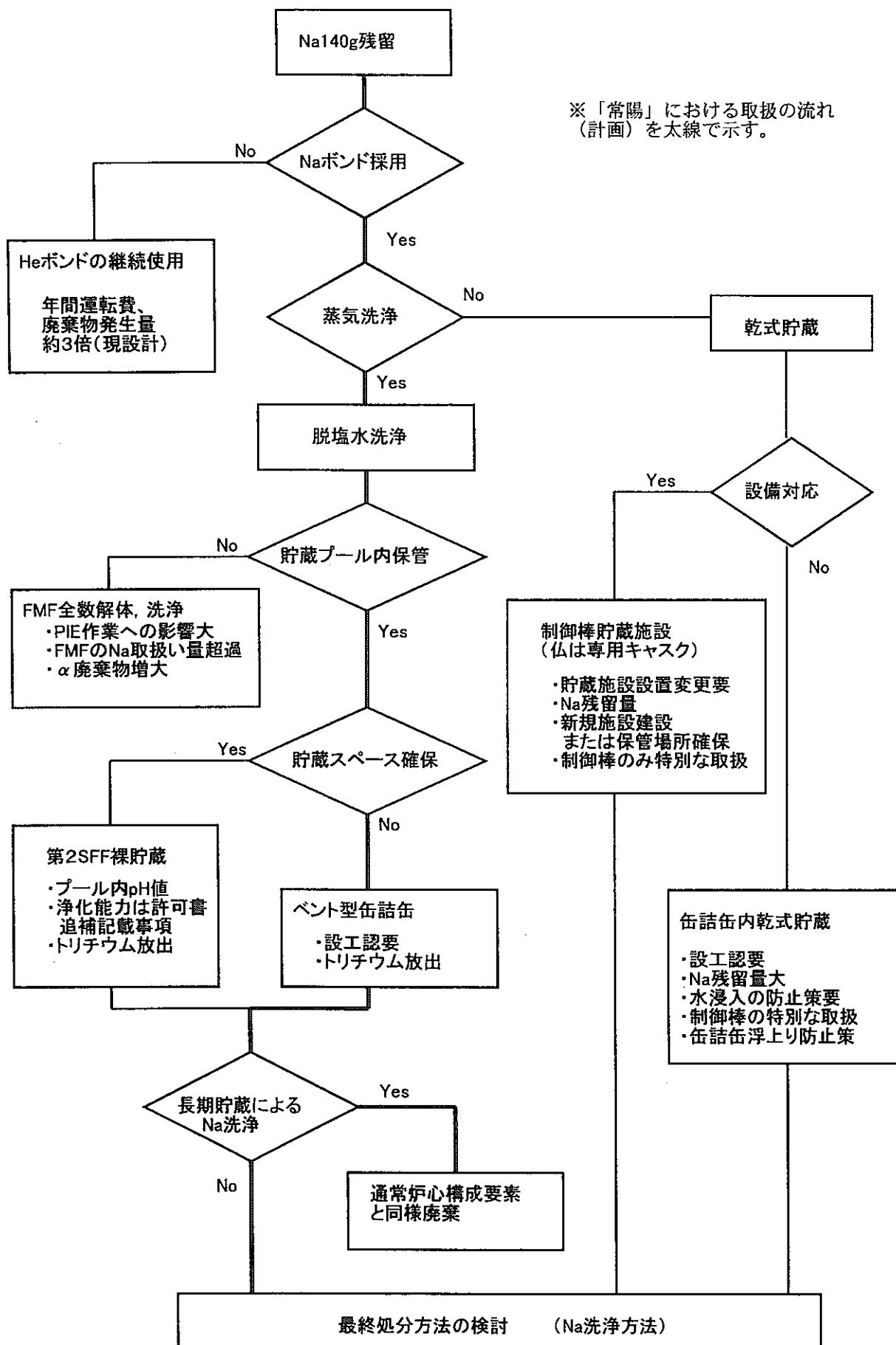
全使用済制御棒を解体し、内部まで $\text{Na}$  洗浄した上で廃棄する場合、具体案としては、照射燃料集合体試験施設（Fuel-Monitoring-Facility以下FMFと略す）での解体廃棄、または新規に専用解体洗浄設備を建設することが考えられる。

このうち、FMFでの全数解体洗浄は、従来のPIEにおける解体実績から、技術的には問題ないと考えられる。しかしながら、本来のPIE作業に及ぼす影響が相当大きいと予測されるため、現実的ではない。専用設備については、湿式貯蔵で $\text{Na}$  が十分除去できなかった場合や、乾式貯蔵の場合にも、最終的には必要になると思われるため、専用施設建設が可能であれば、根本的な解決策となる。しかしながら、洗浄設備、貯蔵設備をスルーして、新規施設まで移送するためには、既存の設備の大幅な改造も避けられない。従って、将来的に反射体、遮へい集合体等の解体廃棄の対応が必要だとすれば、このとき併せて実施する方が効率は良い。この点では、当面の水中貯蔵において、 $\text{Na}$  の除去性を確認してからでも遅くはなく、設備改造を要しない湿式貯蔵と比較すると、優れたオプションとは言い難い。

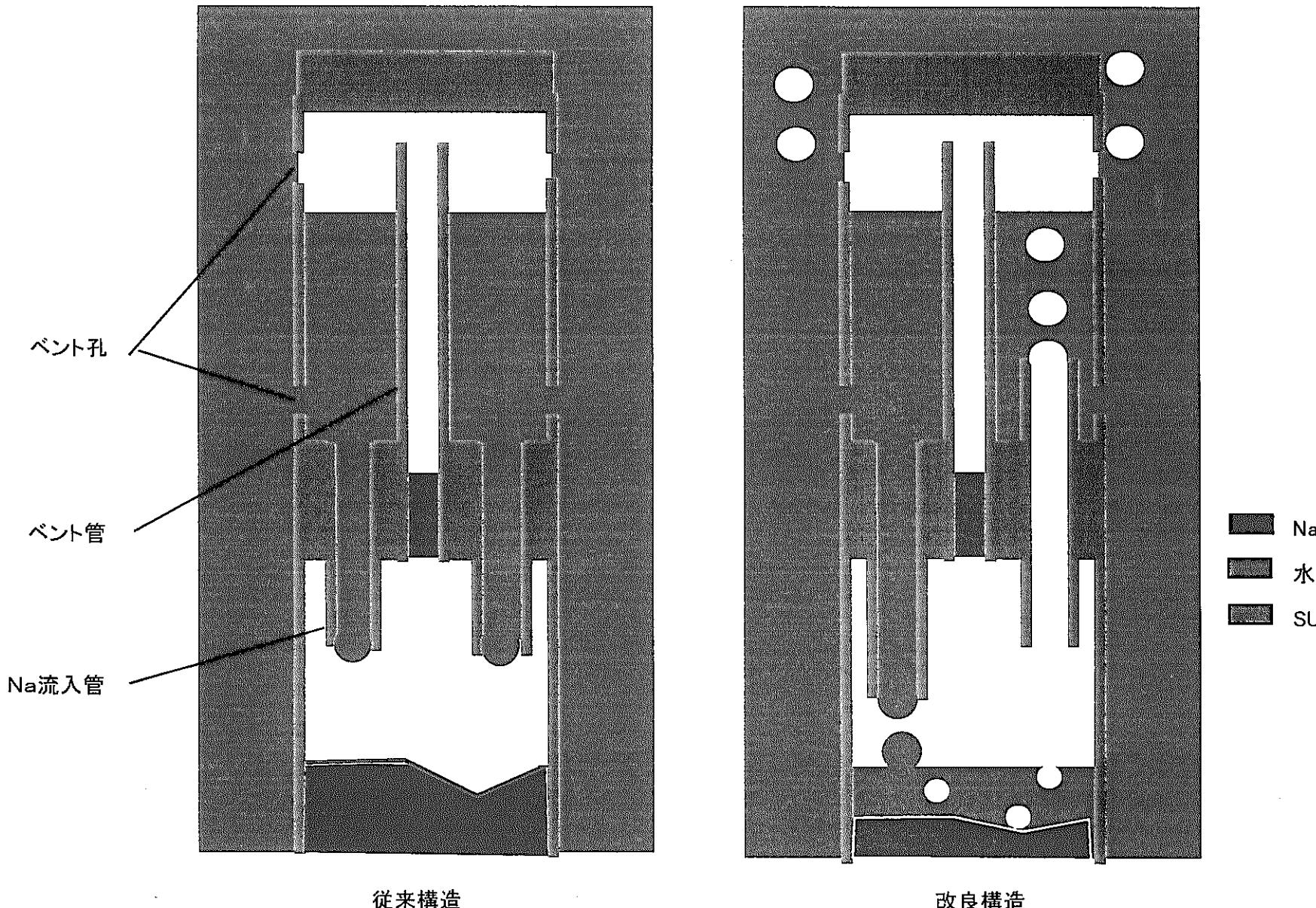
## 10.5 「常陽」の洗浄貯蔵方法の検討結果

以上の検討をまとめたフローを、第10.5-1図に示す。「常陽」では、Na-水反応の安全上の問題がクリアされたことから、既存の技術であり、長期貯蔵においては要素内Na除去が期待できる湿式洗浄貯蔵を選択する。

なお、最終処分を考えた場合、Naは除去しておくことが望ましい。長期水中貯蔵では、残留Na除去の可能性が示されたため、当面は十分な期間の缶詰缶内水中貯蔵を行っていく。また、ベント管が閉塞しても、水浸入とガス放出を行えるように、第10.5-2図のとおりNa流入管3本の高さ（ヘッド差）をそれぞれ変え、ベント管が閉塞していても圧力平衡が崩れるような構造改良によって洗浄性を高めることも検討している。



第10.5-1図 「常陽」使用済制御棒の取扱い検討フロー図



第10.5-2図 洗浄性向上のためのベント機構の構造改良

## 11. 原子炉プラントへの影響評価

### 11.1 $B_4C$ ペレットの溶出

添付資料VIのとおり、 $B_4C$ ペレットを高温Na中に浸漬した試験では、ペレットのNa中への僅かな質量移行が確認された。要素下側に開口部がない上部充填型では、要素内にNaの流れがなく、ボンド材Naを1次系にドレンしないため、Na中に溶出したほう素、炭素は大部分要素内に保持できると考える。また溶出量そのものが僅かであるため、プラントへ与える影響は軽微であると考えられる。但し、1次系への拡散がないことを保証するのは困難であることから、溶出したほう素、炭素が要素外に全量拡散されるという最も厳しい条件において影響評価を行い、本事象が原子炉運転上問題になるものではないことを説明する。

#### 11.1.1 溶出速度の検討

添付資料VIの炉外試験における、650°C Na中での $B_4C$ ペレットの重量減少( $\Delta W/W\%$ )及び体積減少( $\Delta V/V\%$ )と試験時間の関係を第11.1-1図に示す。

本図に示すとおり、データとしては、体積減少の方が若干大きい。本評価では同図のとおり、全データ点のうち最大の勾配(溶出速度)を選択し、 $B_4C$ 溶出速度を以下の直線近似式で評価した。(第11.1-1図参照)

$$\Delta V/V = 9.28 \times 10^{-5} t$$

ここで、 $\Delta V/V$ ：体積溶出率(%)、 $t$ ：時間(hr)

#### 11.1.2 核的性能への影響

Naボンド型制御棒の最終目標日数は、MK-III炉心において燃焼度10at%に達する約660EFPD(15,840hr)である。このとき $B_4C$ の体積溶出量は、前節の式より1.47(%)となる。この $B_4C$ の溶出、拡散を想定しても、6体全挿入時の制御棒反応度係数は、7.60%  $\Delta k/kk'$ を確保しなければならない。MK-III炉心の核熱計算結果の例として、添付書類IIの制御棒係数(6体分)の計算結果を以下に示す。(単位%  $\Delta k/kk'$ )

基準値	最小値	標準値	最大値
11.90	8.04(0.676)	10.62(0.892)	14.04(1.18)

( ) 内には基準値に対する補正係数を示す。各補正係数の考え方は、添付資料Ⅱ（第Ⅱ-3表）に示すとおりであり、最小値は、MK-II性能試験に基づく補正0.97、寿命末期の<sup>10</sup>B燃焼効果0.85、設計余裕等0.82の総計0.676を、基準計算値に考慮している。このうち設計余裕等±18%の内訳は、炉心サイズの不確かさ±1%、制御棒配置の非対称性に伴う不確かさ±2%、ペレット製作誤差±2%、さらに設計余裕±13%である。

全溶出ほう素、炭素の要素外拡散を想定した場合、従来の制御棒価値の補正係数を見直す必要があるか否かを検討する。上述のペレット製作誤差±2%は、ペレット径16.3±0.3mmを想定して定めている（スタッツ長さはマイナス公差がないため考慮不要）。当初は製作の自由度を考慮し、余裕を持った公差を想定していた。MK-II炉心概念設計時の<sup>10</sup>B装填量と制御棒反応度価値の関係を第11.1-2図に示す。同図より<sup>10</sup>B装填量が3.65%減少したときの制御棒反応度価値の相対値を直線内挿で求めると0.98になる。従って製作誤差16.3±0.3mmに対して±2%を考慮している。

これに対し、現在のペレット径の製作公差は、十分な製作経験が積まれてきたことから16.3±<sub>0.1</sub><sup>0.0</sup>（8次取替制御棒）としている。従って、製作公差下限における<sup>10</sup>B装填量の減少は約1.22%であり、上述のペレット溶出分1.47%を加えても高々2.7%である。従って、製作公差、溶出を見込んだときの<sup>10</sup>B減少率は、現行の核設計で製作公差として考慮している-3.65%を超えることはない。従って、設計余裕等の変更なく、ペレットの製作精度の向上によって溶出分はカバーできるため、従来の核設計を見直す必要はない。

なお、「常陽」は、燃料取替時に制御棒の炉停止余裕を確認することとしており、万一制御棒価値の有意な減少が起こった場合にも、これを検知し交換等の対応を図ることができる。

### 11.1.3 一次系Na純度への影響

#### (1) Na純度の管理目標

冷却材中の炭素は、構造材に対する浸炭等の影響を減らし、かつ機器からのオイルリーク等を監視するためのバックグラウンドを下げる意味で抑制す

る必要がある。また、冷却材中のほう素は、中性子吸収能が高いことや、<sup>3</sup>Hの生成源になること等から、数ppm程度のオーダーであることを確認しておくことが望ましい。「常陽」の冷却材Na購入時の規格は、国内メーカーのNa製造実績等も考慮しつつ、品質の目安として炭素≤30wtppm、ほう素≤4wtppmとしていた。「常陽」運転後の定期分析では、炭素は管理目標値として30wtppmが設定されている。<sup>(30)</sup> ほう素はこれまで大きなソースがなく、不純物としての影響も炭素ほど重視されていないため、定期分析は行っておらず、管理目標は特に定めていない。

Naボンド型制御棒の採用後は、ほう素についても定期的な測定を行う計画である。本設計における、ほう素の濃度制限の目安は、購入規格（≤4wtppm）とする。

但し、ほう素に関しては、制御棒内の<sup>10</sup>B減少によってNa中の<sup>10</sup>B量が増加するので、核特性への影響は、前節の制御棒価値減少の方が明らかに大きい。制御棒価値には明確な基準値があることから、これで管理している以上、核特性への影響の観点では、Na中のほう素の管理はそれほど重要ではないと考えられる。同様に<sup>3</sup>Hについても、制御要素から冷却材へほう素が移行する体系においては、溶出前後で炉心の生成量はほぼ同等と考えられる。また、現状「常陽」における<sup>3</sup>Hは量的に十分低く、問題となっていない。従って、仮にほう素濃度が4wtppmを超えて、運転に直接支障を来すものではないと考えられる。

## (2) 不純物量増加の予測

MK-III炉心の予想運転時間（約70,000hr）における6本の制御棒からのB<sub>4</sub>Cの積算溶出量を推定し、これが全て一次系Na中に移行した場合の冷却材中不純物濃度の上昇を検討する。このとき、現在の1次系Na中の不純物量を初期値として考慮する。炭素の初期濃度は、その定期分析結果を第11.1-3図に示すとおり、従来定期分析の実績から10wtppmとする。また、ほう素の初期濃度は、過去の分析では検出限界0.1wtppm以下であったため、0.1wtppmとする。

制御棒6体分の総B<sub>4</sub>C体積は5,697cm<sup>3</sup>であり、70,000hrでの体積溶出量は

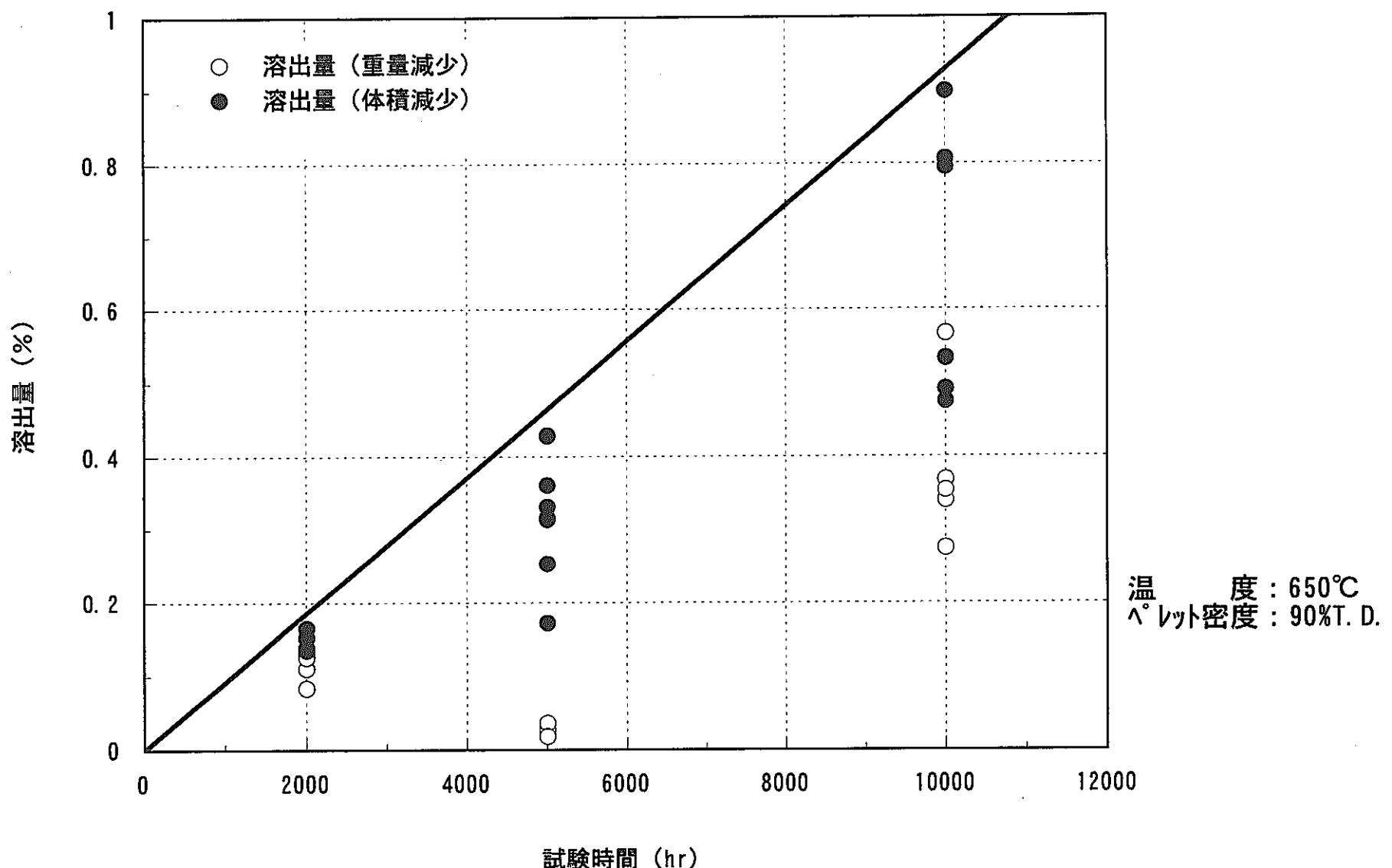
6.5%であるから、「常陽」炉寿命時の総溶出体積は370cm<sup>3</sup>となる。B<sub>4</sub>C密度2.14g/cm<sup>3</sup>、B<sub>4</sub>C中のほう素、炭素の組成比77wt%、22wt%（不純物1wt%）より、溶出ほう素総量は610g、溶出炭素総量は174gとなる。

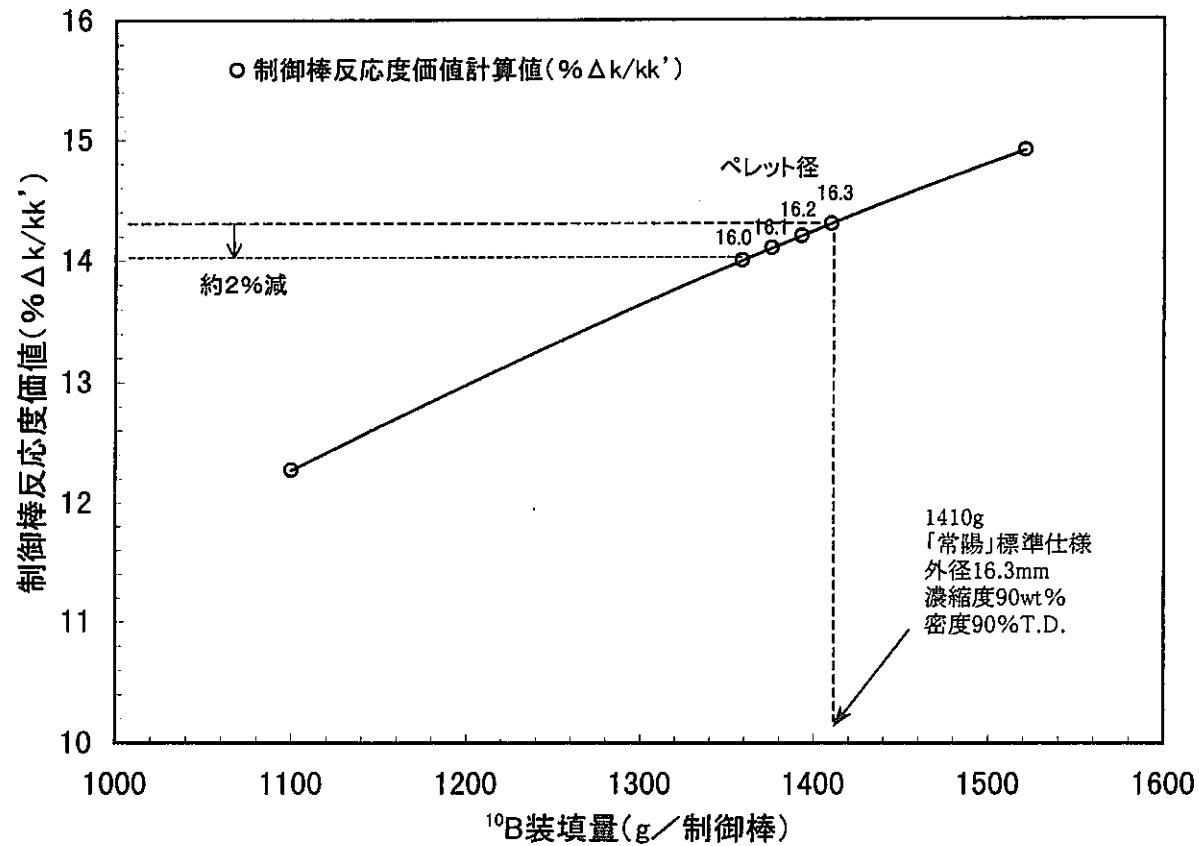
従って、「常陽」一次系Naの総量125.9tonに対しほう素=4.8wtppm、炭素=1.4wtppmが濃度增加分となる。Naボンド型制御棒採用後の運転時間と、プラント中の不純物上昇の予測を第11.1-4図に示す。本図のとおり、炭素については従来分析値が比較的ばらつくことを考慮しても問題ないと考えられる。一方、ほう素濃度は、およそ60,000hrの運転で4wtppmを上回り、炉寿命末期では最大5wtppm程度になる。このようにほう素は、購入規格を若干上回る可能性が示唆された。

しかしながら、上述のとおり、ほう素濃度の僅かな上昇がプラントへ及ぼす影響は小さいと考えられる。さらに、MK-III運転時間は60,000hr以下で終了する可能性もあること、第11.1-4図のように不純物濃度の上昇は緩慢であり定期分析で傾向を十分予測できること等から、Naボンド型制御棒を運用する上で問題にはならないと判断する。

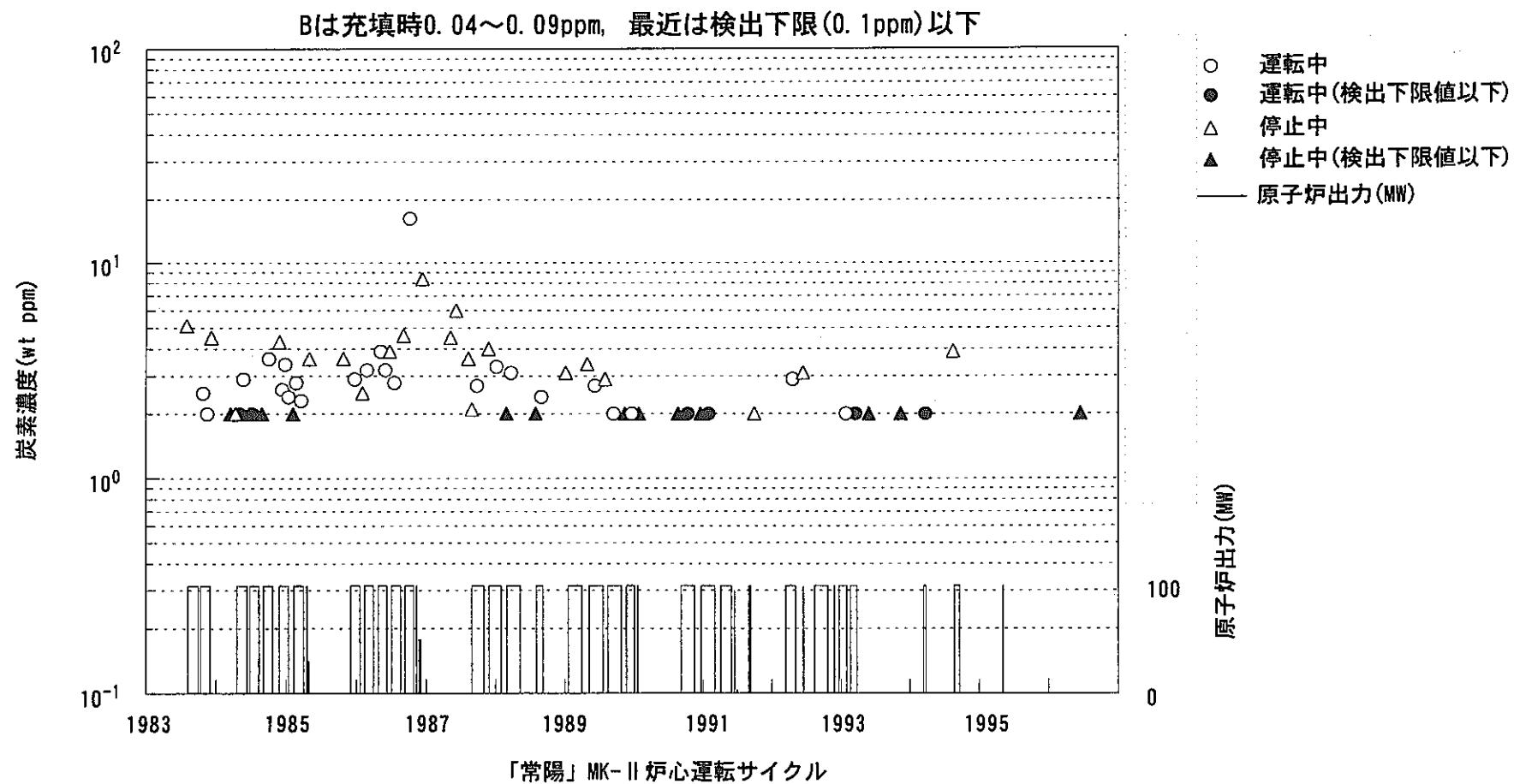
なお、コールドトラップによる炭素、ほう素のトラップ性能については、十分明らかになってはいないが、Na中での溶解度が高い酸素に比べて、他の不純物の溶解度は低いため、顕著なトラップ効果は期待できないと思われる（通常、1次系コールドトラップは酸素（酸化物）の捕獲を目的に設計されている）<sup>(30)</sup>。逆に、コールドトラップ閉塞の観点では、捕獲不純物は、酸化物が大部分であると考えられることから、ほう素、炭素の僅かな増加は問題にならないと考えられる。

また、万が一Na中の全不純物によってコールドトラップに閉塞傾向が確認されたとしても、技術的には交換が可能であることから、それ自体は原子炉の安全性に直接係わる事象ではない。また、強制閉塞させた大型コールドトラップの再生実証試験の経験では、コールドトラップを加熱保持し、Naをドレンすることによる再生効果が確認されている。<sup>(31)</sup>

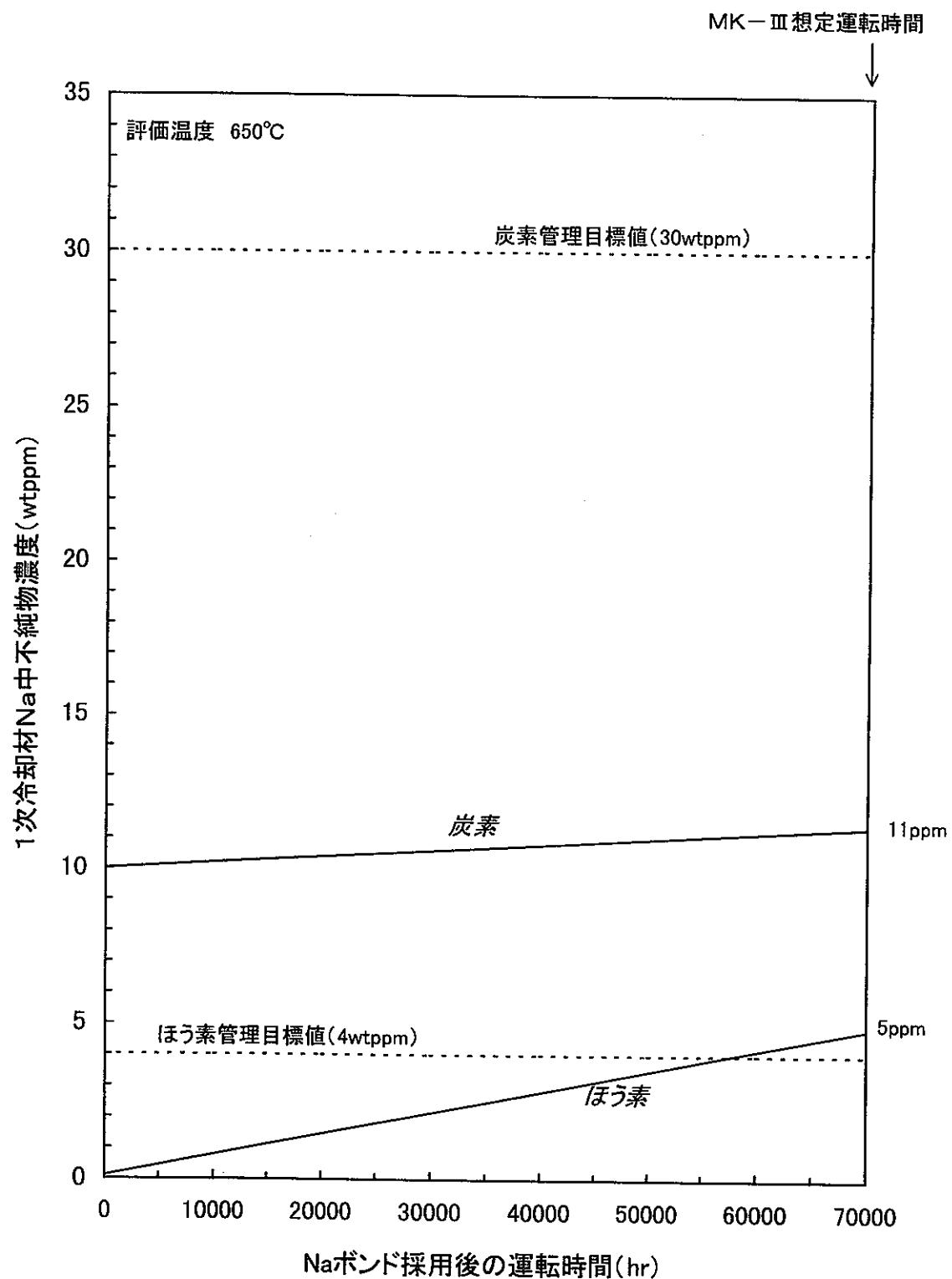
第11.1-1図 Na 中への  $B_4C$  溶出量



第11.1-2図  $^{10}\text{B}$  装填量と制御棒反応度価値の関係(MK-II炉心)



第11.1-3図 1次冷却材Na中の炭素濃度の推移



第11.1-4図 冷却材Na中の不純物(ほう素, 炭素)上昇予測

## 11.2 $B_4C$ ペレットからの $^3H$ 放出量

### (1) プラントの $^3H$ 基準とモニタリング状況

昭和63年科学技術庁告示第20号のとおり、法令で定められている管理区域内での空気中の $^3H$ 濃度限度は $2 \times 10^4 Bq/cm^3$ 、周辺監視区域外での $^3H$ 濃度限度は $9 \times 10^1 Bq/cm^3$ である。「常陽」では、これらの数値が放射線管理の基準とされている。なお、実際の $^3H$ 濃度測定値は、管理区域で多くとも $10^{-2} Bq/cm^3$ 、周辺への排気スタックで $10^{-5} Bq/cm^3$ （検出限界近傍）のオーダーであり、上記濃度限度を超えるおそれは現状全くない。

### (2) 制御棒の $^3H$ 生成放出挙動

「常陽」における主要な $^3H$ 生成源は、制御棒（主に $^{10}B$ （ $n, 2\alpha$ ） $^3H$ 反応）、燃料核分裂、燃料や冷却材不純物の核反応等がある。「常陽」MK-II炉心における $^3H$ 生成量の計算例を、主な計算条件とともに第11.2-1表に示す。本表のとおり、 $^3H$ の生成源として最も大きいのは制御棒であるが、生成 $^3H$ は全量プラントに放出されるわけではなく、実際には $B_4C$ ペレット内に保持されることが分かっている。 $^3H$ の $B_4C$ ペレット内保持率に関するデータは、米国より報告されている。<sup>(32)</sup> 同報告によれば、470°C～1850°Cで照射された $B_4C$ の照射後試験結果から、 $^3H$ 放出率は、800°C以下で～0%，800°C～900°Cで約13%、1000°C以上では約100%との測定データが得られている。また、MK-I制御棒の照射後試験において $B_4C$ 中の $^3H$ 保持率が測定されており、ほぼ100%の $^3H$ がペレット内に保持されていた。この照射後試験データを第11.2-1図に示す。

元々、制御棒の $^3H$ 保持率は比較的高いと考えられるため、制御棒構造の変更等によって、プラントから出る $^3H$ 量にほとんど変動がないと考えられる。また、上述の測定結果から、低温になるNaボンド型では、 $^3H$ 放出率がHeボンド型と比較して相対的に低下する。

なお、Naボンド型制御棒は、従来の実績より高い燃焼度領域まで使用する計画である。 $^3H$ 放出の燃焼度依存性のデータはないが、原子番号の近いHe放出率は、高燃焼度化に伴うペレットクラックの促進を考慮しても、Heボンド型よりNaボンド型のほうが小さくなると考えられている（スエリング挙動と

相反する)ため、<sup>3</sup>Hも同様の傾向になることが期待される。

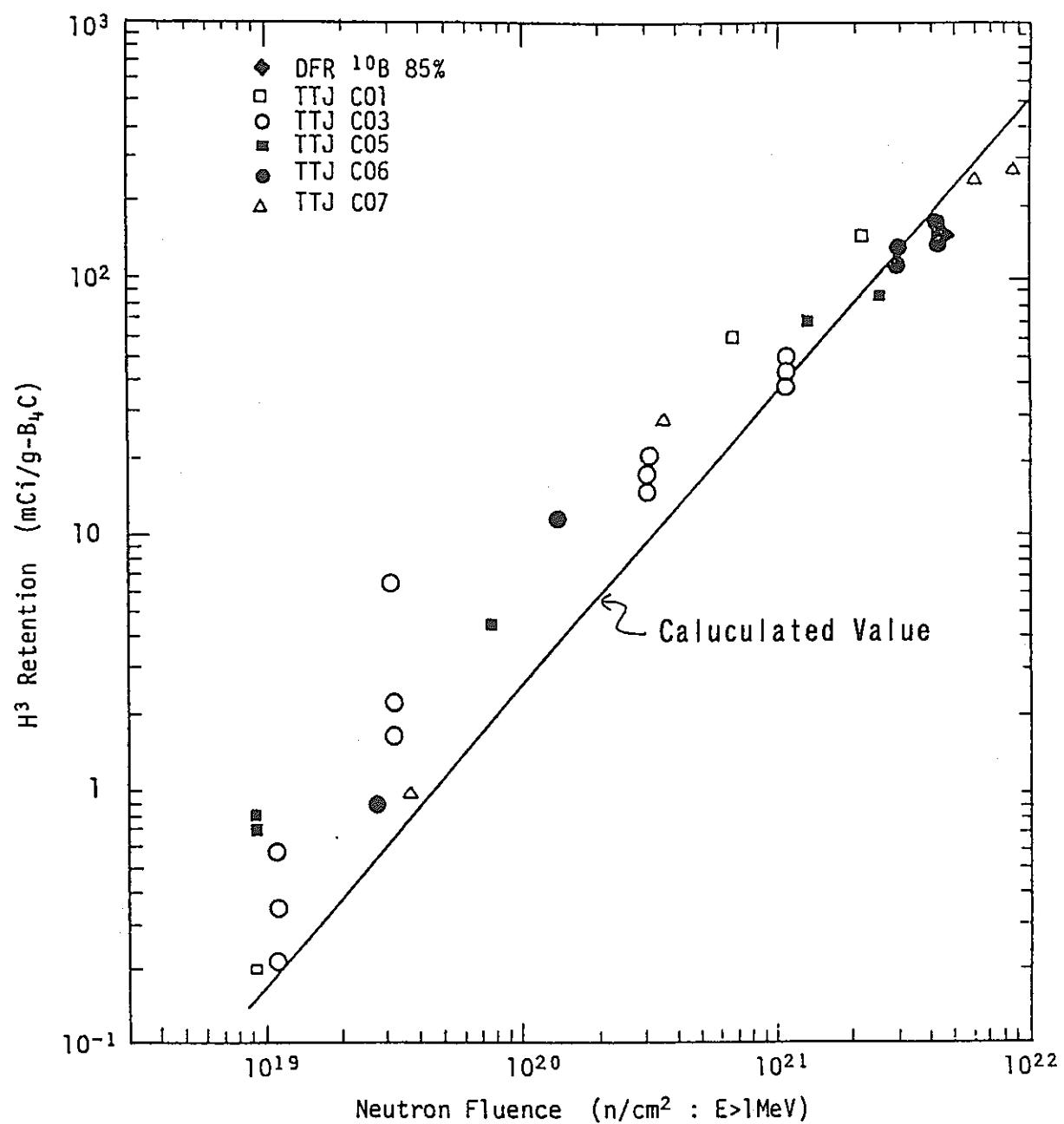
### (3) 結論

以上のとおり、定性的には、N a ボンド型制御棒を実機に採用することによつて<sup>3</sup>Hの放出量が増えることはないと判断される。また、現状プラントの<sup>3</sup>Hは、基準に対して十分低く、かなりの割合で増加しても問題とはならない。従つて、N a ボンド型制御棒採用に伴う、被爆管理等のプラントへの影響は無視しうる。

第11.2-1表 MK-II 照射用炉心100MWt出力運転時の<sup>3</sup>H生成量（計算値）

トリチウム発生源	計 算 条 件	生 成 反 応	発生率(Ci/sec)	照 射 用 炉 心 運 転 時 炉内トリチウムインベントリー (Ci)	
				1年運転後	2年運転後
炉 心 燃 料	$3.0 \times 10^{18}$ fissions/sec/100MW $2.4 \times 10^{-4}$ T/fission	ternary fission	$3.5 \times 10^{-5}$	$8.2 \times 10^2$	$1.7 \times 10^3$
制 御 棒	制御棒6本、炉心上面から 18cm均一挿入	$^{10}\text{B}(n, 2\alpha)\text{T}$	$1.0 \times 10^{-4}$	$2.4 \times 10^3$	$4.8 \times 10^3$
		$^{11}\text{B}(n, T)^9\text{Be}$	$4.2 \times 10^{-10}$	$1.0 \times 10^{-2}$	$2.0 \times 10^{-2}$
ナトリウム中の 不 純 物	リチウム濃度 10wtppm ボロン濃度 4wtppm	$^{10}\text{B}(n, \alpha)^7\text{Li}(n, n' \alpha)\text{T}$	$5.0 \times 10^{-6}$	$4.5 \times 10$	$1.8 \times 10^2$
		小 計	$1.1 \times 10^{-4}$	$2.5 \times 10^3$	$5.0 \times 10^3$
		$^6\text{Li}(n, \alpha)\text{T}$	$2.6 \times 10^{-5}$	$6.1 \times 10^2$	$1.2 \times 10^3$
		$^7\text{Li}(n, n' \alpha)\text{T}$	$4.3 \times 10^{-8}$	1.0	2.1
		$^{10}\text{B}(n, 2\alpha)\text{T}$	$4.1 \times 10^{-9}$	$9.7 \times 10^{-2}$	$1.9 \times 10^{-1}$
		$^{11}\text{B}(n, T)^9\text{Be}$	$7.3 \times 10^{-13}$	$1.7 \times 10^{-5}$	$3.4 \times 10^{-5}$
		$^{10}\text{B}(n, \alpha)^7\text{Li}(n, n' \alpha)\text{T}$	$3.6 \times 10^{-11}$	$3.2 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-3}$
		小 計	$2.6 \times 10^{-5}$	$6.1 \times 10^2$	$1.2 \times 10^3$
		合 計	$1.7 \times 10^{-4}$	$3.9 \times 10^3$	$7.9 \times 10^3$

(注) 热出力100MWt, 稼働率75% (45日運転15日休止) として計算する。

第11.2-1図 照射  $B_4C$  中のトリチウム保持量

## 12. 今後の計画

今後の「常陽」Naボンド型制御棒に関する取り組みを第12.1-1表にまとめた。

なお、同図には参考として、「常陽」制御棒の交換に関する概略計画を併せて示す。

今後の計画を、実機Naボンド型制御棒の実用化までの作業と、実機採用後の作業に分け、以下に説明する。

### 12.1 実機採用までの作業

#### (1) 設置変更許可の取得

「常陽」では、Naボンド型制御要素の追加に関して許可を得るため、安全審査の準備等を進めている。本申請は、平成11年3月に行い、平成11年末頃を目標に許可を取得する計画としている。

#### (2) 第9次取替制御棒の製作

許可取得後、Naボンド型を採用した第9次取替制御棒の製作を実施する。基本的な製作性は、模擬制御要素の試作、検査によって問題ないことが確認されているが、今後より詳細まで吟味した実機としての製作性を、必要に応じ制御棒製作メーカーとも協議の上詰めていくものとする。

製作準備（詳細仕様の検討等）を平成11年度に実施し、平成12年から第9次取替品の製作に着手する計画である。

## 12.2 長期的開発計画

設計合理化による使用期間の延長、最終目標達成、更に「常陽」プラントの管理等を目的に、以下の作業を実機採用後も継続していく。

### 12.2.1 実機サーベイランスによる設計への反映

Naボンド型制御棒を実機に採用した後は、第12.1-1表のとおり、初期は低燃焼度で取り出し、照射後試験においてその健全性を確認しつつ、段階的に寿命を延長していく。当面の使用期間であるピーク燃焼度 $120 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ を達成し、第10次取替品までは、この燃焼度でのデータを取得していく見込みである。最終目標である核的寿命（ピーク燃焼度 $260 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ）達成の見通し及びスケジュールは現状明確にはできないが、照射後試験で下記の項目を確認していくことによって、その達成を目指すものとし、実機設計の具

体的な見直しは第11次取替品から隨時行っていく計画とする。

#### (1) $B_4C$ スエリング式等の設計の見直し

本設計書における仏国 $B_4C$ スエリング式を「常陽」Naボンド型制御棒のデータに基づく最確式へと見直すことで、核的寿命達成の可能性を検討していく。PIEの計画的な実施によって、徐々に高燃焼度までデータを取得していく計画である。また、必要に応じて、被覆管塑性歪制限の適用についても検討していく。

#### (2) 高燃焼度までのシュラウド管効果確認

シュラウド管の効果確認は、設計への反映の観点で、 $B_4C$ スエリングデータ取得と並行して進めていけばよい。(1)と併せて、シュラウド管の効果を確認していく。

#### (3) Crコーティングの効果確認

強度設計では、CrコーティングによるACCⅠの抑制を期待しておらず、現状Crコーティングは設計の不確かさによる裕度として取り扱っている。実機採用後は、後継炉への反映も考慮し、最適化設計を目指していくため、Crの効果を高燃焼度まで確認していく。また、今回シュラウド管についてもCrコーティングを行うこととしたが、設計合理化の観点から、未コーティングシュラウド管のリロケーション抑制機能の確認も検討していく。

#### (4) 主要部材の照射挙動等の監視

当面「常陽」制御棒用部材については、MK-II制御棒で実績のあるPNC316鋼を引き続きMK-IIIでも使用していく。PNC316構造材の高照射量領域での健全性データは継続して監視していく必要がある。特に現強度設計では溶接部スエリング差の設計が最も厳しいため、これらのデータ取得を計画していく。

### 12.2.2 原子炉プラント状況の監視

下記の項目についてプラント状態の監視を継続していく。

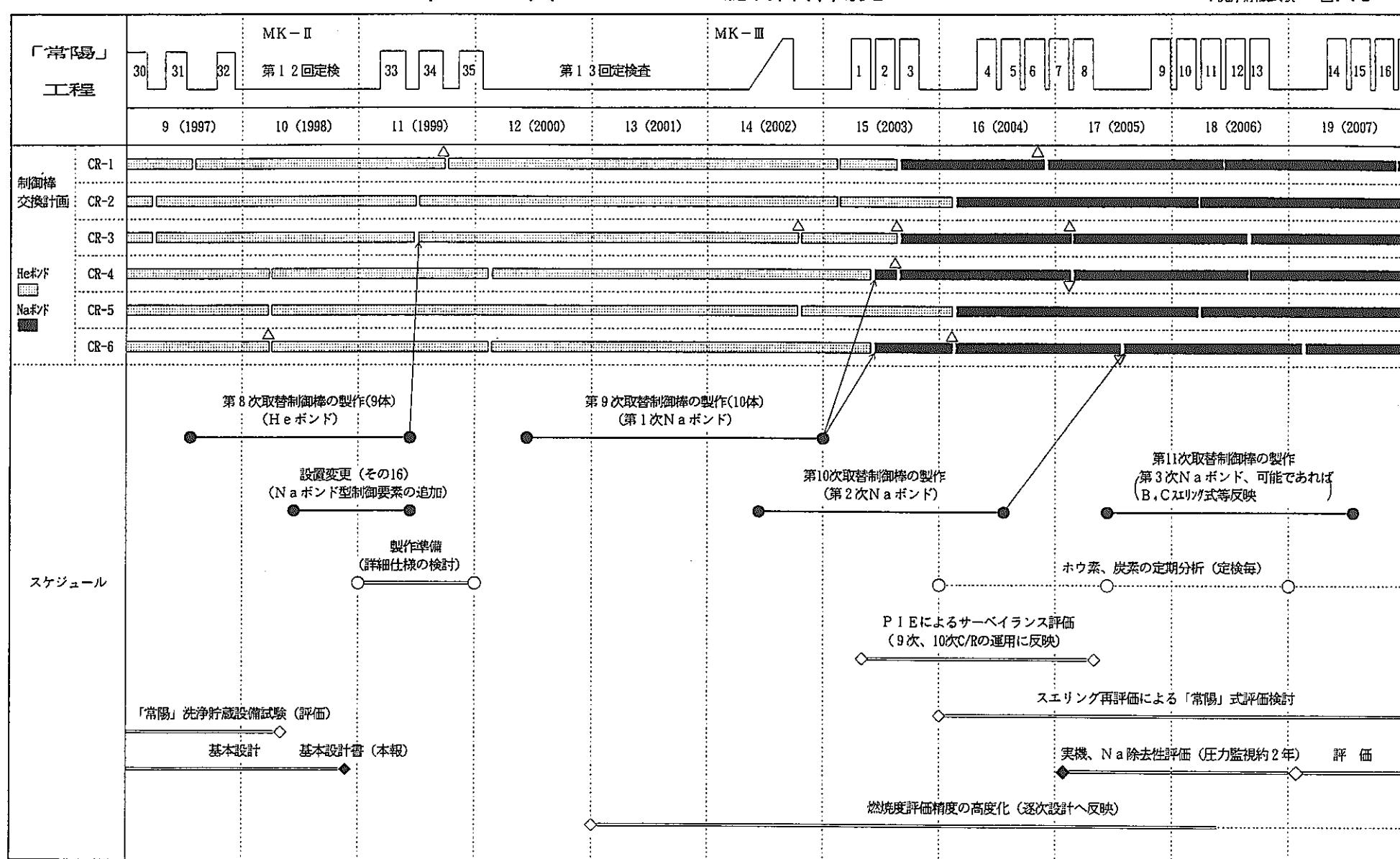
- ① 溶出ほう素、炭素のピン外流出による冷却材中の不純物の増加
- ②  $^3H$ の放出量

現設計上、特に冷却材Na中のほう素濃度が4wtppm（購入規格）を超える懸念があることから、定期的なNaサンプリング分析を行い、Naボンド型制御棒の長期的運用計画に反映する。また、プラントへの<sup>3</sup>H放出については、11.2のとおり、Naボンド型制御棒の採用によって低減されると考えられるが、従来どおり、被爆管理、環境への放出の観点から監視していくものとする。

### 12.2.3 使用済制御棒のNa除去性評価

圧力計付缶詰缶等に使用済Naボンド型制御棒を装荷することによって、長期水中貯蔵におけるNa除去の可能性について検討していく。現評価では、2年程度で要素内の金属Naが反応除去される可能性があるため、2年以上貯蔵した缶詰缶で十分な圧力上昇が確認されている場合には、FMFへの払い出し、解体、内部観察等も検討することとした。

第12.1-1図 Naボンド型制御棒開発スケジュール



### 13. まとめ

「常陽」は、実機制御棒の高燃焼度化を目的に、設計目標を核的寿命10at%（ピーク $260 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ ）に設定し、Naボンド型制御棒の設計検討を行ってきた。その結果以下の成果が得られた。

- (1) 制御要素構造候補は、下部充填型、封入型、上部充填型の3種類が考えられたが、B<sub>4</sub>C粉保持性、照射データが不要な点、コスト等に着目し、上部充填型を選択した。
- (2) 制御棒の流量配分を明らかにし、Naボンド型制御棒のバンドル仕様をギャップ1.3mm、要素外径18.9mm、ワイヤ径1.1mmと定めた。本仕様での定常的な最高温度は被覆管619°C、B<sub>4</sub>C 1597°Cとなった。He気泡の滞留モデルでの最高温度はB<sub>4</sub>C 2051°C、シュラウド管1064°Cとなり、これを考慮してもNaボンドは熱的に成立する。また参考までに、Naボンドの喪失という最も過酷な事象についても評価を行い、被覆管の健全性が確保されることを確認した。
- (3) 「常陽」型のNa充填性はベント孔径d、ベント孔間距離hで決定される。ベント孔をハンダ封止したNa中試験では充填性にはらつきを生じたため、これら偏差の3σ分を包絡する充填判定のための実験式  $h > 24\nu/\rho d$  ( $\nu$ :表面張力,  $\rho$ :密度) を求め、実機設計を行った。また使用中のB<sub>4</sub>C-被覆管ギャップの減少を考慮し、ギャップ幅をパラメータとしたNa充填性試験を行い、使用温度450°Cでは、0.1mmまでNaが充填されることを確認した。充填性については、最終的にフルモックアップ体の確証試験によって確認した。
- (4) 現状最も保守的と判断されるPHENIXのNa中B<sub>4</sub>Cスエリング評価式を使用し、ACM I設計を行った。最終目標である核的寿命10at%の達成は現状困難であるが、従来Heボンド型の約3倍に相当する4.6at%まで使用期間を延長できる見通しを得た。
- (5) ACC Iを低く抑えるために、被覆管温度の制限値を620°Cに設定した。このとき、核的寿命末期のACC I反応層厚さは、最大約320μmとなる。また、この低減策として内外の試験結果を反映し、被覆管内面に耐食性に優れるCrコーティングを行うこととした。Crコーティングのバリアとしての機能時間を定量的に評価した結果、「常陽」使用条件での被覆管へのほう素、炭素の浸入をほぼ0に抑制できる見通しが得られた。

- (6) Naボンド型制御棒の核的寿命までの強度設計を行った結果、肉厚の変更及びACC-Iによる減肉を考慮しても、設計が成立することを確認した。最も厳しい溶接部のスエーリング差については、照射クリープを見込んだ有限要素法解析を行い、塑性歪、応力が制限値を下回ることを確認した。
- (7) 使用後Naボンド型制御棒のフルモックアップ体を使用し、「常陽」本設々備内での洗浄、貯蔵試験を行い、安全性確認、データ取得を行った。本試験結果に基づき、使用後の洗浄貯蔵方法として、実績のある湿式法を選択した。試験後の解体では一部要素内に未洗浄Naが認められたが、貯蔵試験ではNa-水反応が緩やかに継続していたため、長期貯蔵によって未洗浄Naを除去できる可能性が示された。
- (8) Naボンド化に伴うB<sub>4</sub>Cの冷却材中への質量移行を考慮し、その核的性能及び1次系Naの純度管理への影響を評価した。核的性能の観点では従来の制御棒価値評価における最小値を下回ることはないと予想される。また、1次系Naのほう素濃度は、炉寿命前に僅かに管理目標を上回る可能性が示唆されたが、これによる影響は軽微であり、定期的なNaサンプリング分析で監視すれば、当面の使用は十分可能と判断した。また、B<sub>4</sub>Cからの<sup>3</sup>Hの放出量は、Naボンド型にすることで定性的には減少する方向と判断され、問題とはならない。

以上のとおり、「常陽」Naボンド型制御棒は、その設計検討をほぼ完了した。今後は本年度Naボンド型制御要素の追加に係わる設置変更許可申請（その16）を行い、MK-III炉心開始後の第9次取替制御棒に採用する計画のもと、準備を進めている。

#### 14. 謝 辞

本報告書の作成にあたって、照射施設運転管理センター内の関係者と、(株)日立製作所、三菱重工業(株)、新型炉技術開発(株)、東興機械工業(株)など、多くの方々の多大な協力、支援を得ることができた。

特に上部充填型の構造概念は(株)日立製作所の原田清氏及び照射管理課の飛田公一副主任研究員との議論の中で生まれ、その設計の基礎が築かれた。システム技術開発部燃料材料技術開発グループ(当時)の丸山忠司博士、燃料材料開発部照射材料試験室の小野瀬庄二副主任研究員には、ACMI設計及びACCI設計に関する多くの指導や助言を頂いた。

「常陽」における洗浄貯蔵試験、Na充填性試験は、実験炉部原子炉一課燃取チーム、照射管理課製作管理チーム、その他実験炉部技術課、原子炉二課の協力を得て実現することができた。また、検査開発(株)遠峰洋氏には本報告書の解析計算、データ整理、図表作成等の大部分を担当して頂いた。

ここに深く感謝の意を表したい。

## 15. 参考文献

- (1) 丸山忠司、他：「「常陽」MK-II制御棒の照射後試験」、TN9410 97-077、1997年6月。
- (2) 宇都学、他：「「常陽」制御棒のB<sub>4</sub>Cペレットと被覆管の機械的相互作用(1)照射後試験」、日本原子力学会春の年会 予稿集 B1、1998年3月。
- (3) 田中康介、他：「「常陽」制御棒のB<sub>4</sub>Cペレットと被覆管の機械的相互作用(2)挙動解析」、日本原子力学会春の年会 予稿集 B2、1998年3月。
- (4) 宮川俊一、他：「「常陽」MK-II制御棒の開発と使用実績の評価」、TN9410 97-068、1997年6月。
- (5) 曽我知則、他：「「常陽」制御棒のB<sub>4</sub>Cペレットと被覆管の機械的相互作用(3)設計評価」、日本原子力学会春の年会 予稿集 B3、1998年3月。
- (6) 飛田公一、他：「常陽」MK-II制御棒の開発、日本原子力学会春の年会 予稿集 F49、1993年3月
- (7) 田中康介、他：「「常陽」MK-II制御棒(CRM601)の照射後試験—シミュラウド型制御棒吸収ピンの照射挙動評価—」TN9430 99-001、1998年10月。
- (8) B. T. Kelly, et al. : "Development of Fast Breeder Reactor Absorber Elements for High Endurance in Europe", Proceedings of International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Vol-3 P. 1.10-1~10, Kyoto, Japan, Oct. 1991.
- (9) E. Francillon, et al. : "The control rods of the breeder reactor Superphenix I", Kerntechnik 57(1992) No. 2, Carl Hanser Verlag, Munchen, 1992.
- (10) B. KRYGER, et al. "IRRADIATION PERFORMANCES OF THE SUPERPHENIX TYPE ABSORBER ELEMENT" IAEA-IWGFR Technical Committee Meeting on "Absorber Materials, Control Rods and Designs of Backup Reactivity Shutdown Systems for Break-even Cores and Burner Core for Reducing Plutonium Stockpiles", Obninsk, Russia, July. 1995.
- (11) IAEA-IWGFR Specialist's Meeting on "Fast Reactor Absorber Materials and Control Rods", Obninsk, USSR, June. 1983. 各国提出論文
- (12) Efremov A. I, et al. "DEVELOPMENT AND IMPROVEMENT WAYS OF CPS RODS FOR BN-350, BN-600 REACTORS" IAEA-IWGFR Technical Committee Meeting on "Absorber Materials, Control Rods and Designs of Backup Reactivity Shutdown Systems for Break-even Cores and Burner Core for Reducing Plutonium Stockpiles", Obninsk, Russia,

July. 1995.

- (13) V. I. Matveev, et al. : BN型高速炉の炉物理的概念の発展、IAEA-IWGFR Specialist's Meeting on "Fast Reactor Absorber Materials and Control Rods", Obninsk, USSR, June. 1983.
- (14) 硫本岩男、他：「Naボンド型制御棒のポーラスプラグ水中試験」ZJ9214 93-006、1993年5月。
- (15) 丸山忠司、他 “Effect of Fast Neutron Irradiation on the Properties of Boron Carbide Pellet”, 日本原子力学会文誌、Journal of Nuclear Science Technology, vol. 34, No. 10 (Oct. 1997)
- (16) T. Stoto, et al. : “Swelling and micro cracking of boron carbide subjected to fast neutron irradiations” Journal of applied physics 68(7), October. 1990.
- (17) 曽我 知則、他、：「「常陽」Naボンド型制御棒の開発」、日本原子力学会 秋の大会 D77、1995年10月。
- (18) 大洗工学センター 原子炉設置変更許可申請書（変更その15まで）添付書類八「追補IV. 高速実験炉照射炉心制御棒の研究開発」 P36～P37. 平成6年1月。
- (19) 小野瀬庄二、他：「ナトリウムボンド型制御棒の開発 -B<sub>4</sub>Cペレットと被覆管のナトリウム中での両立性試験-」 ZN9410 92-172、1992年5月。
- (20) Ph. DÜNNER, et al. “ABSORBER MATERIALS FOR CONTROL ROD SYSTEMS OF FAST BREEDER REACTORS” Journal of Nuclear Materials 124(1984) 185-194.
- (21) 日本工業規格「工業用クロムめっき」JIS H 8615、1980.
- (22) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III.
- (23) Case of ASME Boiler and Pressure Vessel Code N47-17.
- (24) 日本機械学会、「機械工学便覧—改訂第6版—」、昭和52年7月。
- (25) K. Uematsu et al. “Swelling Behavior of Cold Worked Type 316 Stainless Steel”, Int. Conf. on Radiation Effects in Breeder Reactor Structural Materials, Scottsdale, (1977), 571.
- (26) W. K. Appleby et al., “Swelling in Neutron-Irradiated 300 Series Stainless Steels”, ibid, 509.

- (27) 長谷川正義 監修、「ステンレス鋼便覧」、日刊工業新聞社、昭和50年12月。
- (28) 平岡正勝、他「移動現象論」、朝倉書店、昭和46年3月。
- (29) 柳生 昭三「ガス及び蒸気の爆発限界」、安全工学協会、昭和52年4月。
- (30) 望月恵一、他「コールドトラップの開発」動力炉技報No.19、1976年7月。
- (31) 高荷 智「高速炉に於けるナトリウム技術の開発」、日本原子力情報センター、「FBRシリーズ第二回 高速増殖炉をめぐる研究開発と今後の技術的課題」、No.8211180、P130～P155。
- (32) J. A. Basmajian, et al. : "US Papers on Fast Breeder Reactor Absorber Development for DOE/PNC Control Rod Development Seminar in Tokyo" HEDL-7189, August. 1982.

## 添付資料 I 海外炉制御棒の設計例

各国の高速炉用制御棒は我が国の「常陽」、「もんじゅ」等と同様、中性子吸收体としてB<sub>4</sub>Cをステンレス鋼製の被覆管に収納して制御要素とし、これを複数バンドル状に組立てた構造が一般的である。

本資料は、主に海外の制御棒吸収ピン構造の特徴及び開発に関する情報を調査したものである。特に最近の情報の多いフランス及びロシアについて細かくまとめた。

## 1. 各国の制御棒仕様

これまでの国際会議資料等<sup>(1)~(10)</sup>をもとに、海外の高速炉用制御棒のうち、特に制御要素の構造（改良設計の概念構造も含む）等調査し、まとめたものを、第I-1表に示す。

各国とも中性子吸收体としては高密度B<sub>4</sub>Cペレットを使用しており、濃縮度については天然～90%程度のものまである。吸収ピンの特徴としては、欧州のほとんどの国はNaボンド型を実機あるいは改良設計に採用している。

英、米ではHeボンド型を採用しているが、英、米における吸収ピンの特徴は天然B<sub>4</sub>Cペレットを使用していることや、ギャップが小さい点である。但し、目標としている燃焼度は比較的高いため、B<sub>4</sub>Cペレットのスエリングが低いか、あるいは評価式が小さいものであると考えられる。

Naボンド型制御要素構造としては、欧州はすべてポーラスプラグ型を選択している。ロシアにおいては、Na封入型、あるいは最近の資料で報告されているようにslot-filter型と呼ばれる上部充填型のピン設計が採用されている。

## 2. フランス、ロシアの制御棒開発

### 2.1 フランスの現状

#### (1) PHENIXの制御棒関連情報

PHENIXの炉心には制御棒が6体装荷され、「常陽」と同様それぞれが出力調整機能と異常が発生した場合の緊急炉停止機能を兼ね備えている。第I-1図にPHENIXの制御棒構造を示す。

初装荷制御棒は外径28mmφ、長さ1153mmの制御要素7本からなり、吸収ピンの被覆管内には48%の濃縮B<sub>4</sub>Cペレットが装填されている。被覆管材質は

過去 Type316 ステンレス鋼が採用されており、316Ti へと変更した。制御要素は、上下に約  $75\text{ }\mu\text{m}$  未満の粒子のみを通過させるポーラスプラグ（ステンレス粉末焼結体）を設置しており、Na 充填、ガスベント等はこのポーラスプラグを通じて行う。Na ボンド型制御棒はこれまで 20 体以上が使用されている。最大使用日数は約 450EFPD、燃焼度で約  $150 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$  を達成している。

取出し後制御棒は、ピンのみを取出して乾式貯蔵を実施している。

## (2) SUPER-PHENIX の制御棒関連情報

SUPER-PHENIX の制御棒（主炉停止装置、SCP と略す）も PHENIX と同様にポーラスプラグ型を採用している。ポーラスプラグのメッシュ径は下部  $75\text{ }\mu\text{m}$ 、上部は  $400\text{ }\mu\text{m}$  のものを採用している。

初装荷 SCP は外径  $21.6\text{mm}\phi$ 、長さ  $1311\text{mm}$  の吸収ピンを組み込み、 $90\%^{10}\text{B}$  濃縮の  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットを被覆管（316Ti）で被覆していた。その後下部側の燃焼ピークを抑制するため軸方向非均質ピン（下部 48%、上部 90% 濃縮）に改良している。また、被覆管材料は 15-15Ti に変更されている。さらにフランスでは日本と同様ペレットリロケーションが問題視されており、ペレットスタックにシュラウド管（316Ti または 15-15Ti）を設置する計画としている。このバックアップとして PHENIX において実施された照射試験（ANTIMAG3）では、 $650\text{EFPD}$ 、 $220 \times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ までのシュラウド管の高燃焼度領域での機能維持が確認されている。

第 I-2 図に、SUPER-PHENIX の SCP 構造を示す。また、第 I-3 図に吸収ピンの構造（改良後）を示す。SUPER-PHENIX 制御棒構造の特徴は、下部案内管と制御棒が別々に取り扱われず一体であることである。また、改良設計の概要を第 I-2 表に示す。

SUPER-PHENIX 停止に伴い、制御棒については、処理を行うための施設建設が必要となっている。それまでは専用キャスク内で貯蔵保管することである。

## 2.2 ロシアの現状

ロシアは、BN-350, BN-600, 更に計画中のBN-800, BN-1600等がある。

制御棒の区分はSR(安全棒), TC(温度補償棒), RR(調整棒), CR(燃料燃焼補償棒), SR-L(ループ型安全棒)等多岐にわたる。各炉型の制御棒の特徴を第I-3表に示す。また、調整棒の構造図を第I-3図に示す。

開発段階ではBN-350, BN-600用制御棒には密封型の吸収ピンが使用されていた。その後高燃焼度用としてslot-filterと呼ばれる機構をピン上部に有するベント型が採用されている。現在では、このslot-filter構造は、BN-350(CR, SR, TC)及びBN-600(SR, SR-L, TC)の標準の制御棒として使用されていることである。

slot-filter型の吸収ピン構造を第I-4図に示す。同図のとおり、本構造の詳細は報告されていないが、その機能としてはNa充填及びHeガスベントを行うとされている。上部充填という点で「常陽」で考えている方式と同じである。その他、吸収ピンの特徴としては、B<sub>4</sub>Cの他に、Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub>が採用されている。第I-3表のとおり、Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub>はHeを生成しないため、密封型で使用できる。しかしながら、熱伝導度及び融点が低い等の熱的な問題もあるため、ペレットは細くする必要がある。BN-600の改良設計の概要を第I-4表に示すとおり、BN-600では、Eu<sub>2</sub>O<sub>3</sub>からB<sub>4</sub>Cへ変更することによって、吸収ピン本数を細径31本から太径4本に変更している。また同表のとおり、被覆管材にはオーステナイト鋼が、また制御棒構造材にはフェライト鋼が使用されている。

なお、ロシアにおける、ACMI設計(B<sub>4</sub>Cスエリングやリロケーションの状況と対応等)に関する情報や、使用済Naボンド型制御棒の洗浄貯蔵方法等については不明である。

## 3. 参考資料

- (1) IAEA-IWGFR Specialist's Meeting on "Fast Reactor Absorber Materials and Control Rods", Obninsk, USSR, June 1983.  
G. Arnaud et al., "Les Barres de Commande des R.N.R. Francais Experience et Development."
- (2) 同上、Ph. Dunner et al., "Development Program for Advanced LMFBR Absorber Control Rods."
- (3) 同上、G. Bestenreiner et al., "Control Rods Design Solutions for KNK-

- (3) 同上、G.Bestenreiner et al., "Control Rods Design Solutions for KNK-II, SNR-300 and SNR-2."
- (4) 同上、C.Artioli, "FBR Italian Position : The PEC Reactor and its Control Rods System."
- (5) 同上、B.Lambert, "Principles of Control Rod Design and their Application in the Design of CDFR."
- (6) 同上、B.T.Kelly et al., "Status of Fast Reactor Control Rod Development in the UK."
- (7) 同上、K.R.Birney et al., "Future Absorber Assembly Development in the United States."
- (8) IAEA-IWGFR Technical Committee Meeting on "Absorber Materials, Control Rods and Designs of Backup Reactivity Shutdown Systems for Break-even Cores and Burner Core for Reducing Plutonium Stockpiles", Obninsk, Russia, July. 1995.  
B.KRYGER, et al. "IRRADIATION PERFORMANCES OF THE SUPERPHENIX TYPE ABSORBER ELEMENT"
- (9) 同上、V.I.Matveev et al "Review of technical approaches and solution used for LMFR control rod development"
- (10) 同上、V.M.Chrnishov 他 "Development and improvement ways of cps rods for BN-350, BN-600 reactor "

第 I-1 表 各国の高速炉用制御棒の制御要素仕様

原子炉 項目	仏			独		伊	英		米	露	
	Rapsodie	Phoenix	Super-Phoenix (改良設計)	S N R - 300 (改良設計)	S N R - 2 (概念設計)	P E C 炉	P F R (M K - II)	C D F R (概念設計)	F F T F (改良設計)	B N - 350	B N - 600 (改良設計)
吸収ピン構造	ボーラスブリグ ベット型	ボーラスブリグ ベット型	ボーラスブリグ ベット型	ボーラスブリグ ベット型	ボーラスブリグ ベット型	ボーラスブリグ ベット型	ペント型	ペント型	ペント型	密封型又は slot-filler	slot-filler
ポンド材	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)	H e	H e	H e	N a (炉内充填)	N a (炉内充填)
吸収材種類	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C	B , C
<sup>10</sup> B 濃縮度	90%	48%	軸方向非均質 (90-48)	47%	90%	90%	天然	天然	天然	60%	天然
ペレット密度		96% T D	96% T D	90% T D	90% T D	95.59% T D			92% T D		
ペレット外径	38.0mm	23.5mm	17.4mm	13.1mm	14.0mm		19.0mm	20.0mm			19.6mm
直径ギャップ (ギャップ/ペレット長径)		2.5mm(10.6%)	2.0mm(11.5%)				0.5mm(2.6%)	0.76mm(3.8%)	0.8mm(4.6%)		2.0mm(10.2%)
リロケーション対策	—	—	フリシラウド	—	—	—	—	—	—	—	—
内面コーティング	—	—	—	—	N b	—	—	—	—	—	—
最高燃焼度	改良設計 等は目標	$60 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	$150 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	$200 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	$\sim 120 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	$\sim 200 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	$80 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>	8.8at%	$110 \times 10^{20}$ cap/cm <sup>2</sup>		
使用日数		350EFPD	480EFPD	640EFPD	$\sim 420$ EFPD	$\sim 730$ EFPD	400EFPD	382EFPD	900EFPD	240EFPD	500EFPD
寿命因子	A C M I 又は クリップ接続部	A C M I	A C M I					A C M I	A C M I		

第 I - 2 表 SUPER-PHENIX の改良設計

	初装荷	3次装荷
Design	Sodium bonded and vented pin	Sodium bonded and vented pin Double enriched and shrouded column
Material	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C
Boron 10 enrichment	90at%	90at% in upper part(995mm) 48at% in lower part(150mm)
Density	96%T.D.	96%T.D.
Pellet diameter	17mm	17.4mm
Column length	1145mm	1145mm
Cladding material	316Ti	15-15Ti C.W.
Cladding diameter	19×21mm	19.8×21.6mm
Shroud material	_____	316Ti or 15-15Ti
Shroud diameter	_____	17.6×18mm
Pin length	1311mm	1318mm

第 I - 3 表 ロシアの制御棒の概要

Reactor	BN-350				BN-600				BN-800				BN-600,(test rods)			
Rods	SR	TC	RR	CR	SR	SR-L	RR	CR	SR	SR-L	RR	CR	SR	SR-L	RR	CR
Total number of rods	12				27				30				4			
The number of various type rods	3	1	2	6	5	1	2	19	9	3	2	16	1	1	1	1
Absorber material	B <sub>4</sub> C 60- (B-10)	B <sub>4</sub> C 60% (B-10)	B <sub>4</sub> C 60% (B-10)	Fuel	B <sub>4</sub> C 80% (B-10)	B <sub>4</sub> C nat.	Eu2O <sub>3</sub>	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C 92% (B-10)	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C 92% (B-10)	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C nat.	B <sub>4</sub> C nat.
Absorber quantity(B-10 and Eu2O <sub>3</sub> ),kg	2.545	2.1	0.255	-	1.853	0.455	6.2	0.595	3.06	3.06	0.56	2.0	2.38	0.32	0.17	0.32
Average efficiency of a single rod (% Δ k/k)	1.1	1.0	0.2	-	0.45	0.2	0.28	0.27	0.47	0.47	0.21	0.4	0.6	0.2	0.17	0.38
Absorber pin type	v	v	v	-	v	v	s	v	v	v	v	v	v	v	v	v
Specified lifetime(eff.days)	390	390	240	-	365	365	365	365	280	280	280	280	550	550	550	550

Notation used in the table:

SR - safety rods

TC - temperature compensators

SR-L - safety rods(loop-type)

CR - fuel burn-up compensation rods

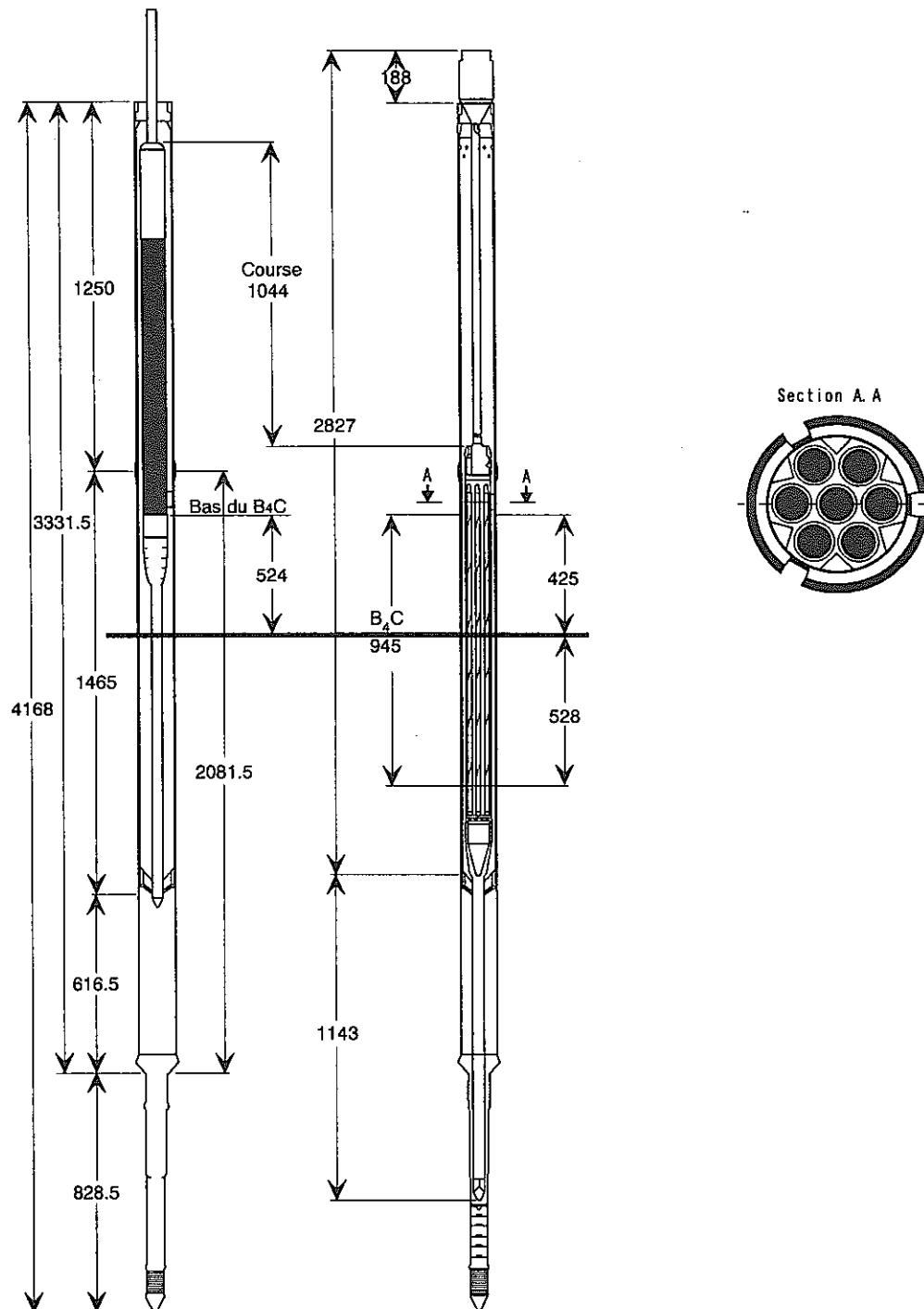
RR - regulating rods

(v) - vented absorber pins ; (s) - sealed absorber pins

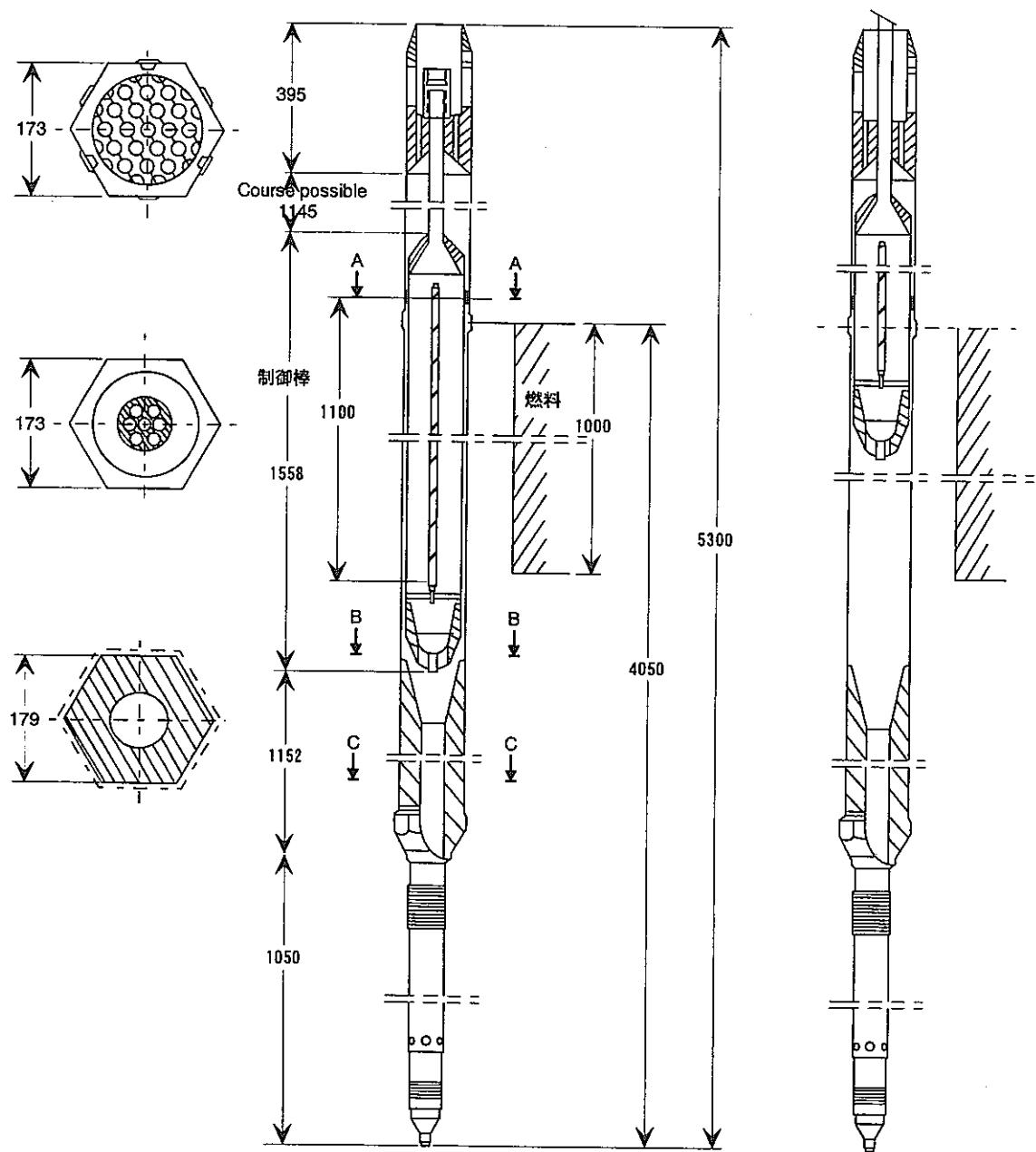
第 I - 4 表 BN-600 制御棒の改良設計

Name	Pilot set	First modernization	Second modernization
Size of rod wrapper tube, mm	$\phi 73 \times 1$		
Outer diameter of rod in the hinge region	$\phi 74$		
Sleeve configuration	Round	Hexahedral	
Inner diameter of sleeve, mm	76	78(outside the core boundary)	
Inner size of hexahedral wrapper within core, mm		92	
Rod length, mm	2100		
Number of absorber pins in pieces	31		4
Size of absorber pin cladding, mm	$\phi 9.5 \times 0.5$		$\phi 23 \times 0.7$
Pellet diameter, mm	8.2		19.6
Absorber	$\text{Eu}_2\text{O}_3$		B <sub>4</sub> C-19.8% for B-10
Leaktightness of absorber pin	Leaktight		Non-Leaktight
Structural material of rod	XI8H10-type austenitic steel		IXI3M2B P-type ferritic steel
Structural material of absorber pins	X16H15-type austenitic steel		XI6H15+Ti-type austenitic steel in cold deformed state
Structural material of sleeve	X16H36-type austenitic dispersion hardening steel	X16H11-type austenitic steel in cold deformed state	IXI3M2B P-type ferritic steel
Coating of head, hinges of rods and sleeve tubes	Diffusion-chromium-nitride		

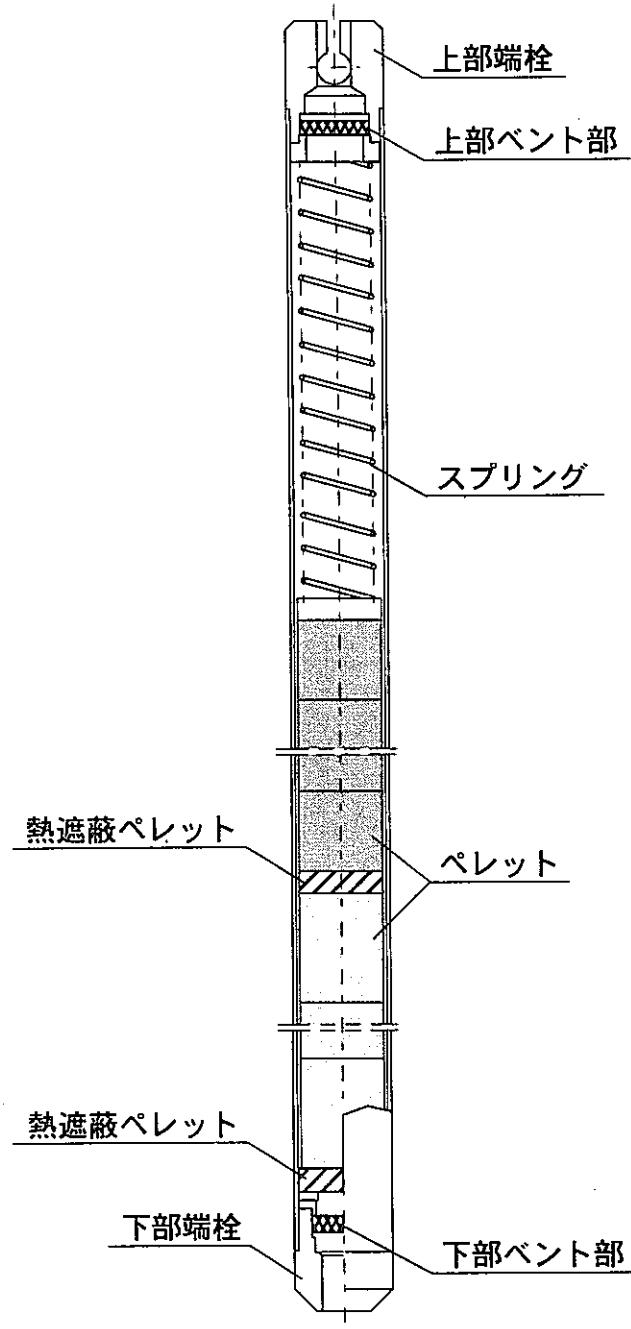
PHENIX-BARRE DE COMMANDE A PALIER BAS



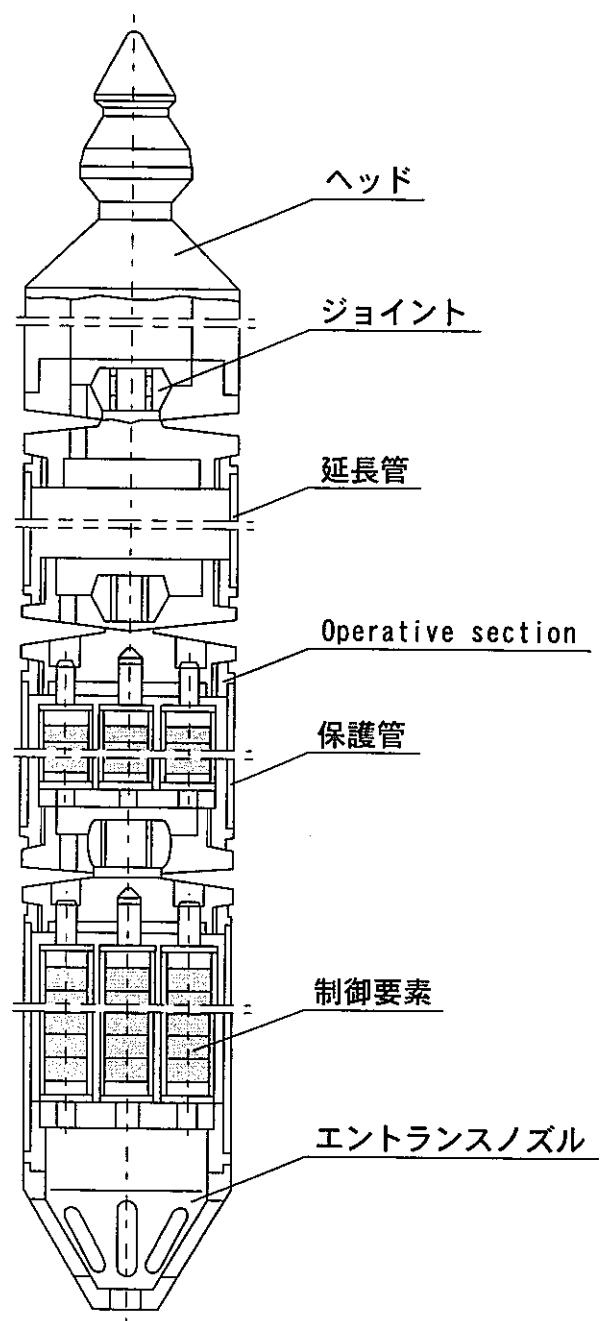
第 I-1 図 PHENIXの制御棒構造



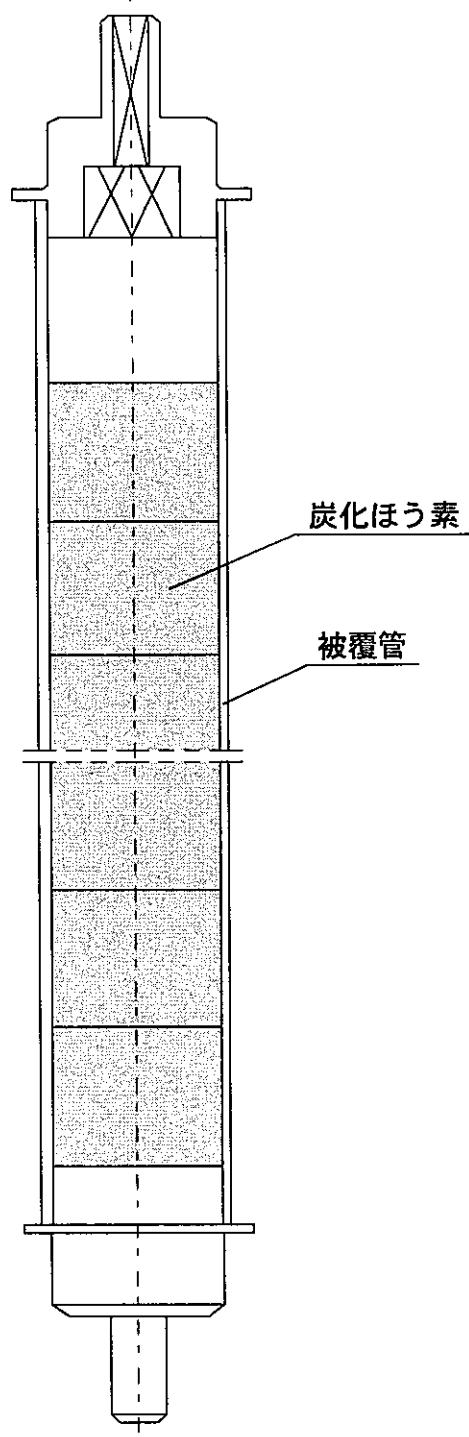
第 I - 2 図 SUPER-PHENIX の制御棒構造



第 I - 3 図 SUPER-PHENIXの吸収ピン構造 (C S D)



第 I - 4 図 ロシアの調整棒構造



第 I - 5 図 slot-filter型吸収ピン構造

## 添付資料Ⅱ MK-Ⅲ炉心制御棒の核熱データ

## 1. 概 要

「常陽」Naボンド型制御棒設計のもととなる、MK-III炉心標準平衡炉心での制御棒の核熱計算を行った。各計算の方法及び計算結果等の概要をまとめた。

## 2. 制御棒反応度価値及び挿入率の検討

第II-1 図に示す炉心構成で平衡炉心初期状態の制御棒反応度価値を求め、S字カーブとの値から各炉心条件での制御棒挿入量を評価する。

### 2.1 入力データ

#### (1) 原子数密度

2次元 RZ 燃焼計算の結果から、第II-2 図の手順で、平衡炉心初期の原子数密度を作成した。

#### (2) 縮約 7 群ミクロ断面積

核データファイル JFS-3-J2 から縮約ミクロ定数を第II-3 図に示す手順に沿って求めた。縮約体系は、第II-4 図の制御棒領域の組成を変えて、制御棒全引抜き、全挿入の状態のミクロ断面積を作成する。

### 2.2 基本計算方法

制御棒反応度価値の基準計算値は、2次元 XY3 角メッシュ計算により求める。

#### (1) 計算手順

第II-5 図のとおり、2次元 RZ 7群拡散計算を全引抜き、全挿入状態で行い、この軸方向バックリングを用いて 2次元 XY3 角メッシュ拡散計算を下記のケースについて行う。

##### ① 制御棒全引抜き状態

##### ② 制御棒全挿入状態

#### (2) 計算体系

2次元 RZ 計算体系を第II-6 図に、2次元 XY3 角メッシュ計算体系を第II-7 図に示す。

### 2.3 基本計算結果（基準計算値）

計算結果を第II-1 表及び第II-2 表に示す。6本の制御棒のノミナル計算値は

11.  $90\% \Delta k/kk'$  になった。

## 2. 4 制御棒反応度価値の基準計算値に対する補正

制御棒反応度価値の補正係数は、第Ⅱ-3 表とする。この結果、求められた  $^{10}\text{B}$  の燃焼のない場合の制御棒反応度価値を第Ⅱ-4 表に示す。6 本挿入時の制御棒反応度価値の標準値は  $11.54\% \Delta k/kk'$  ( $^{10}\text{B}$  燃焼効果含めず) である。

## 2. 5 制御棒の S 字カーブ及び制御棒挿入率

### (1) 制御棒の S 字カーブ

2 次元 RZ 計算コード 2DBURN により、第Ⅱ-5 表に示すように制御棒の微分反応度を直接計算により求めた。なお、ミクロ断面積は制御棒全引抜きのものを共通に使用した。この結果をもとに作成した S 字カーブを第Ⅱ-8 図に示す。

### (2) 制御棒の挿入率

平衡炉心における初期、中期、末期（以下、BOC、MOC、EOC と略す。）における制御棒挿入率を上記の制御棒の S 字カーブ、制御棒反応度価値及び第Ⅱ-6 表に示す（最大）過剰反応度から評価した結果は下記のとおりである。（第Ⅱ-7 表参照）

BOC 18cm

MOC 14cm

EOC 8cm

## 3. $^{10}\text{B} (n, \alpha)$ 反応率の検討

BOC、MOC、EOC の各制御棒挿入状態での  $^{10}\text{B} (n, \alpha)$  反応率を求める。

### 3. 1 入力データ

#### (1) 原子数密度

BOC の組成に加えて、MOC、EOC の原子数密度を燃焼計算から求めた。

#### (2) 縮約 7 群ミクロ定数

2 次元 RZ 及び 2 次元 3 角メッシュ計算では、2. と同じものを用いる。スーパーセルの計算では、均質モデル、非均質モデルの縮約体系で作成したものを用いる。

### 3.2 計算方法

#### (1) $^{10}\text{B}$ ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率

各制御棒の  $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率の割合を、2次元3角メッシュ計算コード TRIANGLE と 2次元 RZ 燃焼計算コード 2DBURN との組合せにより求める。また、非均質効果を 2DBURN のスーパーセルモデルにより求める。非均質モデルを第Ⅱ-9 図に示す。

非均質効果の計算手順を第Ⅱ-10 図に、BOC, MOC, EOC ごとの計算手順を第Ⅱ-11 図に示す。また、挿入量ごとに第Ⅱ-6 図の制御棒位置を変化させた。

#### (2) 各制御棒要素の分担（局所ピーキング）

第Ⅱ-12 図に示す構造を反映し、制御要素ごとの反応率を、半径方向についてはスーパーセルモデルで、周方向については TRIANGLE で求める。このときの制御棒状態は、1/2 挿入とする。

#### (3) 軸方向分布（軸方向ピーキング）

各制御棒状態での軸方向分布は 2DBURN により求める。

### 3.3 基本計算結果（基準計算値）

#### (1) 基準計算値

TRIANGLE による各制御棒の  $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率を第Ⅱ-8 表に示す。このときの組成は BOC のものである。

#### (2) 非均質モデルの補正

スーパーセルモデルによる非均質効果は、非均質／均質 = 0.942 となった。これを非均質効果の補正係数として用いる。補正後の基準計算値を第Ⅱ-9 表に示す。

### 3.4 各制御棒状態における補正

各制御棒状態における  $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率と制御棒半挿入時（基本計算）の反応率の比を下記のとおり求めた。

第Ⅱ-6 図の体系で、組成と制御棒挿入量を変えて  $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率を求めた。結果を第Ⅱ-10 表に示す。この結果、基準条件に対する相対値、BOC 0.798、MOC 0.714、EOC 0.593 が得られた。基準計算値と各制御棒状態の換算係数から、

各制御棒状態での $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率を求めた結果を第II-11表から第II-16表に示す。

### 3.5 各制御要素の反応率分担（局所ピーク）

#### (1) 半径方向分布

スーパーセルモデルで、第II-12図に示す外側6本の制御要素と内側1本の制御要素の反応率比を求めると、制御要素1本当たり、 $1 : 0.824$  となった。

#### (2) 周方向分布

外側6本の制御要素の $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率分布は、主に炉心中心側で高く、反対側が低くなる。これをTRIANGLEで求めると、第II-13図のとおりとなる。

#### (3) 制御要素7本の反応率分担

上記の半径方向分布、周方向分布の組合せにより、各制御棒ごとの制御要素の反応率分担は第II-14図のとおりとなる。また、最大反応率の制御棒における、局所ピーピング係数（最大反応率の制御要素／制御棒平均）は、 $F_{xy}=1.08$  となる。

### 3.6 制御棒の $^{10}\text{B}$ ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率の軸方向分布（軸方向ピーク）

制御要素の軸方向発熱分布は、各制御棒状態でそれぞれ次のとおりである。

BOC 第II-17表

MOC 第II-18表

EOC 第II-19表

各制御棒状態における反応率の軸方向分布は第II-15図のとおりであり、最も発熱する第3列BOCにおける軸方向ピーピング係数（軸方向最大反応率／制御棒平均）は $F_z=2.83$  となる。

## 4. 中性子束分布

2DBURNにより計算した、各制御棒挿入状態での中性子束軸方向分布を第II-20表～第II-22表に示す。また、制御棒設計上重要な、3列制御棒の高速中性子束( $>0.1\text{MeV}$ )の軸方向分布についてまとめた結果を第II-16図に示す。

なお、高速群の中性子束は、次式で算出した。

$$\phi_{\text{fast}} \equiv \phi_1 + \phi_2 + 0.903 \phi_3$$

ここで、 $\phi_1$ 、 $\phi_2$ 、 $\phi_3$ は第1群～第3群の中性子束

## 5. 制御棒発熱の検討

### 5.1 入力データ

原子数密度、縮約7群ミクロ断面積は反応率の計算と同じである。2次元RZ計算、3角メッシュ計算及びスーパーセルモデルの $\gamma$ 線計算用ミクロ定数は、中性子束計算用と同じ体系で縮約し、作成した。

### 5.2 計算方法

#### (1) $^{10}\text{B}$ ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率による発熱

計算で求められた  $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率に、反応当たりの生成エネルギーQ値 (2.336MeV) を乗じることにより求めた。 $(1\text{ eV} = 1.602 \times 10^{-19}\text{W}\cdot\text{s})$

#### (2) $\gamma$ 線発熱

$\gamma$ 線による制御棒の発熱量は、TRIANGLE 及び 2DBURN により計算した中性子束分布をもとに、TRIANGLE-G, 2DBURN-G により、第II-17図のとおり求める。

#### (3) 中性子散乱による発熱

中性子の散乱による発熱は、2DBURN, TRIANGLE により求める。今回、核データライブラリの取扱い上の都合から、弹性散乱断面積は、非弹性散乱も含めた散乱断面積から求めた発熱量の 1/2 として算出した。通常、弹性散乱による発散量は非弹性散乱のものに比べ小さいことから安全側と推定する。

### 5.3 発熱量計算値

#### (1) $^{10}\text{B}$ ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率による発熱

全制御棒のうち、3列及び5列でそれぞれ反応率の大きい制御棒における、 $^{10}\text{B}$  ( $n$ 、 $\alpha$ ) 反応率による発熱量を第II-23表(3列)、第II-24表(5列)に示す。

#### (2) $\gamma$ 線発熱

各制御棒状態での領域ごとの $\gamma$ 線発熱を求めた。結果を第II-25表(3列)、第II-26表(5列)に示す。

(3) 中性子散乱による発熱

各制御棒状態での領域ごとの中性子散乱による発熱を求めた。結果を第Ⅱ-27表(3列)、第Ⅱ-28表(5列)に示す。

(4) 制御棒の全発熱量

以上(1)～(3)の計算結果をまとめて、第Ⅱ-29表(3列)、第Ⅱ-30表(5列)に示す。本表の値が、最も発熱の高い制御棒における、全発熱量である。なお、発熱の軸方向分布、径方向及び半径方向分布については、 $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ ) 反応率とほぼ同じであるから、設計ではこれを用いる。

第 II - 1 表 制御棒価値 (R Z - 2DBURN, 補正前)

制御棒状態	実効増倍率	制御棒価値 (%Δk/kk')
		制御棒 6 本
制御棒全引抜き	1.00286	—
制御棒全挿入	0.85898	16.70

第 II - 2 表 制御棒価値 (X Y - TRIANGLE, 補正前)

制御棒状態	実効増倍率	制御棒価値 (%Δk/kk')
		制御棒 6 本
制御棒全引抜き	1.00397	—
制御棒全挿入	0.89684	11.90

第 II - 3 表 制御棒反応度価値の補正係数

補 正 項 目	補 正 係 数		
	最 小 値	標 準 値	最 大 値
計算上の補正 「常陽」照射用炉心性能試験解析に基づく補正	0.970	0.970	1.000
B <sup>10</sup> 燃焼効果 (1/4 挿入, 100 %出力 730日運転)	0.850	0.920	1.000
累 計 (積)	0.825	0.892	1.000
設計余裕等 設計余裕 (±18%)	0.82	1.000	1.18
合 計 (積)	0.676	0.892	1.18

第II-4表  $^{10}\text{B}$  の燃焼のない場合の制御棒反度価値  
(% $\Delta k/kk'$ )

制御棒状態	補正前	補正後		
	基準計算値	最小値	標準値	最大値
制御棒全挿入	11.90	9.47	11.54	14.04

第II-5表 制御棒の微分反応度

制御棒挿入長 <sup>*</sup> (cm)	固有値	% $\Delta k/kk'$ **	相対値
-7.87	1.00286	—	0.000
3.19	0.99124	1.17	0.066
15.06	0.96250	4.18	0.237
25.31	0.92661	8.21	0.466
36.14	0.88753	12.96	0.735
46.84	0.86121	16.40	0.930
57.81	0.85216	17.63	—

\* : 炉心上端位置を0.0cmとした相対値。

\*\* : 2 DBURNの計算値。

第II-6表 炉心の過剰反応度の内訳

〔 $\Delta k/kk'$ 〕

炉心 反応度 バランス		炉心のみの反応度効果	領域全体の反応度効果
定格出力時の 最大の過剰反応度		0.035	0.035
内 訳	燃焼補償用*	0.019	0.019
	運転余裕用	0.016	0.016
温度補償用 及び出力補償用		0.0138	0.0173
内 訳	100～250°C	0.0046	0.0064
	250～350°C	0.0030	0.0042
	350～定 格	0.0062	0.0067
最大過剰反応度 100°C		0.049	0.052

\*燃焼欠損反応度の誤差を10%とした。

第II-7表 平衡炉心における制御棒挿入量

制御棒状態	最大過剰反応度 〔 $\Delta k/kk'$ 〕	挿入量 〔cm〕
平衡炉心初期	3.5	18
平衡炉心中期	2.6	14
平衡炉心末期	1.9	8

第 II - 8 表 各制御棒の<sup>10</sup>B 反応率(基本計算)

制御棒位置	領域番号	中心面の反応率* ( /s )	軸方向の補正	全長の反応率 ( /s )
1	1	$2.045 \times 10^{16}$		$1.929 \times 10^{17}$
2	6	$2.213 \times 10^{16}$		$2.088 \times 10^{17}$
3	3	$2.188 \times 10^{16}$		$2.064 \times 10^{17}$
4	4	$2.067 \times 10^{16}$		$1.950 \times 10^{17}$
5	66	$1.319 \times 10^{16}$		$1.392 \times 10^{17}$
6	81	$1.347 \times 10^{16}$		$1.421 \times 10^{17}$

\* 制御棒半挿入時

第 II - 9 表 制御棒半挿入時の各制御棒の<sup>10</sup>B (n, α) 反応率(補正後)

[ /s ]

制御棒位置	領域番号	基本計算値	非均質効果 の補正係数	補正後計算値
1	1	$1.929 \times 10^{17}$		$1.817 \times 10^{17}$
2	6	$2.088 \times 10^{17}$		$1.967 \times 10^{17}$
3	3	$2.064 \times 10^{17}$	0.942	$1.944 \times 10^{17}$
4	4	$1.950 \times 10^{17}$		$1.837 \times 10^{17}$
5	66	$1.392 \times 10^{17}$		$1.311 \times 10^{17}$
6	81	$1.421 \times 10^{17}$		$1.339 \times 10^{17}$

第II-10表  $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ ) 反応率と制御棒挿入状態との相関

- 3列 -

	組 成	制御棒挿入量 [cm]	$\text{B}^{10}(n, \alpha)$ 反応 ( /s)	相対値
基 準 条 件	B O E C	25.0	$1.116 \times 10^{18}$	1.0
平衡炉心初期	B O E C	18.0	$8.902 \times 10^{17}$	0.798
平衡炉心中期	M O E C	14.0	$7.973 \times 10^{17}$	0.714
平衡炉心末期	E O E C	8.0	$6.615 \times 10^{17}$	0.593

- 5列 -

	組 成	制御棒挿入量 [cm]	$\text{B}^{10}(n, \alpha)$ 反応 ( /s)	相対値
基 準 条 件	B O E C	25.0	$5.060 \times 10^{17}$	1.0
平衡炉心初期	B O E C	18.0	$4.172 \times 10^{17}$	0.825
平衡炉心中期	M O E C	14.0	$3.824 \times 10^{17}$	0.756
平衡炉心末期	E O E C	8.0	$3.296 \times 10^{17}$	0.651

第II-11表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒1[領域1]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.867 \times 10^{17}$	0.798	$1.570 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.714	$1.404 \times 10^{17}$
平衡炉心末期		0.593	$1.168 \times 10^{17}$

第II-12表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒2[領域6]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.817 \times 10^{17}$	0.798	$1.450 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.714	$1.297 \times 10^{17}$
平衡炉心末期		0.593	$1.077 \times 10^{17}$

第II-13表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒3[領域3]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.944 \times 10^{17}$	0.798	$1.551 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.714	$1.388 \times 10^{17}$
平衡炉心末期		0.593	$1.153 \times 10^{17}$

第II-14表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒4[領域4]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.837 \times 10^{17}$	0.798	$1.466 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.714	$1.312 \times 10^{17}$
平衡炉心末期		0.593	$1.089 \times 10^{17}$

第II-15表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒5[領域66]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.311 \times 10^{17}$	0.825	$1.082 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.756	$9.911 \times 10^{16}$
平衡炉心末期		0.651	$8.535 \times 10^{16}$

第II-16表 各制御棒挿入状態の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率  
(制御棒6[領域81]) (/ $\text{s}$ )

各制御棒状態	半挿入時 $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率	換算係数 <sup>†</sup>	各制御棒状態の $^{10}\text{B}$ (n, $\alpha$ )反応率
平衡炉心初期	$1.339 \times 10^{17}$	0.825	$1.105 \times 10^{17}$
平衡炉心中期		0.756	$1.012 \times 10^{17}$
平衡炉心末期		0.651	$8.717 \times 10^{16}$

<sup>†</sup> 各制御棒状態における制御棒全長の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率

制御棒半挿入時の制御棒全長の $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応率

第II-17表 制御棒の $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ )反応率の  
軸方向分布 (B O C)

吸収体下端からの距離 (cm)	制御棒	
	3列	5列
0.0	$8.386 \times 10^{15}$	$3.971 \times 10^{15}$
5.347	$6.371 \times 10^{15}$	$3.253 \times 10^{15}$
8.510	$6.015 \times 10^{15}$	$2.959 \times 10^{15}$
11.674	$5.361 \times 10^{15}$	$2.693 \times 10^{15}$
14.837	$4.756 \times 10^{15}$	$2.458 \times 10^{15}$
18.000	$4.243 \times 10^{15}$	$2.291 \times 10^{15}$
18.604	$4.155 \times 10^{15}$	$2.274 \times 10^{15}$
19.207	$4.087 \times 10^{15}$	$2.258 \times 10^{15}$
22.537	$3.649 \times 10^{15}$	$2.134 \times 10^{15}$
25.867	$3.221 \times 10^{15}$	$1.951 \times 10^{15}$
30.867	$2.598 \times 10^{15}$	$1.636 \times 10^{15}$
35.867	$2.051 \times 10^{15}$	$1.331 \times 10^{15}$
40.867	$1.591 \times 10^{15}$	$1.070 \times 10^{15}$
46.287	$1.190 \times 10^{15}$	$8.482 \times 10^{14}$
51.707	$8.986 \times 10^{14}$	$6.663 \times 10^{14}$
65.0	$6.405 \times 10^{14}$	$4.803 \times 10^{14}$

第II-18表 制御棒の $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ )反応率の  
軸方向分布 (M O C)

吸収体下端からの距離 (cm)	制御棒	
	3列	5列
0.0	$8.715 \times 10^{15}$	$3.984 \times 10^{15}$
1.347	$6.133 \times 10^{15}$	$3.574 \times 10^{15}$
4.510	$5.302 \times 10^{15}$	$3.148 \times 10^{15}$
7.674	$4.662 \times 10^{15}$	$2.833 \times 10^{15}$
10.837	$4.113 \times 10^{15}$	$2.572 \times 10^{15}$
14.000	$3.670 \times 10^{15}$	$2.389 \times 10^{15}$
14.604	$3.599 \times 10^{15}$	$2.370 \times 10^{15}$
15.207	$3.524 \times 10^{15}$	$2.352 \times 10^{15}$
18.537	$3.174 \times 10^{15}$	$2.218 \times 10^{15}$
21.867	$2.812 \times 10^{15}$	$2.024 \times 10^{15}$
26.867	$2.277 \times 10^{15}$	$1.692 \times 10^{15}$
31.867	$1.799 \times 10^{15}$	$1.372 \times 10^{15}$
36.867	$1.394 \times 10^{15}$	$1.097 \times 10^{15}$
42.287	$1.036 \times 10^{15}$	$8.630 \times 10^{14}$
47.707	$7.734 \times 10^{14}$	$6.666 \times 10^{14}$
65.0	$4.291 \times 10^{14}$	$3.895 \times 10^{14}$

第II-19表 制御棒の $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ )反応率の  
軸方向分布 (E O C)

吸収体下端からの距離 (cm)	制御棒	
	3列	5列
0.0	$5.978 \times 10^{15}$	$4.635 \times 10^{15}$
2.667	$5.026 \times 10^{15}$	$3.585 \times 10^{15}$
5.334	$4.408 \times 10^{15}$	$3.017 \times 10^{15}$
8.000	$3.958 \times 10^{15}$	$2.726 \times 10^{15}$
8.804	$3.872 \times 10^{15}$	$2.547 \times 10^{15}$
9.207	$3.785 \times 10^{15}$	$2.523 \times 10^{15}$
12.537	$3.382 \times 10^{15}$	$2.500 \times 10^{15}$
15.867	$2.981 \times 10^{15}$	$2.346 \times 10^{15}$
20.867	$2.400 \times 10^{15}$	$2.133 \times 10^{15}$
25.867	$1.885 \times 10^{15}$	$1.775 \times 10^{15}$
30.867	$1.450 \times 10^{15}$	$1.432 \times 10^{15}$
36.287	$1.063 \times 10^{15}$	$8.839 \times 10^{14}$
41.707	$7.759 \times 10^{14}$	$6.688 \times 10^{14}$
65.0	$3.184 \times 10^{14}$	$2.883 \times 10^{14}$

第II-20(1)表 中性子束の軸方向分布(BOC, 3列)

計算体系上端 からの距離(cm)	第1群 (10~1.35MeV)	第2群 (1.35~0.388MeV)	第3群 (388~86.5keV)	第4群 (86.5~9.12keV)	第5群 (9.12~0.961keV)	第6群 (961~101eV)	第7群 (101~10 <sup>-5</sup> eV)	高速群 (10~0.1MeV)	全群 (10.7~10 <sup>-5</sup> eV)
0.000	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00
5.000	8.557E+09	3.775E+11	2.684E+12	4.171E+12	1.672E+12	1.404E+12	5.176E+11	2.810E+12	1.083E+13
13.170	3.088E+10	1.190E+12	8.180E+12	1.272E+13	5.361E+12	4.591E+12	1.678E+12	8.607E+12	3.375E+13
21.340	7.507E+10	2.421E+12	1.517E+13	2.249E+13	9.283E+12	7.580E+12	2.657E+12	1.619E+13	5.968E+13
31.340	2.012E+11	5.067E+12	2.731E+13	3.703E+13	1.428E+13	1.035E+13	3.294E+12	2.993E+13	9.753E+13
36.629	3.528E+11	7.491E+12	3.636E+13	4.602E+13	1.632E+13	1.058E+13	3.097E+12	4.068E+13	1.202E+14
41.918	6.043E+11	1.089E+13	4.749E+13	5.534E+13	1.679E+13	9.143E+12	2.318E+12	5.438E+13	1.426E+14
47.206	1.017E+12	1.552E+13	6.040E+13	6.278E+13	1.202E+13	4.010E+12	4.386E+11	7.108E+13	1.562E+14
60.500	3.664E+12	3.918E+13	1.193E+14	1.025E+14	1.524E+13	3.998E+12	4.104E+11	1.505E+14	2.843E+14
65.920	7.678E+12	6.319E+13	1.682E+14	1.346E+14	1.964E+13	4.842E+12	4.671E+11	2.227E+14	3.986E+14
71.340	1.518E+13	9.866E+13	2.340E+14	1.777E+14	2.571E+13	6.161E+12	5.719E+11	3.252E+14	5.580E+14
76.340	2.820E+13	1.461E+14	3.132E+14	2.276E+14	3.231E+13	7.366E+12	6.443E+11	4.571E+14	7.554E+14
81.340	5.205E+13	2.126E+14	4.136E+14	2.881E+14	3.953E+13	8.294E+12	6.618E+11	6.382E+14	1.015E+15
86.340	9.571E+13	3.039E+14	5.386E+14	3.600E+14	4.632E+13	8.400E+12	5.763E+11	8.859E+14	1.353E+15
89.670	1.445E+14	3.806E+14	6.368E+14	4.144E+14	4.909E+13	7.445E+12	4.262E+11	1.100E+15	1.633E+15
93.000	2.151E+14	4.694E+14	7.464E+14	4.732E+14	4.938E+13	5.413E+12	1.975E+11	1.358E+15	1.959E+15
93.603	2.298E+14	4.882E+14	7.696E+14	4.840E+14	4.928E+13	5.146E+12	1.727E+11	1.413E+15	2.026E+15
94.207	2.452E+14	5.084E+14	7.942E+14	4.955E+14	4.884E+13	4.777E+12	1.320E+11	1.471E+15	2.097E+15
97.370	3.263E+14	6.219E+14	9.335E+14	5.602E+14	4.753E+13	3.118E+12	3.417E+10	1.791E+15	2.493E+15
100.533	3.997E+14	7.336E+14	1.075E+15	6.308E+14	4.975E+13	2.425E+12	1.056E+10	2.104E+15	2.891E+15
103.697	4.653E+14	8.403E+14	1.214E+15	7.064E+14	5.447E+13	2.248E+12	4.870E+09	2.402E+15	3.283E+15
106.860	5.241E+14	9.416E+14	1.350E+15	7.891E+14	6.227E+13	2.405E+12	3.751E+09	2.685E+15	3.669E+15
112.207	6.116E+14	1.108E+15	1.579E+15	9.666E+14	9.453E+13	3.911E+12	5.244E+09	3.145E+15	4.363E+15
114.278	6.388E+14	1.163E+15	1.653E+15	1.046E+15	1.274E+14	5.877E+12	6.166E+09	3.295E+15	4.635E+15
116.350	6.606E+14	1.206E+15	1.712E+15	1.104E+15	1.473E+14	7.179E+12	6.908E+09	3.413E+15	4.838E+15
119.514	6.833E+14	1.250E+15	1.772E+15	1.163E+15	1.648E+14	8.470E+12	7.843E+09	3.533E+15	5.041E+15
122.677	6.929E+14	1.268E+15	1.796E+15	1.193E+15	1.743E+14	9.407E+12	9.113E+09	3.582E+15	5.133E+15
125.840	6.888E+14	1.260E+15	1.786E+15	1.199E+15	1.790E+14	1.030E+13	1.232E+10	3.561E+15	5.123E+15
129.004	6.706E+14	1.227E+15	1.742E+15	1.184E+15	1.804E+14	1.153E+13	2.296E+10	3.470E+15	5.015E+15
132.167	6.378E+14	1.168E+15	1.666E+15	1.149E+15	1.801E+14	1.369E+13	6.050E+10	3.310E+15	4.815E+15
135.331	5.893E+14	1.085E+15	1.559E+15	1.098E+15	1.799E+14	1.788E+13	1.938E+11	3.081E+15	4.529E+15
138.494	5.234E+14	9.756E+14	1.424E+15	1.034E+15	1.825E+14	2.614E+13	6.619E+11	2.785E+15	4.166E+15
141.657	4.387E+14	8.431E+14	1.266E+15	9.617E+14	1.914E+14	4.208E+13	2.262E+12	2.425E+15	3.745E+15
144.821	3.346E+14	6.915E+14	1.093E+15	8.856E+14	2.114E+14	7.128E+13	7.413E+12	2.013E+15	3.294E+15
145.423	3.145E+14	6.631E+14	1.061E+15	8.717E+14	2.164E+14	7.851E+13	9.149E+12	1.936E+15	3.214E+15
146.025	2.957E+14	6.363E+14	1.031E+15	8.585E+14	2.214E+14	8.595E+13	1.099E+13	1.863E+15	3.140E+15
150.650	2.015E+14	4.965E+14	8.717E+14	7.750E+14	2.398E+14	1.258E+14	2.248E+13	1.485E+15	2.733E+15
155.275	1.374E+14	3.858E+14	7.351E+14	6.929E+14	2.401E+14	1.518E+14	3.207E+13	1.187E+15	2.375E+15
159.900	9.382E+13	2.980E+14	6.169E+14	6.129E+14	2.286E+14	1.657E+14	3.977E+13	9.489E+14	2.056E+15
164.525	6.381E+13	2.285E+14	5.141E+14	5.353E+14	2.092E+14	1.696E+14	4.582E+13	7.566E+14	1.766E+15
167.747	4.560E+13	1.836E+14	4.414E+14	4.744E+14	1.897E+14	1.665E+14	4.960E+13	6.278E+14	1.551E+15
170.687	3.276E+13	1.482E+14	3.792E+14	4.197E+14	1.701E+14	1.593E+14	5.145E+13	5.234E+14	1.361E+15
180.300	1.343E+13	7.676E+13	2.325E+14	2.762E+14	1.164E+14	1.241E+14	4.605E+13	3.002E+14	8.854E+14
189.913	5.214E+12	3.639E+13	1.258E+14	1.577E+14	6.780E+13	7.772E+13	3.119E+13	1.552E+14	5.018E+14
199.525	1.535E+12	1.201E+13	4.428E+13	5.682E+13	2.443E+13	2.866E+13	1.194E+13	5.353E+13	1.797E+14
205.525	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00

第II-20(2)表 中性子束の軸方向分布(BOC, 5列)

計算体系上端 からの距離(cm)	第1群 (10~1.35MeV)	第2群 (1.35~0.388MeV)	第3群 (388~86.5keV)	第4群 (86.5~9.12keV)	第5群 (9.12~0.961keV)	第6群 (961~101eV)	第7群 (101~10 <sup>-5</sup> eV)	高速群 (10~0.1MeV)	全群 (10.7~10 <sup>-5</sup> eV)
0.000	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00
5.000	4.838E+09	2.491E+11	1.909E+12	3.054E+12	1.311E+12	1.175E+12	4.643E+11	1.977E+12	8.166E+12
13.170	1.663E+10	7.719E+11	5.728E+12	9.138E+12	4.041E+12	3.680E+12	1.444E+12	5.961E+12	2.482E+13
21.340	3.884E+10	1.550E+12	1.053E+13	1.609E+13	6.973E+12	6.156E+12	2.329E+12	1.110E+13	4.367E+13
31.340	9.903E+10	3.187E+12	1.873E+13	2.643E+13	1.079E+13	8.905E+12	3.084E+12	2.020E+13	7.122E+13
36.629	1.804E+11	4.838E+12	2.567E+13	3.426E+13	1.320E+13	1.018E+13	3.184E+12	2.820E+13	9.151E+13
41.918	3.134E+11	7.135E+12	3.417E+13	4.287E+13	1.518E+13	1.029E+13	2.747E+12	3.830E+13	1.127E+14
47.206	5.376E+11	1.039E+13	4.472E+13	5.203E+13	1.500E+13	7.391E+12	1.002E+12	5.130E+13	1.311E+14
60.500	1.855E+12	2.562E+13	8.723E+13	8.814E+13	2.210E+13	8.296E+12	7.615E+11	1.063E+14	2.340E+14
65.920	3.631E+12	3.973E+13	1.187E+14	1.132E+14	2.827E+13	1.008E+13	8.865E+11	1.505E+14	3.145E+14
71.340	6.915E+12	6.067E+13	1.607E+14	1.454E+14	3.586E+13	1.181E+13	1.018E+12	2.127E+14	4.224E+14
76.340	1.303E+13	8.989E+13	2.138E+14	1.848E+14	4.493E+13	1.351E+13	1.124E+12	2.960E+14	5.610E+14
81.340	2.401E+13	1.294E+14	2.781E+14	2.304E+14	5.476E+13	1.554E+13	1.233E+12	4.045E+14	7.334E+14
86.340	4.404E+13	1.822E+14	3.548E+14	2.823E+14	6.416E+13	1.682E+13	1.237E+12	5.467E+14	9.457E+14
89.670	6.652E+13	2.255E+14	4.122E+14	3.195E+14	6.869E+13	1.647E+13	1.111E+12	6.642E+14	1.110E+15
93.000	9.983E+13	2.738E+14	4.718E+14	3.572E+14	7.016E+13	1.434E+13	8.059E+11	7.996E+14	1.288E+15
93.603	1.075E+14	2.839E+14	4.837E+14	3.643E+14	6.994E+13	1.374E+13	7.294E+11	8.282E+14	1.324E+15
94.207	1.158E+14	2.951E+14	4.968E+14	3.717E+14	6.959E+13	1.311E+13	6.483E+11	8.595E+14	1.363E+15
97.370	1.559E+14	3.554E+14	5.689E+14	4.121E+14	7.039E+13	1.159E+13	5.249E+11	1.025E+15	1.575E+15
100.533	1.907E+14	4.141E+14	6.424E+14	4.555E+14	7.453E+13	1.159E+13	5.331E+11	1.185E+15	1.789E+15
103.697	2.211E+14	4.696E+14	7.140E+14	5.004E+14	8.084E+13	1.232E+13	5.719E+11	1.335E+15	1.999E+15
106.860	2.479E+14	5.209E+14	7.817E+14	5.460E+14	8.942E+13	1.377E+13	6.438E+11	1.475E+15	2.200E+15
112.207	2.857E+14	5.967E+14	8.839E+14	6.270E+14	1.160E+14	2.101E+13	1.548E+12	1.681E+15	2.532E+15
114.278	2.967E+14	6.192E+14	9.145E+14	6.587E+14	1.368E+14	2.884E+13	3.333E+12	1.742E+15	2.658E+15
116.350	3.063E+14	6.385E+14	9.404E+14	6.827E+14	1.485E+14	3.277E+13	3.980E+12	1.794E+15	2.753E+15
119.514	3.164E+14	6.584E+14	9.672E+14	7.079E+14	1.588E+14	3.611E+13	4.422E+12	1.848E+15	2.849E+15
122.677	3.209E+14	6.667E+14	9.784E+14	7.214E+14	1.645E+14	3.805E+13	4.664E+12	1.871E+15	2.895E+15
125.840	3.195E+14	6.630E+14	9.738E+14	7.238E+14	1.670E+14	3.924E+13	4.822E+12	1.862E+15	2.891E+15
129.004	3.120E+14	6.472E+14	9.536E+14	7.160E+14	1.672E+14	4.012E+13	4.949E+12	1.820E+15	2.841E+15
132.167	2.981E+14	6.193E+14	9.183E+14	6.989E+14	1.659E+14	4.114E+13	5.095E+12	1.747E+15	2.747E+15
135.331	2.772E+14	5.796E+14	8.694E+14	6.743E+14	1.641E+14	4.306E+13	5.358E+12	1.642E+15	2.613E+15
138.494	2.487E+14	5.284E+14	8.088E+14	6.442E+14	1.636E+14	4.728E+13	5.973E+12	1.507E+15	2.447E+15
141.657	2.114E+14	4.671E+14	7.399E+14	6.117E+14	1.667E+14	5.646E+13	7.618E+12	1.347E+15	2.261E+15
144.821	1.639E+14	3.978E+14	6.685E+14	5.813E+14	1.772E+14	7.572E+13	1.248E+13	1.165E+15	2.077E+15
145.423	1.542E+14	3.847E+14	6.563E+14	5.767E+14	1.803E+14	8.106E+13	1.416E+13	1.132E+15	2.047E+15
146.025	1.460E+14	3.734E+14	6.460E+14	5.730E+14	1.833E+14	8.639E+13	1.589E+13	1.103E+15	2.024E+15
150.650	1.013E+14	3.019E+14	5.689E+14	5.332E+14	1.924E+14	1.123E+14	2.548E+13	9.169E+14	1.836E+15
155.275	6.934E+13	2.383E+14	4.888E+14	4.828E+14	1.882E+14	1.270E+14	3.244E+13	7.490E+14	1.627E+15
159.900	4.707E+13	1.848E+14	4.128E+14	4.280E+14	1.752E+14	1.326E+14	3.727E+13	6.046E+14	1.418E+15
164.525	3.124E+13	1.403E+14	3.418E+14	3.705E+14	1.557E+14	1.307E+14	4.041E+13	4.802E+14	1.211E+15
167.747	2.158E+13	1.112E+14	2.907E+14	3.245E+14	1.365E+14	1.249E+14	4.176E+13	3.953E+14	1.051E+15
170.687	1.553E+13	9.006E+13	2.510E+14	2.878E+14	1.210E+14	1.185E+14	4.179E+13	3.322E+14	9.255E+14
180.300	6.316E+12	4.688E+13	1.545E+14	1.902E+14	8.134E+13	9.013E+13	3.557E+13	1.927E+14	6.049E+14
189.913	2.466E+12	2.247E+13	8.430E+13	1.093E+14	4.735E+13	5.594E+13	2.357E+13	1.010E+14	3.454E+14
199.525	7.354E+11	7.515E+12	3.006E+13	3.990E+13	1.729E+13	2.081E+13	9.045E+12	3.539E+13	1.254E+14
205.525	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00

第II-21(1)表 中性子束の軸方向分布(MOC, 3列)

計算体系上端 からの距離(cm)	第1群 (10~1.35MeV)	第2群 (1.35~0.388MeV)	第3群 (388~86.5KeV)	第4群 (86.5~9.12KeV)	第5群 (9.12~0.961KeV)	第6群 (961~101eV)	第7群 (101~10 <sup>-5</sup> eV)	高速群 (10~0.1MeV)	全群 (10.7~10 <sup>-5</sup> eV)
0.000	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00
5.000	9.260E+09	3.918E+11	2.723E+12	4.124E+12	1.625E+12	1.295E+12	4.517E+11	2.860E+12	1.062E+13
13.170	3.341E+10	1.234E+12	8.293E+12	1.255E+13	5.188E+12	4.197E+12	1.449E+12	8.756E+12	3.295E+13
21.340	8.117E+10	2.509E+12	1.535E+13	2.212E+13	8.867E+12	6.761E+12	2.223E+12	1.645E+13	5.791E+13
31.340	2.171E+11	5.239E+12	2.755E+13	3.607E+13	1.314E+13	8.617E+12	2.516E+12	3.033E+13	9.335E+13
35.294	3.327E+11	7.021E+12	3.407E+13	4.214E+13	1.396E+13	8.229E+12	2.221E+12	3.812E+13	1.080E+14
39.247	4.997E+11	9.293E+12	4.156E+13	4.806E+13	1.348E+13	6.729E+12	1.579E+12	4.732E+13	1.212E+14
43.201	7.399E+11	1.212E+13	4.979E+13	5.247E+13	9.574E+12	3.071E+12	3.320E+11	9.782E+13	1.281E+14
60.500	3.529E+12	3.875E+13	1.200E+14	1.034E+14	1.522E+13	3.941E+12	4.017E+11	1.506E+14	2.852E+14
65.920	7.750E+12	6.393E+13	1.712E+14	1.375E+14	2.001E+13	4.905E+12	4.704E+11	2.262E+14	4.057E+14
71.340	1.549E+13	1.007E+14	2.397E+14	1.828E+14	2.645E+13	6.326E+12	5.852E+11	3.327E+14	5.721E+14
76.340	2.886E+13	1.496E+14	3.219E+14	2.352E+14	3.342E+13	7.615E+12	6.644E+11	4.692E+14	7.773E+14
81.340	5.332E+13	2.182E+14	4.261E+14	2.989E+14	4.107E+13	8.614E+12	6.859E+11	6.563E+14	1.047E+15
86.340	9.808E+13	3.122E+14	5.558E+14	3.749E+14	4.834E+13	8.763E+12	5.994E+11	9.122E+14	1.399E+15
89.670	1.481E+14	3.914E+14	6.580E+14	4.329E+14	5.145E+13	7.793E+12	4.441E+11	1.134E+15	1.690E+15
93.000	2.206E+14	4.831E+14	7.723E+14	4.963E+14	5.210E+13	5.698E+12	2.060E+11	1.401E+15	2.030E+15
93.603	2.356E+14	5.027E+14	7.967E+14	5.081E+14	5.207E+13	5.423E+12	1.799E+11	1.458E+15	2.101E+15
94.207	2.514E+14	5.237E+14	8.226E+14	5.207E+14	5.170E+13	5.041E+12	1.376E+11	1.518E+15	2.175E+15
97.370	3.348E+14	6.416E+14	9.693E+14	5.924E+14	5.099E+13	3.337E+12	3.575E+10	1.852E+15	2.593E+15
100.533	4.106E+14	7.590E+14	1.120E+15	6.732E+14	5.464E+13	2.679E+12	1.121E+10	2.181E+15	3.020E+15
103.697	4.789E+14	8.732E+14	1.272E+15	7.648E+14	6.282E+13	2.657E+12	5.484E+09	2.500E+15	3.454E+15
106.860	5.410E+14	9.870E+14	1.427E+15	8.782E+14	8.131E+13	3.382E+12	5.051E+09	2.817E+15	3.918E+15
108.207	5.664E+14	1.039E+15	1.500E+15	9.455E+14	1.031E+14	4.698E+12	6.013E+09	2.960E+15	4.159E+15
112.279	6.269E+14	1.155E+15	1.659E+15	1.088E+15	1.484E+14	7.409E+12	6.975E+09	3.280E+15	4.684E+15
116.350	6.678E+14	1.231E+15	1.765E+15	1.178E+15	1.707E+14	8.876E+12	7.828E+09	3.493E+15	5.021E+15
119.514	6.856E+14	1.264E+15	1.810E+15	1.218E+15	1.806E+14	9.651E+12	8.493E+09	3.584E+15	5.168E+15
122.677	6.909E+14	1.274E+15	1.823E+15	1.236E+15	1.859E+14	1.029E+13	9.610E+09	3.611E+15	5.220E+15
125.841	6.835E+14	1.259E+15	1.804E+15	1.233E+15	1.878E+14	1.101E+13	1.276E+10	3.572E+15	5.178E+15
129.004	6.629E+14	1.221E+15	1.752E+15	1.210E+15	1.873E+14	1.212E+13	2.347E+10	3.467E+15	5.046E+15
132.167	6.287E+14	1.160E+15	1.670E+15	1.169E+15	1.856E+14	1.421E+13	6.139E+10	3.296E+15	4.827E+15
135.331	5.796E+14	1.074E+15	1.559E+15	1.113E+15	1.843E+14	1.836E+13	1.958E+11	3.061E+15	4.528E+15
138.494	5.141E+14	9.642E+14	1.421E+15	1.045E+15	1.860E+14	2.662E+13	6.668E+11	2.761E+15	4.157E+15
141.658	4.305E+14	8.322E+14	1.261E+15	9.687E+14	1.941E+14	4.259E+13	2.273E+12	2.401E+15	3.731E+15
144.821	3.284E+14	6.821E+14	1.087E+15	8.898E+14	2.133E+14	7.181E+13	7.434E+12	1.992E+15	3.280E+15
145.423	3.087E+14	6.541E+14	1.055E+15	8.754E+14	2.182E+14	7.904E+13	9.178E+12	1.916E+15	3.200E+15
146.026	2.902E+14	6.276E+14	1.025E+15	8.618E+14	2.231E+14	8.648E+13	1.103E+13	1.843E+15	3.125E+15
150.651	1.977E+14	4.895E+14	8.660E+14	7.763E+14	2.408E+14	1.263E+14	2.261E+13	1.469E+15	2.719E+15
155.276	1.348E+14	3.802E+14	7.297E+14	6.929E+14	2.406E+14	1.523E+14	3.230E+13	1.174E+15	2.363E+15
159.901	9.191E+13	2.935E+14	6.118E+14	6.120E+14	2.286E+14	1.661E+14	4.011E+13	9.379E+14	2.044E+15
164.526	6.227E+13	2.246E+14	5.090E+14	5.333E+14	2.086E+14	1.699E+14	4.636E+13	7.465E+14	1.754E+15
167.747	4.385E+13	1.793E+14	4.342E+14	4.699E+14	1.875E+14	1.661E+14	5.048E+13	6.153E+14	1.531E+15
175.692	2.100E+13	1.057E+14	2.967E+14	3.418E+14	1.421E+14	1.436E+14	5.036E+13	3.946E+14	1.101E+15
183.637	9.778E+12	5.973E+13	1.909E+14	2.322E+14	9.887E+13	1.088E+14	4.177E+13	2.419E+14	7.421E+14
191.581	4.330E+12	3.102E+13	1.096E+14	1.388E+14	5.989E+13	6.937E+13	2.814E+13	1.343E+14	4.412E+14
199.526	1.483E+12	1.173E+13	4.374E+13	5.646E+13	2.432E+13	2.870E+13	1.202E+13	5.270E+13	1.784E+14
205.526	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00

第II-21(2)表 中性子束の軸方向分布(MOC, 5列)

第II-22(1)表 中性子束の軸方向分布(EOC, 3列)

計算体系上端 からの距離(cm)	第1群 (10~1.35MeV)	第2群 (1.35~0.388MeV)	第3群 (388~86.5KeV)	第4群 (86.5~9.12eV)	第5群 (9.12~0.961eV)	第6群 (961~101eV)	第7群 (101~10 <sup>-5</sup> eV)	高速群 (10~0.1MeV)	全群 (10.7~10 <sup>-5</sup> eV)
0.000	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00
5.000	1.110E+10	4.279E+11	2.827E+12	4.085E+12	1.551E+12	1.117E+12	3.523E+11	2.992E+12	1.037E+13
13.170	4.001E+10	1.347E+12	8.599E+12	1.240E+13	4.900E+12	3.556E+12	1.105E+12	9.152E+12	3.194E+13
21.340	9.701E+10	2.731E+12	1.586E+13	2.165E+13	8.107E+12	5.412E+12	1.578E+12	1.715E+13	5.543E+13
31.340	2.582E+11	5.660E+12	2.818E+13	3.445E+13	1.076E+13	5.682E+12	1.375E+12	3.136E+13	8.637E+13
33.296	3.195E+11	6.523E+12	3.115E+13	3.674E+13	1.029E+13	4.958E+12	1.112E+12	3.498E+13	9.110E+13
35.251	3.922E+11	7.482E+12	3.426E+13	3.875E+13	9.211E+12	3.838E+12	7.428E+11	3.881E+13	9.468E+13
37.207	4.791E+11	8.552E+12	3.752E+13	4.021E+13	7.021E+12	2.171E+12	2.331E+11	4.291E+13	9.618E+13
60.500	3.313E+12	3.773E+13	1.200E+14	1.044E+14	1.527E+13	3.912E+12	3.959E+11	1.494E+14	2.850E+14
65.920	7.857E+12	6.484E+13	1.749E+14	1.415E+14	2.056E+13	5.020E+12	4.789E+11	2.306E+14	4.151E+14
71.340	1.597E+13	1.037E+14	2.476E+14	1.903E+14	2.756E+13	6.585E+12	6.073E+11	3.433E+14	5.924E+14
76.340	2.989E+13	1.551E+14	3.345E+14	2.467E+14	3.512E+13	8.003E+12	6.966E+11	4.871E+14	8.100E+14
81.340	5.531E+13	2.270E+14	4.445E+14	3.156E+14	4.349E+13	9.123E+12	7.246E+11	6.836E+14	1.096E+15
86.340	1.018E+14	3.255E+14	5.816E+14	3.988E+14	5.167E+13	9.361E+12	6.380E+11	9.526E+14	1.469E+15
89.670	1.539E+14	4.089E+14	6.902E+14	4.634E+14	5.558E+13	8.400E+12	4.761E+11	1.186E+15	1.781E+15
93.000	2.296E+14	5.061E+14	8.129E+14	5.361E+14	5.740E+13	6.254E+12	2.255E+11	1.470E+15	2.148E+15
93.603	2.453E+14	5.270E+14	8.394E+14	5.501E+14	5.768E+13	5.976E+12	1.983E+11	1.530E+15	2.226E+15
94.207	2.619E+14	5.495E+14	8.676E+14	5.653E+14	5.763E+13	5.581E+12	1.536E+11	1.595E+15	2.308E+15
96.873	3.363E+14	6.564E+14	1.002E+15	6.391E+14	5.904E+13	4.041E+12	4.780E+10	1.898E+15	2.697E+15
99.540	4.058E+14	7.669E+14	1.146E+15	7.290E+14	6.790E+13	3.599E+12	1.724E+10	2.208E+15	3.120E+15
102.207	4.711E+14	8.831E+14	1.303E+15	8.492E+14	9.515E+13	4.774E+12	9.980E+09	2.531E+15	3.606E+15
106.860	5.608E+14	1.044E+15	1.520E+15	1.023E+15	1.437E+14	7.526E+12	8.016E+09	2.977E+15	4.299E+15
110.024	6.071E+14	1.128E+15	1.636E+15	1.110E+15	1.626E+14	8.584E+12	7.784E+09	3.213E+15	4.653E+15
113.187	6.421E+14	1.192E+15	1.725E+15	1.176E+15	1.753E+14	9.326E+12	8.004E+09	3.392E+15	4.920E+15
116.350	6.656E+14	1.235E+15	1.785E+15	1.221E+15	1.839E+14	9.881E+12	8.352E+09	3.513E+15	5.100E+15
119.514	6.775E+14	1.257E+15	1.816E+15	1.246E+15	1.890E+14	1.032E+13	8.818E+09	3.574E+15	5.196E+15
122.677	6.780E+14	1.258E+15	1.816E+15	1.252E+15	1.912E+14	1.074E+13	9.804E+09	3.576E+15	5.206E+15
125.841	6.669E+14	1.236E+15	1.787E+15	1.239E+15	1.909E+14	1.130E+13	1.287E+10	3.517E+15	5.131E+15
129.004	6.438E+14	1.193E+15	1.728E+15	1.208E+15	1.889E+14	1.229E+13	2.354E+10	3.397E+15	4.974E+15
132.167	6.083E+14	1.128E+15	1.640E+15	1.162E+15	1.859E+14	1.426E+13	6.145E+10	3.218E+15	4.739E+15
135.331	5.592E+14	1.042E+15	1.526E+15	1.101E+15	1.838E+14	1.829E+13	1.958E+11	2.979E+15	4.430E+15
138.494	4.948E+14	9.331E+14	1.387E+15	1.030E+15	1.843E+14	2.636E+13	6.666E+11	2.681E+15	4.057E+15
141.658	4.137E+14	8.039E+14	1.228E+15	9.525E+14	1.916E+14	4.201E+13	2.271E+12	2.327E+15	3.634E+15
144.821	3.153E+14	6.581E+14	1.057E+15	8.725E+14	2.097E+14	7.064E+13	7.422E+12	1.928E+15	3.191E+15
145.423	2.963E+14	6.309E+14	1.026E+15	8.580E+14	2.143E+14	7.773E+13	9.165E+12	1.853E+15	3.112E+15
146.026	2.786E+14	6.052E+14	9.959E+14	8.442E+14	2.190E+14	8.502E+13	1.102E+13	1.783E+15	3.039E+15
150.913	1.857E+14	4.649E+14	8.322E+14	7.538E+14	2.359E+14	1.259E+14	2.329E+13	1.402E+15	2.622E+15
155.800	1.237E+14	3.549E+14	6.924E+14	6.658E+14	2.336E+14	1.518E+14	3.362E+13	1.104E+15	2.256E+15
160.687	8.132E+13	2.670E+14	5.692E+14	5.783E+14	2.176E+14	1.648E+14	4.249E+13	8.624E+14	1.921E+15
164.526	6.003E+13	2.151E+14	4.919E+14	5.172E+14	2.020E+14	1.667E+14	4.700E+13	7.193E+14	1.700E+15
167.748	4.397E+13	1.746E+14	4.262E+14	4.610E+14	1.848E+14	1.641E+14	5.011E+13	6.034E+14	1.505E+15
175.692	2.073E+13	1.026E+14	2.896E+14	3.342E+14	1.392E+14	1.412E+14	4.976E+13	3.848E+14	1.077E+15
183.637	9.611E+12	5.794E+13	1.861E+14	2.268E+14	9.669E+13	1.067E+14	4.114E+13	2.356E+14	7.250E+14
191.581	4.249E+12	3.009E+13	1.068E+14	1.355E+14	5.852E+13	6.797E+13	2.767E+13	1.308E+14	4.308E+14
199.526	1.454E+12	1.138E+13	4.259E+13	5.510E+13	2.375E+13	2.811E+13	1.181E+13	5.129E+13	1.742E+14
205.526	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00

第 II-22(2) 表 中性子束の軸方向分布 (E 0 C, 5 列)

第II-23表  $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応制御棒による発熱(3列)

項目			種類	制御棒		
			評価時期	BOEC	MOEC	EOEC
中性子散乱による総発熱量				58.8	52.5	43.6
内 記 説 内 部 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱	保護管内部 保護管 保護管	吸收材ペレット ナトリウム 被ふく管(ワイヤスペーサを含む)		58.8	52.5	43.6
		保護管～案内管間ナトリウム 案内管 案内管外側ナトリウム				
		吸收材部分小計(軸方向長:65cm)				
	吸收材下端位置より下部の総発熱量					
	吸收材上端位置より上部の総発熱量					

第II-24表  $^{10}\text{B}$ (n,  $\alpha$ )反応制御棒による発熱(5列)

項目			種類	制御棒		
			評価時期	BOEC	MOEC	EOEC
総発熱量				41.4	37.9	32.6
内 記 説 内 部 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱 駅	保護管内部 保護管 保護管	吸收材ペレット ナトリウム 被ふく管(ワイヤスペーサを含む) 保護管		41.4	37.9	32.6
		保護管～案内管間ナトリウム 案内管 案内管外側ナトリウム				
		吸收材部分小計(軸方向長:65cm)		41.4	37.9	32.6
	吸收材下端位置より下部の総発熱量					
	吸收材上端位置より上部の総発熱量					

第II-25表 制御棒γ線の発熱（3列）

		種類	制御棒		
項目		評価時期	BOEC	MOEC	BOEC
ガンマ線総発熱		73.1	72.3	69.7	
内 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱  訳	保護管内部	吸収材ペレット (0.224)	6.0	4.9	3.3
		ナトリウム (0.082)	2.2	1.8	1.2
		被ふく管（ワイヤスペーサを含む）(0.155)	4.2	3.4	2.3
		保護管 (0.170)	4.6	3.7	2.5
	保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム (0.070)	1.9	1.5	1.0
		案内管 (0.235)	6.3	5.1	3.5
		案内管外側ナトリウム (0.066)	1.8	1.4	1.0
	吸収材部分小計（軸方向長：65cm）		26.9	21.9	14.9
	吸収材下端位置より下部の総発热量		45.9	50.2	54.7
	吸収材上端位置より上部の総発热量		0.3	0.2	0.1

第II-26表 制御棒γ線の発熱（5列）

		種類	制御棒		
項目		評価時期	BOEC	MOEC	BOEC
ガンマ線総発熱			33.5	33.7	33.1
内 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱  訳	保護管内部	吸収材ペレット ナトリウム 被ふく管（ワイヤスペーサを含む） 保護管	2.3 0.9 1.6 1.8	1.9 0.7 1.3 1.5	1.3 0.5 0.9 1.0
		保護管～案内管間ナトリウム 案内管 案内管外側ナトリウム	0.7 2.4 0.7	0.6 2.0 0.6	0.4 1.4 0.4
		吸収材部分小計（軸方向長：65cm）	10.4	8.6	6.0
		吸収材下端位置より下部の総発热量	22.9	24.9	27.0
	保護管外部	吸収材上端位置より上部の総発热量	0.2	0.2	0.1
		保護管～案内管間ナトリウム 案内管 案内管外側ナトリウム	0.7 2.4 0.7	0.6 2.0 0.6	0.4 1.4 0.4
		吸収材部分小計（軸方向長：65cm）	10.4	8.6	6.0
		吸収材下端位置より下部の総発热量	22.9	24.9	27.0
		吸収材上端位置より上部の総発热量	0.2	0.2	0.1

第II-27表 制御棒の中性子の散乱による発熱（3列）

		種類			制御棒		
		評価時期			BOC	MOC	EOC
項目							
中性子散乱による総発熱量					18.5	17.5	16.0
内 訳	吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱	保護管内部	吸收材ペレット (0.817)	7.5	6.0	4.0	
			ナトリウム (0.027)	0.2	0.2	0.1	
			被ふく管（ワイヤスペーサを含む）(0.040)	0.4	0.3	0.2	
			保護管 (0.049)	0.5	0.4	0.2	
		保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム (0.021)	0.2	0.2	0.1	
			案内管 (0.030)	0.3	0.2	0.1	
			案内管外側ナトリウム (0.016)	0.1	0.1	0.1	
	吸 收 材 下 部 發 熱	吸収材部分小計（軸方向長：65cm）			9.2	7.4	4.9
		吸収材下端位置より下部の総発熱量			9.3	10.1	11.1
		吸収材上端位置より上部の総発熱量			0.0	0.0	0.0

第II-28表 制御棒の中性子の散乱による発熱（5列）

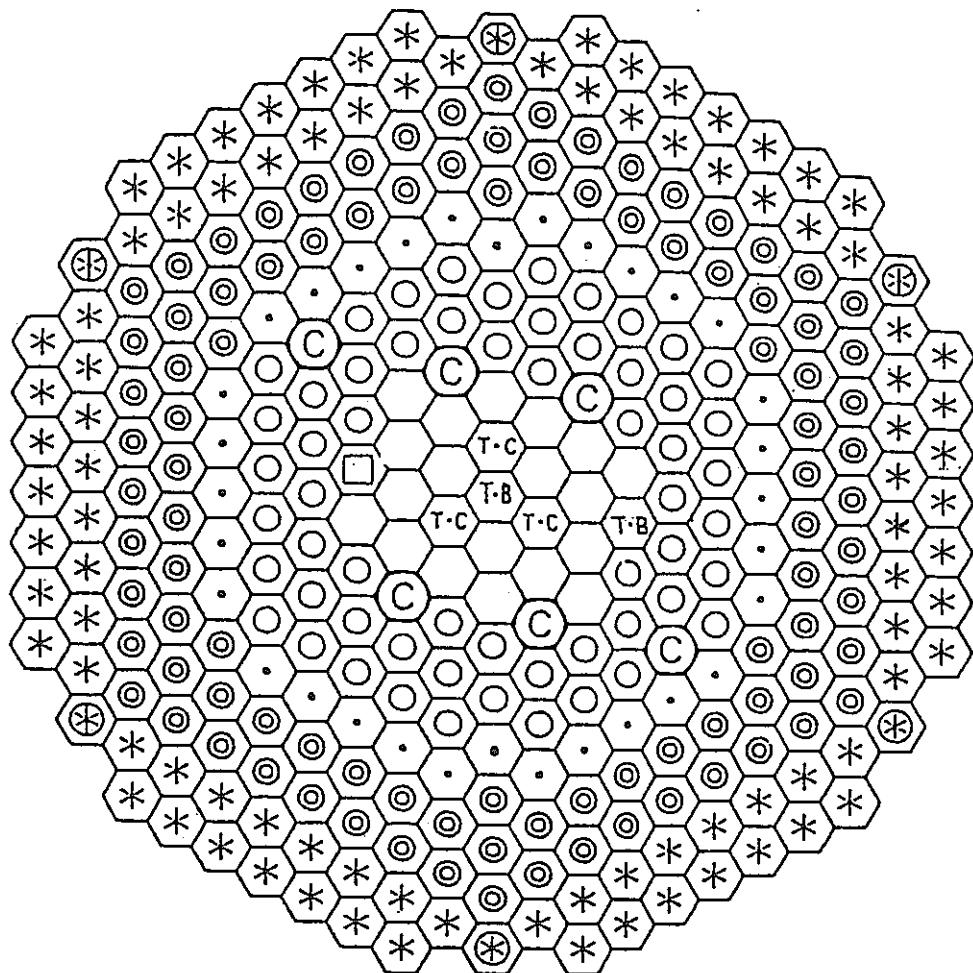
		種類			制御棒		
		評価時期			BOC	MOC	EOC
項目							
中性子散乱による総発熱量					8.6	8.2	7.5
内 訳	吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱	保護管内部	吸收材ペレット		3.3	2.7	1.7
			ナトリウム		0.1	0.1	0.1
			被ふく管（ワイヤスペーサを含む）		0.2	0.2	0.1
			保護管		0.2	0.2	0.1
		保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム		0.1	0.1	0.0
			案内管		0.1	0.1	0.1
			案内管外側ナトリウム		0.1	0.1	0.0
	吸 收 材 下 部 發 熱	吸収材部分小計（軸方向長：65cm）			4.1	3.3	2.1
		吸収材下端位置より下部の総発熱量			4.5	4.9	5.4
		吸収材上端位置より上部の総発熱量			0.0	0.0	0.0

第II-29表 制御棒の総発熱量（3列）

		種類			制御棒		
		評価時期			BOC	MOC	EOC
項目							
総発熱量			150.4	142.3	129.3		
内 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱 訳	保護管内部	吸收材ペレット (0.817)	72.3	63.4	50.9		
		ナトリウム (0.027)	2.4	2.0	1.3		
		被ふく管（ワイヤスペーサを含む）(0.040)	4.6	3.7	2.5		
		保護管 (0.049)	5.1	4.1	2.7		
	保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム (0.021)	2.1	1.7	1.1		
		案内管 (0.030)	6.6	5.3	3.6		
		案内管外側ナトリウム (0.016)	1.9	1.5	1.1		
	吸收材部分小計（軸方向長：65cm）		94.9	81.8	63.4		
	吸收材下端位置より下部の総発熱量		55.2	60.3	65.8		
	吸收材上端位置より上部の総発熱量		0.3	0.2	0.1		

第II-30表 制御棒の総発熱量（5列）

		種類			制御棒		
		評価時期			BOC	MOC	EOC
項目							
中性子散乱による総発熱量			83.5	79.8	73.2		
内 吸 收 材 高 さ 相 當 部 發 熱 訳	保護管内部	吸收材ペレット	47.0	42.5	35.6		
		ナトリウム	1.0	0.8	0.6		
		被ふく管（ワイヤスペーサを含む）	1.8	1.4	1.0		
		保護管	2.0	1.7	1.1		
	保護管外部	保護管～案内管間ナトリウム	0.8	0.7	0.4		
		案内管	2.5	2.1	1.5		
		案内管外側ナトリウム	0.8	0.7	0.4		
	吸收材部分小計（軸方向長：65cm）			55.9	49.8	40.7	
	吸收材下端位置より下部の総発熱量			27.4	29.8	32.4	
	吸收材上端位置より上部の総発熱量			0.2	0.2	0.1	



◎ : 内側炉心燃料

✖ : 中性子遮蔽体 ( $B_4C$ )

● : 外側炉心燃料

✖ : 中性子遮蔽体 ( $B_4C$ ) スリット付き

C : 制御棒 (6体)

✖ : 特殊燃料集合体・タイプB

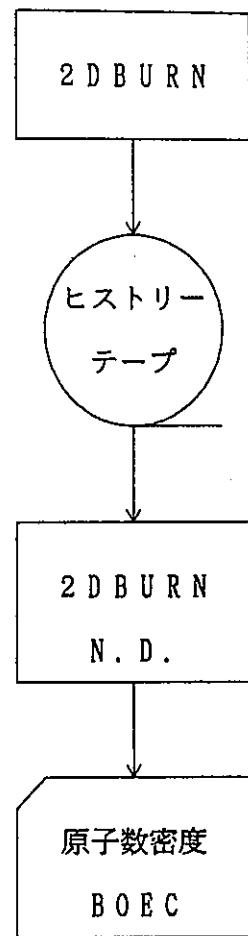
● : 内側反射体

✖ : 特殊燃料集合体・タイプC

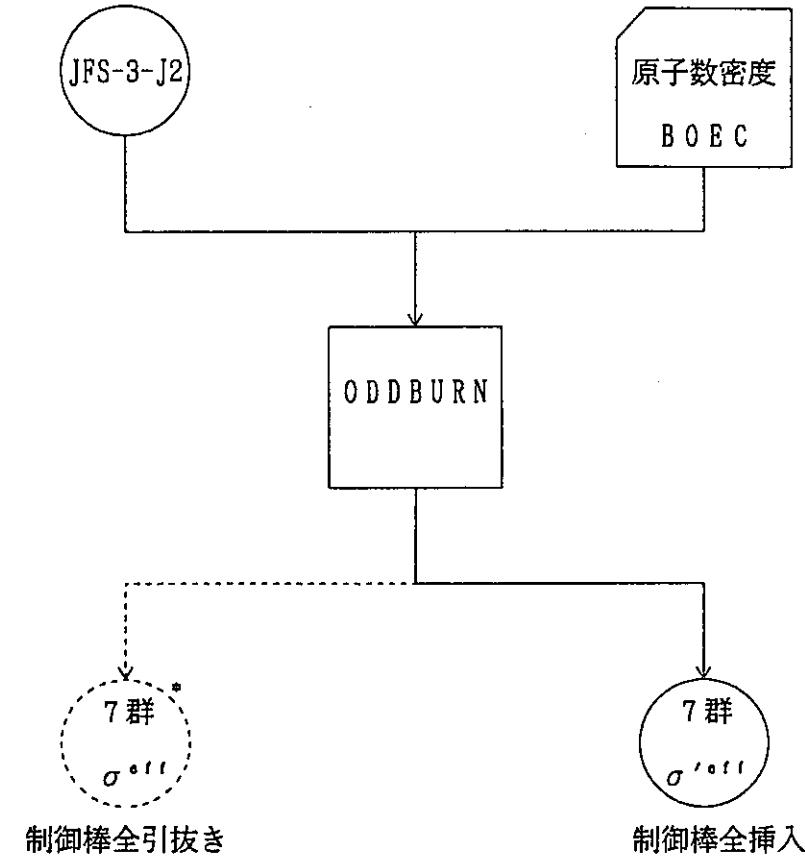
◎ : 外側(A) 反射体

□ : CMIR

第II-1図 標準炉心構成での最小炉心



「臨界性・出力分布」  
での燃焼計算



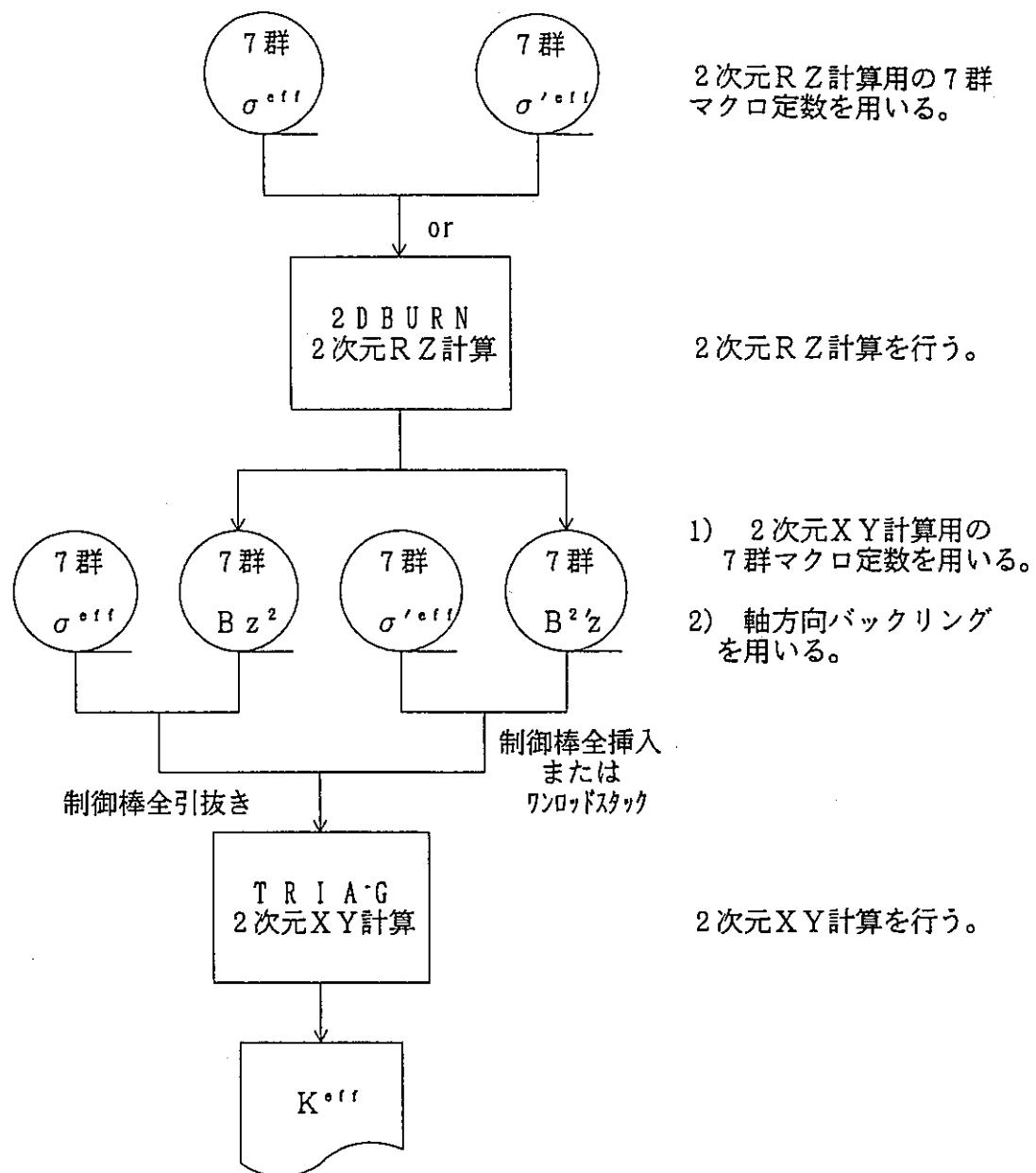
\* : 臨界性・出力分布特性で作成済み。

第II-2図 燃焼組成の出力

第II-3図 7群ミクロ定数の作成（反応度価値）

R座標 (cm)	メッシュ番号	断面積番号	
		C/R. IN	C/R. OUT
0.0	1		
4.3041	5	28 1	TYPE-B
6.5028	7	29 2	炉心第1列
9.8926	9	30 3	TYPE-C
11.3876	11	31 4	炉心第1列
18.7611	15	32 5	炉心第2列
19.7238	17	33 6	CMILとTYPE-B
21.5205	19	34 7	炉心第3列
23.1783	21	35 8	制御棒領域
26.1808	23	36 9	炉心第3列
33.6161	29	37 10	炉心第4列
40.6048	35	38 11	炉心第5列
41.0585	37	39 12	制御棒領域
47.3451	41	40 13	内側反射体
63.4034	45	41 14	外側反射体
70.0657	47	42 15	内側中性子遮蔽体
76.1473	49	43 16	外側中性子遮蔽体
91.1473	51	44 17	マトリックス

第II-4図 一次元半径方向縮約計算体系図



## 2 DBURN

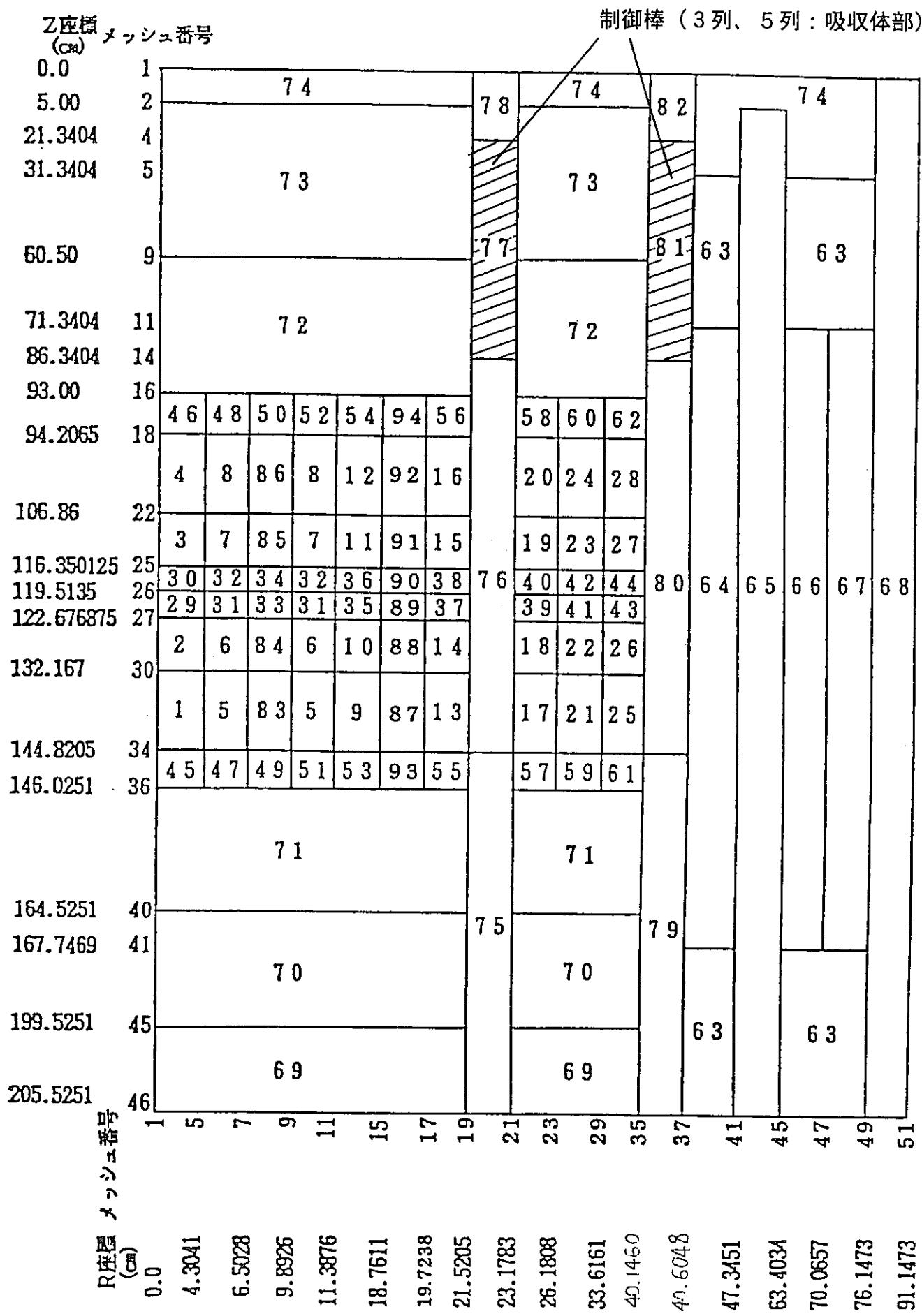
- ① 制御棒全引抜き\*
- ② 制御棒全挿入
- ③ ワンロッドスタック

## TRIAG

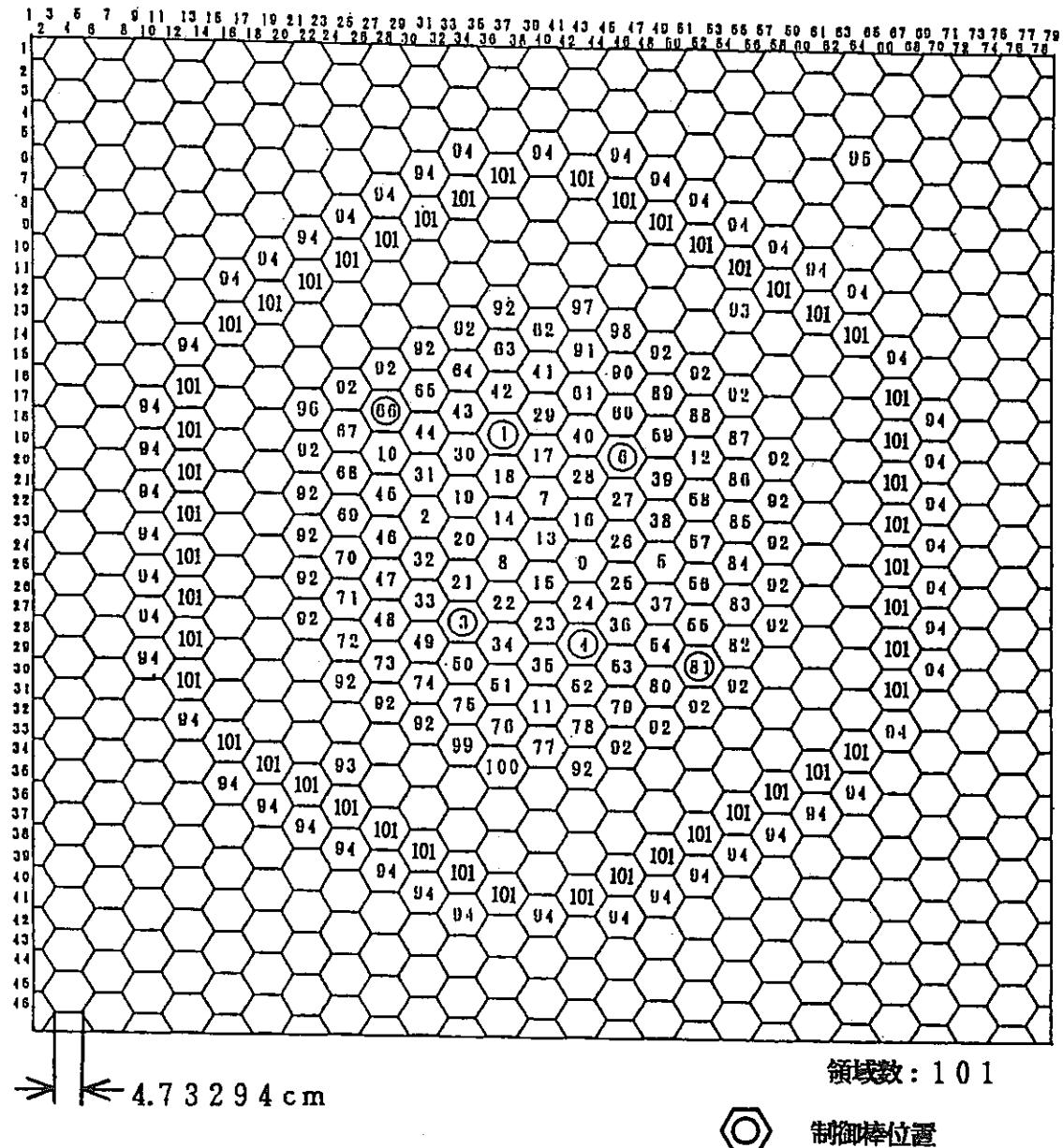
- ① 制御棒全引抜き\*
- ② 制御棒全挿入
- ③ ワンロッドスタック

\* : 臨界性・出力分布特性で計算済み。

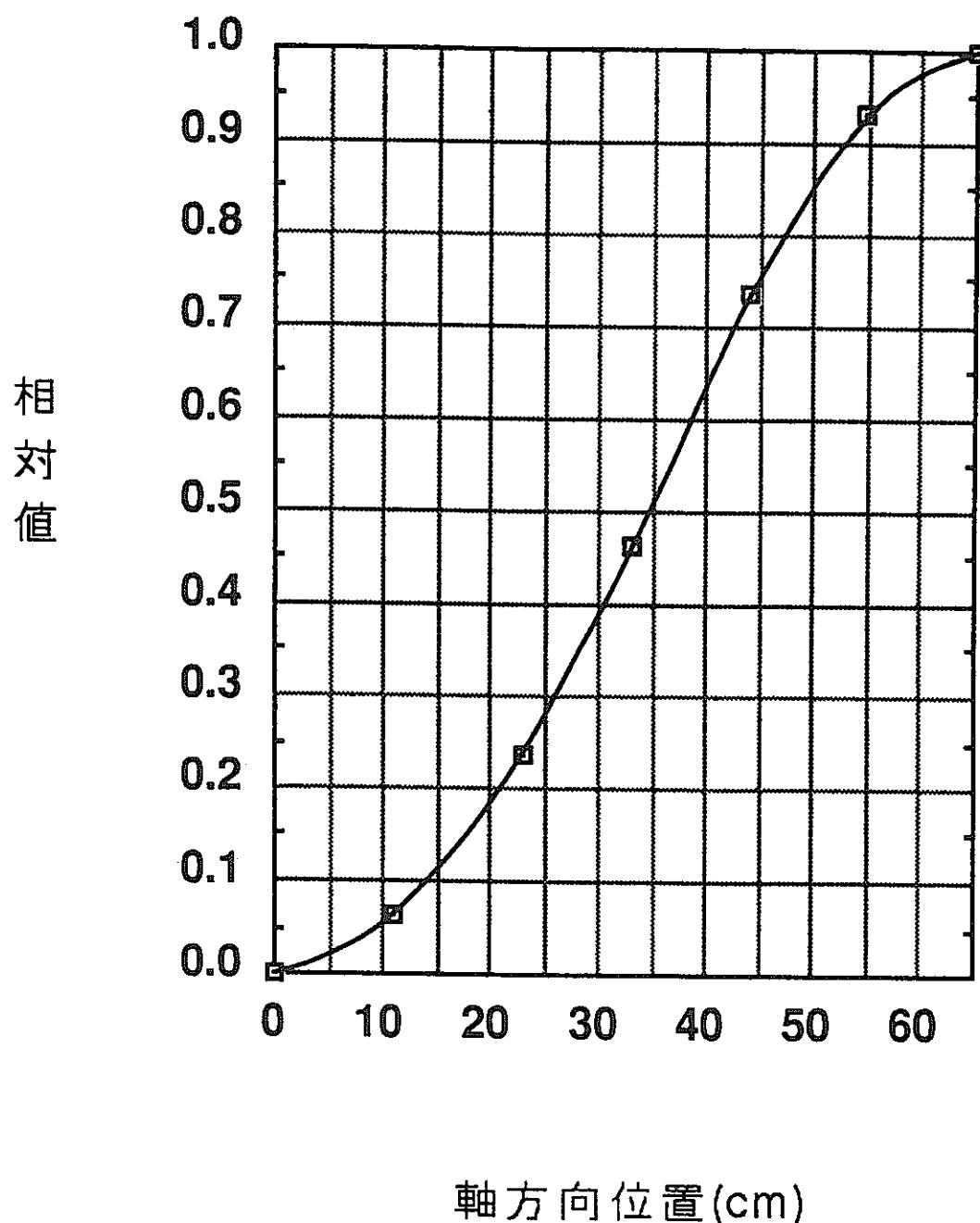
第II-5図 制御棒反応度価値の計算



第II-6図 2次元R-Z燃焼計算の計算体系（基準条件、半挿入）



第II-7図 2次元X-Y三角メッシュ計算体系図

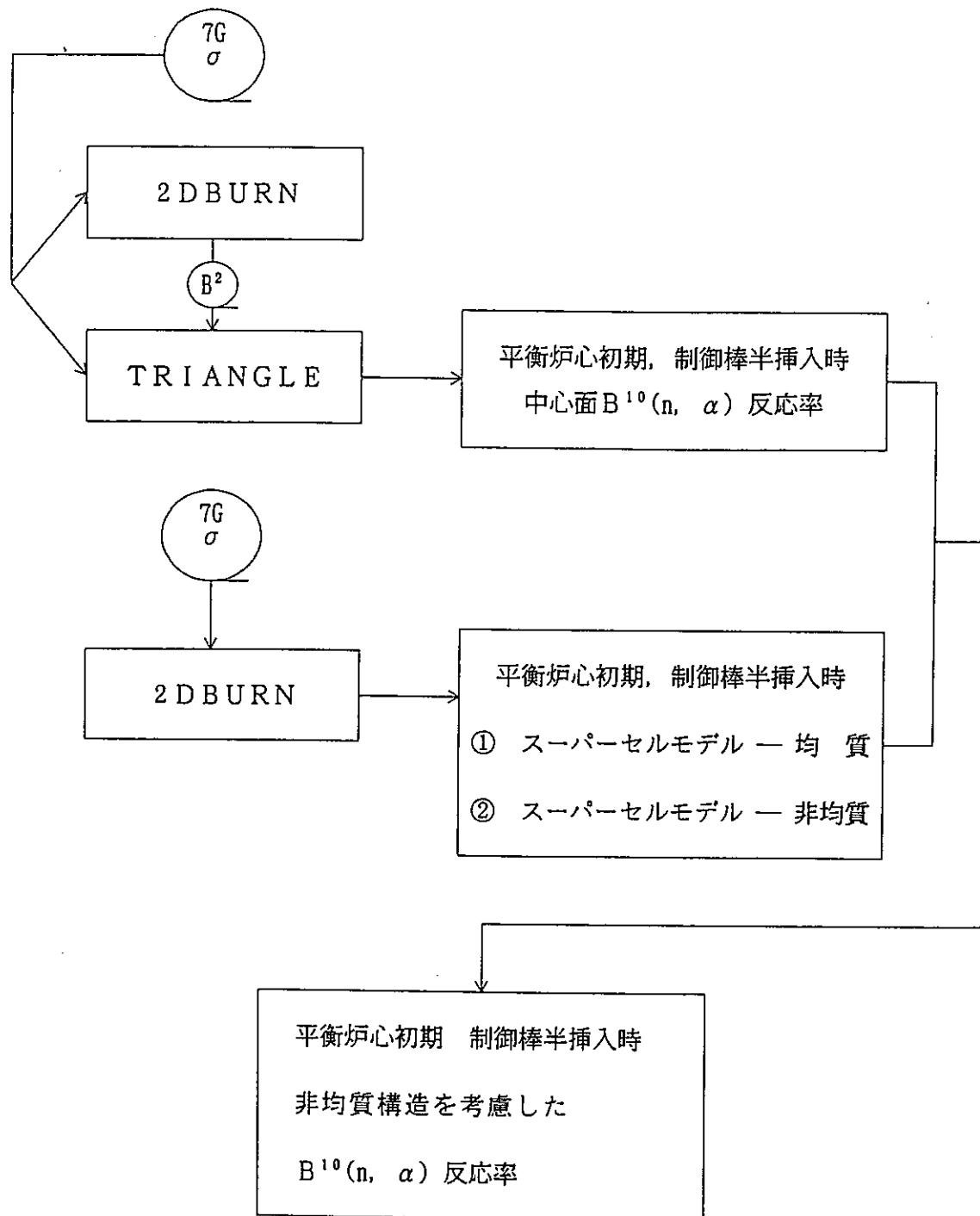


第II-8図 制御棒ストローク曲線

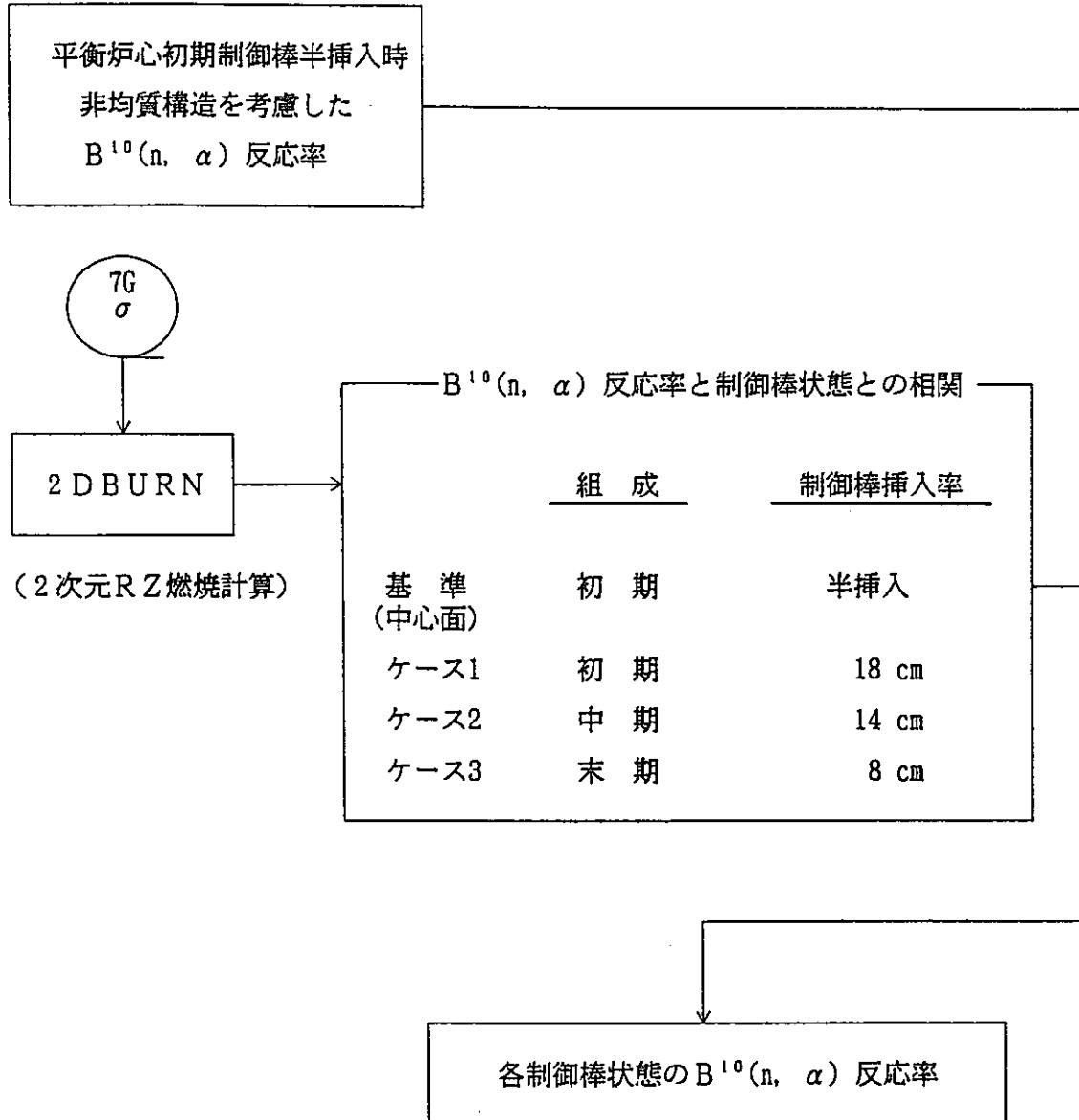
R座標  
(cm) マッシュ番号

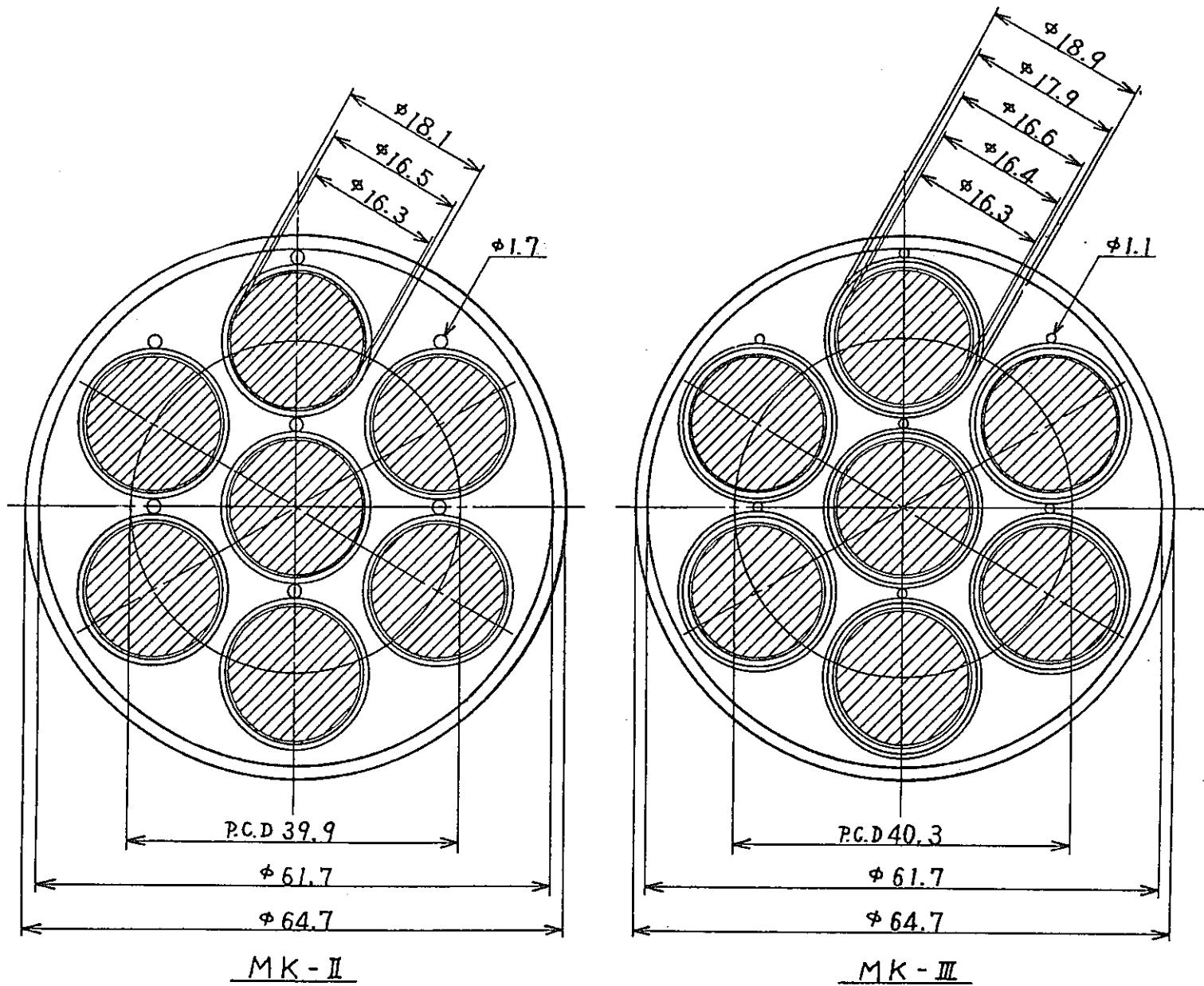
0.0	1												ハンドリング ヘッド 15	
5.0	2	C/R 上部 12											ガスプレナム 16	
54.5135	7												上部 反射体 17	
65.0	9												インシュレータ 18	
93.00	16	1 吸 收 体	2 被 覆 管	3 ナトリウム	4 被 覆 管	5 吸 收 体	6 被 覆 管	7 ナトリウム	8 保 護 管	9 ナトリウム	10 案 内 管	11 ナトリウム	炉 心 燃 料 19	
94.2065	18		(SUS)		(SUS)		(SUS)		(SUS)		(SUS)		インシュレータ 20	
119.5135	26												下部 空間部 21	
144.8205	34												下部 反射体22	
146.0251	36	C/R アダプター部 13											エントランス ノズル 23	
164.5251	40													
177.9936	42													
199.5251	45													
205.5251	46	C/R 引抜部 14												
		1	2	3	5	7	9	11	13	15	17	19	23	29
		0.0001	0.815	0.881	1.4372	1.5205	2.5095	2.5928	3.085	3.235	3.735	3.915	4.3041	16.7621

第II-9図 スーパーセル非均質モデル

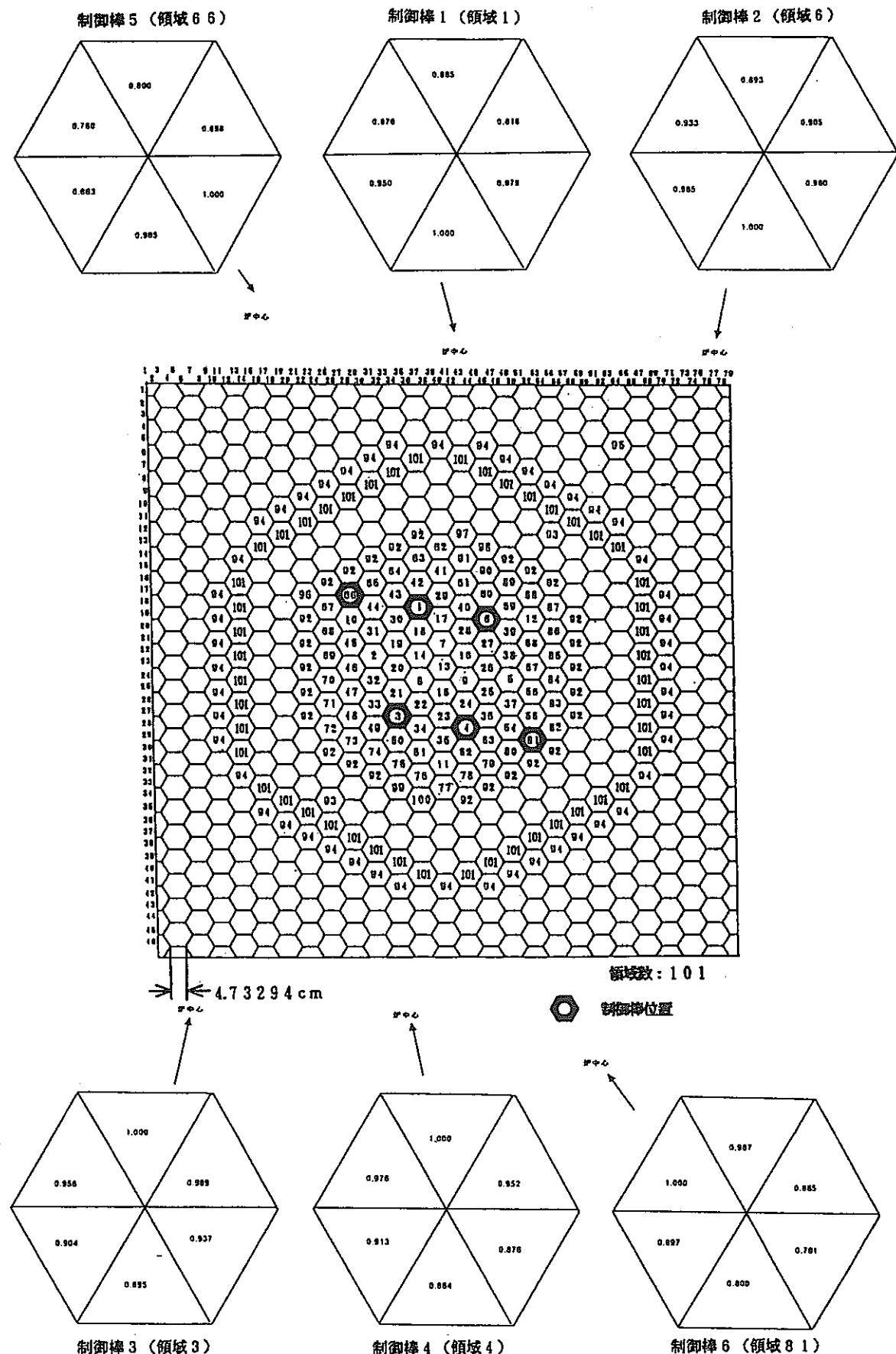


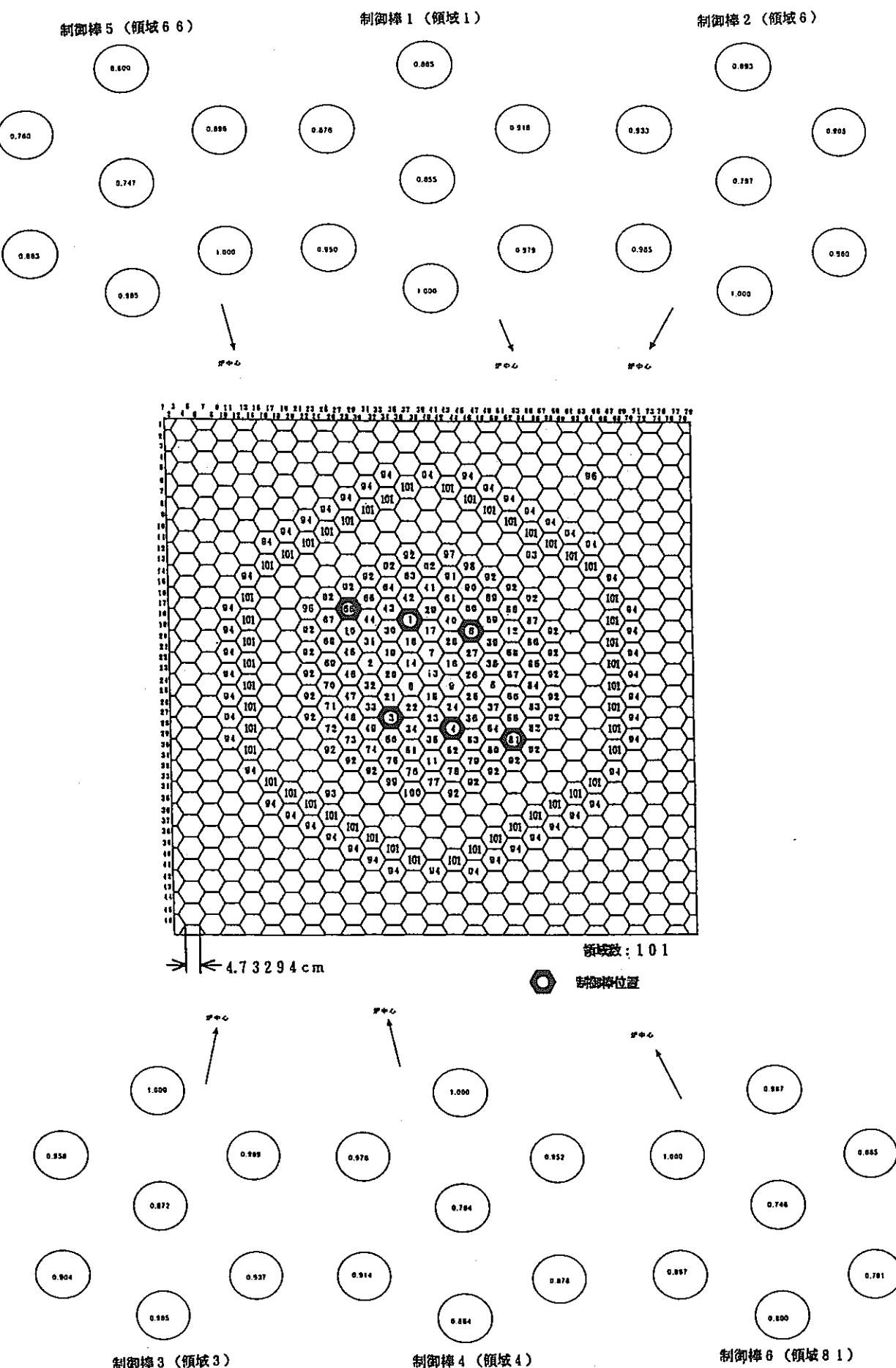
第II-10図  $B^{10}(n, \alpha)$  反応率の非均質効果の計算手順

第 II-11 図 各制御棒状態の  $^{10}B$  ( $n, \alpha$ ) 反応率の計算手順



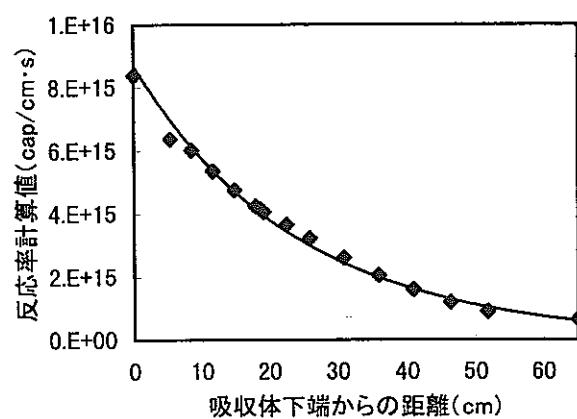
第II-12図 「常陽」制御棒バンドル仕様

第 II-13 図 制御要素の  $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ ) 反応率の周方向分布

第II-14図 制御要素の $^{10}\text{B}$  ( $n, \alpha$ ) 反応率の相対値

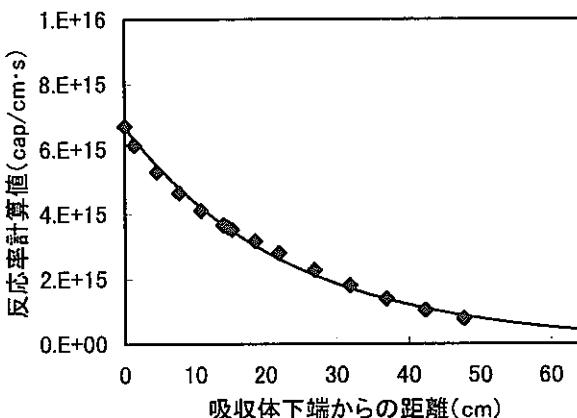
## BOC

吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	8.386E+15	3.95E+16	2.8
5.347	6.371E+15	1.96E+16	2.1
8.51	6.015E+15	1.80E+16	2.0
11.674	5.361E+15	1.60E+16	1.8
14.837	4.756E+15	1.42E+16	1.6
18	4.243E+15	2.54E+15	1.4
18.604	4.155E+15	2.48E+15	1.4
19.207	4.067E+15	1.28E+16	1.4
22.537	3.649E+15	1.14E+16	1.2
25.867	3.221E+15	1.45E+16	1.1
30.867	2.598E+15	1.16E+16	0.9
35.867	2.051E+15	9.11E+15	0.7
40.867	1.591E+15	7.54E+15	0.5
46.287	1.190E+15	5.66E+15	0.4
51.707	8.986E+14	1.02E+16	0.3
65	6.405E+14		0.2
合計反応率		1.95E+17	
平均反応率		3.00E+15	



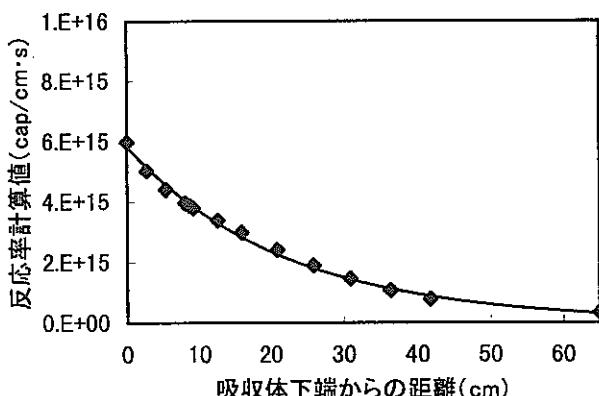
## MOC

吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	6.715E+15	8.65E+15	3.0
1.347	6.133E+15	1.81E+16	2.7
4.51	5.302E+15	1.58E+16	2.3
7.674	4.662E+15	1.39E+16	2.1
10.837	4.113E+15	1.23E+16	1.8
14	3.670E+15	2.20E+15	1.6
14.604	3.599E+15	2.15E+15	1.6
15.207	3.524E+15	1.12E+16	1.6
18.537	3.174E+15	9.97E+15	1.4
21.867	2.812E+15	1.27E+16	1.2
26.867	2.277E+15	1.02E+16	1.0
31.867	1.799E+15	7.98E+15	0.8
36.867	1.394E+15	6.59E+15	0.6
42.287	1.036E+15	4.90E+15	0.5
47.707	7.734E+14	1.04E+16	0.3
65	4.291E+14		0.2
合計反応率		1.47E+17	
平均反応率		2.26E+15	



## EOC

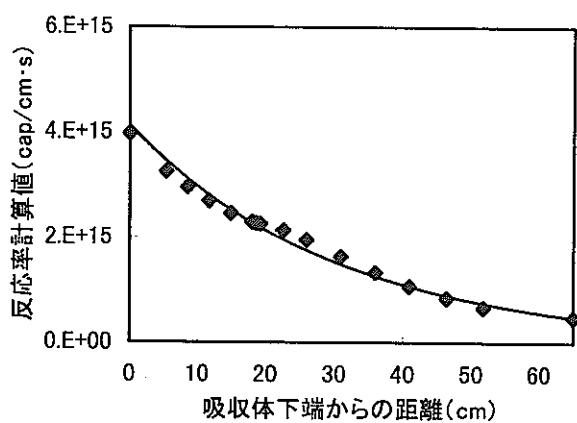
吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	5.978E+15	1.47E+16	3.2
2.667	5.026E+15	1.26E+16	2.7
5.334	4.408E+15	1.12E+16	2.3
8	3.958E+15	2.36E+15	2.1
8.604	3.872E+15	2.31E+15	2.1
9.207	3.785E+15	1.19E+16	2.0
12.537	3.382E+15	1.06E+16	1.8
15.867	2.981E+15	1.35E+16	1.6
20.867	2.400E+15	1.07E+16	1.3
25.867	1.885E+15	8.34E+15	1.0
30.867	1.450E+15	6.81E+15	0.8
36.287	1.063E+15	4.98E+15	0.6
41.707	7.759E+14	1.27E+16	0.4
65	3.184E+14		0.2
合計反応率		1.23E+17	
平均反応率		1.89E+15	



第 II-15図(1) 各制御棒状態における反応率軸方向分布(3列)

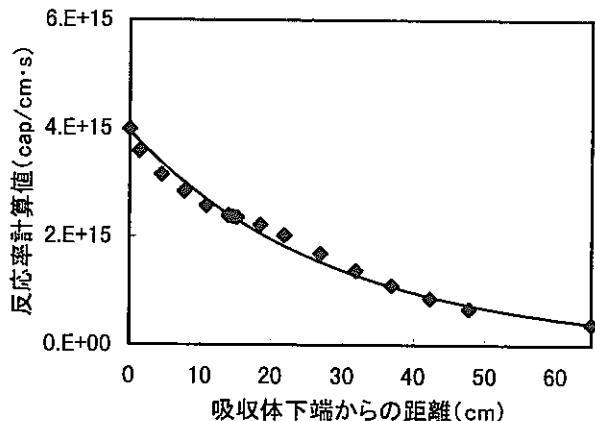
## BOC

吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	3.971E+15	1.93E+16	2.3
5.347	3.253E+15	9.82E+15	1.9
8.51	2.959E+15	8.94E+15	1.7
11.674	2.693E+15	8.15E+15	1.6
14.837	2.458E+15	7.51E+15	1.5
18	2.291E+15	1.38E+15	1.4
18.604	2.274E+15	1.37E+15	1.3
19.207	2.258E+15	7.31E+15	1.3
22.537	2.134E+15	6.80E+15	1.3
25.867	1.951E+15	8.97E+15	1.2
30.867	1.636E+15	7.42E+15	1.0
35.867	1.331E+15	6.00E+15	0.8
40.867	1.070E+15	5.20E+15	0.6
46.287	8.482E+14	4.10E+15	0.5
51.707	6.663E+14	7.62E+15	0.4
65	4.803E+14		0.3
合計反応率		1.10E+17	
平均反応率		1.69E+15	



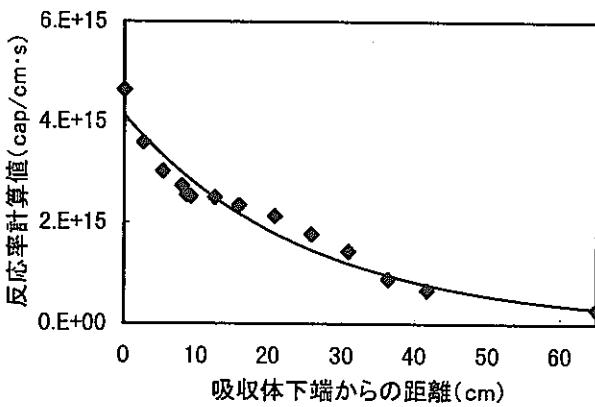
## MOC

吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	3.984E+15	5.09E+15	2.6
1.347	3.574E+15	1.06E+16	2.3
4.51	3.148E+15	9.46E+15	2.0
7.674	2.833E+15	8.55E+15	1.8
10.837	2.572E+15	7.85E+15	1.7
14	2.389E+15	1.44E+15	1.5
14.604	2.370E+15	1.42E+15	1.5
15.207	2.352E+15	7.61E+15	1.5
18.537	2.218E+15	7.06E+15	1.4
21.867	2.024E+15	9.29E+15	1.3
26.867	1.692E+15	7.66E+15	1.1
31.867	1.372E+15	6.17E+15	0.9
36.867	1.097E+15	5.31E+15	0.7
42.287	8.630E+14	4.15E+15	0.6
47.707	6.666E+14	9.13E+15	0.4
65	3.895E+14		0.3
合計反応率		1.01E+17	
平均反応率		1.55E+15	

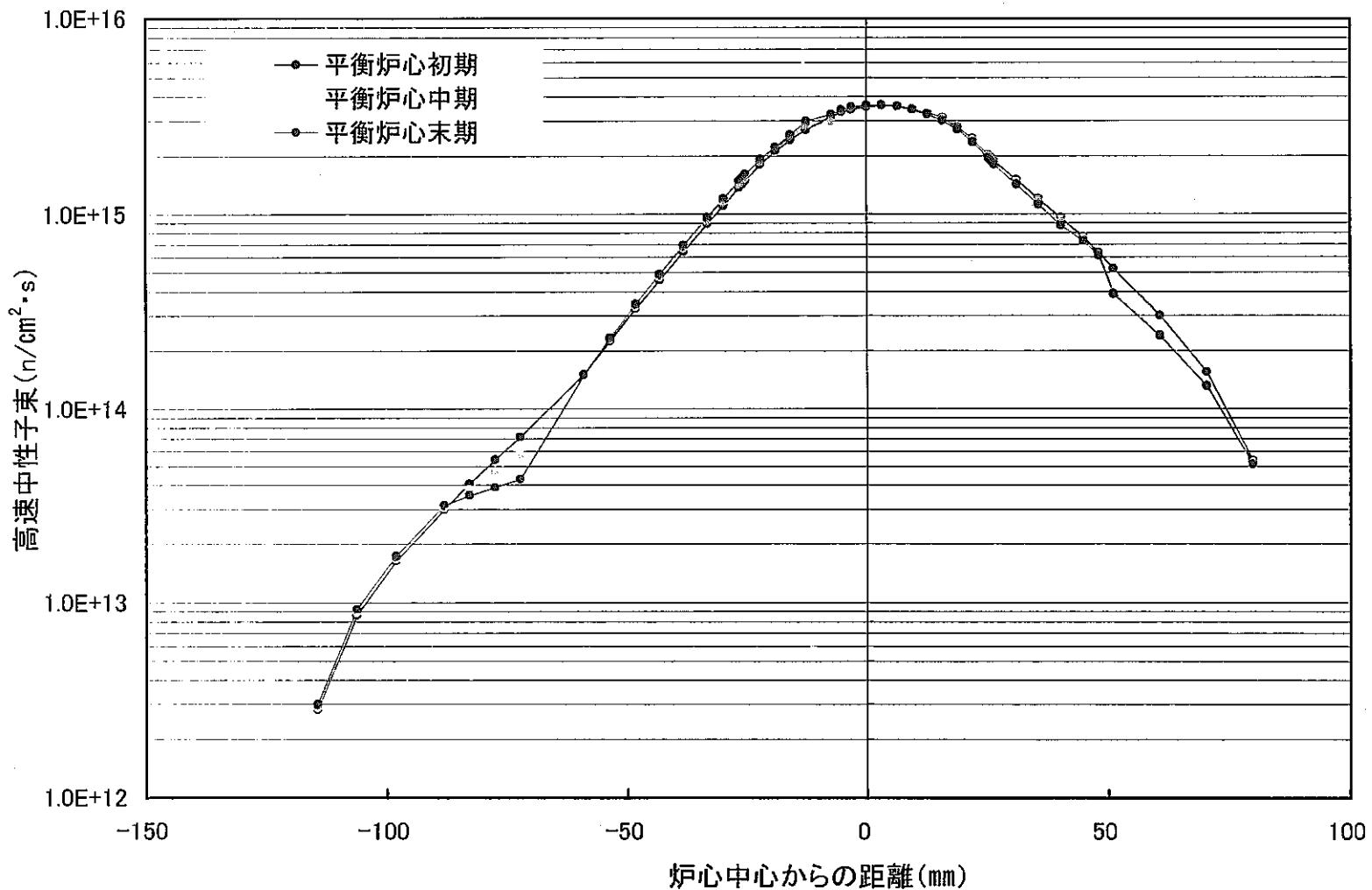


## EOC

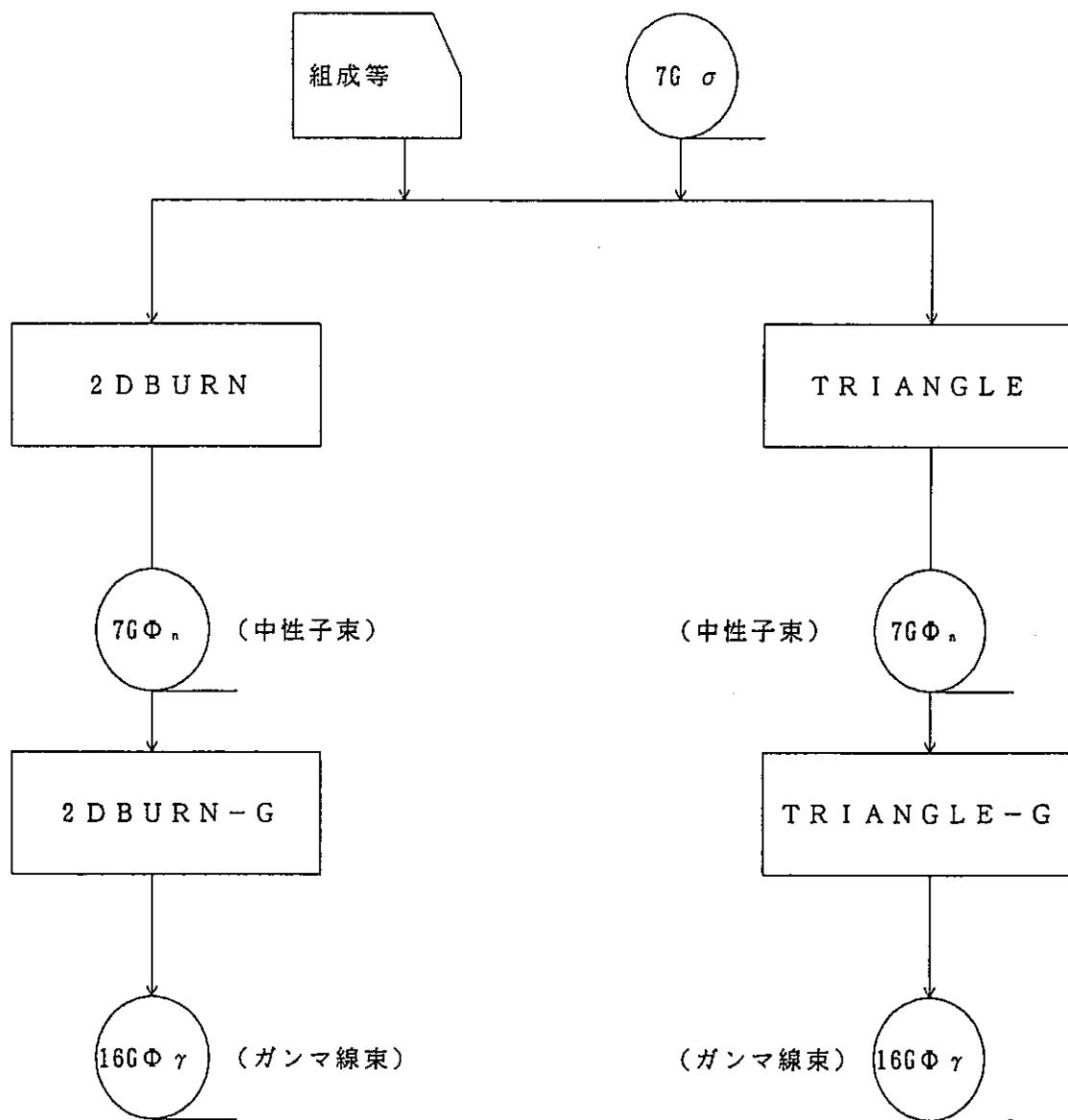
吸収体下端からの距離	反応率計算値	簡易積分値	相対値
0	4.635E+15	1.10E+16	3.1
2.667	3.585E+15	8.80E+15	2.4
5.334	3.017E+15	7.66E+15	2.0
8	2.726E+15	1.59E+15	1.8
8.604	2.547E+15	1.53E+15	1.7
9.207	2.523E+15	8.36E+15	1.7
12.537	2.500E+15	8.07E+15	1.7
15.867	2.346E+15	1.12E+16	1.6
20.867	2.133E+15	9.77E+15	1.4
25.867	1.775E+15	8.02E+15	1.2
30.867	1.432E+15	6.28E+15	1.0
36.287	8.839E+14	4.21E+15	0.6
41.707	6.688E+14	1.11E+16	0.4
65	2.883E+14		0.2
合計反応率		9.76E+16	
平均反応率		1.50E+15	



第 II-15図(2) 各制御棒状態における反応率軸方向分布(5列)



第 II-16 図 MK-III 3列制御棒位置における高速中性子束分布  
( $>0.1 \text{ MeV}$ )



第II-17図 ガンマ発熱の計算手順

### 添付資料Ⅲ 設計用物性値及び設計式

本資料は、材料物性値及び設計式等を整理したものである。なお、B<sub>4</sub>Cペレットの照射挙動は、近年、照射後試験において最新のデータがまとめられている。これらのデータから、B<sub>4</sub>Cのスエリング、He放出率、熱伝導度等は、温度依存性や、燃焼度依存性が確認されていることから、Naボンド型制御棒に適用するまでの検討を含め、若干詳細に説明しておく。

本資料における設計式及び設計用物性値の一覧を下記に示す。

## 1. 材料物性値及び照射挙動設計式

### 1.1 B<sub>4</sub>Cペレット

- (1) スエリング式
- (2) He放出率
- (3) 熱伝導度

### 1.2 SUS316 20%CW材（被覆管、保護管）

- (1) 弹塑性応力歪み関係式
- (2) スエリング式
- (3) 照射クリープ式
- (4) 照射効果
- (5) 縦弾性係数・ポアソン比
- (6) 熱膨脹係数
- (7) 熱伝導度
- (8) Na腐食量

### 1.3 SUS316ST材（端栓、グリッド、シユラウド管）

- (1) 弹塑性応力歪み関係式
- (2) スエリング式
- (3) 照射クリープ式
- (4) 照射効果
- (5) 縦弾性係数・ポアソン比
- (6) 熱膨脹係数
- (7) 熱伝導度
- (8) Na腐食量

## 1. 4 ナトリウム

- (1) 热伝導度
- (2) 表面張力
- (3) 密度

## 1. 5 ヘリウム

- (1) 热伝導度

## 2. 热流力設計用評価式

### 2. 1 圧力損失評価式

- (1) バンドル部
- (2) 下部ディフューザ部入口（入口オリフィス）
- (3) 下部ディフューザ部出口（合流圧損）
- (4) 広がり管の式
- (5) 縮流
- (6) 拡流
- (7) 管摩擦の式
- (8) 上部ディフューザ部出口（分流圧損）
- (9) 上部ディフューザ部出口（出口オリフィス）

### 2. 2 その他

## 1. 材料物性値及び照射挙動設計式

### 1.1 $B_4C$ ペレット

$H_e$ ボンド型と $Na$ ボンド型では、同一位置に装荷された場合、中性子束、( $n, \alpha$ )反応率、さらにそれに伴う発熱は同じである。また、炉外試験の結果、ペレットは $Na$ 中で物理的、化学的に安定であることが確認されている。

従って、 $Na$ ボンド型への変更に伴う $B_4C$ ペレットの使用条件の変化は、ギャップコンダクタンスの改善による温度低下のみである。ペレットの温度低下によって照射挙動が変化するため、これを考慮する必要がある。

$B_4C$ ペレットは、 $^{10}B$  ( $n, \alpha$ )  $^{7}Li$ 反応によって、 $H_e$ ガスを生成し、スエリングを起こすとともに、熱応力、照射によるペレット割れを生じる。

これらの照射挙動のうち、特に設計の観点では、低温で増加する傾向のあるペレットスエリングが重要である。 $H_e$ 放出や、割れの度合いは、温度低下によって小さくなる傾向があり、かつ $H_e$ 放出に伴う被覆管内の内圧上昇や、ペレット割れに伴うリロケーションは、ペント機構及びシュラウド管の採用によって既に構造上の対策が図られているため、機械設計上は問題とはならない。

本設計に使用した $B_4C$ ペレットのスエリング、 $H_e$ 放出率、熱伝導度については、最近の知見に基づき下記のとおり検討した。

#### 1.1.1 スエリング式

ペレット温度低下によってスエリングは大きくなるが、これは、ペレットのスエリングが $H_e$ の内部蓄積によって起こるものであり、後述の $H_e$ 放出挙動とは相反する挙動を示すためである。この原因としては、高温ではペレット内部に生成した $H_e$ が拡散しやすくなること、また、 $H_e$ 放出がペレット割れに依存することが考えられる。

「常陽」においては、 $Na$ 中の $B_4C$ スエリングデータは取得されていないが、 $He$ 中のペレットのスエリング率は、第III-1図のとおり低温、低燃焼度の条件で大きくなる傾向が確認されている。<sup>(1)</sup>

また、ペレットの焼結密度が高いと、開気孔率が低下し、ペレットからのヘリウム放出率が減少するため、スエリングは増加する。第III-2図に、フランスにおいて、ペレット密度96%T.D. 及び84%T.D.について取得されたスエリング

の密度依存性を示す。温度条件に関する詳細は不明であるが、温度範囲600°C～1500°Cと報告されている。<sup>(2)</sup>

ナトリウムボンド型制御要素の評価平均温度は、設計で約900°C、ノミナルで約700°Cである。また、「常陽」のペレット密度は90%T. D. である。

第III-1図の「常陽」における低温データの上限カーブと第III-2図のPHENIXにおける上限カーブを比較して第III-3図に示す。

「常陽」のデータは、ペレット密度90, 95%T. D. のものであり、ナトリウムボンド型の設計に反映する観点から、低燃焼度、低温（約600°C～800°C）で得られた、第III-1図の最大スエリング率（傾き）を高燃焼度まで外挿した。

第III-3図に示した各スエリングカーブは、いずれも最低約600°Cの低温照射データを含むため、これらの違いは照射温度ではなく、ペレット密度に起因するものと考えられる。設計上は、実機と同仕様ペレットに基づく「常陽」のデータ、あるいは更に高い96%T. D. に基づくPHENIXのデータによって、スエリングを評価することができる。特に「常陽」のカーブは、密度依存性の観点から最も確からしい値を与えるものと予測される。しかし、国内の低温データは数が少なく、高燃焼度領域で測定されていないこと等を考慮し、設計上は「常陽」の上限カーブよりも大きい、フランスの96%T. D. の上限カーブを用いることとした。フランスの96%T. D. ペレットの上限カーブは次の式で与えられる。

$$\Delta D/D = 1/3 (0.159 B_U + 3.093)$$

$\Delta D/D$  : 径方向スエリング率 (%)  
 $B_U$  : 燃焼度 ( $\times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ )

### 1.1.2 He放出率

He生成量は、燃焼度の関数で、下式で表すことができる。

$$G = 3.719 B_U$$

$G$  : He生成量 ( $\text{m}^3 \text{He}/\text{m}^3 \text{B}_4\text{C}$ )  
 $B_U$  :  $\text{B}_4\text{C}$ 燃焼度 ( $\times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$ )

$\text{B}_4\text{C}$ ペレットのHe放出率は高温、高燃焼度で増加する傾向がある。

「常陽」において得られた、Heボンド環境でのHe放出率データを第III-4図に示す。<sup>(1)</sup> 同図のとおり、低温では、He生成量に対し25%の放出率を見込めば保守側である。高温では、燃焼度の増加に伴いHe放出率が増加するが、定性的に温度の低くなるNaボンド型制御棒では、これを考慮する必要はない

と思われる。従って、前述のHe生成量評価式に放出率25%を考慮し、下式をHe放出率評価式として使用する。

$$R = 0.930 \text{BU}$$

R : He放出量 ( $\text{m}^3\text{He}/\text{m}^3\text{B}_4\text{C}$ )  
BU :  $\text{B}_4\text{C}$ 燃焼度 ( $\times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ )

### 1.1.3 熱伝導度

「常陽」で取得された $\text{B}_4\text{C}$ ペレットの熱伝導度の燃焼度依存性<sup>(1)</sup>を第III-5図に示す。同図から分かるように、熱伝導度は照射初期に大幅に低下する傾向がある。従って、Naボンド型制御棒の場合、ギャップが広く発熱の高い照射初期に温度が高くなるとは限らず、熱設計ではこれら温度解析条件の時間変化考慮しなければならない。燃焼度依存性としては下式がある。((1)式)

$$K_{(BU)} = 0.02109 - 1.058 \times 10^{-3} (\text{BU}) + 3.813 \times 10^{-5} (\text{BU})^2 \quad (\text{BU} < 15)$$

$$K_{(BU)} = 0.0143 - 1.167 \times 10^{-4} (\text{BU}) \quad (15 \leq \text{BU} < 38)$$

$$K_{(BU)} = 0.01 \quad (38 \leq \text{BU})$$

ここで、 $K_{(BU)}$  : 热伝導度 ( $\text{cal}/\text{cm}\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$ ) , BU : 燃焼度 ( $\times 10^{26}\text{cap}/\text{m}^3$ )

本式は第III-5図の点線で表され、「常陽」データの傾向を良く模擬する。設計ではカーブをそのまま保存し、「常陽」のデータ点をすべて包絡するように係数(0.532)を乗じて使用する。

但し、米国の文献<sup>(3)</sup>によれば照射材の熱伝導度は温度上昇とともに大きくなる。第III-5図のデータは常温で取得されたものであることから、設計に使用する上では過度に厳しい。従って、上式とは別に温度依存性を考慮する。照射材の温度依存性を持つ熱伝導度評価式は、上述の文献で第III-6図のとおり整理されており、以下のとおり定式化されている。((2)式)

$$K_{(T)} = (1-P) / (1+\beta P) \cdot (0.0457 + 9.69 \times 10^{-6}T - 1.05 \times 10^{-8}T^2 + 1.00 \times 10^{-11}T^3 + 1.87 \times 10^{-15}T^4)$$

ここで $K_{(T)}$  : 热伝導度 ( $\text{W}/\text{cm}\cdot^\circ\text{C}$ ) , P : 空孔率,  $\beta$  : 係数(1.0), T : 温度 ( $^\circ\text{C}$ )

この(2)式は燃焼度依存性を考慮していないので、(1)式と(2)式を組み合わせて使用することとした。すなわち下記Kを設計に使用する。

$$K = 0.532 K_{(BU)} \times (K_{(T)} / K_{(T=25^\circ\text{C})})$$

ここで、BU : 解析燃焼度, T : 解析温度

### 1.2 SUS316 20%CW 材（被覆管，保護管）

SUS316 20%CW 材の物性値及び評価式を第III-1 表～第III-3 表に示す。

### 1.3 SUS316ST 材（端栓，グリッド，シュラウド管）

SUS316ST 材の物性値及び評価式を第III-4 表～第III-7 表に示す。

### 1.4 SUS316 20%CW 材、SUS316ST 材共通

SUS316 20%CW 材、SUS316ST 材の物性値及び評価式を第III-8 表～第III-9 表に示す。

### 1.5 ナトリウム

ナトリウムの物性値を第III-10 表に示す。

### 1.6 ヘリウム

ヘリウムの物性値を第III-11 表に示す。

## 2. 熱流力設計用評価式

### 2.1 圧損評価式

各部の圧損評価式を第III-12 表～第III-20 表に示す。

### 2.2 その他

レイノズル数、ペクレ数、プラントル数、ヌセルト数等の値の評価式を第III-21 表に示す。

### 3. 参考文献

- (1) 丸山忠司、他 “Effect of Fast Neutron Irradiation on the Properties of Boron Carbide Pellet”、日本原子力学会文誌、Journal of Nuclear Science Technology, vol. 34, No. 10(Oct. 1997)
- (2) T. Stoto, et al, “Swelling and micro cracking of boron carbide subjected to fast neutron irradiations” Journal of applied physics 68(7), October. 1990.
- (3) G. M. Adanson, Jr. et al, “DEVELOPMENT OF FBR NEUTRON-ABSORBER MATERIALS” on “FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM QUARTERLY PROGRESS REPORT FOR PERIOD ENDING SEPTEMBER 30, 1971”, ORNL-TM-3550, DECEMBER 1971
- (4) 発電用原子力設備に関する構造等の技術基準（通商産業省告示第 501 号）
- (5) Case of ASME Boiler and Pressure Vessel Code N47-17.
- (6) “Mechanical and Physical Properties of the Austenitic Chromium-Nickel Stainless Steels at Elevated Temperatures” International Nickel Co. (1963)
- (7) STAINLESS STEEL CLADDING DEVELOPMENT, Quartary Progress Report, WARD-4135-5(1969)
- (8) Golden, G. H. et al, “THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF SODIUM” ANL-7323(1967)
- (9) J. P. Stone et al, “High Temperature Properties of Sodium” AD 622, 191(NRL Report 6241), 1965
- (10) 日本化学会「化学便覧 基礎編Ⅱ 改訂 2 版」昭和 54 年 3 月
- (11) 日本機械学会「技術資料 流体の熱物性値集」昭和 61 年 3 月
- (12) エヌ・ベ・ワルガフチック, 「便覧 気体と液体の熱物理的性質」日・ソ通信社 昭和 49 年 10 月
- (13) 日本熱物理学会「熱物性ハンドブック」平成 2 年 5 月
- (14) E. H. Novenstern “Turbulent flow pressure drop model for fuel rod assemblies utilizing a helical wire-wrap spacer system”, Nuclear Engineering and Design 22(1972), 19-27
- (15) 「管路・ダクトの流体抵抗」日本機械学会 昭和 54 年 1 月

第III-1表 S U S 3 1 6 20% CW材の弾塑性応力ひずみ関係式

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left( \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}}$$

$$\sigma_p = 0.667 \sigma_y$$

$$\sigma_y = 75.759 - 0.12904T + 8.2778 \times 10^{-4}T^2 - 3.3136 \times 10^{-6}T^3$$

$$+ 7.2493 \times 10^{-9}T^4 - 8.0280 \times 10^{-12}T^5 + 3.3576 \times 10^{-15}T^6$$

ただし、 $-30 \leq T \leq 40$  については  $\sigma_y = 73.9$

$$K = 3.2364 \sigma_y$$

$$m = 0.37083$$

ここで、

$\varepsilon_e$	弹性ひずみ	(mm/mm)
$\varepsilon_p$	塑性ひずみ	(mm/mm)
$\sigma$	応 力	(kgf/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_p$	比例限応力	(kgf/mm <sup>2</sup> )
$\sigma_y$	0.2%耐力	(kgf/mm <sup>2</sup> )
E	縦弾性係数	(kgf/mm <sup>2</sup> )
T	温 度	(°C)

#### 適用範囲

温 度 :  $-30 \sim 700^\circ\text{C}$

最大ひずみ :  $\varepsilon_p \leq 0.01$

第III-2表 SUS316 20% CW材の照射クリープ式

$$\varepsilon = B_0 \cdot \phi t \cdot \sigma + K \cdot t^{1.9} \cdot \sigma^{2.3} + D \cdot \varepsilon_s \cdot \sigma$$

ノミナル式

$$B_0 = 3.46 \times 10^{-5}$$

$$K = 7.07 \times 10^{-2} \cdot \exp(-21880/T)$$

$$D = 0.088$$

上限式

$$B_0 = 4.80 \times 10^{-5}$$

$$K = 11.1 \times 10^{-2} \cdot \exp(-21880/T)$$

$$D = 0.110$$

下限式

$$B_0 = 2.00 \times 10^{-5}$$

$$K = 4.51 \times 10^{-2} \cdot \exp(-21880/T)$$

$$D = 0.063$$

使用単位

$\varepsilon$  : 照射クリープひずみ (相当ひずみ, -)

$\varepsilon_s$  : スエリングひずみ (ひずみ, -)

$\phi t$  : 中性子照射量 ( $10^{26}n/m^2$ ,  $E \geq 0.1\text{MeV}$ )

$\sigma$  : 応力 (相当応力,  $\text{kgf/mm}^2$ )

$t$  : 照射時間 (h)

$T$  : 照射温度 (K)

$B_0$  : Irradiation Creep Compliance ( $(\times 10^{26}n/m^2) \cdot (\text{kgf/mm}^2)^{-1}$ )

$K$  : Creep Compliance ( $h^{1.9}(\text{kgf/mm}^2)^{-2.3}$ )

$D$  : Creep-Swelling Coupling Coefficient ( $\text{kgf/mm}^2$ ) $^{-1}$

適用範囲

温 度 : 400~800°C

応 力 : 0~15kgf/mm<sup>2</sup>

照射量 : 0~ $40 \times 10^{26}n/m^2$  ( $E \geq 0.1\text{MeV}$ )

照射時間 :  $t^{R*}$ 以下 ( $t^{R*}$ は照射クリープ破断時間>)

第III-3表 SUS316 20% CW材の熱クリープ式

$$\varepsilon_c = \varepsilon_T \{ 1 - \exp(-r t) \} + \varepsilon_s t$$

ここで、

$$(1) \quad 0.01 \leq \sigma \leq 18.0$$

$$\varepsilon_T = \alpha_c \cdot \varepsilon_{T0}$$

$$\varepsilon_s = \alpha_c \cdot \varepsilon_{s0} \cdot t_R^{-1}$$

$$r = r_0 \cdot t_R^{-1}$$

$$\log_{10} t_R = \begin{cases} 1) & 10.0 \leq \sigma \leq 18.0 \\ & = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \sigma + A_2 (\log_{10} \sigma)^2 + A_3 (\log_{10} \sigma)^3 \\ 2) & 0.01 \leq \sigma < 10.0 \\ & = B_0 + B_1 \cdot \log_{10} \sigma \end{cases}$$

$$(2) \quad 0 \leq \sigma < 0.01$$

$$r = \varepsilon_T = \varepsilon_s = 0$$

#### 使用単位

$\varepsilon_c$  : クリープひずみ (mm/mm)

$\varepsilon_T$  : 一次クリープひずみ (mm/mm)

$\varepsilon_s$  : 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h)

$\sigma$  : 応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

t : 時間 (h)

$t_R$  : 破断時間 (h)

T : 温度 (°C)

#### パラメータ

$$\varepsilon_{T0} = 0.00197 \quad A_0 = 46868 / (T + 273.15) - 18.36$$

$$\varepsilon_{s0} = 0.0166 \quad A_1 = -57265 / (T + 273.15)$$

$$r_0 = 206 \quad A_2 = 45135 / (T + 273.15)$$

$$A_3 = -12675 / (T + 273.15)$$

$$\alpha_c : \text{最大値 } 2.5 \quad B_0 = 27083 / (T + 273.15) - 18.36$$

$$\text{平均値 } 1 \quad B_1 = -5020 / (T + 273.15)$$

$$\text{最小値 } 0.18$$

#### 適用範囲

$$425 \leq T \leq 700^{\circ}\text{C}$$

$$0 \leq \sigma \leq 18.0$$

$$t \leq 0.2 t_R$$

第III-4表 S U S 3 1 6 S T材の弾塑性応力歪み関係式

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left( \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}}$$

$$\sigma_p = \sigma - K \cdot 0.002^m$$

$$\sigma_y = 26.8073 - 5.04547 \times 10^{-2}T + 8.03901 \times 10^{-5}T^2 - 5.11282 \times 10^{-8}T^3$$

ただし、 $-30 \leq T \leq 40$ について  $\sigma_y = 25.9$

$$K = 40.0909 - 9.69990 \times 10^{-3}T$$

$$m = 0.326245 + 6.13276 \times 10^{-5}T$$

ここで、

$\varepsilon_e$  : 弹性ひずみ ( $\text{mm/mm}$ )

$\varepsilon_p$  : 塑性ひずみ ( $\text{mm/mm}$ )

$\sigma$  : 応力 ( $\text{kgt/mm}^2$ )

$\sigma_p$  : 比例限応力 ( $\text{kgt/mm}^2$ )

$\sigma_y$  : 0.2%耐力 ( $\text{kgt/mm}^2$ )

$E$  : 縦弾性係数 ( $\text{kgt/mm}^2$ )

$T$  : 温度 ( $^\circ\text{C}$ )

#### 適用範囲

温 度 :  $-30 \leq T \leq 700^\circ\text{C}$

最大ひずみ :  $\varepsilon_p \leq 0.01$

第III-5表 SUS316ST材のスエリング式

$$\frac{\Delta V}{V} = R \left[ \Phi t + \frac{1}{\alpha} \ell n \left\{ \frac{1 + \exp[\alpha(\tau - \Phi t)]}{1 + \exp(\alpha \tau)} \right\} \right]$$

$$R = 0.9 \exp \left\{ \frac{-(\beta + 0.25)^2}{0.7} \right\} + \exp(A)$$

$$A = -1.917 + 11.27\beta - 12.89\beta^2 + 6.539\beta^3 - 1.8\beta^4$$

$$\beta = \frac{T - 500}{100}$$

$$\alpha = 0.75$$

$$\tau = 4.149 + 2.1826\beta \pm 1.6626$$

ここで、

$\frac{\Delta V}{V}$  : スエリング (Vol. %)

$\phi t$  : 中性子照射量 ( $n/m^2$ ,  $E > 0.1 \text{MeV}$ )

T : 温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

R : 定常スエリング速度 (%/ $10^{26}n/m^2$ )

$\tau$  : 潜伏期間 ( $10^{26}n/cm^2$ )

#### 適用範囲

温 度 :  $380 \sim 850^{\circ}\text{C}$

照 射 量 :  $0 \sim 1.3 \times 10^{27}n/m^2$  ( $E > 0.1 \text{MeV}$ )

第III-6表 SUS316ST材の照射クリープ式

$$\varepsilon = 100(B_0 \phi t + D S) \sigma$$

ここで、

$\varepsilon$  : 照射クリープひずみ (%)

$\sigma$  : 応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

$\phi t$  : 中性子照射量 (n/m<sup>2</sup>, E > 0.1 MeV)

$$B_0 = 9.8 \times 10^{-23} (\text{kgf/mm}^2 \cdot \text{n/m}^2)^{-1}$$

$$D = 6.5 \times 10^{-2} (\text{kgf/mm}^2)^{-1}$$

$$S = \frac{\Delta V}{V} \times \frac{1}{100}$$

$\frac{\Delta V}{V}$  : スエリング (Vol. %)

#### 適用範囲

温 度 : 380~850°C

照 射 量 :  $0 \sim 1.3 \times 10^{27} \text{n/m}^2$  (E > 0.1 MeV)

第III-7表 SUS316ST材の熱クリープ式

$$\varepsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \varepsilon_n t$$

ここで、

$$(1) \quad 0.01 \leq \sigma \leq 38.0$$

$$r_1 = S_1 \cdot t_R$$

$$r_2 = S_2 \cdot t_R$$

$$C_1 = G_1 \cdot \varepsilon_n$$

$$C_2 = G_2 \cdot \varepsilon_n$$

$$\varepsilon_n = F \cdot t_R$$

$$\log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) \left[ \begin{array}{l} 1) \quad 2.0 \leq \sigma \leq 38.0 \\ \quad = B_0 + B_1 \cdot \log_{10}\sigma + B_2 (\log_{10}\sigma)^2 \\ 2) \quad 0.01 \leq \sigma \leq 2.0 \\ \quad = \{B_0 - B_2 \cdot (\log_{10}2.0)^2\} \\ \quad + (B_1 + 2B_2 \cdot (\log_{10}2.0)) \cdot \log_{10}\sigma \end{array} \right.$$

$$(2) \quad 0 \leq \sigma < 0.01$$

$$r_1 = r_2 = C_1 = C_2 = \varepsilon_n = 0$$

#### 使用単位

$\varepsilon_c$  : クリープひずみ (mm/mm)

$\sigma$  : 応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$t$  : 時間 (h)

$t_R$  : 破断時間 (h)

$\varepsilon_n$  : 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h)

T : 温度 (°C)

#### パラメータ

$$S_1 = 103.37$$

$$F = 32548 \exp \left\{ -\frac{85931}{8.31(T+273.15)} \right\}$$

$$S_2 = 17.255$$

$$\lambda = 1.1639$$

$$\alpha_2 = -0.86775$$

$$B = -17.37762 + 22983.2(T+273.15)$$

$$G_1 = 1.2692$$

$$B = -798.521/(T+273.15)$$

$$G_2 = 0.48449$$

$$B = -2163.93/(T+273.15)$$

$$\beta_1 = 0.74491$$

$$\beta_2 = 0.81155$$

$$A_c: \text{最大値 } 3$$

$$\text{平均値 } 1$$

$$\text{最小値 } 1/3$$

#### 適用範囲

$$425 \leq T \leq 700^{\circ}\text{C}$$

$$0 \leq \sigma \leq 38.0$$

$$t \leq 0.5 t_R$$

第III-8表 SUS316ST材及びSUS316 20%CW材  
の縦弾性係数とポアソン比

温度 (°C)	縦弾性係数 <sup>(4) (5)</sup> (kgf/mm <sup>2</sup> )	ポアソン比
20	19900	0.300
50	19700	0.300
75	19600	0.300
100	19400	0.300
125	19200	0.300
150	19000	0.300
175	18900	0.300
200	18700	0.300
225	18600	0.300
250	18400	0.300
275	18200	0.300
300	18000	0.300
325	17800	0.300
350	17600	0.300
375	17400	0.300
400	17200	0.300
425	17000	0.300
450	16700	0.300
475	16400	0.301
500	16200	0.302
525	15900	0.304
550	15700	0.306
575	15400	0.308
600	15200	0.310
625	14900	0.312
650	14700	0.314
675	14400	0.316
700	14100	0.318

第III-9表 SUS316ST材及びSUS316 20%CW材物性値

項目	物性値
熱膨張率	$\alpha_0 = 14.8778 + 1.6999 \times 10^{-2}T - 1.4541 \times 10^{-5}T^2 + 4.5929 \times 10^{-9}T^3$ $\alpha_a = 15.0113 + 0.8726 \times 10^{-2}T - 0.5872 \times 10^{-5}T^2 + 0.1931 \times 10^{-9}T^3$ <p style="text-align: center;"> <math>\alpha_0</math> : 瞬間熱膨張係数 (mm/mm/°C, <math>\times 10^{-6}</math>)  <math>\alpha_a</math> : 平均熱膨張係数 (mm/mm/°C, <math>\times 10^{-6}</math>)  T : 温度 (°C) </p> <p><u>適用範囲</u></p> <p>温度 : 室温～850°C  *文献<sup>(5)</sup>のデータを温度の3次式で表示し、設計式とした。</p>
比熱	$C = 0.1044 + 0.1586 \times 10^{-3}T - 0.2967 \times 10^{-6}T^2 + 0.2123 \times 10^{-9}T^3$ <p style="text-align: center;"> C : 燃焼度 (cal/g · °C)  T : 温度 (°C) </p> <p><u>適用範囲</u></p> <p>温度 : 室温～850°C  *文献<sup>(6)</sup>のデータを温度の3次式で表示し、設計式とした。</p>
熱伝導度 <sup>(7)</sup>	$K = 0.1323 + 1.311 \times 10^{-4}T$ <p style="text-align: center;"> K : 热伝導度 (W/cm · °C)  T : 温度 (°C) </p> <p><u>適用範囲</u></p> <p>温度 : 室温～850°C</p>
Na腐食	$C_{Na} = C R_i \cdot (T_i / 8760)$ $C R_i = 4.927 \times 10^8 \cdot \exp [-16470 / (t_i + 273)] \cdot O_{xi}$ <p style="text-align: center;"> <math>C_{Na}</math> : 冷却材による外面腐食量 (<math>\mu m</math>)  <math>t_i</math> : 接液面温度 (°C)  <math>T_i</math> : 温度 <math>t_i</math>、酸素濃度 <math>O_{xi}</math> における使用期間 (h)  <math>C R_i</math> : 温度 <math>t_i</math>、酸素濃度 <math>O_{xi}</math> に対して定める腐食速度 (<math>\mu m/\text{年}</math>)  <math>O_{xi}</math> : 酸素濃度 (ppm) </p>

第III-10表 ナトリウムの物性値

項 目	物 性 値
熱伝導度 <sup>(8)</sup>	$K = 0.93978 - 3.2505 \times 10^{-4}T + 3.6192 \times 10^{-8}T^2$ K : 热伝導度 (W/cm · °C) T : 温 度 (°C)
表面張力 <sup>(8)</sup>	$\nu = 206.7 - 0.10T$ ν : 表面張力 (dyne/cm) T : 温 度 (°C) 適用範囲 $97.81^\circ\text{C} < T < 1371^\circ\text{C}$
密 度 <sup>(9)</sup>	$\rho = 950.1 - 0.22976T - 1.460 \times 10^{-5}T^2 + 5.638 \times 10^{-9}T^3$ ρ : 密 度 (kg/m <sup>3</sup> ) T : 温 度 (°C) 適用範囲 $98^\circ\text{C} < T < 1371^\circ\text{C}$

第III-11表 ヘリウムの物性値

項目	物性値
熱伝導度	$K = 1.4181 \times 10^{-3} + 3.516 \times 10^{-6} T - 7.3097 \times 10^{-10} T^2$ <p style="text-align: center;">K : 热伝導度 (<math>\text{W}/\text{cm} \cdot ^\circ\text{C}</math>) T : 温度 (<math>^\circ\text{C}</math>)</p> <p>* 文献のデータ<sup>(10)(11)(12)(13)</sup>を下図のとおり 2 次式でフィッティングした。</p>

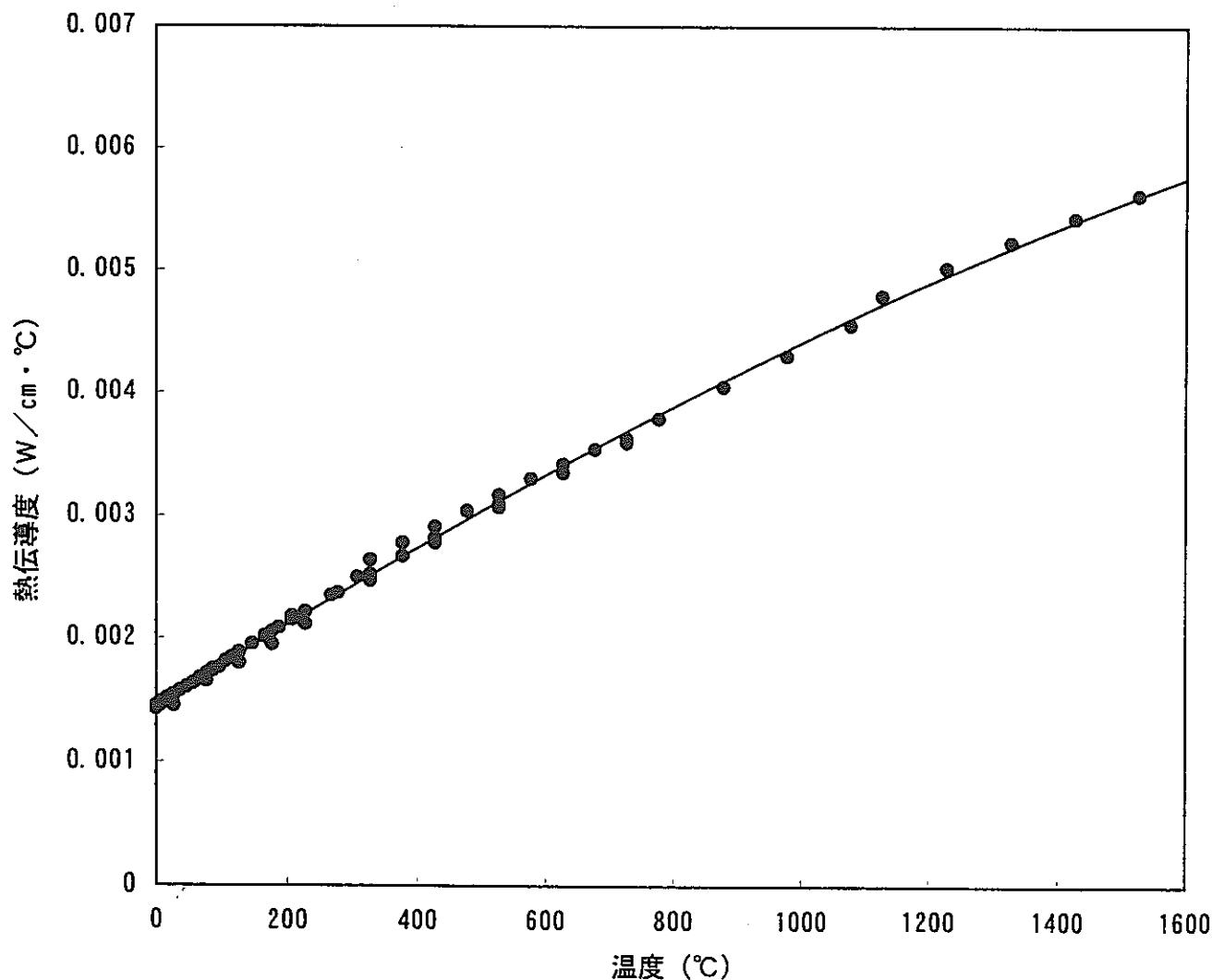


図 He の熱伝導度

第III-12表 圧力損失評価式（バンドル部）

Novendstern<sup>(14)</sup> の式

$$\Delta P = f_N \cdot F \cdot \frac{L}{D_{e1}} \cdot \gamma \cdot \frac{V_{N1}^2}{2g}$$

$$f_N = 0.3164 \cdot R_{eN}^{-0.25}$$

$$R_{eN} = \frac{V \cdot D_{e1}}{\nu} \cdot X_N$$

$$V_{N1} = V \cdot X_N$$

$$X_N = \frac{N_1 \cdot A_{S1} + N_2 \cdot A_{S2}}{N_1 \cdot A_{S1} + N_2 \cdot A_{S2} \left( \frac{D_{e2}}{D_{e1}} \right)^{0.714}}$$

$$V = \frac{Q}{\gamma \cdot \left[ \frac{\sqrt{3}}{2} L_w^2 - \frac{\pi \cdot N_p}{4} (D^2 + D_w^2) \right]}$$

$$F = \left[ \frac{1.034}{\left( \frac{P}{D} \right)^{0.124}} + \frac{29.7 \left( \frac{P}{D} \right)^{6.94} \cdot R_{eN}^{0.088}}{\left( \frac{H}{D} \right)^{2.237}} \right]^{0.885}$$

使用単位 $f_s$  : 修正摩擦係数 (-) $P$  : 制御要素配列ピッチ (cm) $F$  : 形状因子 (-) $H$  : スパイラルワイヤピッチ (cm) $R_{ex}$  : 修正レイノルズ数 (-) $N$  : サブチャンネル数 $L$  : 制御要素長さ (cm) $A_s$  : サブチャンネル面積 ( $\text{cm}^2$ ) $D_e$  : 等価直徑 (cm)

添字 1 : サブチャンネル 1

 $V$  : バンドル部平均流速 (cm/s)

添字 2 : サブチャンネル 2

 $L_s$  : 対辺長さ (cm) $\nu$  : 動粘性係数 ( $\text{cm}^2/\text{s}$ ) $N_p$  : ピン本数 $g$  : 重力加速度 ( $\text{cm}/\text{s}^2$ ) $D$  : 制御要素径 (cm) $\gamma$  : 比重量 ( $\text{kg}/\text{cm}^3$ ) $D_w$  : ワイヤ径 (cm) $Q$  : 流量 (kg/s)

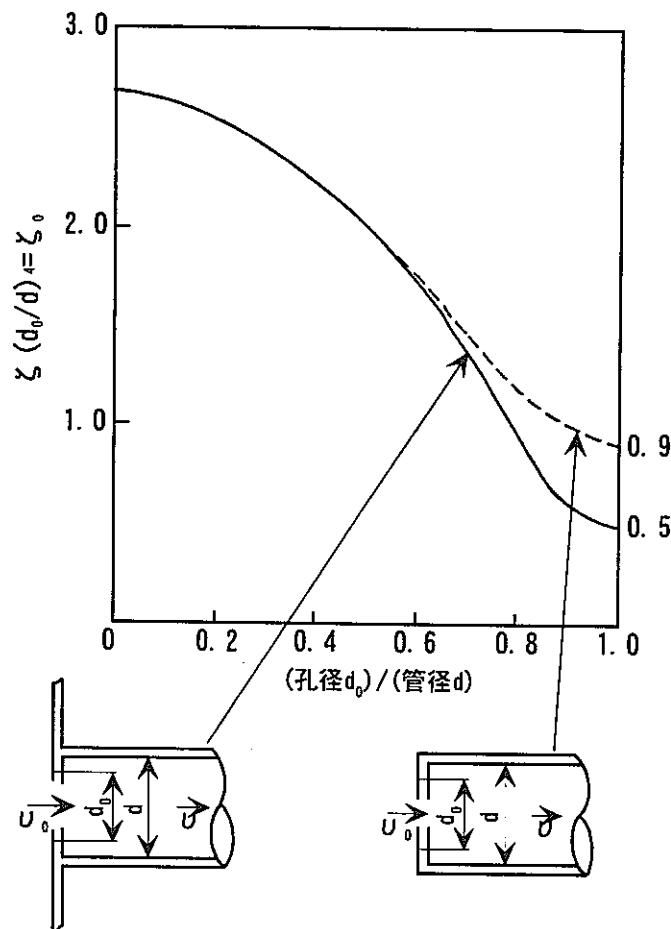
第III-13表 圧力損失評価式（下部ディフューザ部〔入口オリフィス<sup>(15)</sup>〕）

下図のような入口にオリフィスがある場合には、その損失は極めて大となり、オリフィス孔径  $d_o$  と管径  $d$  の比によってその値が変化する。穴の断面積を用いた速度  $v_o$

$$v_o = Q / (\pi/4) d^2$$

を用いた係数  $\zeta_o = h / (v_o^2 / 2 g)$  を  $\zeta$  に換算するには次式を用いる。

$$\zeta_o = \zeta (d_o/d)^4$$



入口オリフィスの損失係数

第III-14表 圧力損失評価式（下部ディフューザ部〔合流圧損<sup>(15)</sup>〕）

主管単位長さ当たりの合流流量  $a_c$  が至るところで一定になるように調節した場合、

$$V = \frac{a_c}{A} \chi$$

ただし、集合管始端では流速 0 とする。

支管が十分細く、 $\alpha_c = 0$  ( $V_z = 0$ ) として圧力分布を求める

$$\frac{P - P_e}{\rho} = - \left( \frac{\lambda}{3D} \chi + 2 \right) \frac{V^2}{2}$$

または、

$$\begin{aligned} \frac{P - P_e}{\rho} &= - \left( \frac{\lambda}{3D} \chi + 2 \right) \left( \frac{\chi^2}{L} \right) \\ &= - \left( (k_c - 2) \frac{\chi}{L} + 2 \right) \left( \frac{\chi^2}{L} \right) \end{aligned}$$

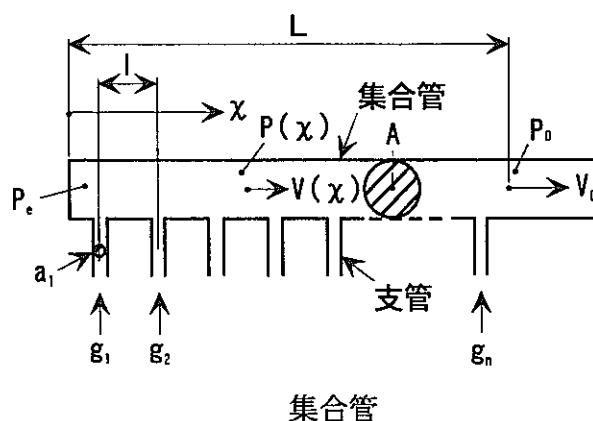
ここに、 $P_e$  は主管の始端圧力、 $k = (\frac{\lambda L}{3D} + 2)$  は集合管の特性パラメータ、 $V_0$

は集合管の出口流速である。

主管の始端と末端（出口）との圧力差は、

$$P_e - P_0 = k_c \frac{\rho}{2} V_0^2$$

で与えられる。



第III-15表 圧力損失評価式（広がり管の式<sup>(15)</sup>）

断面積が  $A_1$  から  $A_2$  までゆるやかに変化する広がり管（ディフューザ）を通る流れに生じる損失ヘッド  $h$  (m) は次式で表される。

$$h = \xi \frac{(v_1 - v_2)^2}{2g} = \zeta \frac{v_1^2}{2g}$$

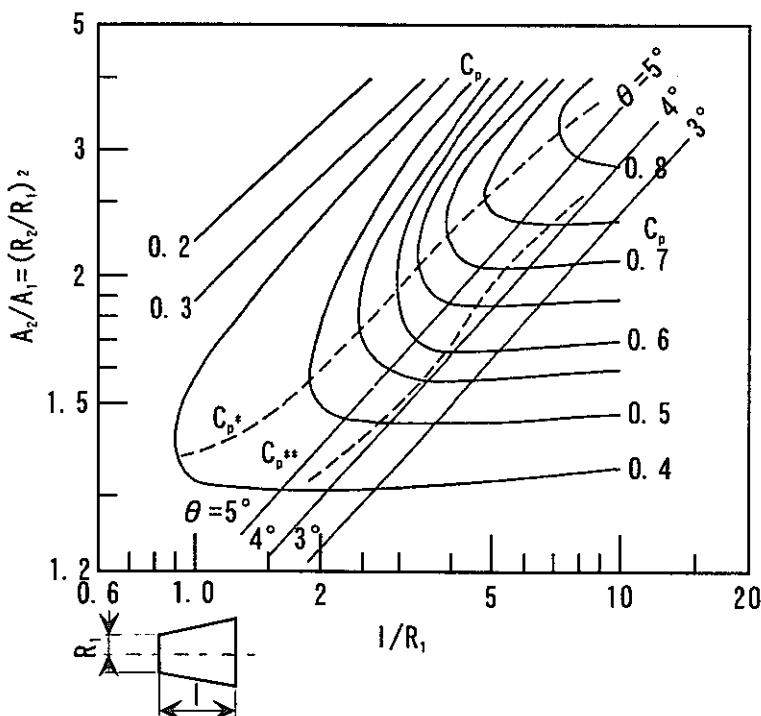
ここで、 $v_1 = Q/A_1$ ,  $v_2 = Q/A_2$  はそれぞれ入口側、出口側の断面について平均速度(m/s),  $Q$  は流量( $m^3/s$ )である。

損失係数  $\xi$  及び  $\zeta$  は広がり面積比  $A_2/A_1$ , ディフューザの長さ  $l$ , 広がり角度  $2\theta$  などによって異なる値をとる。なお、 $\xi(1 - A_2/A_1) = \zeta$  である。

断面の形状、面積比  $A_2/A_1$ , ディフューザの長さ比  $l/R_1$ ,  $1/W_1$  及び出口接続管の長さ  $l_2$ , 入口前方管の長さ  $l_1$  などの影響を受けるので円すい形ディフューザ、二次元形直線壁ディフューザのそれぞれの特性の詳細を後に示す。

ディフューザは流速を減じて圧力を増す目的に用いられるため、圧力上昇を示す性能として次の圧力係数  $C_p$  が用いられる。

$$C_p = (P_2 - P_1 / \frac{\gamma}{2g} v_1^2)$$

後続管のない円すいディフューザの圧力係数  $C_p$

第III-16表 圧力損失評価式（縮流<sup>(15)</sup>）

管の断面積が下図上に示すように $A_1$ から $A_2$ に急激に減少している場合、ここを通過する流れの損失ヘッド $h$  (m) は次式で表される。

$$h = \zeta \frac{v_2^2}{2g}$$

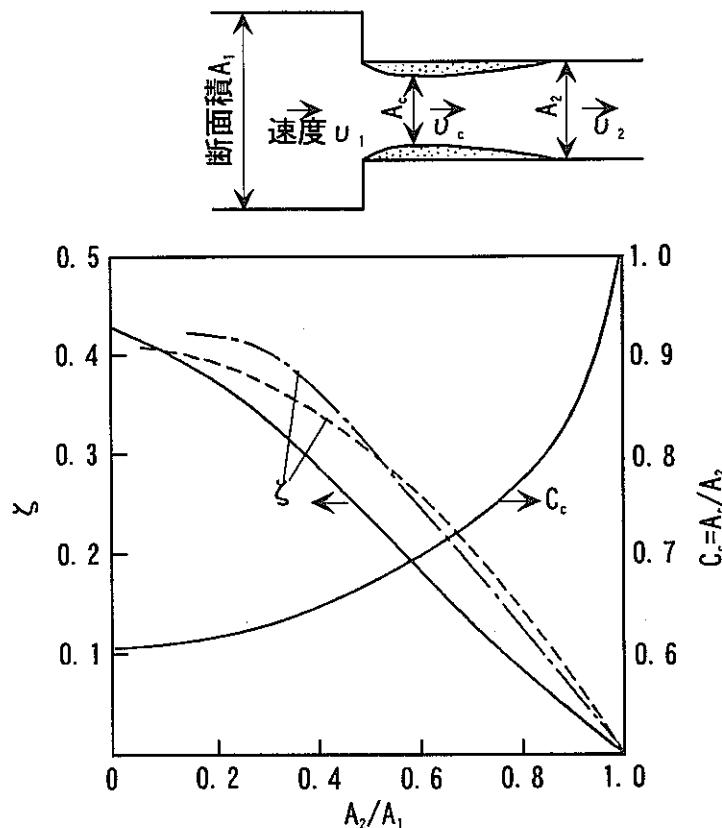
ここで、 $v_2 = Q/A_2$  (m/s) は下流側の断面平均速度

この損失係数 $\zeta$ は入口損失の場合と同様に図に示すような流れの収縮があるときは大となり次式で示される。

$$\zeta = \left( \frac{A_2}{A_c} - 1 \right)^2 = \left( \frac{1}{C_c} - 1 \right)^2$$

ここで、 $C_c = A_c/A_2$ は収縮係数である。

$C_c$ 及び $\zeta$ の値は入口の形状と面積比 $A_2/A_1$ によって異なり、縁が鋭い場合、 $\zeta$ 及び $C_c$ と $A_2/A_1$ との関係は図中の実線で示す。



急縮少の損失

第III-17表 圧力損失評価式（拡流<sup>(15)</sup>）

管の断面積が $A_1$ から急に $A_2$ に増加する場合、ここを通過する流れの損失ヘッド $h$  (m) は一般に次式で表される。

$$h = \xi \frac{(v_1 - v_2)^2}{2 g} = \zeta \frac{v_1^2}{2 g}$$

ここで、 $v_1 = Q/A_1$ ,  $v_2 = Q/A_2$  (m/s)  
 $Q$ は流量 (m<sup>3</sup>/s)

損失係数 $\xi$ と $\zeta$ との間には次の関係が成り立つ。

$$\zeta = \xi \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2$$

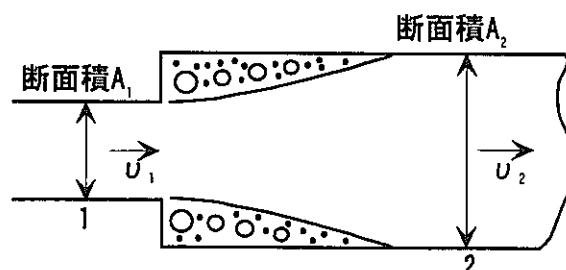
この $\zeta$ の値はほぼ1である。したがって、

$$\zeta = \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2$$

圧力の変化を求める場合、圧力の上昇率は次式で示される。

$$(P_2 - P_1) / \frac{\rho}{2} v_1^2 = 1 - \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 - \zeta$$

ここで、 $P_1$ ,  $P_2$ は断面積1, 2における圧力である。



急に広がる管内の流れ

第III-18表 圧力損失評価式（管摩擦の式）

$$\Delta P = \lambda \cdot \frac{L}{D_e} \cdot \gamma \cdot \frac{V^2}{2g}$$

$$\lambda = 0.3164 \cdot R_e^{-0.25}$$

使用単位

L : バイパス部長さ (cm)

D<sub>e</sub> : バイパス部等価直径 (cm)

V : バイパス流速 (cm/s)

第III-19表 圧力損失評価式（上部ディフューザ部〔分流圧損<sup>(15)</sup>〕）

主管単位長さ当たりの合流流量  $q_d$  が至るところで一定になるように調節した場合、

$$V = V_i - \frac{q_d}{A} \chi$$

ここで、  $V_i$  は分配管の入口平均流速である。

圧力分布は、

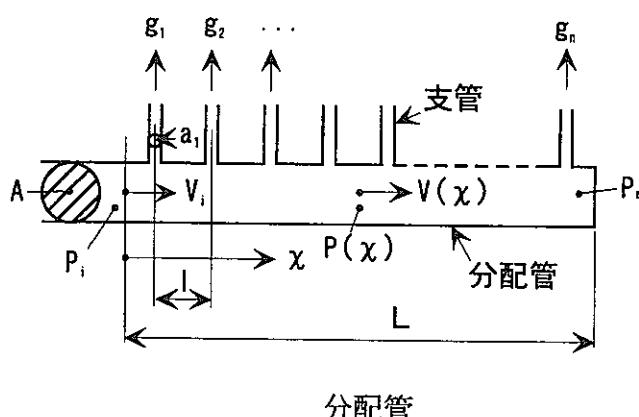
$$\frac{P - P_e}{\rho} = - \left( \frac{\lambda}{3D} (L - \chi) - 1 \right) \frac{V^2}{2}$$

または、

$$\begin{aligned} \frac{P - P_e}{\rho} &= - \left( \frac{\lambda}{3D} (L - \chi) - 1 \right) \left( 1 - \frac{\chi}{L} \right)^2 \\ &= - \left( (k_d + 1) \left( 1 - \frac{\chi}{L} \right) \left( 1 - \frac{\chi^2}{L} \right)^2 \right) \end{aligned}$$

ここに、  $P_e$  は主管の末端圧力、  $k_d = \left( \frac{\lambda L}{3D} \right) - 1$  は分配管特性パラメータである。

なお、主管入口と末端との圧力差は、  $P_i - P_e = k_d \frac{\rho}{2} V_i^2$  となる。



第III-20表 圧力損失評価式（上部ディフューザ部〔出口オリフィス<sup>(15)</sup>〕）

管出口端にオリフィスを設けた場合には、オリフィスの孔径  $d_0$  を通る断面平均速度  $v_0 = Q / \frac{\pi}{4} d_0^2$  を用いて損失を示せば次式となる。

$$h = \zeta_0 \frac{v_0^2}{2g}$$

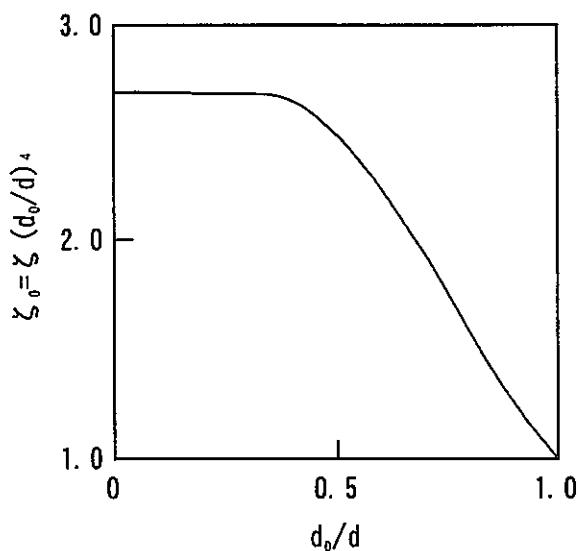
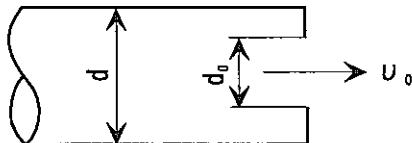
実際のオリフィスから出る速度  $v_0'$  は流れの収縮のために  $v_0$  より大となり、そのヘッド  $v_0'^2/2g$  が損失になるので上式の  $\zeta_0$  は 1 よりも大となる。

$\zeta_0$  と  $d_0/d$  との関係を下図に示す。この損失を管内の速度  $v$  を基準にとって示せば、

$$h = \zeta \frac{v^2}{2g}$$

したがって、

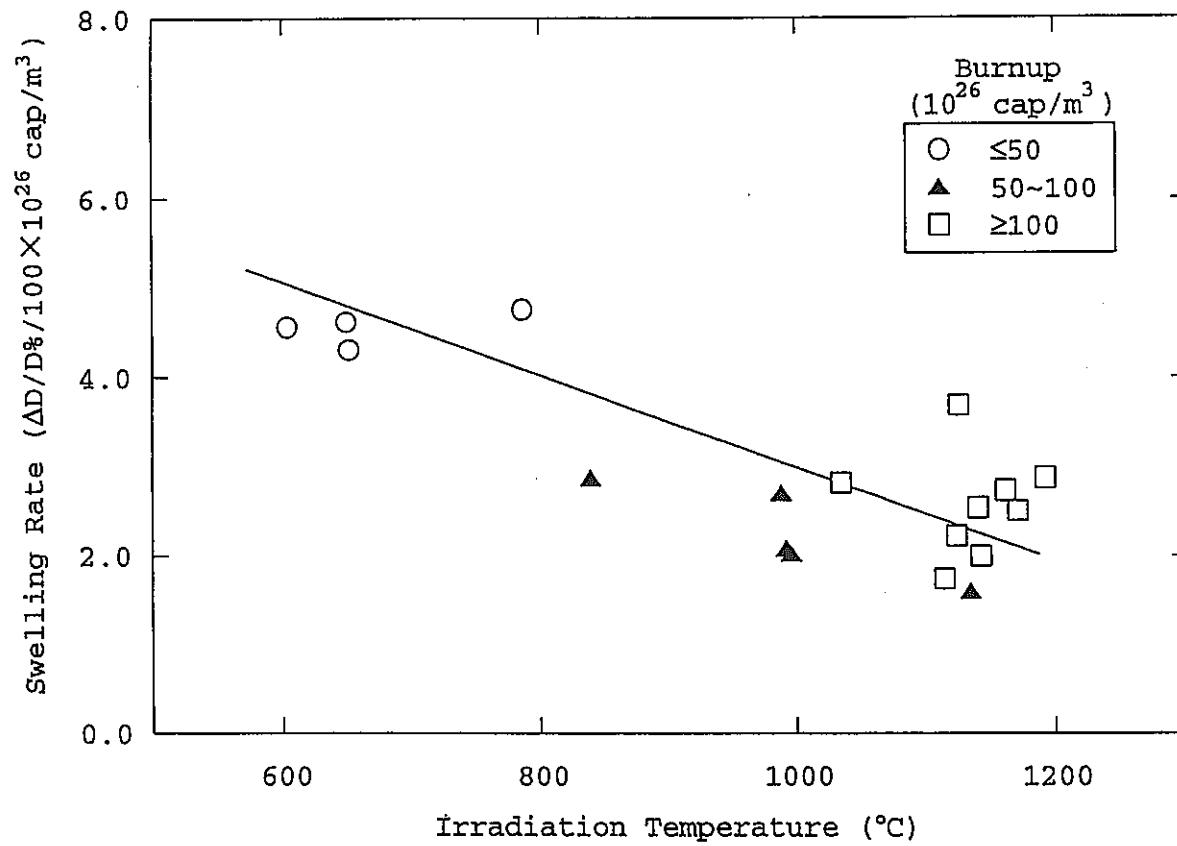
$$\zeta = \zeta_0 (d/d_0)^4$$



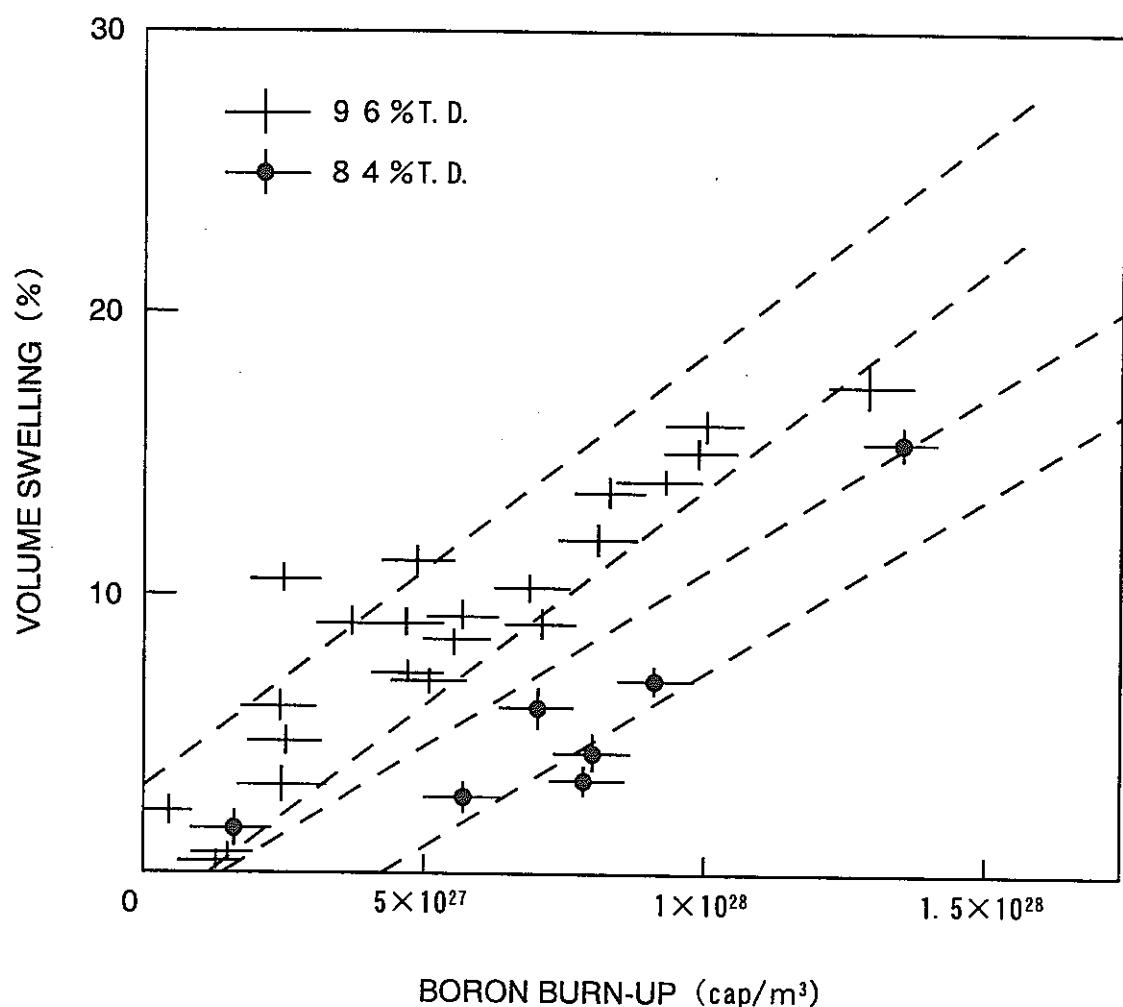
オリフィスを出る場合の出口損失

第III-21表 その他

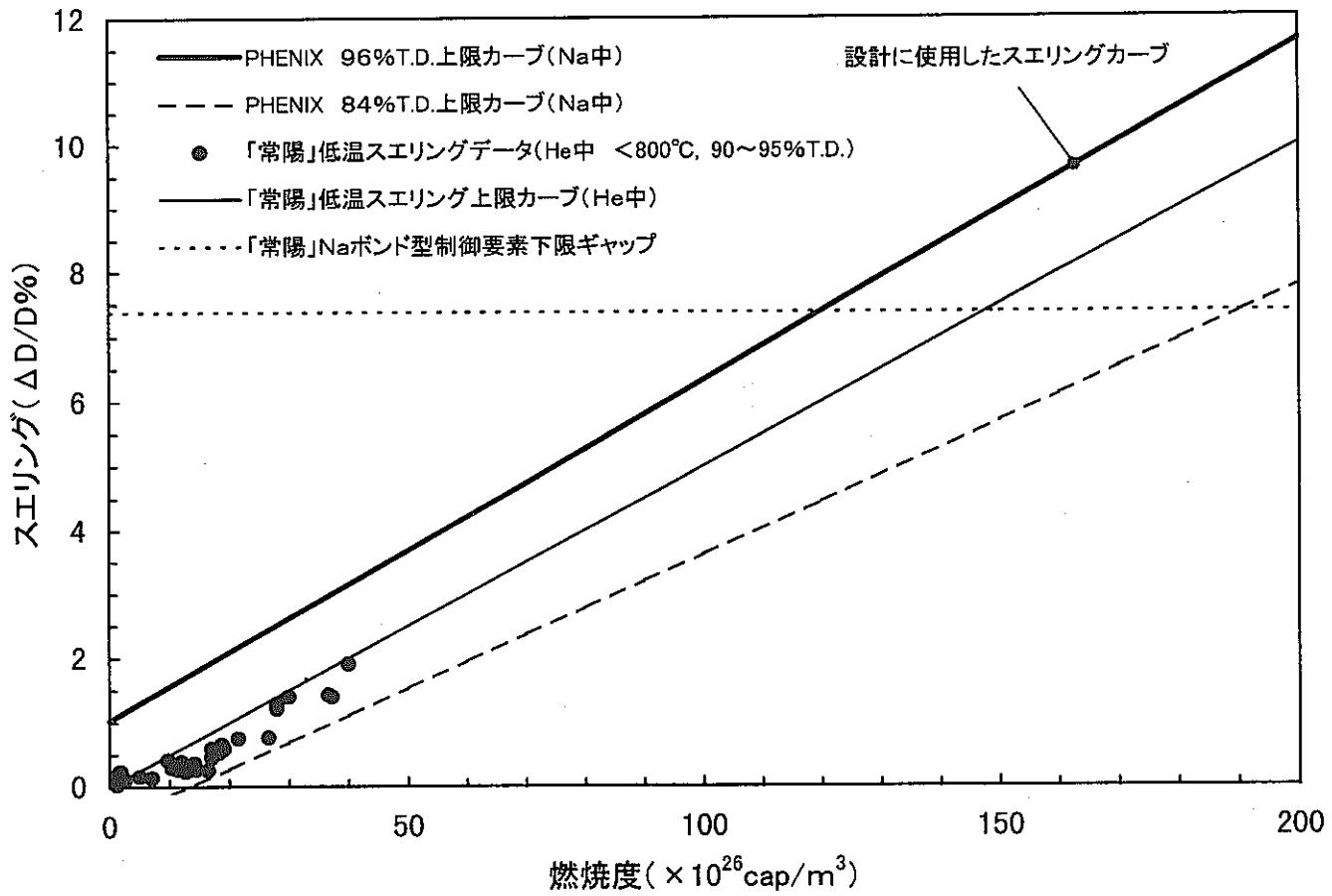
冷却材熱伝達率	$\alpha = \frac{K}{D} \cdot N_u$ ここで、K：熱伝導度、D：等価直径、N <sub>u</sub> ：ヌセルト数
ヌセルト数	$N_u = 0.625 \cdot P_e^{0.4}$
ペクレ数	$P_e = R_e \cdot P_r$
レイノルズ数	$R_e = \frac{V \cdot D}{\nu}$ ここで、D：等価直径、ν：動粘性係数、V：流速 $V = \frac{G}{\rho \cdot A_s}$ ここで、G：流量、A <sub>s</sub> ：流路面積、ρ：密度
プラントル数	$P_r = \frac{\nu \cdot C_p}{K} g$ ここで、C <sub>p</sub> ：比熱、g：重力加速度、K：熱伝導度 適用範囲：97.81°C < t < 1371°C



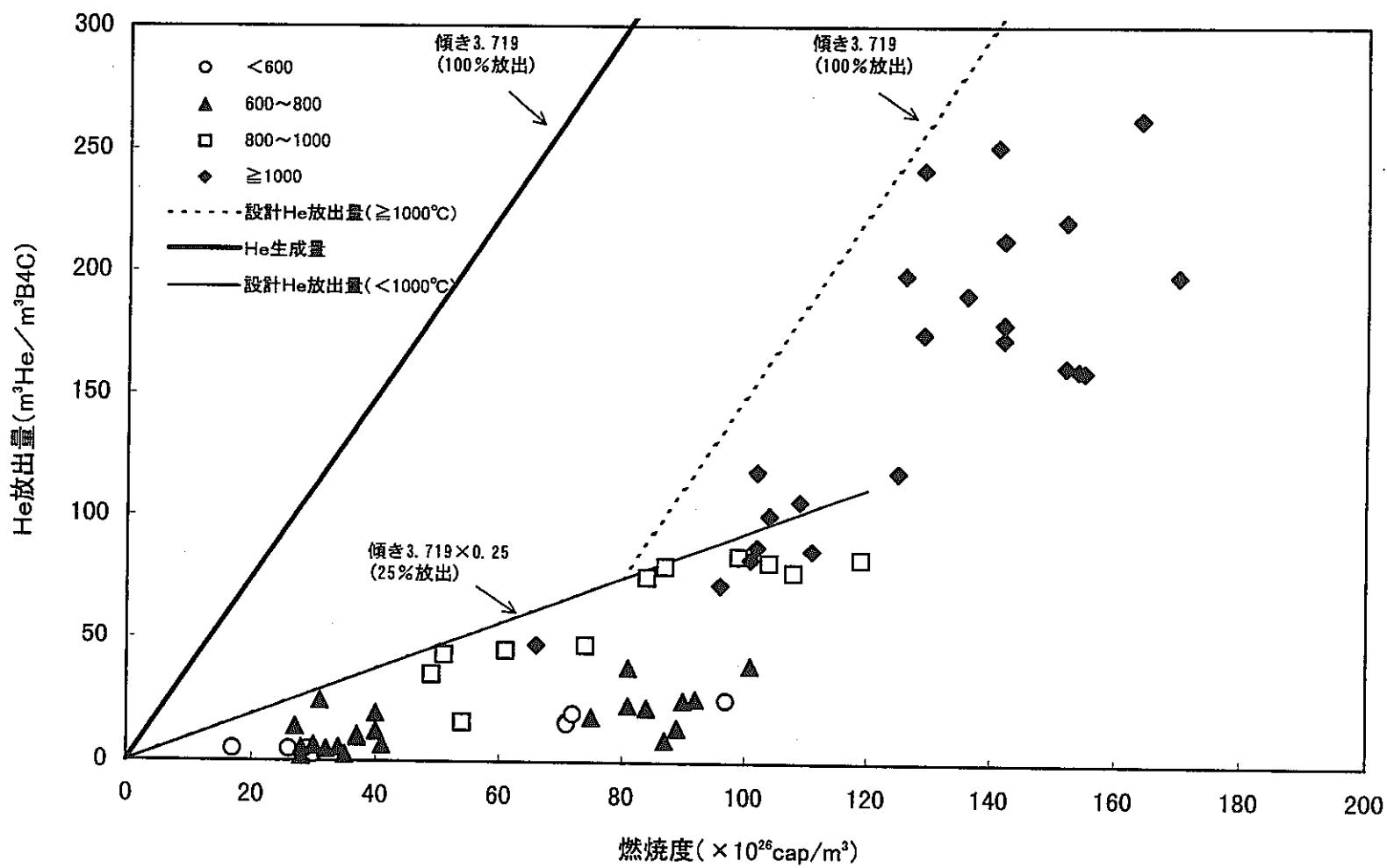
第III-1図 スエリング率の温度及び燃焼度依存性

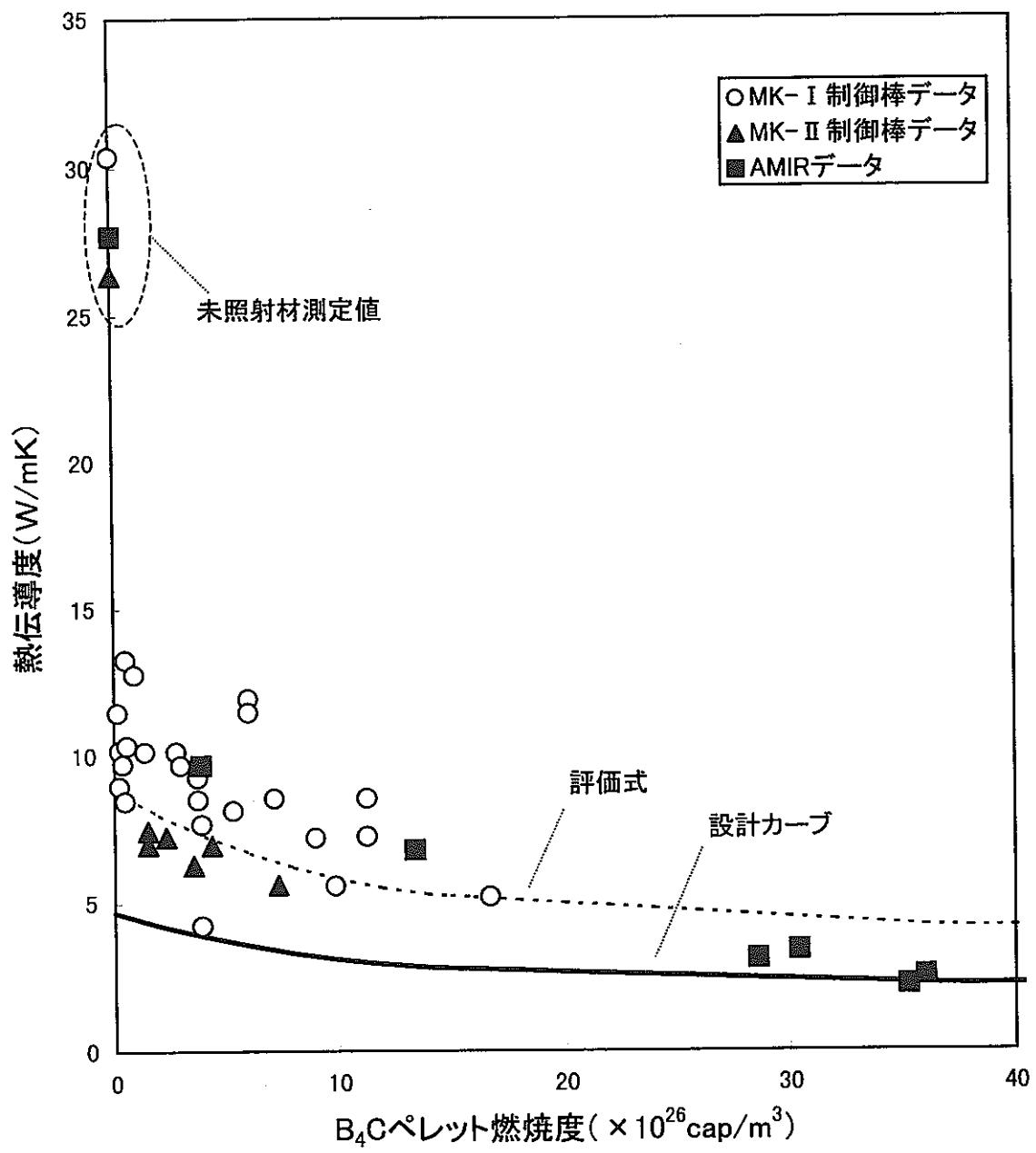


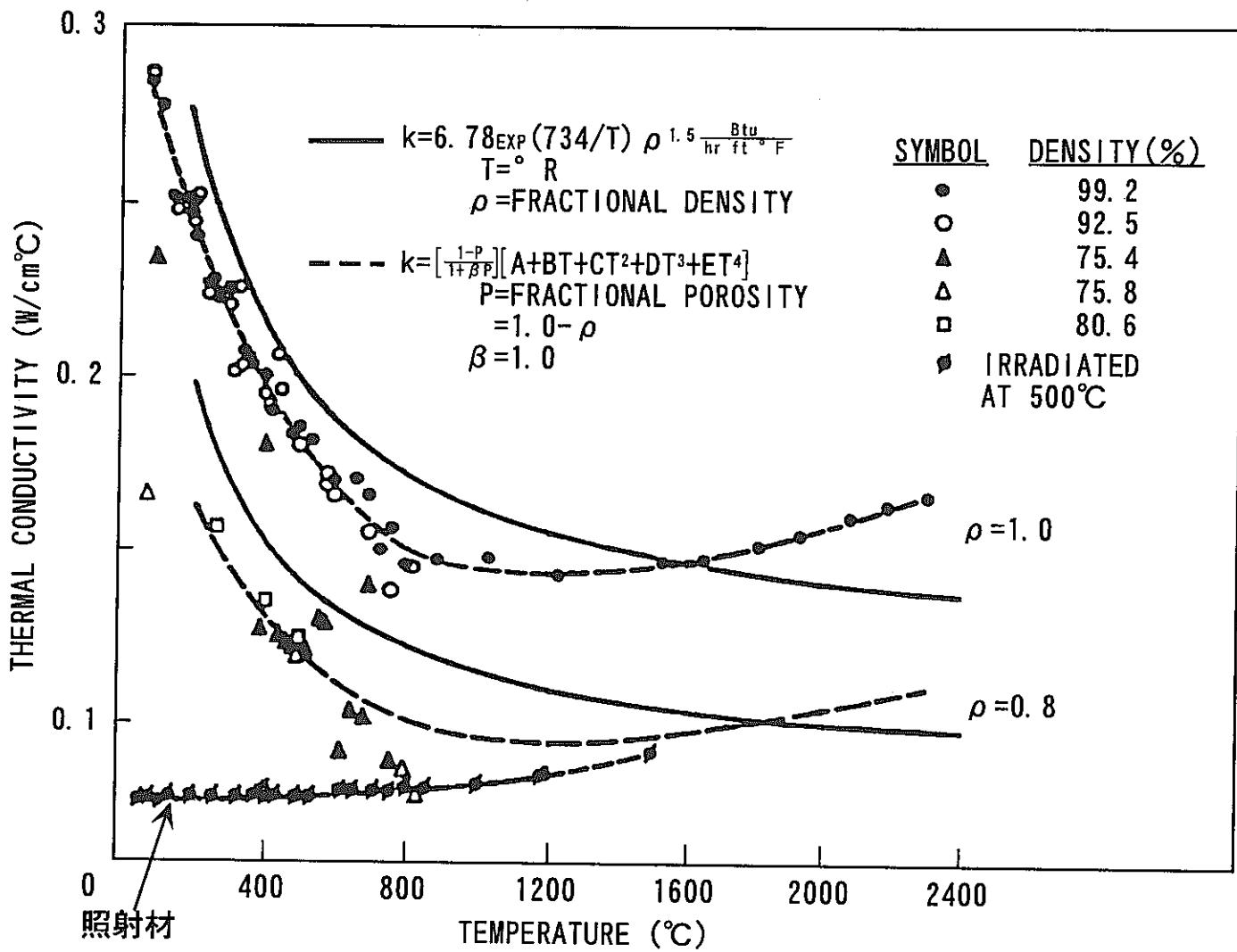
第III-2図  $\text{B}_4\text{C}$ ペレットスエリングデータ



第III-3図 フェニックスと「常陽」のスエリングデータの比較

第III-4図  $\text{B}_4\text{C}$ ペレットからのHe放出量

第III-5図  $B_4C$ ペレット熱伝導度の燃焼度依存性



第III-6図  $\text{B}_4\text{C}$ ペレット熱伝導度の温度依存性 (G. M. Adanson et al., 1971)

## 添付資料IV Na充填機構の炉外試験

ダイビングベル方式は、MK-IIから採用されているHeベント機構であり、MK-I制御棒の密封要素に替え、内圧上昇防止による長寿命化を目的に開発されたものである。

「常陽」では、本機構に簡便な改良を加え、炉内装荷時に1次系冷却材Naを要素内に充填するための研究開発を行ってきた。主な試験内容を第IV-1表に示す。Naボンド化に当たり、ダイビングベル方式を基本にした理由は、本構造の使用実績、また底付き構造による粉末B<sub>4</sub>Cの保持性、更に上部ベント機構の中性子束が低く、照射による機能損失がないこと等の長所に着目したものである。

以下に検討の結果考案された、Na流入管付ダイビングベル改良型要素の原理説明とこれまでの試験研究の概要を示す。

## 1. Na充填の原理及び判定式

Na充填の原理図を第IV-1図に示す。

本構造は、上下ベント孔のヘッド差によって、下部ベント孔から中間端栓上方のベント管部（以下ベント室という）にNaを充填し、更に中間端栓部下方のペレットスタック装填部（以下ペレット室という）にNa流入管を介してNaを充填するしくみである。このときペレット室内のHeガスはベント機構を通じて上部ベント孔から放出する（使用中発生するHeガスの放出経路も同じ）。従って、Na充填性は、①上下ベント孔孔間隔（ヘッド差）、h、②ベント孔径d<sub>1</sub>、③流入管内径d<sub>2</sub>、及び④ピン内最小ギャップaの寸法条件とNa物性によって判定できる。

### (1) ベント孔通過条件

円孔をNa及びガスが通過するときの抵抗圧力を表面張力で表す。

円周にかかる流体の表面張力

$$\text{抵抗圧力} = \frac{\pi d_1 \times \nu}{\text{ベント孔の断面積}} = \frac{\pi d_1^2 \times \nu}{4} = \frac{4 \nu}{d_1} \quad \dots \text{①}$$

ここで、d<sub>1</sub>：ベント孔径(cm)、ν：流体の表面張力(g/cm)

第IV-1図のモデルでは、充填前ピン内は気体であるため内圧はP<sub>i</sub>で一定である。このときピン内にNaが充填され、ガスが放出されるための条件は、

下部ベント孔部のNa充填条件 上部ベント孔部のHe放出条件

$$P_{oi} > P_i + \frac{4 \nu}{d_1} \quad \dots \text{②}$$

$$P_i > P_o + \frac{4 \nu}{d_1} \quad \dots \text{③}$$

また、上下ベント孔の差圧の関係は、

$$\rho h_1 = P_{o2} - P_{o1} \cdots ④$$

ここで、 $\rho$ ：液体の密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) ,  $h$ ：上下ベント孔間距離 ( $\text{cm}$ )

従って、ベント室内に  $N_a$  が充填するための条件は以下のように整理できる。

②-③より、

$$P_{o2} - P_{o1} > \frac{8 \nu}{d_1} \cdots ⑤$$

④, ⑤式より、下記の判定式が導かれる。

$$h > \frac{8 \nu}{\rho d_1} \cdots ⑥$$

## (2) 流入管通過条件

①式と同様、流入管を流体が通過するときの抵抗圧力を  $4 \nu/d_2$  とすると、ペレット室内に流体が充填される条件は原理説明モデルより、

$$\rho h' > \frac{4 \nu}{d_2} \text{ すなわち } h' > \frac{4 \nu}{\rho d_2} \cdots ⑦$$

⑦式において、 $h' \approx h$  と近似できるため、流入管通過のための条件は、下記のとおり表すことができる。

$$h > \frac{4 \nu}{\rho d_2^2} \cdots ⑧$$

ここで、 $d_2$ ：流入管孔径 ( $\text{cm}$ )

実際の製作性から、実機想定寸法が  $d_1=1 \sim 3\text{mm}$ ,  $d_2=1 \sim 2\text{mm}$  であることから、「常陽」条件では、 $8 \nu / \rho d_1 > 4 \nu / \rho d_2$  が成り立つため、 $N_a$  充填の判定式は⑥式に帰着される。

## 2. 水中基礎試験

⑥式の原理確認を目的に可視アクリルモデルによる水中基礎試験を実施した。試験では、ベント機構部の寸法を試験パラメータとして、各寸法組合せにおける水充填の可否を確認した。パラメータ及び条件は以下のとおりである。

上下ベント孔間距離  $h$  : 10~100mm

ベント孔径  $d_1$  : 1~3mm

試験体構造 : 第IV-2 図に示す

水中基礎試験結果を第IV-2 図に示す。

本図は横軸に  $d_1$ 、縦軸に  $h$  をとり、図中の点及び曲線がこれらの寸法組合せを示している。曲線は⑥式に水の表面張力、密度を代入すると得られ、本曲線より上の領域で流体が充填されることを意味する。⑥式と水中試験結果の傾向は比較的良く一致し、また⑥式は実験値に対し若干保守側であることが確認された。従って、水中では⑥式によって充填可能な  $h$ 、 $d_1$  の組合せを求めることができる。

また、水中試験では充填性の他に、ガス放出、粉末保持等の機能も良好であることが確認できた。

## 3. Na 中基礎試験

### 3.1 Na 中基礎試験 I

水中試験結果を踏まえ、⑥式からNa中試験パラメータを決定した。試験パラメータ及び条件を下記に示す。

上下ベント孔間距離  $h$  : 42~100mm

ベント孔径  $d_1$  : 2~3mm

流入管径  $d_2$  : 1~2mm

試験体構造 : 第IV-3 図に示す

Na 温度、保持時間 : 250°C、48hr 保持

ベント孔は「常陽」制御棒に施行しているハンダ（Sn-Pb合金）で塞いだ。試験の結果、⑥式を満足する寸法においても、一部Naが充填されなかつた。別途実施したNa流入管部のNa滴下試験は⑧式に従う傾向が確認されている（本文参照）ため、原因としてはベント孔部のハンダ施工の影響が考えられた。このため、第IV-4 図に示すように、開孔性を確認するためのハンダ選定

試験を実施した。本試験の結果からハンダの施工によって抵抗力が増すことが確認された。また、候補材のうち最も開孔性の良い（表面張力が小さく未施行のものに近い）Bi-Sn合金を実機のハンダ材として選定した。

なお、これと並行して実施した第1次フルサイズ試験では、ギャップが狭い場合、充填機構を通過しても、Naがギャップに浸入しないという、新たな問題も確認された。（本文参照）

### 3.2 Na中基礎試験Ⅱ

抽出された問題について以下の対応を行う必要があったため、Na中基礎試験Ⅱを実施した。

- (1) ハンダの影響を見込んだ判定式作成 → ベント孔部模擬試験
- (2) Na充填のための最小ギャップ確認 → ギャップ部Na充填試験

#### (1) ベント孔部模擬試験

ベント孔部模擬試験は、Bi-Snハンダを施工したベント孔部を模擬し、Na流入ヘッド差（外圧試験）、He放出ヘッド差（内圧試験）を各々分離して確認した。第IV-5 図に試験の概略を示す。試験パラメータ及び条件は以下のとおりである。

ヘッドh : 可変（Na流入ヘッド、He放出ヘッドを測定）

ベント孔径d<sub>1</sub> : 2~3mm

Na温度 : 250°C

式②、③、④より、Na流入ヘッド差h<sub>1</sub>及びHe放出ヘッド差h<sub>2</sub>とすると、Na流入の条件はρh<sub>1</sub>>4ν/d<sub>1</sub>、He放出の条件はρh<sub>2</sub>>4ν/d<sub>1</sub>となる。h<sub>1</sub>、h<sub>2</sub>について、それぞれデータを取得し、ハンダ施工によるバラツキを統計的に処理した。平均値に対するばらつきの標準偏差σをとると、h<sub>1</sub>、h<sub>2</sub>とも平均値+3σは、平均値×2.7に相当することが分かった。

従って、実機設計（Na中、ハンダ施工有）においては、⑥式に係数3.0を考慮し、下式を充填判定式とした。

$$h > \frac{24\nu}{\rho d_1} \quad \dots \textcircled{8}$$

なお、h<sub>1</sub>×2=h<sub>2</sub>×2=hとして、結果を整理し、第IV-6 図に示す。

## (2) ギャップ部充填性試験

ギャップ部の試験については、以下のようにギャップ幅をパラメータに、すき間へのNa浸入性を実施した。試験パラメータ及び条件を以下に示す。

Na温度、保持時間：250°C（48hr保持）、450°C（到達後降温）

ギャップ幅 a : 250°Cのとき、0.35~0.8mm

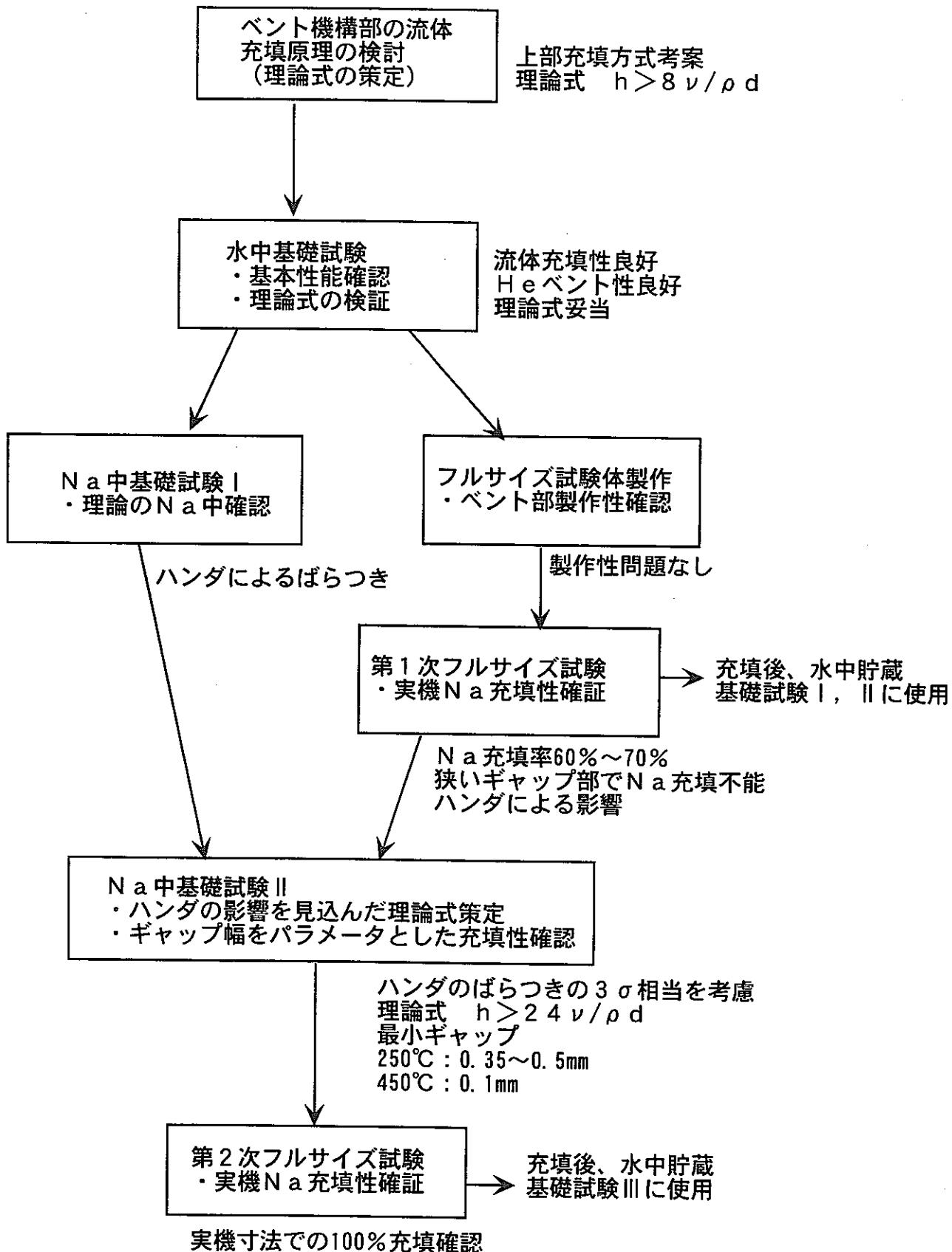
: 450°Cのとき、0.1~1.0mm

試験体構造 : 第IV-7図に示す

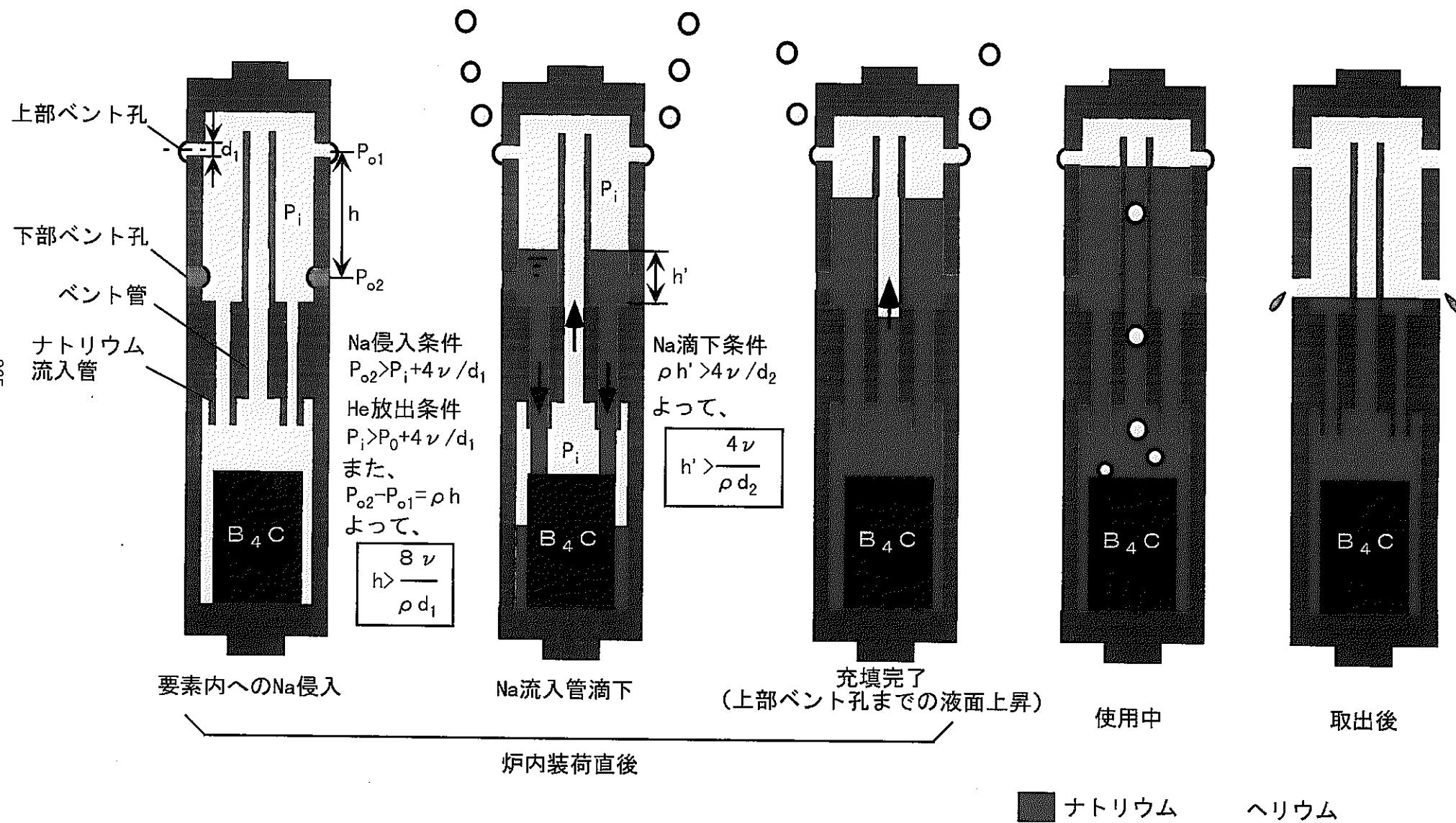
試験後の供試体内部観察結果を写真IV-1(a), (b)に示す。燃料交換時温度250°CでNaが充填されるための必要最小ギャップ寸法(直径)aは、写真IV-1(a)の試験結果から、 $a = 0.35 \sim 0.5\text{mm}$ の範囲にあった。

また、使用中を模擬した450°Cでは、写真IV-1(b)のとおり、 $a = 0.1\text{mm}$ まで充填が可能であった。高温でNaの濡れが飛躍的に良くなつたと考えられる。使用中スエリングによってギャップが縮小されるが、 $a \geq 0.1\text{mm}$ ではNaが充填されるため、生成Heガスがリング状に蓄積すること(ガスブランケットの形成)はないと判断された。 $a < 0.1\text{mm}$ では、Heボンドでも熱的に成立するため、これ以下のギャップで充填性を考慮する必要はない。従つて、設計では250°Cでの初期充填性を確保すれば、使用中(450°C)の充填性能(ガス溜りがないこと)は保証できると考えられる。但し、ギャップがNaで満たされた試験体においても、最大5mm程度の気泡が残っていた。このことについては、充填性能とは区別し、保守的な気泡の大きさを定め、温度解析によって熱的な成立性を確認した。

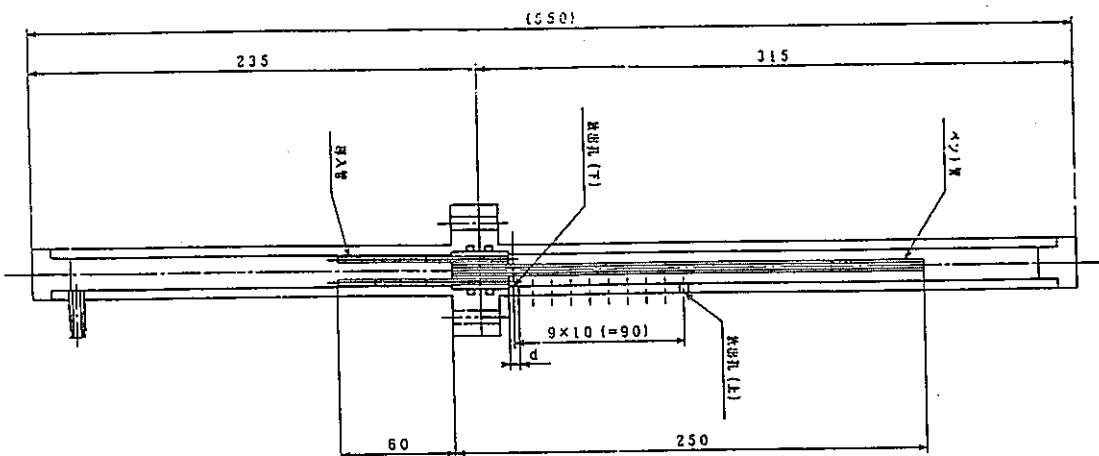
以上のように、ハンダによる充填寸法のバラツキを考慮した式を作成し、Na充填の必要最小ギャップ範囲を求めることができた。これら実験データは、本文中の炉内充填機構の設計に反映した。



第IV-1表 炉内Na充填に関する試験実績

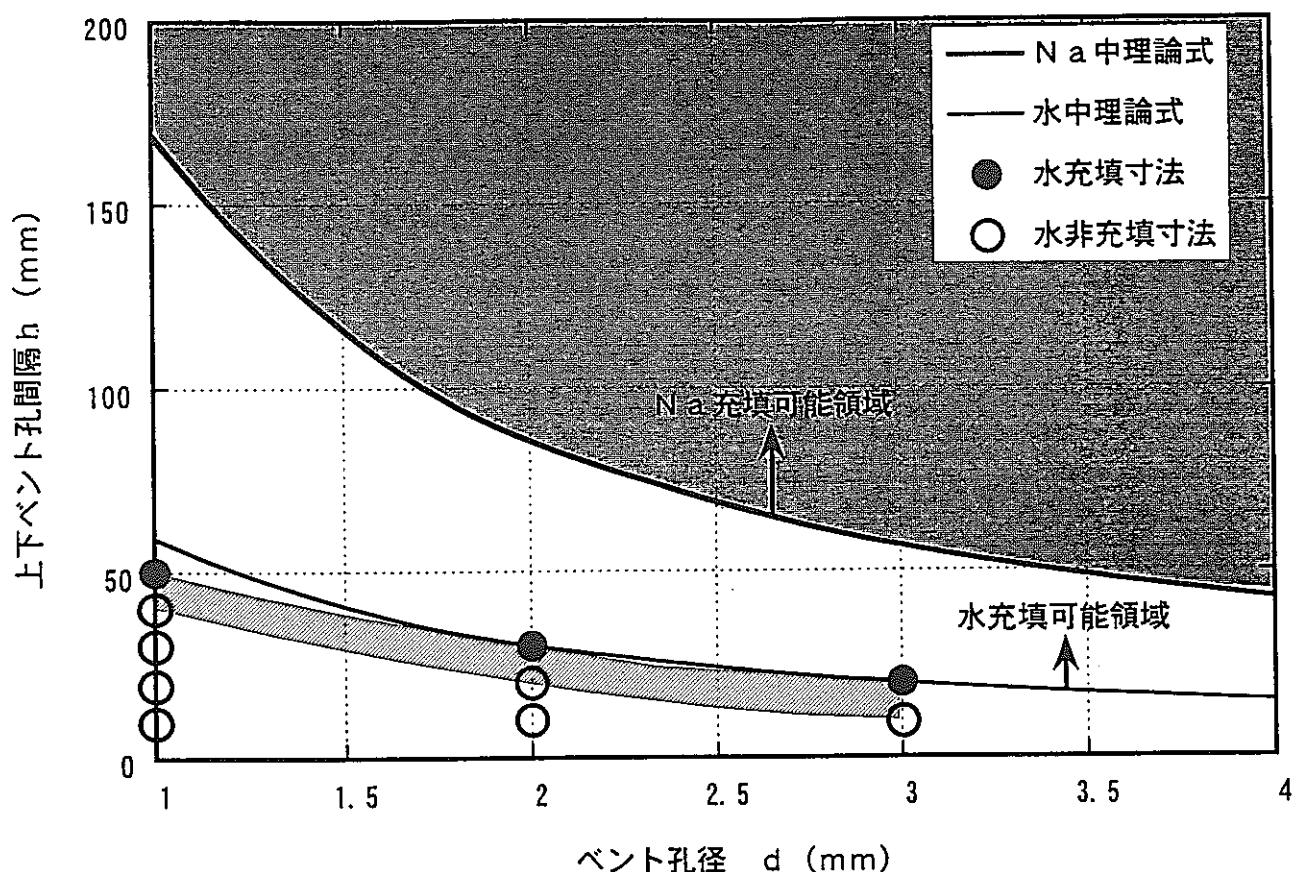


第IV-1図 Na充填原理図

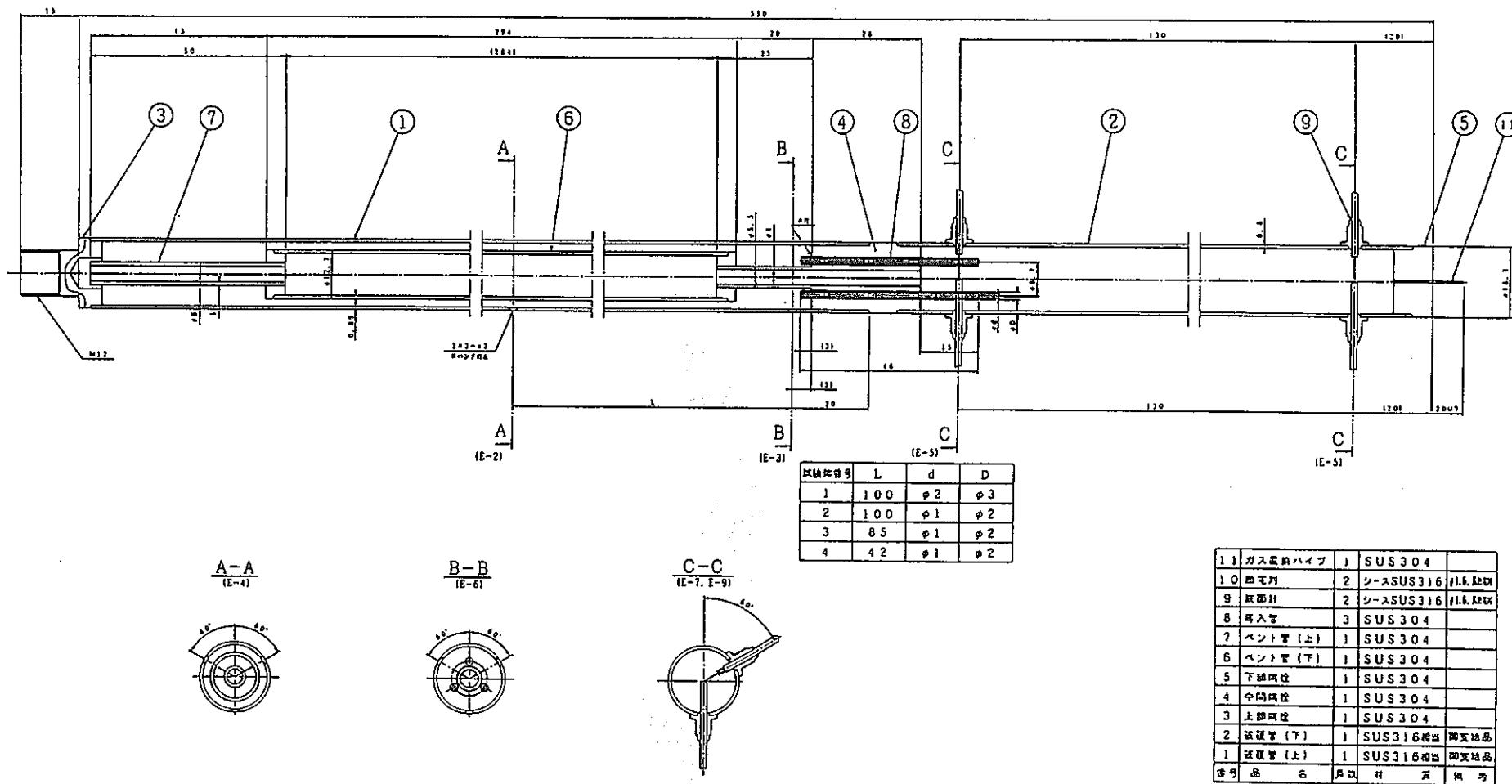


試験体構造

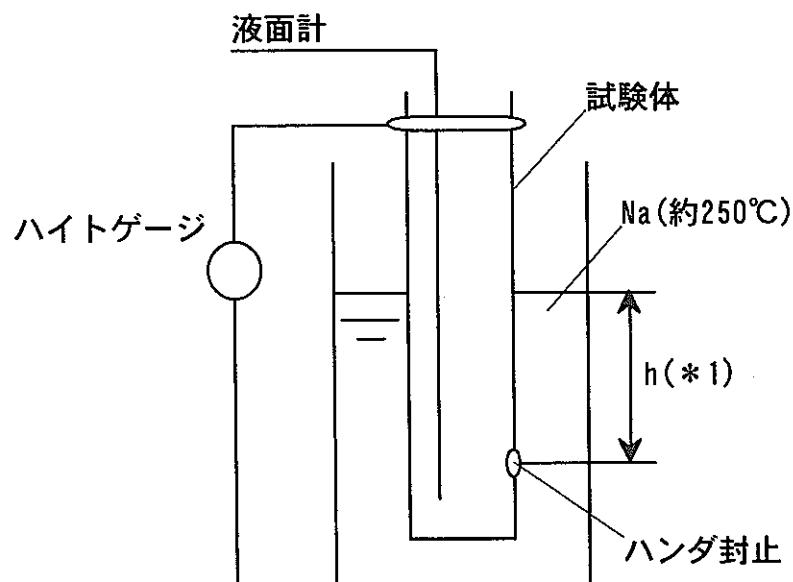
試験パラメータ  $d : 1, 2, 3 \text{ (mm)}$   
 $h : 10 \sim 100 \text{ (mm)}$



第IV-2図 流体充填性試験結果



第IV-3図 Na中試験体構造図



(\*1) h: Na流入までのヘッド差を測定する。

#### 試験に用いたハンダの種類、等級及び記号

合金系	種類	等級	記号	参考		
				固相線温度 °C	液相線温度 °C	比重
Sn-Pb系	Sn63Pb	S	H63S	約183	約184	約8.4
Sn-Pb-Bi系	Sn43PbBi14	A	H43Bi14A	約135	約165	約9.1
Bi-Sn系	Bi58Sn	A	H42Bi58A	約139	約139	約8.7

#### 試験に用いたハンダの化学成分

記号	化学成分 %										
	Sn	Pb	Ag	Sb	Cu	Bi	Zn	Fe	Al	As	Cd
H63S	62~64	残部	—	<0.01	<0.03	<0.03	<0.005	<0.02	<0.005	<0.03	—
H43Bi14A	42~44	残部	—	<0.03	<0.05	13~15	<0.003	<0.03	<0.005	<0.03	<0.005
H42Bi58A	41~43	<0.01	—	<0.03	<0.06	残部	<0.003	<0.03	<0.005	<0.03	<0.005

試験体A 1回目(TPNo2-1) ヘッド140.0mm, 40分保持(接液後1時間26分)  
で溶融。

試験体B 1回目(TPNo3-1) ヘッド147.3mm, 53分保持(接液後1時間34分)  
で溶融確認できず。

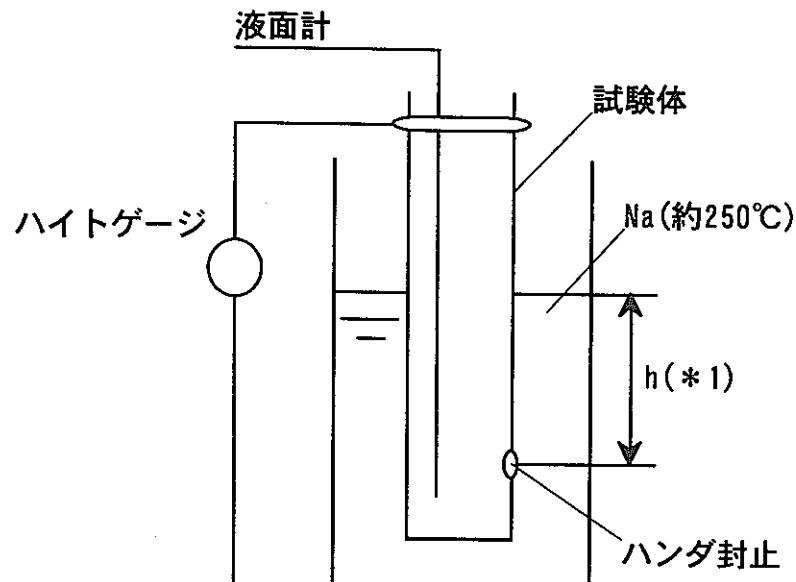
試験体B 2回目(TPNo3-2) ヘッド109.9mmでほぼ瞬時に溶融。

試験体C 1回目(TPNo4-1) ヘッド37.9mmでほぼ瞬時(接液後7分)に溶融。

試験体C 2回目(TPNo4-2) ヘッド130.0mmまで挿入。(接液後43分)  
溶融はしていたが、液面計の故障で溶融  
ヘッド確認できず。

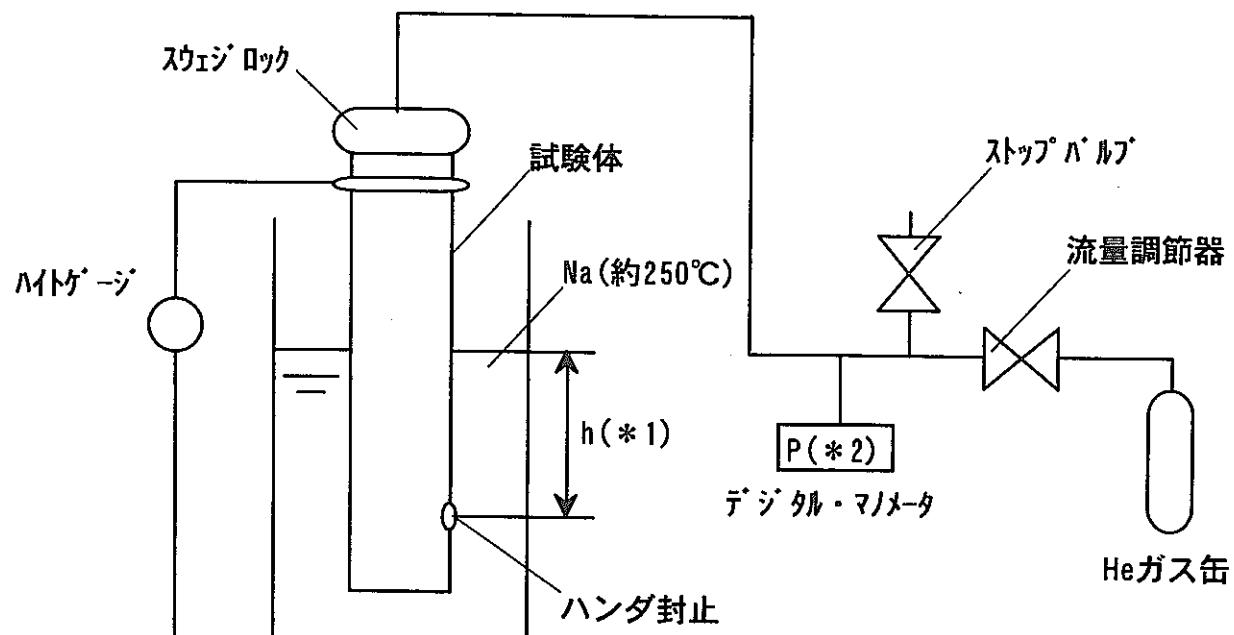
試験体C 3回目(TPNo4-3) ヘッド35.2mmでほぼ瞬時(接液後9分)に溶融。

#### 第IV-4図 ハンダ選定試験の概要



(\*1) h: Na流入までのヘッド差を測定する。

### 外圧試験方法概略図

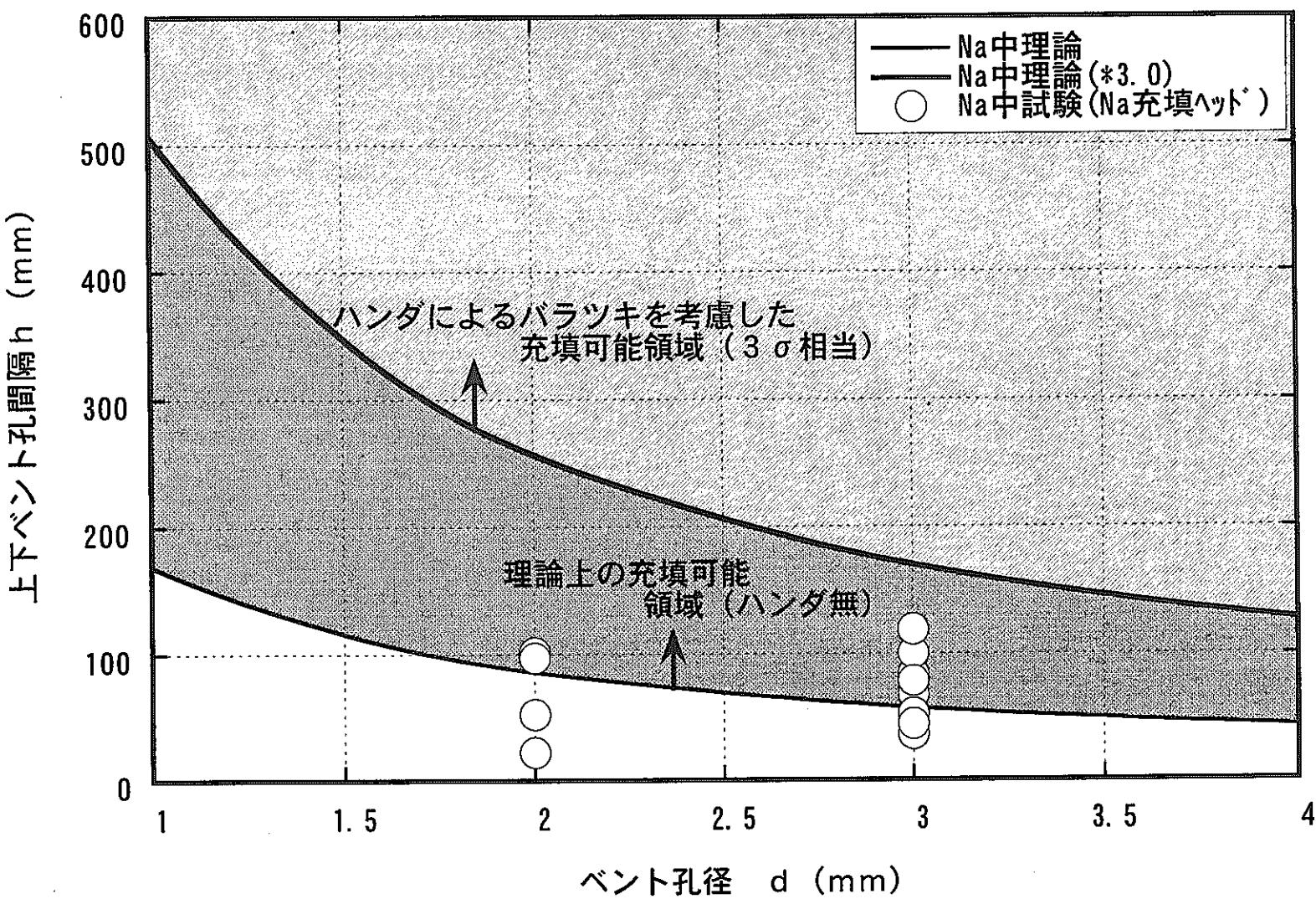


(\*1) h:一定のヘッド差として、内圧を上げる。

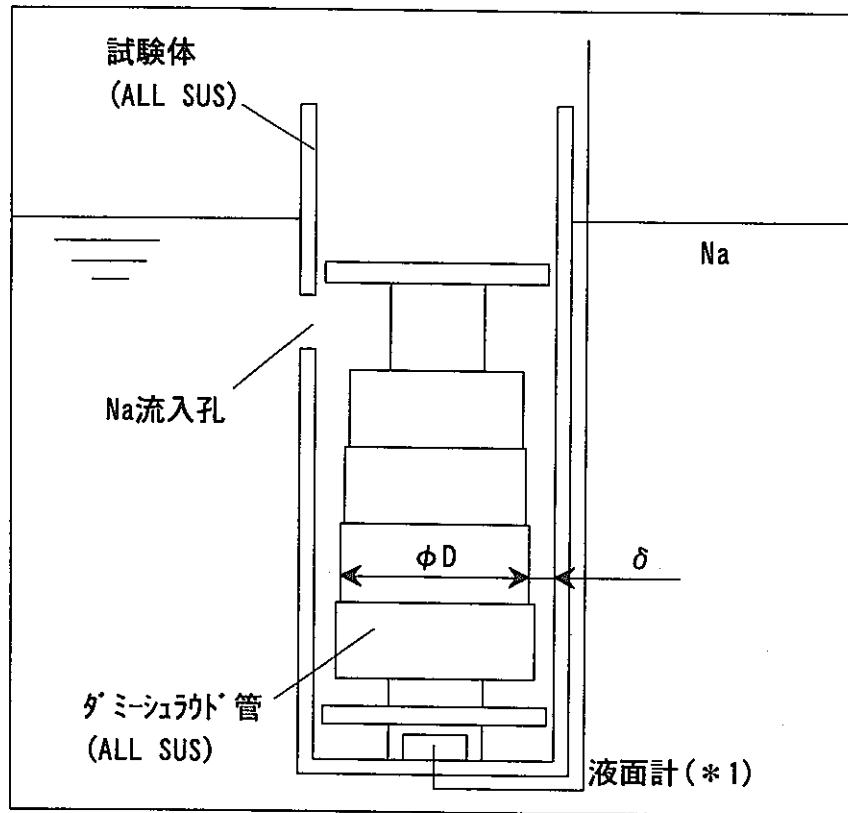
(\*2) P:圧力の変動を測定してHeガス放出を確認する。

### 内圧試験方法概略図

## 第IV-5図 外圧及び内圧試験の概要

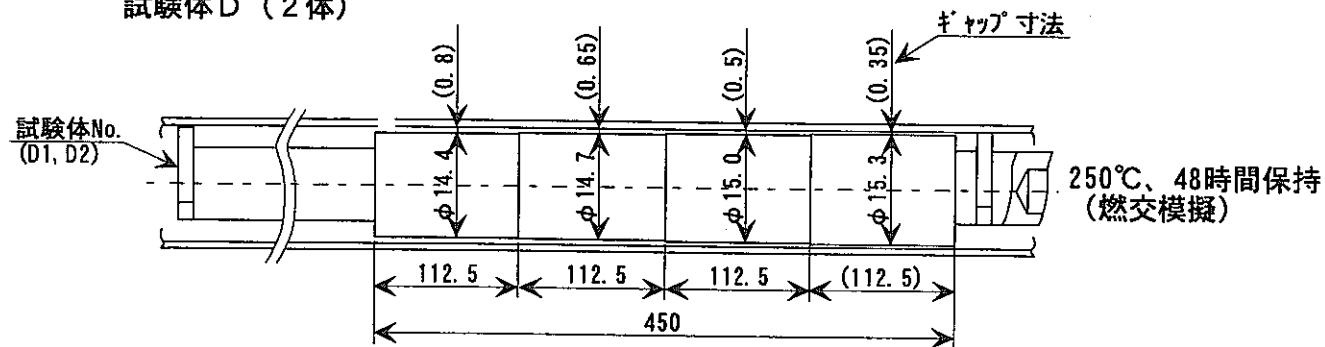


第IV-6図 Na充填性試験結果

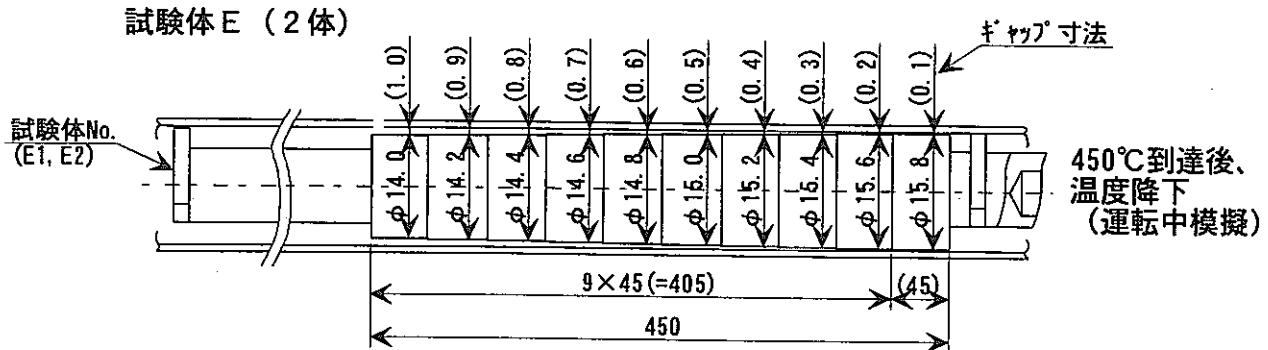


(\*1) 液面計の導通及び試験体解体により  
δギャップへのNa流入を確認する。

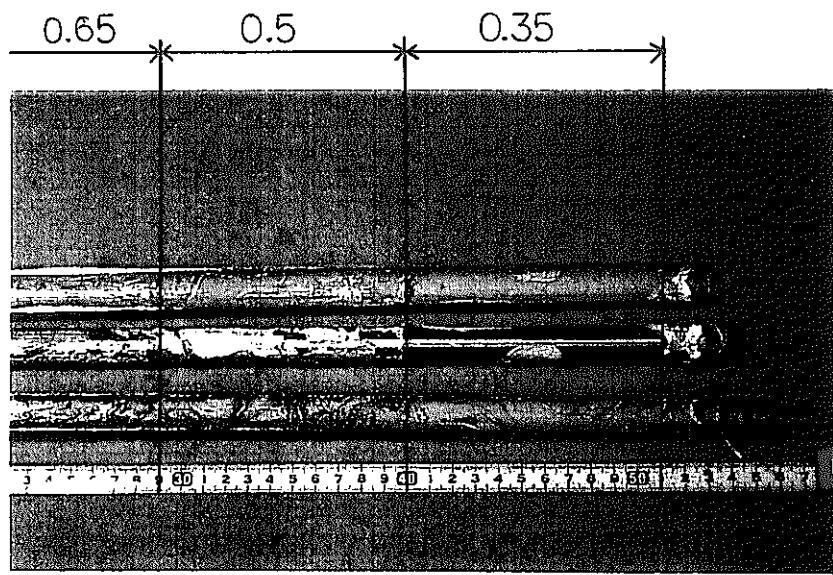
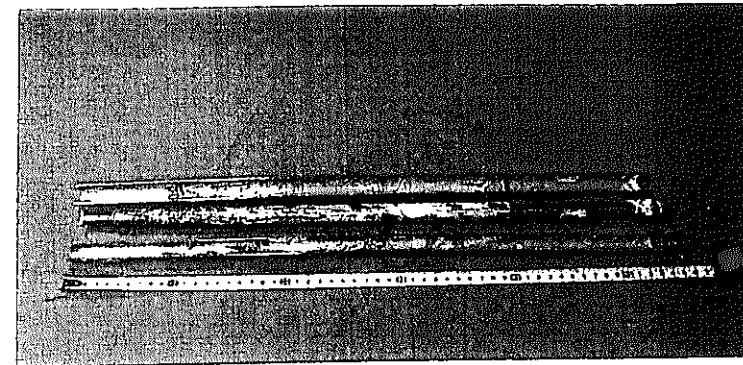
試験体D（2体）



試験体E（2体）

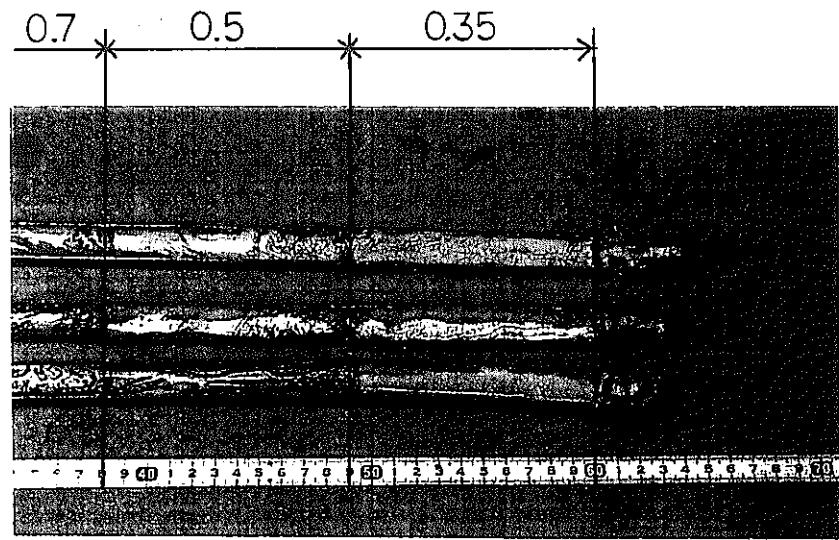
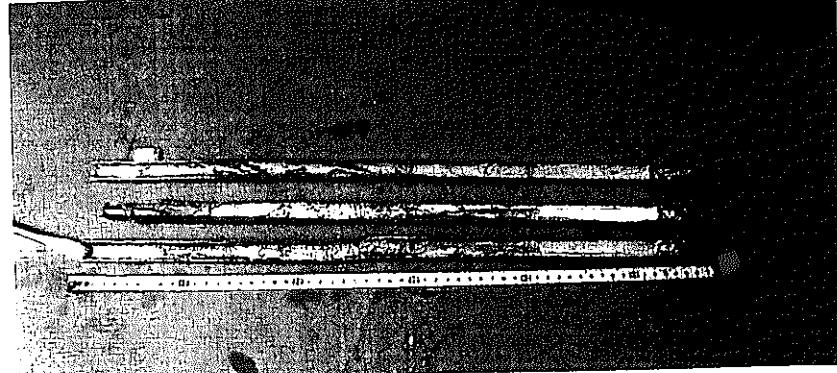


第IV-7図 ギャップ部充填性試験



下部

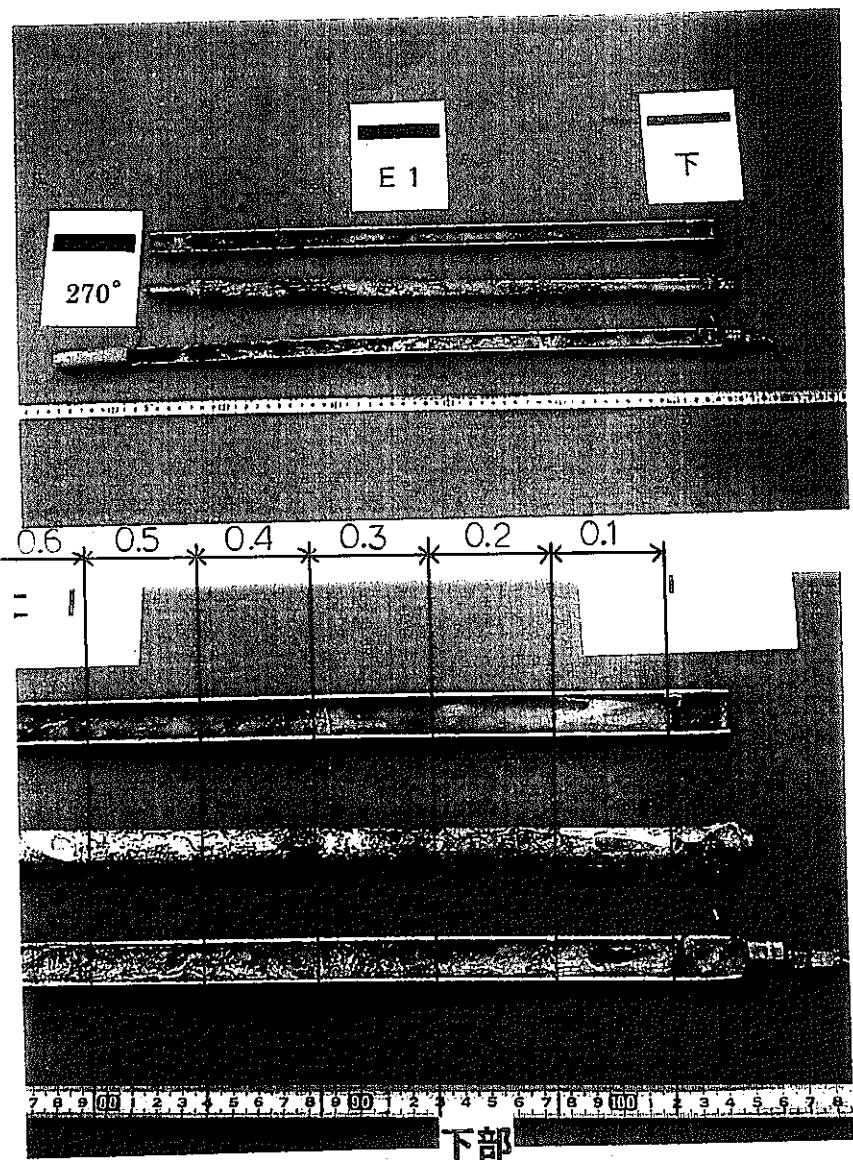
試験体D1



下部

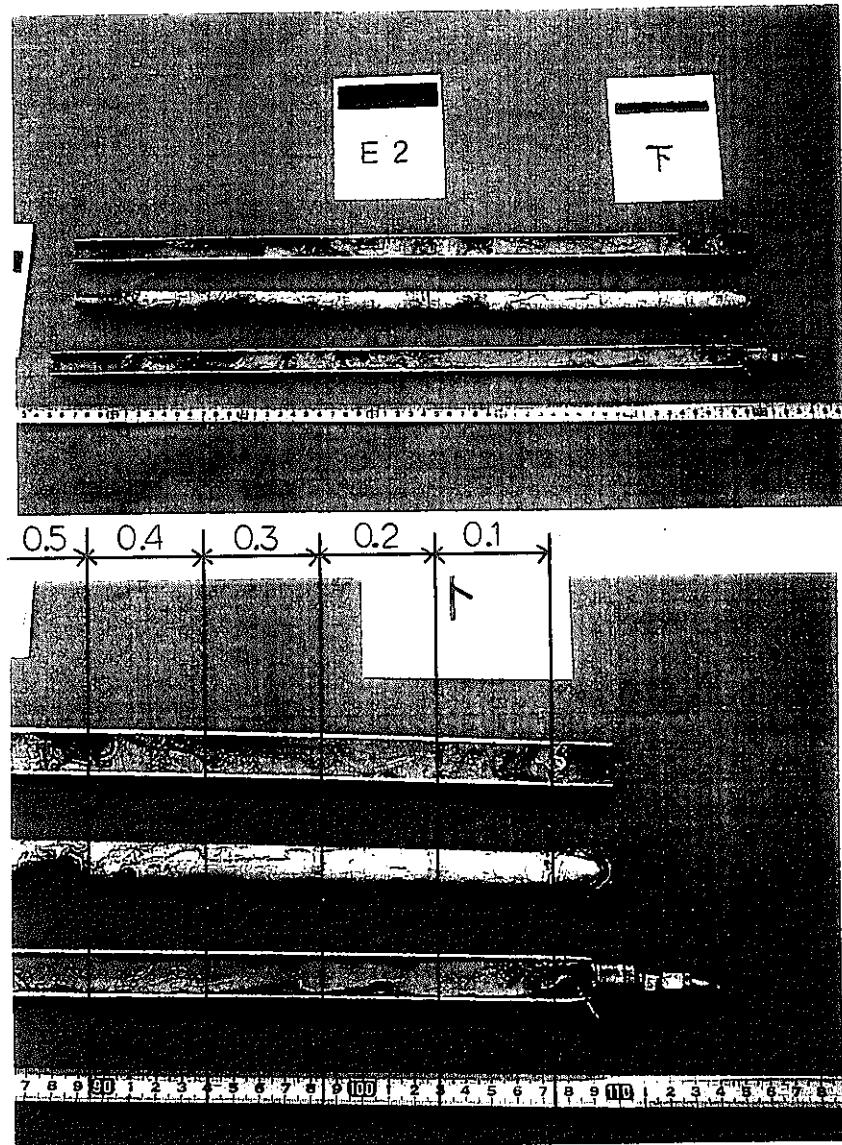
試験体D2

写真IV-1 (a) 試験体解体による内部観察結果（燃料交換時模擬250°C）



試験体E1

写真IV-1 (b) 試験体解体による内部観察結果（運転中模擬450°C）



試験体E2

添付資料V AMIR-8 照射試験

## 1. 概 要

現在照射後試験（以下PIEと略す）作業中のAMIR-8には、「常陽」Naボンド型制御要素を模擬したキャプセル2体（以下キャプセルNoで8A1, 8A2と略す）を装荷していた。本資料では、これらキャプセルの現状のPIEデータと、それについての設計評価について報告する。なお、これらの詳細は別途報告する予定である。

## 2. キャプセル照射条件

- (1) 装荷リグ : AMIR-8
- (2) 炉内装荷位置 : 6D6
- (3) 照射期間 : 「常陽」定格運転第31~32サイクル（約124EFPD）
- (4) リグ内キャプセル配置 : 第V-1図のとおり
- (5) 燃焼度、照射量、温度等 : 第V-1表のとおり

第V-1表 8A1, 8A2 キャプセルの照射条件

キャプセルNo.	燃焼度 <sup>*1</sup> ( $10^{26}$ cap/m <sup>3</sup> )	中性子照射量 <sup>*2</sup> ( $E \geq 0.1\text{MeV}$ , $10^{25} \text{n}/\text{m}^2$ )	B <sub>4</sub> Cペレット 中心温度 <sup>*3</sup> (°C)	シュラウド管 内面温度 <sup>*3</sup> (°C)
8A1	28.5	6.8	771	462
8A2	26.1	6.3	740	454

\*1 運転監視コード(MAGI) 計算値×E/C値 0.756

\*2 MAGI 記録計算値、ペレット部

\*3 記録計算に基づく伝熱計算コード HEATING 評価値

キャプセル構造を第V-2図に示す。8A1, 8A2の構造は全く同じであり、主な特徴は以下のとおりである。

- ・炉内装荷時にNaを充填するための充填機構を有する
- ・リロケーション防止のためSUS316シュラウド管を装着している
- ・シュラウド管内外面、被覆管内面にはACCI防止のためCrコーティングを行っている

### 3. P I E 結果

#### 3.1 詳細外観

被覆管にクラック等の異常は認められず、キャップセルは健全であった。

#### 3.2 外径測定

外径測定の結果を第V-3 図に示す。ACMIによると思われる外径増加は認められなかった。

#### 3.3 重量測定

第V-2 表に 8A1, 8A2 の重量測定結果を示す。製作時に対する重量増加量は、設計上Naが充填される空間体積を、Naで埋めた計算結果とほぼ一致した。

#### 3.4 解体検査

キャップセルの解体検査では、8A1, 8A2 とも 2 個のB<sub>4</sub>Cペレットの境界面にまでNaが充填されていた。目視観察では 8A1 と 8A2 に明確な相違は認められなかった。

#### 3.5 金相試験

金相試験では、シュラウド管-被覆管のギャップが確認された。被覆管母材及びB<sub>4</sub>Cペレットには、特に異常は認められなかった。

しかしながら、8A1 と 8A2 のシュラウド管組織に明らかな相違が認められた。写真V-1 に全体金相写真の比較を示す。写真V-2、写真V-3 に各キャップセルのシュラウド管部の拡大写真を示す。

##### (1) 8A1 シュラウド管

シュラウド管組織は被覆管と同程度で、当初の評価温度（500°C程度）で照射されていたと思われる（写真V-2 参照）。なお、シュラウド管内外面、被覆管内面に施行したCrコーティング層には周方向に複数の楔状の亀裂が観察された。シュラウド管のクラックは、金相位置では発生していない。組織は製造時の組織とほとんど変化していないと考えられ、エッチング前後でも変化は見られなかった。

## (2) 8A2 シュラウド管

シュラウド管には 3 箇所のクラックが観察された。割れたシュラウド管のズレが認められるが、これは試料切断の際に生じたものと思われる（クラック発生時期は不明）。また、シュラウド管内面のみに Cr 層の変質と思われる特異層が観察され、同層の著しい剥離が観察された。また、エッチング前でもシュラウド管の組織変化が確認された。（写真 V-3）

エッチング後は、結晶組織の特徴は大きく分けて下記のとおり 2 種類あった。それを更に拡大したものを写真 V-4, 写真 V-5 に示す。これらの組織は、製作時のものとは明らかに異なる。

- ① 一部では金属結晶粒が規則的に、長方形に配列していた（写真 V-4）。3 箇所のシュラウド管クラックはこの組織部に集中していた。
- ② その対辺側のシュラウド管は針状の析出物らしきものが見える。この部位は金属組織であるが、結晶粒界は確認できなかつた（写真 V-5）。

## 3.6 P I E 結果のまとめ

上述の P I E データから、今回の照射試験結果を以下のとおり整理する。

- (1) 詳細外観、外径測定、金相観察結果から、8A1, 8A2 とも ACM1 は生じていない。従って、シュラウド管はリロケーションを抑制していたと判断される。
- (2) 重量測定、解体検査結果から、取り出し時にはギャップ部にまで十分 Na が充填されていたと判断される。
- (3) 8A1 の金相写真の結果、ACCI 反応層は認められなかつた。但し、Cr コーティングに複数の楔状の亀裂が確認された。この亀裂は照射中生じたものと判断される。
- (4) 8A1 と 8A2 の差異はシュラウド管のみに現れている。両キャップセルは同一構造で、第 V-1 表のとおり照射条件もほぼ同等である。従って、8A1 は照射期間中 Na ボンドが維持されたが、8A2 はある期間 Na ボンド機能が失われていたと考えられる。具体的には、①初期の Na 充填不能か、②照射中のガスブランケット形成が考えられる。なお、著しい組織変化はシュラウド管の全周に及んでいることから、②の場合でも微小気泡が局部に留まる程度でなく、ギャップ部がほとんど全部 He となるような条件が想像される。

## 4. 考 察

### 4.1 8A1 キャプセル

8A1 では、Na ボンドが適正に維持され、「常陽」Na ボンド型制御要素の使用条件を良く模擬できたと考えられる。被覆管に ACM1 発生の兆候はなく、ACCI についても反応層が認められていないことから、Na ボンド型制御要素の有効性が十分示されたものと判断する。

抽出された問題点として、ACCI 防止用の Cr コーティング部に複数の割れが認められた。この点については、ACCI 反応層が金相観察では認められていないことから、この燃焼度（または日数）までは問題とならないと考えられるが、更に高燃焼度を目指す実機設計においてはこの部位からの腐食の可能性についても考慮しなければならない。

なお、Cr コーティングの亀裂の原因については、Cr の延性がステンレス鋼よりも小さく、B<sub>4</sub>C ペレットスエリングによる強制変位が Cr の破断限界を超えたことや、Cr の線熱膨張率は  $8.4 \times 10^{-6}/\text{K}$  と SUS316 鋼の線熱膨張率  $18.4 \times 10^{-6}/\text{K}$  のおよそ 1/2 であり、熱膨張差分の歪が Cr に生じたこと等が考えられる。

### 4.2 8A2 キャプセル

8A2 は、シュラウド管の金相組織観察結果から、He ボンド条件となることにより、シュラウド管に高温組織変化が生じたと考えられるが、このような高温条件下においても試験燃焼度約  $26 \times 10^{26} \text{cap}/\text{m}^3$  までシュラウド管は機能し、被覆管に ACM1 による変形は生じなかった。HEATING によるノミナル温度評価の結果、シュラウド管温度は 1102°C となった。評価結果を第 V-4 図に示す。主な計算条件は以下のとおりである。

B<sub>4</sub>C 発熱 :  $109.0 \text{W/cm}^3$  (MAGI 計算値 × 0.756)

ボンド条件 : ヘリウム

寸法条件 : ノミナル (但し、Cr コート厚さは検査値考慮)

物性値 : 添付資料Ⅲのとおり

その他 : 輻射有、偏心なし

8A2 と 8A1 の違いは、シュラウド管組織のみに現れているため、Na ボンド機能が失われた原因について着目し、下記のとおり検討した。

## (1) 初期充填性について

Naは充填機構（ベント孔、Na流入管）及びギャップ部を通過して充填される。一連の試験では、実機寸法でNaが充填されなかつた例はない。

AMIR-8キャップセルの充填機構は実機寸法と同じであるため、これまで多くの充填性に関するデータが取られていることから、ここでNaが通過しなかつたとは考えられない。実機との構造上の相違点としては、照射温度測定のため、熱膨張差温度計（以下TEDと略す）を装荷するためのTEDホルダを設置した点が挙げられる。本部品は第V-5図に示すとおり片側ギャップが0.23mmと狭いことから、充填性向上のため4方向に3×3mmの切り欠きを施している。

AMIR-8では、この部位のギャップが狭く、形状が複雑なことに起因して、Na充填性に支障が生じたものと考えられた。実機とAMIR-8の最小ギャップ部における形状の違いを第V-6、7図に示す。実機形状のように単純な円管と円形中子のドーナツ型のギャップでは、ギャップ幅を0.5mm以上取れば、250°C（燃料交換時）の充填性に問題はないことが確認されている。

AMIR-8の設計では、TEDホルダとスプリングの偏心を考慮しても第V-6図のとおり、切り欠き部で0.58mmのギャップが確保され、また予備キャップセル（8A1、8A2と同一仕様）1体をNa中に浸漬した結果、Naが充填されたことから、当初設計では充填性に問題はないものと考えた。

しかし、8A2の結果から、比較的複雑な形状のギャップ部では、単純なドーナツ型のギャップで実施された、炉外試験の結果を適用できない可能性を考えられた。そこで複雑な形状にも簡便に適用できるように、従来の炉外試験結果を再整理した。

通過に対する抵抗力は、主に流体の表面張力と考えられるため、通過部の濡れ縁長さに比例する。また通過力は重力、差圧等が考えられる。従って、指標として流力設計で複雑な流路を規格化する際に使用される水力等価直径 $D_e = 4S/L$ が考えられる。また、後述する第V-9図のとおり、Laplaceの公式から、ギャップ寸法が定まれば気泡高さ $L$ が求められる。すなわち、気泡の抜け易さは気泡高さ $L$ に依存する。従って、ギャップ部の初期空間高さ（ギャップの長さ）を気泡長さ $L$ に見立てて横軸に、試験体の最小等価直径 $D_e$ を縦軸に取つて整理したものを第V-8図に示す。8A1、8A2は切り欠きによって最大ギャッ

寸法を確保したが、今回再検討した指標においては、Naが充填されなかつた試験体に近い領域にある。

実機のNa充填性については、第V-8 図に実機の最小ギャップ部の等価直径をプロットしたとおり、従来の試験実績からNa充填性に問題のない領域にある。また、実機のスプリング及びスプリング座は、シュラウド管の中に入れて組み立てられるため、偏心によってギャップ形状が変化することはない。

## (2) ガスブランケットの形成について

ガスブランケットについては、狭いギャップ部にエッジ（段差）があると、リング状のガス溜まりが生じることが照射材料試験室の試験研究で明らかになっている。TEDホルダ部の最小ギャップは、検査記録から最大でも 0.235mm（片側）である。照射材料試験室の試験では、実験的に各ギャップ寸法に生じるリング状気泡の最大長さを求めている。この結果を第V-9 図に示す。片側 0.2mm のギャップに生じうるリング気泡の長さは、 $50 \pm 26\text{mm}$  ( $\pm \sigma$ ) である。TEDホルダ部端面のエッジから、ペレット下端までの距離はおよそ 58mm であることから、リング状気泡はペレット部にまで容易に達する結果となった。

実機の片側ギャップは 0.65mm と広いため、長い気泡は生じない。また気泡溜まりの始点になるエッジ部（シュラウド上端）は、実機制御要素の場合、最大発熱部であるペレットスタック下端から十分離れている ( $\approx 65\text{cm}$ ) ため、気泡溜りによる顕著な温度上昇は起こらないと判断する。

以上、8A2 キャプセルにおいてNaボンド機能が失われた原因として、①初期充填不能、②使用中のガスブランケットの形成について検討した結果、TEDホルダの狭いギャップ及び構造の複雑さにより、①、②のいずれの事象も起こりうることが明らかになった。

実機にはTEDホルダに類似した部品はなく、AMIR-8 よりも最小ギャップが 2 倍以上に広いこと、形状が単純で、入口の水力等価直径が大きい（Naが入りやすい）こと、スタックが長く初期のガス体積が大きいため浮力が大きい（Heが抜けやすい）こと、ガスブランケットが生じる可能性のある箇所は、実機においてはスタック上端部であり、有意な温度上昇を伴わないと等から、今回のようなシュラウド管の組織変化は起こらないと判断される。

## 5. まとめ

AMIR-8 照射試験によって、「常陽」Naボンド型制御棒の先行照射データ及び設計に反映する上での多くの知見を得た。主な照射後試験結果は下記のとおりである。

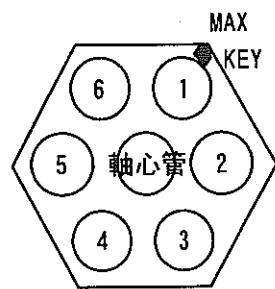
- (1) 8A1 の被覆管にACMI の兆候はなく、シュラウド管の割れ、組織の変化等は認められず、Naボンドによる低温化及びACMI 対策としての有効性が確認された。また、ACCI を抑制のためのCrコーティングに、複数の亀裂が認められた。この亀裂発生部からのACCI の進行については設計上注意していく必要があるが、本照射試験の燃焼度、日数においては、被覆管、シュラウド管組織に、ACCI による反応層は観察されなかつた。
- (2) 8A2 では、シュラウド管にNaボンドの喪失による高温照射を示唆する組織変化とクロムコーティングの変質、剥離等が観察された。Naボンドの喪失は、AMIR-8 に設置した、TED ホルダの複雑な形状と狭いギャップに起因する本試験特有の事象と評価された。解析上、シュラウド管温度は約 1100°C に達したものと推定されたが、このような高温条件下においても、シュラウド管のリロケーション抑制機能は維持され、ACMI は発生しなかった。

## 6. 参考資料

- (1) Binary Alloy Phase Diagrams (American Society for Metals)

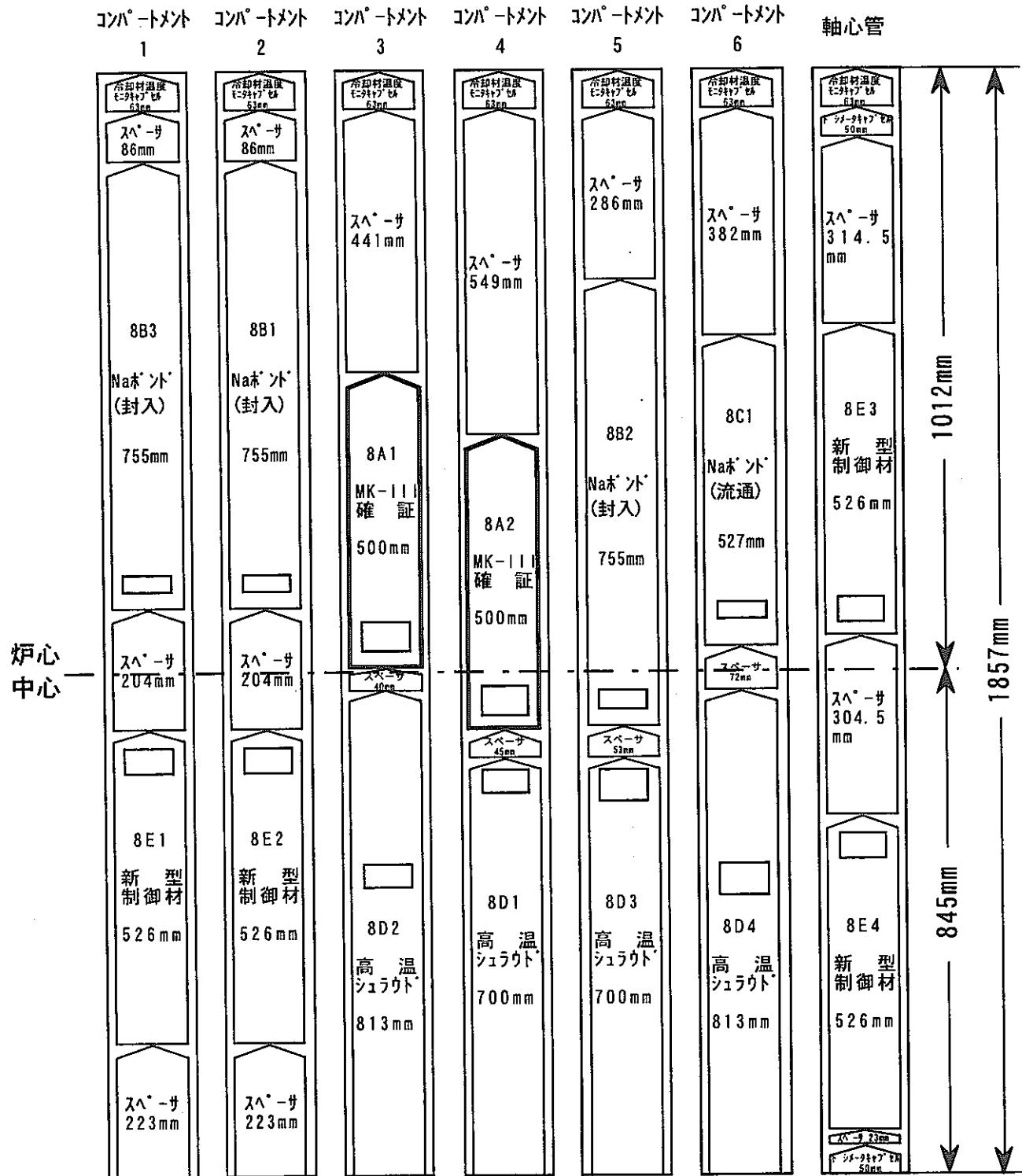
第V-2表 AMIR-8Naボンドキャップセルの重量測定結果

PIE No.	キャップセルNo.	製造値 (g)	測定値 (g)	重量差 (g)
K732	8A1	461.4	471.3	11.7
K742	8A2	461.6	473.1	11.5

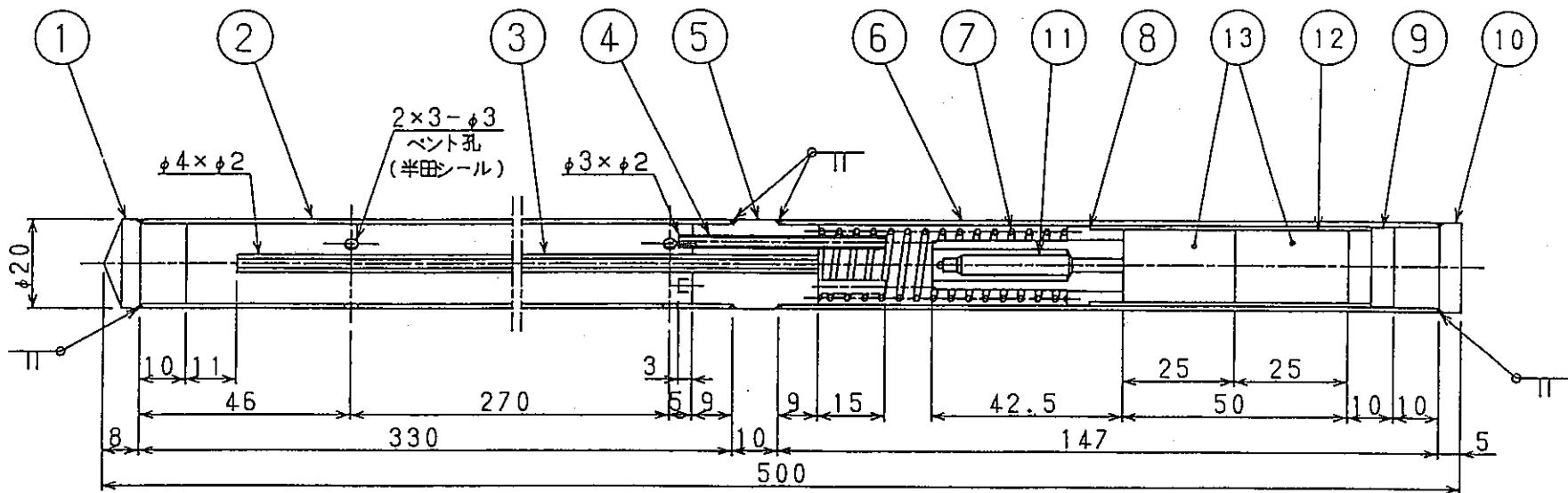


照射期間：「常陽」定格運転第31～32サイクル  
(約124EFPD)

装荷位置：6 D 6



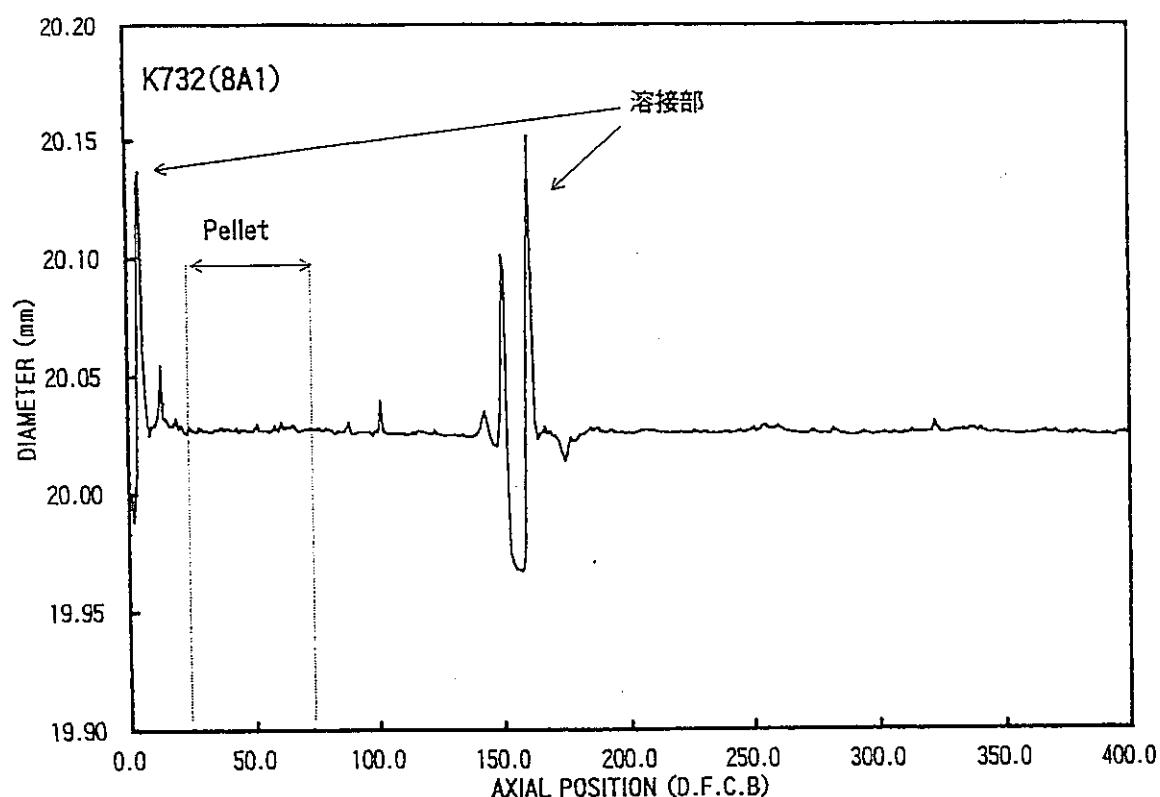
第V-1図 AMIR-8 照射キャップセル配置



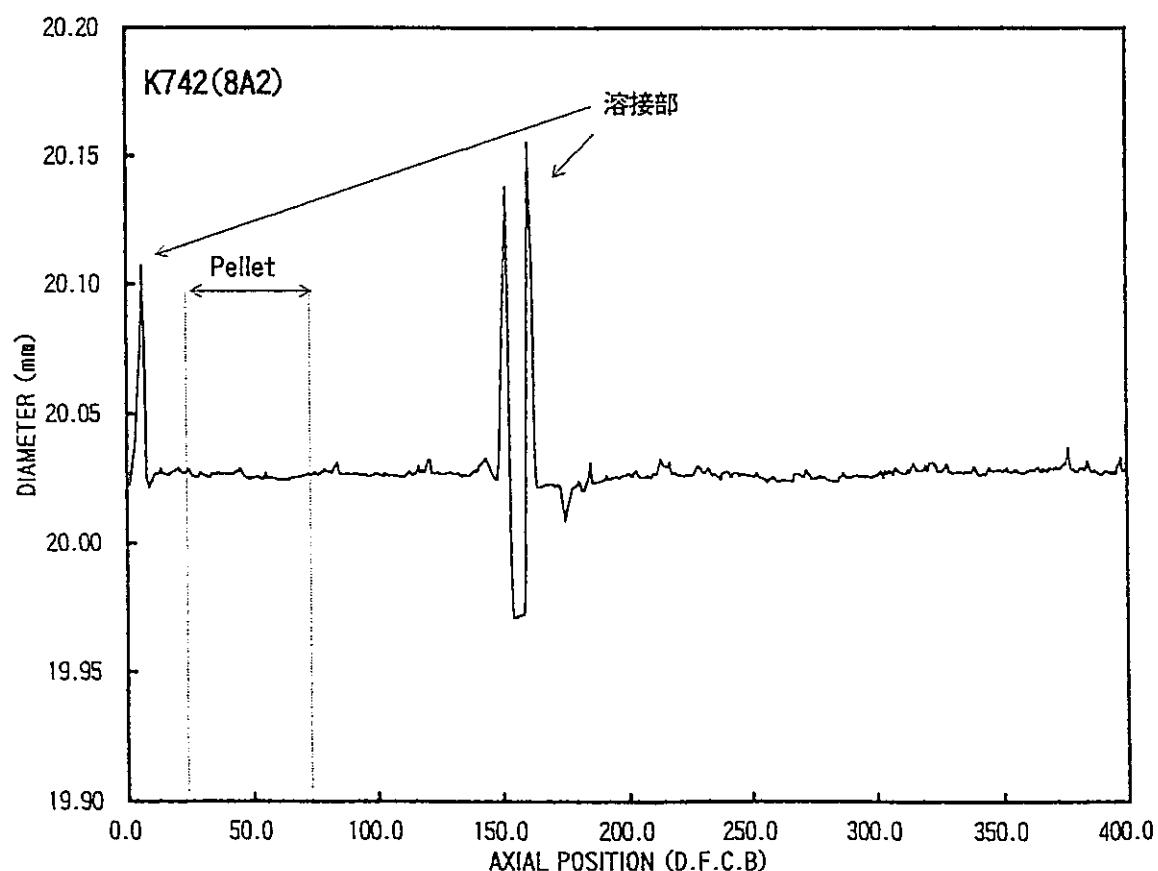
照射用 : 2体

品番	部品名	員数	材質	寸法	備考
4	Na導入管	6	SUS316		
3	ベント管	2	SUS316		
2	上部キャップセル管	2	PNC316		
1	上部端栓	2	SUS316		

第V-2図 キャップセル構造図

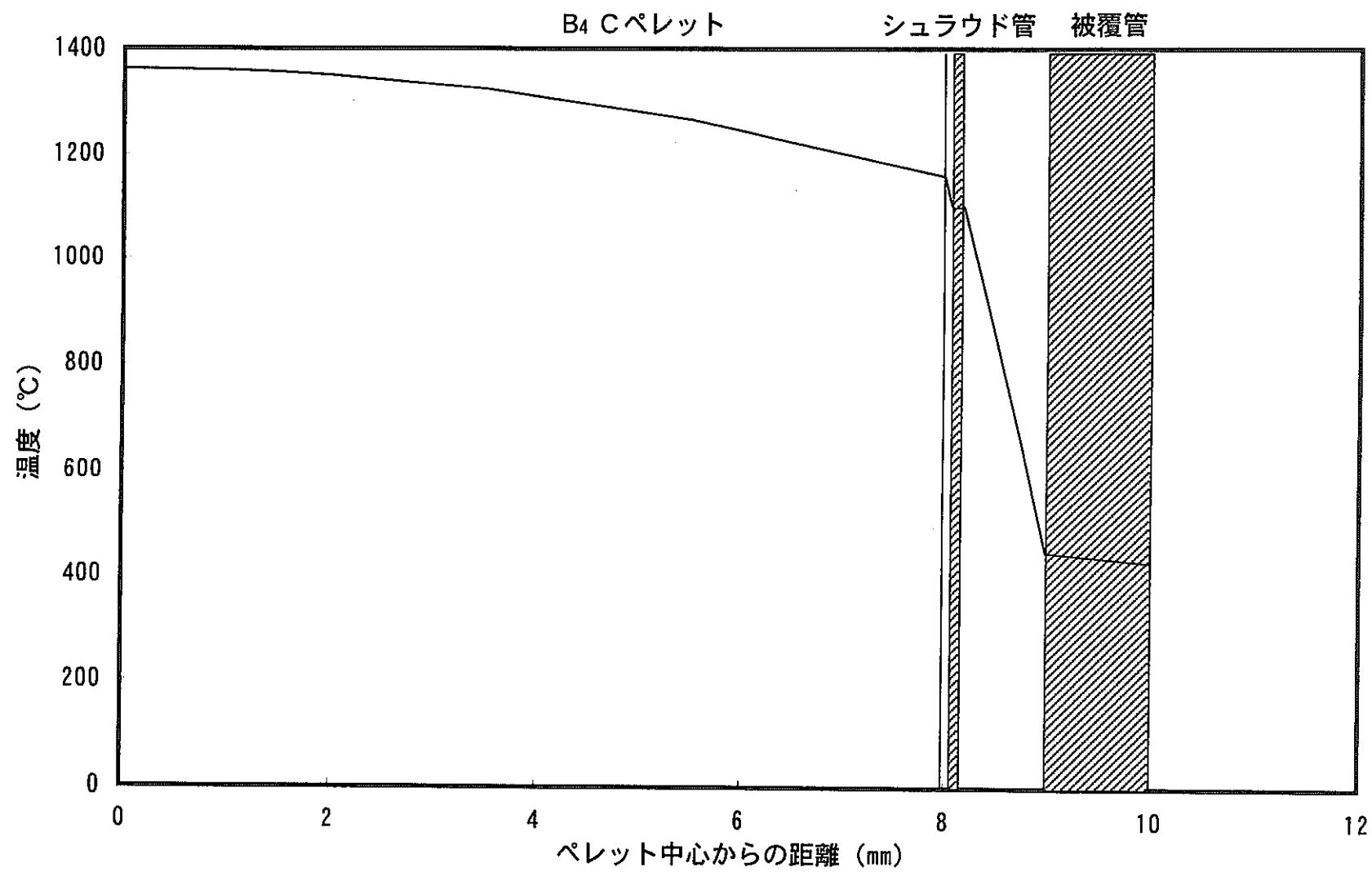


キャップセル平均外径プロファイル (K732)

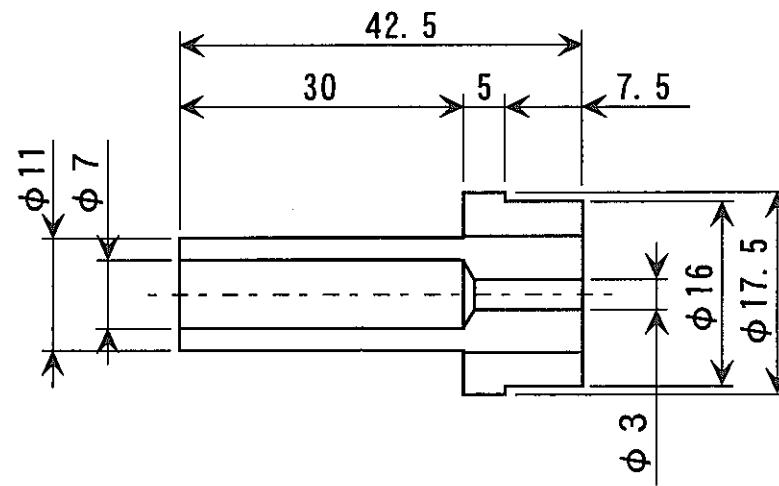
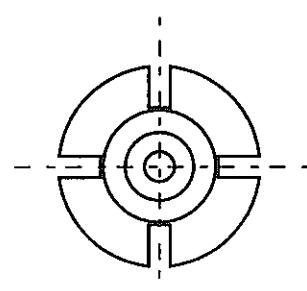
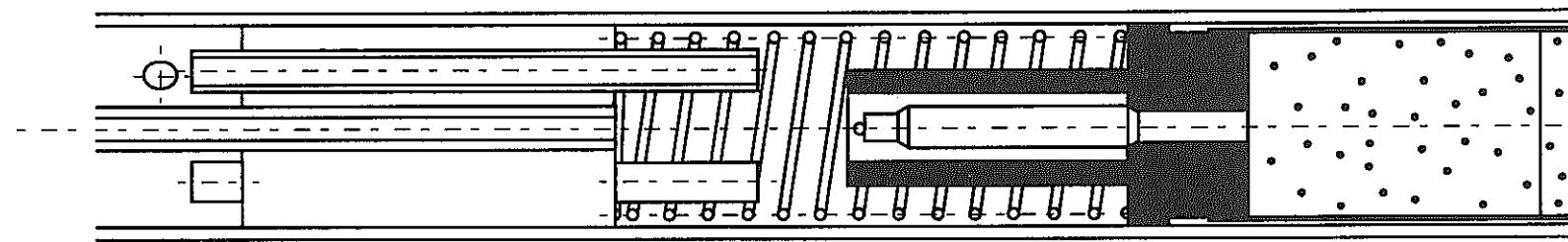


キャップセル平均外径プロファイル (K742)

第V-3図 外径測定結果

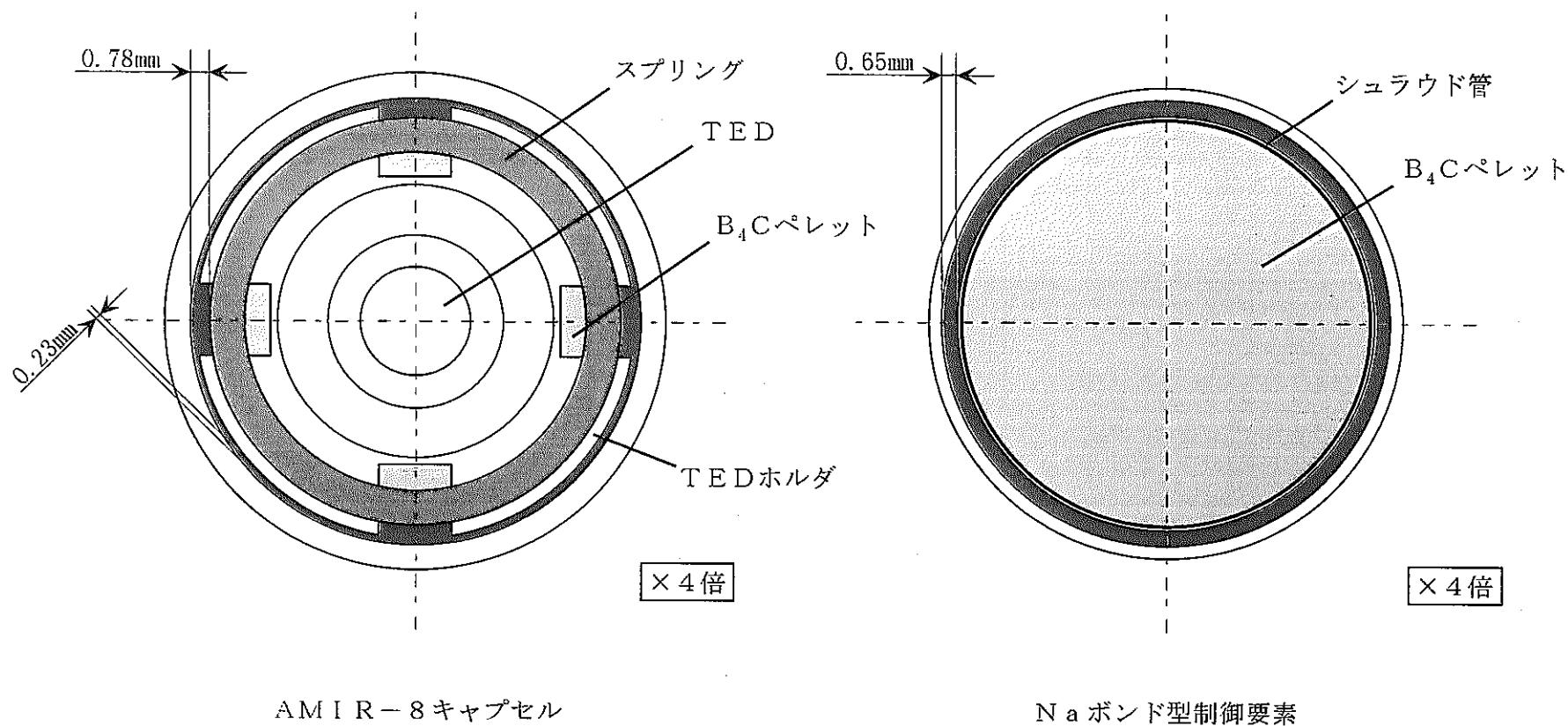


第V-4図 8 A 2 キャプセル温度評価結果



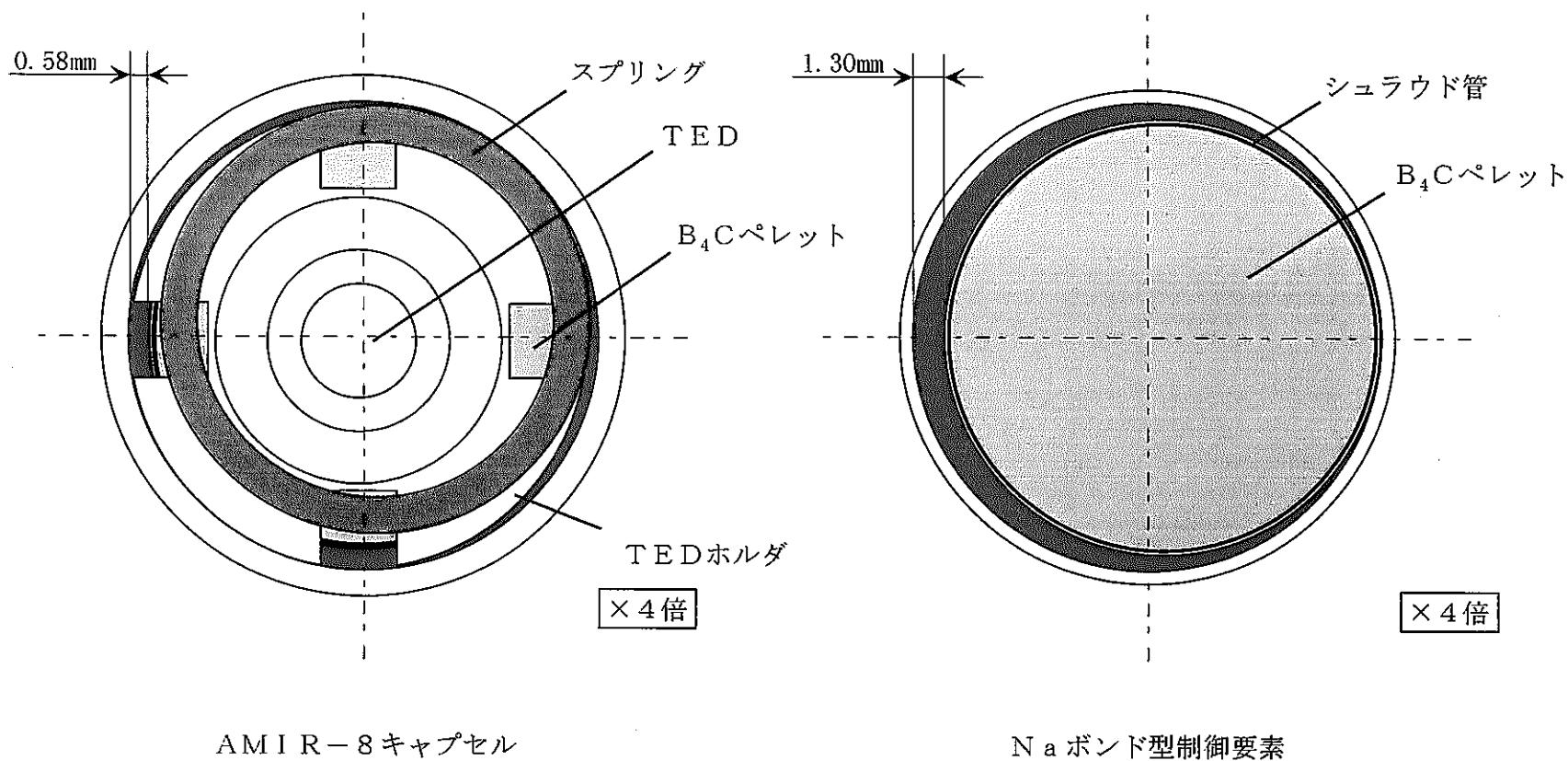
第V-5図 TEDホルダ構造

\* 赤い部分がNaの通過経路

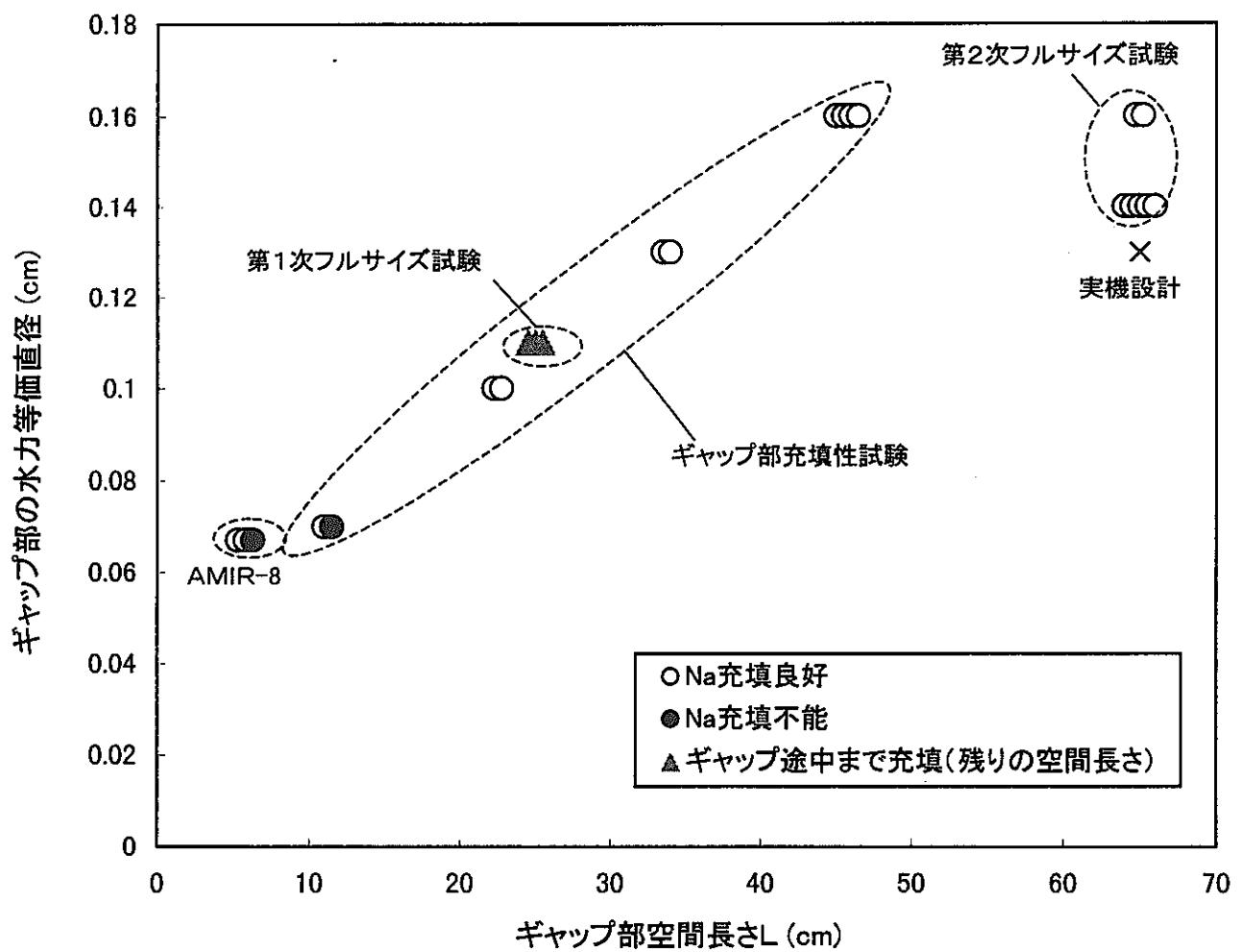


第V-6図 AMIR-8 キャプセルと実機制御要素における最小ギャップ部断面の比較図（1）

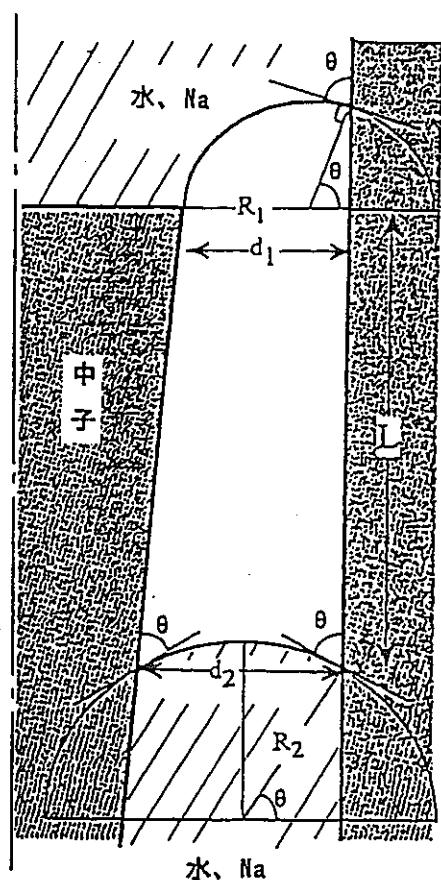
\* 赤い部分が  $N_a$  の通過経路



第V-7図 AMIR-8 キャプセルと実機制御要素における最小ギャップ部断面の比較図（2）



第V-8図 Na充填性の再整理



## Laplaceの公式

 $P$  : 壓力 [ $\text{dyn}/\text{cm}^2$ ] $R$  : 曲率半径 [ $\text{cm}$ ] $\nu$  : 表面張力 [ $\text{dyn}/\text{cm}^2$ ] $d_1$  : 上端部のギャップ [ $\text{cm}$ ] $d_2$  : 気／液境界部のギャップ [ $\text{cm}$ ]

$$P = \nu / R$$

$$P_1 = \nu / R_1, \quad P_2 = \nu / R_2$$

$$L g \rho = \nu (1/R_1 + 1/R_2)$$

ここで、

$$d_1 = R_1 (1 + \cos \theta)$$

$$d_2 = 2 R_2 \cos \theta$$

よって、

$$\cos \theta = \frac{L g \rho - (\nu / d_1)}{\nu (2/d_2 + 1/d_1)}$$

$$= \frac{(L g \rho d_1 d_2 - \nu d_2)}{(\nu (2 d_1 + d_2))}$$

実機CRのHe気泡高さの予測（均一ギャップの場合）

ギャップ : $d$ ( $\text{cm}$ )	接触角 (°)	気泡高さ : $L$ ( $\text{cm}$ )	接触角が $1\sigma = \pm 5^\circ$ された場合の気泡高さの偏差 ( $\text{cm}$ )
0.01	99.6	9.9	5.2
0.02	99.6	5.0	2.6
0.03	99.6	3.3	1.7
0.04	99.6	2.5	1.3
0.05	99.6	2.0	1.0
0.06	99.6	1.7	0.9
0.07	99.6	1.4	0.7
0.08	99.6	1.2	0.6
0.09	99.6	1.1	0.6
0.1	99.6	1.0	0.5

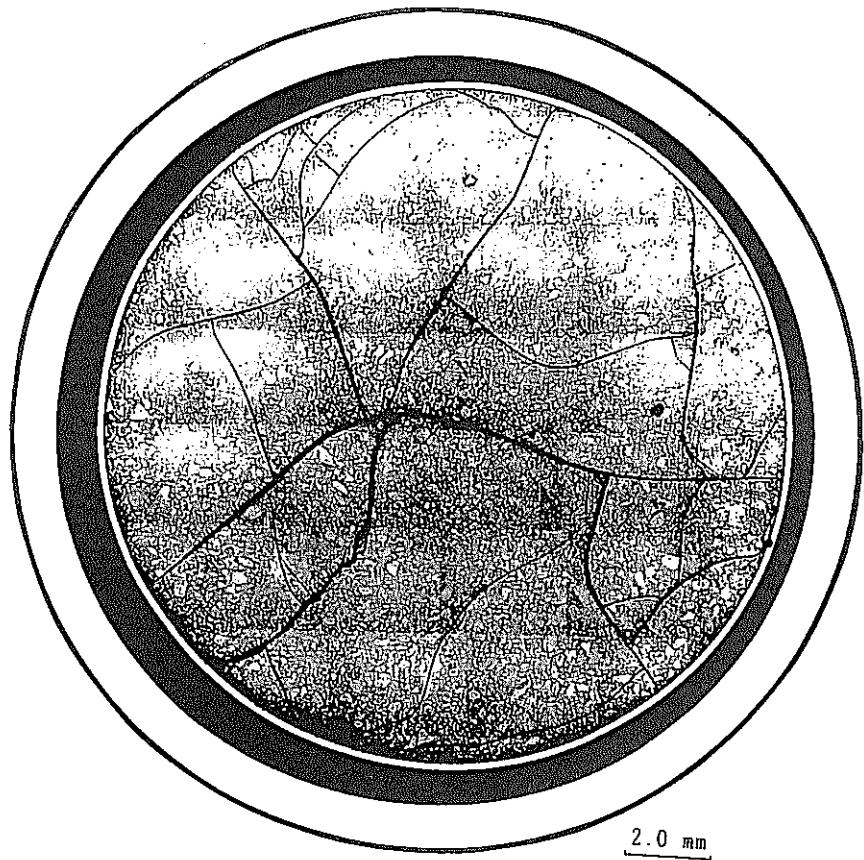
$$L = \nu / (g \rho d) \times (3 \cos \theta + 1)$$

 $\rho$  : 密度  $0.856 \text{ g f/cm}^3$  (Na, 400°C) $g$  : 重力加速度  $980 \text{ cm/sec}^2$  $\nu$  : 表面張力  $166.7 \text{ dyn/cm}$  (Na, 400°C)

ここでギャップは均一とした。

## 第V-9図 ガスブランケット試験

- 292 -



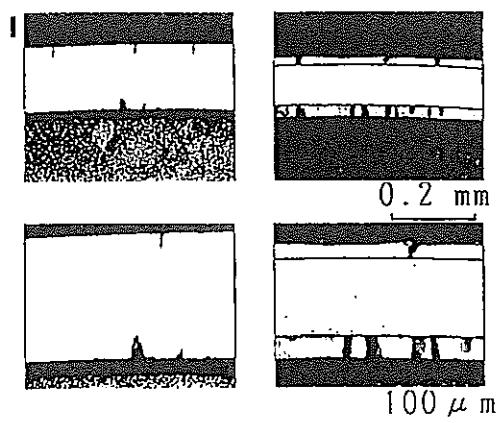
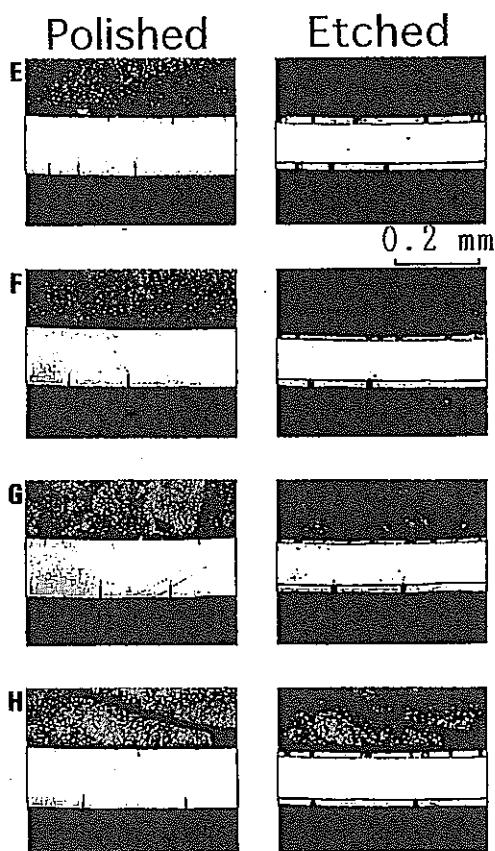
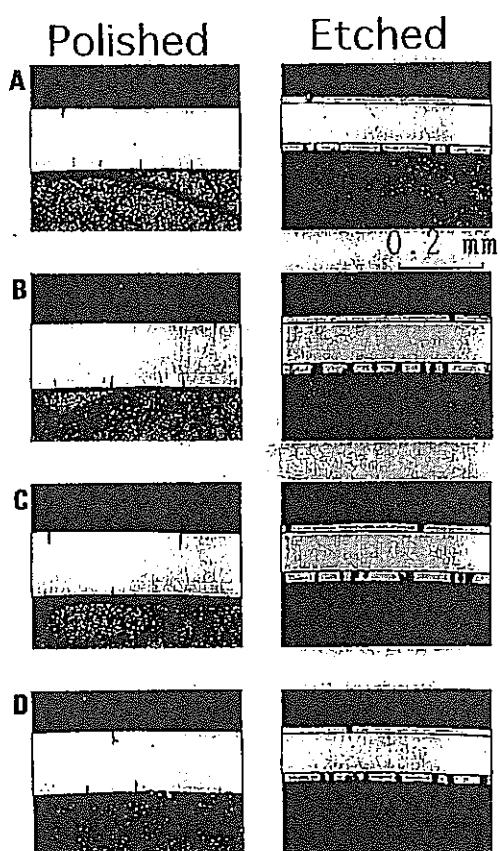
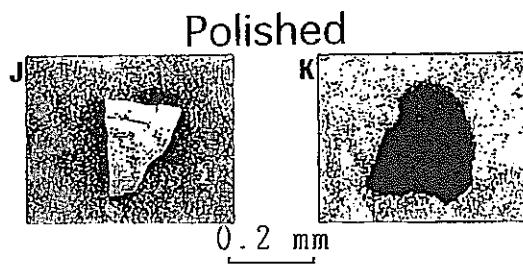
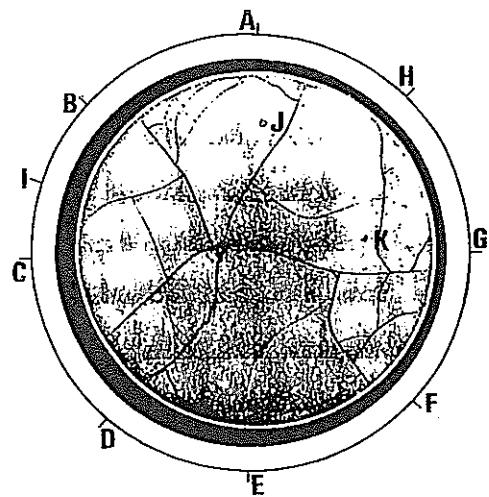
As-Polished



As-Polished

写真V-1 8A1, 8A2金相写真

## シュラウド管



## 被覆管

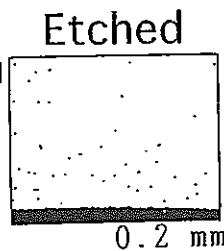


写真 V - 2 8 A 1 金相写真

## シュラウド管

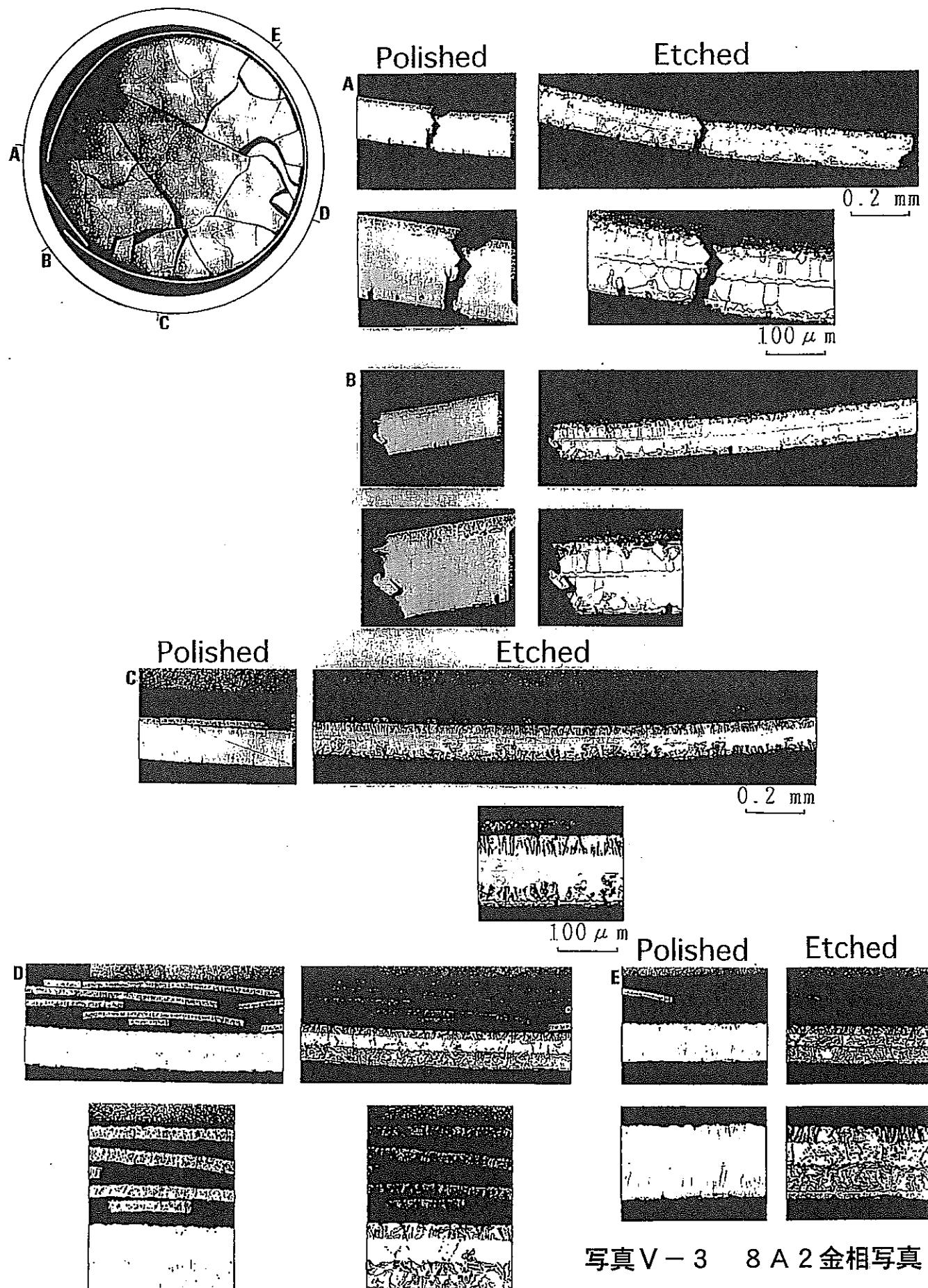
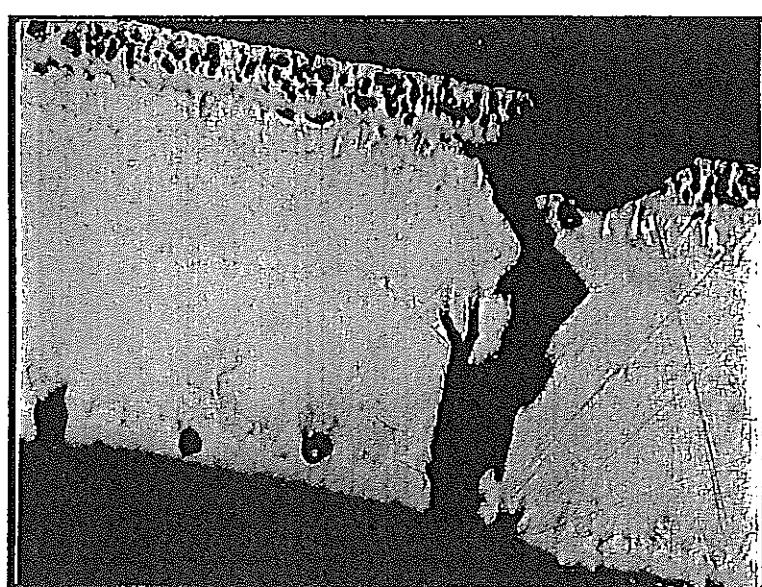


写真 V - 3 8 A 2 金相写真

シェラウド管破断部詳細  
(Photo. 2-2A5抜粹 A部)

As - Polished



B4Cペレット側

被覆管側

100 μm

Etched

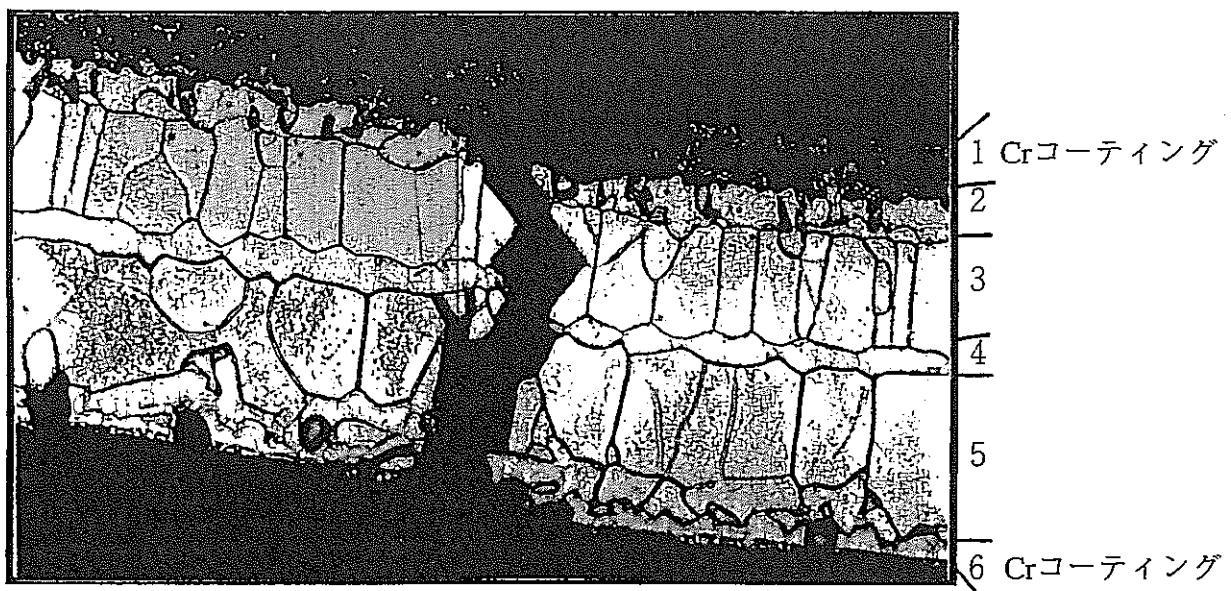
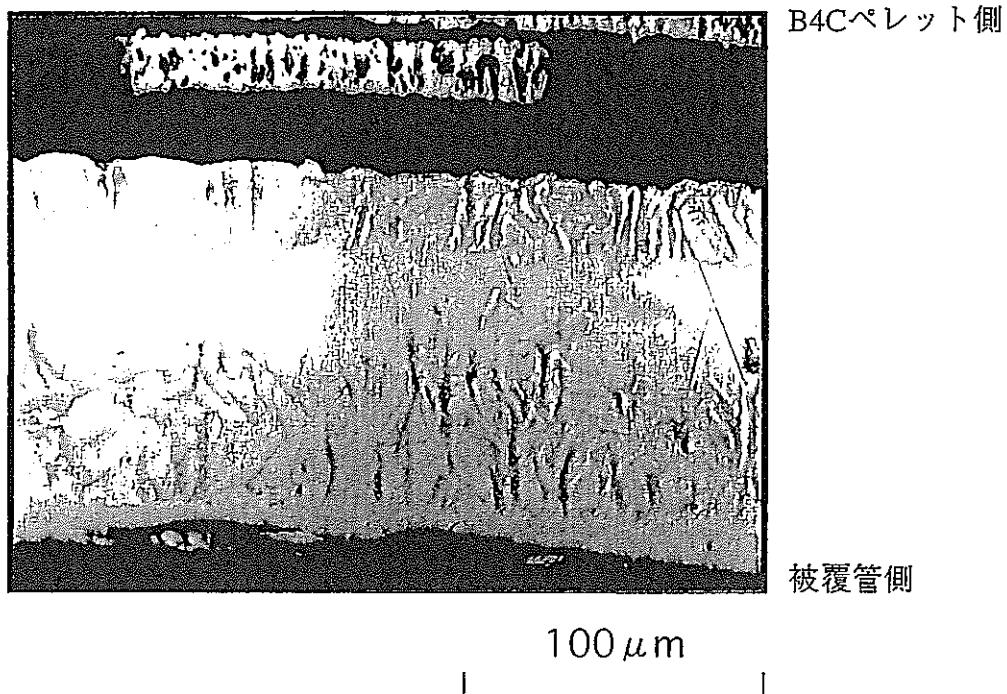


写真 V - 4 8 A 2 拡大組織 1

シュラウド管破断部の対角位置詳細  
(Photo. 2-2 から抜粋 も部)

As - Polished



100  $\mu\text{m}$

Etched

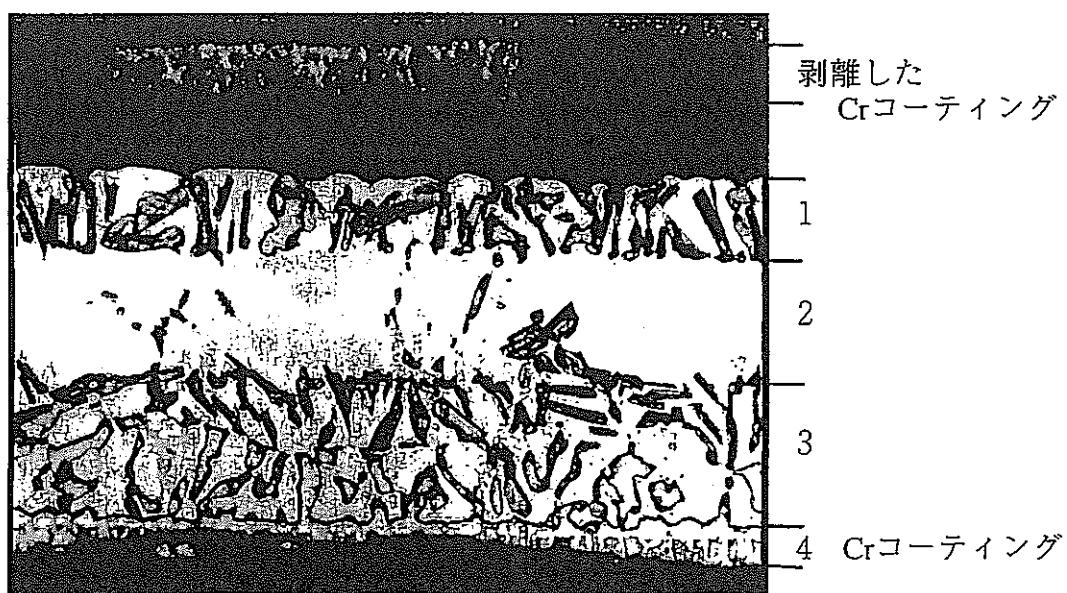
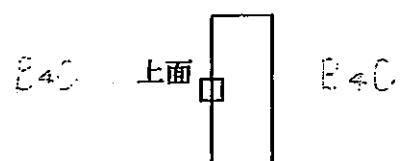
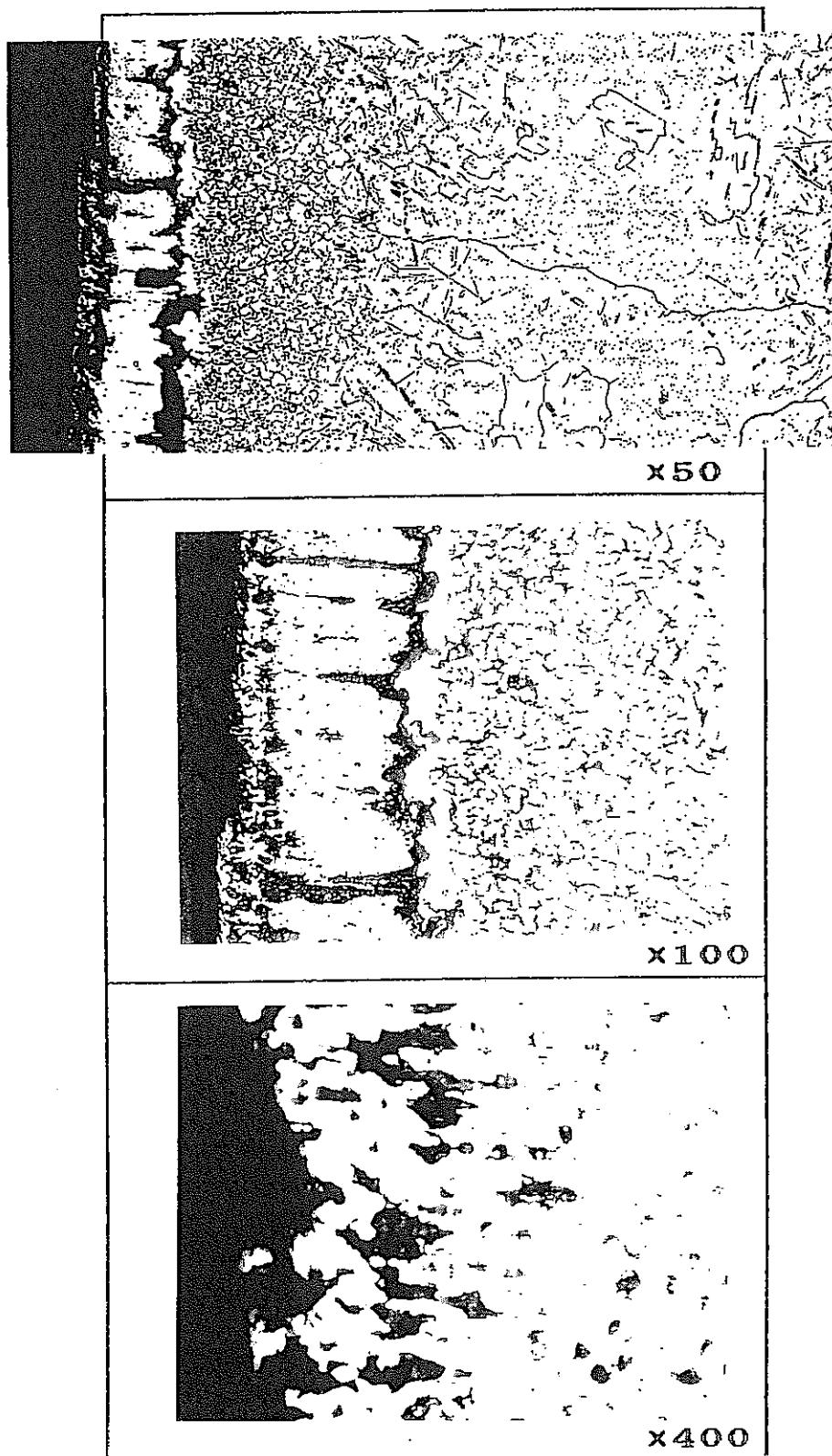


写真 V-5 8A2 拡大組織 2



観察位置



写真V-6 炉外試験結果

## 添付資料VI 炉外A C C I 試験

## 1. 概 要

Na ボンド型制御棒を採用するためには、B<sub>4</sub>C-Na-被覆管体系でのB<sub>4</sub>Cペレット及び被覆管の健全性を評価しておく必要がある。

照射材料試験室において、B<sub>4</sub>C-Na-被覆管体系での最大 20,000 時間までの加熱試験と加熱後の解体検査が実施された。試験では、改良オーステナイト鋼とフェライトマルテンサイト鋼等の材料についてもデータを取得しているが、本設計書では直接関係していないため説明を省略し、改良 SUS316 鋼 20% CW のデータについて説明する。

- (1) B<sub>4</sub>C-Na-被覆管体系でのB<sub>4</sub>Cペレットの健全性及び被覆管の内面腐食量の評価
- (2) 被覆管候補材の選定
- (3) 被覆管内面コーティング材の選定

## 2. 試験方法

### 2.1 供試体

#### 2.1.1 材 料

##### (1) B<sub>4</sub>Cペレット

下記の二種類のB<sub>4</sub>Cペレットを加熱試験に供した。

- ① 外径 16.3mm±0.1, 高さ 25mm±0.1, 密度 90% T. D.
- ② 外径 16.3mm±0.1, 高さ 25mm±0.1, 密度 95% T. D.

##### (2) キャプセル管

改良 SUS316 鋼 20% 冷間加工材 (PNC316) のキャプセル管は、寸法 18.10mm<sup>OD</sup>×16.50mm<sup>ID</sup>×1100mm<sup>L</sup> の管材 (従って、肉厚は 0.8mm) である。

##### (3) 被覆管内面コーティング候補材

被覆管内面腐食の緩和効果が期待される材料として、下記の四種類の金属材料について試験を実施した。

- ① クロム (電解メッキ法、内面被膜)
- ② ニッケル (電解メッキ法、内面被膜)
- ③ チタン (ディスク材、イオンプレーティング法、内面被膜)
- ④ ニオブ (ディスク材)

(4) ナトリウム

純度 99.9% の原子炉級のものが使用された。

### 2.1.2 供試体の種類と構造

キャップセルの断面構造を第VII-1 図に示す。キャップセル管の長さは 200mm である。

### 2.2 加熱条件

供試体キャップセルの加熱条件は次のとおりである。

- ① 加熱温度 : 450°C, 550°C, 650°C
- ② 加熱時間 : 2,000 時間, 5,000 時間, 10,000 時間, 20,000 時間

### 2.3 検査

#### 2.3.1 検査項目

加熱試験の前後に各試験片に対して実施した検査の項目は基本的に以下のとおりである。

- ①  $B_4C$ ペレット : 外観、寸法、重量、密度
- ② 被覆管 : 断面組織、ヌープ硬度、EPMA
- ③ コーティング候補材ディスク : 重量、断面組織、ヌープ硬度、EPMA

#### 2.3.2 検査方法

- (1)  $B_4C$ ペレット
  - ① 外観検査 (写真撮影)
  - ② 寸法検査 (直径、高さをマイクロメータで測定)
  - ③ 重量検査 (精密電子天秤)
  - ④ 密度検査 (②, ③より計算)
- (2) キャップセル管コーティング候補材ディスクの検査
  - ① 断面観察 (写真撮影)
  - ② ヌープ硬度測定 (微小硬度計により測定)
  - ③ EPMA分析

面分析及び深さ方向の線分析を行った。基本的に分析は、B, C, Ni, Mn 及び Mo の計 6 元素について実施したが、被覆管内面コーティング候補材である Nb 及び Ti のディスク、並びに Ti コーティングディスクについては、Mo を省略し、そのかわりに Nb あるいは Ti について分析を実施した。

### 3. 試験結果

#### 3.1 B<sub>4</sub>C ペレット

##### 3.1.1 外観観察

加熱試験後の高密度 (95% T. D.) B<sub>4</sub>C ペレットの外観写真を写真 VI-1 に示す。450°C では 20,000 時間加熱でも加熱前ペレットと同様に表面に光沢がみられ変化は認められないが、550, 650°C では光沢は失われるとともに一部には変色がみられた。

650°C × 10,000 時間加熱試験後の高密度 (95% T. D.) 及び低密度 (90% T. D.) B<sub>4</sub>C ペレットの外観写真を写真 VI-2 に示す。いずれのペレットも光沢は失われ同じ様相を呈しており、ペレット密度の違いによる外観上の差は認められない。

一部のペレットに欠けがみられるが、これは加熱試験後のキャップセルから取り出し時に生じたものである。

##### 3.1.2 寸法及び重量測定

Na 中ではペレット直径は減少し、温度が高くなるに従いその減少が顕著になる。450, 550°C では 10,000 時間で直径変化に飽和傾向がみられたが、650°C は加熱時間とともに変化は増大する。

Na ボンドにおいて、B<sub>4</sub>C ペレットの密度の違いがペレット直径変化に及ぼす影響を第 VI-2 図に示す。密度の低いペレットの方が直径変化は大きい。

B<sub>4</sub>C ペレットの密度による重量変化の違いを第 VI-3 図に示す。

### 3. 2 被覆管

#### 3. 2. 1 被覆管の反応 (Naボンド)

接触面から著しい硬化とBの濃縮した灰色の第一層、連続的硬さ変化及びCrとCの濃縮した黒色の第二層、途中までわずかな硬化と析出が粒界にのみみられる遷移層、粒内と粒界に析出のみみられる未反応層からなっている。

元素分析の結果から反応層（灰色層、黒色層及び緻密化層）に対応した範囲でB, C, Cr, Mnの濃縮、Niの欠乏がみられる。

第VI-1 表に被覆管材キャップセル管試料について、各試験条件での反応層厚さを遷移層厚さとともに示す。

写真VI-3、第VI-4 図に高密度B<sub>4</sub>Cペレットキャップセルの管試料（改良SUS316 鋼 20% CW）の反応の様子を示す。光学顕微鏡組織からは 450°C 及び 550°C の 5,000 時間までは明確な反応層は認められないが、550°C では 10,000 時間、650°C では 2,000 時間から反応層が認められる。硬さの結果も同様になっている。低密度B<sub>4</sub>Cペレットキャップセルの管試料（改良 SUS316 鋼 20% CW）の反応の様子を 650°C × 10,000 時間で代表し、同条件の高密度B<sub>4</sub>Cペレットキャップセル管と合わせて第VI-5 図、第VI-6 図に示す。反応の様子は両者は基本的に同じであるが、低密度のキャップセル管は、光学顕微鏡組織では黒色の層が幅広く、硬さでは硬化した厚さが大きく、元素分析からもCr（高密度の 1200CPS に対し低密度は 3000CPS）、C（高密度の 60CPS に対し低密度は 75CPS）の富化割合が大きく、低密度ペレットで反応が進んでみられた。

#### 3. 2. 2 被覆管候補材反応層厚さの評価

反応層の厚さの評価は光学顕微鏡観察、硬さ測定及びEPMAによる元素分析によって実施した。反応層厚さの評価には、第一層及び第二層を反応層と定義する。反応層厚さは測定方法によって若干異なるが、反応を安定に反映している硬さ測定の結果を用いた。硬さ測定からの反応層厚さの導出は、著しい硬化のプロファイルがベースラインと交わる点の試料表面からの距離を反応層厚さと定義した。

第VI-7 図にキャップセル管試料のNaボンド 450, 550, 650°Cにおける反応層厚さと加熱時間の関係を示す。

650°Cでは加熱時間の増加とともにほぼ時間の平方根則( $\sqrt{t}$ )に従って反応層は大きくなる。550°Cでは10,000時間から反応がみられるが、反応層厚さの増加速度は650°Cに比べて小さい。450°Cでは反応は認められない。

第VI-8 図に遷移層を含んだ反応層厚さの変化を同様に示す。遷移層を含んだ反応層厚さは、650°Cでは5,000時間、550°Cでは10,000時間以上で飽和している。

Naボンド650°Cでの改良SUS316鋼の反応層厚さに及ぼすペレット密度の影響を第VI-9 図に示す。低密度(90%T.D.)は高密度(95%T.D.)に比べ加熱初期では差はないが、加熱時間が長くなるに従い反応層厚さは大きくなっている。10,000時間では20 $\mu\text{m}$ 程度の差となっている。

### 3.3 被覆管内面コーティング候補材

650°C×最大10,000時間、Na中にさらされたCr, Ni, Tiコーティング試料の反応の状況を第VI-10 図から第VI-12 図に示す。また、Ti, Nbのディスク試料の反応の状況を第VI-13 図及び第VI-14 図に示す。反応層厚さと加熱時間の関係をまとめて第VI-15 図に示す。

#### (1) Crコーティング試料

Crコーティングした試料では、母材部の組織は一様であり、硬さ及び元素分析において変化は認められなかった。光学顕微鏡及びEPMA分析においても変化は認められず(元素分析においてB, Cのピークが認められるが、これは研磨の際 $\text{B}_4\text{C}$ ペレットのかけらが入り込んだもの)、バリアとして有効に作用したことが分かる。ただし、硬さはHk1700からHk500に低下していた。

#### (2) Niコーティング試料

Niコーティングした試料では、コーティング部においては硬化とBの濃縮が、改良SUS316鋼部ではコーティング無しの場合と同様の組織となっていた。コーティング無しの場合と比較して2,000時間遅れで母材の反応が始まるが、その後の成長速度はコーティング無しの場合とほとんど変わらない。

#### (3) Tiコーティング試料

Tiをコーティングした試料は、650°C×5,000時間の条件のみ加熱試験をした。元素分析の結果では表面からCr, Bに富む第一層(5 $\mu\text{m}$ )、Ti, Ni

及び炭素に富む第二層 ( $5 \mu\text{m}$ ) が母材にも認められた。第一層に対応する範囲で硬化が認められる。光学顕微鏡組織においても白色の第一層、黒色の第二層がそれに対応してみられた。しかし、Niコーティング試料で観られた遷移層は認められていない。

#### (4) Tiディスク試料

Tiのディスク試料では加熱により顕著な結晶粒成長が認められた。光学顕微鏡組織から 5,000 時間では  $10 \mu\text{m}$ 、10,000 時間では  $15 \mu\text{m}$ 程度の範囲で反応の形跡がみられるが、硬化の程度はごく僅かであった。

#### (5) Nbディスク試料

Nbのディスク試料では加熱により光学顕微鏡組織に大きな変化はみられなかった。硬化及びBの存在とNbの減少が  $20 \mu\text{m}$ 程度の範囲でみられた。

この反応層は 2,000 時間では認められなく、5,000 時間では約  $10 \mu\text{m}$ 認められた。

### 4. 結論

#### (1) B<sub>4</sub>Cペレット

B<sub>4</sub>Cペレットに割れ、粉化等は認められなく、また、ペレットの減肉量も 650°Cにおいて  $2 \times 10^{-6} \text{mm/hr}$  とわずかであり、ペレットの健全性が確認された。

B<sub>4</sub>Cペレットの減肉はペレット密度に依存し、低密度 (90%T.D.) で大きくなる。

#### (2) 被覆管材

改良 SUS316 鋼 20%CW 材の反応層厚さは、650°C × 10,000 時間ににおいて  $70 \mu\text{m}$  であった。

#### (3) 被覆管内面コーティング候補材

被覆管内面コーティング材には、耐腐食性、ベース材との安定性及び施工性等を考慮するとCrが最も有望である。

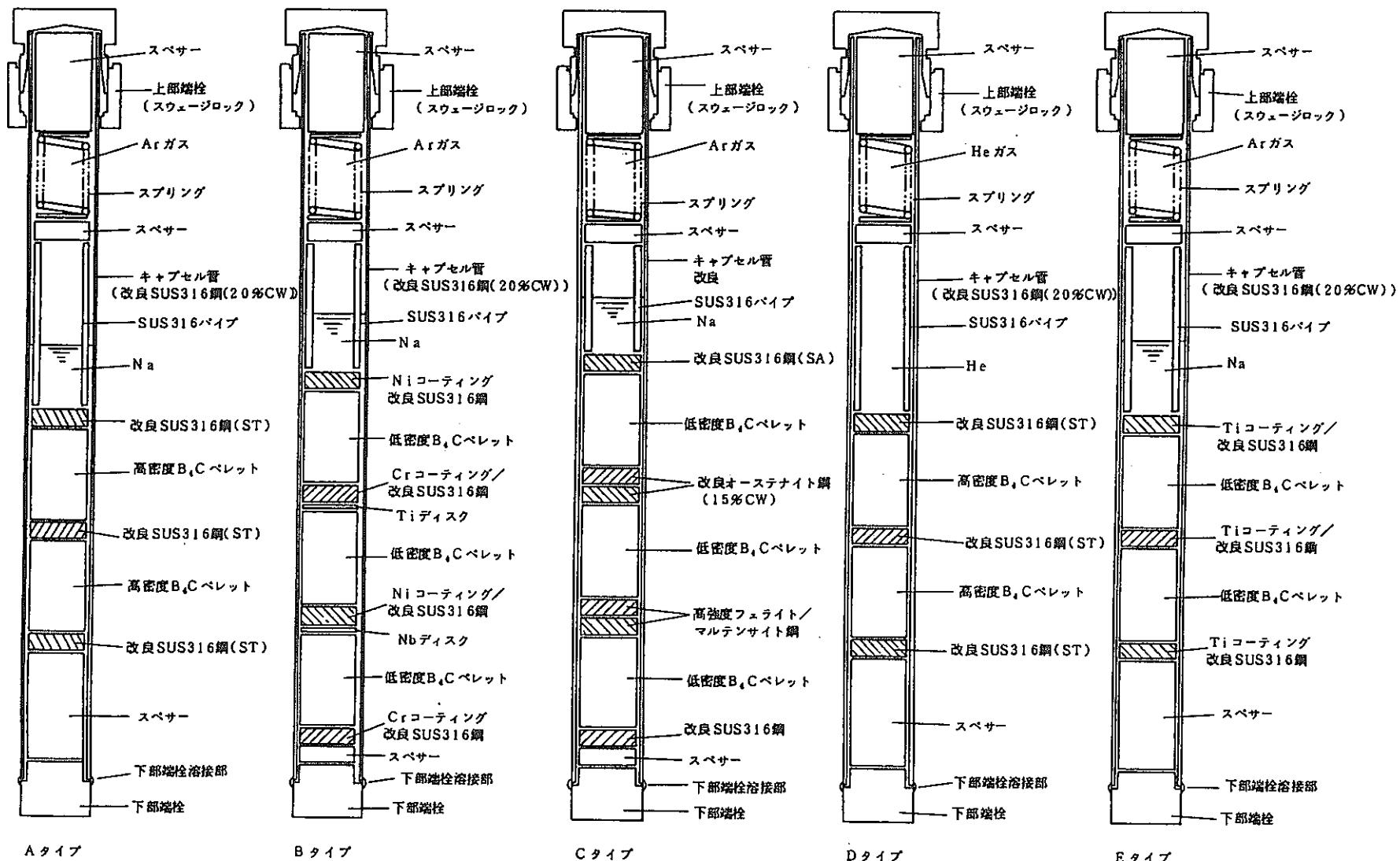
#### (4) ナトリウムボンド型の成立性

B<sub>4</sub>Cペレットの健全性とともに、被覆管候補材の腐食は 450°Cでは認められず、550, 650°Cでも内面コーティングすることで被覆管の健全性を確保できる見通しが得られた。

第VI-1表 被覆管候補材キャップセル管の反応層厚さ ( $\mu\text{m}$ )

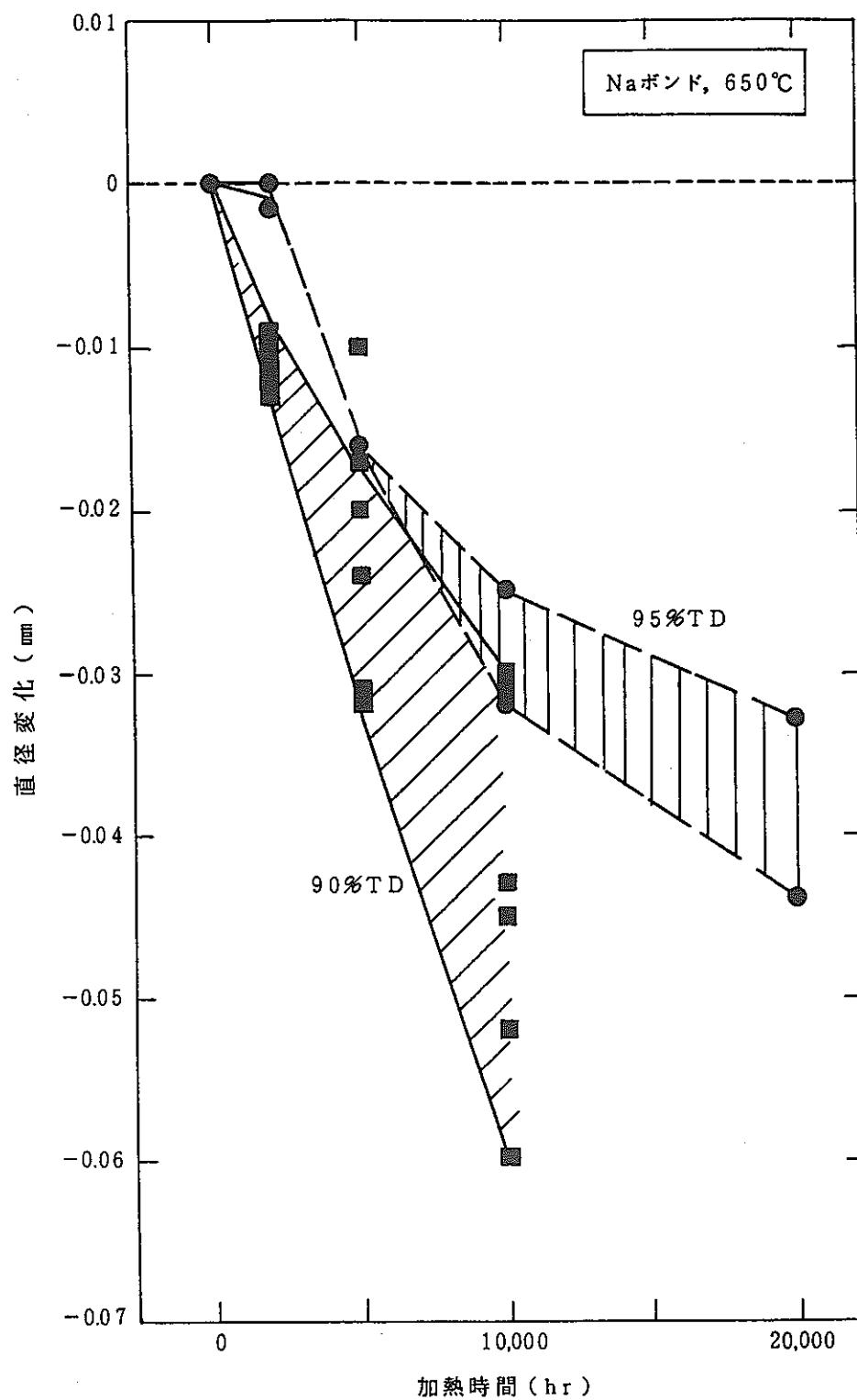
キャップセル	材質	ボンド材	ペレット	測定方法	450 $^{\circ}\text{C} \times$ 加熱時間 (hr)				550 $^{\circ}\text{C} \times$ 加熱時間 (hr)				650 $^{\circ}\text{C} \times$ 加熱時間 (hr)				
					2,000	5,000	10,000	20,000	2,000	5,000	10,000	20,000	2,000	5,000	10,000	20,000	
A	改良 SUS316鋼 20%CW	N a	95%TD	硬さ	0/0	0/0	0/0	0/0	0/0	0/0	10/60	15/50	25/25	35/55	50/60	80/30	
				金相	0/0	0/0	0/0	0/0	0/0	0/40	5/55	7/43	20/90	25/95	50/60	60/50	
				EPMA	0/0	0/0	0/30	10/0	0/0	10/0	20/0	30/0	0/0	40/?	60/?	80/?	
B				硬さ	-	-	-	-	-	-	-	-	30/30	50/40	70/20	-	
				金相	-	-	-	-	-	-	-	-	25/95	40/80	70/60	-	
				EPMA	-	-	-	-	-	-	-	-	40/?	40/150	70/220	-	
C		N a	90%TD	硬さ	-	-	-	-	-	-	-	-	25/15	35/25	70/20	-	
				金相	-	-	-	-	-	-	-	-	30/50	35/?	50/50	-	
				EPMA	-	-	-	-	-	-	-	-	40/?	50/?	60/?	-	
E				硬さ	-	-	-	-	-	-	-	-	-	40/10	-	-	
				金相	-	-	-	-	-	-	-	-	-	35/95	-	-	
				EPMA	-	-	-	-	-	-	-	-	-	40/?	-	-	
D		H e	95%TD	硬さ	-	-	-	10/30	-	-	-	0/0	-	-	-	0/0	
				金相	-	-	-	15/15	-	-	-	0/0	-	-	-	0/0	
				EPMA	-	-	-	25/?	-	-	-	0/0	-	-	-	0/0	

(反応層厚さ／遷移層厚さ)

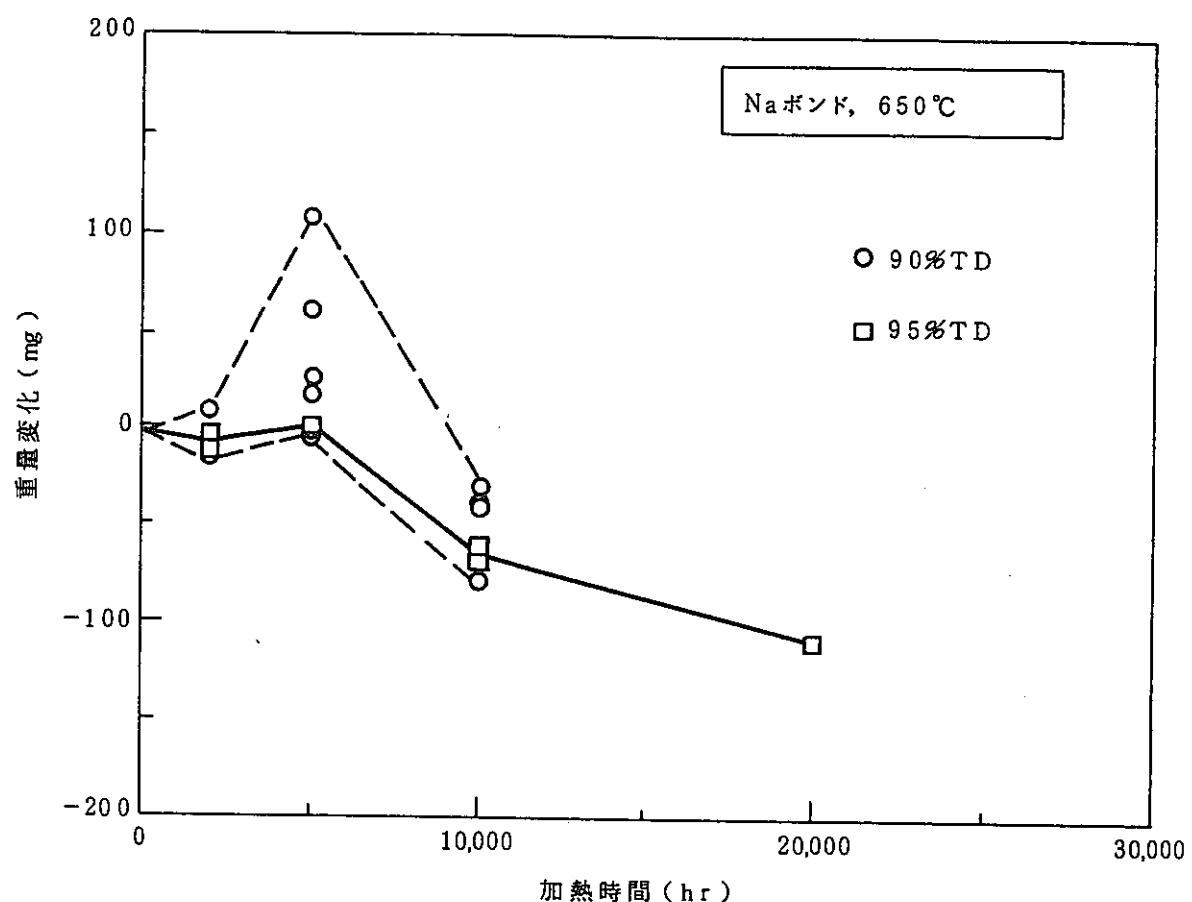


(・端栓、スペーサーはSUS316製  
・全てのキャップセルに融密ゲッタとしてTi箔を封入)

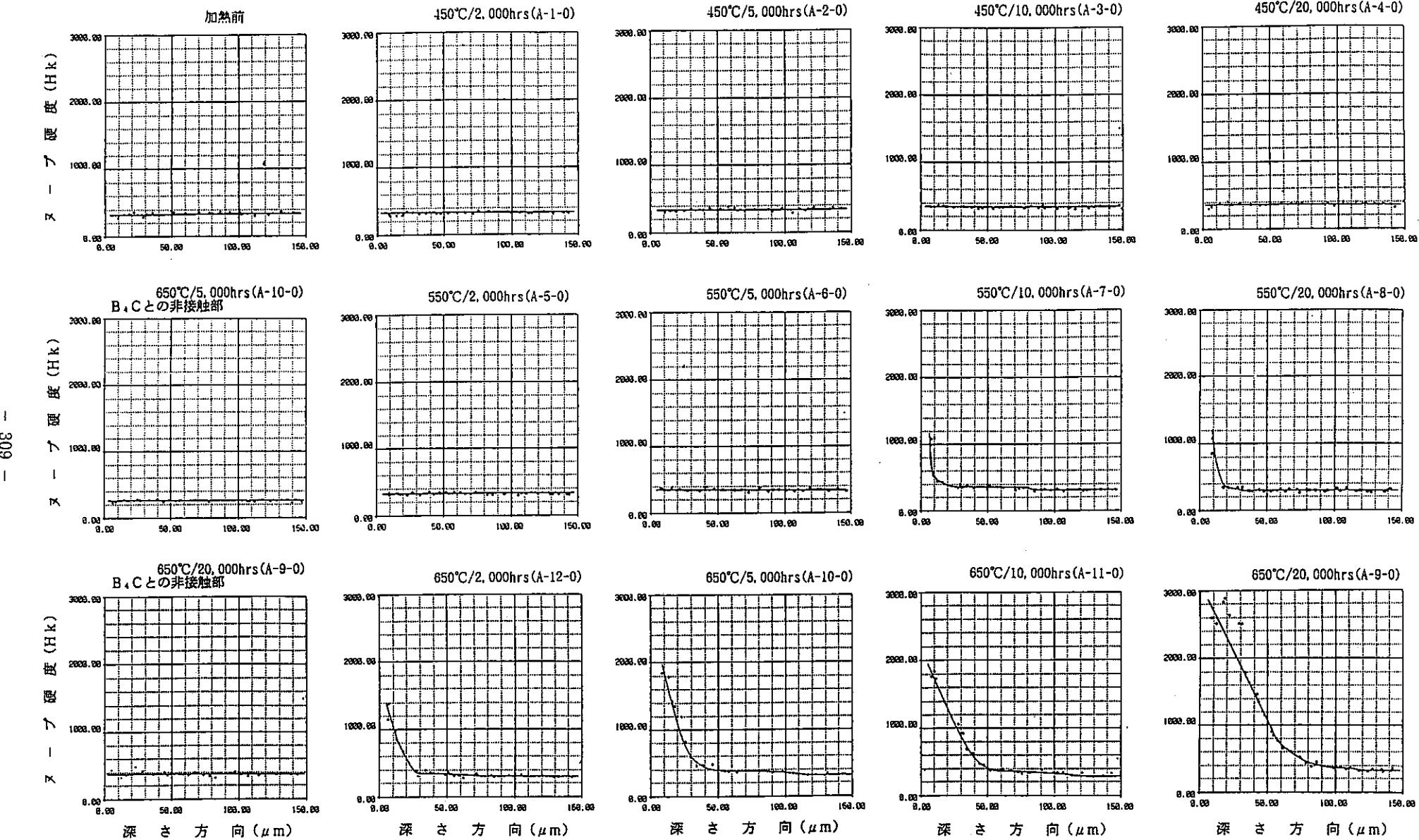
第VI-1図 供試体キャップセルの構造（断面図）



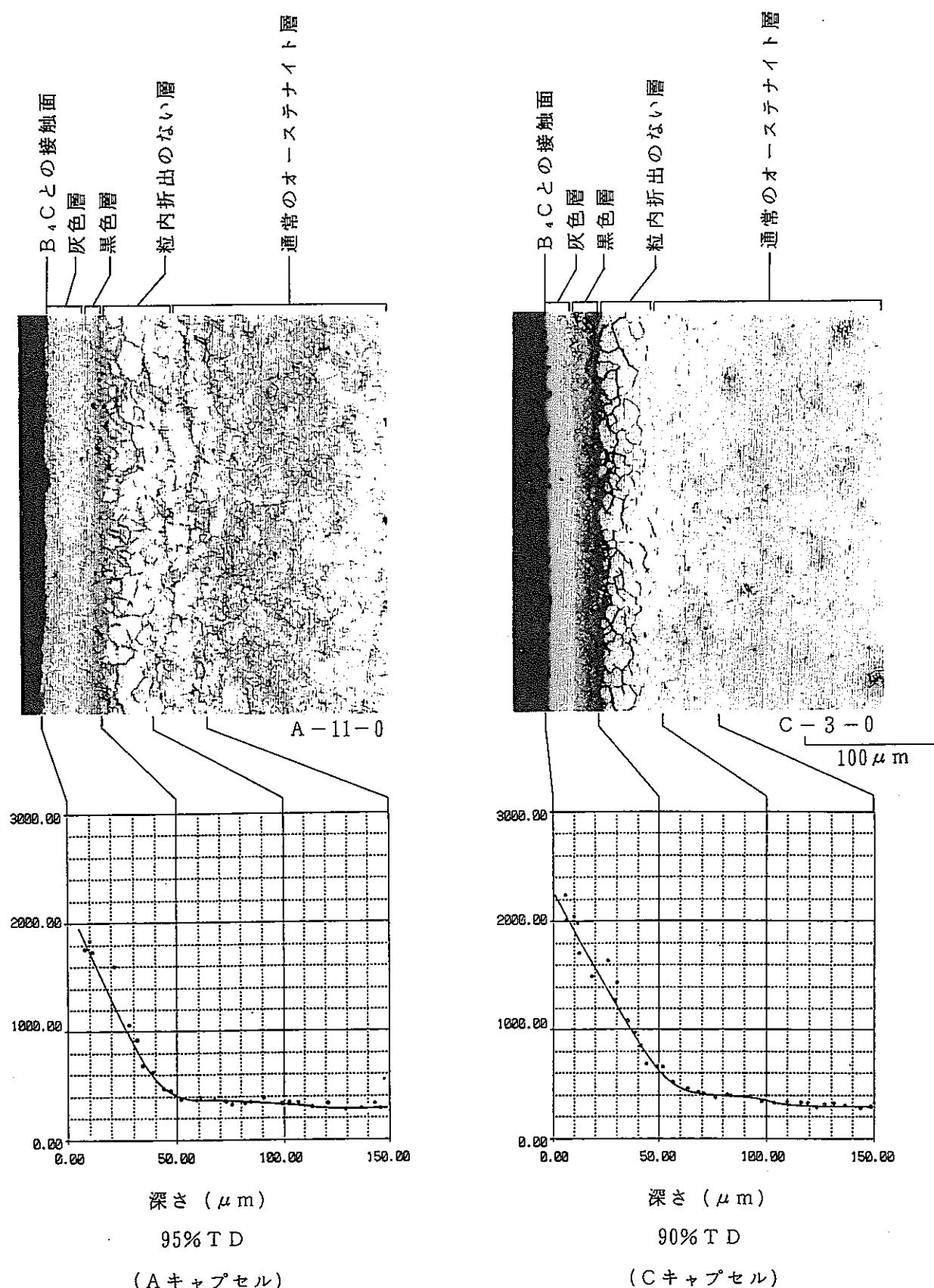
第VI-2図 B4Cペレットの密度がペレット直徑変化に及ぼす影響



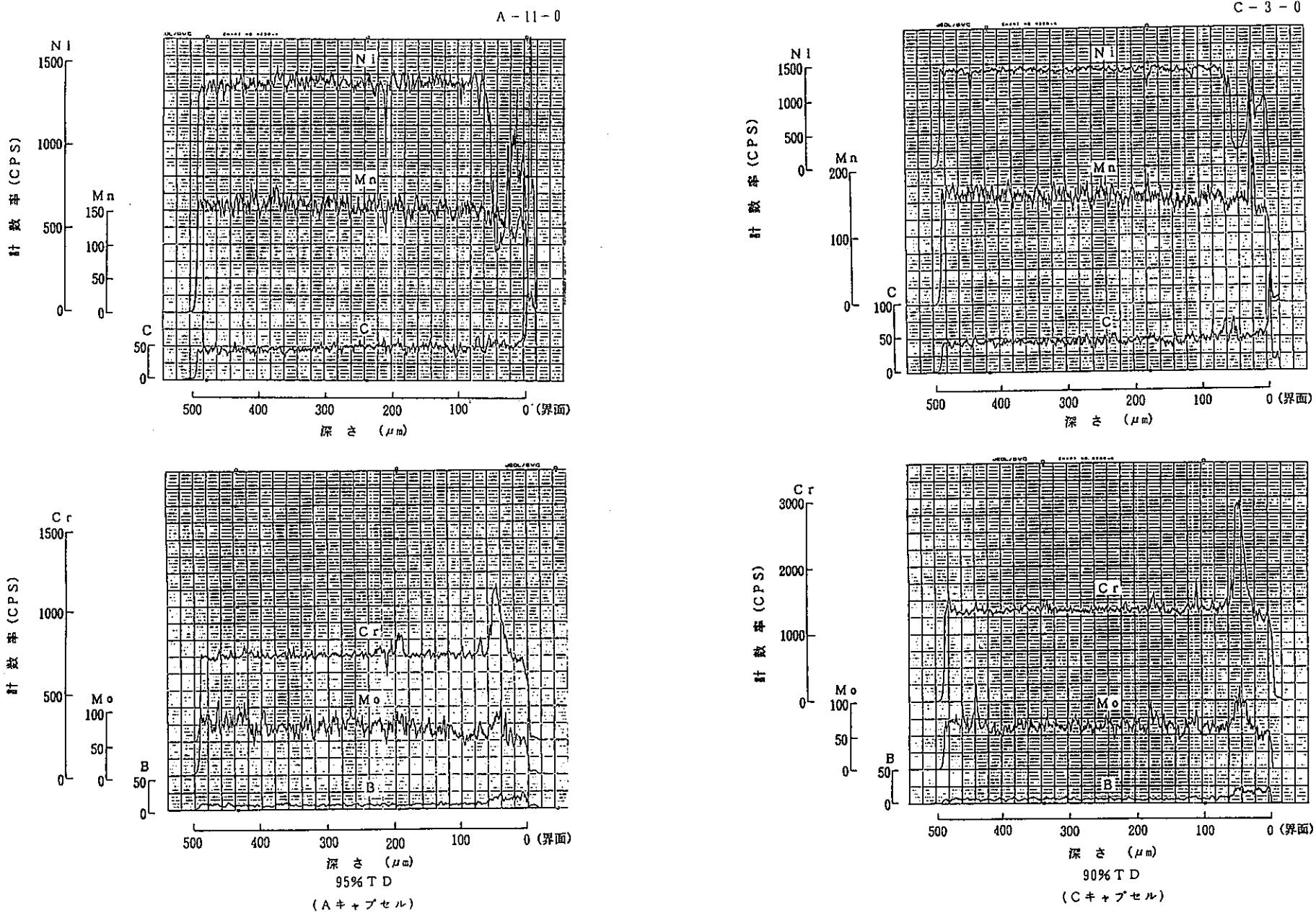
第VI-3図 B4Cペレットの密度がペレット重量変化に及ぼす影響



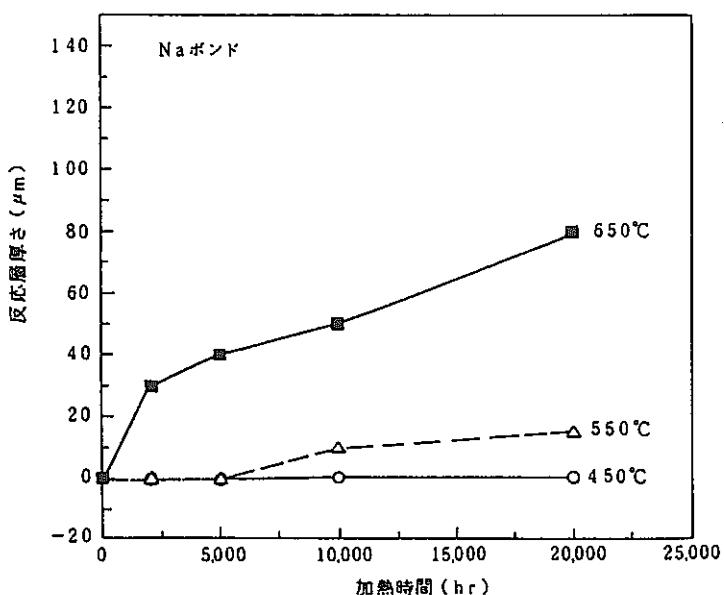
第VI-4図 キャプセル管の反応層（硬さ）



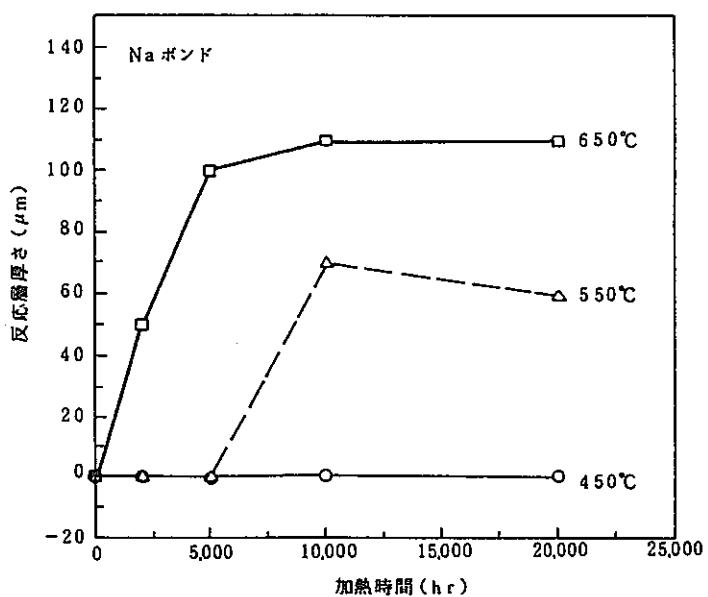
第VI-5図 キャップセル管のペレット密度による反応の比較  
(650°C × 10,000時間, 光学顕微鏡、硬さ)



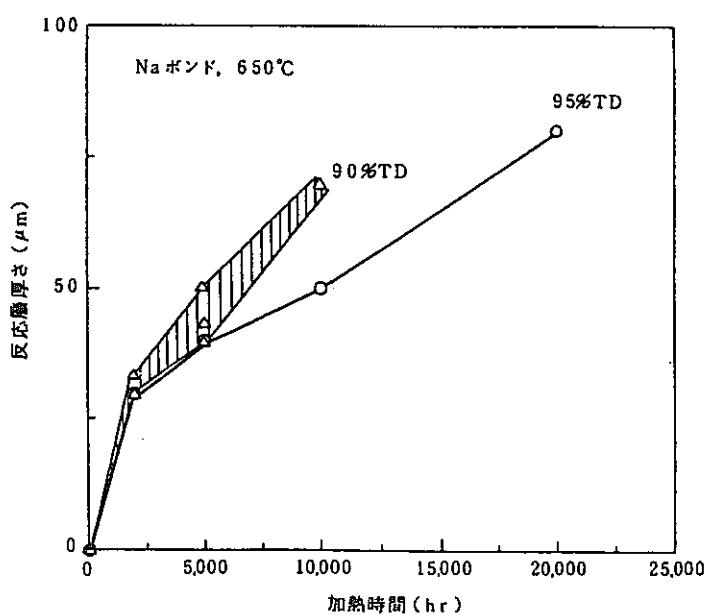
第VI-6図 キャップセル管のペレット密度による反応の比較 (650°C × 10,000時間, EPMA)



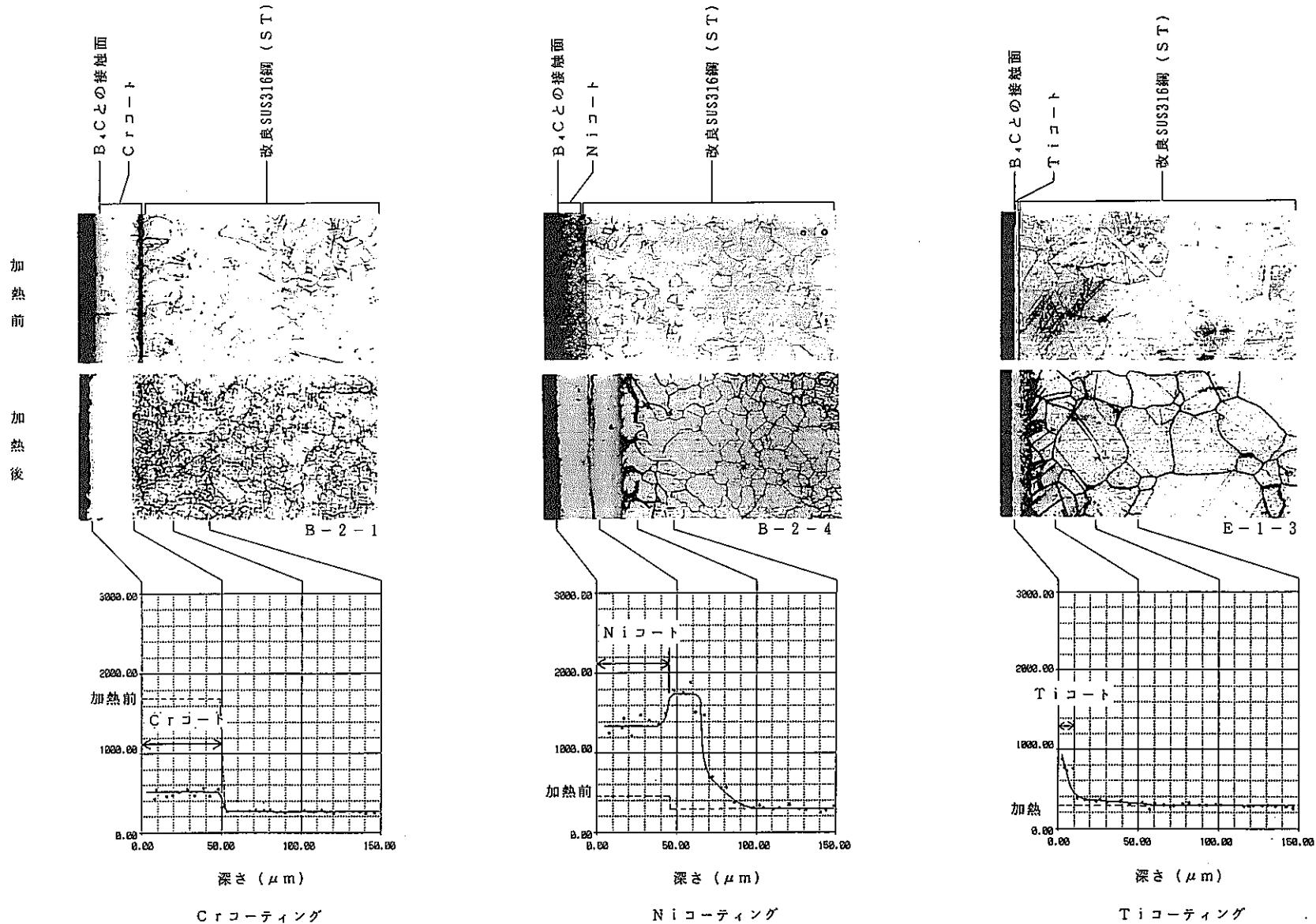
第VI-7図 反応層厚さ



第VI-8図 遷移層までの反応層厚さ

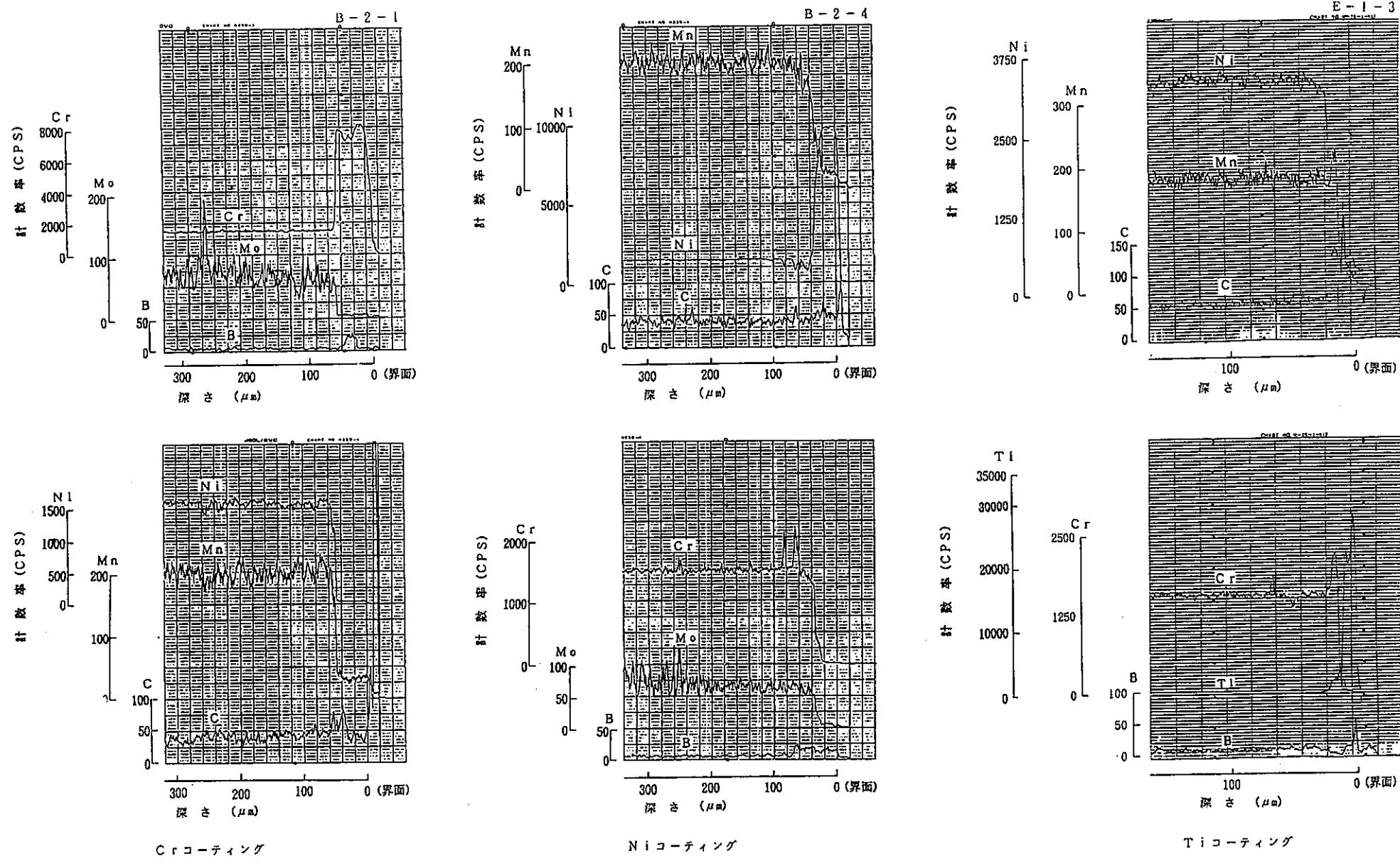


第VI-9図 反応層厚さに及ぼすペレット密度の影響



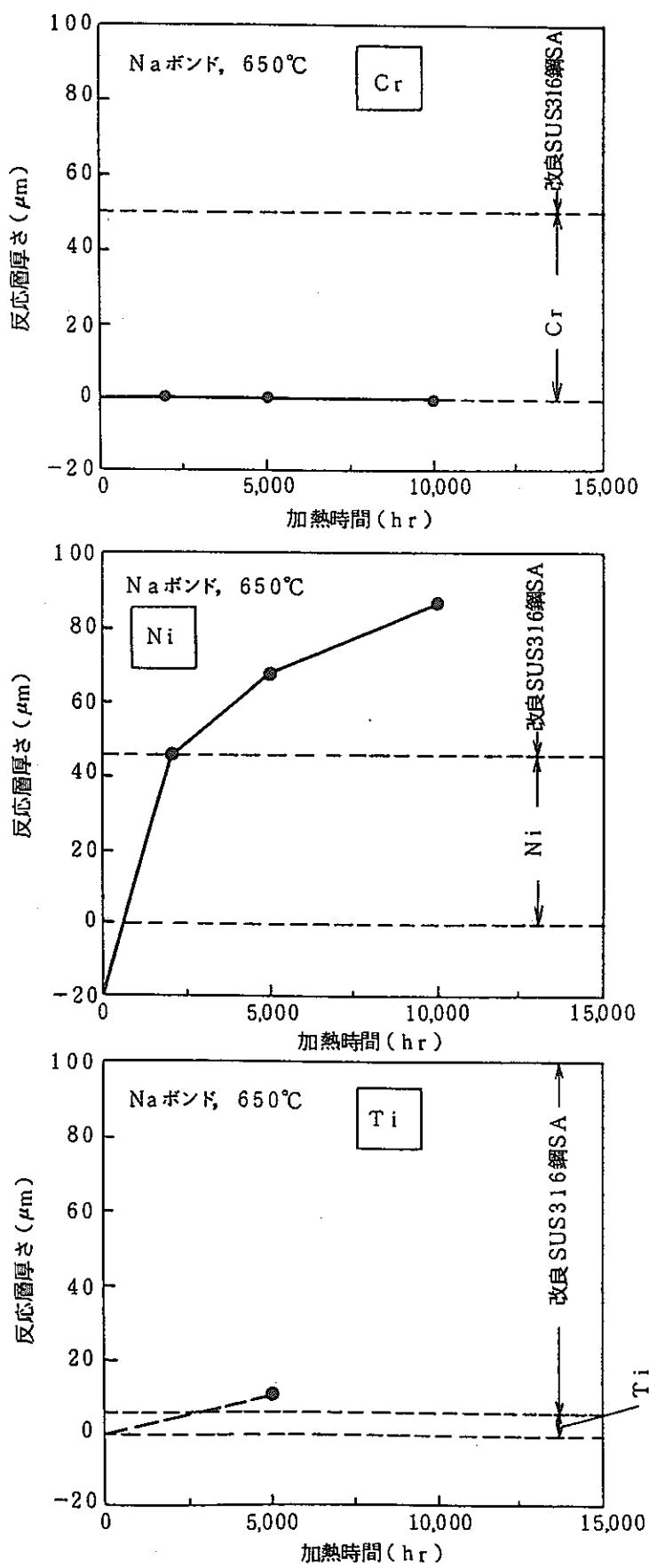
第VI-10図 被覆管コーティング材の反応(1) (650°C×10,000時間, 光学顕微鏡、硬さ)

\* Tiコーティングは5,000hr

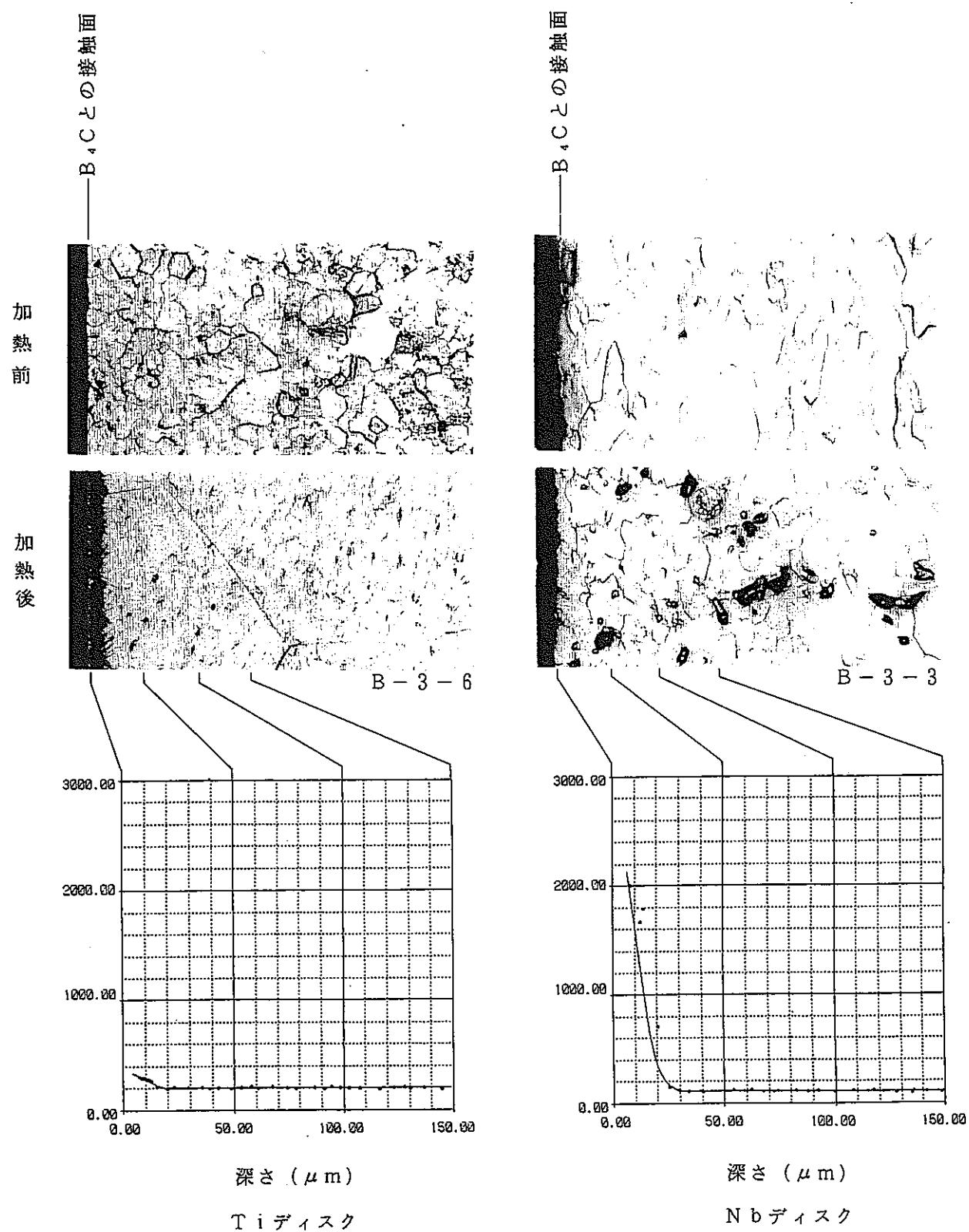


第VI-11図 被覆管コーティング材の反応(1) (650°C×10,000時間, EPMA)

\* Tiコーティングは5,000hr



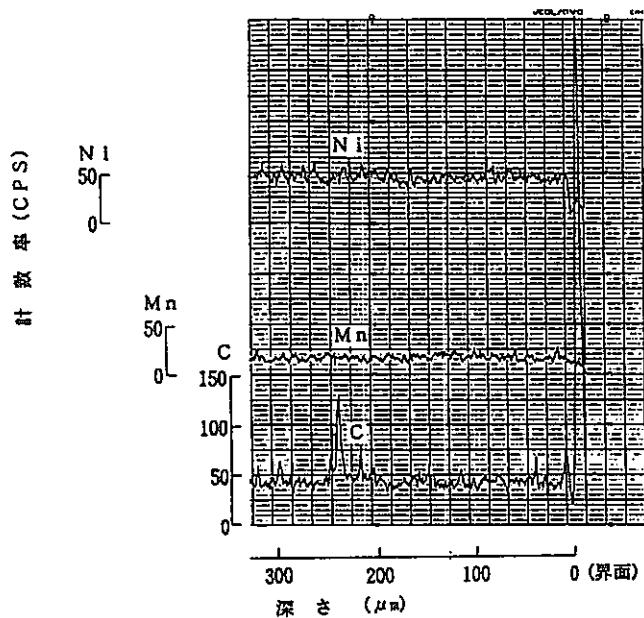
第VI-12図 被覆管コーティング材の反応層厚さ



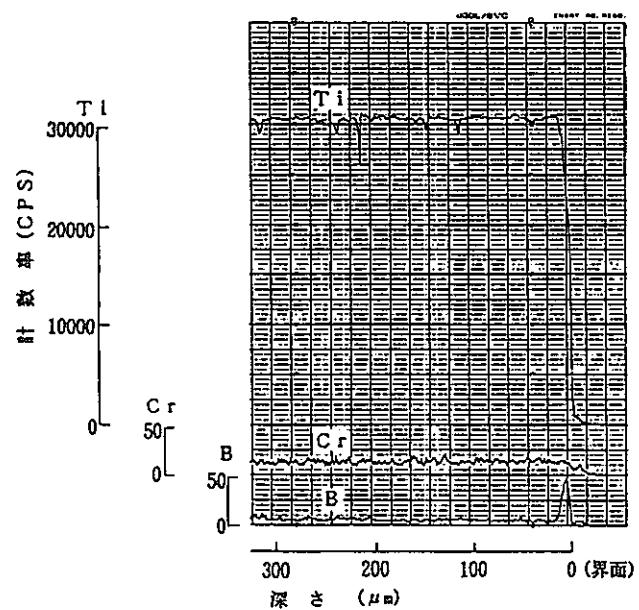
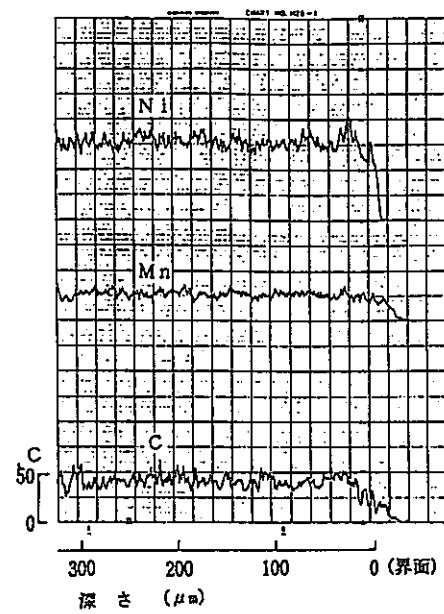
第VI-13図 被覆管コーティング材の反応(2)

(650°C × 10,000時間, 光学顕微鏡、硬さ)

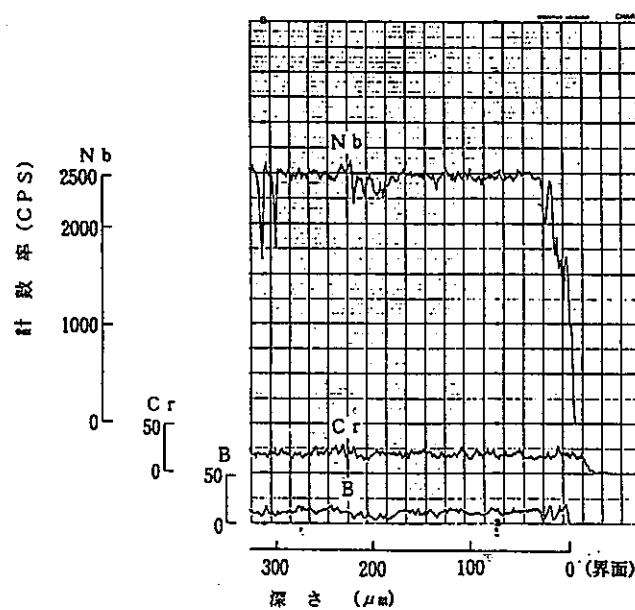
B - 3 - 6



B - 3 - 3



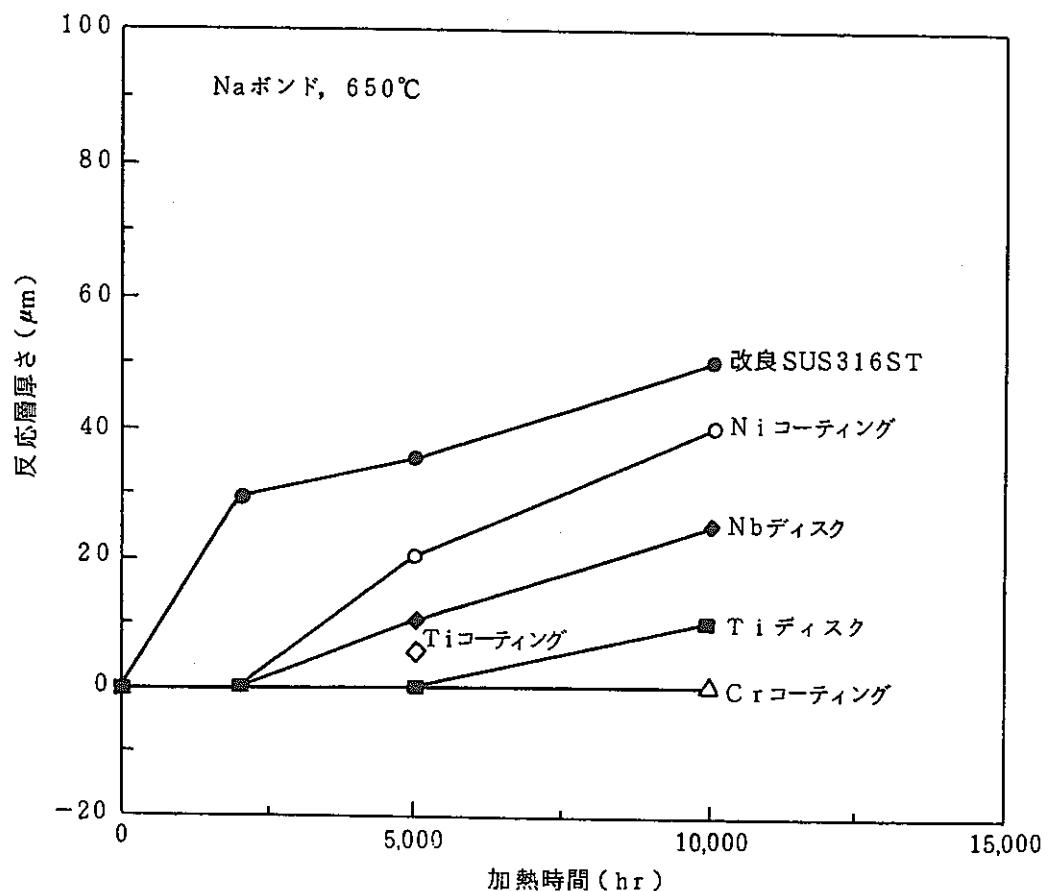
Ti ディスク



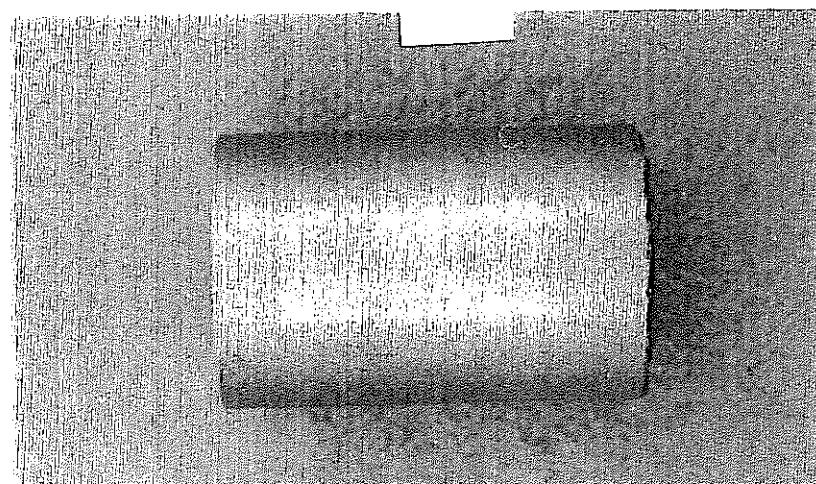
Nb ディスク

第VI-14図 被覆管コーティング材の反応(2)  
( $650^{\circ}\text{C} \times 10,000$ 時間, EPMA)

コーティング試料：ベース材（改良SUS316 ST）の反応層厚さ  
 ディスク試料 : ディスクの反応層厚さ

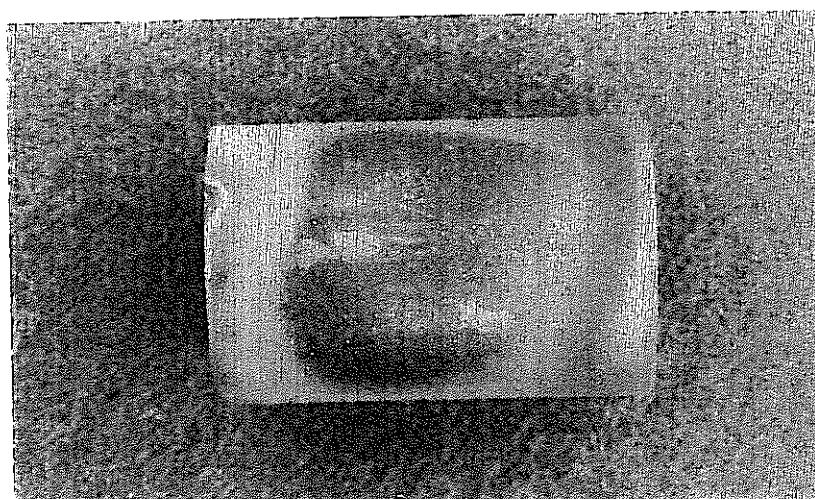


第VI-15図 被覆管コーティング材の反応層厚さ



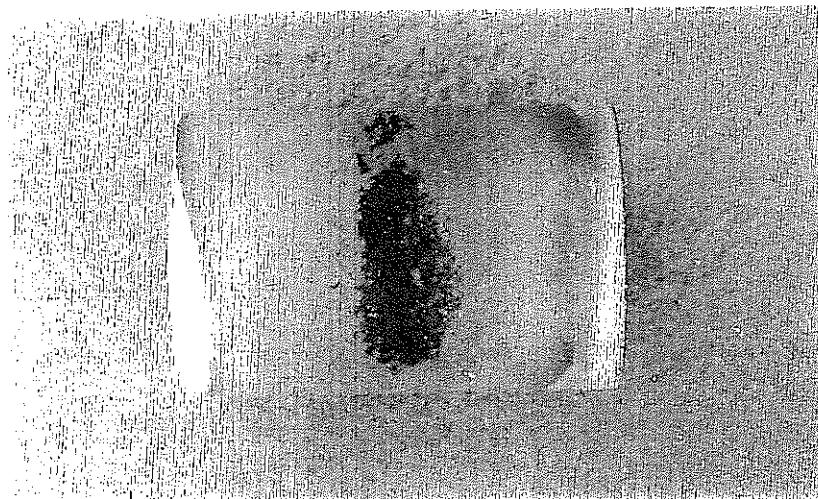
Sample No.A-4-2

450°C



Sample No.A-8-2

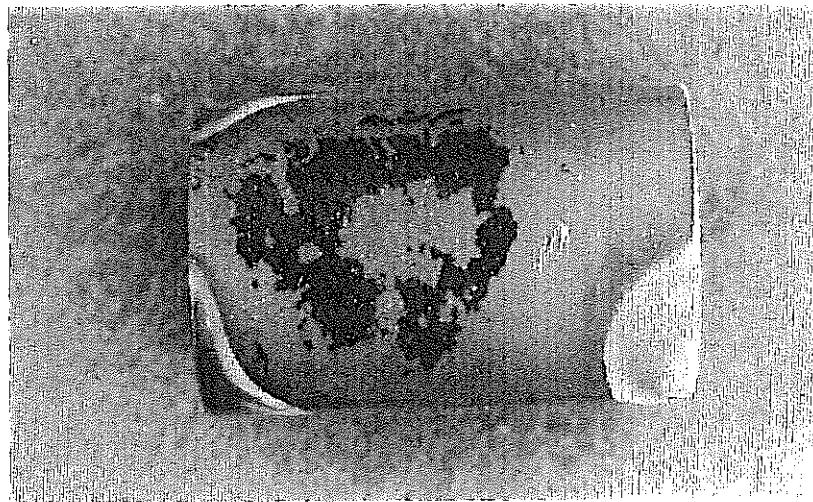
550°C



Sample No.A-9-2

650°C

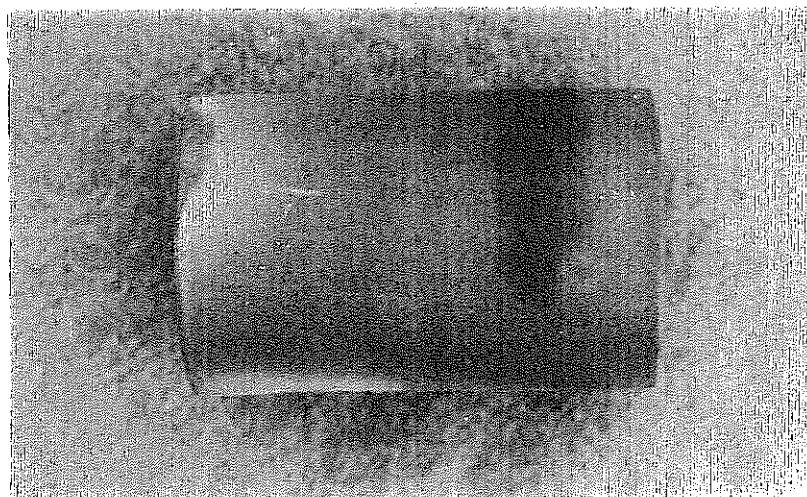
写真VI-1 Naボンド20,000時間加熱後の高密度及び  
低密度B<sub>4</sub>Cペレットの外観代表例



Sample No.A-11-2

650°C

a ) 高密度 (95% TD)

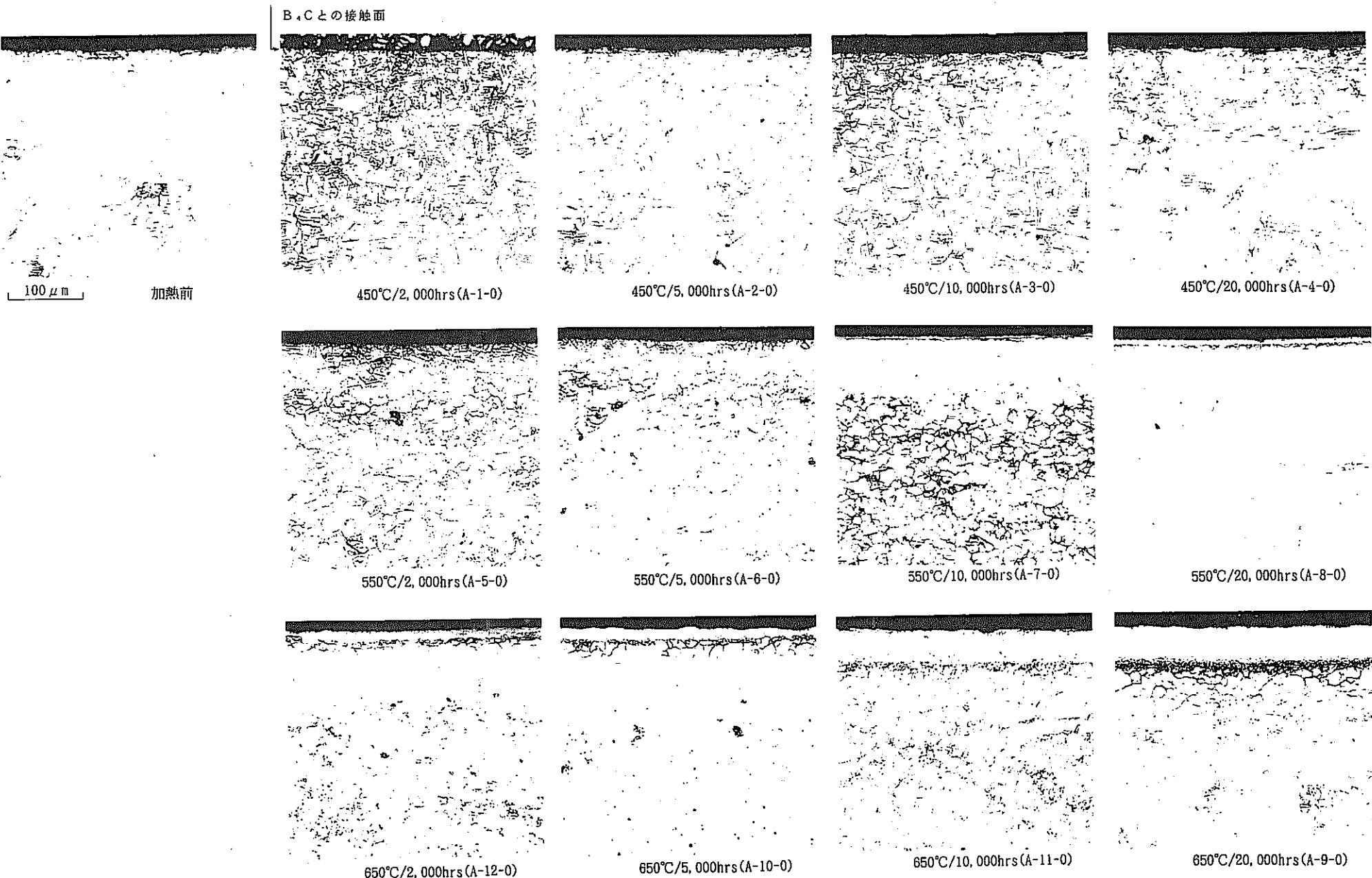


Sample No.C-3-5

650°C

b ) 低密度 (90% TD)

写真VI-2 Naボンド650°C×10,000時間加熱後の  
高密度B<sub>4</sub>Cペレットの外観代表例



写真VI-3 キャプセル管の反応層（光学顕微鏡）

## 添付資料VII Na ボンド型制御棒の洗浄貯蔵試験

「常陽」では使用済Naボンド型制御棒の乾式貯蔵等の設備対応が難しいことから、湿式洗浄貯蔵の安全性を確認するための試験を実施してきた。これまでに実施した、一連の洗浄・貯蔵試験を第VII-1表に示す。以下に各試験について説明する。

## 1. 水中貯蔵基礎試験

### 1.1 概 要

Naボンド型制御要素内部に残留した、Naの洗浄性及び水中浸漬時の安全性を確認するため、Na充填要素（ダミー）を装填した密封容器に給水する、水中貯蔵基礎試験（I, IIの2回）を実施した。本試験の概要は以下のとおりである。

#### (1) 試験装置

第VII-1図のとおり

#### (2) 試験体（各試験1本）

第VII-2図のとおり（本ピンは、炉外で3本同時にNa充填した。第VII-2図の内部Na分布は、そのうち洗浄せずに解体した1本の観察結果である。）

#### (3) 試験方法

試験体をArガス雰囲気で容器内に装荷後、給水し、圧力等によってNa－水反応を監視した。基礎試験IIでは試験体表面に熱電対を設置した。試験後は、試験体の解体、内部観察を行った。また、試験排水の分析を行った。

## 1.2 試験結果

### (1) 計装監視結果（圧力、熱電対等）

#### ① 基礎試験I

給水直後は暫く圧力変化がなく、約12.5時間後に圧力上昇が開始した。その後約20分間かけて、ほぼ全量のNa反応に相当する圧力上昇が記録された。以降圧力が安定したため試験を終了した。

第VII-3(1)図に基礎試験IにおけるNa－水反応による圧力上昇曲線を示す。

#### ② 基礎試験II

給水直後に圧力上昇が開始され、約20分間かけてほぼ全量のNa反応に相当する圧力上昇が記録された。以降圧力が安定したため試験を終了した。

試験体のNa充填領域の上端、下端の表面に設置した熱電対の指示値より、N

a - 水反応は、水が入る上部から下部に向かい、順次進行することが確認された。

第VII-3(2)図に基礎試験Ⅱにおける圧力及び温度の時間変化を示す。

## (2) ピン解体結果

### ① 基礎試験 I

ダミー要素の解体、目視観察の結果、金属Naは残っていないものと判断された。また、被覆管の変形等は認められなかった。

### ② 基礎試験 II

ダミー要素の解体、目視観察の結果、金属Naは認められなかった。しかし、予想Na重量に対する圧力増分が基礎試験Iより低いこと、ベント管に僅かな目詰まりが確認されたこと等から、基礎試験IIのピン内には僅かにNaが残留していたものと判断される。なお、被覆管の変形等は認められなかった。

## (3) 基礎試験 I, II の結果の比較

基礎試験I, IIの結果を比較して第VII-2表に整理する。また、基礎試験I, IIの圧力上昇カーブを比較して第VII-4図に示す。

反応中の圧力上昇曲線は基礎試験I, IIで非常に良く一致（第VII-4図参照）しており、反応形態には十分な再現性があることが分かった。Naの反応速度は、ピン内の構造とNa分布状況でほぼ決まると考えられる。基礎試験IIでは、給水から反応の開始までに潜伏時間（基礎試験Iでは約12.5時間）がなかった。この原因は、ベント管やNa流入管部におけるNaまたはその化合物の閉塞状況の違いによるものと考えられる。

計2回の試験でスパイク圧が生じるような急速な反応は起こらなかった。反応形態にも再現性があり同様であることから、本構造の湿式洗浄において急速な反応は起こらないものと考えられる。

## 1.4 基礎試験まとめ

2回実施した水中貯蔵基礎試験の結果から、上部充填型を水中に浸漬したときの各部（スプリング部、ギャップ部等）でのNa反応状況が明らかになり、その再現性も確認できた。スパイク圧等の急激な反応はなく、「常陽」洗浄貯蔵設備における試験が安全に実施できると判断された。

## 2. 「常陽」洗浄貯蔵設備での試験

### 2.1 概 要

基礎試験で水中浸漬時の安全性が確認されたため、AMIR予備品を用いたNaボンド型制御棒洗浄模擬体（WDCR01）にNaボンドダミーピンを装荷し、「常陽」設備におけるNa充填及び洗浄性試験を行った。第VII-5 図にWDCR01及びダミーピンの概略図を示す。

また、洗浄後圧力計付缶詰缶に装荷し、水中貯蔵を行った。

今回の試験実績フローを第VII-6 図に示す。主な結果を以下に示す。

### 2.2 試験結果

第VII-3 表及び第VII-7 図に洗浄データを示す。比較のため、第VII-3 表には従来のAMIR洗浄データの平均値を併記した。WDCR01洗浄データの特徴は、蒸気洗浄時の水素濃度及び脱塩水洗浄時の導電率が従来AMIRより低く、水素濃度の安定が約40分後（通常約15分）と遅い点が挙げられる。

また、缶内水分析の結果、水中に含まれるNaは43時間後約65g、75日後約71gとなる。従って、缶内水中のNa濃度は初期に増加し、その後はほぼ一定であったと考えられる。缶詰後の圧力は、約75日間継続して緩やかに上昇していた。圧力監視データを第VII-8 図に示す。缶内プレナム1000cc、温度20°Cとすると、Na反応量は19gと概算される。

缶詰缶からWDCR01を取り出し、集合体γ線測定と、解体による内部観察を行った結果、ピン内に金属Naの残留が確認された。残留状況を第VII-9 図に示す。Na量は解体観察から約120g、一方γ線解析からは114gと評価され良く一致した。本報では120gとして整理する。

解体時の状況は下記に示すとおりである。

- (1) 7本中2本のピン内部には金属Naが見られず、少量のNaOH溶液が残留していた。（以下これら2本をNa無ピンと称す。）
- (2) 残り5本は、ダミーペレット被覆管間ギャップ部の下端から50cm程度の範囲に、すき間無く金属Naが残留し、少量のNaOH溶液が残留していた。なお、何れのピンにもベント孔、Na流入管、スプリング部、ギャップ上部に金属Naは認められなかった。（以下これら5ピンをNa有ピンと称す。）

(3) その他WDCR01の集合体部材に金属Naの付着は認められなかった。

## 2.3 考 察

### (1) Na反応状況予測

蒸気反応の収束に時間を要した原因は、ピン内部のNaが僅かに蒸気と反応し続けたためと考えられる。導電率が従来AMIRより低い原因是、燃交時(250°C)のNaの濡れ性が悪く表面に付着するNaが少ないことが考えられる。

各工程でのNa反応状況は以下のとおり予測される。これらを整理し第VII-10図に示す。

$$\text{洗浄槽でのNa洗浄量} : 1\text{回目導電率値 } 96\text{g} \text{ (表面付着Na)} + \text{缶内水Na量 } 71\text{g} \text{ (ピン内NaOHの拡散)} = 167\text{g}$$

缶詰後のNa反応量 : 圧力増分 19g

解体時の残留Na量 : 観察結果及びピン寸法より 120g

WDCR01 付着Na総量 :  $167 + 19 + 120 = 306\text{g}$

ピン内部の充填量 :  $306 - 96 = 210\text{g}$

一方、ピン内部空間体積からNa充填量求めると 265g となり、上記の計算と若干のズレを生じた。空間体積から求まるのは理論上の最大値であり、一方総量から表面付着量を差し引く手法は、2回目以降の導電率測定結果を無視しているため、低めの可能性がある。従って初期のNaのピン内充填量は、210g~265gの間にあると考えられる。

### (2) 金属Na残留の原因究明

先行実施したピン単体での基礎試験I, IIではピン内金属Naがほぼ全量水と反応したにもかかわらず、本設試験では7本中5本に未洗浄Naが確認された。原因としては、以下のものが考えられる。

- ① 流体充填機構の設計不具合
- ② コンパートメント管による水浸入阻害
- ③ 圧力、日数等試験条件の相違による洗浄性の悪化
- ④ 蒸気洗浄による影響（内圧上昇等による水浸入の阻害？）
- ⑤ ベント孔、Na流入管、ベント管等の金属Na閉塞による水浸入不可
- ⑥ NaOH、水素、酸化被膜等による反応停止

これに対し、本試験での事実関係を以下に列挙する。

- ・Na有ピン内にも少量のNaOH水溶液があり、金属Naと共に存していた。
- ・ベント孔部及びNa流入管部にNaはなく、水浸入経路は開孔していた。
- ・圧力は緩やかに上昇していたが、これに相当するNaは19gと微量である。
- ・スプリング部、ギャップ部上部にNaはなく、洗浄されたと判断される。
- ・Na有ピンの残留Na分布は5ピンとも一致しており、再現性がある。
- ・缶圧力は基礎試験で2.35~2.58kg/cm<sup>2</sup>G、今回約4.8kg/cm<sup>2</sup>Gである。
- ・浸漬時間は基礎試験で約2週間、今回約75日間である。
- ・基礎試験との違いは、充填機構改善により、Na充填率が基礎試験約70%に対し、今回ほぼ100%（炉外試験実績）に高まっていた点のみである。

想定原因のうち、①及び②は、実際Naは充填していることから除外した。③は基礎試験に比べて水が浸入しやすい圧力、日数条件のため除外した。④は、前述の事実関係だけでは判断できない。⑤は、原因として有力であり、解体時にベント孔、Na流入管は開孔していたため、閉塞箇所はベント管（ガスの放出経路）に絞り込まれた。⑥も、ピン内に少量の水とNaが共存していたことから原因として考えられた。今回のように縦置きで上方から洗浄する場合には、NaOHがバリアとなった可能性が高い。

以上、原因としては⑤、⑥の相乗効果、すなわち、金属Naでベント管が閉塞し、水が僅かしか入らなかったために、NaOH層が形成し、反応が極めて緩慢になった、というモデルが考えられた。但し前述のとおり④蒸気洗浄の影響も否定できず、状況整理だけでは原因の特定に至らなかった。

そこで、Naを充填した状態（重量増からほぼ100%充填）で保管されている同一仕様のダミーピンを使用し、水中貯蔵基礎試験Ⅲを実施した。蒸気洗浄を行わずに水中に浸漬し、Na残留状況を確認することによって、前述のベント管閉塞、あるいは蒸気洗浄の影響の何れが主原因であったかを判定するためである。

結果は、注水直後の圧力上昇が確認されたが、その後圧力上昇は極めて緩慢になった。試験期間中の圧力上昇曲線を第VII-11図に示す。試験後の解体では、ギャップ部のほとんどのNaは残っており、ベント管の目詰まりが観察された。また、ピン内水も基礎試験Ⅰ、Ⅱで20~30cc程度採取できたのに対し、今回僅か1cc程度しか採取できなかった。以上の結果より、主原因はベント管閉塞によ

る水浸入の阻害とNaOH層の形成と判断した。

基礎試験でNa充填率が低くベント管閉塞が無かったと仮定した場合の挙動予測を比較して第VII-12 図に示す。本挙動はアクリルモデルによる水中試験でも確認した。水の浸入量は外圧による内部空間の圧縮分と考えれば、水量は概ね一定となるため、Na有ピンのNa残留状況に再現性があったこととも符号する。

なお、NaOHの吸湿性の高さから、第VII-8 図、第VII-11 図のように緩やかな反応が継続したものと考えられる。これらの圧力データをNa反応量に換算した結果を第VII-13 図に示す。集合体当たりの反応速度は 0.25g/day となる。基礎試験Ⅲでは 0.04g/day となり、ピン本数の違いを考慮すると両者は良く一致する。

### (3) 実機における想定Na残留量

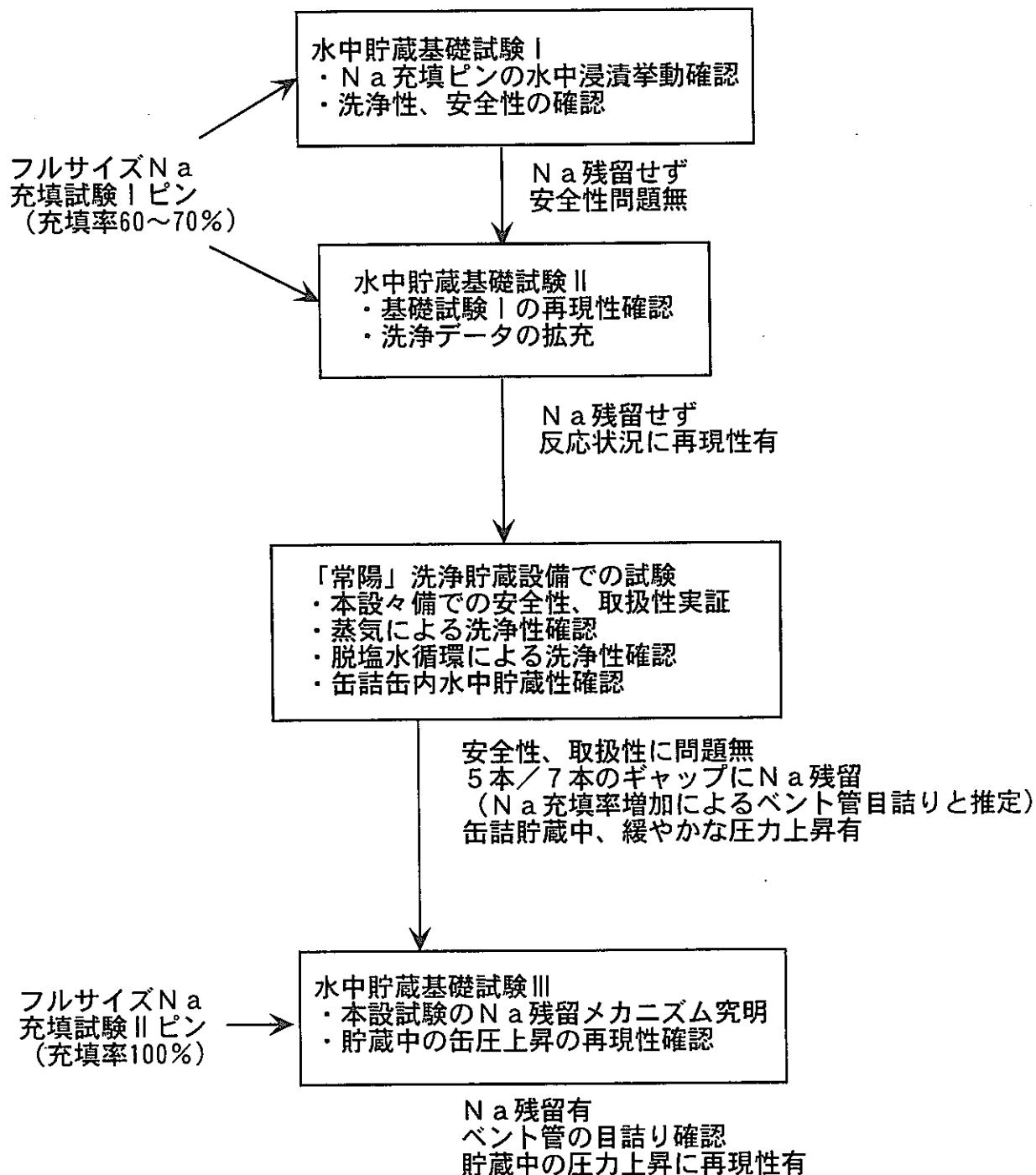
炉外取出し時、ドレンされない部分の空間容積は、1ピン当り約30gである。また、ピン外の付着量は、Heボンド型の実績から、約50g程度であり、多く見積もってもNaボンド型制御棒の付着Naの総量は、最大300g程度である。

一方洗浄後は、本設試験結果から、ペレット一被覆管ギャップ部全部に残ると想定すれば十分であり、1ピン当り約20g、制御棒当り140gとなる。

## 2.4 「常陽」洗浄貯蔵設備での試験まとめ

「常陽」洗浄貯蔵設備では、Naボンド型制御棒の「常陽」の洗浄貯蔵設備における取扱い性と、各工程でのNa洗浄状況が確認でき、また実機での予想Na残留量とそのメカニズムを明らかにすることができた。

しかしながら、最終処分の観点ではNaを除去しておくことが将来的な課題として残った。但し、貯蔵中の緩慢で連続的な圧力上昇があり、このデータから求めた平均反応速度 0.25g/day を適用すると、実機想定の残留Na 140g は 560 日程度で反応を完了する計算である。従って、長期水中貯蔵においては、Na除去の可能性がある。



第VII-1表 使用後の湿式洗浄性、貯蔵性に関する試験実績

第VII-2表 水中貯蔵基礎試験 I, IIの比較

基礎試験	I	II
N a充填量(重量測定)	21.5 g	20.6 g
全水中浸漬時間	約 280hr	約 279hr
給水～反応開始までの潜伏時間	約 12.5hr	0 (給水中に反応開始)
主要反応時間	約 22 分	約 23 分
圧力指示最大値 <sup>*1</sup>	2.58 kg/cm <sup>2</sup>	2.35 kg/cm <sup>2</sup>
スプリング部の反応速度	0.123 g/s	0.070 g/s
ギャップ部の反応速度	0.0118 g/s	0.00120 g/s
廃水中のN a分析値	17.7 g	16.6 g
ピン表面最高温度	測定せず	48.5°C
ピン解体及び観察結果 <sup>*2</sup>	N a観察されず	N a残留量約1 g

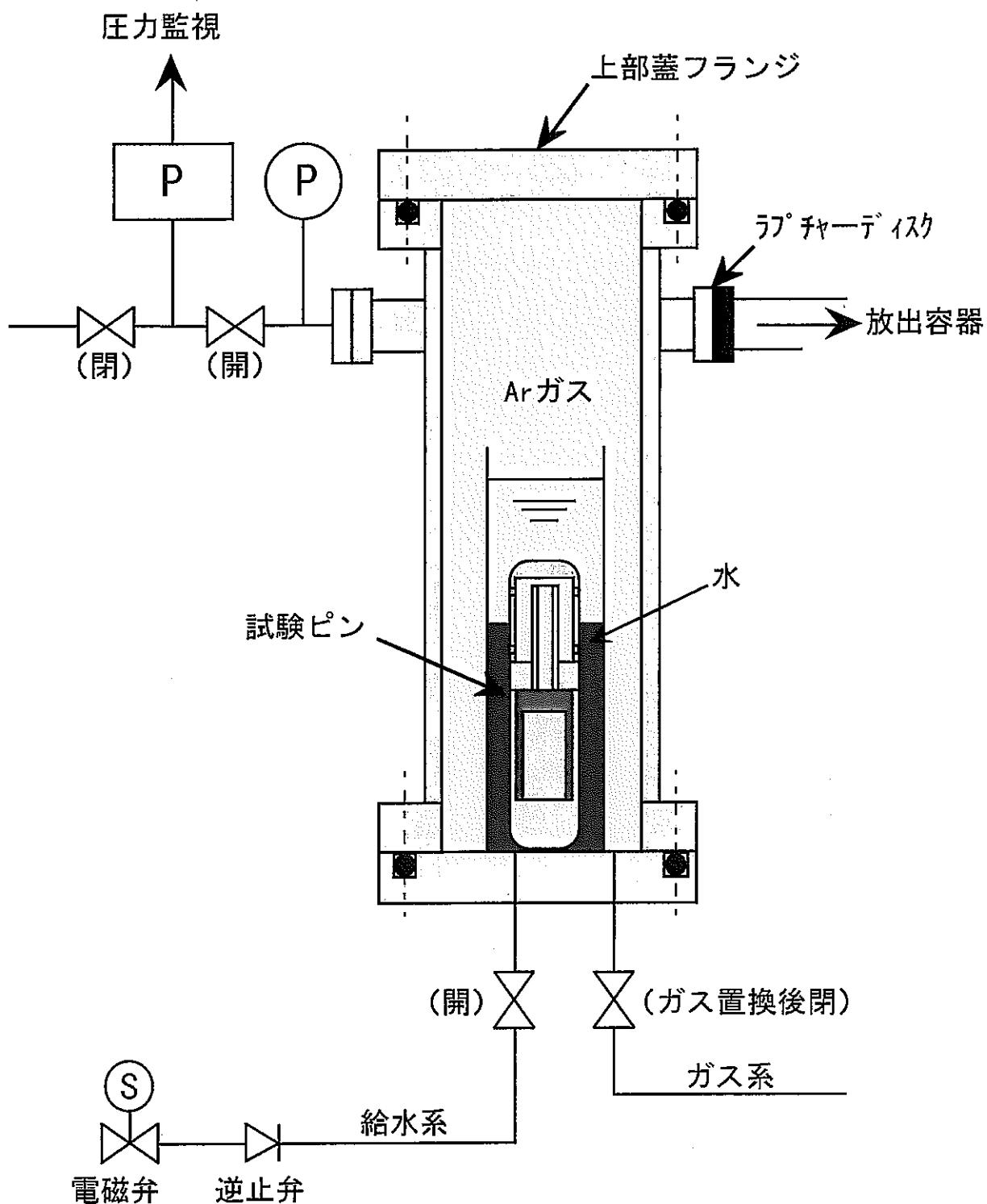
\* 1 試験容器本体内の絶対圧

\* 2 残留N a量1 gは、基礎試験 I, IIのデータの比較により概算した。

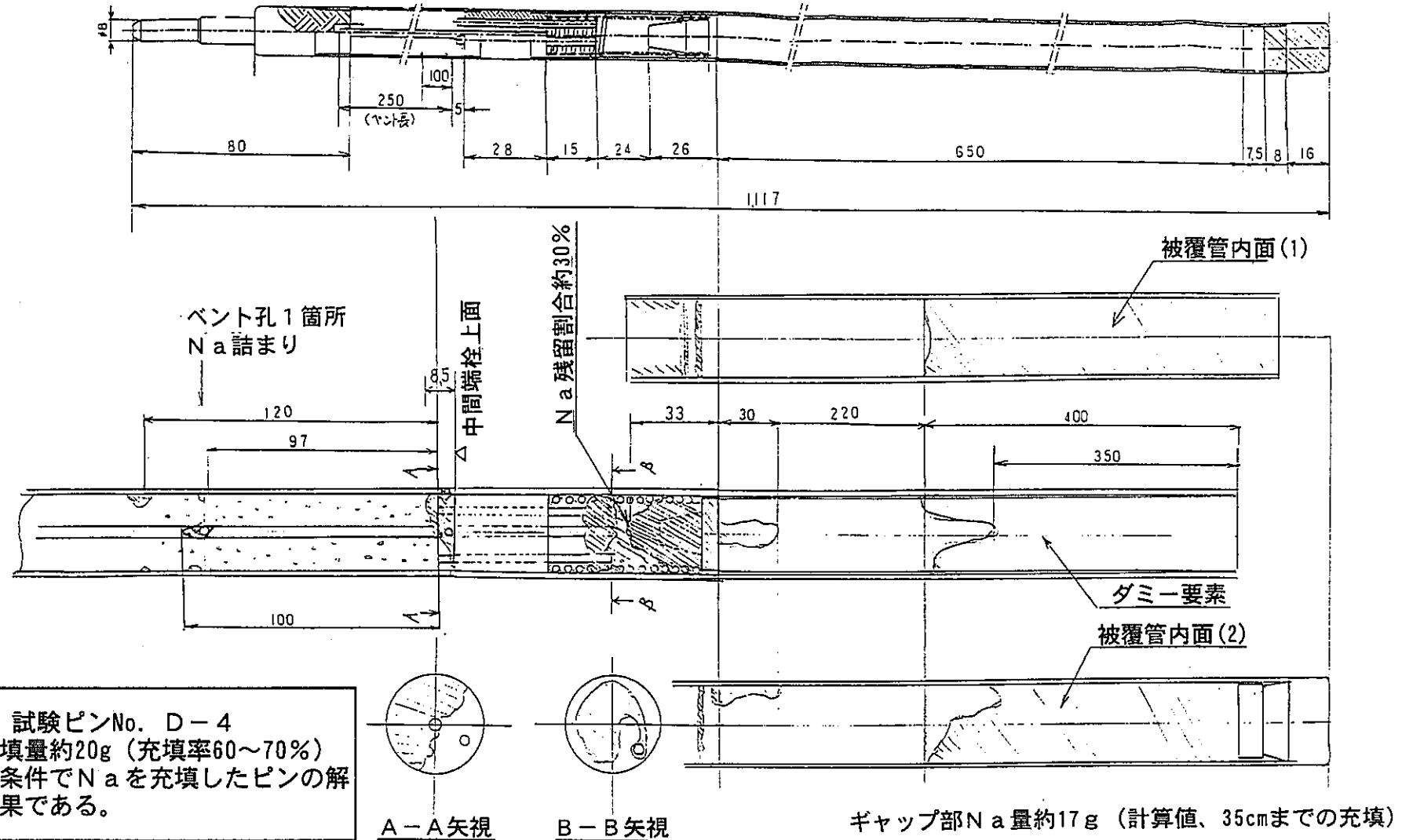
第VII-3表 WDCR01と従来AMIRの洗浄データの比較

項目	WDCR01			AMIR平均		
	洗浄データ	洗浄時間	反応Na(g)	洗浄データ	洗浄時間	反応Na(g)
蒸気洗浄時水素濃度 (%)	2.2	42分	56	2.6	通常15分	67
1回目水洗浄時導電率 ( $\mu\text{S}/\text{cm}$ )	2700	104分	96	3650	通常15分	130
2回目	"	220	10分	450	"	15
3回目	"	68	20分	30	"	1
4回目	"	33	10分	1	通常未実施	-

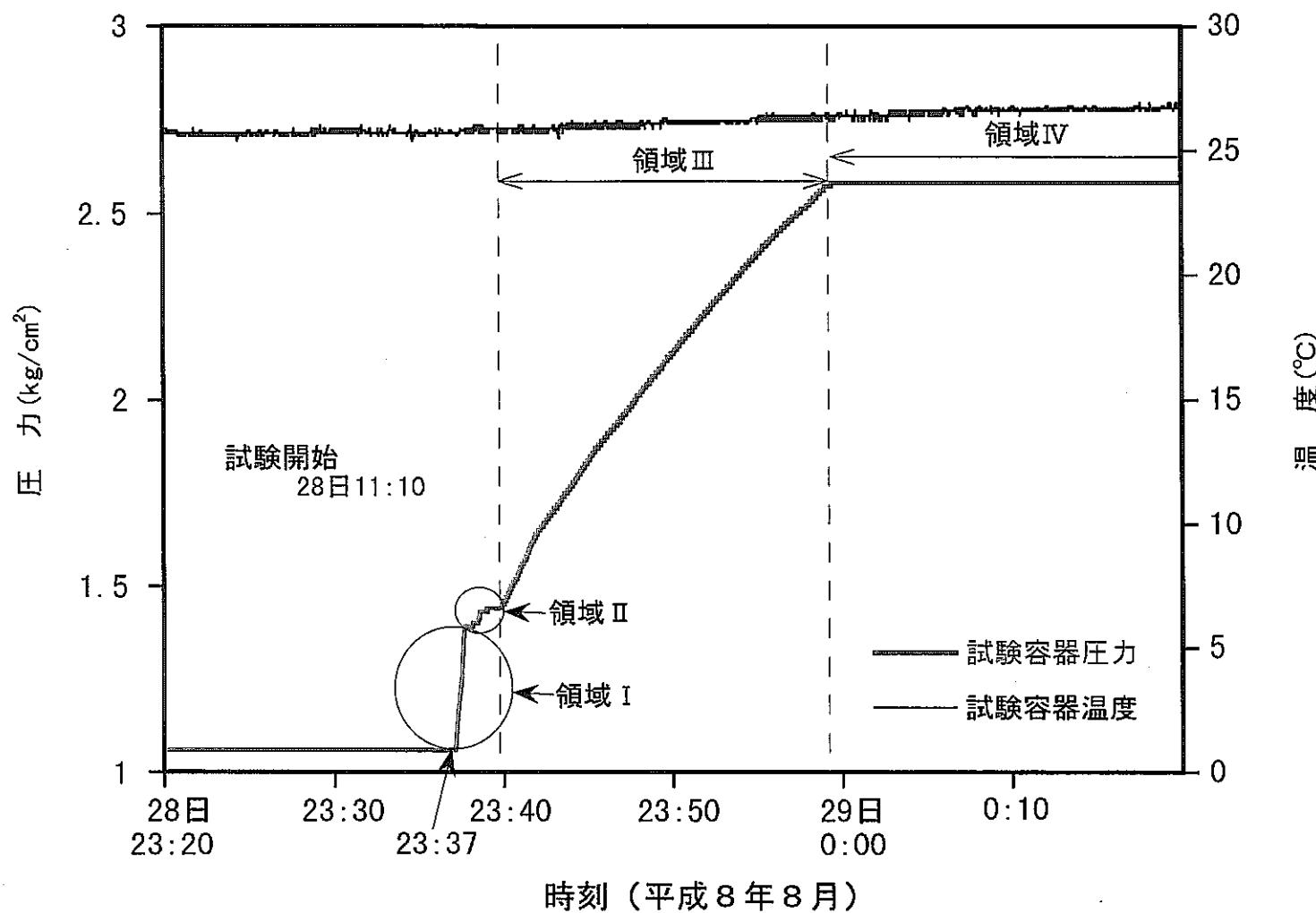
(注)通常脱塩水洗浄は3回であるが、洗浄管理基準値40  $\mu\text{S}/\text{cm}$ 以下に導電率を下げるため、4回目を実施した。



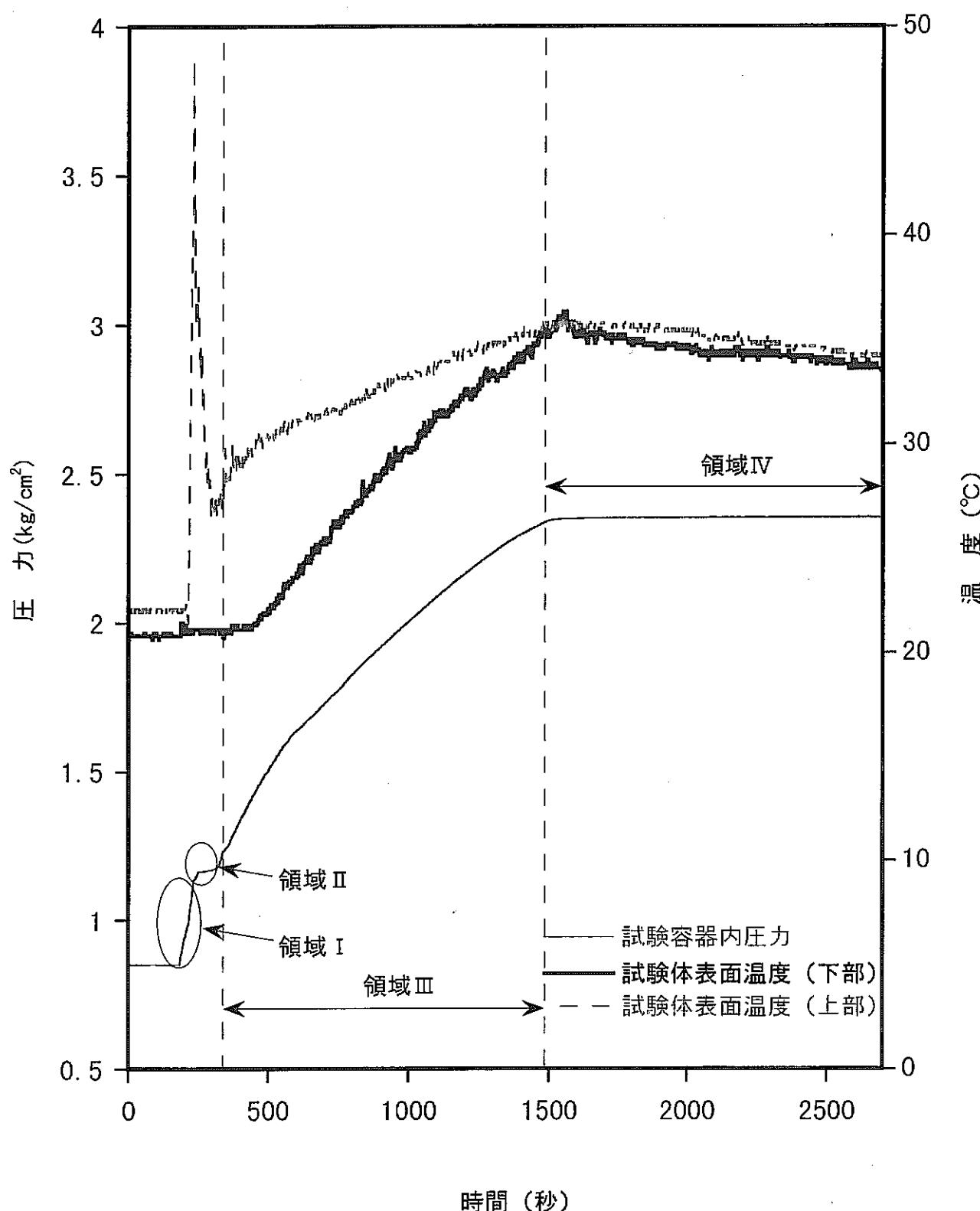
第VII-1図 試験容器内状態



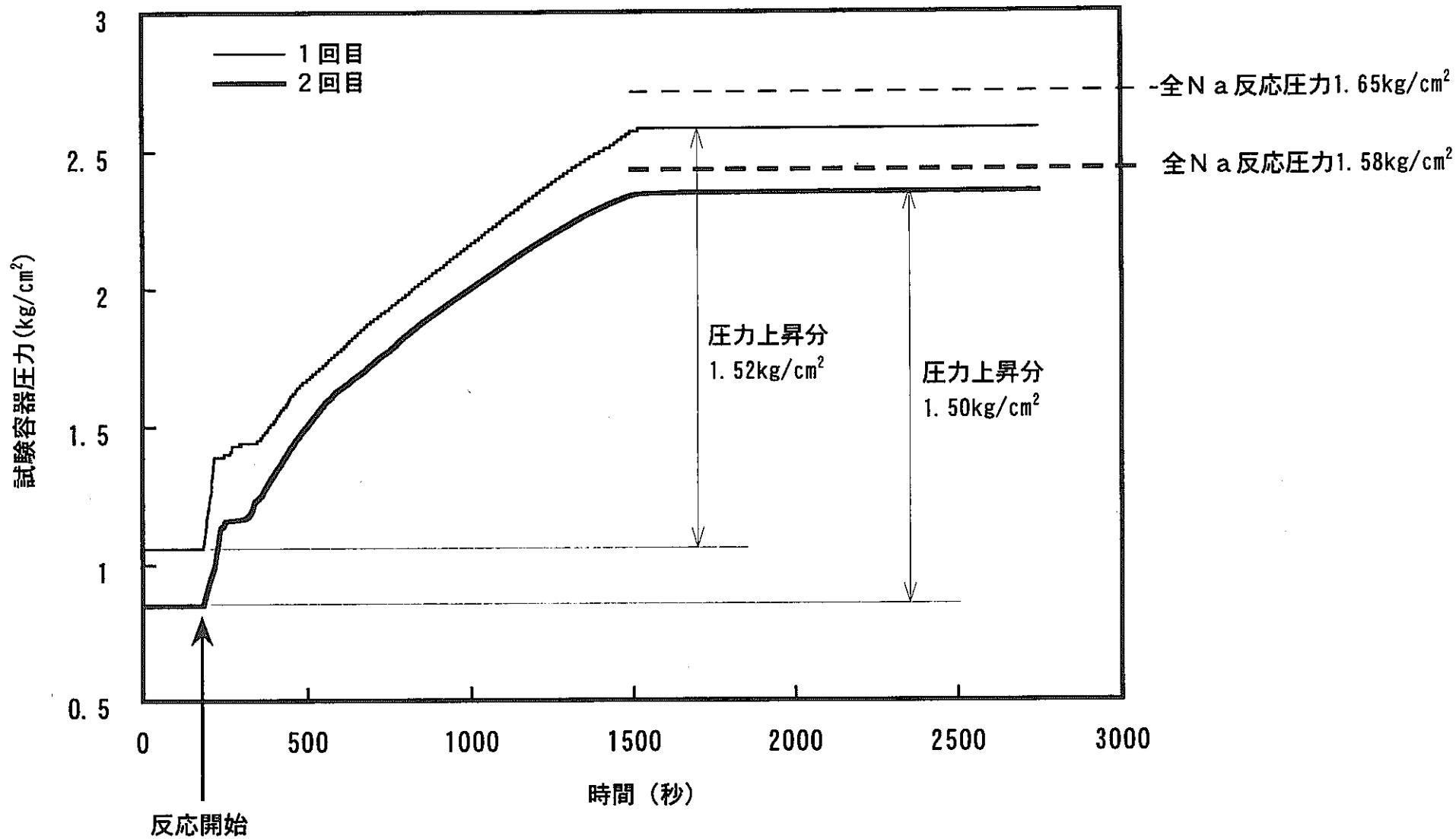
第VII-2図 ナトリウムボンドダミーピン構造図と内部Na充填分布



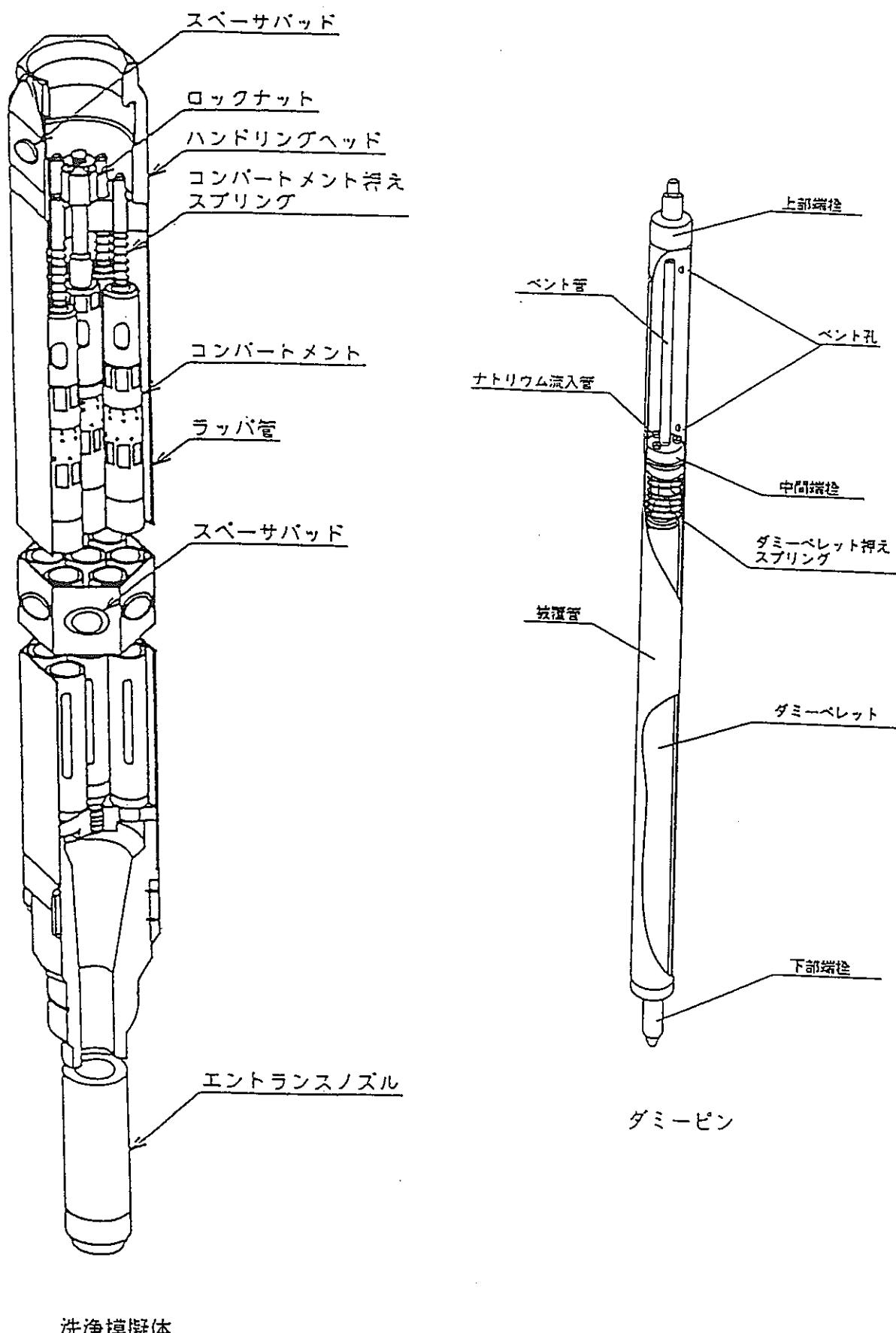
第VII-3(1)図 基礎試験 I のNa-水反応による圧力及び温度の時間変化



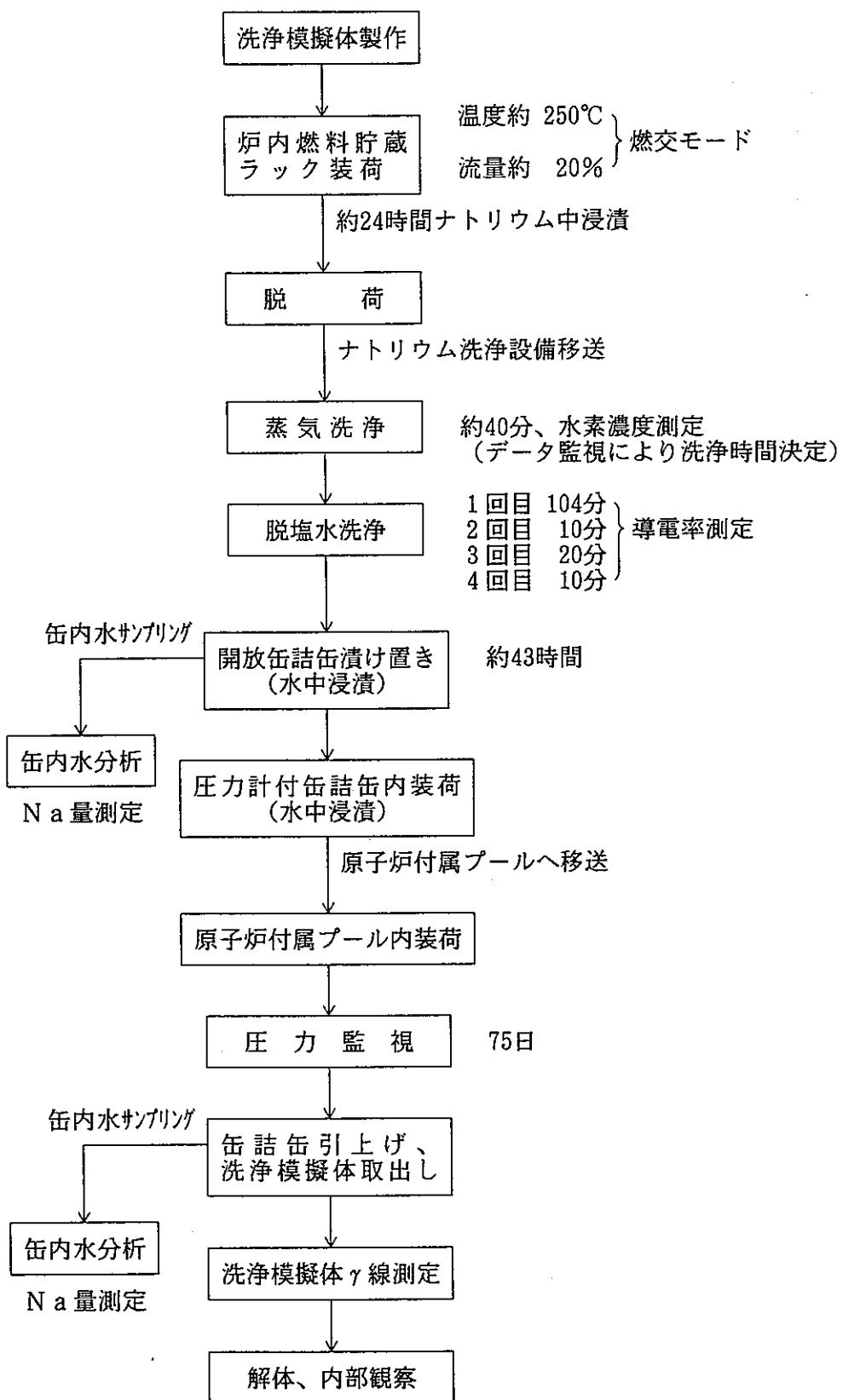
第VII-3(2)図 基礎試験ⅡのNa-水反応による圧力及び温度の時間変化



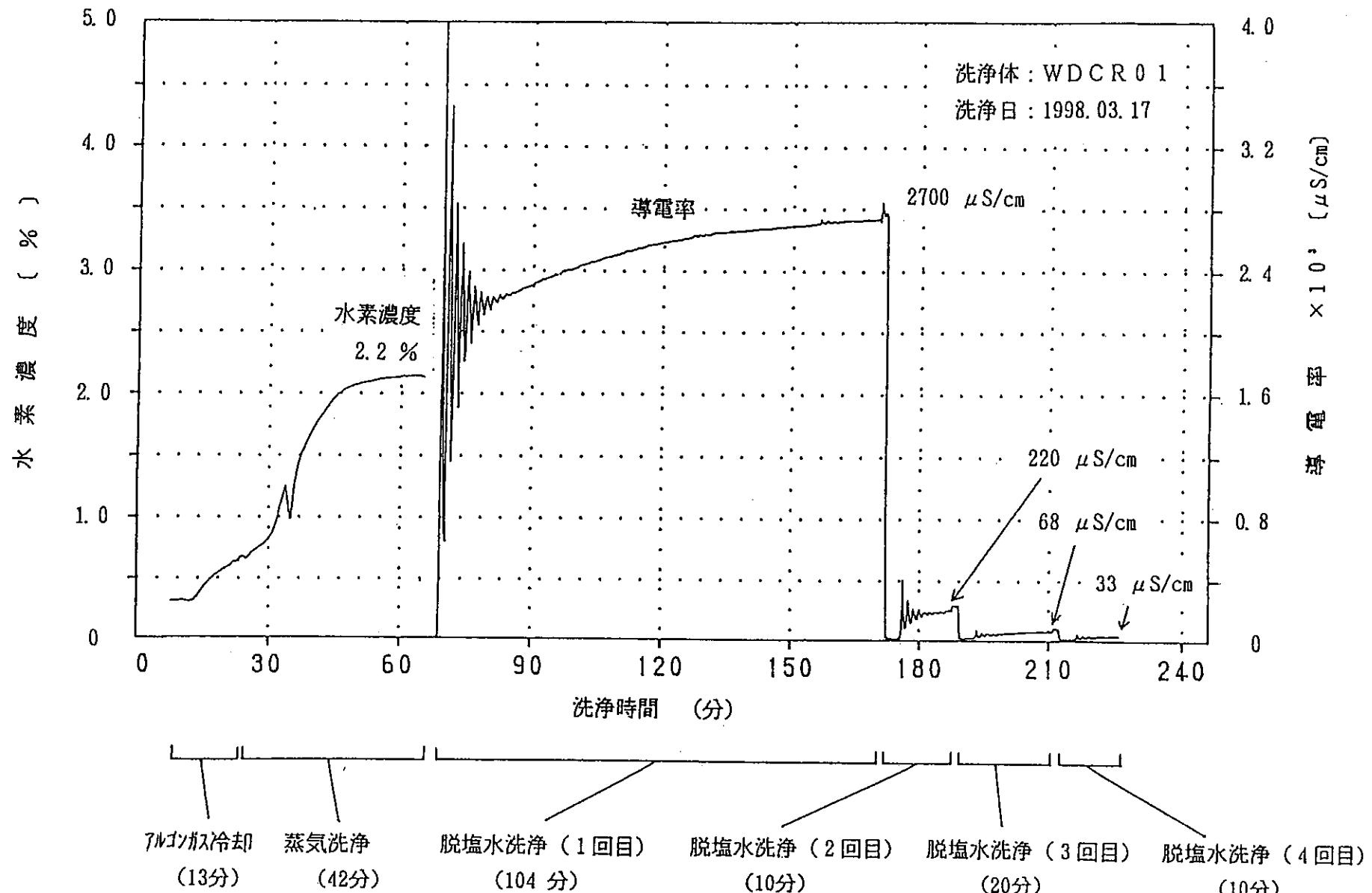
第VII-4図 基礎試験Ⅰ, Ⅱの圧力上昇曲線



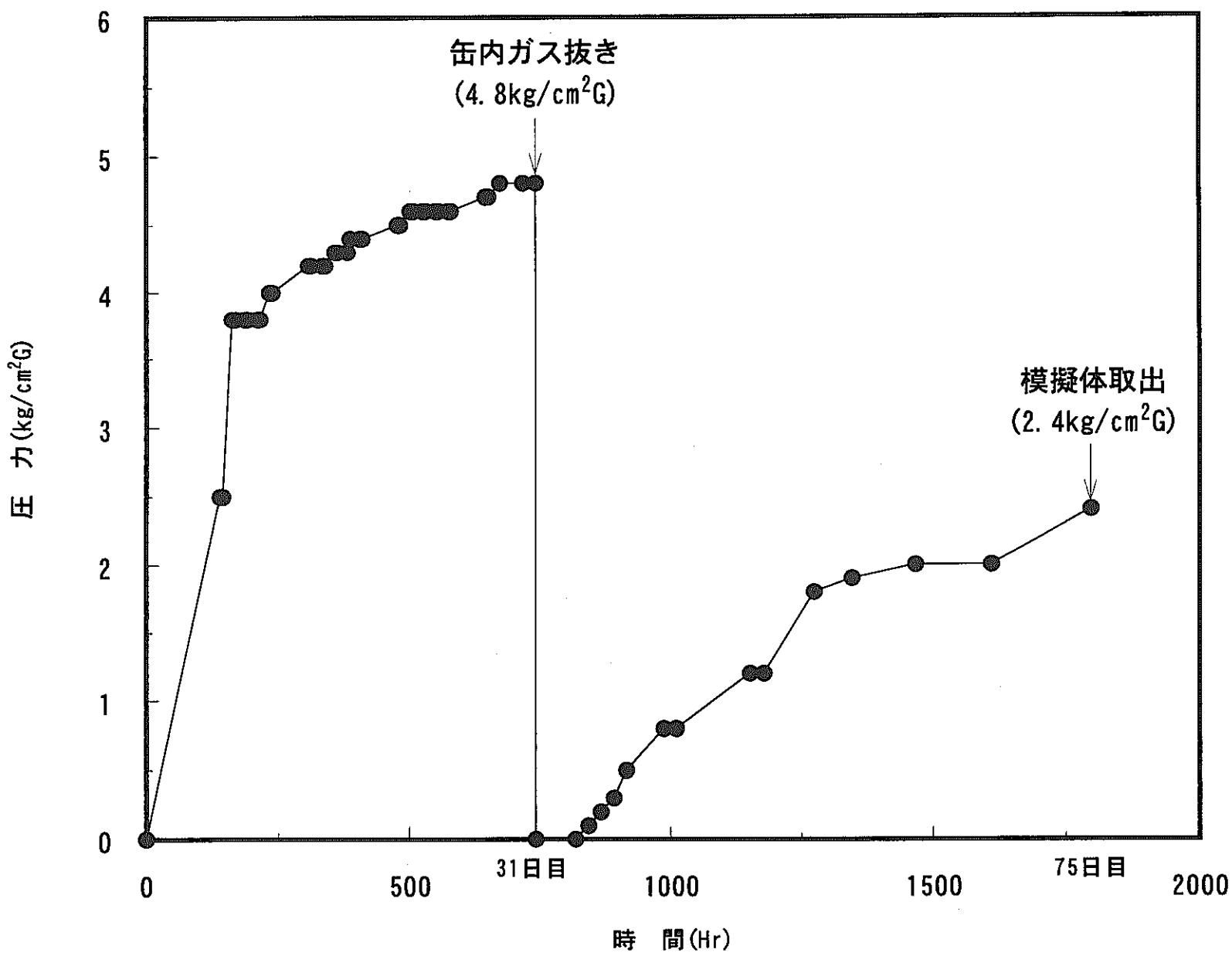
第VII-5図 Naボンド型制御棒洗浄模擬体及びダミーピン概略図



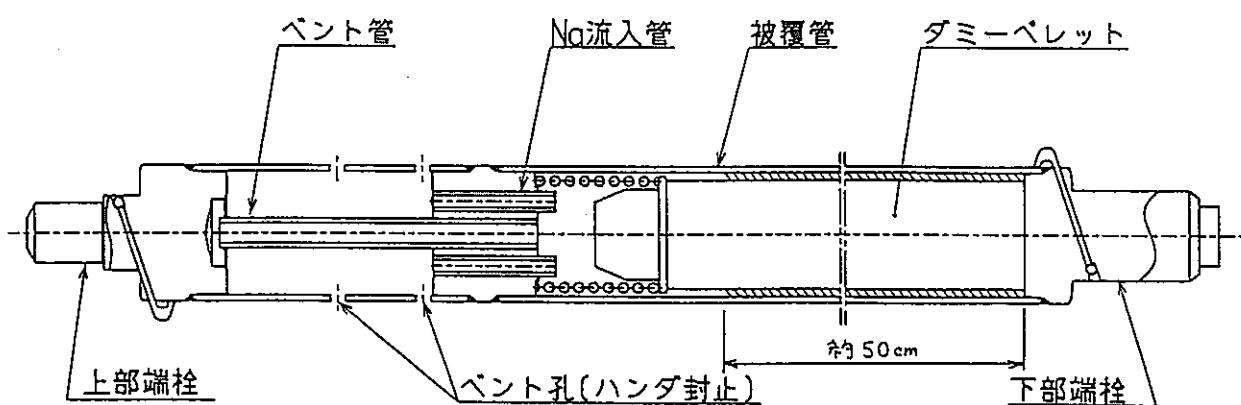
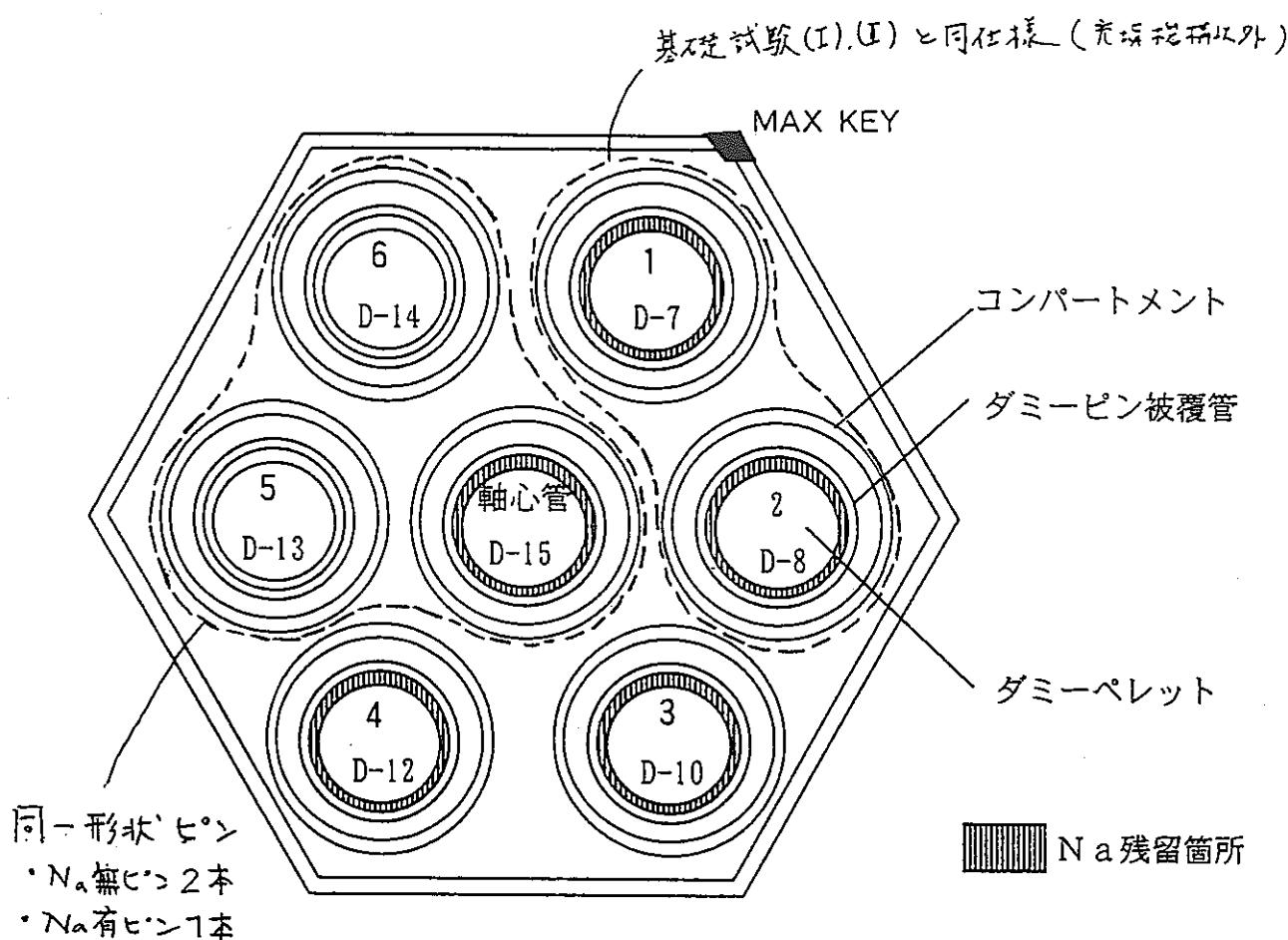
第VII-6図 試験フロー



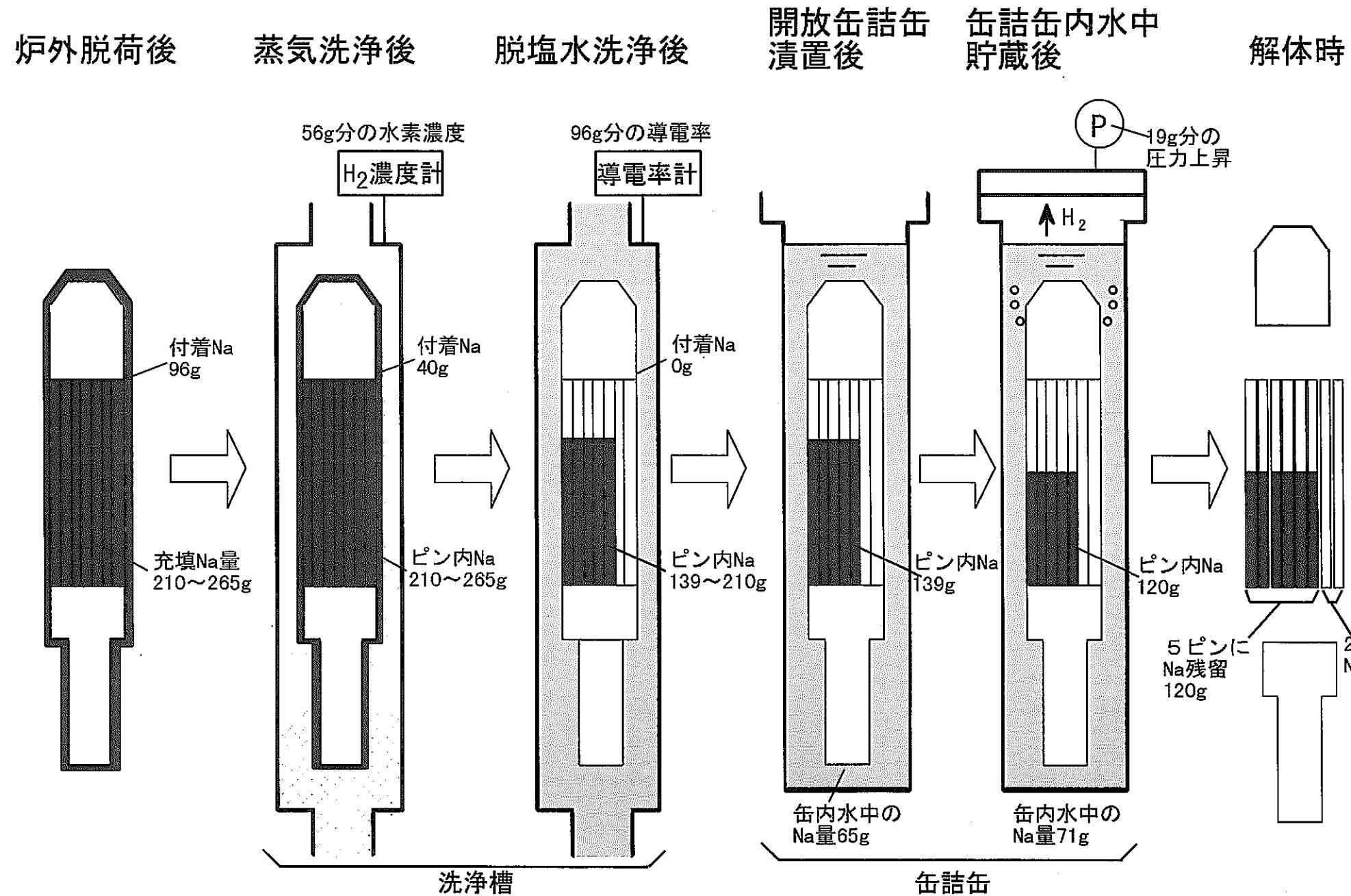
第VII-7図 洗浄データ



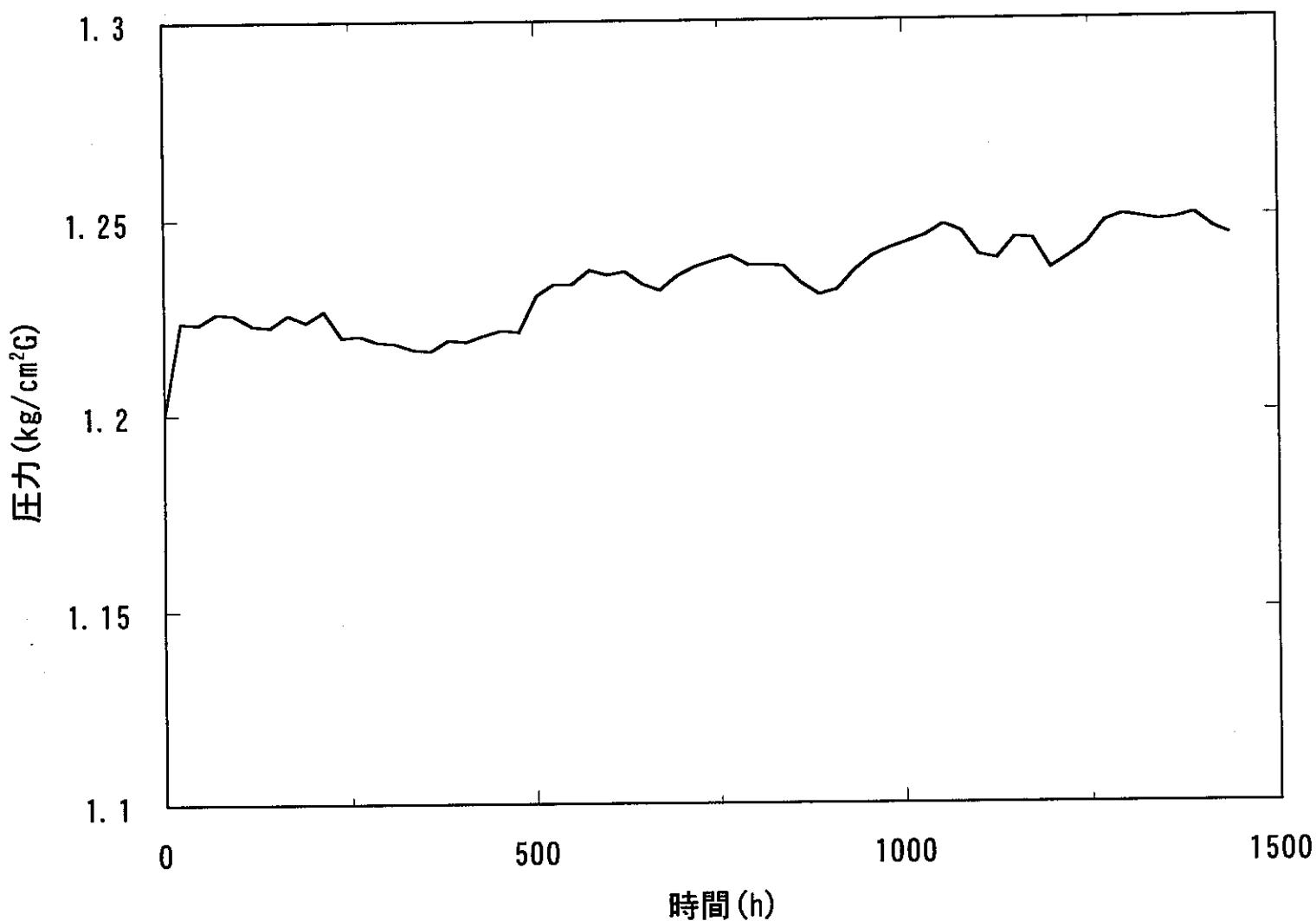
第VII-8図 圧力監視データ



第VII-9図 WDCR01におけるNa残留状況

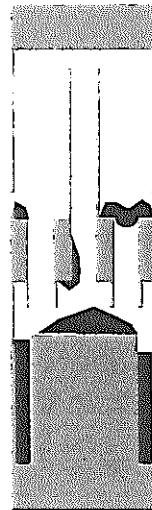


第VII-10図 洗浄性試験におけるNa反応状況予測

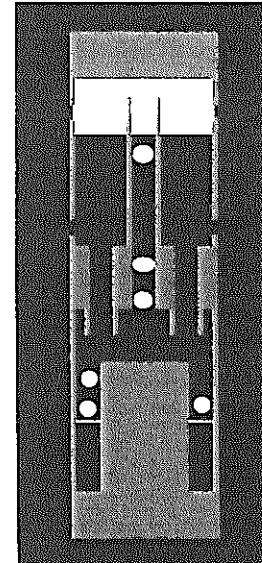


第VII-11図 試験中における試験容器内圧力曲線  
(試験開始温度 28 °Cで補正)

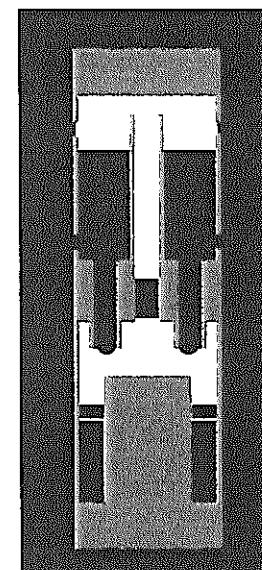
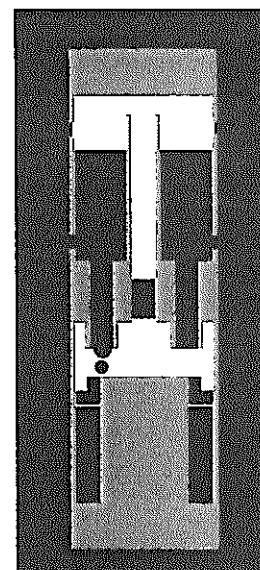
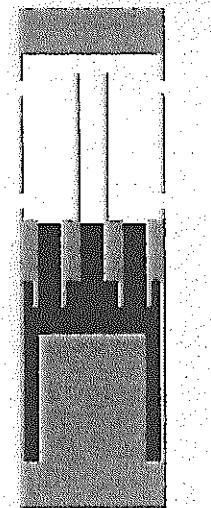
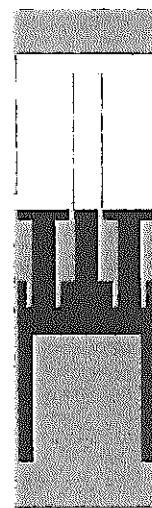
基礎試験  
(Na充填率70%)



蒸気洗浄・脱塩水循環洗浄は未実施



既設設備試験  
(Na充填率100%)



■ Na  
■ 水  
□ 蒸気  
■ SUS

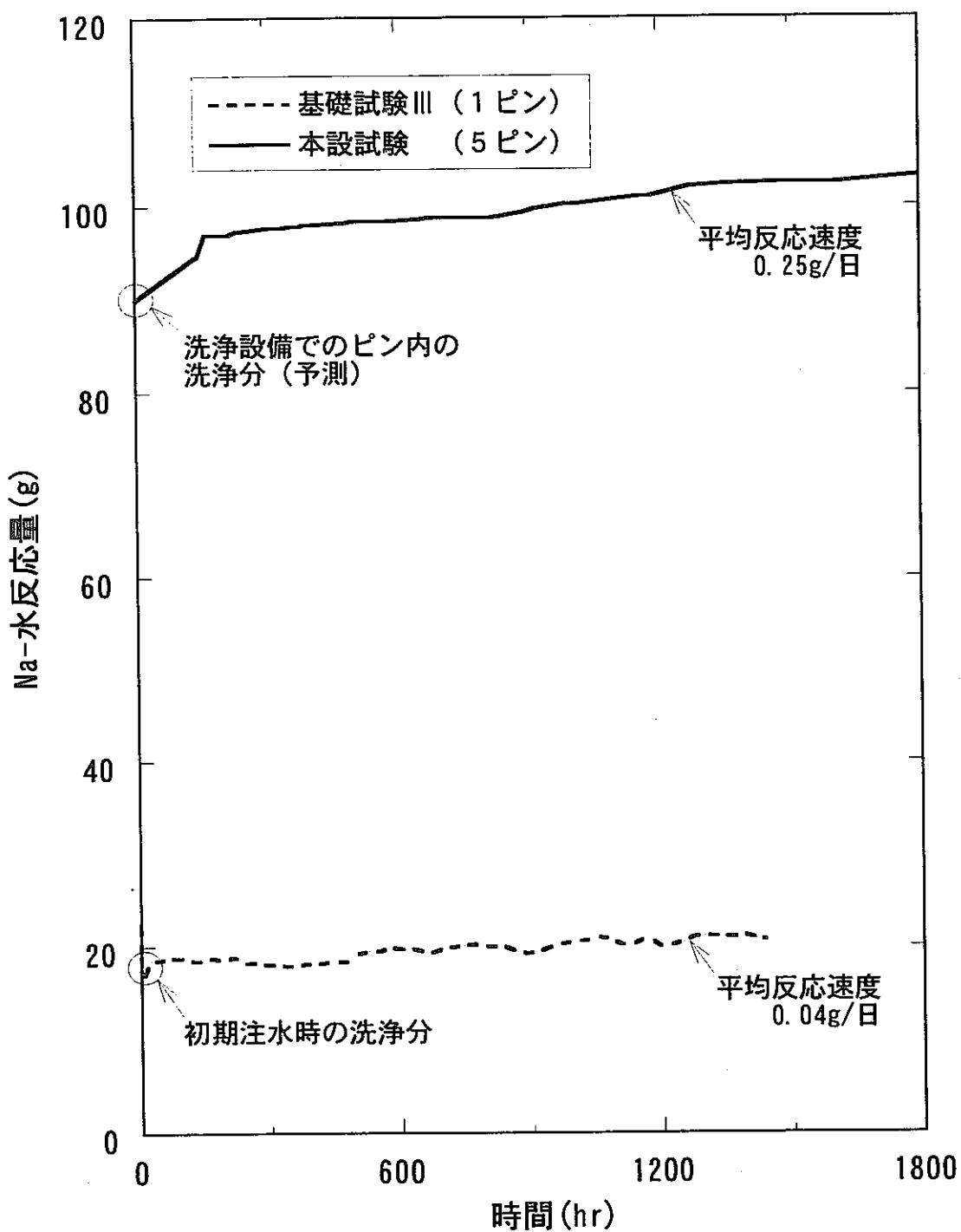
炉外脱荷時

蒸気洗浄

脱塩水循環洗浄

缶詰缶内水中貯蔵

第VII-12図 Naボンド型ダミーピン内のNa-水反応状況予測（基礎試験との比較）



第VII-13図 各試験時におけるNa-水反応量