

「常陽」MK-II 制御棒の開発と使用実績の評価

1997年7月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-chō, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-Ken, 311-13, Japan

© 動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1997

「常陽」MKII制御棒の開発と使用実績の評価

宮川俊一*、曾我知則*、高津戸裕司*

要旨

「常陽」MKII制御棒は、当初の設計から約20年経過した現在までに、44体の制御棒が主として寿命延長を目的とした種々の改良を経て製作され、このうち34体がその使用を終え、そのうちの16体の照射後試験(以下PIE)がほぼ完了している。これらの使用実績とPIE結果に基づく評価から、次のような知見が得られた。

- (1) 「常陽」MK-I制御棒は密封型であったため、制御棒の寿命は B^{10} の (n, α) 反応によって制御棒要素内に蓄積するHeガスの圧力のために短く制限されていた。このためMKII炉心用の制御棒では、Heガスの制御棒要素外排出が可能で簡素な構造のダイビングベル方式のベント型を採用し、その有効性と信頼性を確認した。
- (2) MKII炉心では6本の制御棒全てにスクラム機能と出力抑制機能を持たせた設計としたため、地震時のスクラム機能確保と流力振動による炉出力振動防止の両立が必要になった。その解決策として、制御棒の下部に流力振動防止用の突起状の流力振動防止機構を設け、さらに突起の段数や形状を改良し、それらの両立性を確認した。
- (3) スクラム緩衝機構である制御棒下端部のダッシュラムは、原子炉運転中はほぼ炉心中心面に位置して高速中性子の照射量が非常に大きく、ダッシュラムのスエリングによる下部案内管の同緩衝機構の受け側との干渉が問題となった。これを解決するため、ダッシュラムの構造を中空として20%冷間加工を施す等の耐スエリング対策を確立し、長期使用条件下におけるスクラム緩衝機構での干渉の課題を克服した。
- (4) 中性子吸収体(B₄Cペレット)と被覆管との機械的相互作用(Absorber-Cladding-Mechanical-Interaction: 以下ACMIと称す)は、制御棒の寿命制限因子として現在も世界的に最も注目されているテーマである。「常陽」制御棒の使用実績とPIEの評価によって、ACMIはB₄Cペレット破片の再配置(リロケーション)により加速されること、それによるACMIの開始燃焼度は $5\sim 45 \times 10^{26}$ cap/m³と大きくばらつくことなどのメカニズムの詳細を把握し、より合理的な設計基準を明らかにすることができた。この設計基準に従い、従来型の制御棒の経験的な燃焼度管理法の妥当性、リロケーション防止の簡易対策(シュラウド管つきHeボンド型制御棒)の効果、さらにACMI吸収のための大幅なギャップ拡大が可能なシュラウド管つきNaボンド型制御棒の寿命の見通しを得た。

本報告書では、研究に最も時間を要したACMIを中心に、設計的観点から評価した結果を報告する。

* 大洗工学センター実験炉部照射課

**Development and the Results for the Control Rods
In MKII Core of Experimental Fast Reactor JOYO**

S.Miyakawa*, T.Soga*, and H.Takatsuto*

Abstract

Since the first control rod design for the Joyo Mk-II core (about twenty years ago), there have been several challenging improvements; for example, a helium venting mechanism and a flow induced vibration prevention mechanism. Forty-four control rods with these various modifications have been fabricated. To date, thirty-four have been irradiated and the sixteen have been examined. This experience and effort has produced fruitful results:

- (1) Efficiency and reliability of the diving-bell type Helium venting mechanism
- (2) Efficiency of the flow induced vibration prevention mechanism
- (3) Efficiency of the improvement for scram damping mechanism
- (4) Clarification of absorber-pellet-cladding-mechanical-interaction (ACMI) phenomena and preventive methods

The fourth result listed above has been a subject of investigation for fifteen years in several countries, that is a main phenomena to dominate control rod life time. The results of this investigation of ACMI in absorber elements are summarized below:

- (a) In five of Joyo Mk-II control rods, cladding cracks were found in fifteen of the elements. These cracks were caused by a acceleration ACMI, due to B₄C fragments relocation. They occurred over a wide burnup range from 5E+26Cap./m³ to 45E+26Cap./m³ in a nearly typical provability distribution. The cladding cracked because of its low ductility (approximately 1/4 lower than the uniform elongation of usual tensile testing for irradiated 316SS cladding) due to neutron irradiation and the ultra slow ACMI induced strain rate.
- (b) In this case the crack growth rate is extremely slow and the ACMI induced cracking in absorber elements do not influence either the reactor or plant operations. It is on this basis that a strict limitation to avoid the cladding crack is not necessary. Accordingly, it is suggested that a realistic design standard should consider the ACMI phenomena and the burnup limit be based on the nominal base calculation for average plastic strain use the depressed ductility data that was determined by this investigation.
- (c) The present burnup limit for this design standard of Joyo control rod is 43E+26Cap./m³, which is equal to an empirical value used on usual burnup management. The anticipated burnup limit in the improved control rod design, which uses stainless steel tube to shroud the stack of B₄C pellet and is helium bonded, is up to 50E+26Cap./m³. Temperature rise of the shroud tube and B₄C pellet caused by low thermal conductivity of helium bond system, limits the extension of the the ACMI prevention gap and burnup.
- (d) A future control rod design, which uses a similar shroud but is sodium bonded, is expected to have a long life of 150~250E+26Cap./m³, due to improvements of thermal conductivity and ACMI prevention gap.

* Irradiation Section, Experimental Reactor Division, OEC

目 次

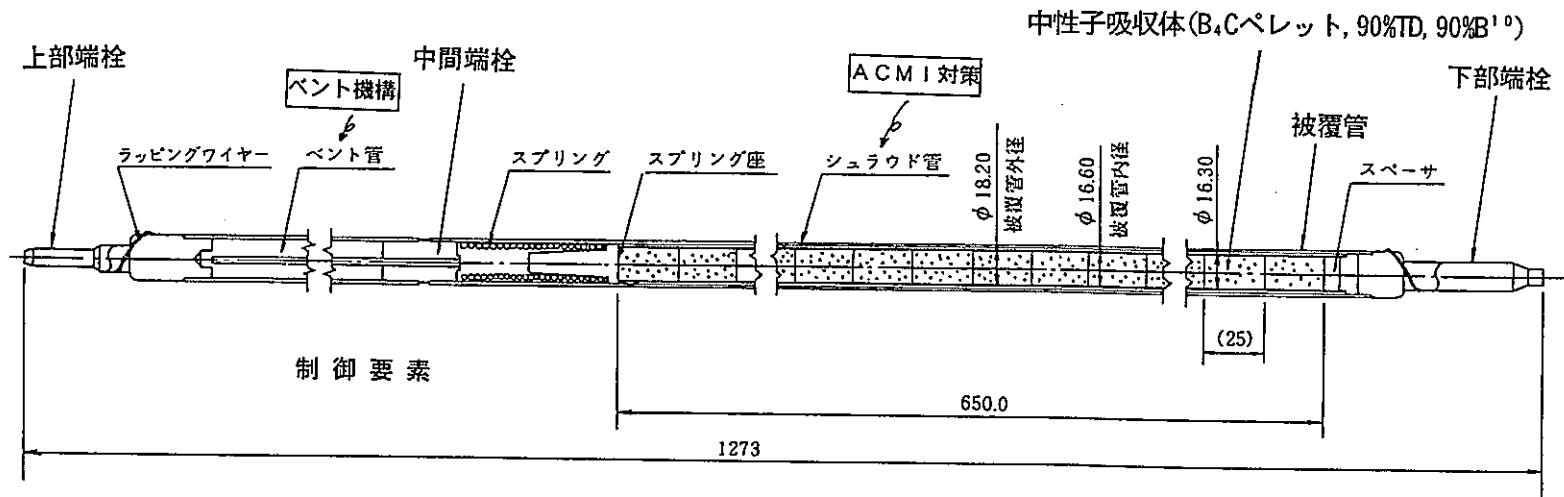
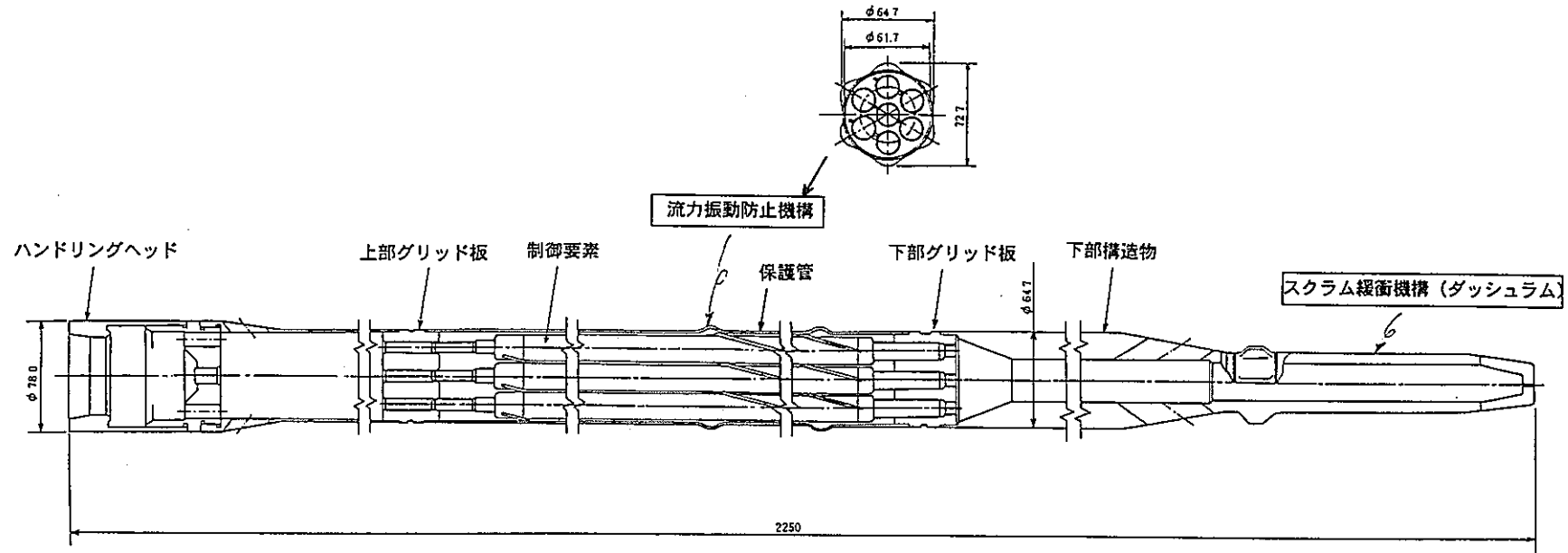
1. 概 要	1
2. MKII制御棒の設計経緯と使用実績	3
2.1 ダイビングベル型ベント機構	3
2.2 流力振動防止機構	3
2.3 スクラム緩衝機構の耐スエリング対策	4
2.4 ACMIに係わる設計と運用の経緯	5
3. ACMI評価	12
3.1 ACMIに関する照射実績と照射後試験結果	12
3.2 解析検討	28
3.2.1 被覆管クラックの発生機構	28
3.2.2 被覆管の塑性歪評価	33
3.2.3 リロケーションによるピーク応力	43
3.2.4 B ₄ C破片の座屈再配置の可能性	47
3.2.5 ACMIの開始燃焼度	52
3.2.6 塑性歪の制限値	54
3.3 ACMIクラック発生による原子炉への影響	61
3.4 設計評価	64
3.4.1 ACMIメカニズムに基づく使用制限の考え方	64
3.4.2 従来型の制御棒の使用制限	64
3.4.3 シュラウド管つきHeボンド型の使用制限	65
3.4.4 シュラウド管つきNaボンド型の検討	65
4. まとめ	77
5. 謝辞	79
6. 参考文献	79
別添 A : 1次元弾塑性クリープ簡易ACMI解析コード「CRACE」について	81
別添 B : B ₄ C破片座屈試験について	93

1. 概要

「常陽」MKII炉心用の制御棒は、寿命を延長するためにダイビングベル方式ベント型を採用し、Heボンド型の制御棒として設計された。設計当時は、MK-I制御棒のような密封型制御棒の寿命の主要因子は、 B^{10} の (n, α) 反応によって制御棒要素内に蓄積したHeガス圧による被覆管の破損とされていたため、Heガスを制御棒要素外に排出可能なベント型とすることで、その根本的解決を図ったものである。また、MKII炉心として照射用炉心化のための過剰反応度の増大などに伴い制御棒の反応度価値を増大する必要があり、MKII制御棒では地震時のスクラム機能確保と、流力振動による炉出力振動防止を両立させることが必要になった。その解決策として、制御棒の下部に流力振動防止用の突起状の流力振動防止機構を設けている。これらの開発努力は昭和50年以来連綿として続けられており、幾多の曲折を経て現在の設計に至っている。現在の「常陽」MKII炉心用制御棒の構造概要を第1.1図に示す。

これらの開発努力の中で、「常陽」MKII炉心で使用された1次取替制御棒から4次取替制御棒までの5体の制御棒の一部に、 B_4C 中性子吸収体と被覆管との機械的相互作用(Absorber-Cladding-Mechanical-Interactionとして以下ACMIと称す)によるものとみられる被覆管クラックの発生が観察された。このため、クラックを防止するための使用期間の制限など、種々の対策が構えられてきた。このACMIについては、諸外国でも照射試験としては指摘されてきたが、海外での実機の被覆管クラックの発生例は不明確であり、これまで詳細な現象の報告とそのメカニズムの定量的な考察が十分なされていないのが現状である。また、制御棒の一連の開発研究の中で、ACMIに関する研究は最も時間を要し、現在も世界的に注目されているテーマであり、動燃におけるACMIによる被覆管のクラックについての照射後試験も、これまでの各段階での報告を吟味し、最近その総合報告がなされたところである。

本報告書では、これまでの「常陽」MKII制御棒の開発経緯についてまとめたうえで、今後の「常陽」制御棒の運用と製作計画、さらに一般的な高速炉の制御棒設計に資するため、上記の照射後試験総合報告に基づきACMIの挙動を中心に設計の観点から考察し、そのメカニズムを定量的に理解したうえで具体的な設計基準について再検討し、使用中および今後製作予定の取替制御棒のACMIに関する健全性について見直し評価を行った結果を報告するものである。



第1.1図 MK-II制御棒 (7次取替) (主要構造材はPNC316)

2. MKII制御棒の設計経緯と使用実績

MKII制御棒の設計と運用の経緯の概略を第2.1表に示し、詳細を以下に解説する。

2.1 ダイビングベル型ベント機構

昭和50年頃のMKII制御棒の設計当時は、制御棒寿命の主要因子は、 B^{10} の (n, α) 反応によって制御棒要素内に蓄積したHeガス圧による被覆管の破損とされていた。一方、制御棒の運用に伴って発生するガスはほとんどがHeガスで、唯一の放射性物質はトリチウムであるが、これは拡散により被覆管を透過してしまう。このため制御棒では燃料と異なり、Heガスを制御棒要素外に排出しHeガス圧発生を根本的に防止するベント型の採用の可能性があった。さらに、昭和50年頃の時点では、 B_4C 、ナトリウムおよび316ステンレス鋼の共存性が確認されるようになり、フランスをはじめとする海外炉でもベント型の使用例が現われた。

このようなことから、昭和51年度のMKII制御棒の調整設計では第2.1図に示すダイビングベル型ベント機構の採用を確定した。当時のベント機構型式の候補としては、ダイビングベル型の他にポーラスプラグ式やチェックバルブ式などがあったが、構造の簡素性と確実性を重視し、炉外ナトリウム中試験による確認を経て、本方式の採用を確定したものである⁽¹⁾⁽²⁾。

このようにして採用されたMKII制御棒のダイビングベル型ベント機構の使用実績は、既に報告⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾されているように、その結果は概ね良好であり、唯一の改良点としてはナトリウムの若干の浸入が見られたことから、4次取替制御棒からベント部長さを当初の25cmから35cmに変更を行い、ナトリウムの侵入防止を確実にしたことのみである。なお、ナトリウムの制御棒要素内への浸入自体は、炉外でのナトリウム中浸漬試験の結果やフェニックス炉でのナトリウムボンド型制御棒の実績から大きな問題とはならないことが確認されており、ナトリウムの侵入防止措置の重要度は低いものであると認識されている。

2.2 流力振動防止機構

MK-I制御棒では、スクラム機能を持つ安全棒4本とスクラム機能を持たず炉出力調整機能のみをもつ調整棒2本に機能分化させた設計となっていた。このため、安全棒ではスクラム機能を満足させるため、安全棒の外径を小さくし、下部案内管とのギャップを5mmと大きくとり、地震時においても幾何学的なスティックが生じえない構造とした。また、調整棒では下部案内管とのギャップが大きい場合、調整棒の流力振動により炉出力が振動することが懸念された。このため、調整棒の外径を大きくとり、下部案内管とのギャップを1mmとしていた。

これに対してMKII制御棒では、照射用炉心化のための過剰反応度の増加などに伴い制御棒の反応度価値を増大する必要があり、MKI-制御棒のような機能分化をやめることとなった。このため、MKII制御棒では地震時のスクラム機能確保と、流力振動による炉出力振動防止を両立させることが必要になった。その解決策として、制御棒の外径は安全棒の外径として、制御棒の下部に突起状の流力振動防止機構を設けることとした⁽¹⁾⁽²⁾。

このための設計検討と試作および水中とNa中試験を実施し、流力振動防止機構部の下部案内管とのギャップを2mmとするなどの最適化を図った。この当初設計では、制御棒駆動機構と制御棒の連結体の剛性と振動モードを測定した結果から、同連結部では屈曲せず1次の振動モードのみで流力振動すると結論し、流力振動防止機構としての制御棒下部の突起は軸方向一段とした設計で、2次取替制御棒まで製作された。

MK-II炉心が昭和57年に初臨界を迎え、高出力運転のデータが得られると、制御棒の流力振動と見られる中性子束の1%程度の振動が観察され、その振幅は流力振動防止機構部の下部案内管とのギャップを2mmとした1次の振動モードから予想した値より大きなものであった。PIEでの制御棒外表面の摺動傷の観察などを総合して検討した結果、制御棒は1次の振動モードのみで流力振動しておらず、炉心上部機構下部の冷却材の強い横方向流れにより制御棒駆動機構と制御棒の連結部が屈曲し、むしろ2次の振動モードで振動していることが判明した。

これらの検討の結果、2次の振動モードを防止して1次の振動モードを主とした振動に抑制するため、流力振動防止機構としての制御棒下部の突起を軸方向二段とすることにした。そのための突起の軸方向位置の最適化の検討と試作および水中試験を行い、スクラム機能確保を確認したうえで、前出の第1.1図に示す現在の流力振動防止機構の構造寸法に決定され、3次取替制御棒から使用されている。この流力振動の防止効果の概略を第2.2図⁽³⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾に示す。

2.3 スクラム緩衝機構の耐スエリング対策

MKII制御棒のスクラム緩衝機構である制御棒下端部のダッシュラムは、原子炉運転中はほぼ炉心中心面に位置し、高速中性子の照射量が非常に大きくなる。一方、このダッシュラムはスクラム時の衝撃力を受け止めるために強度を要することや重量確保のために、PNC316ステンレス鋼の中実丸棒からの削り出したもので、冷間加工が困難であり耐スエリング性としては十分なものではなかった。実際、PIEでの外径変化や制御棒駆動時の荷重にも変化が観察されるようになり、制御棒の使用時間を後述のACMIと併せこのためにも制限するようになった。

これを解決するため、既に報告⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾されているように、ダッシュラムの構造を中空として、厚肉円管の20%冷間加工の試作試験を行い、また、ダッシュラムの外径寸法を0.3mm程度縮小する見直しを行った。これらの改良について水中試験でスクラム時の緩衝機能や浮き上がり防止を確認して、耐スエリング対策のとられた設計を確立し、5次取替制御棒から使用している。この対策によって制御棒の使用期間は、MKII条件で核的寿命相当の約800EFPD (Effective Full Power Day (以下EFPD)) に延長改善され、また、対策後の現時点では制御棒駆動時の荷重に変化は観察されていない。

2.4 ACMIに係わる設計と運用の経緯

(1) 初装荷制御棒

「常陽」MKII制御棒のACMIに係わる設計解析は、メーカーに委託して実施された一連のMK-II炉心設計の中で行われ、昭和51年度と同調整設計で確定した。その設計仕様と条件で昭和53年にMKII炉心改造の設置変更許可と共に同許可を取得し、昭和55年の設計と工事の方法の認可（以下 設工認）を経て初装荷MKII制御棒10体が製作され、昭和57年のMKII炉心改造の一環としてMK-I制御棒と全数交換された。

同調整設計では、当時入手可能であった米国ANLのEBR-IIのB4Cスエリングデータに基づくスエリング評価式(HEDL-SA-565)に基づいて、制御棒要素の被覆管とB4Cペレットのギャップ(0.2mm)がMKII制御棒の核的寿命(B^{10} の軸方向平均燃焼度で10a/o、約730 EFPD相当)を越える820EFPD時点まで消失しないとの解析結果であった。

(2) 5次取替制御棒まで

昭和58年になると常陽MK-I制御棒の照射後試験によるB4Cスエリングデータが整理され⁽³⁾、また、制御棒に関する国際会議(昭和57年8月:PNC/DOE制御棒開発セミナー(東京)⁽⁷⁾、昭和58年6月:IAEA-IWGFR制御棒専門家会議(オブニンスク)⁽⁸⁾)から海外炉での新たなB4Cスエリングデータが入手されるようになった。これらのデータによると、実際のB4Cスエリングは予想以上に大きいことが判明し、フランスではACMIを防ぐために被覆管とB4Cペレットのギャップを広げ、B4Cペレットの温度上昇を抑えるためのNaボンドの開発を開始したことが分かった。B4CスエリングデータについてHEDL-SA-565と比較して第2.3図に示す。また、この時点ではB4Cペレットの破片の再配置(以下リロケーション)という現象についての議論はあったが、それがどのように影響するかは実例がないため十分認識されておらず、単純なACMI発生(ギャップ消失)を防止すればよいとされていた。

「常陽」では、これらの新たなB4Cスエリングデータによる初装荷制御棒のACMI発生(ギャップ消失時点)を、300 EFPD程度と推定した。このため、初装荷制御棒の使用制限を約300日としてACMIの発生を防止するとして、照射後試験でモニタリングすることとした。また、単純なACMI発生(ギャップ消失)を防止して核的寿命に近い700 EFPD程度までの使用を可能とするとの方針から、寸法公差の緩和として、被覆管とB4Cペレットのギャップを約0.2mmから約0.5mmに順次拡げることとした。このため、1次取替制御棒では0.35~0.49mm、2次取替制御棒では0.4~0.46mm、3次取替制御棒以降から約0.5mmとして、順次設工認を得て製作し、照射後試験で監視することとした⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

これらの対策の検討においては、当初設計よりACMIに対する余裕は十分でないことが分かったため、制御棒要素被覆管にクラックが生じた場合の影響を考慮して対応方針が検討された。すなわち、常陽の制御棒はベント型が採用されており、制御棒要素の被覆管はバウンダリを形成していないことを考慮して、要素被覆管のクラック発生の可能性の生ずる下限燃焼度(すなわち単純にギャップが消失する燃焼度)で管理すればよいとの方針をとった。これは、制御棒要素被覆管のACMIクラックは2次応力による塑性破断であることから、そのクラック幅は微小であり急激に拡大することはなく、B4Cが制御棒要素

から流出することは考えにくいこと、放射性物質の放出などの問題がないことから、被覆管のクラックそのものは原子炉施設の安全上の問題にならないと判断したものである。

実際、米国の実験⁽⁹⁾（昭和57年のPNC/DOE制御棒開発セミナーで報告）では、第2.4図に示す様に照射した制御棒要素被覆管に幅2.5mm長さ25.4mmもの大きなスリットを穿孔して50日間の炉外ナトリウム流動実験に供したところ、B₄Cの流出はほとんどなくペレット形状はほぼ保持されとの結果が得られており、上記の判断はこの実験結果も参考とした。また、以上の方針は設計の保守性と簡便性を考慮して、ノミナル条件での被覆管の破損可能性発生時点、すなわちノミナル条件で計算した単純なギャップ消失（ACMI発生）時点をもって設計上の制御棒要素の寿命とするのが妥当であるとの工学的判断を行ったものである。

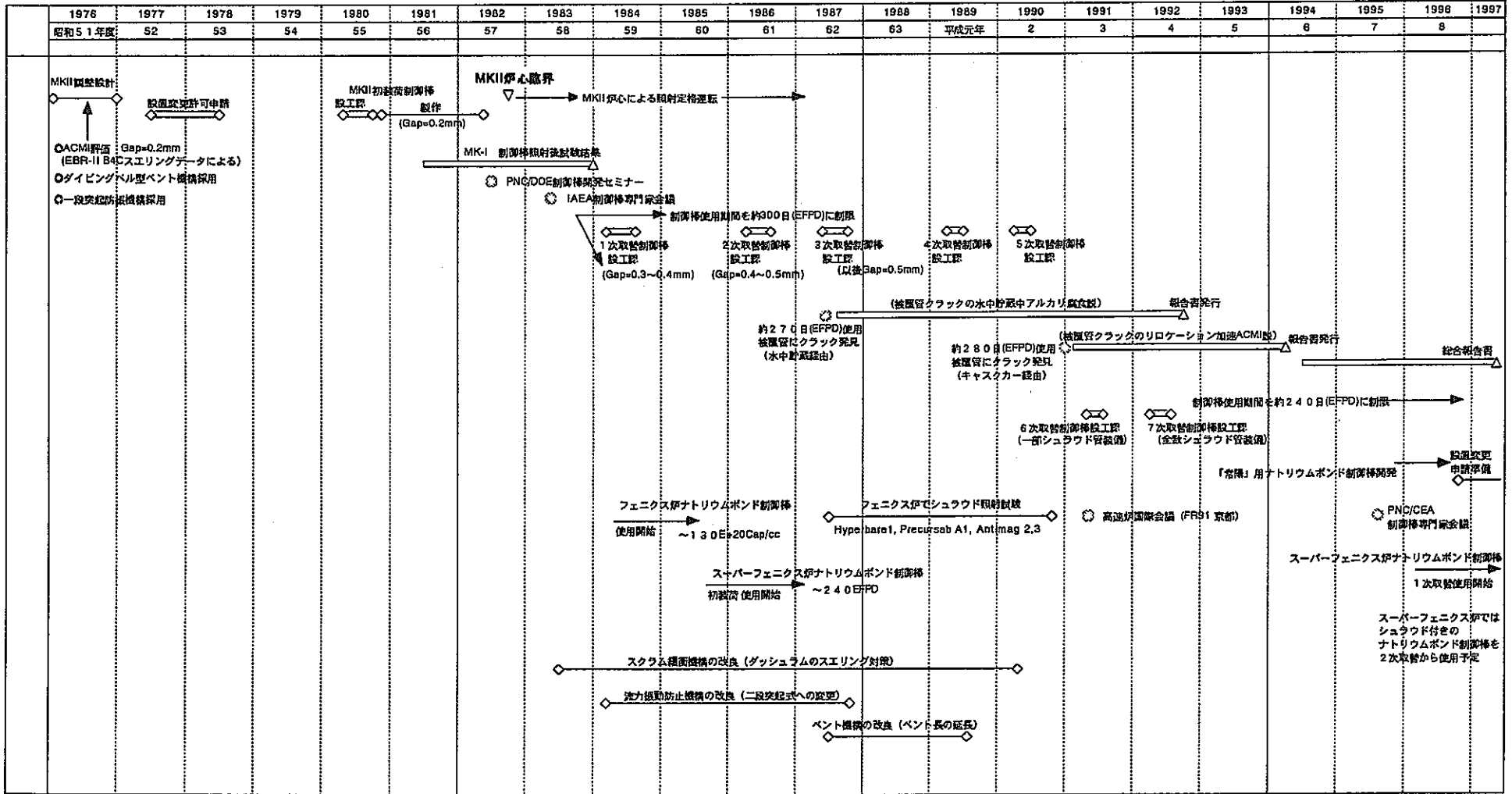
以上のように、300日の制限は原子炉の安全上かなり保守的に設けているものであって、この制限をある程度超えてもなんら原子炉施設に支障を生ずるものではないソフトリミットであるとの認識であった。

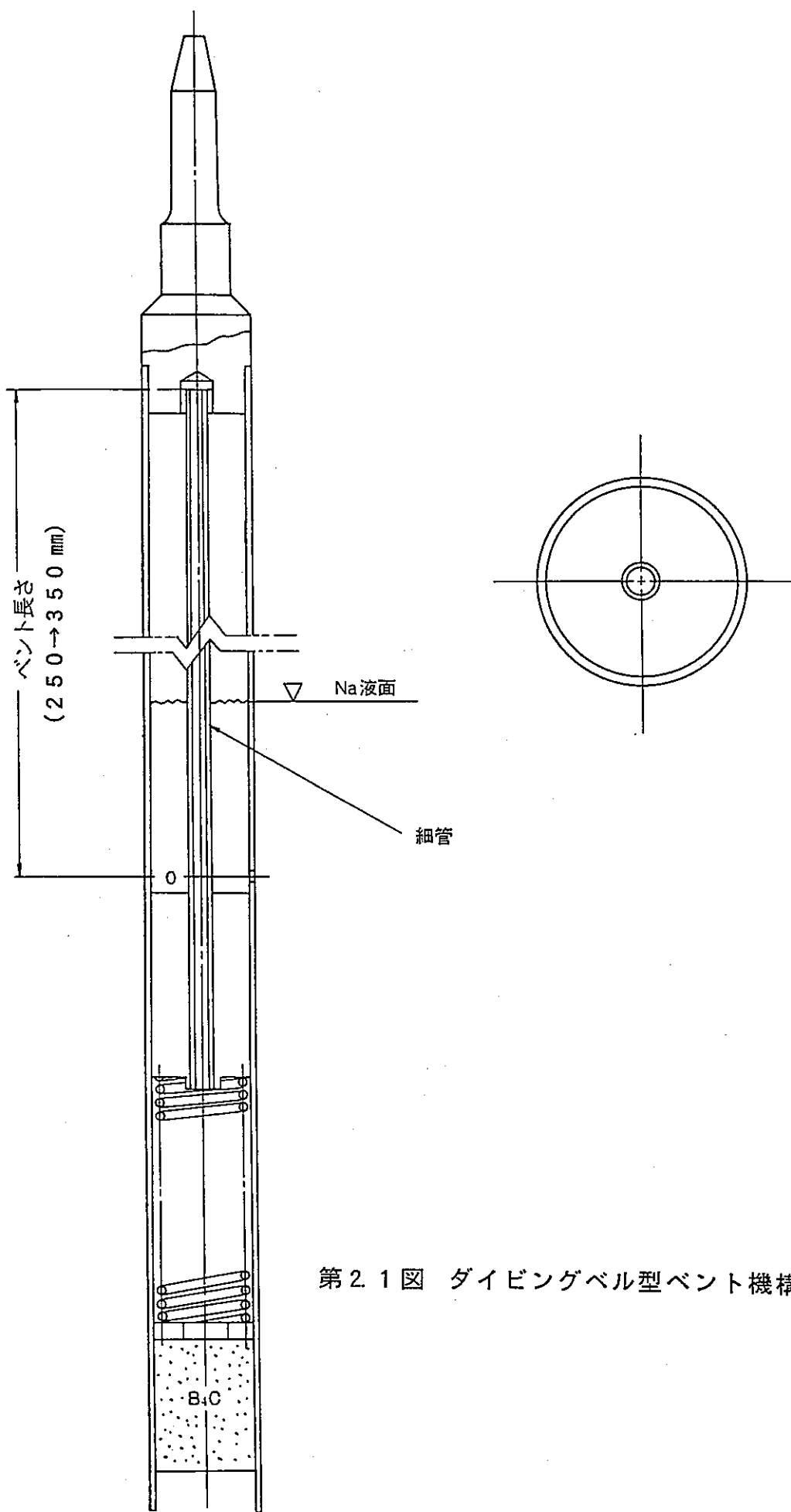
（3）7次取替制御棒まで

昭和62年になると、ギャップを拡げた1次取替制御棒の照射後試験結果が得られる様になり、最初の被覆管のクラック発生が観察された。当初は水中貯蔵後のもののみ観察されたことから、炉外取り出し後のアルカリ応力腐食割れによるものと考えられた。しかし、平成3年になって水洗浄と水中貯蔵を経ないものにも被覆管のクラック発生が発見され、さらに、平成4年時点までの照射後試験の整理結果により、240～320EFPD照射されて照射後試験の詳細外観検査に供された8体の制御棒の56本の制御棒要素のうち15本が、B₄Cペレット破片のリロケーションによって加速されたACMIにより、被覆管にクラックが生じた可能性が指摘された。このため、これらのクラック発生データと前述の燃焼度管理の考え方に基づいて、240EFPD以下では破損がないことから、MK-II制御棒の使用を実績下限の約240EFPD以下に制限することとした。この制限がソフトリミットであることは前述と同様の考え方である。

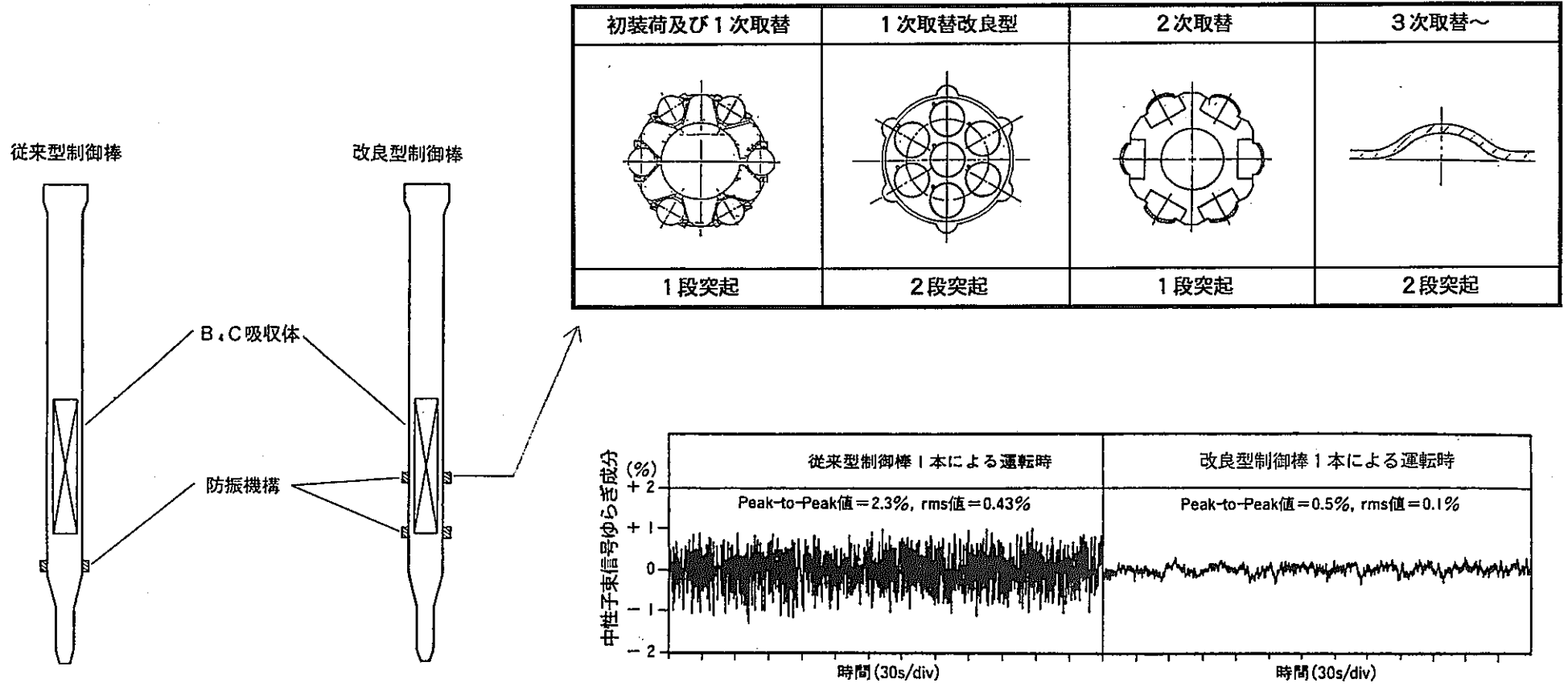
また、そのころ得られた海外炉の情報⁽¹⁰⁾でも、同様のクラック発生を防止するためB₄Cペレット破片のリロケーションを抑制するためのB₄Cペレットを包むシュラウド管が検討されていることが判明した。このため、使用期間制限の措置を執ると同時に、シュラウド管の有効性を確認するため、6次取替制御棒1体と7次取替制御棒全数4体にシュラウド管を試験的に装着することとし、順次設工認を得て取替制御棒を製作し炉心に装荷した⁽⁵⁾⁽⁶⁾。これらの取替制御棒の照射後試験については、平成9年6月から開始し、同年末にはその結果の一部が判明する予定である。

第 2.1 表 MKII制御棒の設計と運用の経緯

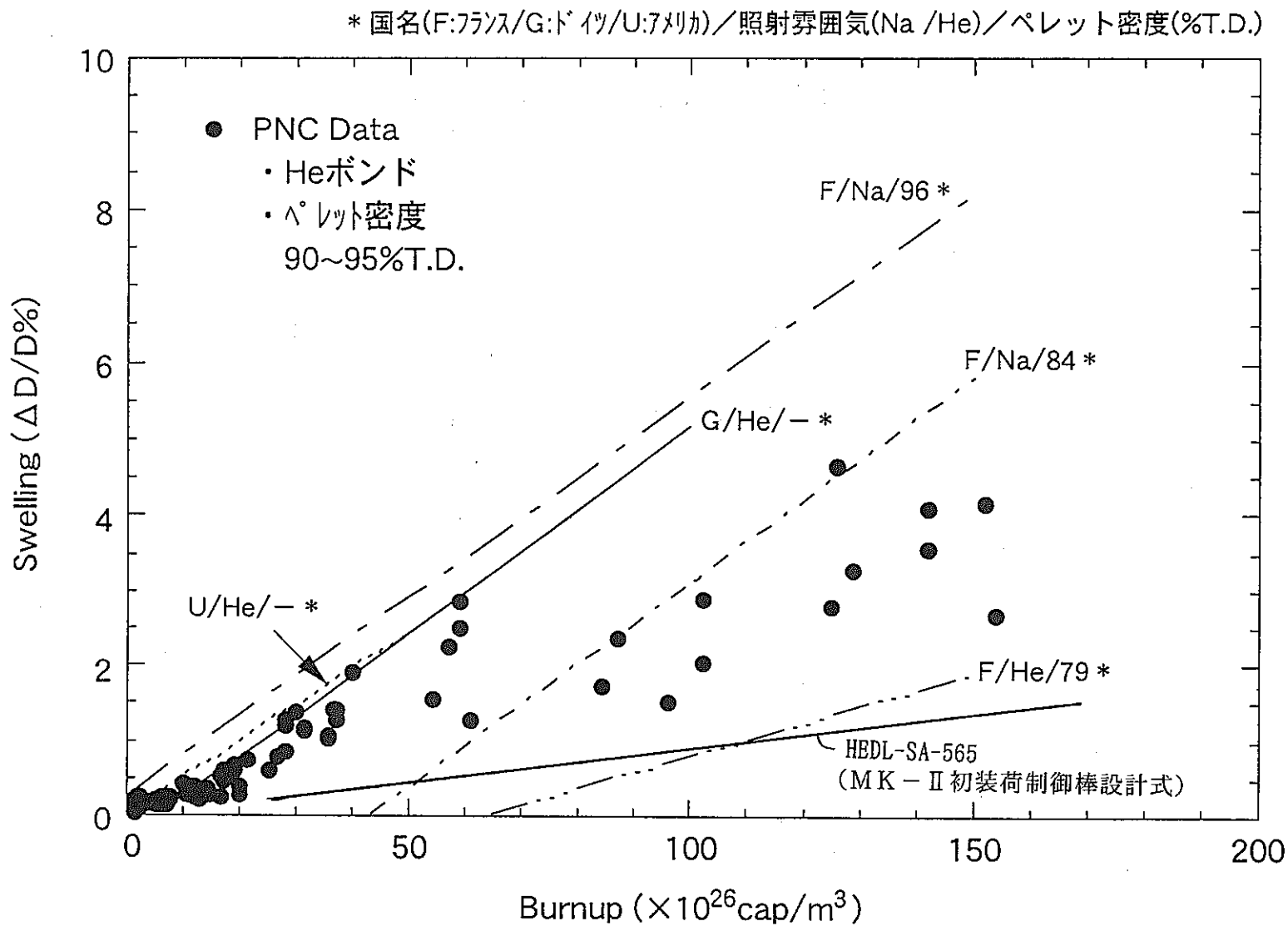




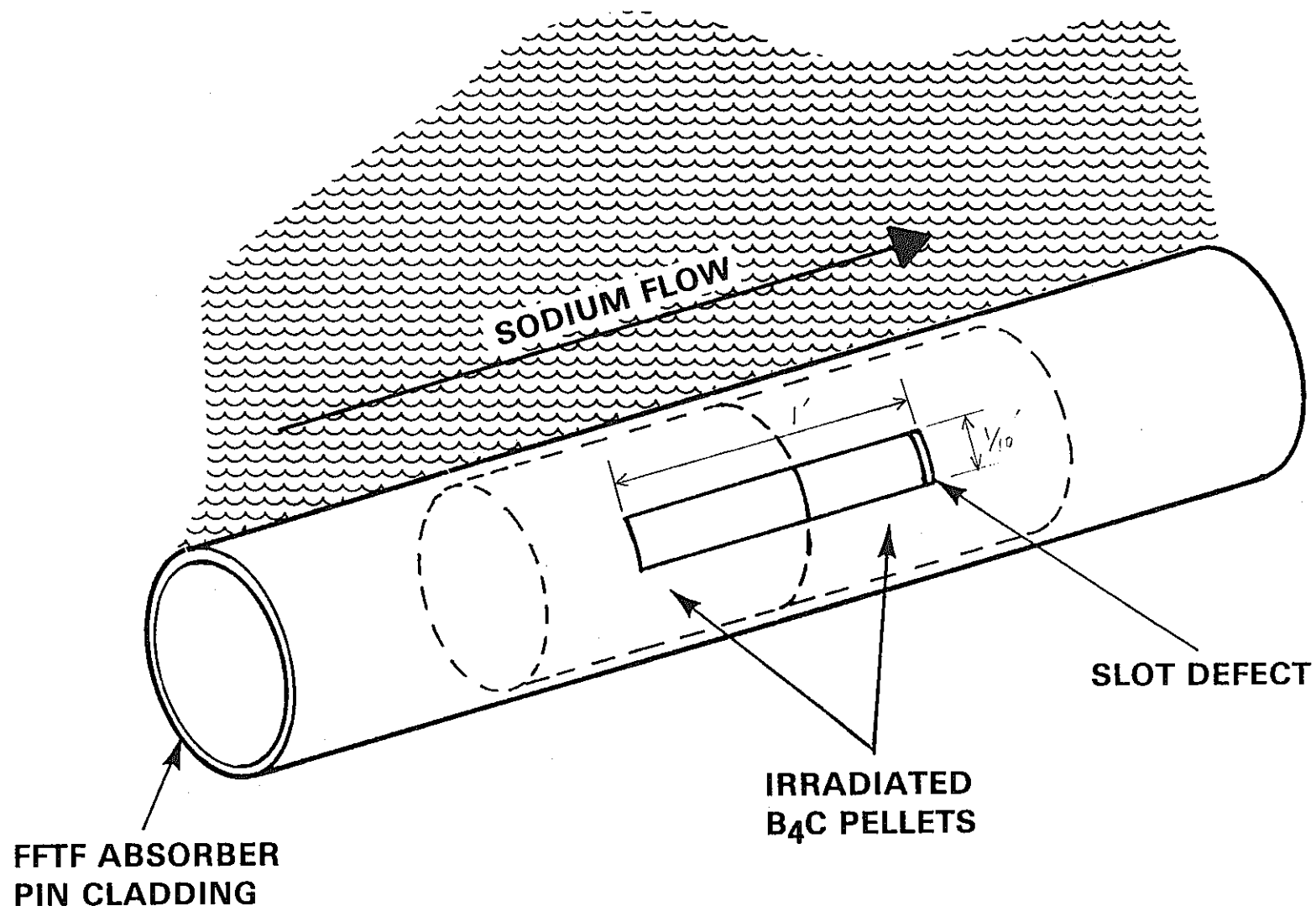
第2.1図 ダイビングベル型ベント機構の概念図



第 2. 2 図 流力振動防止機構の効果



第2.3図 B₄Cペレットのスエリング (各国データとの比較)



第2.4図 B₄Cエロージョン試験

3.ACMI評価

3.1 ACMIに関する照射実績と照射後試験結果

MKII制御棒は7次取替制御棒まで44体が製作され、このうち34体が照射終了し、そのうちの5次取替制御棒までの16体の照射後試験(以下PIE)がほぼ完了している。MKII制御棒のACMIに係わるPIE結果の最近の総合的な整理と考察については、別報⁽¹⁾に詳しく報告されている。そのなかでのACMIに関する知見に基づき、設計上の観点からMKII制御棒のACMI挙動に関する事実関係を摘出し、整理すると次のとおりである。

- (1) 被覆管クラック発生は240EFPD ($43 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$) 以上で生じている。照射後試験のクラック判定のための詳細外観検査に供された8体の制御棒(制御棒要素数は合計56本、照射条件は240~316EFPD、 $43 \sim 56 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$)の一部の15本の要素被覆管にクラックが発生している。したがって、この範囲の照射条件での単純なクラック発生割合は15/56、すなわち約27%となる。
- (2) 被覆管クラックの発生位置は、中性子照射量の多いB4Cスタックの下端部で、周方向平均の外径増加率が最大の位置とほぼ一致している。クラックの周方向位置は一定しないがオーバリティの短径方向に多く、また、被覆管の内面から発生することが多い。クラックの概略サイズはPIE時点で、長さ2~37mm、幅は0.05~0.3mmである。クラックの破面は粒界破断的(脆性的)なものがほとんどであった。
- (3) 307EFPD照射された制御棒要素について、B4Cスタック下部のクラックがない箇所を横に切断した試料では、B4Cペレットは被覆管内に固く保持されており、同試料からB4Cペレットを強制的に突き出して取り除くと、被覆管の外径が大ききもので約0.3%縮む(弾性歪の解放)ことから、強固なACMIが生じていたことが確認された。
- (4) 被覆管の外径は、照射日数およびB4Cのスエリングに応じて増大しており、また、そのオーバリティ値(長径と短径の差)は0~0.4mmの範囲に散らばり、ギャップと外径増加及びオーバリティとの相関は各々ある程度認められる。
- (5) 照射された制御棒要素の被覆管についてリング引張試験を実施したところ、その一様伸びは原子炉運転中の制御棒被覆管下端温度(約400℃)で0.6~1.1%であり、その破面は延性的であった。また、質量分析、断面金相、硬さ測定などによれば、被覆管の全面的なHe脆化などの顕著な材質の劣化の兆候は見られず、ホウ素の浸入等によると見られる硬化層は、被覆管の内面10~20 μm の厚さにとどまっていた。
- (6) 計算による照射中の被覆管下部の温度は400~410℃、B4Cスタック下端部のB4Cペレットの平均温度は約800℃、高速中性子照射量は2~3 $\times 10^{26} \text{n/m}^2$ である。
- (7) 炉心から直接ホットセルへ搬送するキャスクカー経由の照射後試験を行った制御棒でも、被覆管クラックの発生が見られたことから、水洗浄系や水中保管との関係はないことが分かった。

以上の知見に関するデータのうち主なものを第3.1表に示す。また、代表的な断面金相および外観写真を第3.1~3.4図に、燃焼度と被覆管の外径増加率の関係を第3.5図に

示す。 照射後試験報告書⁽¹¹⁾では、第3.6図に示すCORALによる解析も踏まえて、以上のような知見から被覆管クラックの発生のメカニズムを次のとおりとしている。

すなわち、照射開始後の早い段階でB₄Cペレットは大きな温度勾配により割れ、その破片の再配置（リロケーション）により、被覆管とB₄Cペレットとのギャップは消失し、B₄Cペレットの燃焼によるスエリングに伴いACMIが生じる。特に製造時の被覆管とB₄Cペレットとのギャップが大きい場合は、リロケーションの異方性が強くなり、被覆管に加わるACMIによる応力に曲げ成分が生じて大きなピーク応力が生じ易くなる。ただし、これらの現象は再現性の乏しい確率的なものであるため、ばらつきの大きなものとなる。一方、被覆管は中性子照射により延性が低下するので、ACMIによる塑性歪がこれを超えたとき被覆管にクラックが発生する。以上のメカニズムを第3.7図に図示した。

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(1/7)

集合体No	ピンNo	レット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	l/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 ($\times 10E26cap/m3$)	照射温度(°C)		照射量*2 ($\times 10E26n/m2$)	Na有無	質量変化 (g)	$\Delta d/d^*3$			イオン径(μm)		クラック			測定角度 間隔(°)	クワック部変 化率(%)	炉停止回数	熱収縮による積算 被覆管歪(%)								
								レット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ					角度(°)							
MCR001		16.300	0.200	0.8000	4.85	247.189	46.04	892		2.43			PIE未実施										定格 \rightarrow 250°C 8回 定格 \rightarrow 200°C 1回 スクラム 2回									
MCR002	7901	16.330	0.177	0.7925	4.8	159.771	30.24	892		1.64	-	1.0												定格 \rightarrow 250°C 6回 定格 \rightarrow 200°C 1回 スクラム 1回								
	7902	16.330	0.180	0.7975	4.83						-	1.0																				
	7903	16.330	0.180	0.7900	4.78						無	1.0	0	114.2	0.227	164.0	50.0															
	7904	16.330	0.180	0.7875	4.77						-	1.2		114.2	0.227																	
	7905	16.310	0.195	0.7925	4.8						-	1.1																				
	7906	16.330	0.180	0.7850	4.75						-	1.2	60	114.2	0.266	124.0	35.0															
	7907	16.320	0.185	0.7875	4.77						-	0.2	55	114.2 104.3 104.3	0.266 0.199 0.199	134.0	13.0															
MCR003	9001	16.330	0.187	0.7900	4.78	246.996	45.96	892		2.50	有	5.7												定格 \rightarrow 250°C 8回 定格 \rightarrow 200°C 1回 スクラム 2回								
	9002	16.220	0.180	0.8050	4.88						-	4.3																				
	9003	16.330	0.185	0.7975	4.83						-	4.8																				
	9004	16.330	0.187	0.7925	4.8						-	2.2																				
	9005	16.330	0.200	0.7925	4.8						-	2.3																				
	9006	16.330	0.183	0.7975	4.83						-	5.6																				
	9007	16.330	1.850	0.7950	4.81						無	0.9																				
MCR004		16.300	0.200	0.8000	4.85	247.189	45.28	892		2.46	吸収ピンPIE未実施										定格 \rightarrow 250°C 8回 定格 \rightarrow 200°C 1回 スクラム 2回											
MCR005	8501	16.220	0.287	0.7890	4.78	291.824	53.88	892		2.93	無	1.4	145	94.5	1.161	114.0	107.0							定格 \rightarrow 250°C 9回 定格 \rightarrow 200°C 1回 スクラム 2回								
	8502	16.310	0.200	0.7950	4.82						-	7.9		124.0	0.950																	
	8503	16.310	0.200	0.7975	4.83						-	9.4																				
	8504	16.310	0.200	0.7875	4.77						-	10.1	75	124.5	1.106	255.0	59.0															
	8505	16.330	0.175	0.7900	4.78						-	10.5		124.0	1.040																	
	8506	16.330	0.180	0.7900	4.78						-	9.6																				
	8507	16.330	0.175	0.7875	4.77						有	9.7	15	104.2	1.095	114.0	88.0															

*1 ベレット径は、ベレットスタック下端部寸法を、ギャップは同下端部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(2/7)

集合体No	ピンNo	ベレット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	t/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 ($\times 10E26cap/m3$)	照射温度(°C)		照射量*2 ($\times 10E26n/m2$)	Na有無	質量変化 (g)	$\Delta d/d^*3$			オ- β びり(μm)		クラック			測定角度 間隔(°)	クワック卸 比率(%)	炉停止回数	熱収縮による被覆管歪(%)			
								ベレット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ					角度(°)		
MCR006	6901	16.240	0.267	0.7850	4.75	115.971	22.38	892		1.24	-	0.4	75	94.5	0.310	94.0	74.0										
	6902	16.320	0.190	0.7885	4.78						無	0.7	10	134.0	0.104	94.0	58.0										
	6903	16.310	0.200	0.7875	4.77						-	0.7	5	94.0	0.091	114.0	68.0										
	6904	16.310	0.200	0.7875	4.77						無	0.8	175	144.5	0.194	145.0	0.068	135.0	114.0								定格 \rightarrow 250°C 5回
	6905	16.330	0.175	0.7860	4.76						-	0.6	60	175.0	0.049	94.0	26.0										定格 \rightarrow 200°C 0回
	6906	16.330	0.180	0.7875	4.77						-	0.8	140	94.5	0.160	95.0	0.087	135.0	27.0								スクラム 0回
	6907	16.330	0.175	0.7885	4.78						-	0.9	175	104.5	0.105	114.0	0.070	114.5	0.055	94.0	0.023						
MCR007		16.300	0.200	0.8000	4.85	266.193	46.49	892		2.43	PIE未実施												定格 \rightarrow 250°C 6回				
MCR008		16.300	0.200	0.8000	4.85	264.815	45.89	892		2.42	PIE未実施												定格 \rightarrow 250°C 6回				
MCR009		16.300	0.200	0.8000	4.85	222.225	38.56	892		2.02	PIE未実施												定格 \rightarrow 250°C 5回				
MCR010		16.300	0.200	0.8000	4.85	266.363	46.42	892		2.45	吸収ピンPIE未実施												定格 \rightarrow 250°C 6回				

*1 ベレット径は、ベレットスタック下部寸法を、ギャップは同下部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：風方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(3/7)

集合体No	ピンNo	レット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管内厚 (mm)	l/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 (x10E26cap/m3)	照射温度 (°C)		照射量*2 (x10E26n/m2)	Na有無	質量変化 (g)	Δd/d*3			オ-A'野径(μm)		クラック				測定角度 間隔(°)	クワクワ部 化率(%)	炉停止回数	熱収縮による積算 被覆管歪(%)											
								A'レット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ	角度(°)															
MCR101	B801	16.150	0.357	0.7910	4.79	274.037	49.87	964		2.58	有	9.7	0	144.9	0.697	115.0	124.0																			
	B802	16.060	0.450	0.7910	4.79									144.9	0.640																					
	B803	16.070	0.440	0.7900	4.78									194.7	0.370												194.7	0.310	165.1	0.713	165.0	194.0				
	B804	16.060	0.450	0.7900	4.78									165.1	0.650												94.7	0.691	125.0	147.0						
	B805	16.060	0.445	0.7910	4.79									94.7	0.630												11.0	90	165.1	1.288	165.0	320.0				
	B806	16.050	0.460	0.7915	4.79									165.1	1.280												14.8	90	95.2	0.542	445.0	76.0				
	B807	16.080	0.425	0.7925	4.8									95.2	0.500												5.6	0	94.8	0.630	135.0	98.0				
MCR102		16.150	0.350	0.8000	4.85	259.005	48.16	964		2.62	PIE未実施												定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 1回													
MCR103	D101	16.070	0.437	0.7900	4.78	316.357	56.47	964		3.02	無	0.0	0	207.4	1.879	205.4	373.0																			
	D102	16.070	0.440	0.7925	4.8									155.3	0.920																					
	D103	16.070	0.440	0.7910	4.79									159.3	1.653												6.5	86	183.6	2.488	185.0	358.0				
	D104	16.070	0.440	0.7910	4.79									95.5	0.600												0.8	0	185.5	1.320	187.7	1.526	178.0	249.0		
	D105	16.070	0.435	0.7910	4.79									165.6	0.810												18.4	0	103.8	2.200	104.0	314.0	107.0	0.30	22.3	186
	D106	16.050	0.460	0.7910	4.79									108.0	1.425												3.0	0	159.5	1.382	158.0	251.0				
	D107	16.050	0.455	0.7910	4.79									95.4	0.770												14.8	90	123.6	2.211	123.0	306.0	112.0	0.30	37.0	70
MCR104		16.150	0.350	0.8000	4.85	293.146	54.66	964		2.85	PIE未実施												定格⇒250°C 6回 定格⇒200°C 2回 スクラム 2回													

*1 レット径は、レットスタック下端部寸法を、ギャップは同下端部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(4/7)

集合体No	ピンNo	ペレット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	t/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 ($\times 10E26cap/m3$)	照射温度 (°C)		照射量*2 ($\times 10E26n/m2$)	Na有無	重量変化 (g)	$\Delta d/d^3$			オーナリヤ(μm)		クラック			測定角度 間隔(°)	クワ卸変 化率(%)	炉停止回数	熱収縮による被覆管歪(%)		
								ペレット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ					角度(°)	
MCR105	B201	16.055	0.452	0.7915	4.79	266.028	47.55	964		2.50	無	未実施														
	B202	16.050	0.460	0.7900	4.78						無	未実施						118.0	0.06	19.2						
	B203	16.060	0.450	0.7900	4.78						-	未実施	0	104.5	1.139	124.0	266.0									
	B204	16.060	0.450	0.7890	4.78						無	未実施		104.0	0.600				162.0	0.05	3.5					定格⇒250°C 6回 定格⇒200°C 1回 スクラム 1回
	B205	16.060	0.445	0.7940	4.81						-	未実施														
	B206	16.060	0.450	0.7910	4.79						-	未実施	0	134.8	1.205	135.0	197.0									
	B207	16.060	0.445	0.7900	4.78						-	未実施	0	134.7	1.692	135.0	334.0	金相試験で発見したため未測定								
MCR106		16.150	0.350	0.8000	4.85	297.214	50.58	964		2.71	PIE未実施													定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回		
MCR107	B901	16.040	0.467	0.7935	4.81	289.378	53.00	964		2.81	無	4.1	0	139.9	1.116	140.0	186.0									
	B902	16.025	0.485	0.8075	4.89						有	17.0	89	100.2	1.103	165.0	158.0									
	B903	16.060	0.450	0.7910	4.79						無	1.0	0	120.1	1.083	295.0	165.0									定格⇒250°C 6回 定格⇒200°C 1回 スクラム 2回
	B904	16.030	0.480	0.7925	4.8						無	0.4	90	105.4	1.260	200.0	207.0									0.33
	B905	16.050	0.455	0.7910	4.79						無	-0.1	0	105.0	0.829	295.0	176.0									
	B906	16.030	0.480	0.7925	4.8						無	0.9	0	125.3	1.072	156.0	175.0									
	B907	16.025	0.480	0.8085	4.9						無	0.8	90	125.0	1.034	165.0	170.0									
TCR201	D301	16.065	0.442	0.7900	4.78	283.058	51.94	960		2.76	-		90	111.5	1.061	243.0	242.0									
	D302	16.060	0.450	0.7885	4.77						-		0	105.3	0.760											
	D303	16.070	0.440	0.7915	4.79						-		0	103.4	1.873	103.0	244.0									
	D304	16.060	0.450	0.7925	4.8						無		0	145.8	0.640											定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 1回
	D305	16.095	0.410	0.7915	4.79						-		0	183.2	1.315	189.0	246.0									
	D306	16.100	0.410	0.7910	4.79						-		0	156.1	0.940											
	D307	16.100	0.405	0.7885	4.77						有		0	183.2	1.304	180.0	293.0									

*1 ペレット径は、ペレットスタック下端部寸法を、ギャップは同下端部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(5/7)

集合体No	ピンNo	ペレット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	l/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 (x10E26cap/m3)	照射温度 (°C)		照射量*2 (x10E26n/m2)	Na有無	質量変化 (g)	Δd/d*3			オ-A' 厚 (μm)		クラック			測定角度		炉停止回数	熱収縮による積算 被覆管歪(%)				
								ペレット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ	角度(°)	間隔(°)			比率(%)			
TCR202		16.100	0.400	0.8000	4.85	306.421	52.84		980		2.75		PIE未実施											定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回				
TCR203		16.100	0.400	0.8000	4.85	318.993	57.15		980		3.10		PIE未実施											定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回				
TCR204		16.100	0.400	0.8000	4.85	280.710	47.93		980		2.50		PIE未実施											定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回				
CR301M	E601	15.970	0.537	0.7895	4.78	280.687	49.14		1024		2.56	有	21.4	45	107.0	1.949	107.0	301.0	104.0	0.1	3.1	90	45	1.30	定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回	0.23		
	E602	15.970	0.540	0.7915	4.79						無	1.1	135	107.0	1.076	107.0	134.0	241.0										
	E603	15.970	0.540	0.7910	4.78						有	22.3	44	134.0	1.590	137.0	404.0	109.0	0.1	2.5	90		1.50					
	E604	15.970	0.540	0.7920	4.79						有	16.3	135	101.2	1.942	104.0	342.0	94	0.2	16.4	90		1.98					
	E605	15.970	0.535	0.7920	4.79						有	17.4	0	104.3	1.225	185.0	266.0	101.0	0.1	6.6	90		1.16					
	E606	16.020	0.490	0.7885	4.77						無	1.5	90	122.0	0.597	179.5	1.110	206.0	285.0									
	E607	15.970	0.535	0.7900	4.78						無	1.5	45	107.0	0.864	127.1	1.115	209.0	302.0									
CR302M		16.000	0.500	0.8000	4.95	249.935	44.07		1024		2.33		PIE未実施											定格⇒250°C 4回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回				
CR303M		16.000	0.500	0.8000	4.95	241.527	41.73		1024		2.12		PIE未実施											定格⇒250°C 4回 定格⇒200°C 1回 スクラム 0回				

*1 ペレット径は、ペレットスタック下端部寸法を、ギャップは同下端部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.750を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(6/7)

集合体No	ピンNo	レット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	t/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 (x10E26cap/m3)	照射温度 (°C)		照射量*2 (x10E26n/m2)	Na有無	質量変化 (g)	Δd/d*3			オフリ(μm)		クラック			測定角度 間隔(°)	クラック 比率(%)	炉停止回数	熱収縮による積戻 被覆管歪(%)						
								レット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ					角度(°)					
CR304M		16.000	0.500	0.8000	4.95	197.837	34.78	1024		1.72			PI未実施										定格⇒250℃ 3回 定格⇒200℃ 0回 スクラム 0回							
CR305M		16.000	0.500	0.8000	4.95	249.096	45.21	1024		2.37			PI未実施										定格⇒250℃ 4回 定格⇒200℃ 0回 スクラム 0回							
CRT401	G701	16.030	0.477	0.7800	4.78	239.525	43.24	1024		2.29	無	-0.4	0	157.5	0.614	155.0	182.0				8									
	G702	16.030	0.480	0.7800	4.78						有	13.0	90	124.0	0.449	165.0	304.0	107.0	0.1	2.5	150	1.27								
	G703	15.995	0.515	0.7800	4.78						有	11.8	99	94.3	1.459	123.0	411.0	110.0	0.2	9.3	209	1.74								
	G704	16.000	0.510	0.7800	4.78						無	-1.8	90	109.3	1.730	112.0	1.029													
	G705	16.000	0.505	0.7800	4.78						無	-0.9	90	102.2	1.802	116.0	1.465	112.0	232.0											
	G706	16.000	0.510	0.7800	4.78						無	-1.9	0	94.0	1.220	116.0	1.103													
	G707	16.000	0.505	0.7800	4.78						無	-1.5	89	116.0	1.103	176.2	1.249	176.0	359.0											
CRT402	H301	16.040	0.467	0.7800	4.78	307.702	56.55	1024		3.10	有	23.5	94	143.2	2.040	143.0	320.0	104.0	0.1	3.0	16	5	1.17							
	H302	16.000	0.510	0.7800	4.78						有	19.3	125	102.0	1.124	190.0	314.0	112.0	0.1	5.6	351	1.60								
	H303	16.030	0.480	0.7800	4.78						無	1.8	0	146.8	1.929	116.0	1.347													
	H304	16.055	0.455	0.7800	4.78						有	22.4	150	116.0	1.842	159.0	435.0	99.0	0.1	3.9	99	1.68								
	H305	16.040	0.465	0.7800	4.78						有	18.6	9	100.0	1.829	126.7	1.948	153.0	305.0	104.0	0.1	5.8	38	1.29						
	H306	16.050	0.460	0.7800	4.78						無	4.7	90	141.2	2.189	116.0	1.045													
	H307	16.050	0.455	0.7800	4.78						無	4.1	0	97.0	1.043	100.4	1.819	160.0	396.0											
CRT403		16.000	0.500	0.8000	4.85	278.378	51.33	1024		2.74				PI未実施										定格⇒250℃ 5回 定格⇒200℃ 1回 スクラム 0回						

*1 レット径は、レットスタック下部寸法を、ギャップは同下部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値

第3.1表 MK-II制御棒照射実績データ(7/7)

集合体No	ピンNo	ペレット径*1 (mm)	ギャップ*1 (mm)	被覆管内厚 (mm)	I/d (%)	照射日数 (EFPD)	燃焼度*2 (x10E26cap/m3)	照射温度 (°C)		照射量*2 (x10E26n/m2)	Na有無	質量変化 (g)	Δd/d*3			オーガリヤ(μm)		クラック			測定角度 クワ部位 化率(%)	炉停止回数	熱収縮による被覆 被覆管歪(%)					
								ペレット中心	ΔT				角度(°)	Z位置(mm)	(%)	Z位置(mm)	dmax-dmin	Z位置(mm)	幅	長さ				角度(°)	間隔(°)			
CRT404		16.000	0.500	0.8000	4.85	239.753	44.91	1024		2.36		PIE未実施											定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 1回					
CRT405	J601	16.000	0.507	0.7900	4.78	185.587	39.31	1024		1.79	-	1.2	90	139.3	1.636	165.0	327.0					30		定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 3回	0.3			
	J602	16.000	0.510	0.7900	4.78						-	1.7	150	140.0	0.922	118.0	384.0											
	J603	16.000	0.510	0.7900	4.78						-	-0.3	120	117.0	0.792	117.0	333.0											
	J604	16.000	0.510	0.7900	4.78						-	0.6	150	118.0	0.919	118.0	332.0											
	J605	16.000	0.505	0.7900	4.78						-	2.3	0	95.0	1.056	195.0	289.0											
	J606	16.000	0.510	0.7880	4.78						-	3.0	28	113.3	1.786	124.0	290.0											
	J607	16.000	0.505	0.7900	4.78						-	0.4	90	112.0	1.138	157.0	347.0											
CRH501	J501	16.110	0.397	0.8000	4.85	185.587	24.42	1024		0.85	-	1.2	150	149.3	0.911	150.0	256.0					30		定格⇒250°C 5回 定格⇒200°C 1回 スクラム 1回	0.23			
	J502	16.110	0.400	0.7960	4.82						-	1.6	29	150.0	0.116	118.4	332.0											
	J503	15.980	0.530	0.7990	4.84						-	-0.3	90	119.0	0.182	151.0	250.0											
	J504	15.985	0.525	0.8000	4.85						-	-0.6	120	122.0	0.204	125.0	345.0											
	J505	15.980	0.525	0.7975	4.83						-	0.1	0	127.5	1.049	129.0	262.0											
	J506	15.980	0.530	0.7960	4.82						-	-0.4	0	121.0	0.247	118.0	268.0											
	J507	16.130	0.375	0.7960	4.82						-	-0.5	89	155.1	1.497	155.0	340.0											

*1 ペレット径は、ペレットスタック下端部寸法を、ギャップは同下端部での寸法である。

*2 燃焼度及び照射量には補正係数0.756を乗じている。

*3 上段：軸方向最大値、下段：周方向平均値



5mm



5mm

最大 $\Delta d/d = 2.13\%$
 B_4C ペレット下端から 1.3 mm
 ピンNo. : D105
 撮影角度* : 18.6°
 クラック長さ : 22.3 mm
 クラック幅 : 0.30 mm

最大 $\Delta d/d = 2.17\%$
 B_4C 下端から 1.8 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

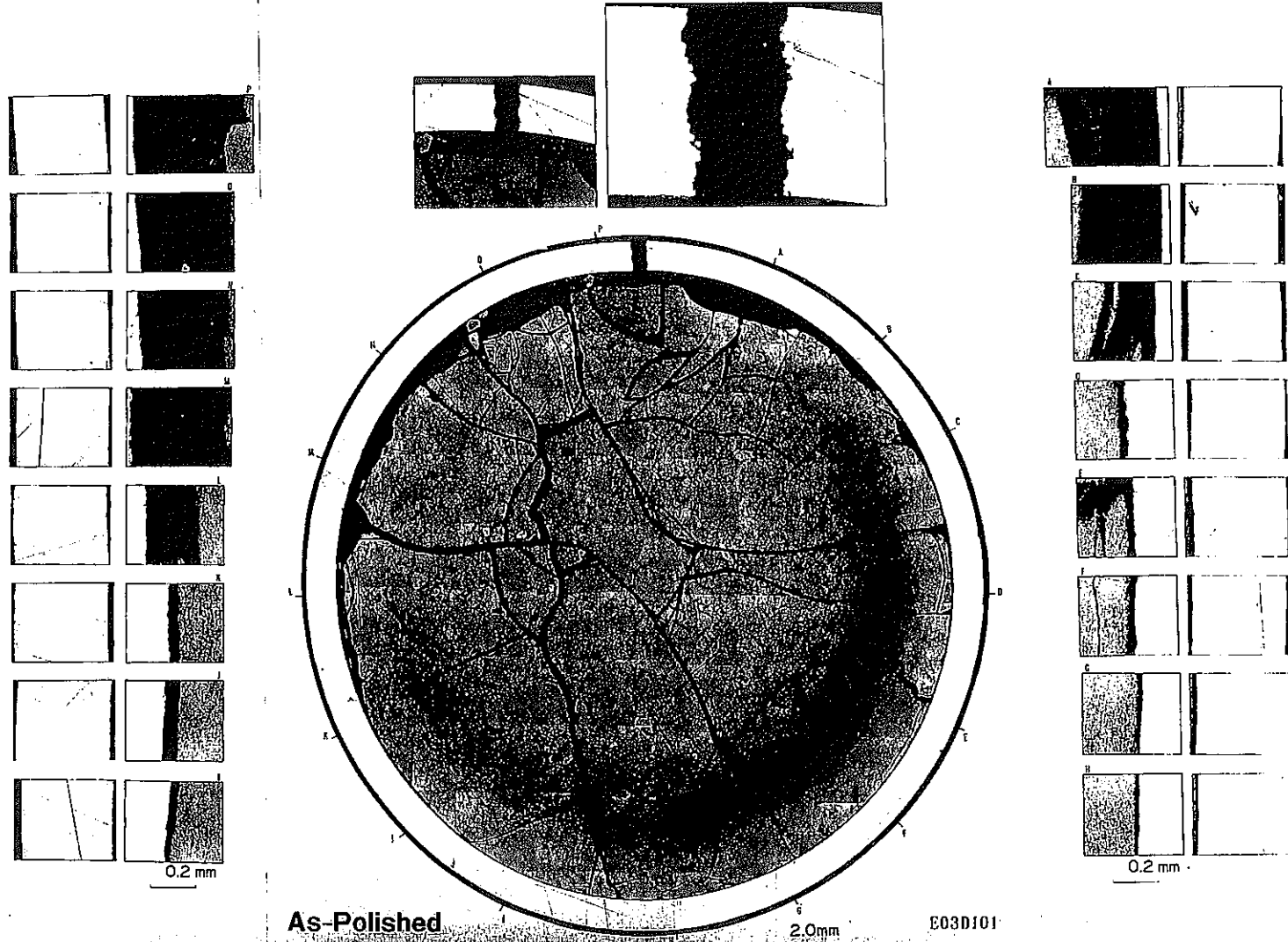
*クラック中心の位置

- 照射日数 316 efpd
- 燃焼度 $56.5 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$
- 照射量 $3.02 \times 10^{26} \text{ n/m}^2$ ($E \leq 0.1 \text{ MeV}$)
- gap ↙ 0.438 mm ↗ 0.458 mm

第3.1図 吸収ピンクラック部 外観写真 (MCR103)

↓
1次取替

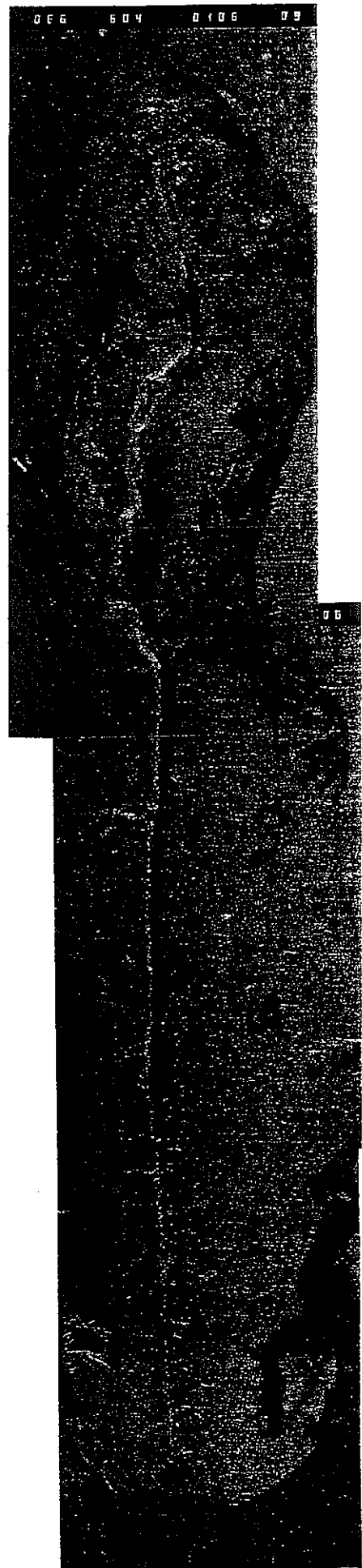
"JOYO" MK-II MCR103
Specimen NO. D10722



第3.2図 吸収ピン断面金相写真 (MCR103)



5mm



1mm

最大 $\Delta d/d = 1.96\%$

B₄C 下端から 0 mm

ピンNo. : E 6 0 4

撮影角度* : 288°

クラック長さ : 16.4 mm

クラック幅 : 0.20 mm

*クラック中心の位置

照射日数 280 efpd

燃焼度 $49 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$

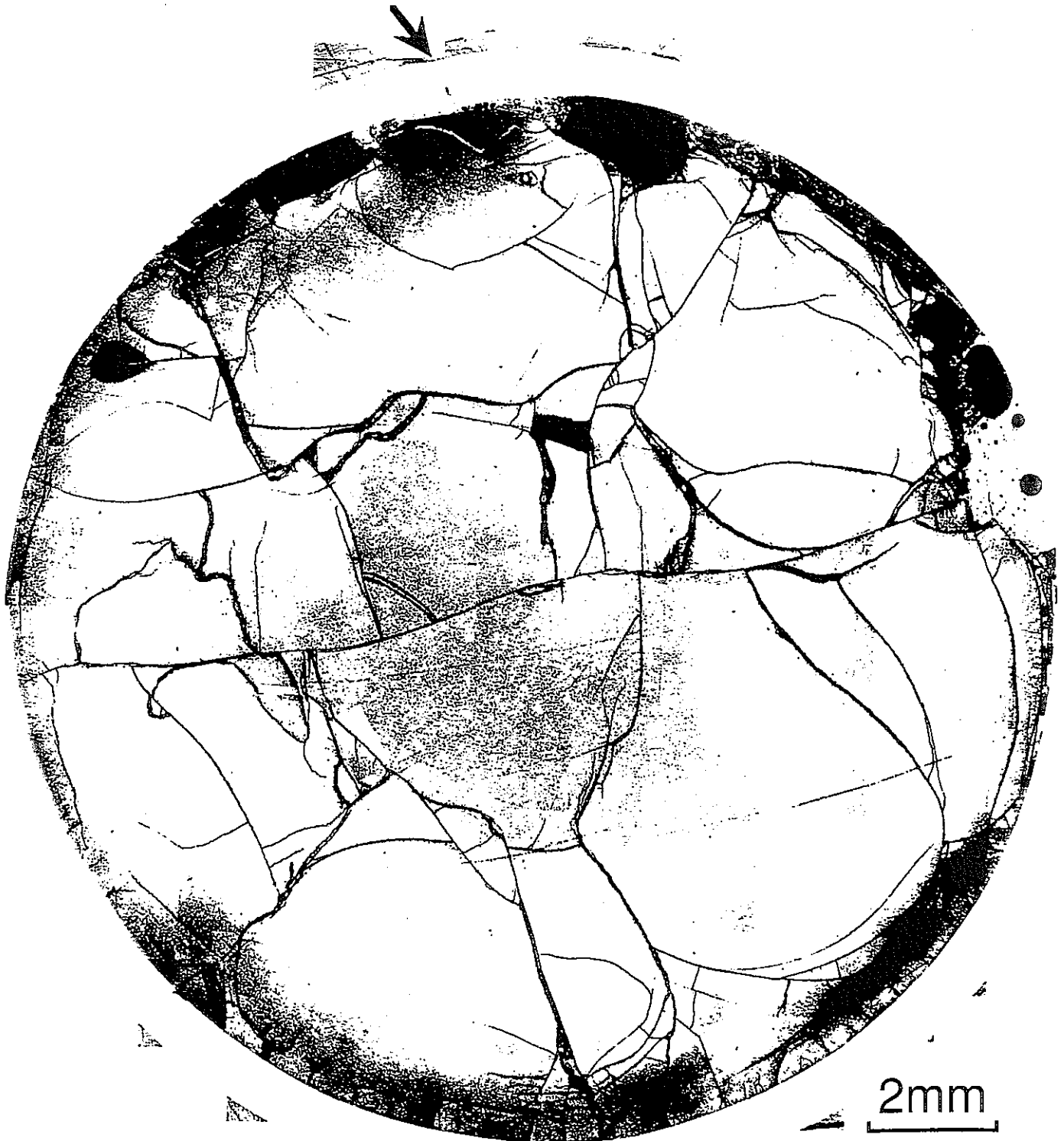
照射量 $2.56 \times 10^{26} \text{ n/m}^2$

gap 0.568 mm

第3.3図 吸収ピンクラック部
外観写真 (CR301M)



3次取替



照射日数 307.7efpd
燃焼度 $56.55 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$
照射量 $3.1 \times 10^{26} \text{n/m}^2$
gap 0.47mm

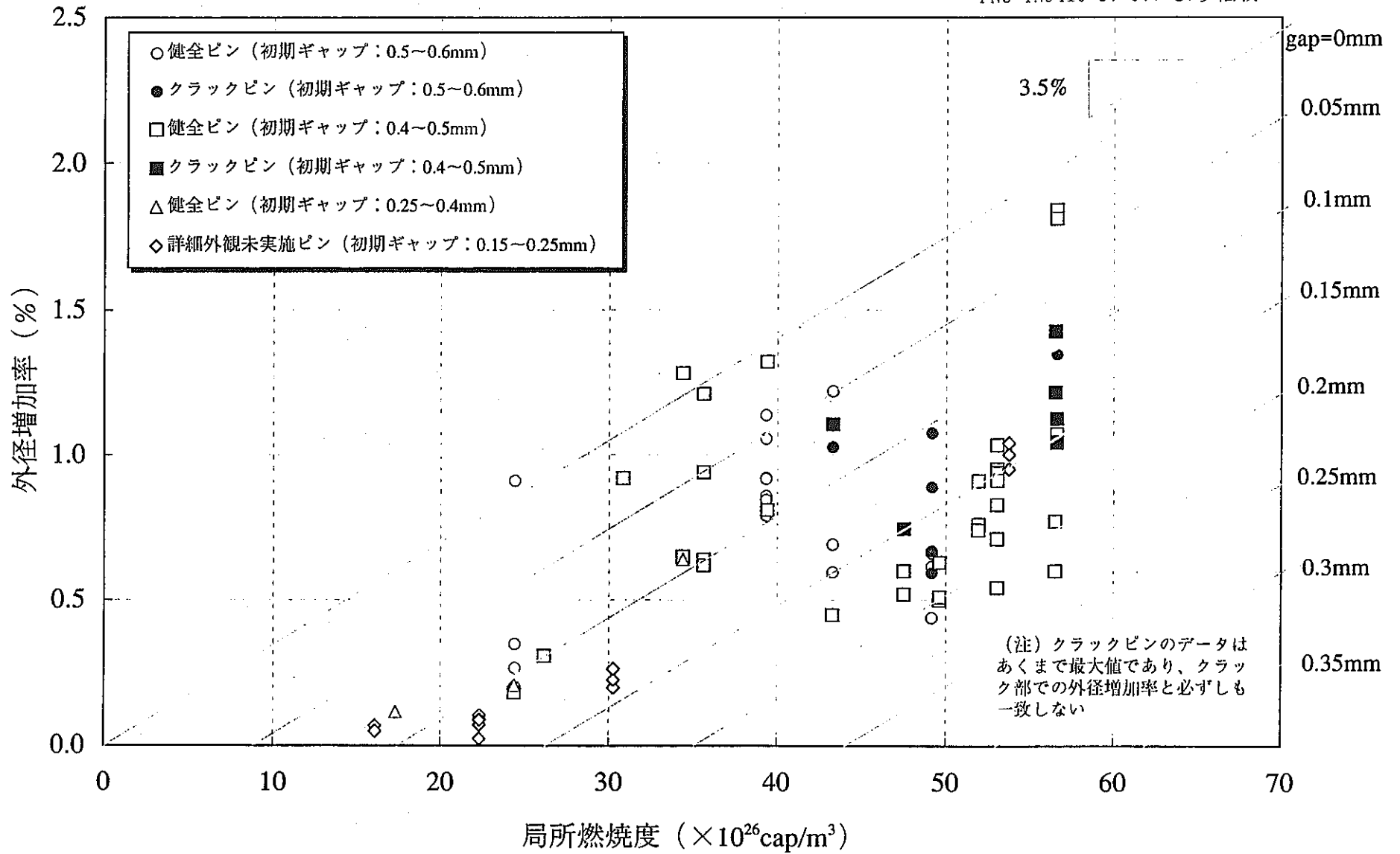
最大 $\Delta d/d = 1.98\%$

ピンNo. : H301
試料No. : H30102
ペレット下端から10mm

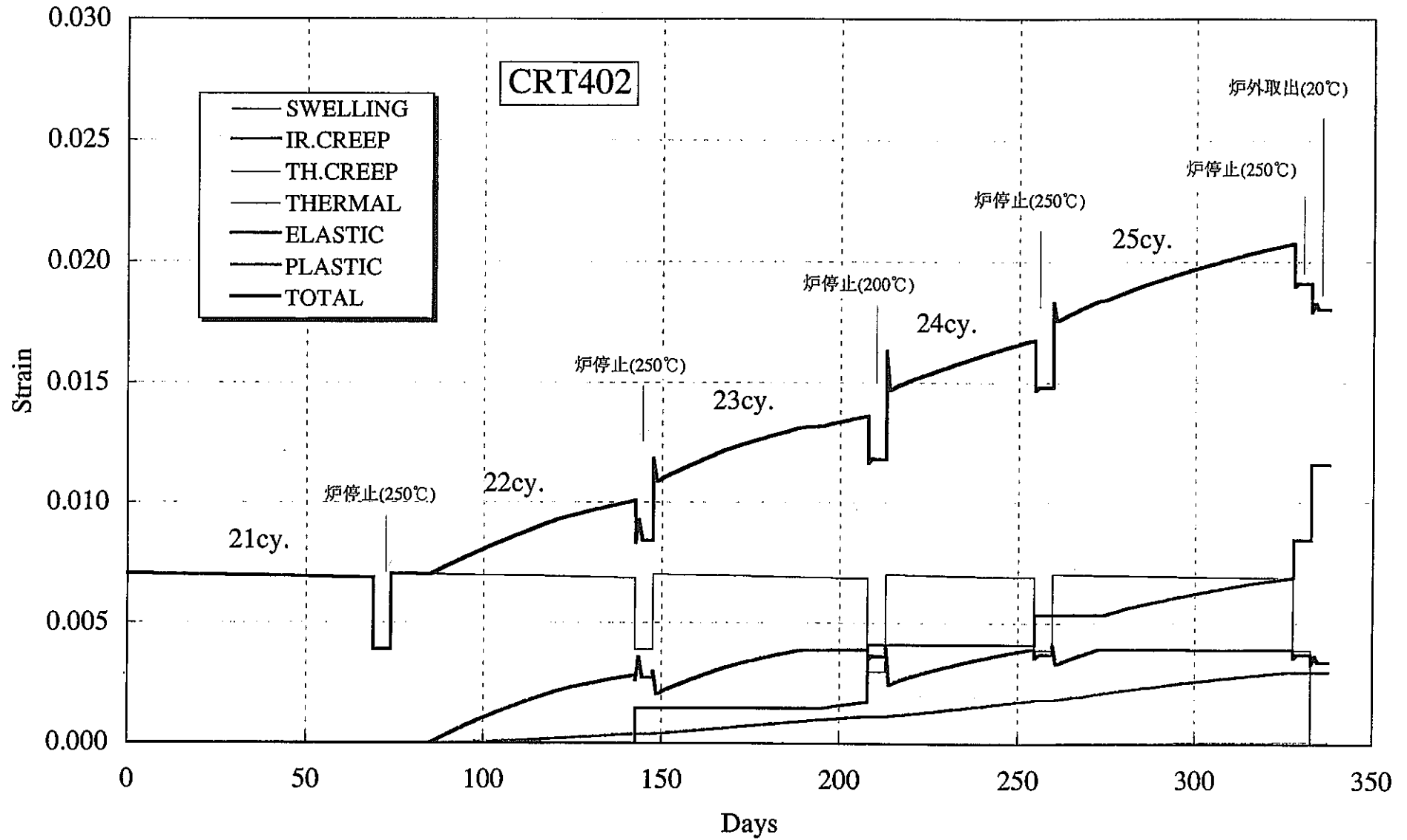
第3.4図 CRT 402 制御棒横断面の金相写真

↓
4次取替

PNC TN9410 97-077 より転載

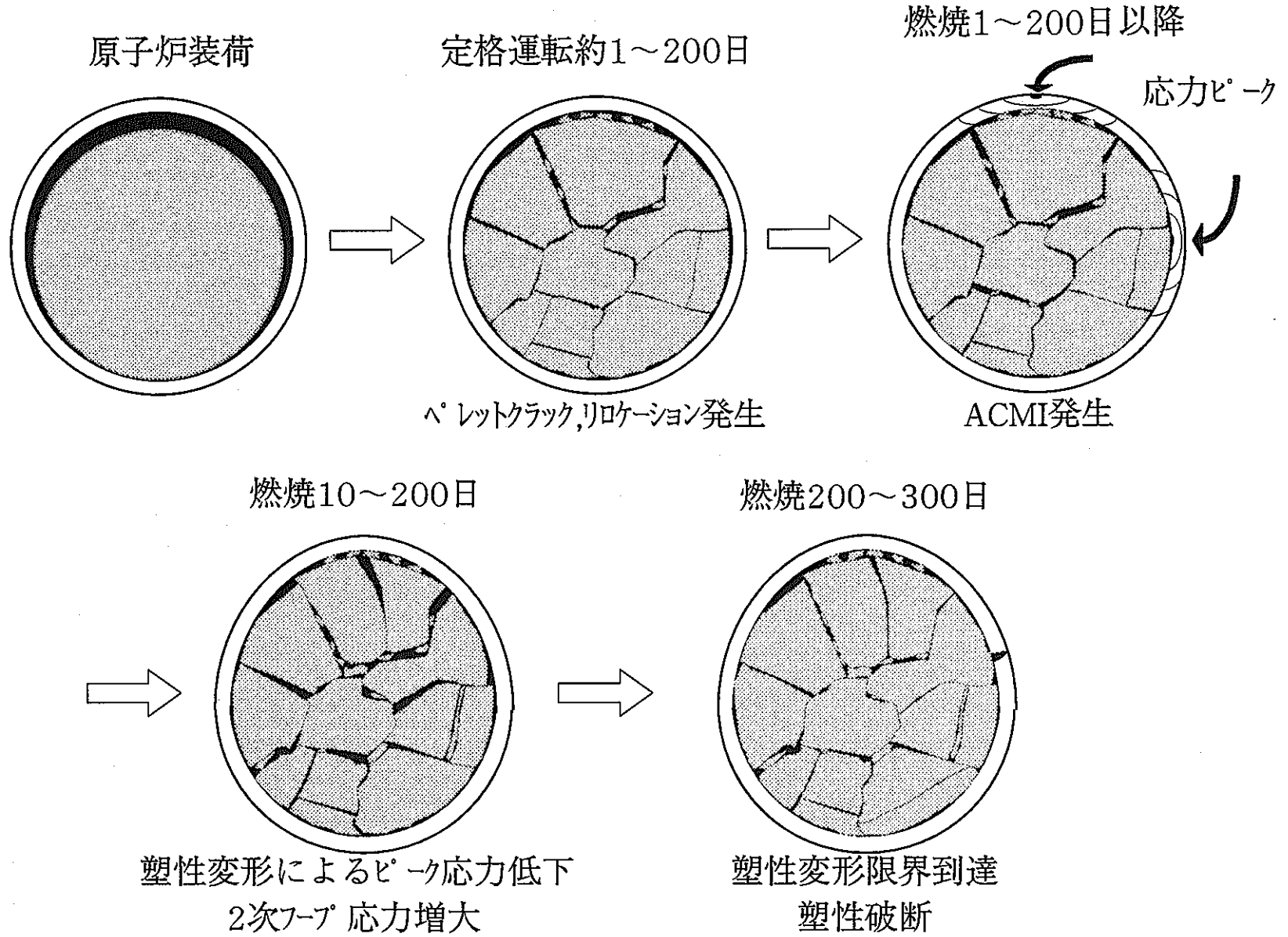


第3.5図 周方向平均の最大外径増加率と局所燃焼度の関係



第3.6図 CORAL解析結果

(制御棒被覆管の歪変化、 15×10^{26} cap/m³でギャップ閉塞、炉内クリープノミナル方式)



第3.7図 MK-II挙動イメージ

3.2 解析検討

ACMIの設計評価に先立ち、前節の照射後試験結果と被覆管クラック発生モデルについて、設計の見地から確認が必要な項目は次の7件である。

- (1) 被覆管クラックの発生機構として疲労、クリープ、および腐食は考えなくてよいのか。
- (2) スエリング、照射クリープなどの不確かさも考慮して、塑性歪はどの位だったか。
- (3) リロケーションによる応力状態はオーバリティに見られるように複雑であり、それによるピーク応力をどう評価すればよいのか。
- (4) リロケーションは被覆管の締め付けにより、B₄Cの破片が圧縮座屈されて再々配置され、ACMIが緩和されることはないのか。
- (5) リロケーションによるACMIの開始時期はいつか。
- (6) 塑性歪の制限値はどの程度で、どの位の不確かさがあるのか。
- (7) 総合するとどのような設計評価用の挙動モデルになり、それに基づけば設計基準はどのようにすべきか。

これらについて以下のとおりの解析検討を行った。

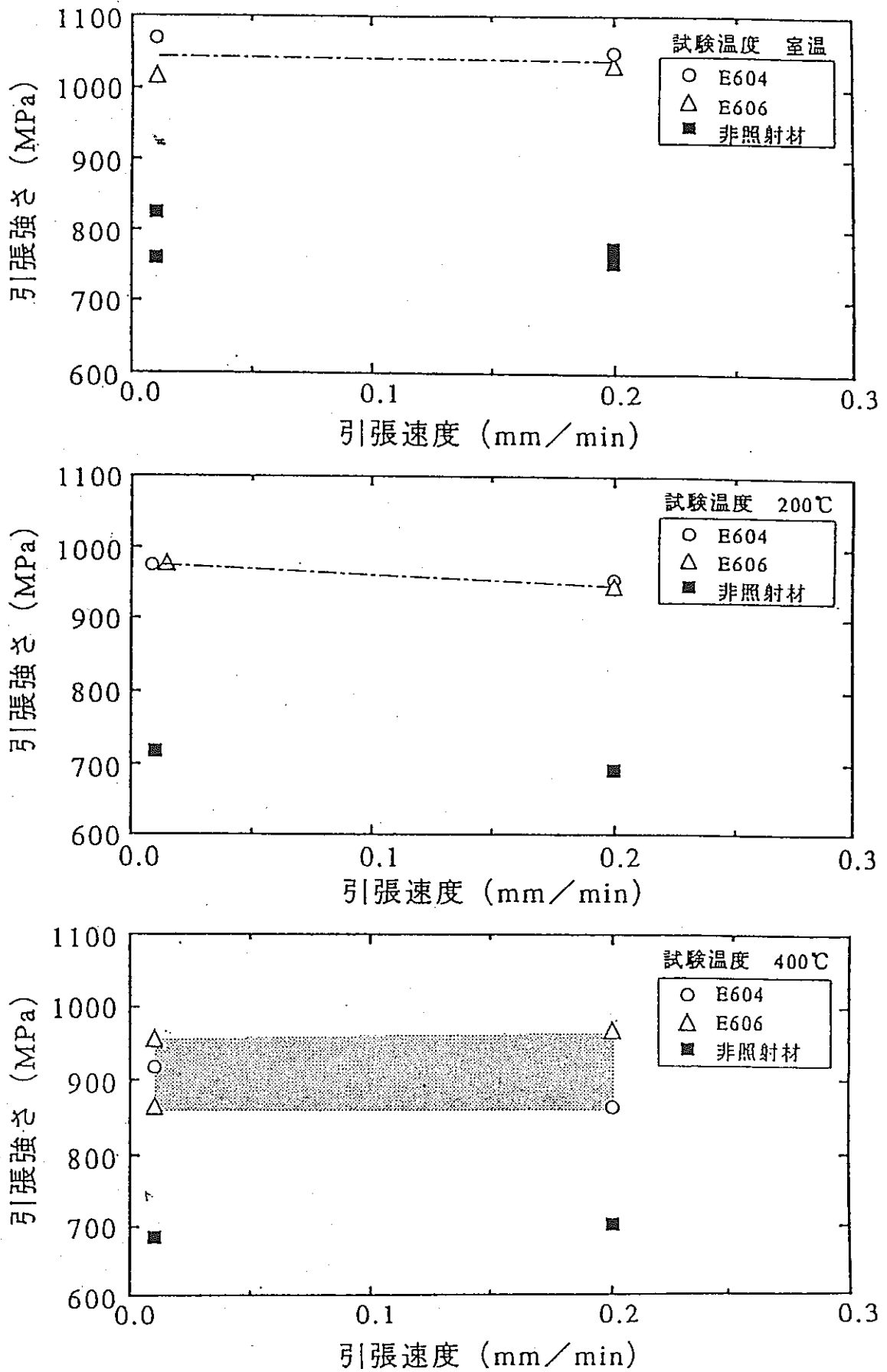
3.2.1 被覆管クラックの発生機構

被覆管クラックの発生機構としては、短時間の塑性破断の他に高温クリープ、疲労および応力腐食が考えられる。このうちの高温クリープについては、被覆管の使用中の最高温度が約400℃程度であり、316ステンレス鋼のクリープ温度下限430℃を下回っており、考慮する必要はないと考えられる。また、水洗浄や水中保管を経験していない制御棒に被覆管クラックが発生していることから、水やアルカリによる応力腐食は対象外である。

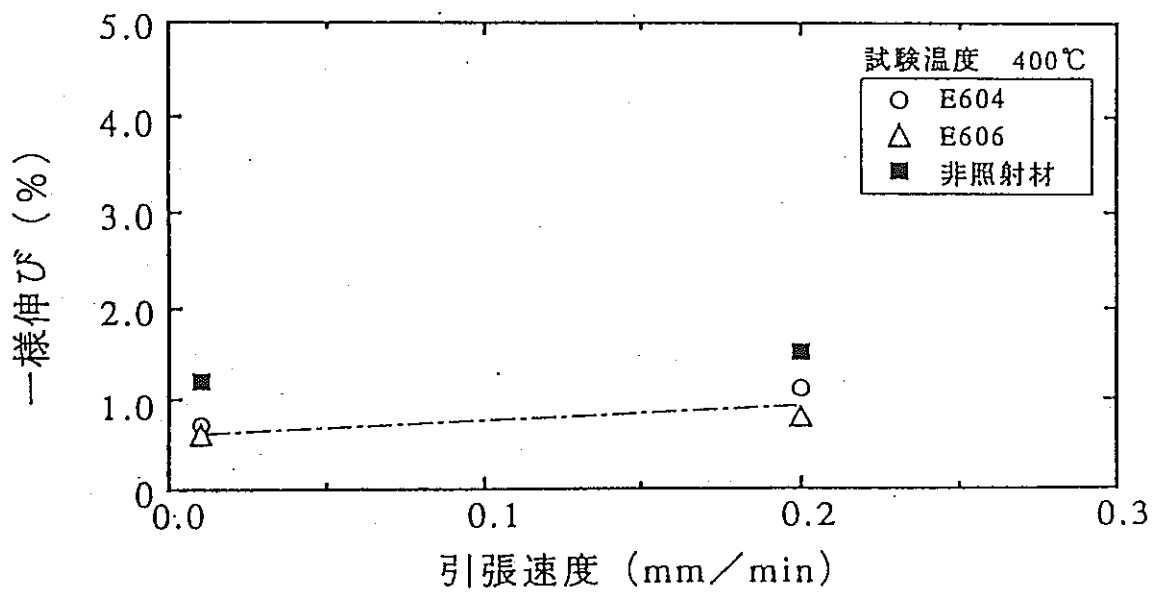
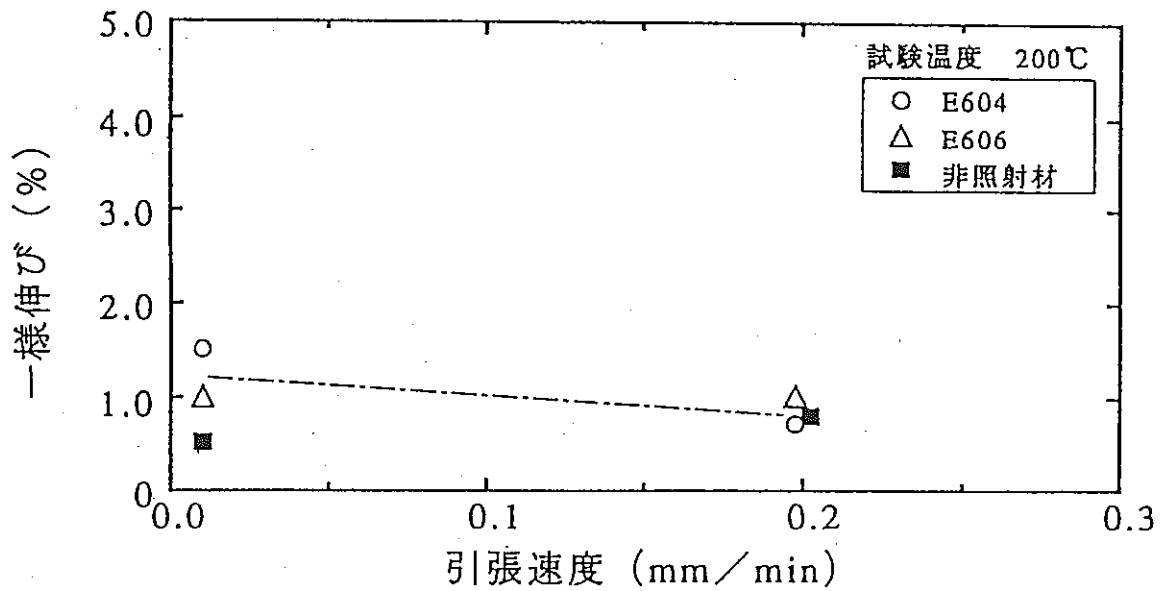
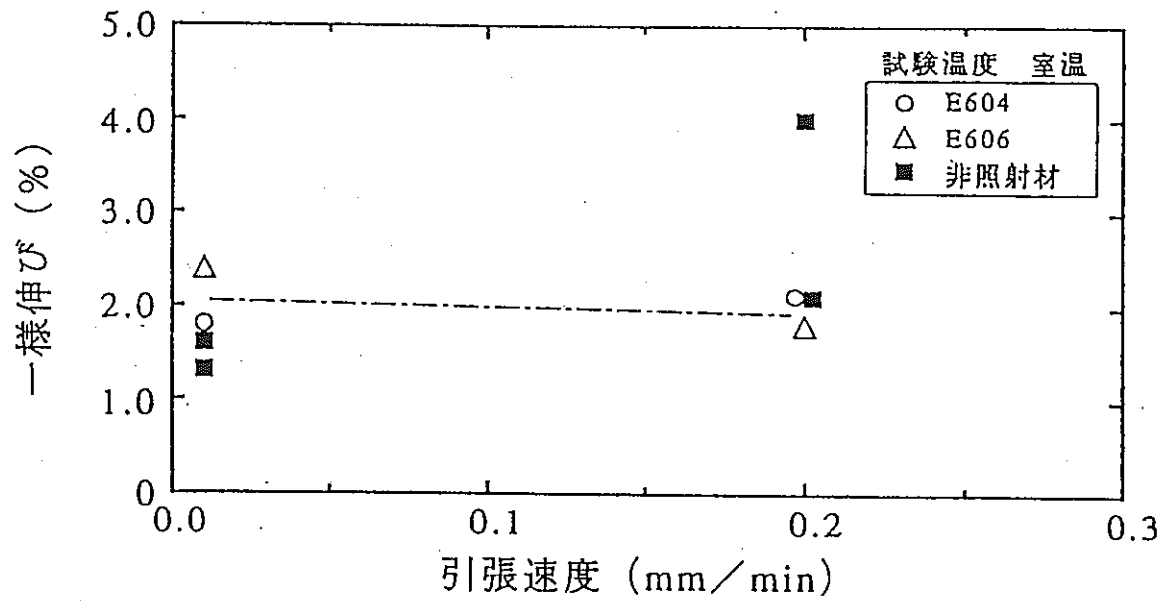
なお、リチウム等による応力腐食の可能性も考えられるが、金相観察等で直接的な痕跡が得られておらず、また、第3.8 図の同制御棒の被覆管のリング引張試験結果を見ると、引張強さの低下がなく（腐食があれば少なくとも未照射材より低下するはず）、また、一樣伸びも未照射材と同等であり、特段の強度劣化が認められないことから、応力腐食の可能性は少ないものとする。

疲労については、第3.9 図に示すように原子炉の起動・停止により0.1%を超える塑性歪が生ずるため、低サイクル疲労を検討する必要がある。この場合の歪振幅は、先の第3.6 図に示されたCORAL解析結果を参考とすると、両振幅で最大で0.5%程度と推定される。また、第3.1表に示された照射実績によれば、このようなサイクルが4～8回加わっている。この様子を第3.10図に外径増加率と共に整理して示した。これによると、被覆管クラックの発生と原子炉の起動・停止回数との相関は見られない。316ステンレス鋼の歪範囲0.5%での許容繰返し回数が、430℃では約3000回であること⁽¹²⁾を考慮すると、これは当然のことと思われる。

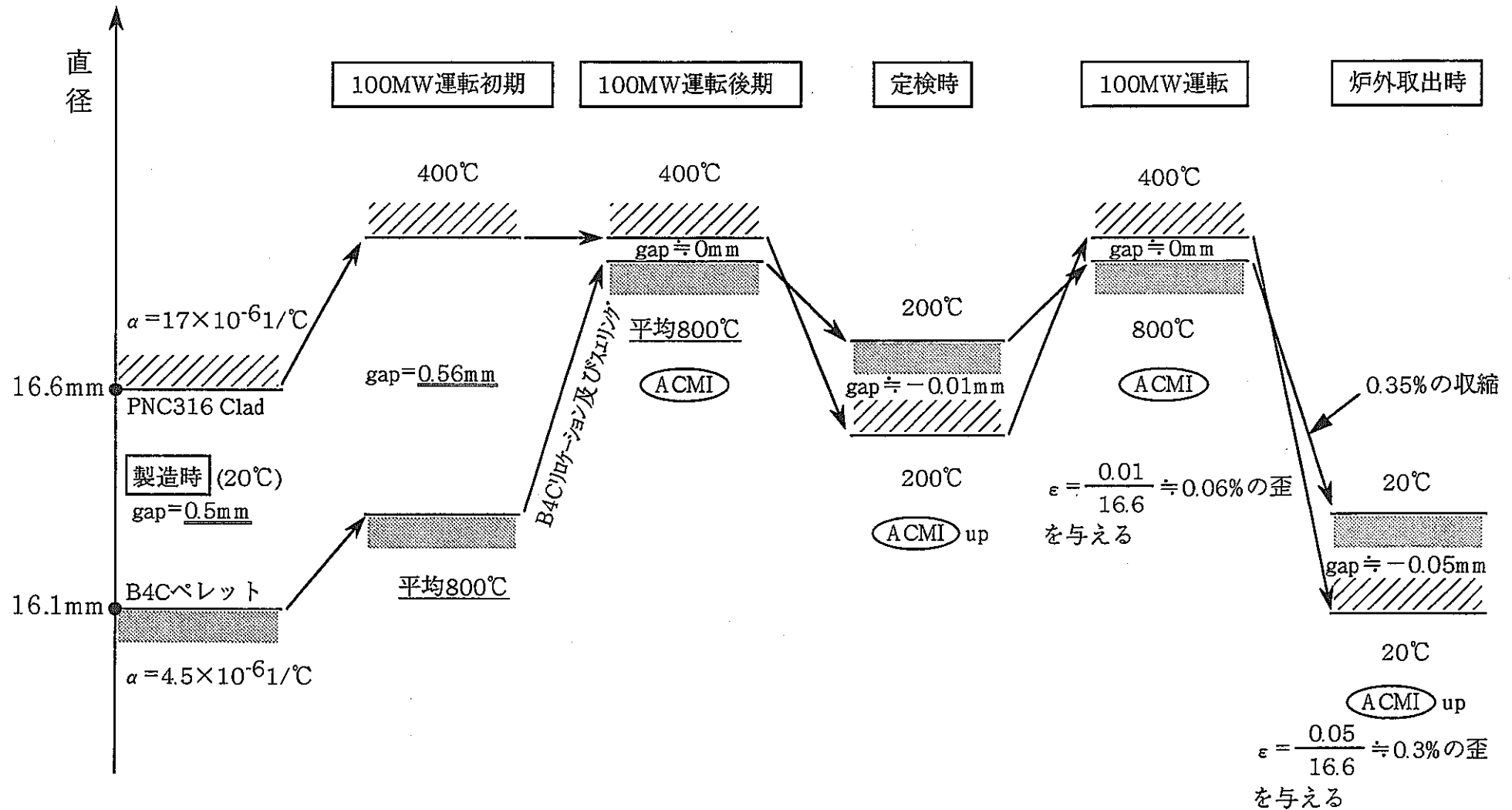
以上より、本制御棒の被覆管クラックの発生機構としては、短時間の塑性破断のみを検討すればよいものと判断される。



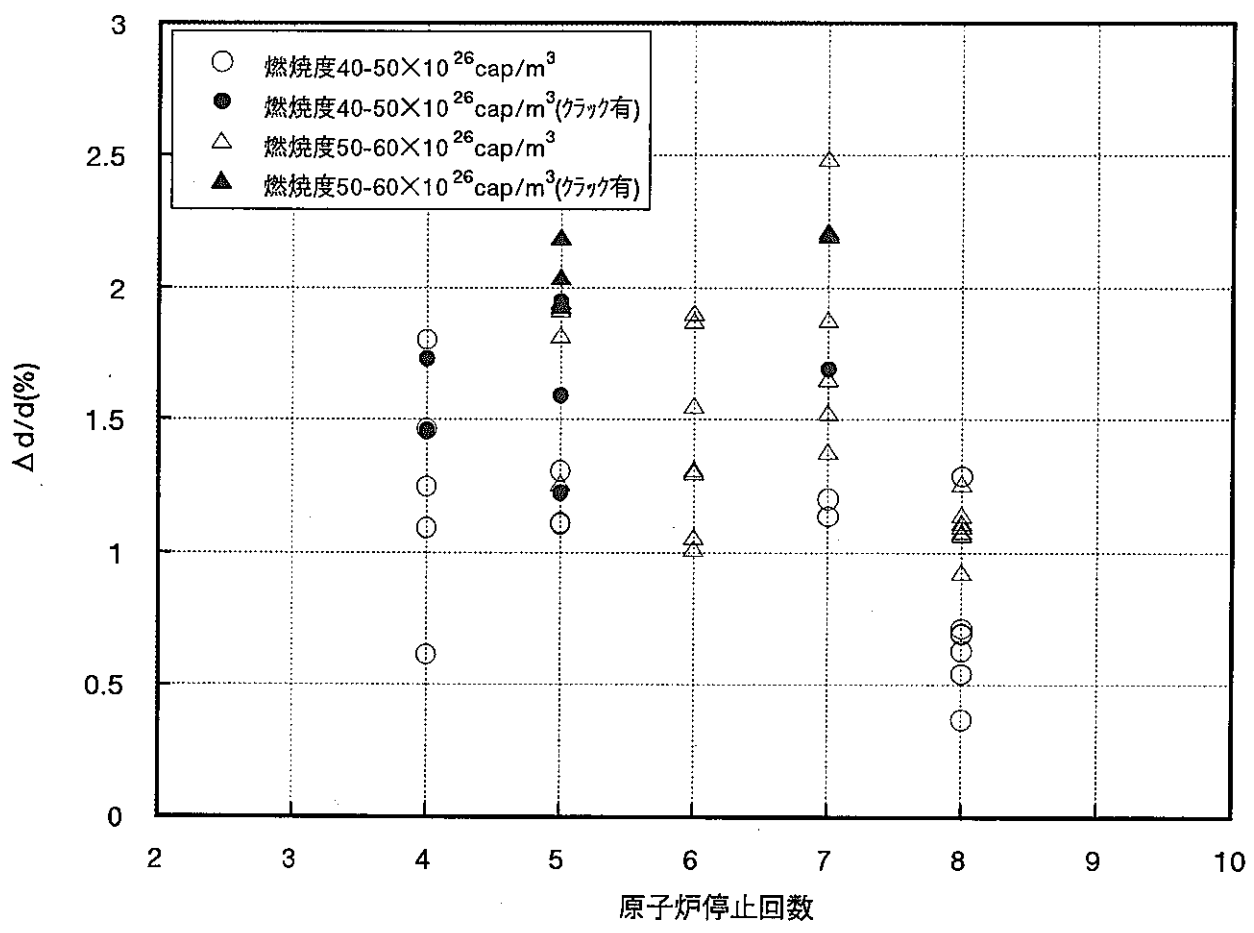
第3. 8 図(1) リング引張試験の引張強さと引張速度の関係



第3. 8図(2) リング引張試験の一樣伸びと引張速度の関係



第3.9図 ACMIのギャップ変化の簡易計算 (JOYO MK-IIの例)



第3.10図 原子炉停止回数と $\Delta d/d$ の関係

3.2.2 被覆管の塑性歪評価

B4Cペレットのスエリングにより強固なACMIが発生して、被覆管に塑性変形が生じて被覆管クラックが発生したと見られることから、塑性歪の解析が重要である。前節の照射後試験では制御棒詳細挙動解析コードCORALで評価しているが、開発中のものであり、簡便に感度解析を行うにはやや不便がある。そこで、単純なモデルによるパソコンレベルの簡易解析コードを作成し、比較確認と感度解析を行った。

本簡易解析コードはCRACEと称し、その詳細を別添Aに示す。CRACEでは、リロケーションを厳密に考慮しない単純な体系で、任意にACMIの発生（ギャップ=0とする）時期を設定できるようにし、B4Cペレットが等方的にスエリングしたときに被覆管に生ずる2次応力および弾塑性変形を、照射クリープによる緩和を考慮して解析する。

確認解析の入力条件と解析ケースは実際の実機条件を可能な限り模擬して、第3.2表に示すとおりB4Cペレットのスエリングと被覆管の照射クリープの効果を大中小の3ケースの組み合わせとして解析した。B4Cペレットのスエリングについては、第3.11図に示す「常陽」で取得されたデータ⁽¹³⁾を用い、不確かさとしてその標準偏差を考慮した。また、応力歪関係式については、第3.12図に示す被覆管用PNC316鋼の引張試験の平均値を用い、照射硬化を考慮した加工硬化則を適用した。なお、燃料交換などの炉停止については、塑性歪推移の概略を見るためには不要であるので、簡単のため省略した。

被覆管の応力歪解析の結果を第3.13図に示す。同図ではノミナルケースの結果は大中小ケースに包絡されるため図中では省略した。第3.14図に示すCORALの結果と比較するとCRACEの方が照射クリープによる緩和と発生応力がやや大きい傾向があるが、300日での塑性歪を比較すると、CORALでは約1.1%、CRACEでは約1%となり大体の傾向（弾性歪は約0.3%、塑性歪は照射クリープ歪の約2倍）と歪値がほぼ一致することが確認された。また、B4Cのスエリングと被覆管の照射クリープの不確かさが塑性歪に与える不確かさの効果は±70%程度であることが確認された。なお、仮に限界塑性歪を0.5~1%とすると塑性限界到達時点は150~340EFPDとなり、実際に被覆管クラックが発生した時点240~316EFPDにほぼ符合する。

以上の結果に基づき、「常陽」MKIIの条件における塑性歪を、PIEの外径増加率から簡便に算定することができる。すなわち、制御要素のPIEでの外径測定（B4Cペレットを除去する前）から求まる外径増加率（ ε_o ）は、ACMIによる弾性歪（ ε_e ）（第3.6図および第3.9図に示すように約0.3%程度）に加えて、運転中のACMIによる塑性歪（ ε_p ）と照射クリープ歪（ ε_c ）を合計したのから、炉外取り出し時の制御要素の外径熱収縮率（第3.9図に示すようにB4Cペレットの収縮量の方が小さく、かつ、硬度が高いことからB4Cペレットの収縮率が律速であるため、 $\alpha \Delta t = 4.5 \times 10^{-6} \times (800 - 20) \times 100 = 0.35\%$ 程度）を差し引いたものであること、さらに前述のとおり「常陽」MKII条件では塑性歪は照射クリープ歪の約2倍であることから、次式で概算できる。

$$\varepsilon_p \doteq 2 / 3 (\varepsilon_o + \alpha \Delta t - \varepsilon_e)$$

$$\varepsilon_c \doteq 1 / 2 \varepsilon_p$$

また、炉外取り出し後の塑性歪(ε)は、運転中のACMIによる塑性歪(ε_p) に炉外取り出し時のB4Cペレットと被覆管との熱収縮率差 (ε_t) (この場合も硬度差からB4Cペレットの収縮が律速であるため、第3.9図に示すように約0.3%程度) による塑性変形が重畳されることから、次式で概算できる。

$$\varepsilon = \varepsilon_p + \varepsilon_t$$

ここで、第3.15図に示すようにPIEでの外径増加率 ε_o としては、長径の最大値の位置で必ずしも被覆管クラックが発生していないが、周方向平均(長径と短径の単純平均)の ε_o の最大値をとればこれがほぼ一致している。また、オーバリテイが生じた場合の場合の塑性歪としては、第3.16図に示すように長径方向の ε_o の最大値では過大評価になり、短径方向の ε_o の最大値では過小評価となることも考慮すると、周方向平均の ε_o の最大値をとることが妥当であると判断される。これらに基づき、PIEの周方向平均の外径増加率 ε_o を用いて実際の塑性歪を推定すると、第3.17図のとおりとなる。

第3. 2表 解析条件

1. 入力条件形状寸法

・被覆管内径	:	16.5	(mm)
・被覆管肉厚	:	0.8	(mm)
・ペレット-被覆管ギャップ	:	0.5	(mm)

照射条件(実績)

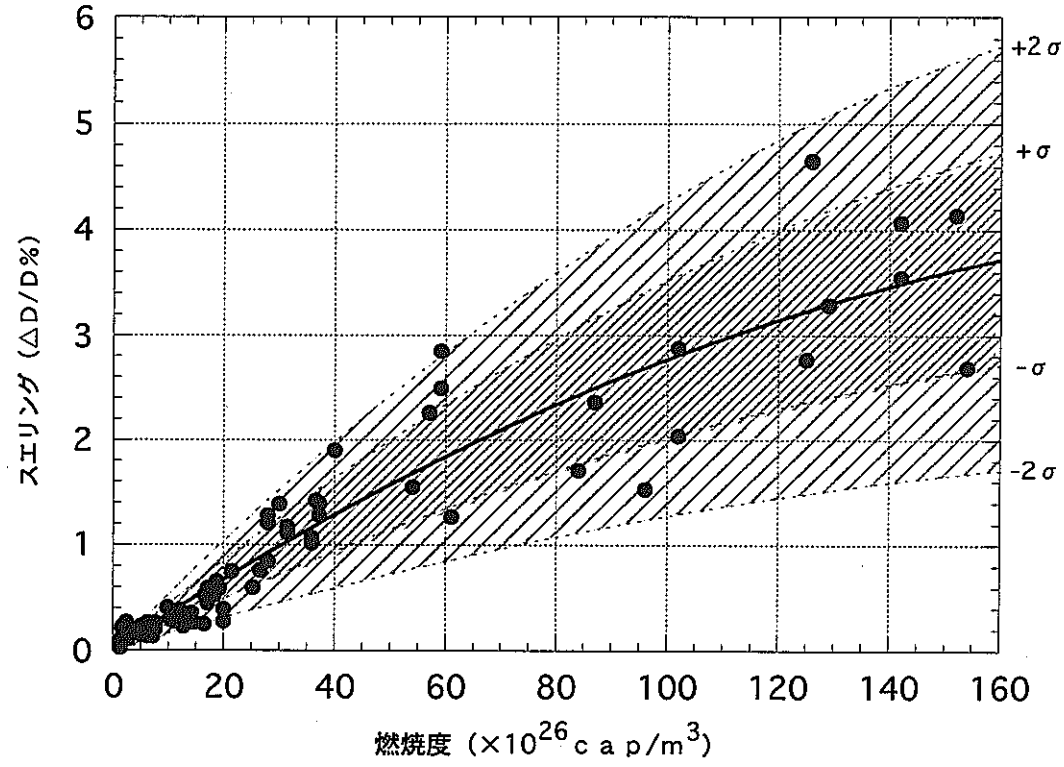
・照射日数	:	307.7	(E.F.P.D.)
・燃焼度(BU)	:	56.6	($\times 10^{26}$ cap/m ³)
・高速中性子束	:	1.16	($\times 10^{19}$ n/m ² ·s)
・中性子照射量	:	3.1	($\times 10^{26}$ n/m ²)

材料物性

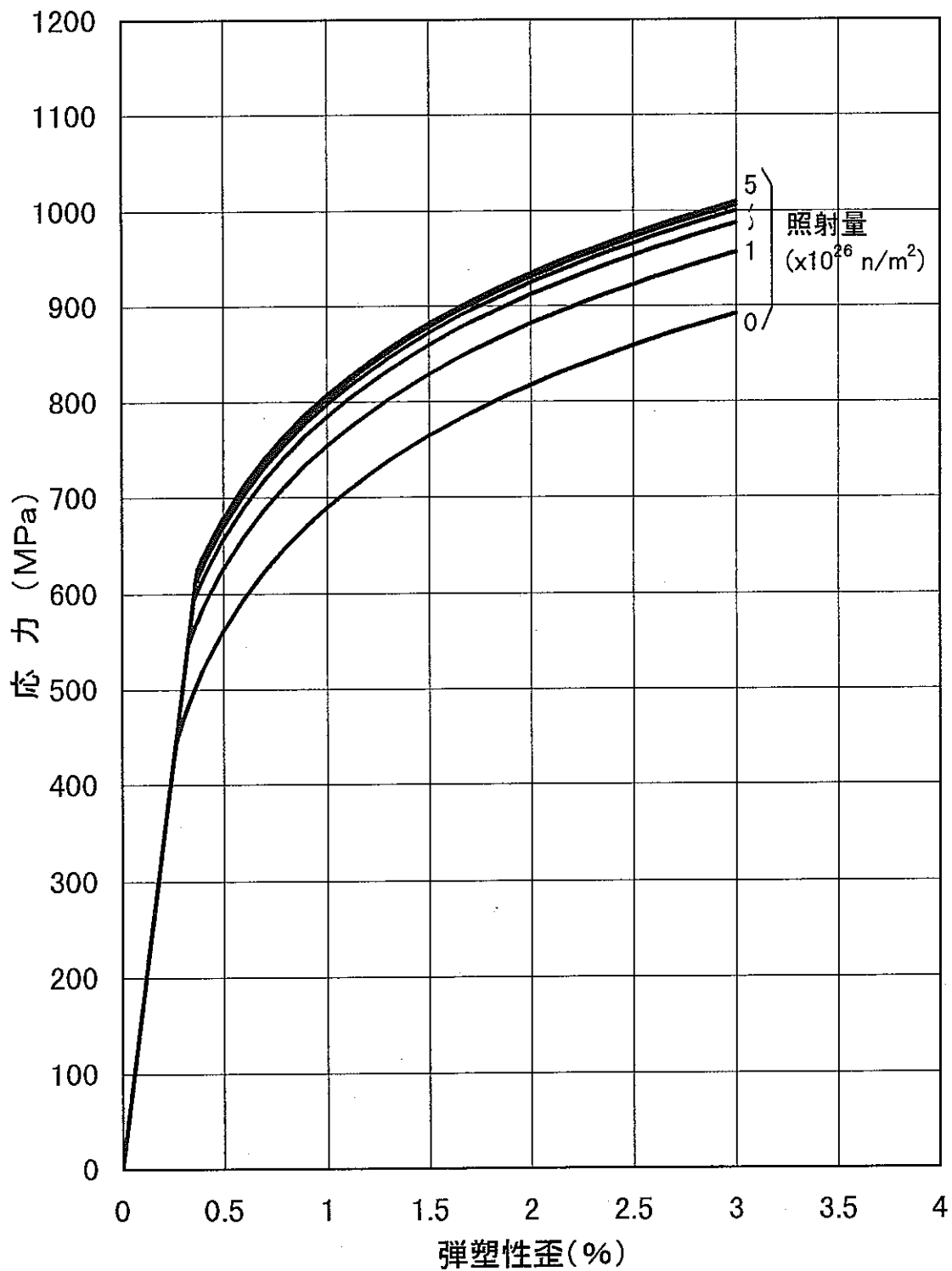
・被覆管照射クリープ係数(B ₀)	:	1.96~4.71	($\times 10^{-22}$ MPa ⁻¹ ·(n/m ²) ⁻¹)
・ペレットスワリング平均式	:	$-7.4E-5 \cdot BU^2 + 0.035 \cdot BU$	(%)

2. 解析ケース

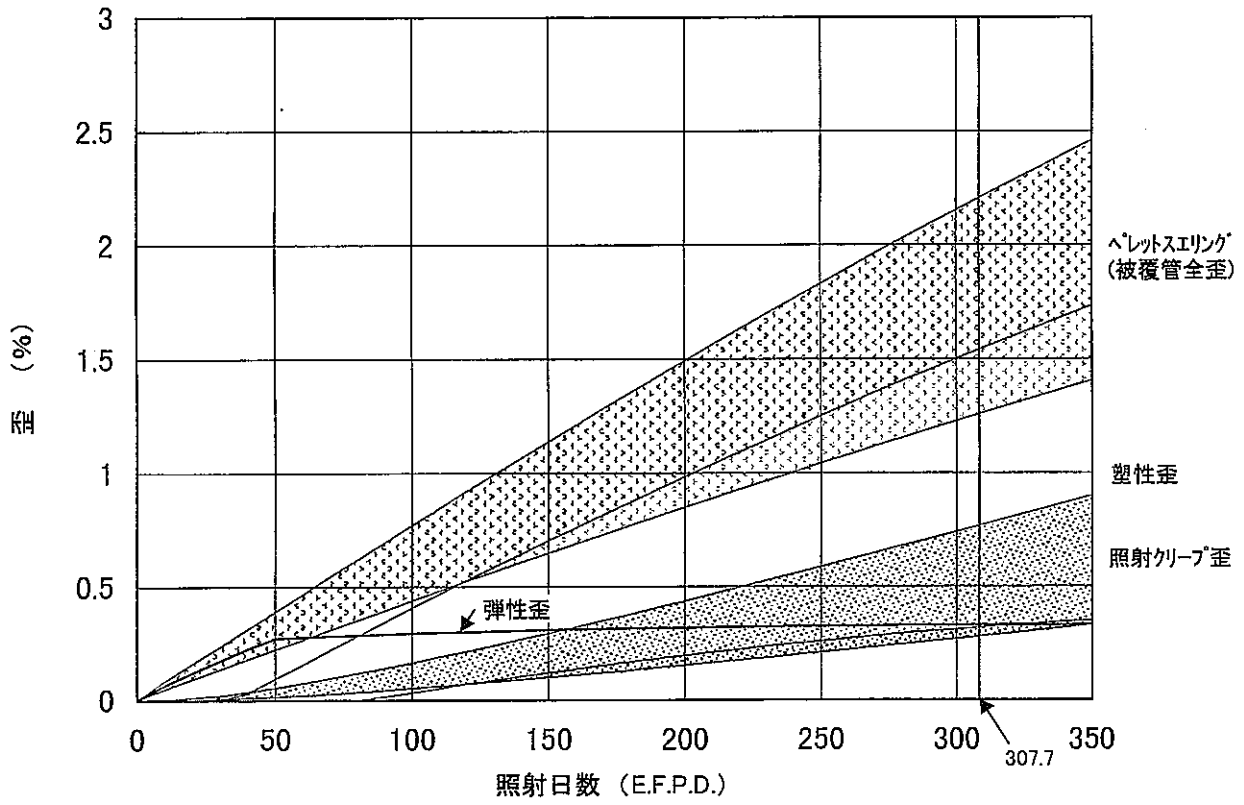
・塑性歪最小ケース	:	B ₀ =4.71	($\times 10^{-22}$ MPa ⁻¹ ·(n/m ²) ⁻¹) ペレットスワリング下限式 (平均式偏差-σ)
・塑性歪ノミナルケース	:	B ₀ =3.39	($\times 10^{-22}$ MPa ⁻¹ ·(n/m ²) ⁻¹) ペレットスワリング平均式
・塑性歪最大ケース	:	B ₀ =1.96	($\times 10^{-22}$ MPa ⁻¹ ·(n/m ²) ⁻¹) ペレットスワリング上限式 (平均式偏差+σ)



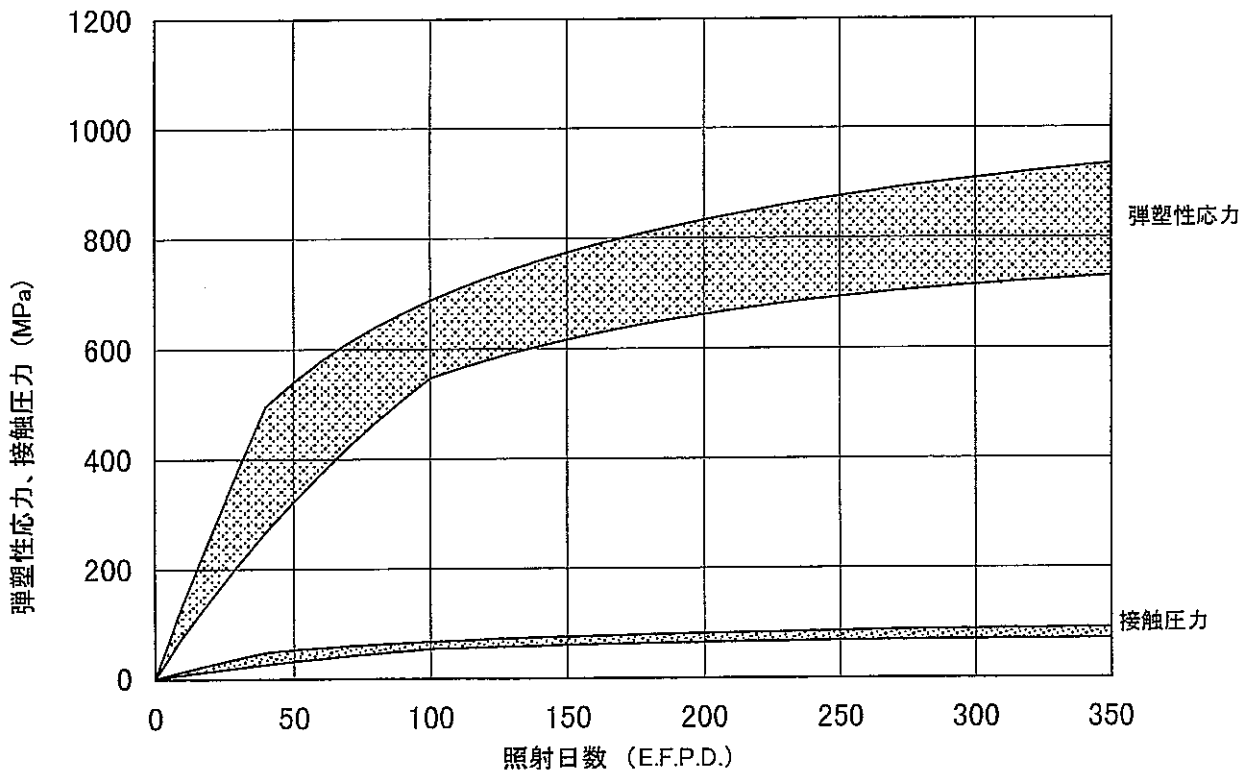
第3.11図 B4Cペレットスエリングの標準偏差



第3. 12図 弾塑性応力—歪平均曲線(420°C)
(照射硬化曲線)

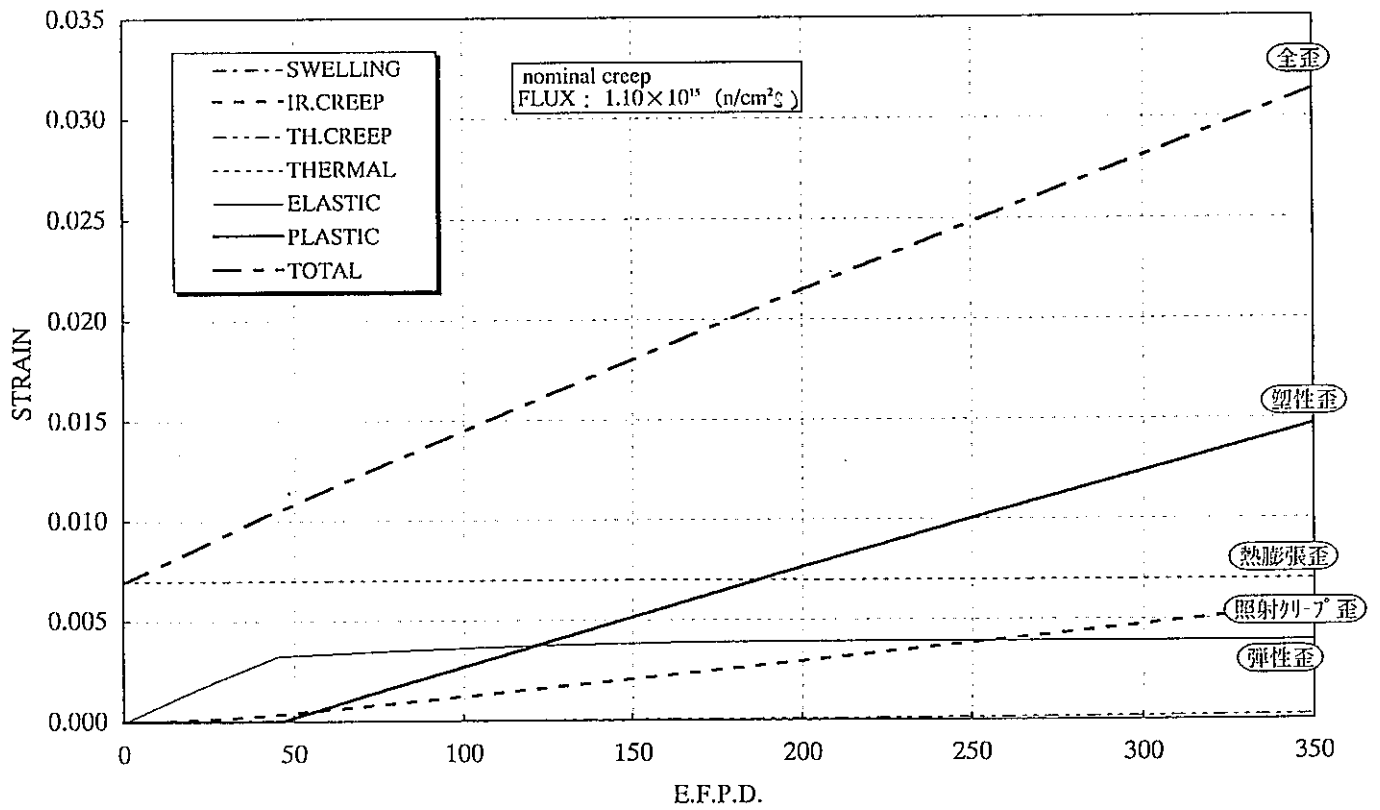


(a) 歪

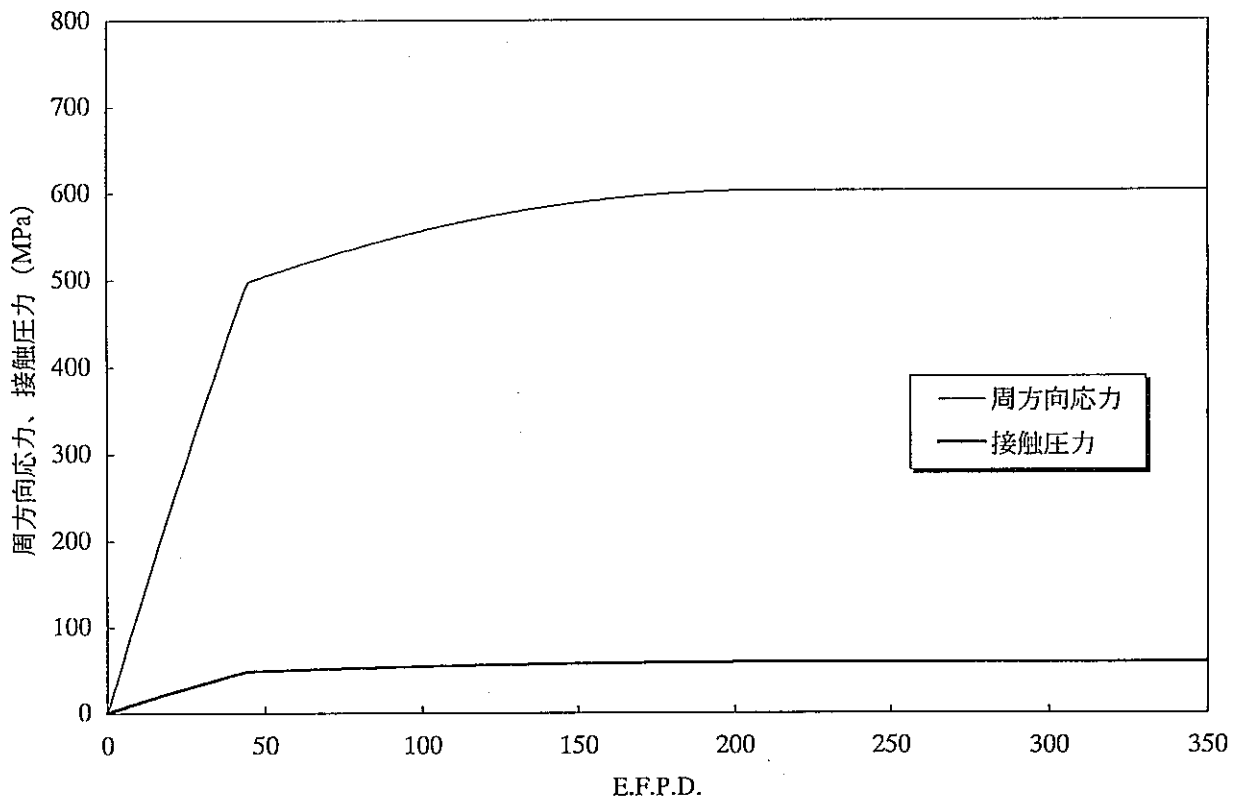


(b) 弾塑性応力、接触圧力

第3. 13図 1次元弾塑性クリープ解析結果

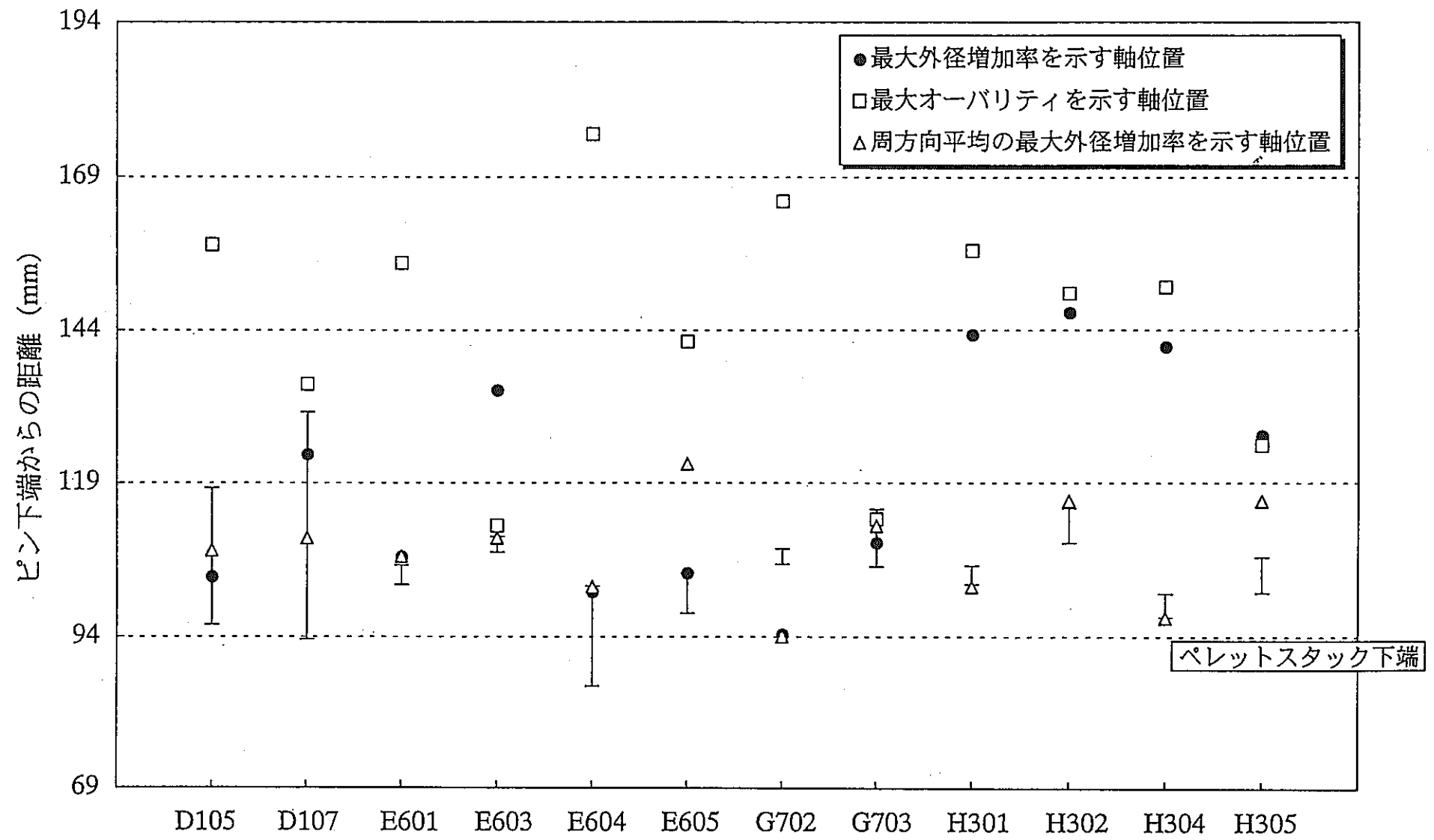


(1) CRT 402 ひずみ成分の変化

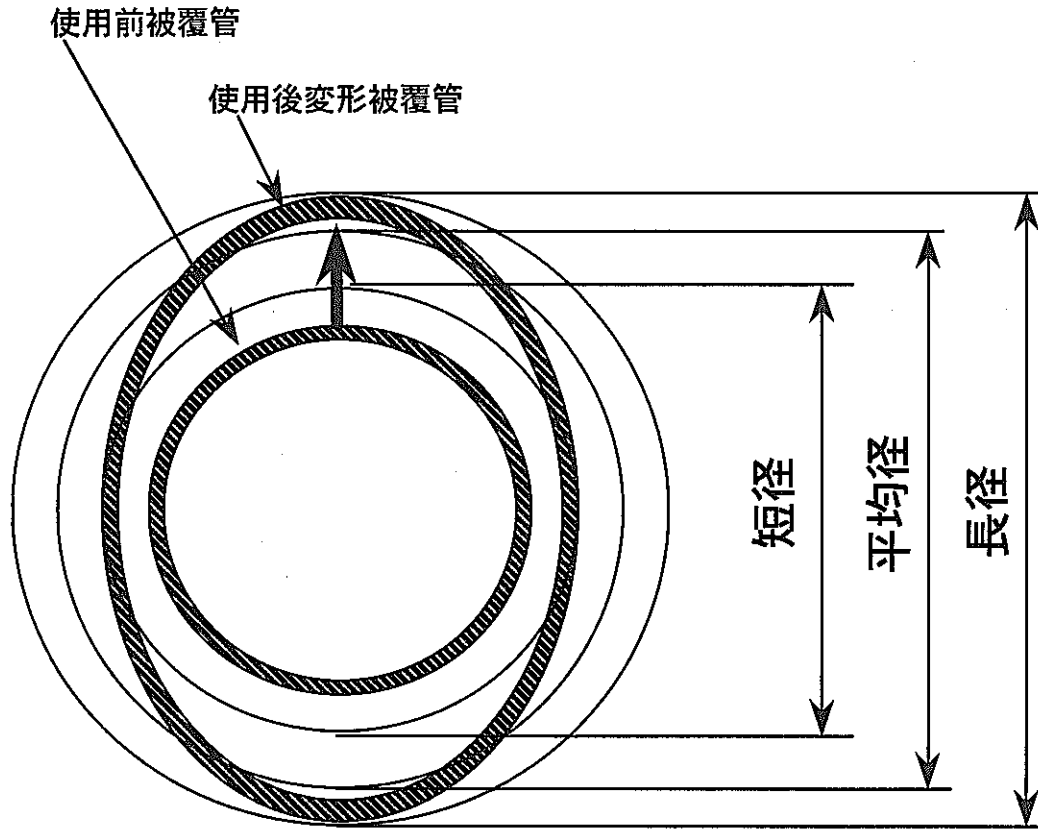


(2) CRT 402 周方向応力の変化

第3.14図 CORALによる解析

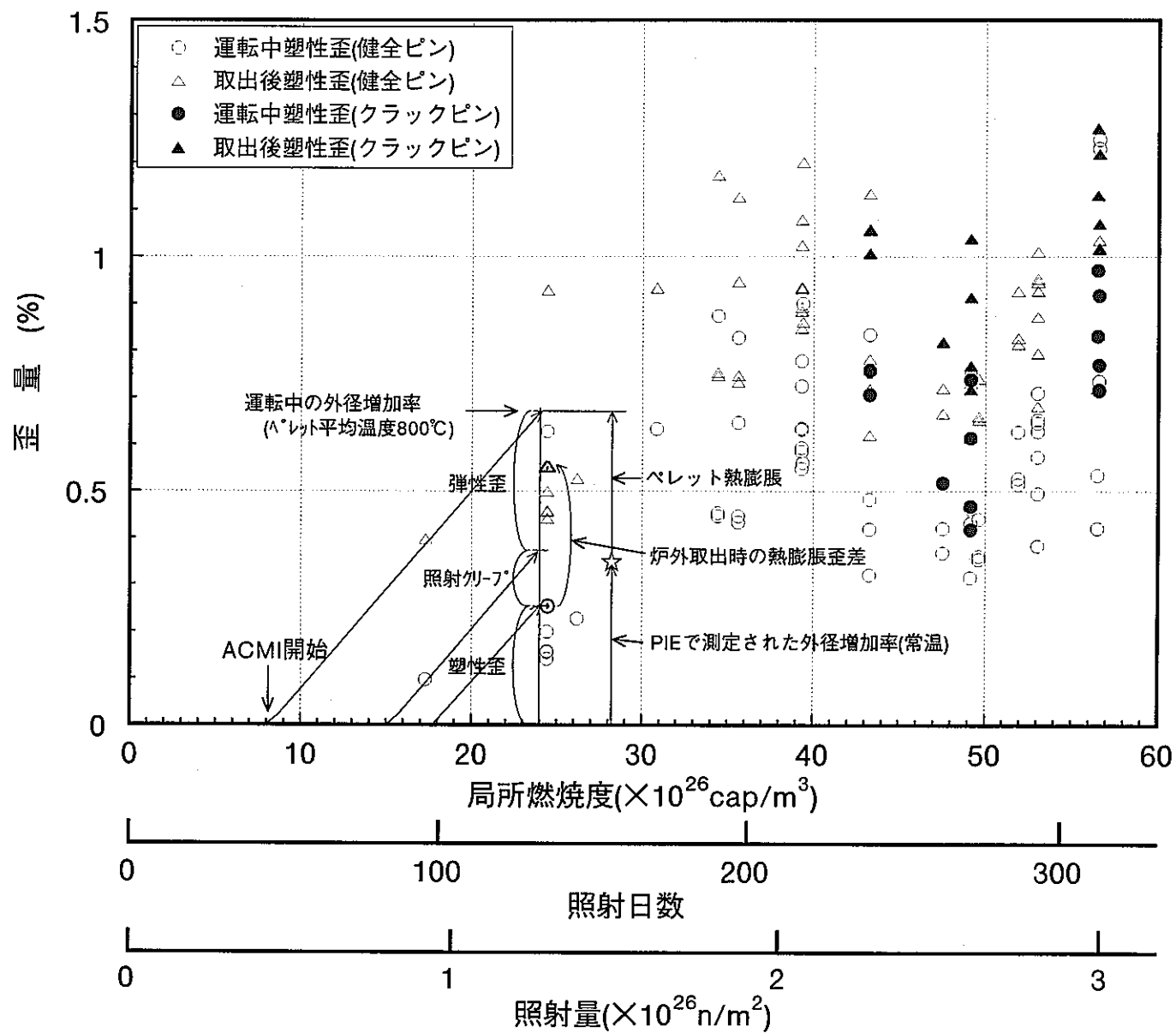


第3.15図 クラック発生軸位置と最大外径データを示す軸位置の関係



短径の増加率 < 実際の塑性歪 \approx 平均径の増加率 < 長径の増加率

第 3.16 図 平均径の増加率による塑性歪推定の妥当性の検討図



第3.17図 塑性歪の推定

3.2.3 リロケーションによるピーク応力

以上のCRACEやCORALによる1次元弾塑性クリープ解析では、リロケーション後もB4Cペレットと被覆管が均一に接触することを前提としているが、実際はリロケーションによるB4Cペレットの破片によって不均一な接触圧縮が生じていると思われる。このような状態での被覆管の応力分布をほぼ均一として扱ってよいのか、上記の1次元弾塑性クリープ解析の妥当性を調べるために、汎用構造解析コードFINAS⁽¹⁴⁾を用いて2次元弾塑性解析を行った。すなわち、前節の1次元弾塑性クリープ解析からB4Cペレットと被覆管の平均接触圧力が求まっていることから、第3.18図および第3.19図の左側に示すように、断面金相写真から想像される不均一な接触圧力分布を全圧力が等しくなるように按分して想定し、第3.3表に示す条件で2次元弾塑性解析を行った。本解析では、照射クリープによる応力緩和は扱っていない。

解析結果を第3.18図と第3.19図の右側に示す。B4Cペレットと被覆管が均一に接触していない部分などに曲げ成分の重畳と見られる応力ピークが生じているが、その大きさは98MPa (10Kg/mm²)程度でそれほど大きなものではなく、また、平均の応力は1次元解析とほぼ同等である。さらに、今回解析することができなかった照射クリープ緩和の効果が実際には加わることを考慮すれば、1次元弾塑性クリープ解析で仮定した被覆管の均一応力分布の近似は妥当であると判断され、かつ、塑性歪の限界を見る場合は保守側の結果を与える。

なお、接触圧力の分布の変化に対して応力ピークの発現位置の変化は著しく、第3.18図と第3.19図に示すわずかな接触圧力分布の違いに対し、塑性歪のピーク発現位置が逆転することが認められる。また、塑性歪のピークが必ず被覆管の内面に現われていることが注目される。

第 3. 3 表 2次元弾塑性解析(FINAS)入力条件

解析形態 2次元静的弾塑性応力解析

解析モデル

- ・モデル形状 : 被覆管断面2分割対称モデル
- ・拘束条件 : 分割軸(Y軸)上の節点のみX方向固定
- ・解析要素 : 4節点四辺形平面応力要素(QMEM4*)
- ・主要寸法 内径 : 16.5 (mm)
- 肉厚 : 0.8 (mm)

*: FINASにおける要素名

照射条件

- ・被覆管温度 : 420 (°C)

被覆管物性

- ・ヤング率** : $1.67 \times 10^5 [1.7 \times 10^4]$ (MPa)[kg/mm²]
- ・ポアソン比** : 0.3
- ・熱膨張係数** : 17.8×10^{-6} (1/°C)
- ・降伏応力** : 490[50] (MPa)[kg/mm²]
- ・加工硬化係数*** : 19600[2000] (MPa)[kg/mm²]

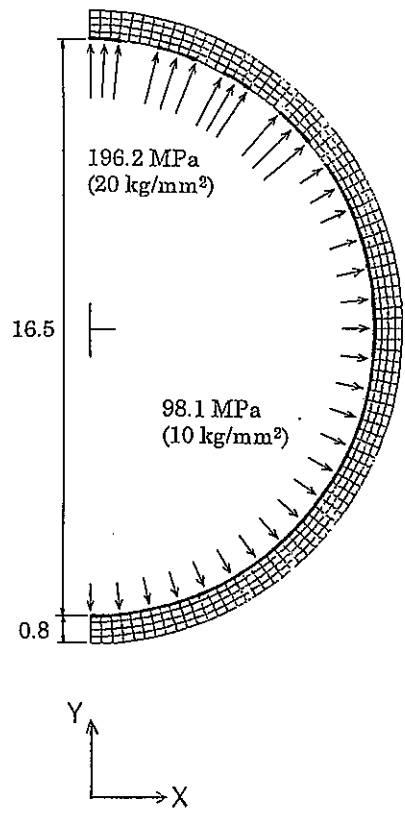
** : 材料強度基準(案)における420°Cの値

*** : 応力-歪曲線より近似(FINAS入力形式)

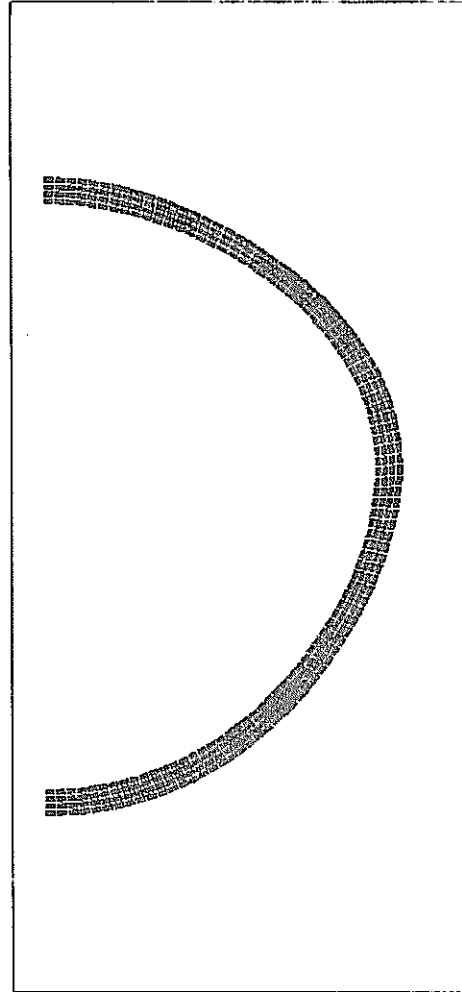
荷重負荷条件

- ・負荷形態 : 被覆管内面要素に垂直に作用する分布荷重
- ・荷重(平均圧力)**** : 98.1[10] (MPa)[kg/mm²]

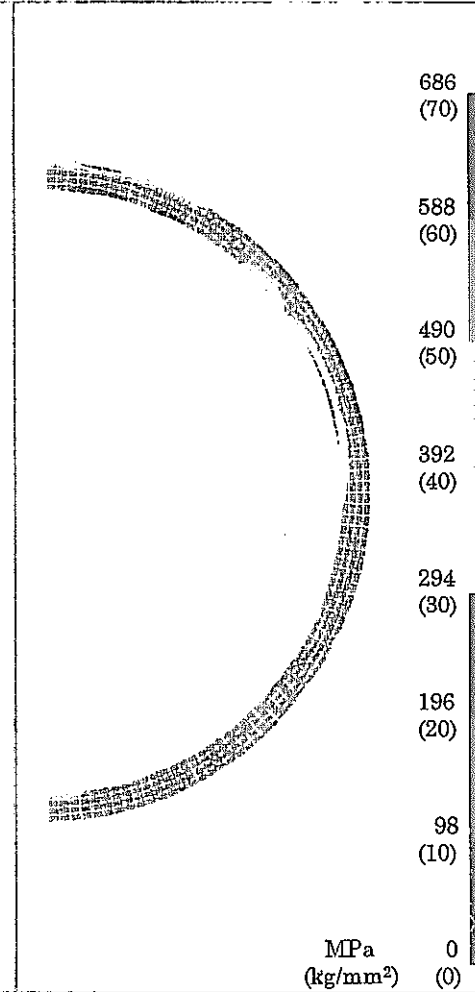
**** : 集中圧力部は内面全荷重が等しくなる様配分



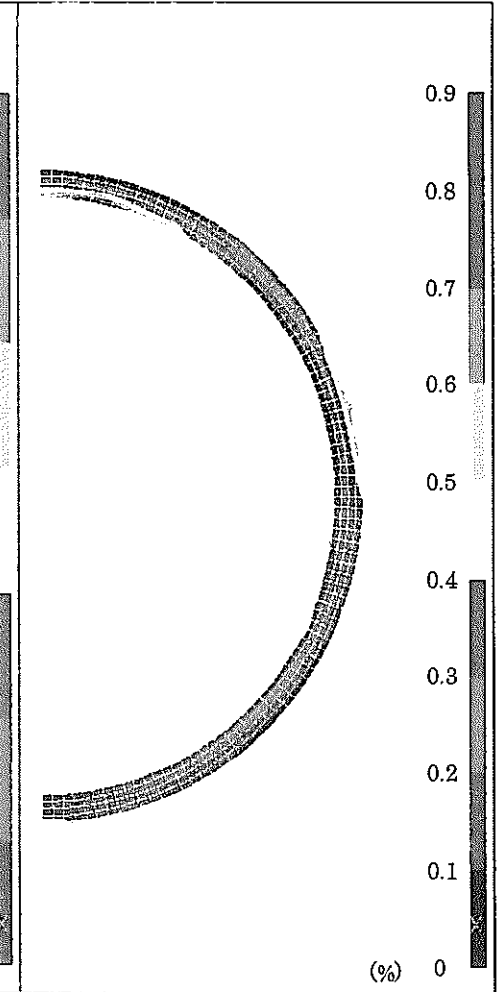
解析モデル及び荷重条件



変形図

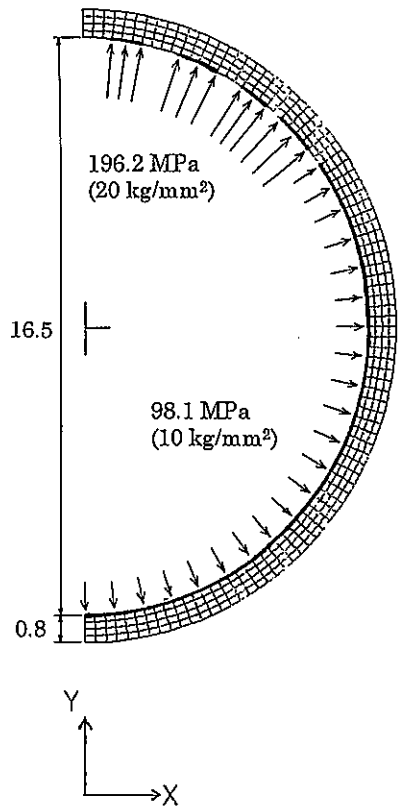


応力分布

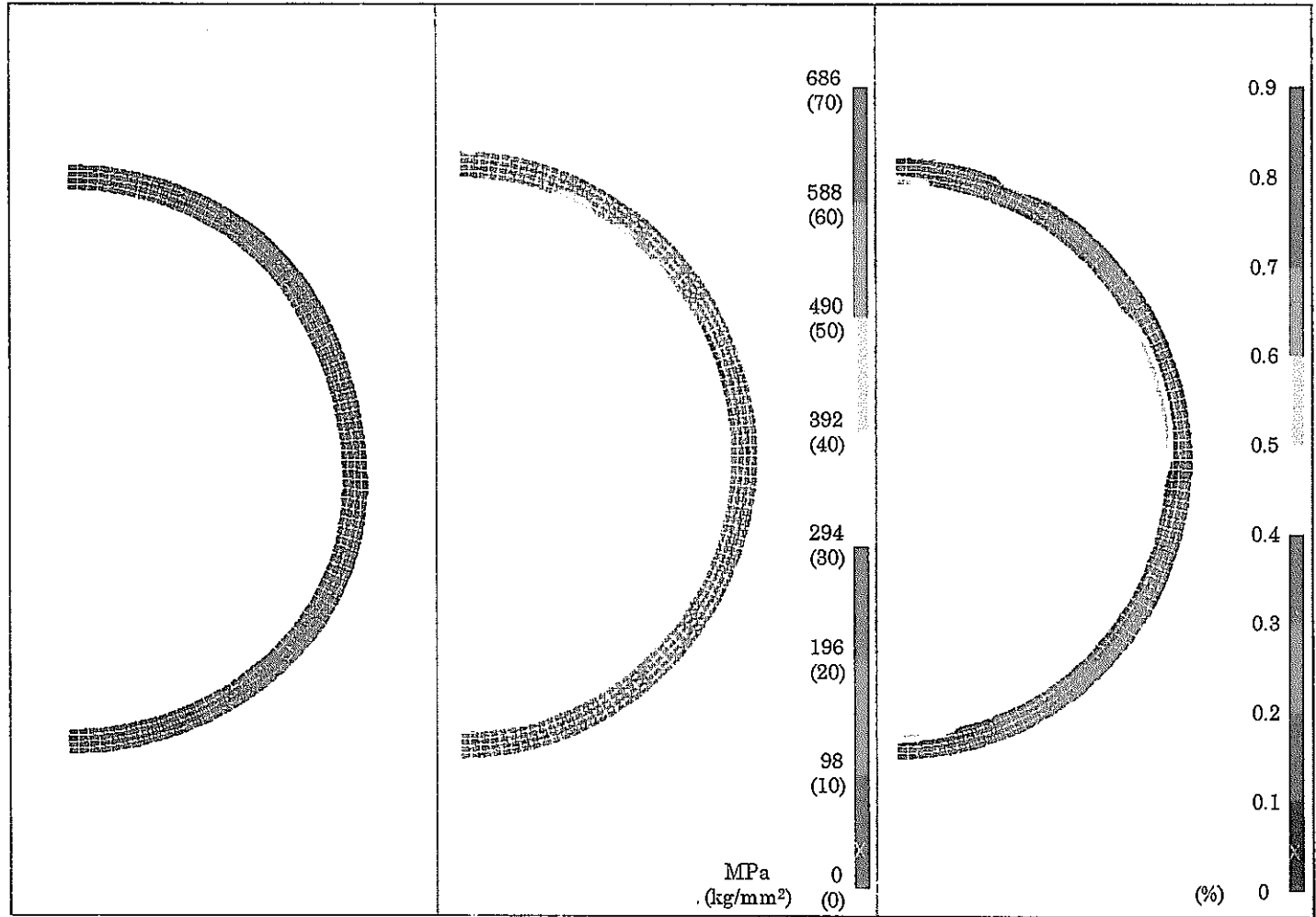


塑性歪分布

第3. 18図 2次元弾塑性解析結果(例1)



解析モデル及び荷重条件



変形図

応力分布

塑性歪分布

第3. 19図 2次元弾塑性解析結果 (例2)

3.2.4 B₄C破片の座屈再配置の可能性

実際のACMIでは、B₄Cペレットの破片によるリロケーションによって不均一な接触が生じているものと思われるが、その破片がB₄Cペレットと被覆管の接触圧力によって座屈再配置すると、リロケーションにより閉塞していたギャップが解放され、クラック発生までの時間が若干延びることになる。そこで、どの程度の接触圧力でB₄Cペレット破片の座屈が発生するのか、どの程度に座屈してギャップが解放されるのかを、実機のB₄Cペレットの破片を圧縮試験することにより調査した。

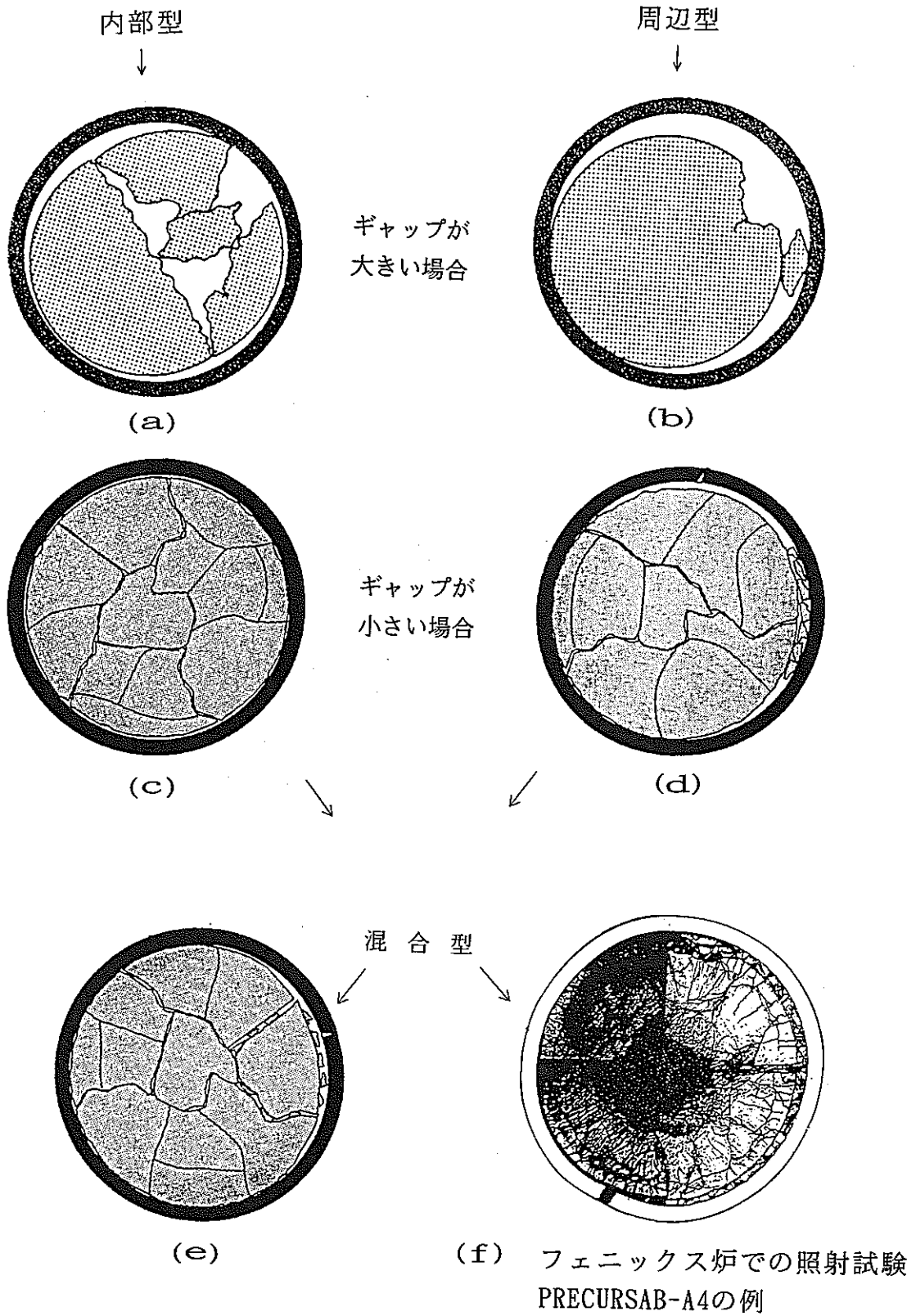
リロケーションの形態は、第3.20図に示すとおり周辺型と内部型及びそれらの混合型の3種類が考えられる⁽⁸⁾⁽¹⁰⁾。周辺型の例としては、フランスのフェニックス炉での照射試験で同図(f)に示すように、B₄Cの小さい破片がB₄Cペレットと被覆管のギャップに詰まった場合が顕著な例で、この例のように2mm程度の大きなギャップで発生するものと思われる。内部型については、第3.20図(a)のような顕著な例はかなり大きなギャップがないと見られないと考えられるが、同図(c)のように小さなギャップでも僅なズレを含めば必ず発生するものと考えられる。内部型の圧縮試験は困難であるため、ここでは周辺型を主対象として圧縮試験を実施した。

試験の概略を第3.21図に示し、詳細については別添Bに示した。試験に供したB₄C破片の試験前の大きさは0.3~3mmである。試験の主要な結果は第3.22図に示すとおりである。同図によると、接触圧力が約200MPaまでほぼ単調に座屈すると共に再配列し、それ以上の接触圧力では50~80%の座屈割合で飽和している。ここでは前者の接触圧力を飽和接触圧力、後者の座屈割合を飽和座屈割合と称することとする。また、同図での接触圧力の定義は、試験機の圧縮荷重を試験前のB₄Cペレットの破片の総投影断面積で除したものを接触圧力としている。従って、平均的な見かけの接触圧力であるので、前述の1次元弾塑性クリープ解析で算出される均一な平均ACMI接触圧力とほぼ等価であり、考察にあたっては換算を要しない。

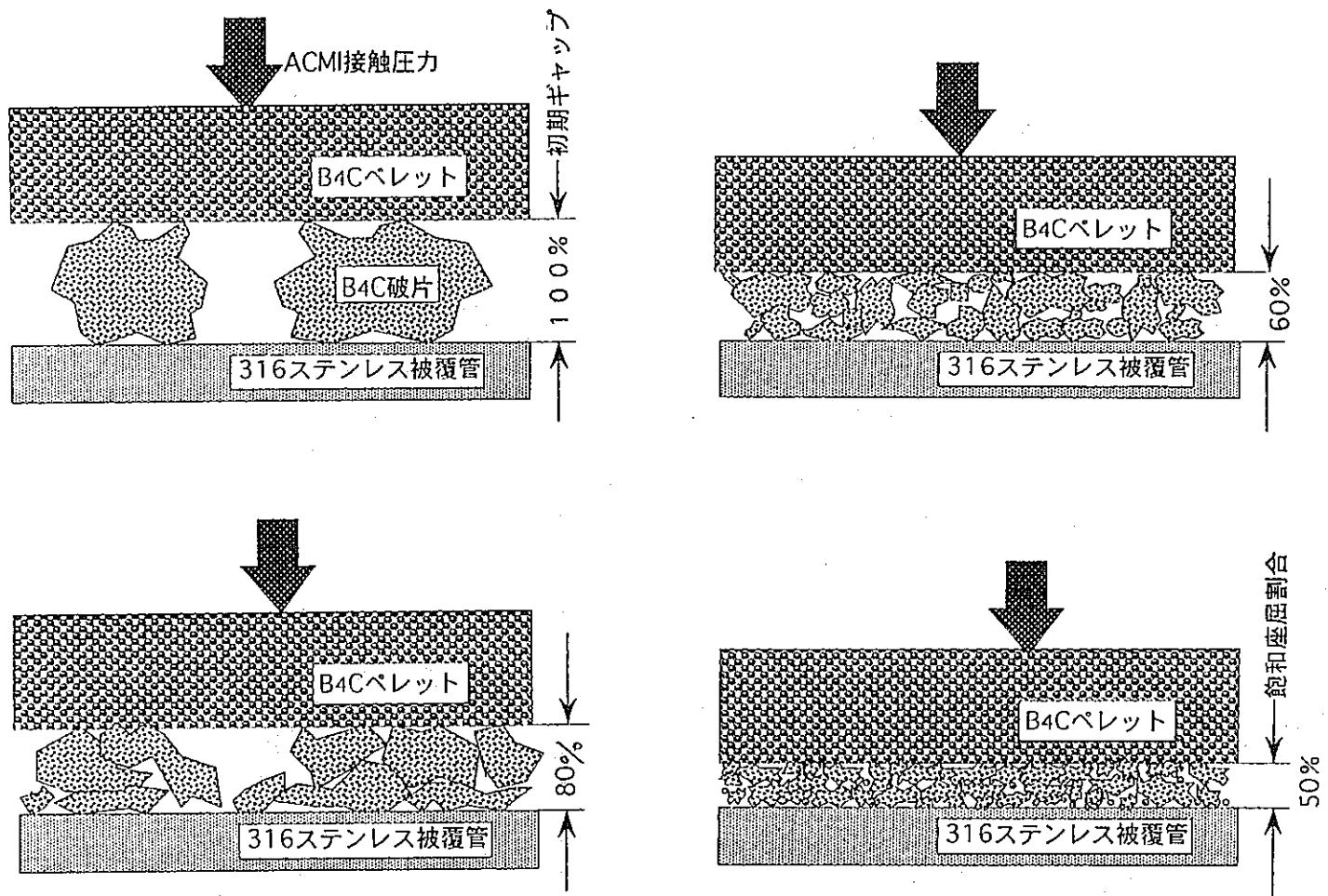
なお、B₄Cペレット成形品の単軸圧縮強さが1000~2000MPaであることを考えると、B₄Cペレットの破片は一桁柔らかいことが分る。これは、B₄Cペレットの破片の形状が不定形であるため、曲げ荷重が加わるなど、B₄Cペレットの破片内の応力状態が複雑で単純な単軸圧縮でないためであると推定される。

以上のB₄C破片座屈試験の結果から、比較的低い接触圧力でB₄C破片の座屈が生じ、被覆管の外径増加率はB₄Cペレットのスエリングより十分小さくなることが予想される。しかし、これはB₄Cの小さい破片の場合であり、第3.20図(a)に示すような大きい破片の内部型のリロケーションの場合の座屈と最配置は、かなり困難で僅なものになると考えられる。フランスのフェニックス炉での第3.20図(f)に示すようなPIEの金相写真からは、B₄Cの小さい破片の場合が有り得ることが示唆されるが、第3.2図と第3.4図に示されたような「常陽」のPIEの金相写真からは、B₄Cの小さい破片の存在は顕著ではない。実際、第3.5図の照射後試験で測定された周方向平均の最大外径増加率(全歪)のばらつきを見ると、B₄Cペレットのスエリング率より外径増加が小さいものが多くB₄C破片の座屈が生じているようにも見えるが、B₄Cペレットのスエリング率と一致してB₄C破片の座屈が生じていないと考えられるケースもあり、また、ACMI自体の発生時期がばらつくことを考えると、B₄C破片の座屈発生を断定することはできない。

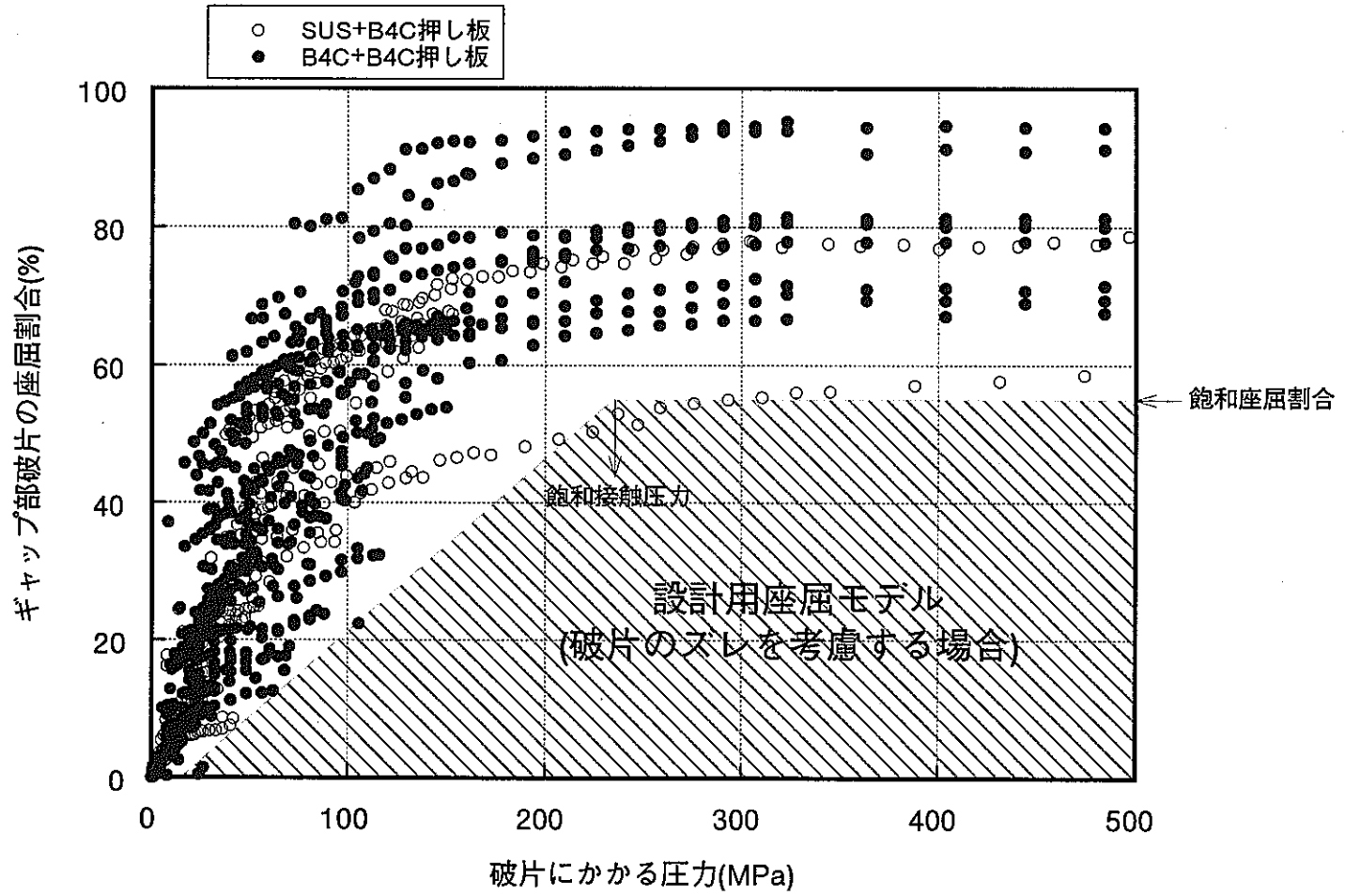
以上をまとめると、MKII制御棒要素ではギャップが小さく内部型のリロケーションがほとんどであり、また、被覆管の肉厚が薄いため接触圧力は第3.13図および第3.14図に示されたように、50～100MPaと飽和接触圧力より小さく、B₄C破片の座屈再配置を十分に生じさせる接触圧力が小さかったため、周方向平均の最大外径増加率（全歪）がB₄Cペレットのスエリング率近傍でばらつくことになったものと推定される。したがって、MKII制御棒のようにギャップが小さく、かつ、被覆管の肉厚が薄く接触圧力が小さい体系では、B₄C破片の座屈再配置はないものとして設計する方が保守的であると思われる。



第3.20図 リロケーションの形態の種類



第3.21図 B₄C破片座屈試験 (ホットプレス試験機による)



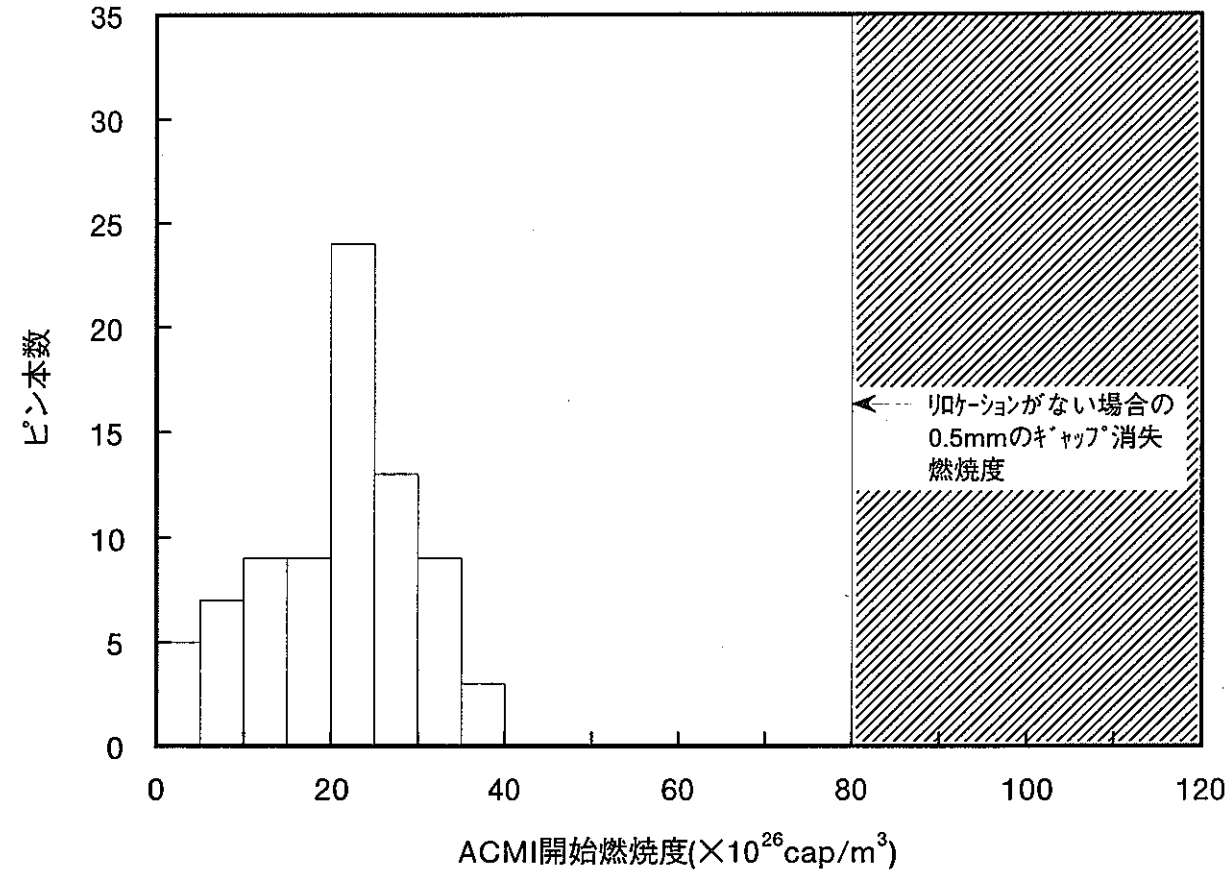
第3.22図 B4C破片座屈試験結果

3.2.5 ACMIの開始燃焼度

前出の第3.5 図とこれまでの考察に基づき、被覆管に外径増加をもたらすようなリロケーションによるACMIの開始燃焼度の分布が容易に推定できる。すなわち、第3.5 図に示された周方向平均の外径増加データの各点から、平均B4Cスエリング率(3.5%/100×10²⁶cap/m³)の勾配で燃焼度軸に直線を引いたときの燃焼度軸との交点が、その制御要素のリロケーションによるACMIの開始燃焼度であり、これらの交点群が同燃焼度の分布を与える。

この方法によって求めたACMIの開始燃焼度の分布を第3.23 図に示す。これによると、最も早いリロケーションの開始燃焼度は約5×10²⁶cap/m³であり、最も遅いリロケーションの開始燃焼度は約45×10²⁶cap/m³で、最も頻度の高い同燃焼度は25～30×10²⁶cap/m³である。

なお、このリロケーションによるACMIの開始燃焼度のばらつきは、大半は単純な確率現象であると考えられるが、B4C小破片の座屈再配置によるACMIの遅れ効果が働いた可能性も考えられる。



第3.23図 リロケーションによるACMI開始燃焼度分布

3.2.6 塑性歪の制限値

ACMIによる被覆管クラックの発生は、ACMIによる塑性歪の進行によるものであることが確認されたが、そのクラックの発生に至る塑性歪のしきい値について以下のとおり検討した。

20%冷間加工316ステンレス鋼の通常の引張速度での一様伸びと、高速中性子照射量との関係については、第3.24図に示すとおりであり、 $2 \sim 3 \text{E}+26 \text{n/m}^2$ の照射量ではその下限値は照射量に応じて約400℃では2%から1.5%へと大きく減少しており、また、そのばらつきの幅は3%を超えている。一方、約 $2.7 \text{E}+26 \text{n/m}^2$ まで照射された制御棒要素の被覆管についてリング引張試験が実施されており、これは第3.8 図に示されている。

その一様伸びは約400℃では0.6~1.5%で前記のものより小さいが、照射していない同一材のリング引張試験結果も同様の結果を示しており、これはリング引張試験法に起因するものと考えられる。これらの試験での引張速度は最低でも $10^{-5} / \text{sec}$ 程度であり、それらの破断面は延性的であった。

一方、B₄Cスエリング速度および停止操作時間や冷却時間の長さを考慮すると、実際の歪速度は $10^{-6} \sim 10^{-9} / \text{sec}$ と非常に遅い。M.P.Manahanらによる照射材(SUS304)についての歪速度をパラメータとする引張試験⁽¹⁵⁾によると、第3.25図に示すとおり引張速度を遅くすると破断面は粒界破壊的すなわち脆性的になり、一様伸びは低下することが知られている。(これはM.P.Manahanらによると、粒界でのS, Si, Alなどの照射誘起偏析により、Crが粒界から除去されることによるとされているが、このメカニズムについてはまだ十分解明されていない。) また、前述したとおり、被覆管クラックが発生した制御棒の被覆管のリング引張試験で特段の強度劣化が認められないことから、腐食などの化学的因子により塑性歪の制限が低下した可能性は小さいものと考えられる。

したがって、照射後試験報告書⁽¹¹⁾で提案されているように、非常に低い歪速度と照射誘起偏析により粒界破壊が生じ、実際の一様伸びが通常の照射材の引張試験より低下すると考えると、第3.17 図に示した被覆管クラックが発生した場合の周方向平均の塑性歪が、実際の使用条件下における一様伸び、すなわちACMIによる被覆管クラックの発生に至るしきい値(塑性歪の制限値)を示していると考えられる。

一方、第3.17図に示されたデータのクラック発生の時期については、運転中なのか炉外取り出し時なのか同定されずにプロットしており、塑性歪の制限値を求めるには適当ではない。そこでその同定のためにクラックの幅に着目してみた。

弾性歪は前述のとおり約0.3%であるので、クラックが生じた直後のクラック幅は、弾性歪の解放分として次式のとおり約0.16mmである。また、炉外取り出し時に生じる歪も前述のとおり約0.3%であるので、この場合のクラックが生じた直後のクラック幅も、次式のとおり約0.16mmである。

$$16.6 \text{mm} \times 3.14 \times 0.003 = 0.16 \text{mm}$$

ただし、実際のクラックは2次元的であり、クラック両端の拘束力が若干働くため、実際のクラック幅は上記の計算値より小さいことは自明である。

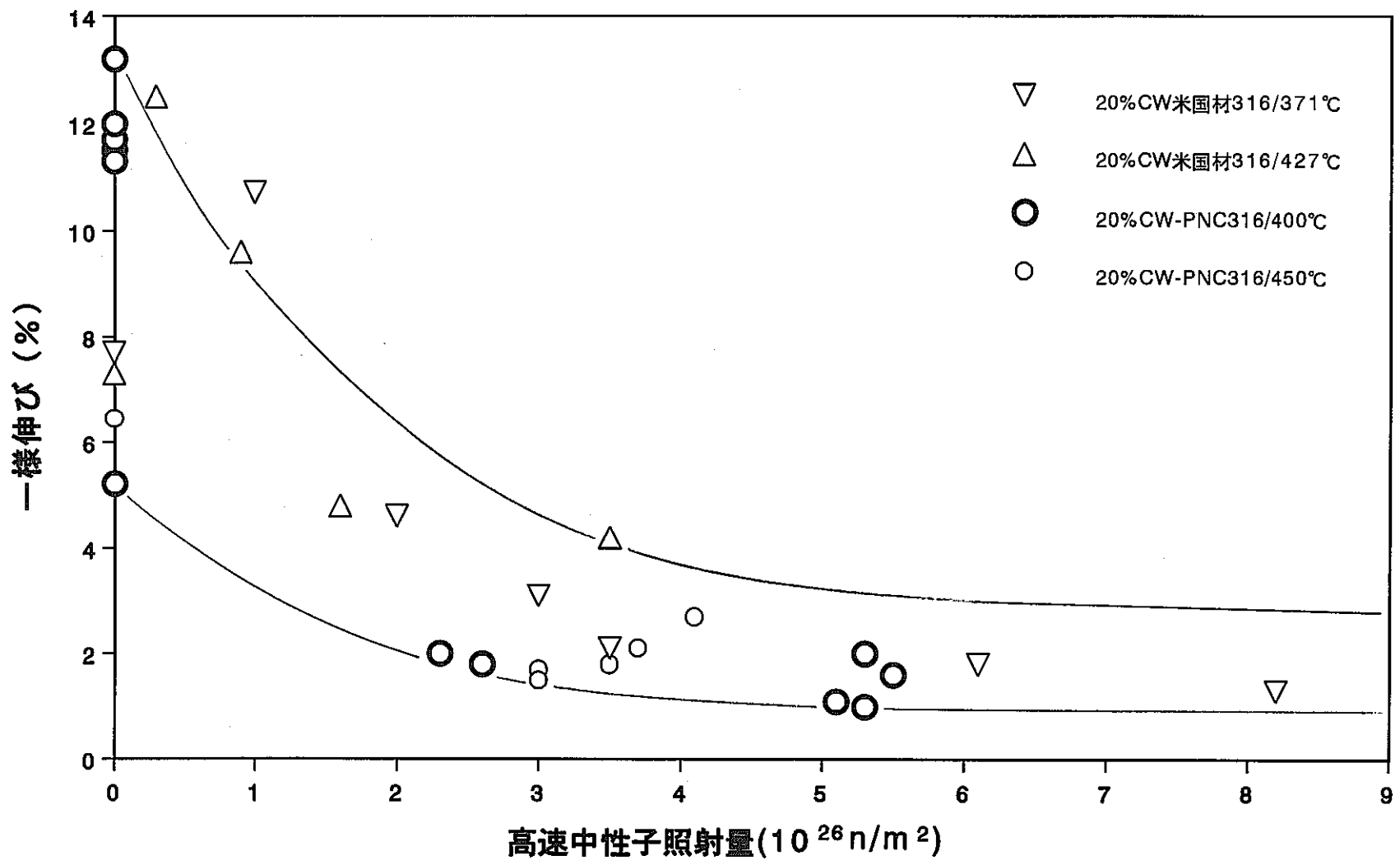
したがって、クラック発生が運転中の場合のクラック幅は弾性歪の解放分と炉外取り出し時の分の合計で0.3mmに近いはずであり、炉外取り出し時にクラックが発生する場合

のクラック幅は0.16mmに近いはずである。言い換えれば、クラック幅0.1mmのクラックの発生時期は、運転中ではないということになる。実際のクラック幅は、第3.26図に示したようになっており、クラック幅が0.1mmのクラックは炉外取り出し時に生じたものと判定され、クラック幅が約0.2mmのものは保守側の措置として運転中に生じたとすると、クラックピン15本のうちクラックが運転中に生じたと考えられるのは4本で、それ以外は炉外取り出し時にクラックが発生したものと考えられる。

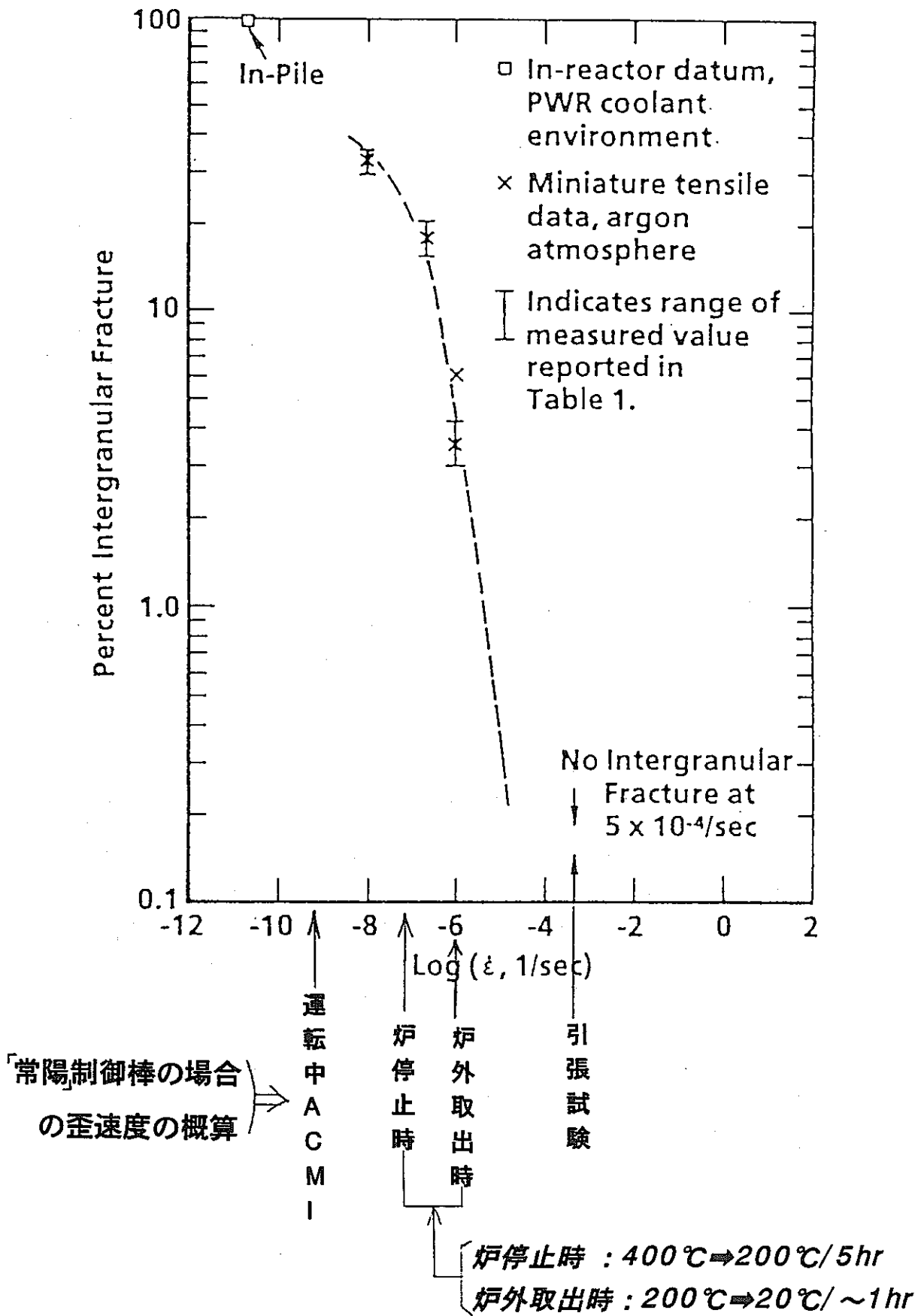
こうして、運転中の塑性歪とクラック発生の有無を再度整理して示すと、第3.27図のとおりとなる。この図の塑性歪のデータ点が、非常に低い歪速度と照射誘起偏析による一様伸びの低下を示していると考えられ、黒丸の下限のものが運転中の塑性歪の下限近傍を、白丸の上限のものが運転中の塑性歪の上限近傍を示していると判断される。但し、設計の保守性の確保と上記のクラック発生時期判定の不確かさを考慮して、ここではクラックピン15本の全てが運転中にクラックが生じたとした。これによると、第3.24図の炉外引張試験結果から約1/4に延性（一様伸び）が低下したことになる。したがって、運転中の塑性歪の制限範囲は第3.27図に示すとおりとなる。この約1/4の低下割合の原因は、低い歪速度と照射誘起偏析が主体となっていると思われるが、前節で解析したピーク応力の効果も含まれた、複合的なものと考えられる。

また、炉外取り出し後の塑性歪についても同様に解析すると、第3.28図に示すとおり塑性歪の制限範囲となる。この場合の塑性歪の制限範囲低下割合は運転中の場合よりやや緩やかであるが、これは炉外取り出し時の歪速度は 10^{-6} /sec程度で、運転中の場合の 10^{-9} /sec程度より速いためであると推定される。

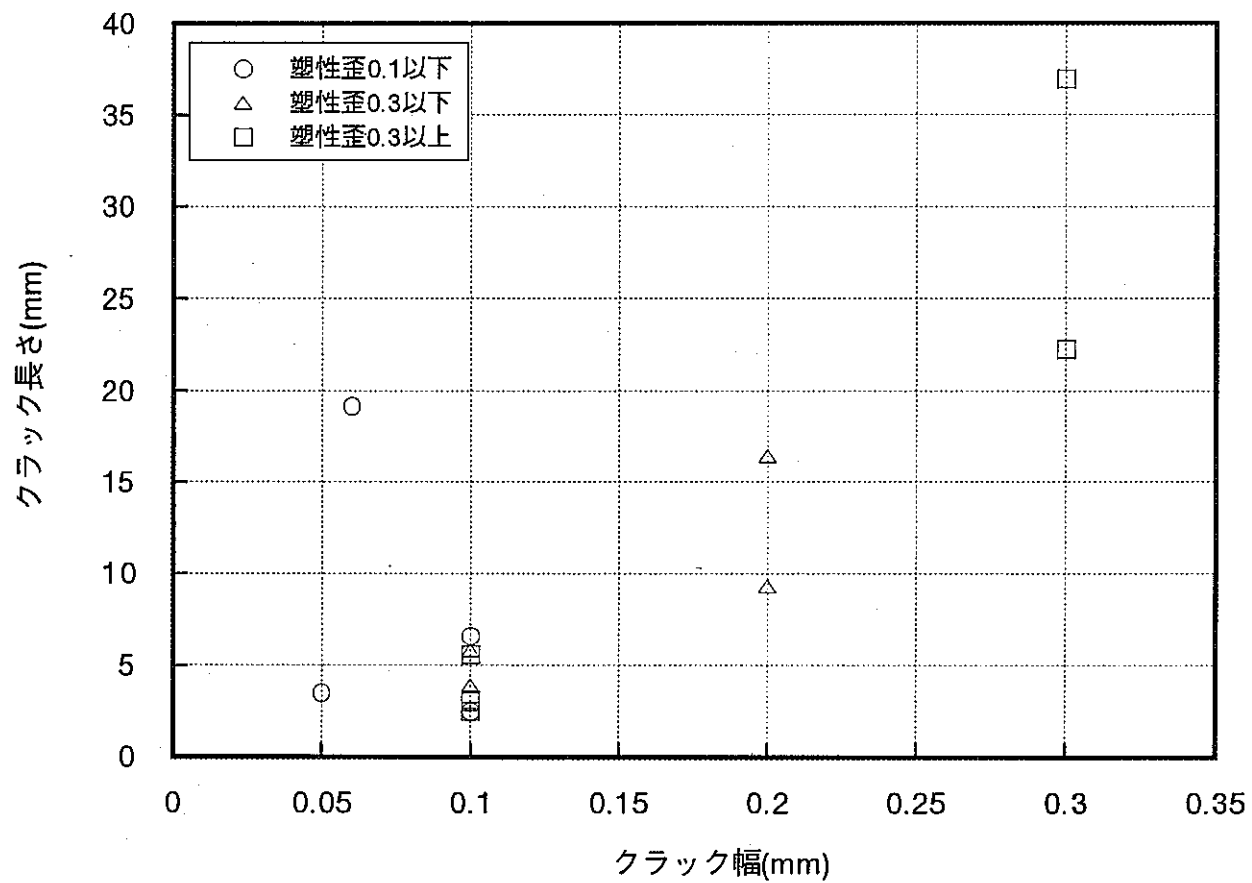
なお、一様伸びが元来持っている大きな不確かさ幅と同様に塑性歪の制限値の不確かさ幅が1%以上もあることに加え、前述のリロケーションに起因する若干のピーク応力のばらつきの効果も加わって、ACMIは、同等の塑性歪が生じた場合であっても被覆管クラック発生の有無がばらつく、確率的な現象であることが理解される。



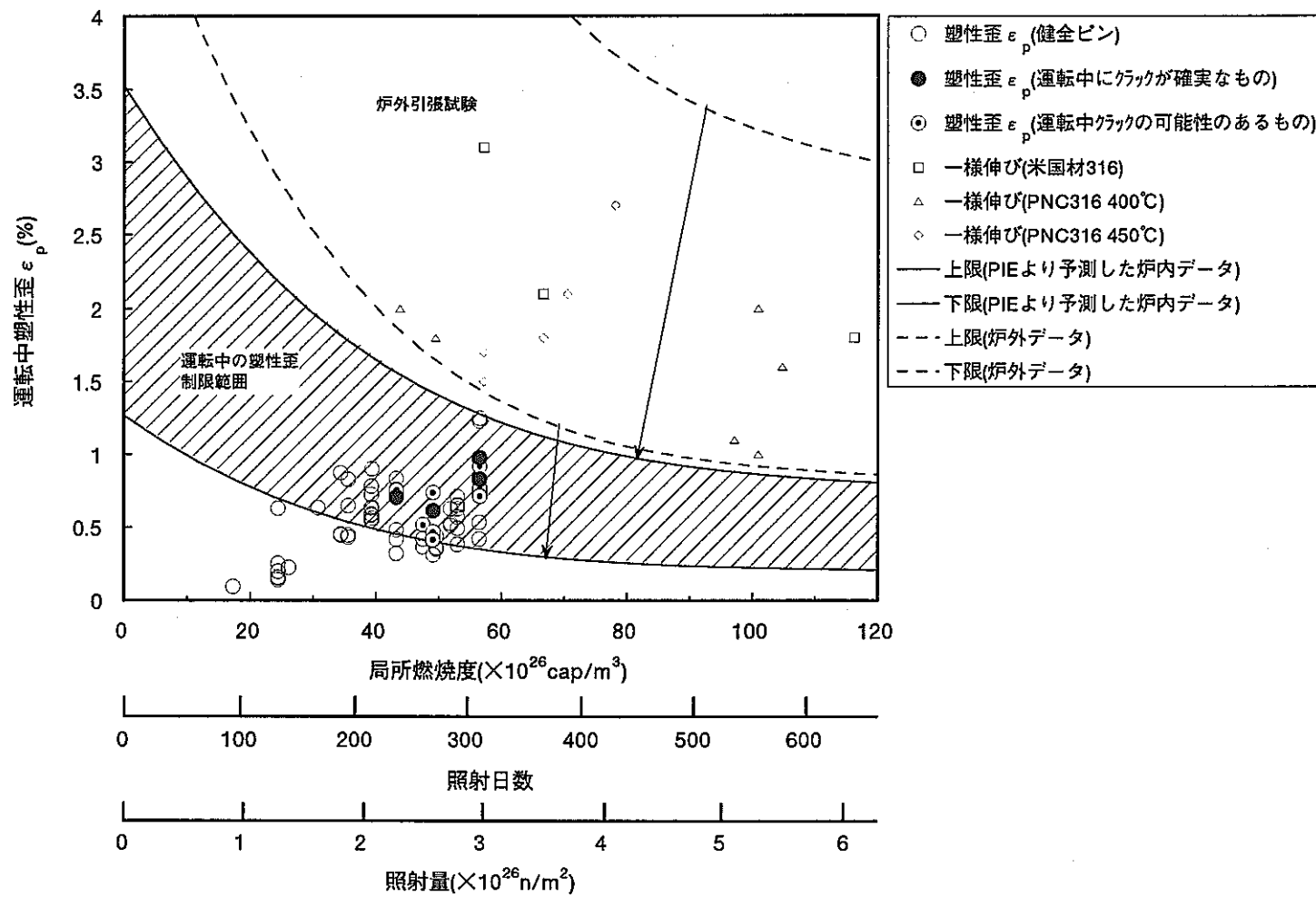
第3.24 図 20%CW316ステンレス鋼の一様伸びの中性子照射効果



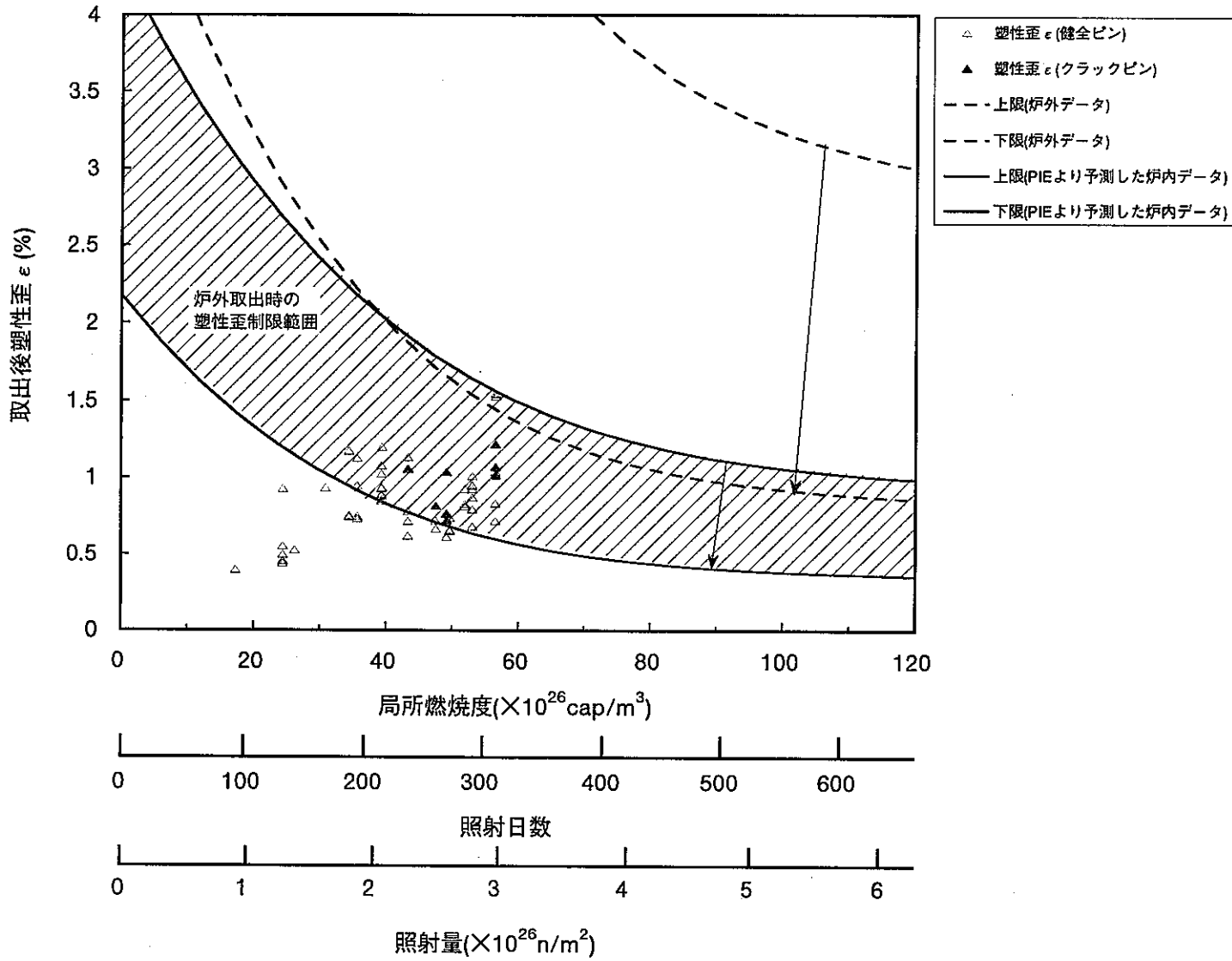
第3.25図 照射済み被覆管 (304SS) の350°Cでの引張り試験における粒界破壊の割合とひずみ速度の関係⁽¹³⁾



第3.26図 クラック幅と長さの関係



第3.27図 運転中の塑性歪とその限界値



第3.28図 炉外取出時の塑性歪とその限界値

3.3 ACMIクラック発生による原子炉への影響

制御棒では B^{10} の (n, α) 反応がほとんどであり、放射性物質の生成は僅かなトリチウムのみであって、これも拡散現象によって被覆管を透過してしまう。このため制御棒では燃料と異なり、Heガスを制御棒要素外に排出しHeガス圧発生を根本的に防止するベント型の採用が可能であり、「常陽」においてはMKII制御棒からベント型を採用している。このため、MKII制御棒の被覆管はガスバウンダリーを構成しておらず、基本的に被覆管を強度部材として期待していない設計である。したがって、被覆管の機能は B_4C ペレットを保持することであり、ACMIクラック発生によってこの機能がどの程度阻害され、また、どの程度原子炉への影響があるのかを再度確認しておく必要がある。

まず第1に、第3.29図に示されているように、実際の「常陽」の制御棒価値や冷却材の分析等での変動はACMIクラック発生以前と変わりはなく、異常は見られていない。

第2に、前述の米国の実験⁽⁹⁾では、照射した制御棒要素の被覆管に幅2.5mm長さ25.4mmもの大きなスリットを穿孔して50日間の炉外ナトリウム流動実験に供したところ、 B_4C の流出体積割合はスリット部のみで高々4%でありペレット形状はほぼ保持されたとの結果が得られている。この結果から、軽水炉での粉末 B_4C の流失のような機械的エロージョンは、考慮する必要のないことが確認される。

第3に、ACMIによる応力は2次応力であるためクラック発生後のクラック拡大は非常に緩慢なもの(B_4C ペレットのスエリング速度から1日で3 μ m程度と算定される)であって、観察されたクラックも最大幅0.3mm(前述のとおり運転中のクラック発生直後に炉外取り出した場合に相当する)と小さいものであった。したがって、仮にクラック発生後100日間運転を継続しても、炉内でのクラック幅は0.5mmを超えることはない判断される。したがって、上記の第2点を考え併せると B_4C 中性子吸収材の流出は考え難く、実際PIEでのクラック発生部位の断面金相にもその兆候はみられていない。

第4に、はるかに熱的条件の厳しい高速炉燃料の100~200日間の破損後継続照射の結果をみると、MOX燃料流出は熱流力的エロージョン領域に入ると発生し、その量は高々燃料要素一本につきペレット一個程度であるとの実績があり評価がなされている⁽¹⁶⁾。同評価によると、クラック幅が0.3mm以上あって、かつ、線出力と冷却材流速との比を主体とする局所Na沸騰の判定に関する次式を満足する場合に、経験的に熱流力的エロージョン領域に入り、燃料流出の可能性があるとされている。

$$16q / (\pi \gamma u (H + C_p (T_b - T_s)) D) > 0.015$$

ここで、q: 線出力 u: 冷却材平均流速 γ : 冷却材密度 H: 冷却材気化熱

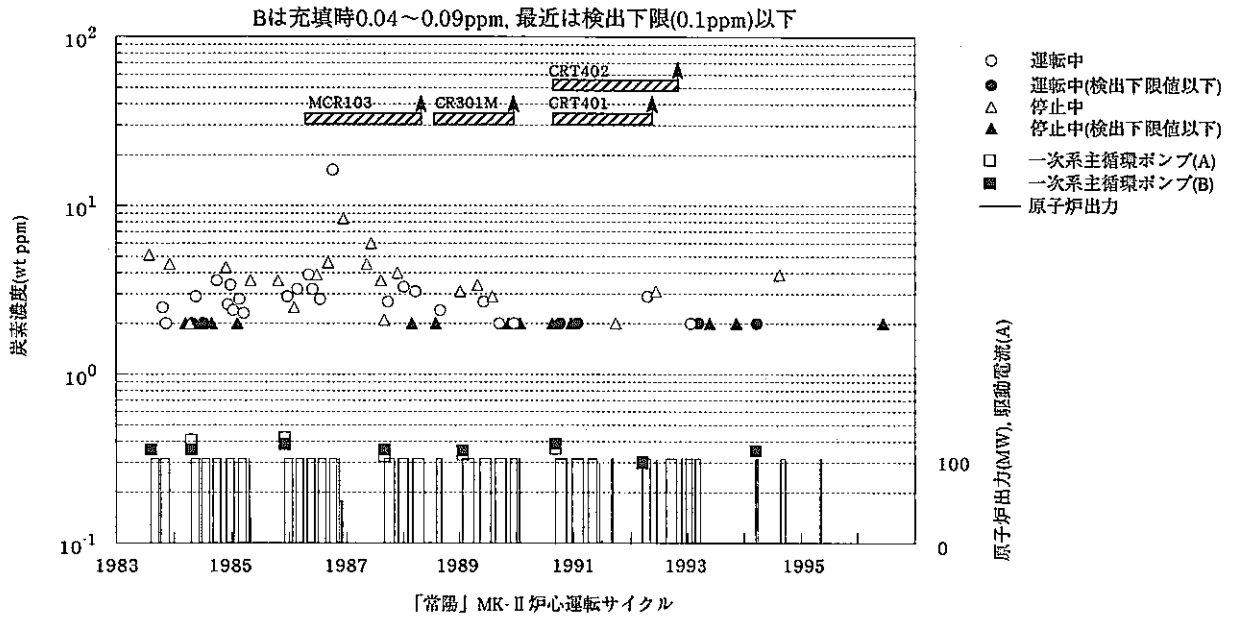
C_p: 冷却材定圧比熱 T_b: 冷却材沸点 T_s: 冷却材温度 D: ペレット直径

MOX燃料ペレットと B_4C ペレットでは、比熱、熱伝導度、機械的性質などの相違があるため適用には注意を要するが、冷却材はナトリウムで共通であることから、参考としてMKIII炉心における制御棒についてこの値を求めると、下端部線出力が約32kW/m、冷却材平均流速が約1m/sであることなどから約0.012となり、一応は熱流力的エロージョン領域に入らない結果になった。さらに、炉内でのクラック幅が0.3mm以上になるには、クラック発生後約50日以上を要し、この現象がクラック発生後即座に発生することは考

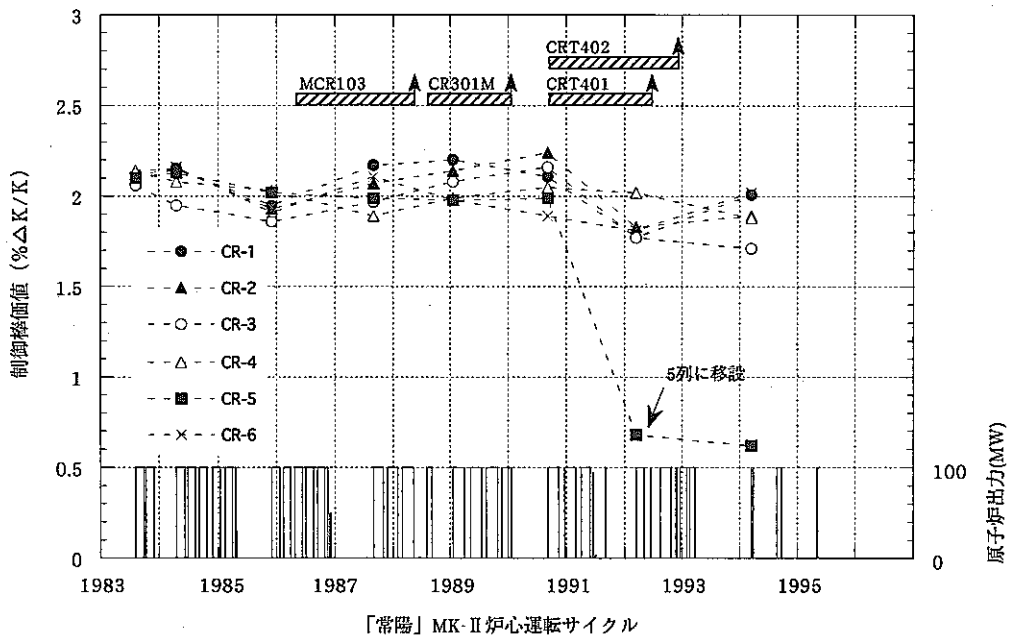
えにくい。なお、MOX燃料での燃料流出量が燃料要素一本につき高々ペレット一個に満たなかったのは、燃料流出により破損部位の線出力が低下することなどによって、熱流力的エロージョン条件が満たされなくなったためエロージョンが終息したものと考えられる。

以上からいかなる場合もB₄Cの流出は考えずらいが、仮想的に最悪の事態として、上述の熱流力的エロージョンによってB₄Cが流出した場合を想定し、原子炉の制御機能に影響があるかを次のとおり検討した。すなわち、仮に全制御棒の要素下端部にACMIクラックが同時に生じて0.3mm以上に拡大し、熱流力的エロージョンが激しく生じたとしても、上記のとおり熱流力的エロージョンはクラック近傍に限定されるため、B₄Cの流出量は高々ペレット約40個（7要素/制御棒×6制御棒=42ペレット）を超えることはない判断される。制御棒1体には182個のB₄Cペレットが装填されているので、この量はこれに遥かに及ばず、また、核設計においてはワンロッドスタック余裕と10a/oの燃焼余裕を設けた上で、さらに炉停止余裕を確保していることを考慮すれば全く問題とならず、このような仮想的な最悪の場合でも原子炉の制御機能を失うことがないことが理解される。

以上から、クラック発生後月オーダーのかなりの日数が経過しても、ACMIクラックによる原子炉への影響はなく、ACMIクラック発生を制御棒寿命の制限因子として、厳しく抑制する必要は工学的にはないと判断される。



(a) 一次冷却材ナトリウム中の炭素濃度及び一次系主循環ポンプ駆動電流の推移



(b) 制御棒価値測定値の推移 (定期検査記録)

第3.29図 クラック発生時のプラントデータ

3.4 設計評価

3.4.1 ACMIメカニズムに基づく使用制限の考え方

これまでの検討から、MKII制御棒要素の被覆管クラックの原因はB4Cペレット破片のリロケーションにより加速されたACMIによるもので再現性の乏しい確率的な現象であること、被覆管クラックの発生は塑性歪がその制限を超えたとき起こること、塑性歪制限となる一様伸びには照射量依存性があり、その値は $3E+26n/m^2$ で0.3~1%と不確かさ幅が大きいこと、およびこの制御棒要素の被覆管クラック発生による原子炉プラントへの影響はないことが確認された。これらの現象の理解から、設計における使用制限の考え方を次のとおり整理した。

第1に、被覆管クラック発生による原子炉プラントへの影響はないことから、被覆管クラック発生を防止する必要があるか検討されるべきであると考えられる。しかし、B4Cペレットの剛性が非常に高いことから、発生したクラックの成長を抑制することは困難であること、また、米国の炉外試験以外は大きなクラックでの破損後挙動の試験実績がないこと、さらに被覆管クラック発生の検知手段がないことも考慮すると、かなり保守的となるが、クラック発生を基本的に防止することを設計方針とすることは必要であると考えられる。

第2に、クラック発生直後100EFPDでもクラック幅の成長は約0.3mm程度で非常に緩慢なものであり、前節で検討したとおり原子炉プラントへの影響は考えられず、ここに安全上の十分な余裕が存在していることから、設計上の不確かさの全てを考慮して、さらに強度の下限値で厳格に塑性歪を制限するような過度な保守性は必要はなく、ノミナル値ベースで塑性歪を予測して最高燃焼度を制限することで十分であると判断する。したがって、工学的判断としての制御棒の現実的な設計基準は、運転中の塑性歪の解析平均値（ACMIの開始燃焼度は実績平均を採り、照射クリープ定数などの解析パラメータはノミナル値を用いて解析した値）が塑性歪制限の下限値を超えないこととすることで十分である。したがって、結果的に炉外取り出し後に観察される可能性のあるクラックは許容することとする。

この設計の考え方を海外の例と比較すると、フランスのフェニックス炉では、B4Cペレットを包みリロケーションを防止するためのシュラウド管を設けずに、被覆管とB4Cペレットとのギャップを約2mmとしたNaボンド型で $130E+26cap/m^3$ まで使用可としている。一方、第3.20図(f)に示されているフェニックス炉での類似条件での照射試験結果から想像されるように、リロケーションによるACMIはシュラウド管がないため当然発生しており、ある程度の塑性変形を許容していることは明らかであり、上記の考え方と同様の設計思想と考えられる。

3.4.2 従来型の制御棒の使用制限

B4Cペレットを包みリロケーションを防止するためのシュラウド管がない、従来のHeボンド型制御棒について、上記の設計基準に基づき第3.4表の解析条件で使用限界を求めると、第3.30図(1)に示すように燃焼度制限はちょうどMKII実績下限の $43E+26cap/m^3$ とほぼ等しくなる。

また、第3.30図(2)に同計算に基づく炉内でのクラック発生確率を示したが、これに

よると $43E+26\text{cap}/\text{m}^3$ では炉内でのクラック発生確率は約10%であり、実際の $43\sim 57E+26\text{cap}/\text{m}^3$ 燃焼でのクラック発生割合が9~27%（56本中の5~15本にクラック発生）であったことと符合しており、原子炉への影響の度合を考慮すると、リスクとしては無視できる程度である。なお、第3.30図(2)の確率分布図は、第3.23図のACMI開始燃焼度頻度分布を参考に運転中の塑性歪の解析平均値の発現確率が正規分布に従うものとし、また、一様伸びの制限曲線が95%信頼度幅にあるとして、各々正規分布を仮定してクラック発生事象にあたる積集合部分の面積と塑性歪発現頻度分布の総面積との比から求めたものである。

以上から、MKII炉心においては実績下限の240EFPDで使用を制限すればよく、これまでの運用が妥当であったことが確認された。また、MKIII炉心においては第3.5表の解析条件による第3.31図の塑性歪解析に基づけば、140EFPDまで使用が可能である。

3.4.3 シュラウド管つきHeボンド型の使用制限

リロケーションを防止するシュラウド管つきの場合は、リロケーションを考慮する必要がないため、ギャップ閉塞から塑性歪解析を行えばよく、その分使用期間の延長が可能である。「常陽」のHeボンド型では、シュラウド管の加熱防止上ギャップは0.3mmまでとそれ程増加できないが、そのギャップでも第3.32図に示すように $40\sim 50E+26\text{cap}/\text{m}^3$ 程度までの燃焼が可能である。ただし、いまだ使用経験が少ないことから、当面は従来型と同等の燃焼度でPIEを行い、段階的に燃焼度を増加させる必要がある。

したがって、シュラウド管つきHeボンド型については、MKII炉心においては220~280EFPDまで、MKIII炉心においては第3.33図の塑性歪解析結果に基づけば170EFPDまでの使用が可能である。

3.4.4 シュラウド管つきNaボンド型の検討

今後の制御棒設計で、新たな材料開発などのリスクを負わずにACMIを防ぎ、大幅な寿命延長を行うためには、フランスでも開発が進められているように、シュラウド管を装着してギャップを拡大し、それによるシュラウド管とB₄Cペレットの加熱を防止するために、制御棒要素のNaボンド化が有効である⁽¹⁵⁾。ただし、「常陽」の制御棒要素の基本寸法の制約を考慮すると、同ギャップの拡大は1.3mmまでが限界である。このギャップでの解析例を第3.8表および第3.34図に示す。

これによると、Naボンド下でのB₄Cペレットのスエリングデータはフランスのもの以外は少なく、不確かさがかなりあるためACMI予測の不確かさが大きくなるが、最高燃焼度で $150\sim 250E+26\text{cap}/\text{m}^3$ の長期使用が可能であり、これはMKIII炉心においては500~900EFPDまでの使用が可能ということになる。ただし、この場合も使用経験がないことから、当初は保守的な低燃焼度で取り出してPIEを行い、段階的に燃焼度を増加させる必要がある。

第3. 4表 1次元弾塑性クリープ解析条件 (MK-II従来型)

1. 入力条件

形状寸法

・被覆管内径	: 16.5	(mm)
・被覆管肉厚	: 0.8	(mm)
・ペレット-被覆管ギャップ	: 0.5	(mm)

照射条件

・被覆管温度	: 420	(°C)
・高速中性子束	: 1.1	($\times 10^{19} \text{n/m}^2 \cdot \text{s}$)
・反応率	: 0.181	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3/\text{day}$)
・燃焼度(BU)	: ~ 120	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3$)

材料物性

・被覆管照射クリープ係数(B_0)	: 1.96~4.71	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
・ペレットスリンク平均式	: $-7.4\text{E-}5 \cdot \text{BU}^2 + 0.035 \cdot \text{BU}$	(%)

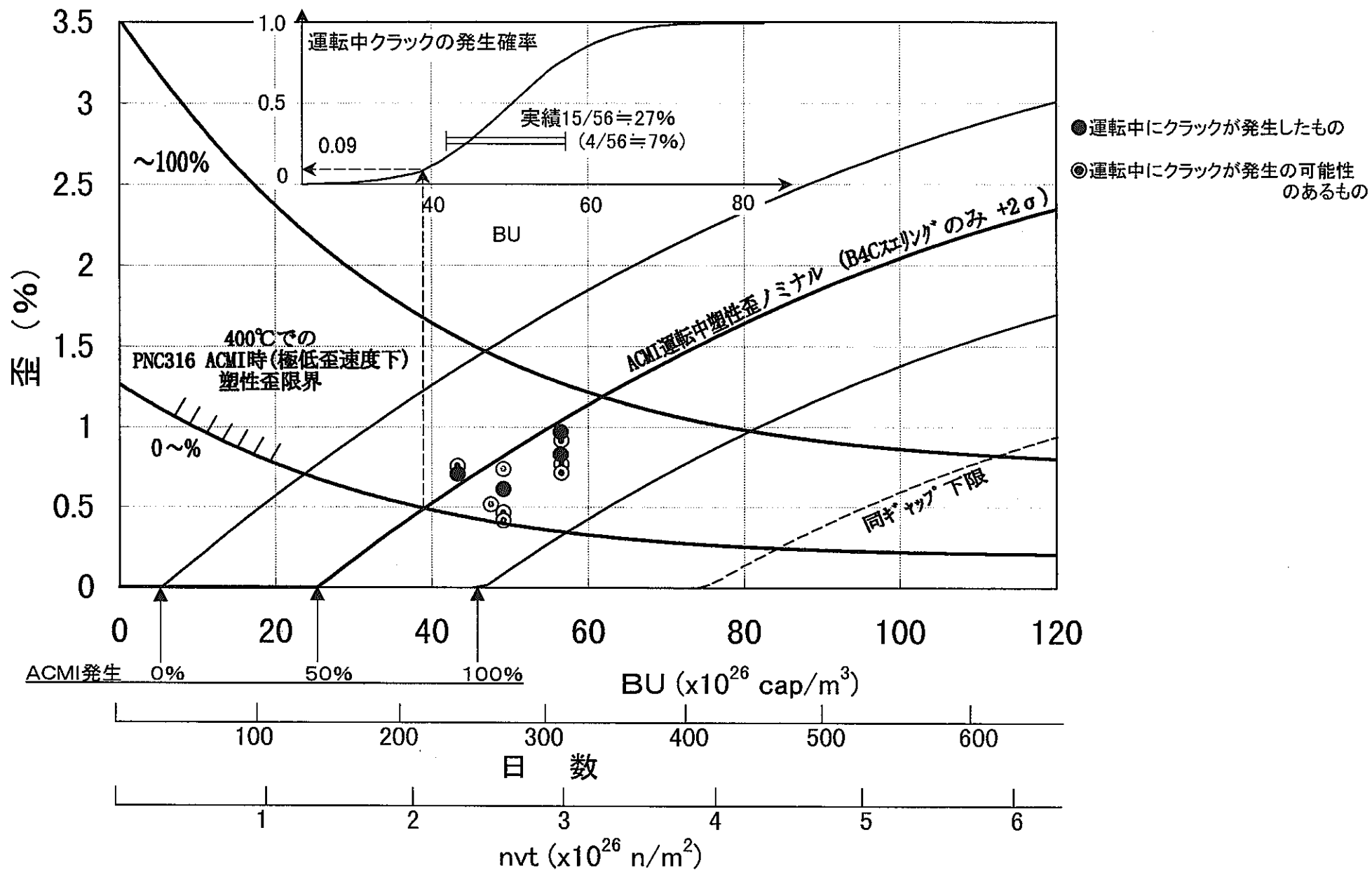
リロケーション発生条件

・実績発生確率	: 0%(初期ギャップ0相当)
	50%(約 $20 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$ でギャップ閉塞)
	100%(約 $40 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$ でギャップ閉塞)

2. 解析ケース

各リロケーション発生条件毎に以下のケースを実施

・塑性歪最小ケース	: $B_0=4.71$	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
	ペレットスリンク下限式	(平均式偏差 $-\sigma$)
・塑性歪ミナルケース	: $B_0=3.39$	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
	ペレットスリンク平均式	
・塑性歪最大ケース	: $B_0=1.96$	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
	ペレットスリンク上限式	(平均式偏差 $+\sigma$)



第3. 30図(1) JOYO MK-IIでの従来型の使用限界

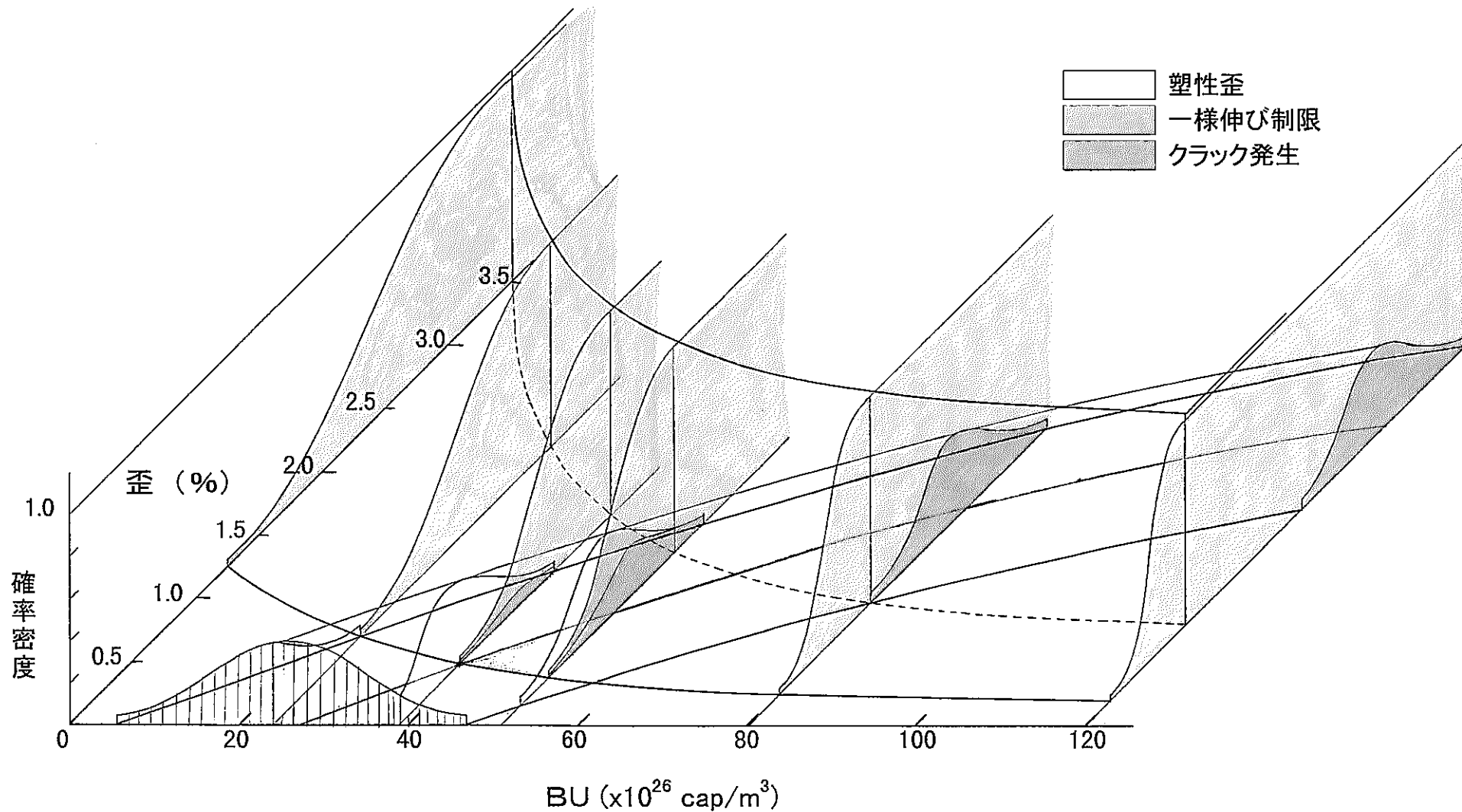


図3.31(2) JOYO MK-IIでの従来型の使用限界
(炉内でのクラック発生確率分布)

第3. 5表 1次元弾塑性クリープ解析条件 (MK-Ⅲ従来型)

1. 入 力 条 件

形状寸法

・被覆管内径	:	16.5	(mm)
・被覆管肉厚	:	0.8	(mm)
・ヘッド被覆管ギャップ	:	0.5	(mm)

照射条件

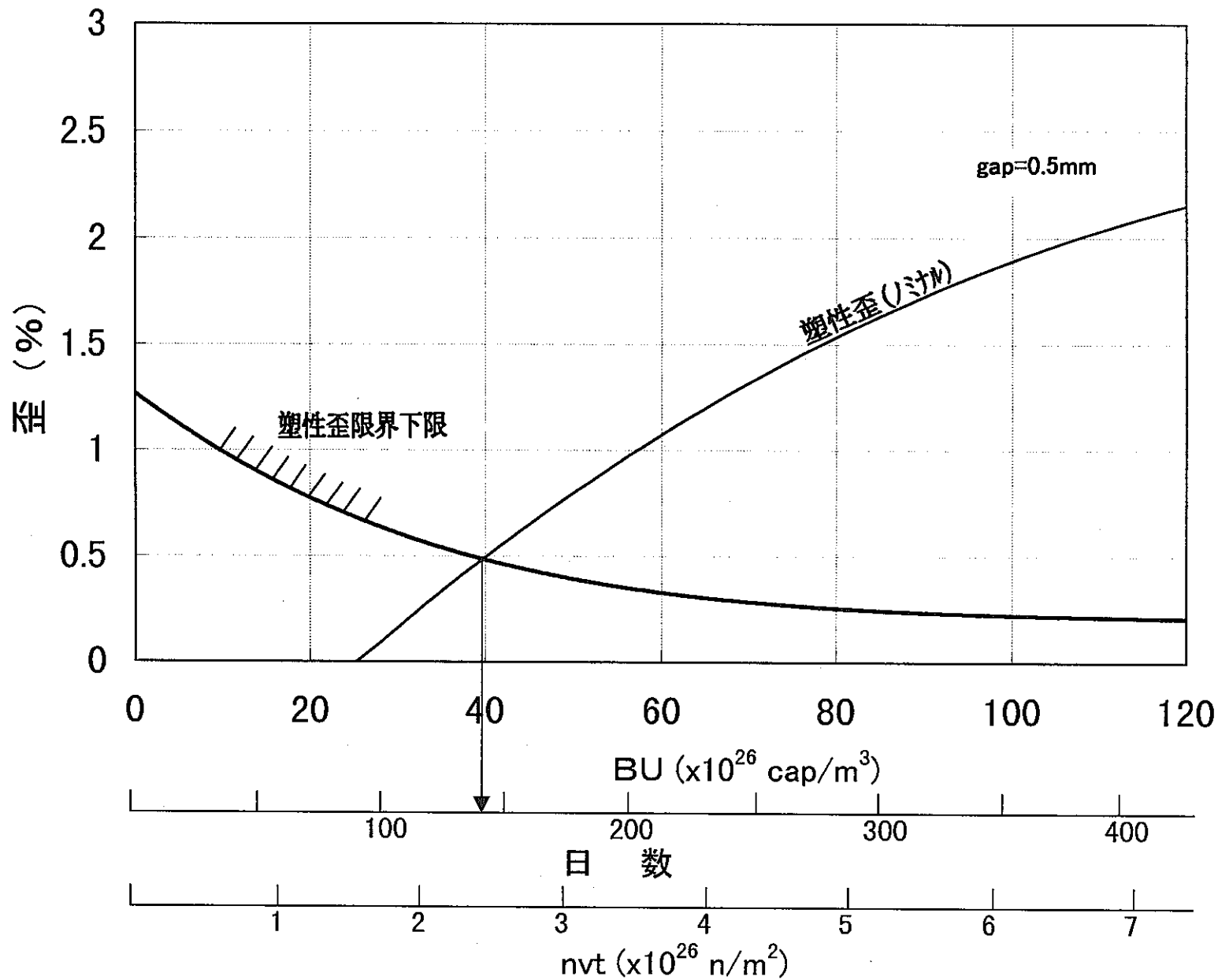
・被覆管温度	:	400	(°C)
・高速中性子束	:	2.0	($\times 10^{19} \text{n/m}^2 \cdot \text{s}$)
・反応率	:	0.281	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3/\text{day}$)
・燃焼度(BU)	:	~120	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3$)

材料物性

・被覆管照射クリープ係数(B_0)	:	3.39	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
・ヘッドスエリング平均式	:	$-7.4\text{E-}5 \cdot \text{BU}^2 + 0.035 \cdot \text{BU}$	(%)

リロケーション発生条件

・実績発生確率	:	50%(約 $20 \times 10^{26} \text{cap/m}^3$ でギャップ閉塞)
---------	---	---



第3. 31図 JOYO MK-IIIでの従来型の使用限界

第3.6表 1次元弾塑性クリープ解析条件 (MK-II シュラウド型)

1. 入力条件

形状寸法

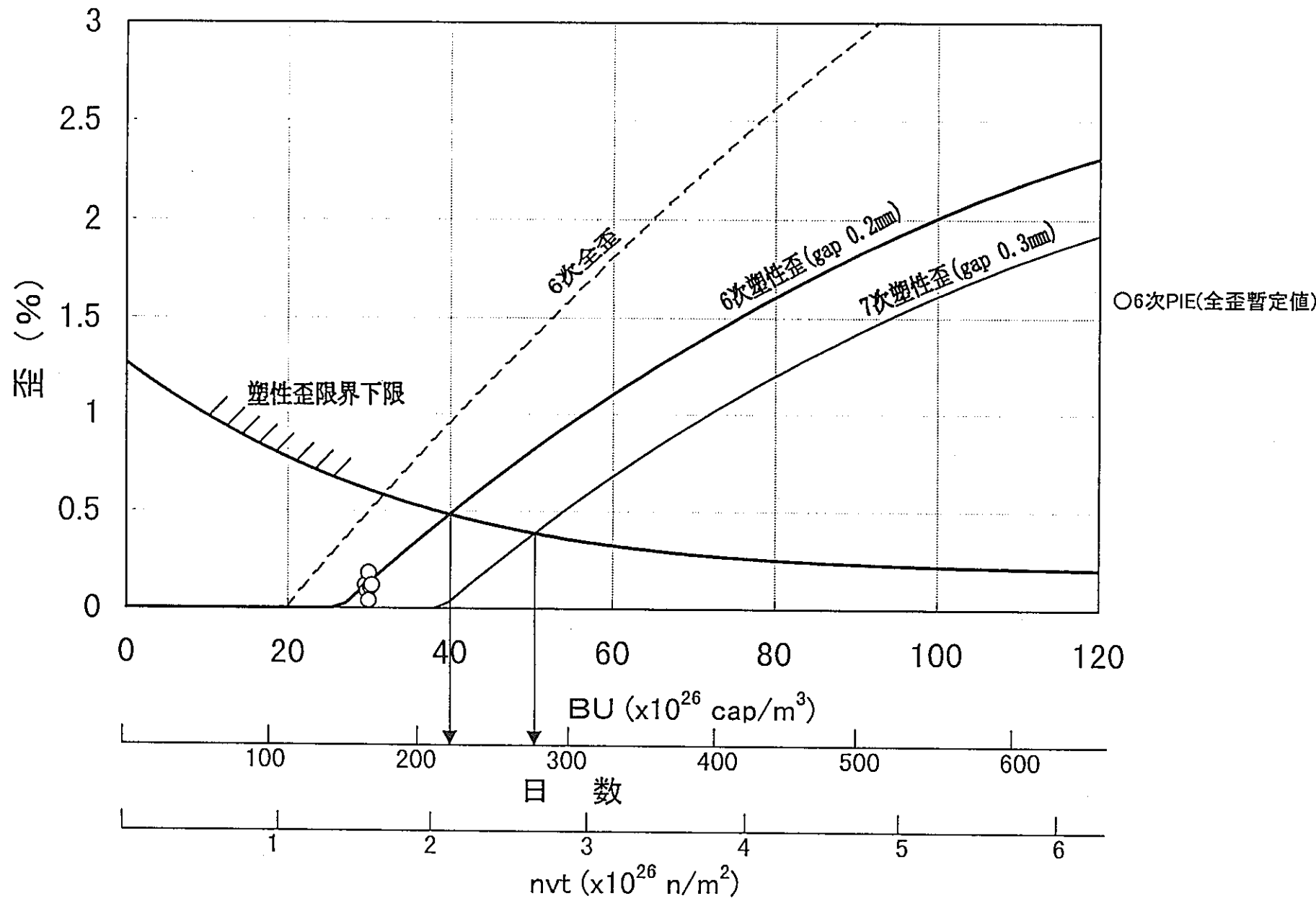
・被覆管内径	:	16.5	(mm)
・被覆管肉厚	:	0.8	(mm)
・ペレット-被覆管ギャップ	:	0.2 (6次)	(mm)
		0.3 (7次~)	(mm)

照射条件

・被覆管温度	:	420	(°C)
・高速中性子束	:	1.1	($\times 10^{19} \text{ n/m}^2 \cdot \text{s}$)
・反応率	:	0.181	($\times 10^{26} \text{ cap/m}^3/\text{day}$)
・燃焼度(BU)	:	~120	($\times 10^{26} \text{ cap/m}^3$)

材料物性

・被覆管照射クリープ係数(B_0)	:	3.39	($\times 10^{-22} \text{ MPa} \cdot \text{s} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
・ペレットスワリング平均式	:	$-7.4\text{E-}5 \cdot \text{BU}^2 + 0.035 \cdot \text{BU}$	(%)



第3. 32図 JOYO MK-IIでのシュラウド型(Heボンド)の使用限界

第3. 7表 1次元弾塑性クリープ解析条件 (MK-Ⅲシュラウド型)

1. 入力条件

形状寸法

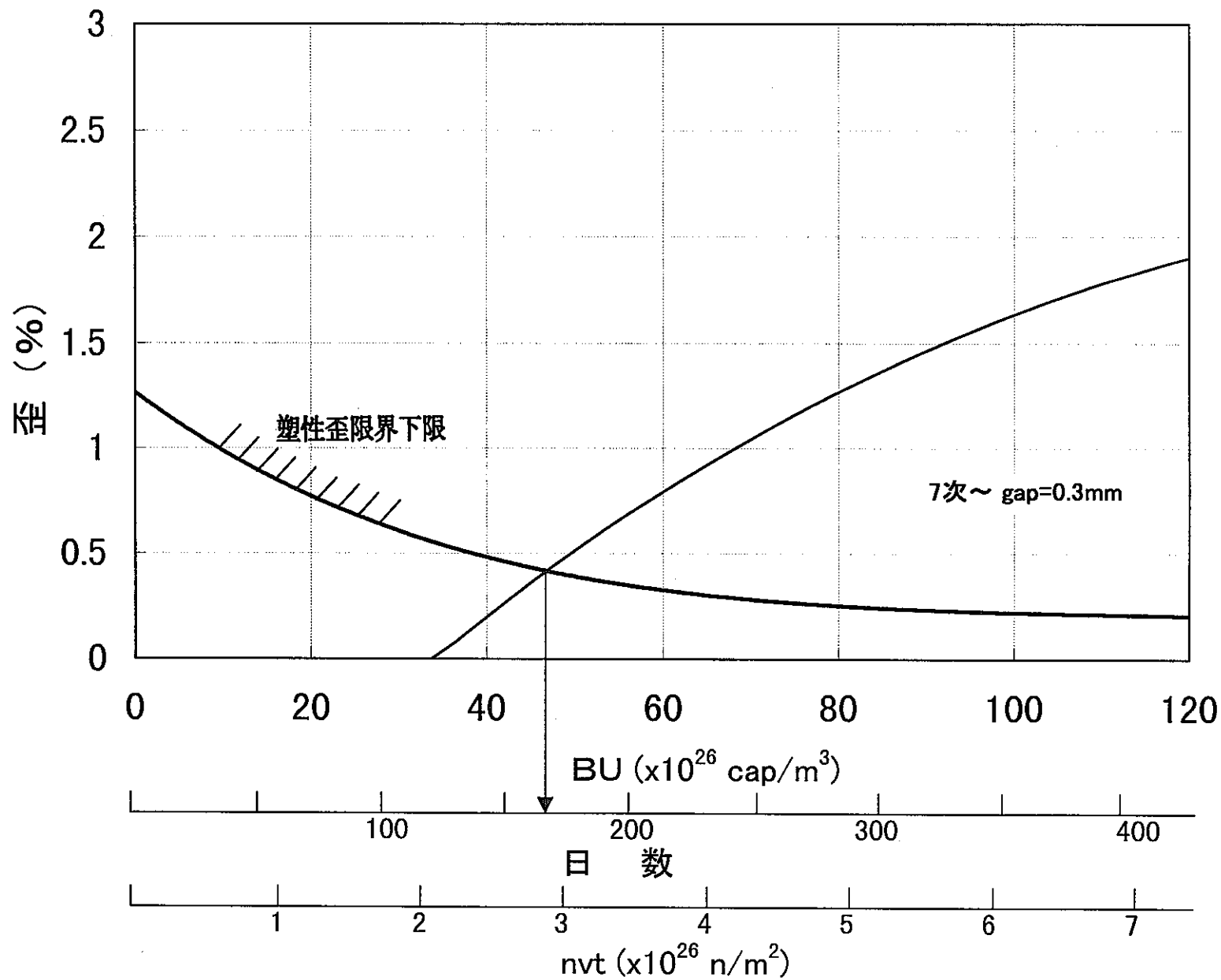
・被覆管内径	:	16.9	(mm)
・被覆管肉厚	:	0.8	(mm)
・ペレット-被覆管ギャップ	:	0.3	(mm)

照射条件

・被覆管温度	:	400	(°C)
・高速中性子束	:	2.0	($\times 10^{19} \text{n/m}^2 \cdot \text{s}$)
・反応率	:	0.281	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3/\text{day}$)
・燃焼度(BU)	:	~120	($\times 10^{26} \text{cap/m}^3$)

材料物性

・被覆管照射クリープ係数(B_0)	:	3.39	($\times 10^{-22} \text{MPa}^{-1} \cdot (\text{n/m}^2)^{-1}$)
・ペレットスリンク平均式	:	$-7.4\text{E-}5 \cdot \text{BU}^2 + 0.035 \cdot \text{BU}$	(%)



第3. 33図 JOYO MK-IIIでのシュラウド型(Heボンド)の使用限界

第3. 8表 1次元弾塑性クリープ解析条件 (MK-Ⅲシュラウド付きNaボンド型)

1. 入力条件

形状寸法

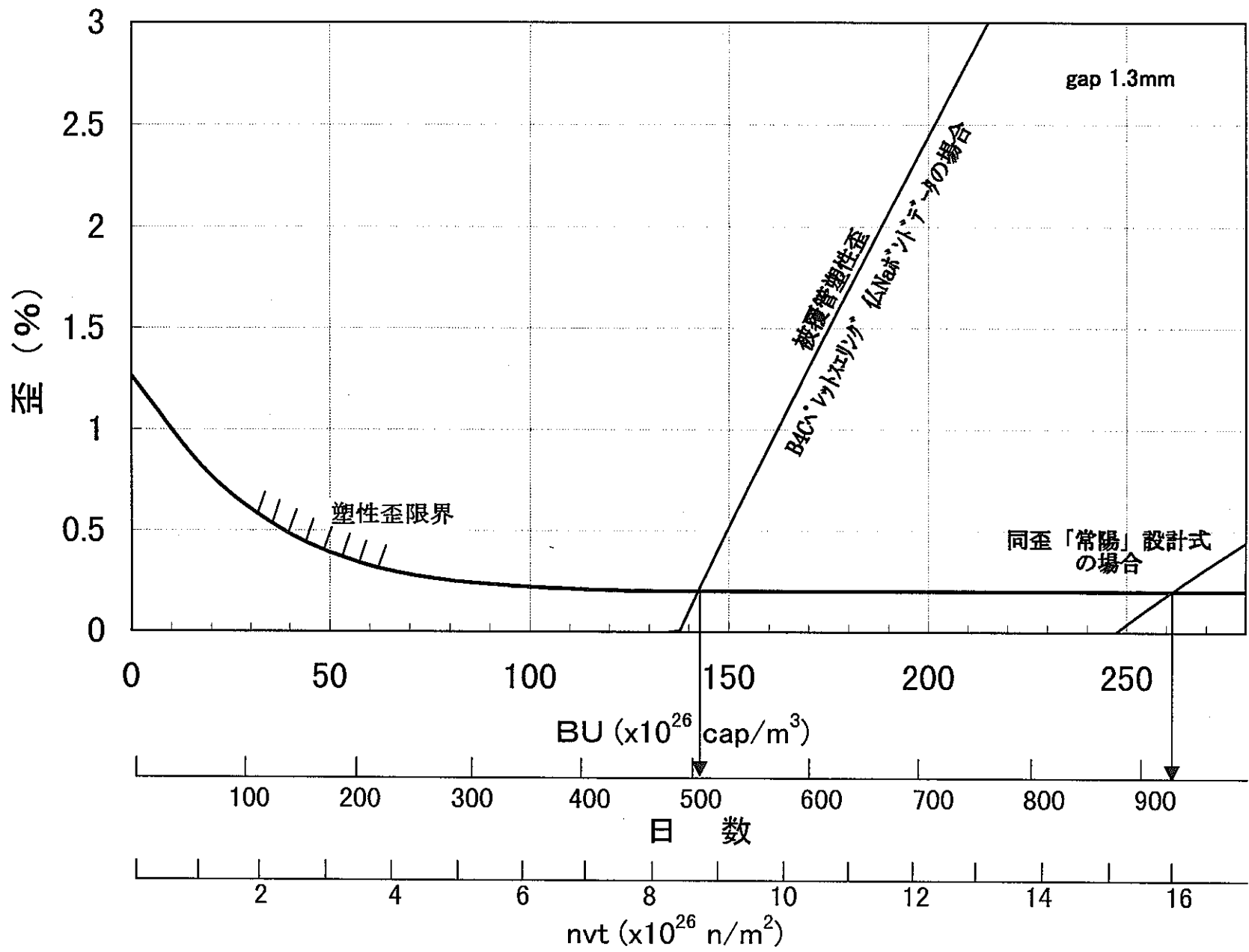
・被覆管内径	:	17.9	(mm)
・被覆管肉厚	:	0.5	(mm)
・ペレット被覆管ギャップ	:	1.3	(mm)

照射条件

・被覆管温度	:	400	(°C)
・高速中性子束	:	2.0	($\times 10^{19}$ n/m ² ·s)
・反応率	:	0.281	($\times 10^{26}$ cap/m ³ /day)
・燃焼度(BU)	:	~280	($\times 10^{26}$ cap/m ³)

材料物性

・被覆管照射クリープ係数(B ₀)	:	3.39	($\times 10^{-22}$ MPa ⁻¹ ·(n/m ²) ⁻¹)
・ペレットスワリング式①	:	0.053*BU+0.264	(%)
②	:	BU < 60 : 0.05*BU	(%)
	:	BU ≥ 60 : 0.025*BU+1.5	(%)



第3. 34図 JOYO MK-IIIにおけるシュラウド付きNaボンド制御棒の使用限界

4. まとめ

「常陽」MKII制御棒においては、長寿命化のためのベント機構の採用、2段突起式の流力振動防止機構、スクラム緩衝機構の対スエリング対策、ACMIに関する設計評価など、いくつかの開発要素について積極的に取り組み、それらの有効性の確認など多くの知見が得られた。

それらの使用実績とPIEに基づく評価の結果をまとめると、以下のとおりである。

(1) ダイビングベル方式のベント型の採用

「常陽」MK-I制御棒は密封型であったため、制御棒の寿命は B^{10} の (n, α) 反応によって制御棒要素内に蓄積するHeガスの圧力のために短く制限されていた。このためMK-II炉心用の制御棒では、Heガスの制御棒要素外排出が可能で簡素な構造のダイビングベル方式のベント型を採用し、その有効性と信頼性を確認した。

(2) 流力振動防止機構の改良

MK-II炉心では6本の制御棒全てにスクラム機能と出力制御機能を持たせた設計としたため、地震時のスクラム機能確保と流力振動による炉出力振動防止の両立が必要になった。その解決策として、制御棒の下部に流力振動防止用の突起状の流力振動防止機構を設け、さらに突起の段数や形状を改良し、それらの両立性を確認した。

(3) ダッシュラムの耐スエリング対策

スクラム緩衝機構である制御棒下端部のダッシュラムは、原子炉運転中はほぼ炉心中心面に位置して高速中性子の照射量が非常に大きく、ダッシュラムのスエリングによる下部案内管の同緩衝機構の受け側との干渉が問題となった。これを解決するため、ダッシュラムの構造を中空として20%冷間加工を施す等の耐スエリング対策を確立し、長期使用条件下におけるスクラム干渉機構での干渉の課題を克服した。

(4) ACMIに関する設計評価

MKII制御棒要素15本の被覆管下端部に観察されたクラックの原因は、B₄Cペレット破片の再配置（リロケーション）により加速されたACMIによるもので、被覆管はその非常にゆっくりとした歪速度と中性子照射のため被覆管の延性が低下し、ACMIによる塑性歪の進行にともないクラックが生じたことが確認された。このACMIによる被覆管クラックの成長は非常に緩慢であり、原子炉への影響は考えられないことを考慮すると、ACMIに係わる現実的な設計基準は、ノミナル値ベースで運転中の塑性歪を算定し、被覆管の使用条件下での一様伸びの下限値を超えないように最高燃焼度を制限することで十分である。

この設計基準に従い制御棒使用期間を評価すると、従来の制御棒については実績加減の $434 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$ で現行の経験的な燃焼度管理でよいこと、シュラウド管つきHeボンド型についてはACMI吸収のためのギャップ拡大は（シュラウド管とB₄Cペレットの温度上昇の防止上）約0.3mmに制限されるため、約 $50 \times 10^{26} \text{ cap/m}^3$ ま

での使用に止まると評価された。さらに、ACMI吸収のためのギャップ拡大と、シュラウド管とB₄Cペレットの温度上昇の防止の両方が可能なシュラウド管つきNaボンド型制御棒では、フランスのPhenixでの使用実績（ACMI無しで最高燃焼度 130×10^{26} cap/ m³まで使用）にみられるように、「常陽」型のシュラウド管つきNaボンド型制御棒でも最高燃焼度 $150 \sim 250 \times 10^{26}$ cap/ m³程度の長期使用が可能となる評価結果が得られた。

5. 謝辞

本報告書の作成にあたって、実験炉部内関係者はもちろんのこと、燃料材料開発部の関係者をはじめ、電気化学工業（株）、新型炉技術開発（株）、三菱重工業（株）などの社内外の数多くの方々の協力と支援を得た。特に照射後試験結果の解釈に関しては丸山忠司博士、小野瀬庄二副主任研究員、浅賀健男担当役（当時）、田中康介研究員、皆藤威二研究員の協力によるところが大きい。また、膨大な照射データ、照射後試験データの整理と解析についてはそのほとんどを、検査開発（株）の遠峰洋氏及び常陽産業（株）の龍家透氏に担当して頂いた。ここに深く感謝の意を表したい。

さらに、昭和56年以来、MKII制御棒の改良のほとんどを担当し、その開発推進を実施して現在と今後の「常陽」制御棒の改良の基本を築いた、飛田公一副主任研究員に最大の敬意を表したい。

6. 参考文献

- (1) 吉見宏孝、他：「「常陽」照射用(MKII)炉心の設計と関連試験研究」、日本原子力学会誌vol.21 No.9 (1979).
- (2) 宮川俊一、吉見宏孝、他：「「常陽」照射用炉心制御棒の設計と試験研究」日本原子力学会春の年会 F3、1979年3月.
- (3) 大洗工学センター実験炉部：「「常陽」を活用した高速炉技術の高度化」、動燃技報, 61, 3(1987).
- (4) 伊藤正彦、他：「高速実験炉「常陽」MKII制御棒の照射挙動」、動燃技報, 70, 6(1989).
- (5) 坏正義、他：「「常陽」による高速炉技術開発の成果と将来展望」、TN9410 92-081、P.60、1992年4月.
- (6) 飛田公一、他：「「常陽」MKII制御棒の開発」、日本原子力学会春の年会 F49、1993年3月.
- (7) J.A.Basmajian, et al. : " US Papers on Fast Reactor Absorber Development for DOE/PNC Control Rod Development Seminer in Tokyo", HEDL-7189, Aug. 1982.
- (8) 小山真弘、他：「各国の高速炉制御棒開発の現状/IAEA-IWGFR高速炉制御棒材料専門家会議論文全訳」,PNC N951 83-01,1983年8月.
- (9) A.L.Pitner,D.E.Baker : " Sodium Erosion of B₄C", HEDL-7189, US Papers on Fast Reactor Absorber Development for DOE/PNC Control Rod Development Seminer in Tokyo, Aug. 1982, P.4-2.
- (10) 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 P1.10-1~10, Kyoto, Japan, Oct. 1991.

- (11) 丸山忠司、小野瀬庄二、他：『「常陽」MKII制御棒要素の照射後試験』、TN9410 97-077、1997年6月。
- (12) Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code N47-17, Fig.T-1420 1B, "Design Fatigue Strain Range for 316SS".
- (13) 丸山忠司、小野瀬庄二、他："Effect of Fast Neutron Irradiation on the Properties of Boron Carbide Pellet", 日本原子力学会欧文誌, Journal of Nuclear Science Technology, vol.34, No.10(Oct. 1997).
- (14) 岩田耕司：「汎用非線形構造解析システムFINASの開発と利用」、動燃技報, 76, 7(1990).
- (15) M.P.Manahan,et al. : "Irradiation assisted cracking of control rod cladding", Trans. 9th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Lausanne, 1987, P.75-85
- (16) 宮川俊一：「高速炉破損燃料からの冷却材中への燃料放出機構」、日本原子力学会誌vol.36 No.9 (1994).
- (17) 曾我知則、飛田公一：「「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。

1次元弾塑性クリープ簡易ACMI解析コード「CRACE」について

1. 概 要

制御棒要素被覆管1次元弾塑性クリープ簡易解析コード“CRACE”は、照射後試験での B_4C ペレットと被覆管との相互作用（ACMI）の挙動評価より得られた B_4C ペレットの燃焼による外径増加割合を被覆管の受ける変形因子とし、被覆管の弾塑性応力-歪関係式、照射クリープ特性を考慮して、被覆管の挙動を計算するコードである。

また、実際に観察されている B_4C ペレットのリロケーション挙動を模擬するために、 B_4C ペレットに加わる圧力によってペレット破片が座屈崩壊すると想定し、被覆管に加わる負荷が開放されるケースが計算できる。

2. 解析モデル

(1) 計算体系

第A-1図の形状モデル例（「常陽」MK-II制御棒）に示す様に、制御棒要素内 B_4C ペレットのリロケーション後に初期ギャップがペレット破片で充填された接触状態を解析初期とし、 B_4C ペレットのスエリングによる外径増加がそのまま被覆管の受ける弾塑性歪になるとして計算する。但し、ペレット破片と被覆管内面とは均一接触とする。従って、ペレット破片の座屈を考慮しない場合は、リロケーションのないギャップ=0の解析となる。

座屈の判断は、被覆管に作用する応力からペレットに加わる圧力を計算し、 B_4C 破片座屈試験（別添B）結果から得られた座屈限界との比較で行っている。

計算は、SUS316 20%CW材の引張試験で得られている弾塑性応力-歪関係式（平均式）に従い、照射による影響は、第A-2図に示す照射硬化曲線⁽¹⁾に沿って弾塑性領域が変化するとした。第A-3図に本コードで使用している弾塑性応力-歪関係式（平均式）を示す。

被覆管応力および歪の計算は時間メッシュを定めた時系列計算であるが、分割による不連続誤差の累積を防ぐため、ステップ毎に収束計算を行い次ステップに進む。計算方法の概念図を第A-4図に示す。

(2) 計算フロー

本コードの計算フローを第A-5図、主要な入出力データを第A-6図に示す。また、本コードのソースリストを第A-7図に示す。

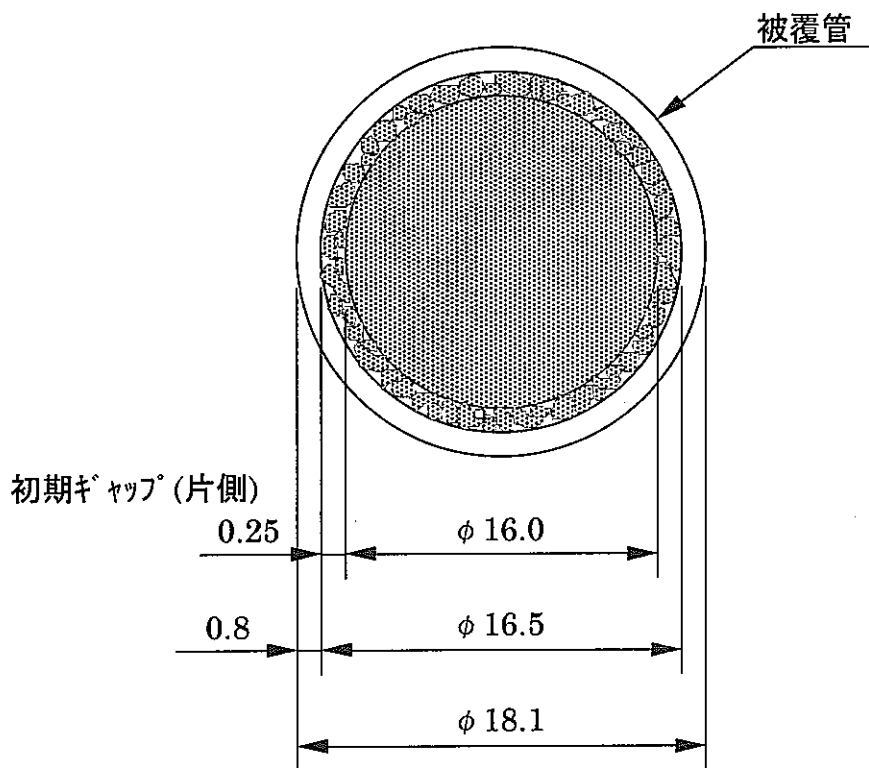
3. 計算の簡易化

本コードでは、計算を簡易化するために以下の事象を省略している。

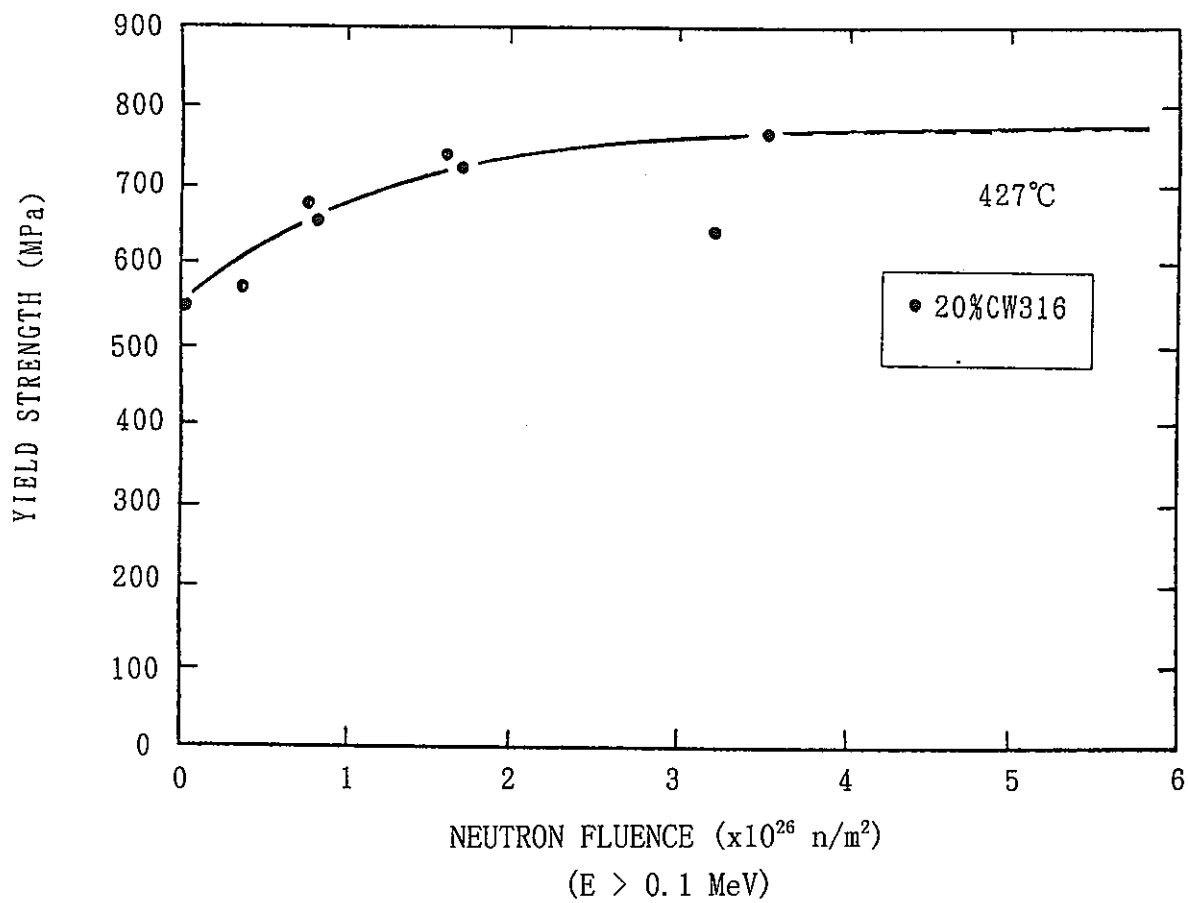
- ・被覆管スエリング歪：SUS316 20%CW材のスエリング歪は 1×10^{27} (n/m²) 以下では無視出来る値⁽²⁾であり、本解析での条件はすべて 1×10^{27} (n/m²) 以下である。

参考文献

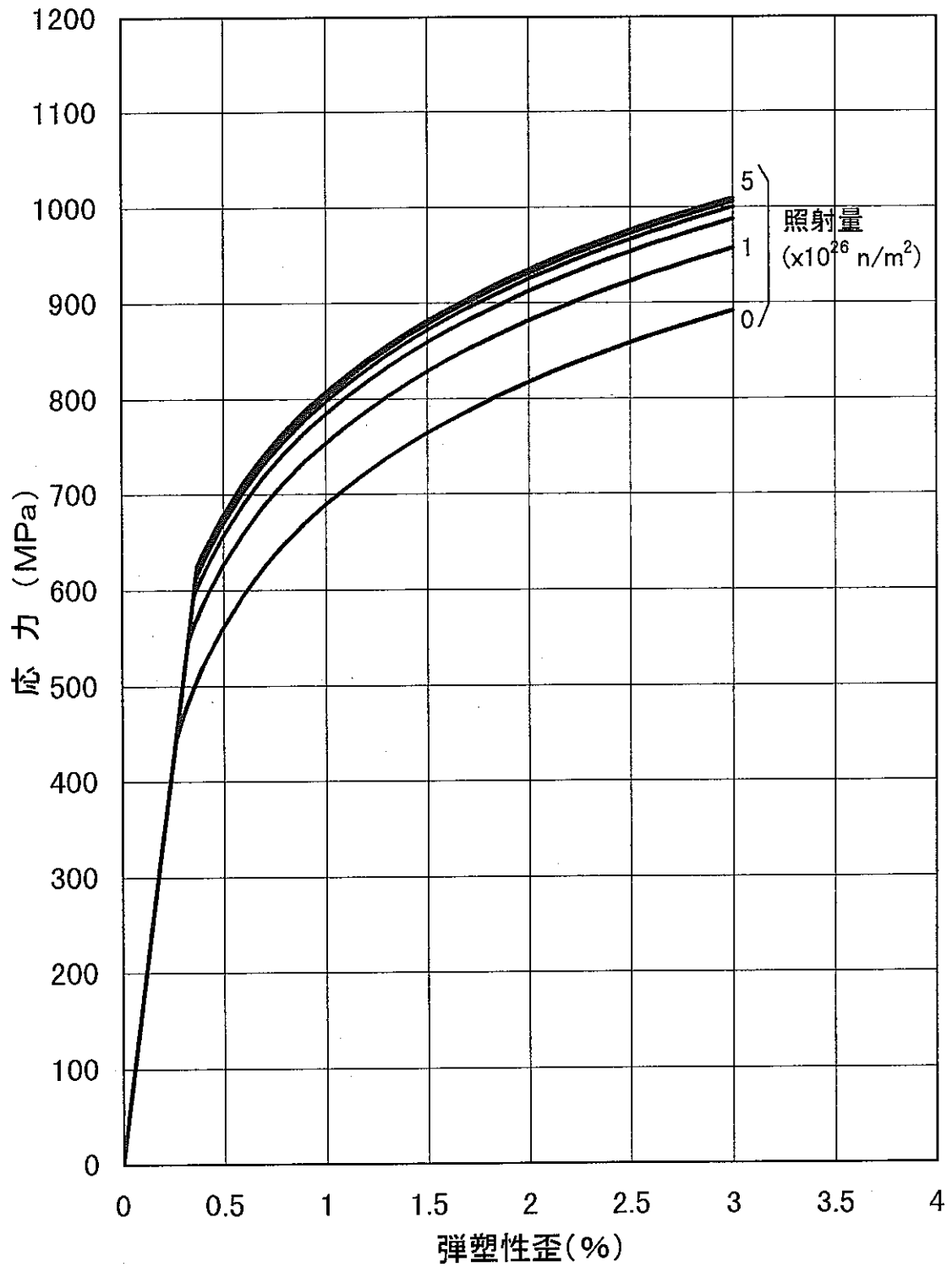
- (1) R.L.Fish, N.S.Cannon & G.L.Wire : "Tensile Property Correlations for Highly Irradiated 20% Cold-Worked Type 316ss"
ASTM STP-683, 450(1979)
- (2) 鹿倉 栄, 他 : 原子力誌, 36[5], 90(1994)



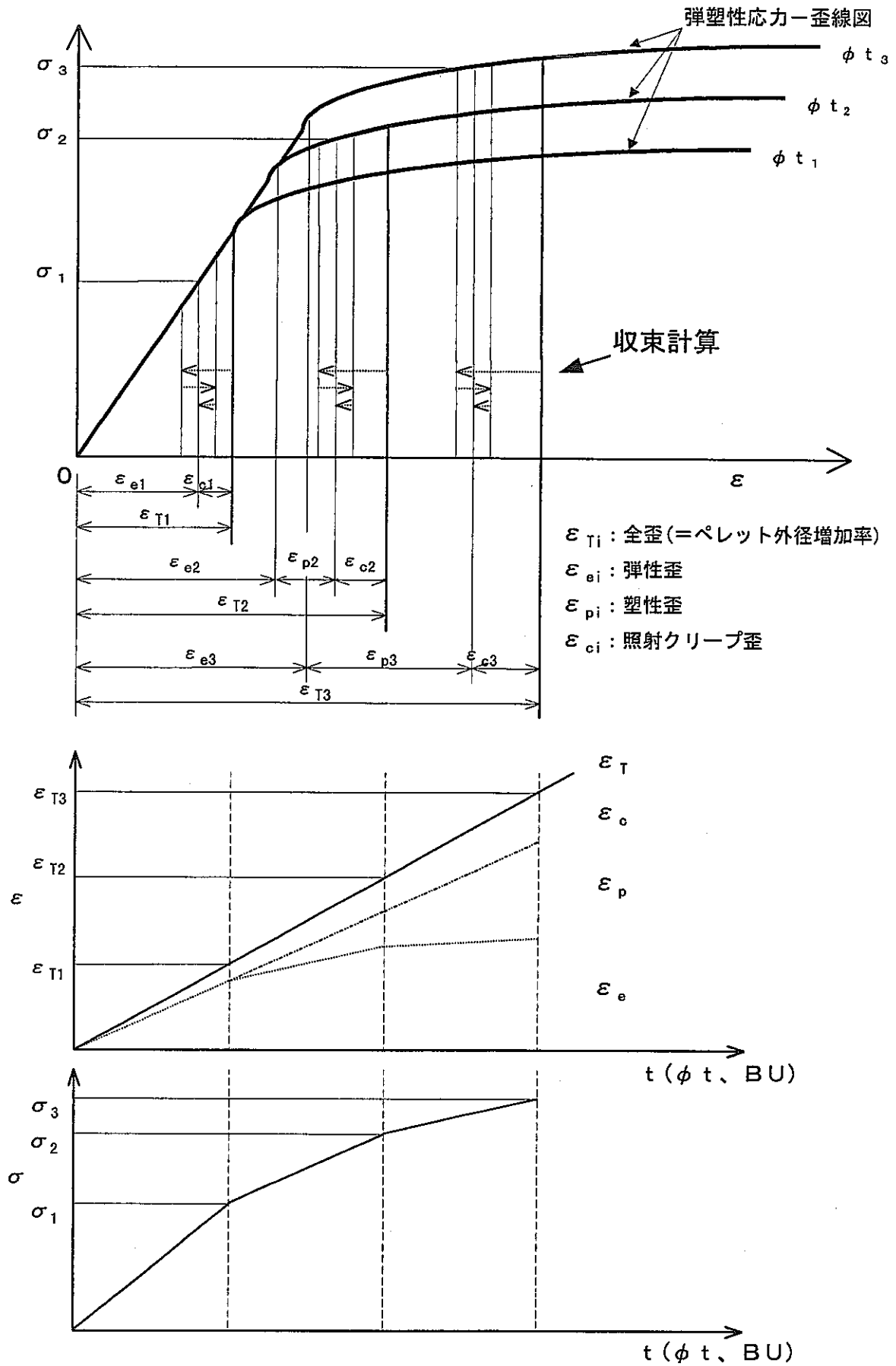
第A-1図 形状モデル例 (「常陽」MK-II制御棒)



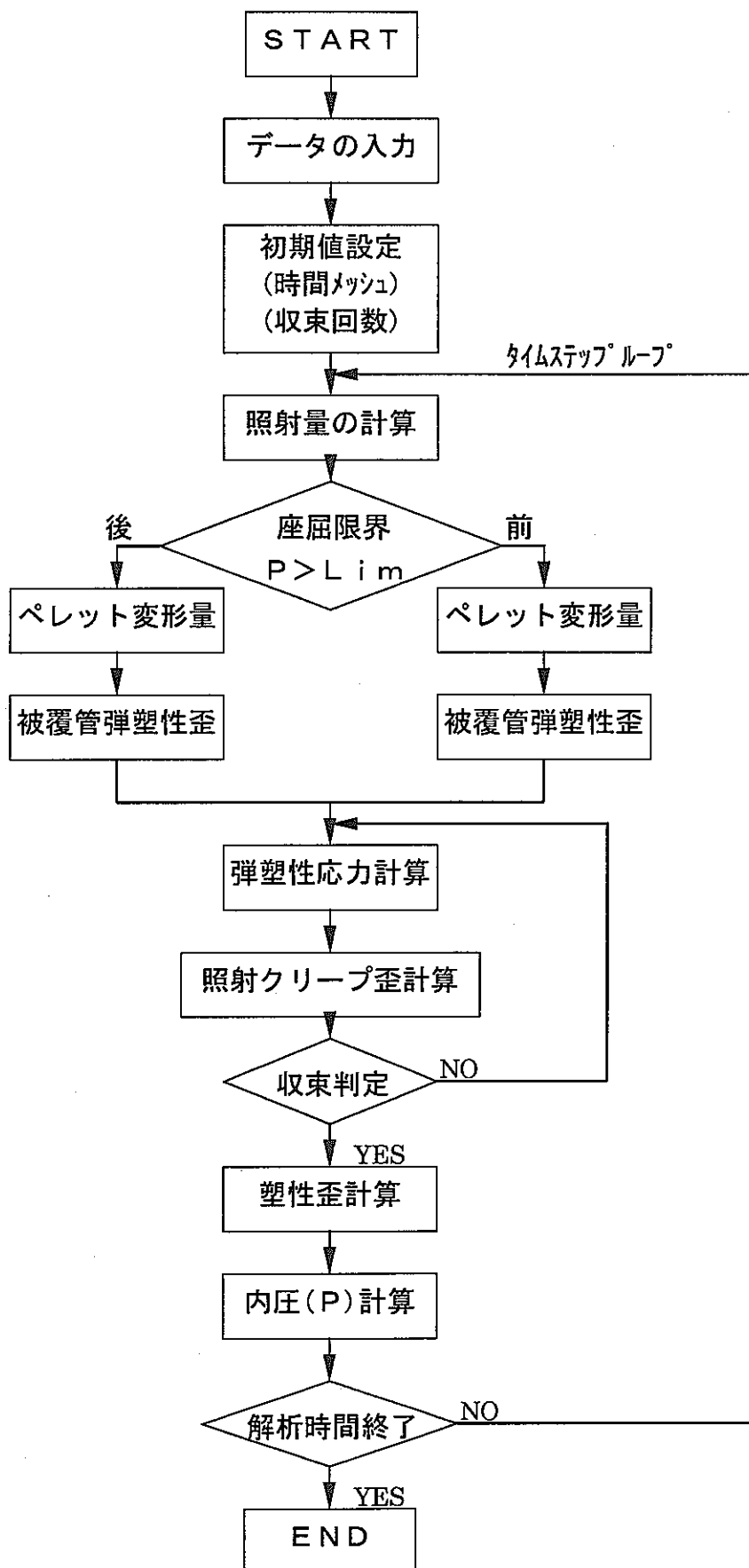
第A-2図 SUS316 20%CWの照射硬化曲線



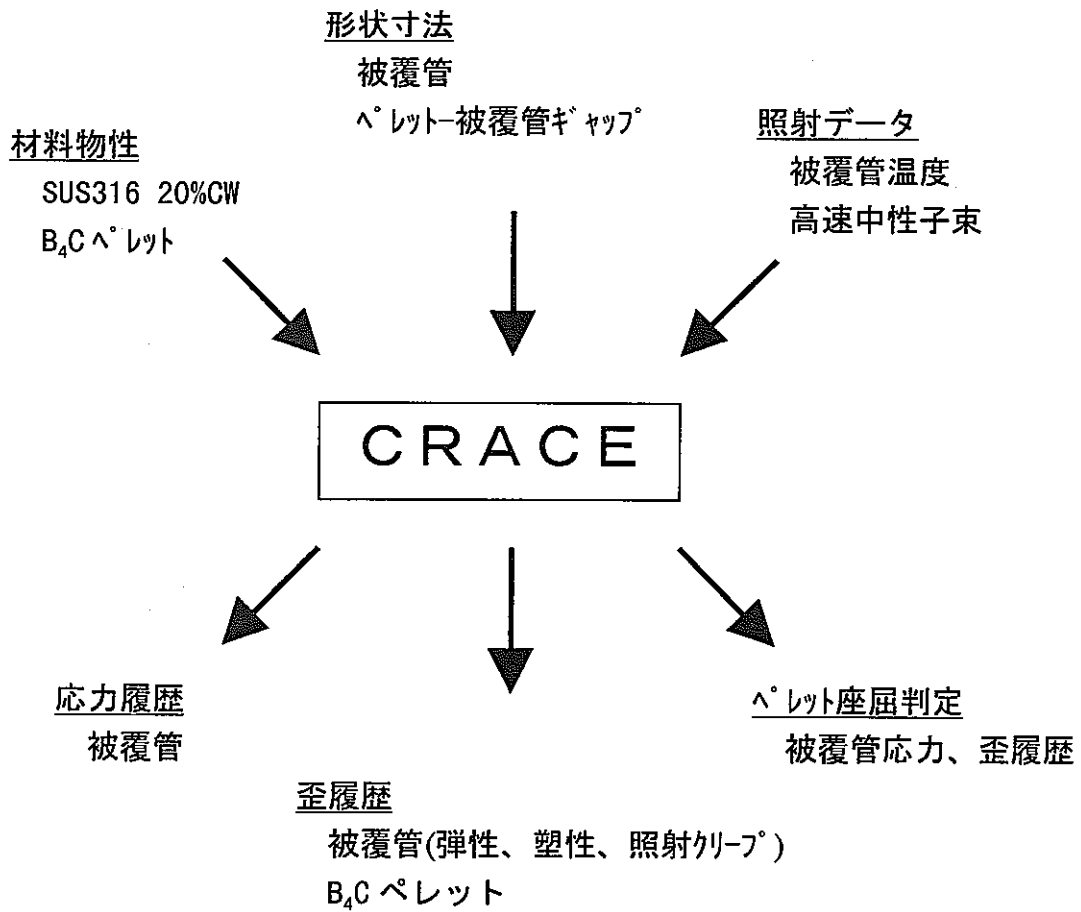
第A-3図 弾塑性応力-歪平均曲線(420°C)
(照射硬化曲線)



第A-4図 応力計算概念図



第A-5図 1次元弾塑性クリープ簡易解析コード“CRACE”計算フロー



第A-6図 “CRACE” コード入出力データ

```

'*****
'***** C/R ACMI ESTIMATOR (CRAGE) Ver. 3.0 *****
'*****
CLS
'DATA INPUT
  PRINT "Base Target Condition "
  INPUT " 1:MONJU 2:MK-11 3:MK-111 4:AMIR-2 5:Shield Ass. 6:PHENIX 7:MK-1"; IRR
'Read Default
GOSUB 700
'Display & Modify
GOSUB 500
10 INPUT "OK? CR:Yes INPUT Change No. "; CNO
  IF CNO > 0 THEN GOSUB 510: GOTO 10
15 INPUT "Day Span="; D
  INPUT "Mesh="; N
  DT = D / N
  INPUT "Iteration Method (C/R):Auto 1:Set "; ITR
  IF ITR = 1 THEN INPUT "Iteration Number="; M: GOTO 17
  ITR = 2
17 CRSH = 2
'*****
20 INPUT "OUTPUT (C/R:No 1:Printer 2:File)"; PP
  IF PP = 2 THEN INPUT " File Name ="; FLN$
  PRINT "DAY SPAN="; D; " "; "MESH="; N; " "; "SYUUSOKU="; M
  PRINT "Days Flux ET ETT S EC ECT ES EPL EPLT SNE CDF P"
'*****
'CALCULATION
  FLX = NF * 1E+15
  FOR J = 1 TO N
    T = DT * J: FLU = FLX * T * 24 * 3600: FU = FLU / 1E+22
  -----
  SELECT CASE CRSH
  CASE 2
    'judge
    IF CRS = 2 THEN GOTO 45
    IF P > LIM THEN CRS = 1: GOTO 40
    'befor crash
    KC = .1 * P
    ET = PS * T - KC * GAP / DD
    GOTO 47
    'after crash
40 ETO = ETO + ET: ECTO = ECT: EPLTO = EPLT: EC = 0: ES = 0: S = 0: CRS = CRS + 1
    ACD = DD * (1 + ETO / 100): ACG = KA / 100 * GAP
    ACPS = 100 * ((ACD + ACG) / DD - 1): PRINT ACPS
45 KC = KA
    ET = PS * T - ACPS
47 IF ET < 0 THEN ET = 0
    ETT = ECTO + EPLTO + ET
    EES = ES + DT * PS
  END SELECT
  -----
  IF SEP = 420 AND SSCV = 1 THEN GOSUB 200: GOTO 60
  IF SEP = 420 AND SSCV = 2 THEN GOSUB 250: GOTO 60
60 IF ITR = 2 THEN GOSUB 300: GOTO 75
  FOR K = 1 TO M
    IF EES >= SNR THEN GOTO 70
    SS = 100 * EE * EES: GOTO 71
70 IF SEP = 420 THEN SS = 70.278 + 18.801 * LOG(EES) + ADD: GOTO 71
71 IF SS <= 0 THEN SS = 1E-10: EEC = EC: GOTO 74
    IF ICC = 1 THEN SSEQ = SQR(3) * SS / 2: SEQ = SQR(3) * S / 2: ECEQ = 2 * EC / SQR(3): GOTO 72
    SSEQ = SS: SEQ = S: ECEQ = EC
    EECEQ = ECEQ + .00000864# * BO * NF * DT * (SSEQ + SEQ) / 2
  -----
  IF ICC = 1 THEN EEC = SQR(3) * EECEQ / 2: GOTO 74
  EEC = EECEQ
74 ECT = ECTO + EEC
  IF OPT1 = 1 THEN EEC = 0
  EES = ET - EEC
  IF EES <= 0 THEN EES = 1E-10
  IF OPT2 = 1 THEN PRINT T, ET, SS, EEC, EES
  NEXT K
  -----

```

第A-7図 “CRAGE” コード ソースリスト(1/4)

```

75   S = SS: ES = EES: EC = EEC
      EPL = ES - ELR
      IF EPL < 0 THEN EPL = 0: SNE = ES
          SNE = ES - EPL
          EPLT = EPLTO + EPL
GOSUB 600
      CDF = CDF + DT / TR * 24
      P = 2 * TH * S / DD
GOSUB 450
      PRINT USING "####"; T;
      PRINT USING "##.###"; FU; ET; ETT;
      PRINT USING "####.###"; S;
      PRINT USING "##.###"; EC; ECT; ES; EPL; EPLT; SNE; CDF;
      PRINT USING "##.###"; P
      IF OPT3 = 1 THEN INPUT OK$
      NEXT J
      IF PP = 1 THEN LPRINT CHR$(&HC)
      IF PP = 2 THEN CLOSE #1
      PRINT "Days Flux ET ETT S EC ECT ES EPL EPLT SNE CDF P"
      INPUT "Next Command (C/R):END 1:Again "; OK$
      IF OK$ = "1" THEN RUN
END
'*****
700 'READ Default
      SELECT CASE IRR
      CASE 1
          MONJU
          TMP = 430 + 273: NF = 2.5: DD = 12.5: TH = 2: GAP = .7: LIM = 15
          KA = 50: EE = 1.69: BO = 5: PS = .013: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "MONJU"
      CASE 2
          JOYO MK-2
          TMP = 420 + 273: NF = 1.02: DD = 16.5: TH = .8: GAP = .5: LIM = 10
          KA = 55: EE = 1.71: BO = 5: PS = .006: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "MK-2"
      CASE 3
          JOYO MK-3
          TMP = 400 + 273: NF = 2: DD = 16.5: TH = .8: GAP = .5: LIM = 11
          KA = 50: EE = 1.73: BO = 5: PS = .01: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "MK-3"
      CASE 4
          AMIR-2
          TMP = 430 + 273: NF = .6: DD = 12.6: TH = 1.35: GAP = .15: LIM = 10
          KA = 60: EE = 1.69: BO = 5: PS = .0029: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "AMIR-3"
      CASE 5
          Shield Assembly
          TMP = 430 + 273: NF = .3: DD = 21: TH = 2: GAP = 1.2: LIM = 12
          KA = 50: EE = 1.69: BO = 5: PS = .0018: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "Shield Ass."
      CASE 6
          PHENIX
          TMP = 420 + 273: NF = 2.5: DD = 16.5: TH = 1: GAP = 2: LIM = 10
          KA = 60: EE = 1.71: BO = 5: PS = .013: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "PHENIX"
      CASE 7
          MK-1
          TMP = 400 + 273: NF = 1: DD = 15.2: TH = 1.2: GAP = .2: LIM = 10
          KA = 60: EE = 1.73: BO = 5: PS = .0041: ICC = 1: SSCV = 1
          CCAL = 1: CRE = 1: TCF = 1: SEP = 420
          TYPE$ = "MK-1"
      END SELECT
RETURN
'*****

```

“CRACE” コード ソースリスト(2/4)

```

*****
500 'Display DATA
PRINT ""
PRINT " 1:NUTRON FLUX (E+15n/cm^2) NF = "; NF
PRINT " 2:TEMPERATURE (DEG.C) TMP = "; TMP - 273
PRINT " 3:CLAD ID (mm) DD = "; DD
PRINT " 4:CLAD THICK(mm) TH = "; TH
PRINT " 5:GAP (mm) GAP = "; GAP
PRINT " 6:Crash Limit (Kg/mm^2) LIM = "; LIM
PRINT " 7:Crash Down Rate (%) KA = "; KA
PRINT " 8:B4C Swell Rate (%/Day) PS = "; PS
PRINT " 9:Young Mdl. (E+04 Kg/mm^2) EE = "; EE
PRINT " 10:Irradiation Creep Rate((kg/mm^2*n/cm^2)^-1) BO = "; BO
PRINT " 11:Irradiation Creep Cal. (1:Equivalent 2:Hoop) ICC = "; ICC
PRINT " 12:Creep Rapture Equation (1:JOYO 2:MONJU 3:MOTA) CRE = "; CRE
PRINT " 13:Creep Rapture Time Coefficient TCF = "; TCF
PRINT " 14:Temp. of S-S Curve (420 or 450) SEP = "; SEP
PRINT " 15:Irradiation Hardening (1:HEDL 2:FMS) SSCV = "; SSCV
RETURN
*****
510 ' Edit DATA
IF CNO = 0 THEN GOSUB 500: GOTO 529
ON CNO GOTO 511, 512, 513, 514, 515, 516, 517, 518, 519, 520, 521, 522, 523, 524, 525
511 INPUT " 1:NUTRON FLUX (E+15n/cm^2) NF = "; NF: GOTO 528
512 INPUT " 2:TEMPERATURE (DEG.C) TMP = "; TMP: TMP = TMP + 273: GOTO 528
513 INPUT " 3:CLAD ID (mm) DD = "; DD: GOTO 528
514 INPUT " 4:CLAD THICK(mm) TH = "; TH: GOTO 528
515 INPUT " 5:GAP (mm) GAP = "; GAP: GOTO 528
516 INPUT " 6:Crash Limit (Kg/mm^2) LIM = "; LIM: GOTO 528
517 INPUT " 7:Crash Down Rate (%) KA = "; KA: GOTO 528
518 INPUT " 8:B4C Swell Rate (%/Day) PS = "; PS: GOTO 528
519 INPUT " 9:Young Mdl. (E+04 Kg/mm^2) EE = "; EE: GOTO 528
520 INPUT " 10:Irradiation Creep Rate((kg/mm^2*n/cm^2)^-1) BO = "; BO: GOTO 528
521 INPUT " 11:Irradiation Creep Cal. (1:Equivalent 2:Hoop) ICC = "; ICC: GOTO 528
522 INPUT " 12:Creep Rapture Equation (1:JOYO 2:MONJU 3:MOTA) CRE = "; CRE: GOTO 528
523 INPUT " 13:Creep Rapture Time Coefficient TCF = "; TCF: GOTO 528
524 INPUT " 14:Temp. of S-S Curve(420 or 450) SEP = "; SEP: GOTO 528
525 INPUT " 15:Irradiation Hardening (1:HEDL 2:FMS) SSCV = "; SSCV
528 INPUT "INPUT number you want to change (0:quit) "; CNO: GOTO 510
529 RETURN
*****
600 'Creep GDF
SELECT CASE CRE
CASE 1
GOSUB 110
CASE 2
GOSUB 120
CASE 3
GOSUB 130
END SELECT
RETURN
*****
110 'JOYO DESIGN
IF S <= 1 THEN TR = 1E+20: RETURN
H = LOG(S) / LOG(10): IF H >= 1 THEN 111
L = 19.703 - 2.186 * H: GOTO 112
111 L = 16.189 + 4.842 * H - 3.514 * H ^ 2
112 TR = 10 ^ (L / TMP * 1000 - 14.04) / TCF
RETURN
*****
200 'Yield Stress & Strain with Irradiation Hardening (Curve Fit)
'420 C All Fluence Range Available (HEDL)
IF FU > 7 THEN SYR = 79.95: GOTO 210
SYR = 56.202 + 18.4565 * FU - 6.5698 * FU ^ 2 + 1.2268 * FU ^ 3 - .1152 * FU ^ 4 + .0043 * FU ^ 5
210 SYC = 45.3 * SYR / 56.202
SNR = SYC / (EE * 100)
SSY = 70.278 + 18.801 * LOG(SNR)
ADD = SYC - SSY
ELR = .667 * 61.17 / (EE * 100) * SYR / 56.202
RETURN
*****

```



```

'*****
300 'Automatic Iteration
    NNN = 0
310  NNN = NNN + 1: GOSUB 350: SS1 = SS
    NNN = NNN + 1: GOSUB 350: SS2 = SS
    NNN = NNN + 1: GOSUB 350: SS3 = SS
    IF SS3 = SS2 THEN GOTO 320
    IF SS3 = SS1 THEN SS = (SS3 + SS2) / 2: GOTO 320
    GOTO 310
320 ' PRINT T, NNN
    RETURN
'*****
350 'Stress & Strain CALCULATION
    IF EES >= SNR THEN GOTO 351
    SS = 100 * EE * EES: GOTO 352
351 IF SEP = 420 THEN SS = 70.278 + 18.801 * LOG(EES) + ADD: GOTO 352
352 IF SS <= 0 THEN SS = 1E-10: EEC = EC: GOTO 355
    IF ICC = 1 THEN SSEQ = SQR(3) * SS / 2: SEQ = SQR(3) * S / 2: ECEQ = 2 * EC / SQR(3): GOTO 353
    SSEQ = SS: SEQ = S: ECEQ = EC
    EECEQ = ECEQ + .0000864# * BO * NF * DT * (SSEQ + SEQ) / 2
    IF ICC = 1 THEN EEC = SQR(3) * EECEQ / 2: GOTO 355
    EEC = EECEQ
355  ECT = ECTO + EEC
    IF OPT1 = 1 THEN EEC = 0
    EES = ET - EEC
    IF EES <= 0 THEN EES = 1E-10
    IF OPT2 = 1 THEN PRINT T, ET, SS, EEC, EES
    RETURN
'*****
450 'OUTPUT OPTION
    SELECT CASE PP
    CASE 0
        GOTO 451
    CASE 1
        LPRINT USING "#####"; T;
        LPRINT USING "##.###"; FU; ETT;
        LPRINT USING "####.###"; S;
        LPRINT USING "##.###"; EC; ECT; ES; EPL; EPLT; SNE; CDF;
        LPRINT USING "###.###"; P
    CASE 2
        PRINT #1, T; FU; ET; ETT; S; S * 9.80665; EC; ECT; ES; EPL; EPLT; SNE; CDF; P; P * 9.80665
    END SELECT
451  RETURN
'*****

```

B4C 破片座屈試験について

1. 目的

制御棒等における ACMI の挙動解析においては、リロケーションして初期ギャップを埋めたペレット破片の物性の取り扱いが重要となる。B4Cペレットの圧縮強度は、数千 MPaとされており、これまではリロケーションした破片も含め完全剛体として取り扱われてきた。

しかしながら一方では、ペレットの物性測定において引張強度約 200MPa、曲げ強度約 400MPa というデータ⁽¹⁾ もあることから、非均一な形状となった破片では局部的な応力集中や曲げ応力によって B4C 破片が座屈し、被覆管への応力が緩和する可能性がある。

本試験は、B4Cペレット破片の高荷重圧縮による座屈破壊のデータを得るため実施したものであり、上記の仮説の確認を行うとともに ACMI 解析への反映について検討した。

2. 試験概要

2.1 試験方法

試験の概念図を第 B-1 図に示す。図のとおり押し板でペレットを挟み、最大荷重 2.0トンまでの軸方向の圧縮試験を行った。

2.2 試料

今回の試験に使用した B4C 破片の形状を第 B-2 図に示す。破片は立方体あるいは球状というよりは、むしろ板状のものが多く採取された。このため、試験では板状の試料のみを使用し、試料の高さ=試料の厚さとなるように押し板の上に並べた。

2.3 試験パラメータ

試験パラメータを第 B-1 表に示す。パラメータの内容及びその設定根拠は以下のとおり。

(1)押し板材質

実際のペレット-被覆管ギャップを模擬し、「上部 B4C +下部 SUS」と、SUS への被覆管のめり込み分を除くため、「上部 B4C +下部 B4C」の2ケースとした。

(2)サンプル

ペレットでは、高密度のものほど圧縮強度が高くなる。このため、今回 90%T.D.(「常陽」仕様)を標準とし、比較のため 95%T.D.(「もんじゅ」仕様)のものでも試験を行った。破片は、ペレットを機械的に粉碎して採取したもの(機械的破壊)を標準とし、加熱-急冷の熱サイクルによってペレットを破壊し、採取したもの(熱的破壊)でも試験を行った。

(3)破片厚さ

「常陽」、「もんじゅ」のペレット-被覆管ギャップから、0.5~0.7 mmのものを標準とし、比較のために AMIR 及び「常陽」MK-Ⅲ炉心用の遮へい集合体を想定した約 1.4 mmのものでも試験を

行った。

(4)試験温度

MK-II 制御棒の被覆管温度を想定した 400°C、ペレット平均温度を想定した 900°C の 2 ケースとした。

(5)破片数量

破壊挙動を平均的に取り扱うため、10 粒/1 試験を標準とした。なお、比較のために 1 粒の試験も実施した。

3.試験結果

MK-II 制御棒の ACMI 解析(弾塑性クリープ解析)への反映を考慮して、B4C ペレット破片の破壊挙動データを「圧力」と「座屈割合」の関係で整理した。なお、これらの値は以下のように定義した。

①接触圧力

試験荷重を破片の断面積(破片が複数の場合は総断面積)で除したものを、破片の形状から求めた投影断面積を使用した。しかし、破壊の繰り返しによって断面積が大きくなるため、押し板に残った圧痕面積が投影断面積を超えた時点からは圧痕面積を使用した。第 B-3 図にこの考え方を示す。また、第 B-4 図に荷重の増加によって押し板の圧痕面積が大きくなる様子を示す。

②座屈割合

圧縮荷重が生じた時点の上下押し板の距離をサンプル高さ(破片厚さ)とする。座屈割合は、試験開始時のサンプル高さに対し、破片が潰れた割合を百分率で表したものである。たとえば座屈割合 100%は、破片が粉々になり、上下の押し板が接触した状態を意味する。

第 B-1 表に対応した各試験結果を第 B-5 図～第 B-7 図に示す。

なお、今回の各試験パラメータ毎に結果を要約すると以下のとおりとなる。

- (1) B4C 破片の顕著な座屈が確認されたのは、実際の制御棒に近い SUS-B4C 押し板においては 0~200MPa 程度の非常に低い圧力であり、座屈割合は 60~70%にまで達した。B4C-B4C 押し板では、圧力 100MPa 以前に破片の顕著な破壊が確認され、座屈割合はほぼ 100%に達した。SUS-B4C の試験では SUS への破片のめり込みが観察されており、これが曲げ荷重や応力集中を緩和する方向に働いたと考えられる。第 B-8 図に SUS へのめり込みの一例を示す。また、押し板の違いによるデータの比較を第 B-9 図に示す。従来報告されているペレットの圧縮破壊強度に対し、破片のデータはおよそ一桁小さい。
- (2) 90%T.D.と95%T.D.では90%T.D.の圧縮強度が高く、ペレットの物性とは異なる結果となった。また、機械的破壊と熱的破壊で採取したそれぞれの破片の破壊挙動には、明確な差異は認められなかった。第 B-10 図にサンプルの違いによるデータの比較を示す。このことから、破

片の破壊では、ペレット密度及びサンプル調整方法の影響はデータのバラツキの範囲内にあり、取り扱い上無視しうると考えられる。

- (3) 第 B-11 図に破片厚さの異なるデータを併せてプロットしたが、これらの傾向は良く一致した。ギャップの大きさが変わっても、座屈割合で整理すれば、一義的に取り扱えるものとする。
- (4) 破壊挙動の温度依存性は明確であり、予想通り高温ほど座屈割合は大きくなった。但し、座屈開始圧力には有意差は認められなかった。第 B-12 図に試験温度の違いによるデータの比較を示す。
- (5) 試料が 10 粒の場合と 1 粒の場合では、データは大きく異なる。これは、試料が複数の場合、ある破片で最初の座屈が起こっても、他の破片が同時破壊しないため、データには大きな座屈として記録されないためである。このため、破片の破壊挙動を見るためには、1 粒のデータが適している。第 B-5~7 図のように、破片 1 粒の破壊は 50MPa 以下の非常に低い圧力で繰り返される傾向が確認された。しかしながら、実際の制御棒等の PIE 結果から、リロケーションは複数の破片によるギャップの閉塞と考えるのが自然である。ACMI の挙動解析では複数破片のデータを適用すべきである。

PIE の観測事実及び制御棒の使用条件等をもとに、周辺型リロケーションモデルでの解析用データをまとめる。データ点としては、以下の条件に合うデータのみを選択した。なお、押し板の材質については、基本的には実態を模擬した SUS+B4C のデータを使用すべきであるが、データ点が少ないことから B4C+B4C のデータも併記した。下表にないパラメータについては、明確な影響がないと判断されることから、同じデータ系列として取り扱った。このようにして整理した解析用データを第 B-13 図に示す。

押し板	1.SUS+B4C 2.B4C+B4C	} 併記
温度	400°C	
粒子数	10 粒(複数)	
適用範囲	圧力 0~1200MPa	

4. 検証試験

周辺型リロケーションモデルの ACMI 解析を行う場合、以下の事項の確認が必要であった。

- ① 試験では若干破片の飛散が観察された。これにより断面積が小さくなり、実際の圧力が大きくなって座屈割合を過大評価している可能性があった。
- ② 座屈割合-圧力の曲線には破片のズレが加担していると考えられていたが、試験の性格上、圧縮の途中で取り出し破片を観察し、その後再度圧縮するのは困難であった(試験終了後に観察)ため、実際の破壊開始圧力が不明確であった。

以上の点を考慮して、破壊後も飛散しにくいように、破片を円状に1層敷き詰め、この円断面積で荷重を除いたものを圧力として、検証のための追加圧縮試験を行った。検証試験の概念を第 B-14 図に示す。

検証試験では最終圧力がおよそ 100MPa, 200MPa, 300MPa となるように試験終了荷重を調整し、試験後破片の破壊状況を目視で確認した。

結果は第 B-15 図及び第 B-16 図に示すとおりであり、100MPa では大きな割れが若干観察されたが、細かい粉碎は確認されなかった。これは 0~100MPa での座屈は破片のズレが主流であることを示している。~200MPa で破片の破壊の繰り返しが顕著になり、~300MPa では破片はほぼ粉体化しているのが確認された。このため、実際に破壊が開始する圧力は 100~200MPa であると考えられる。また、第 B-15 図のデータから、破片のズレによる座屈割合は 30~40%と見積られたため、座屈割合 40%を破壊開始点とし、これ以上のデータ点のみを使用して、純粋に破壊のみによる座屈割合を求めた。結果を第 B-17 図に示す。

5.まとめ

今回の試験結果から、B4C ペレットは不均一の破片となった場合、従来ペレット成型品用に使用されてきた物性とは大きく異なり、完全剛体に近い挙動を必ずしも示さないことが分かった。ギャップ部の微小破片が座屈を開始する圧力は 100~200MPa 程度と非常に低いことを確認した。周辺型のリロケーションによる ACMI 発生下においては、破片のズレによる効果が期待できなくても、ペレットへの圧力が 100MPa を超えると、B4C 破片の座屈が起こり、応力が緩和されると考えられる。解析用データとしては、第 B-13 図、第 B-17 図としてまとめた。評価上、ズレによる応力緩和を期待する場合には第 B-13 図を使用し、ズレはないものとして、保守側の評価を行う場合には第 B-17 図のデータを使用することを推奨する。以上のように、ACMI によってペレット破片に高応力が生じる場合、これを完全剛体として扱う従来の設計手法に比較的大きい設計余裕が含まれることを確認した。破片の座屈モデルを考慮し、今回の試験データを適切に反映することにより ACMI 設計の合理化を図れる可能性がある。

6.参考文献

- (1) Ph.DUNNER 他, ABSORBER MATERIALS FOR CONTROLROD SYSTEMS OF FAST BREEDER REACTORS, Journal of Nuclear Materials 124 (1984) 185-194

第 B - 1 表 応力/変位曲線の試験パラメータ

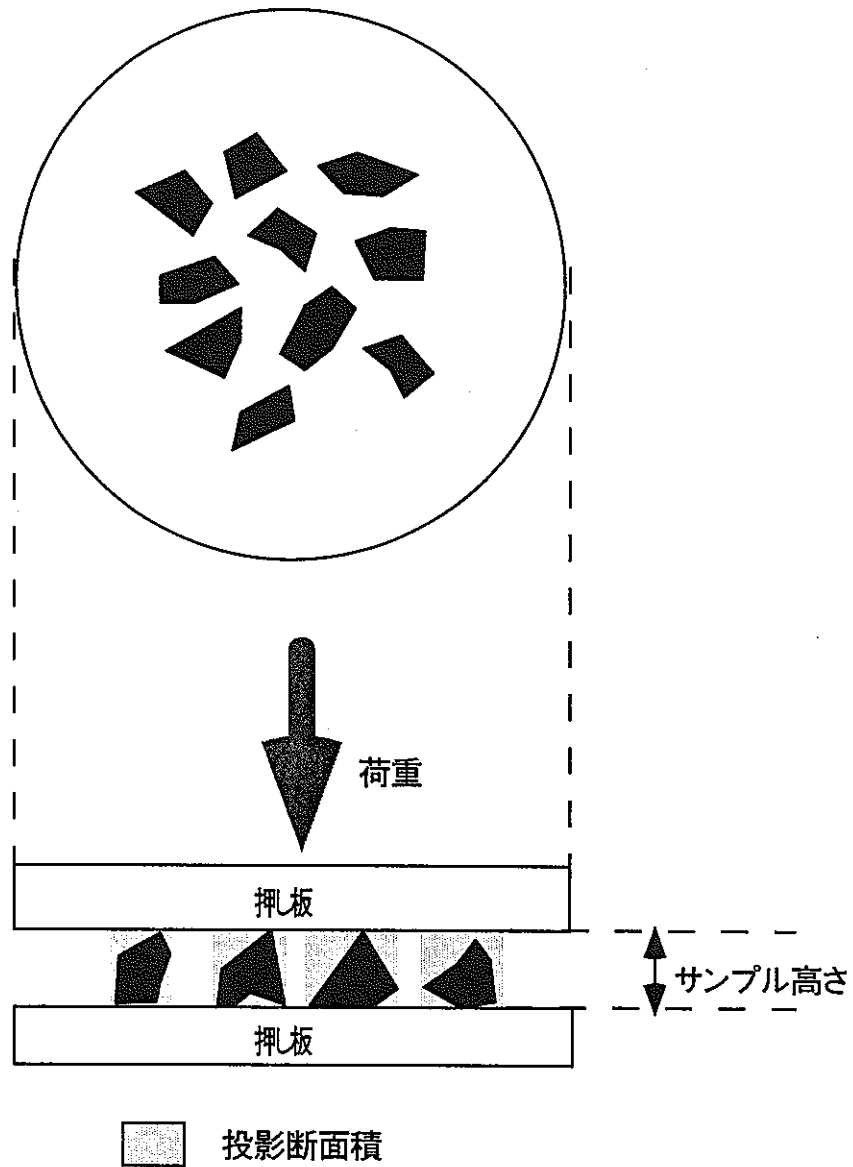
試験内容	No.	サンプル			試験方法				
		相対 密度	調整方法	粒子サイズ	充填量	治具の 材質* ¹	試験温度	試験装置	
ギャップ部模擬試験	1	90%	機械衝撃 による破壊	粒子径 0.5~0.7mm	10粒	SUS* ²	400℃	オートグラフ	
	2					B ₄ C	400℃		
	3						900℃		
	4					SUS* ²	400℃	小型ホットプレス	
	5			90%	機械衝撃 による破壊	1粒	B ₄ C	400℃	オートグラフ
	6								
	7					B ₄ C	400℃		
	8						900℃		
	9					SUS* ²	400℃	小型ホットプレス	
	10					1粒	B ₄ C	400℃	オートグラフ
	11	熱衝撃 による破壊	粒子径 0.5~0.7mm	10粒	B ₄ C	400℃	オートグラフ		
	12					900℃			
	13					1粒		B ₄ C	400℃
	14	95%	機械衝撃 による破壊	粒子径 0.5~0.7mm	10粒	B ₄ C	400℃	オートグラフ	
	15						900℃		
	16						1粒		B ₄ C
検証試験	1	90%	機械衝撃 による破壊	粒子径 0.5~0.7mm	1層	SUS* ²	400℃	小型ホットプレス	
	2								
	3								

*1 表中のSUS材の仕様は以下のとおりとする。

①押板：SUS316材（20%冷間加工品），②内筒：SUS316材（冷間加工なし）

*2 SUSの試験については、上押板をB₄C，下押板をSUSにして行う。

・測定は、基本的には1粒の試験については、n = 2，それ以外についてはn = 3で行う。

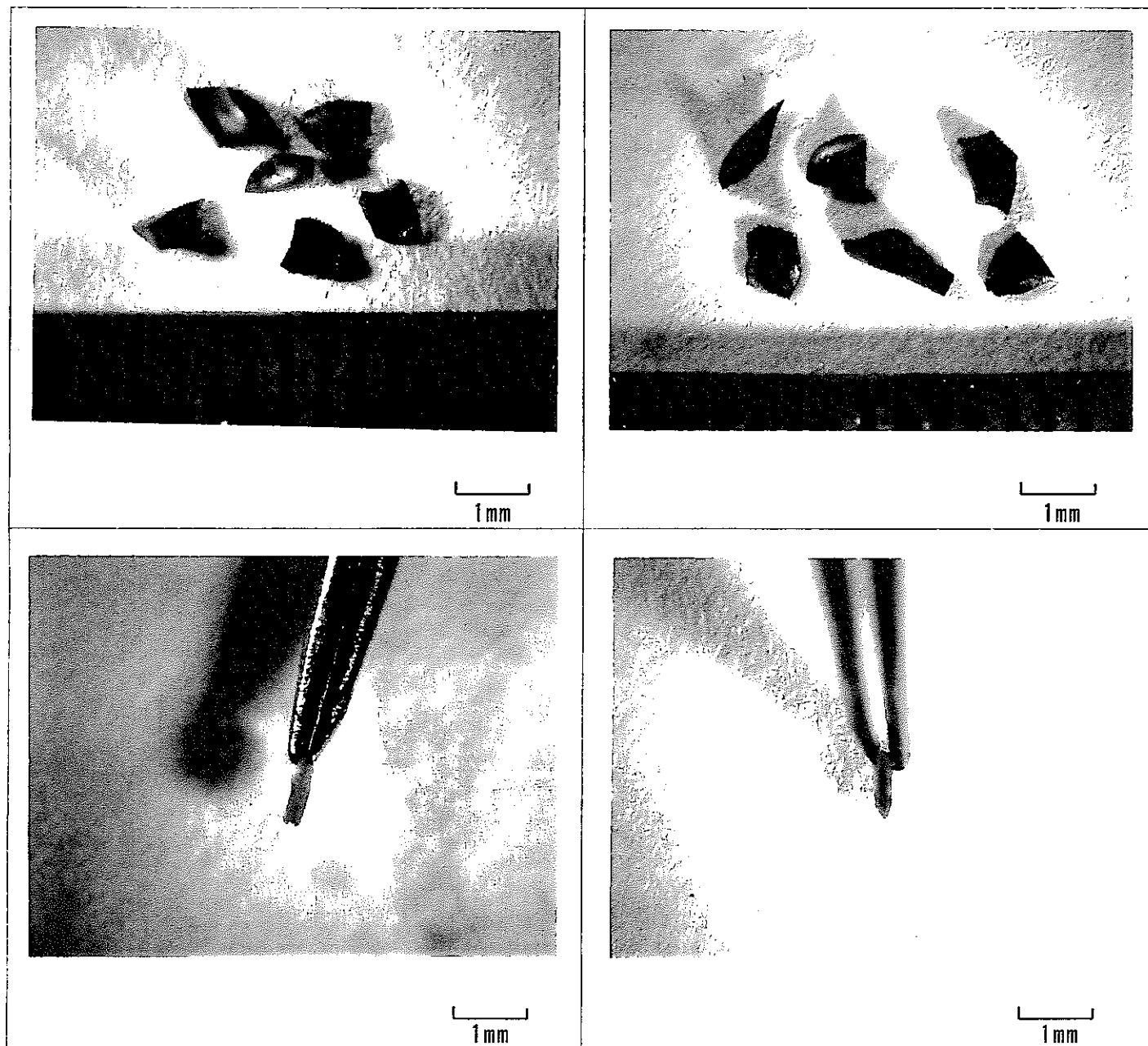


$$\text{接触圧力} = \frac{\text{荷重}}{\text{総投影断面積}}$$

$$\text{座屈割合} = \frac{\text{変位}}{\text{サンプル高さ}}$$

第B-1図 試験概念図

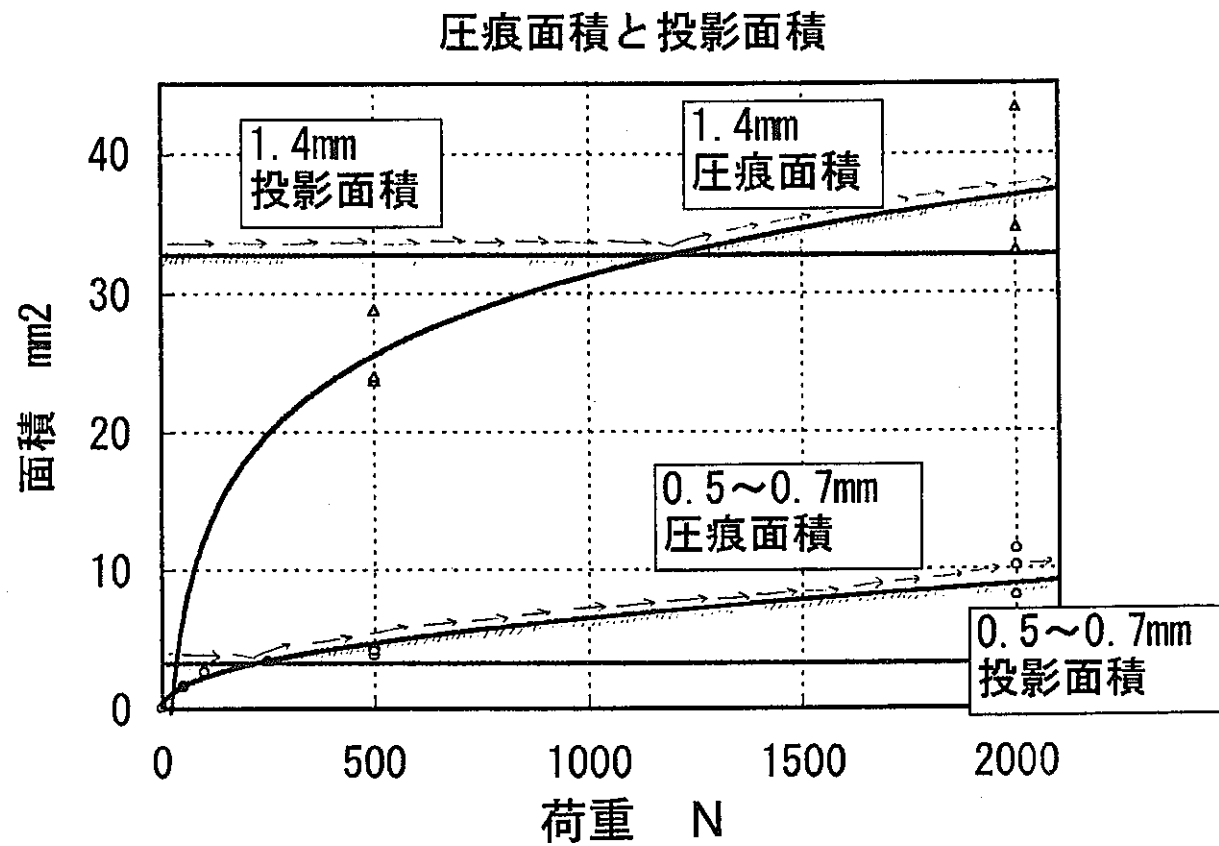
(例: 破片10粒の圧縮試験)



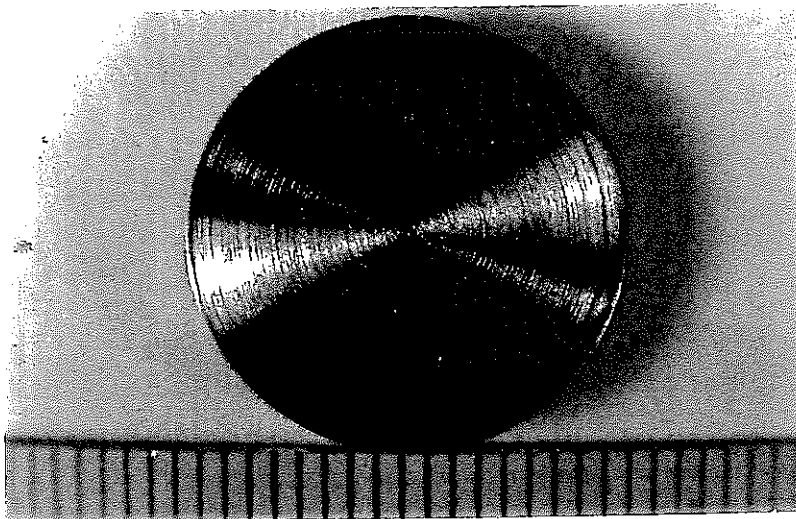
熱衝撃で破壊された破片粒子

機械衝撃で破壊された破片粒子

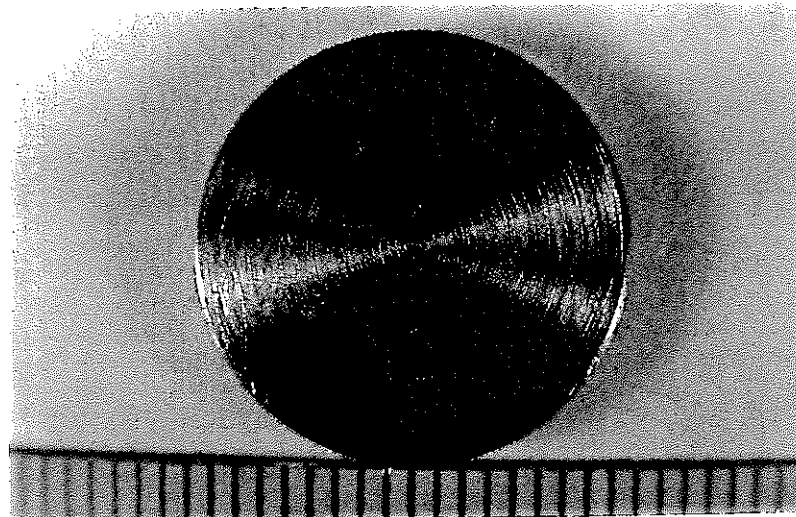
第 B - 2 図 B₄C 破片



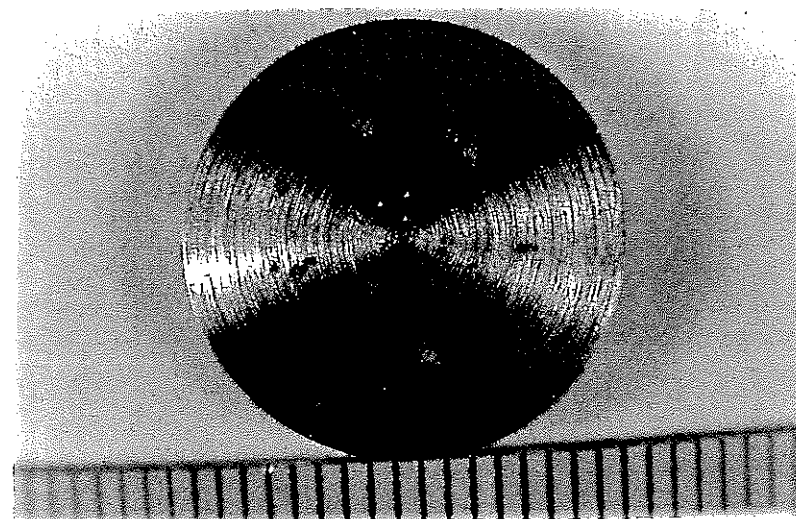
第 B - 3 図 圧痕面積と投影断面面積の概念



<荷重 490 N>

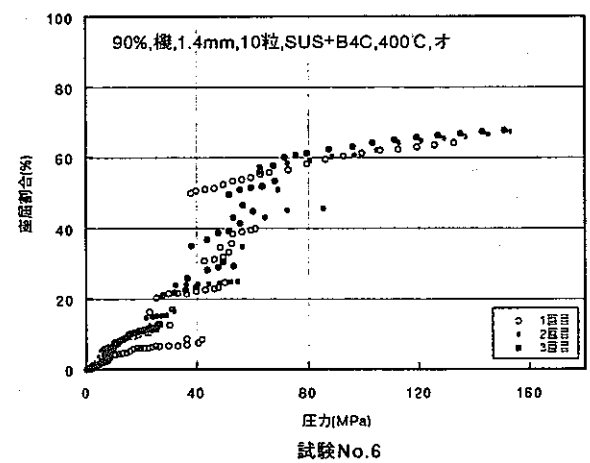
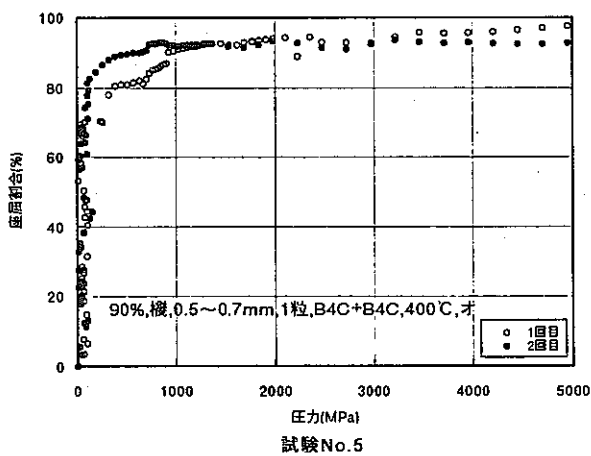
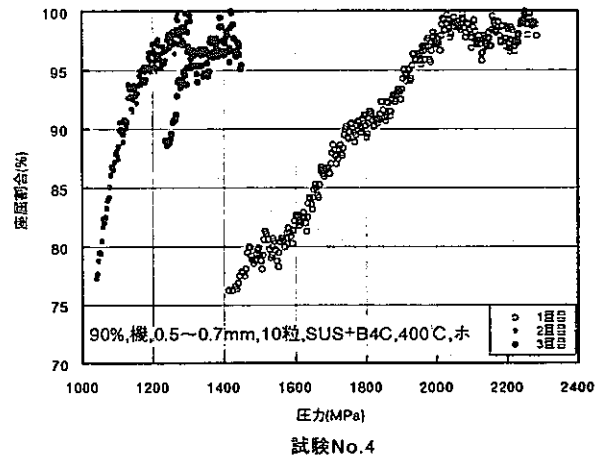
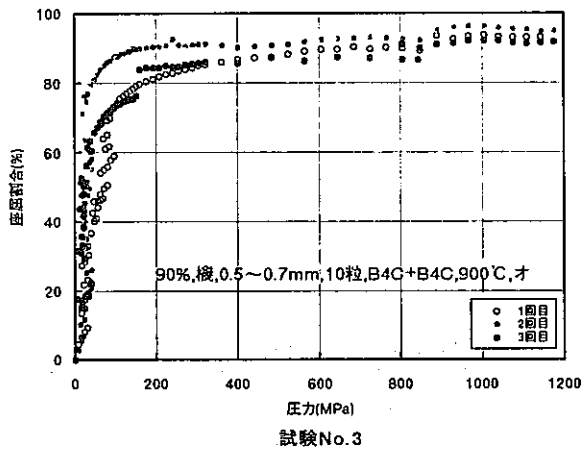
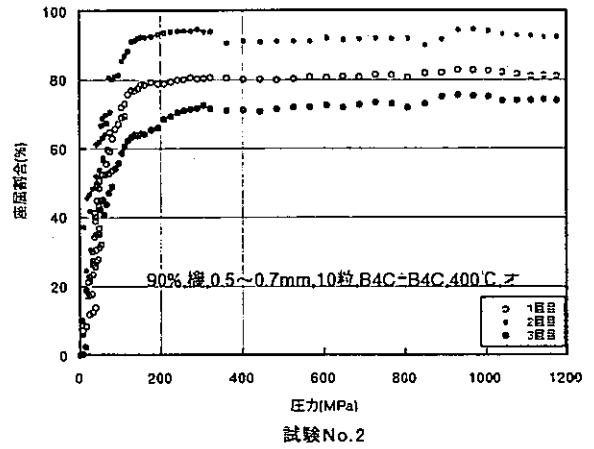
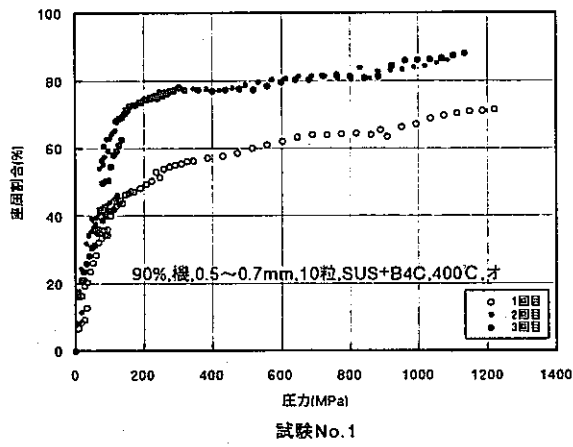


<荷重 980 N>

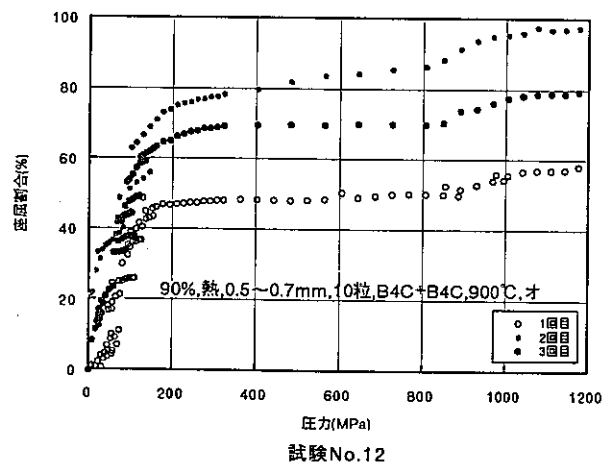
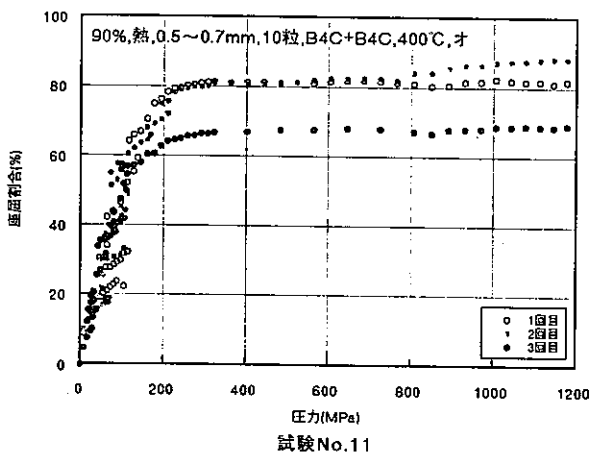
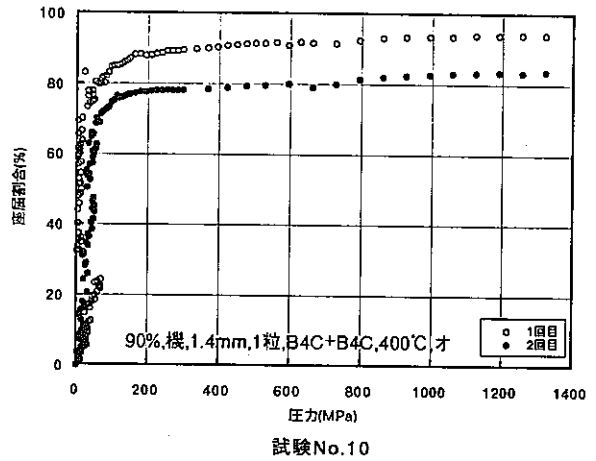
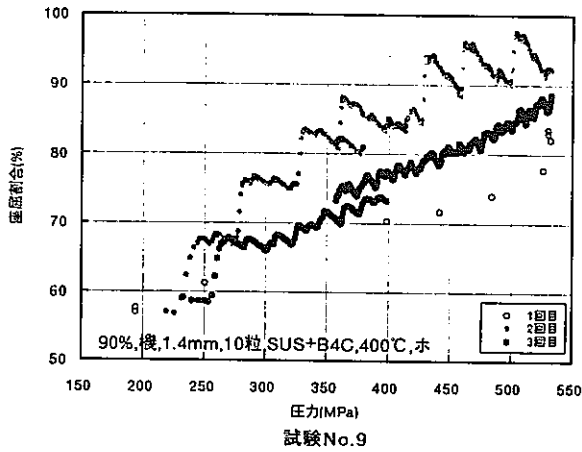
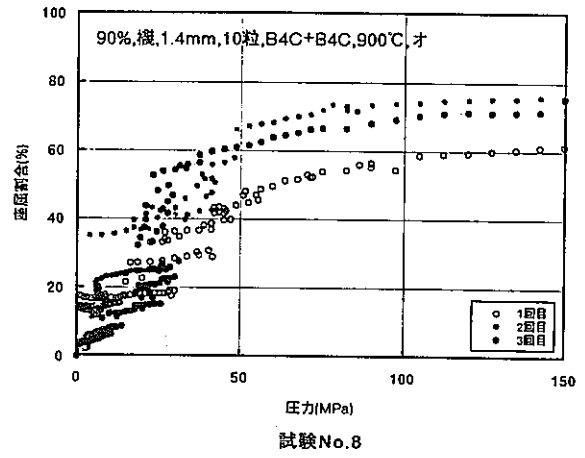
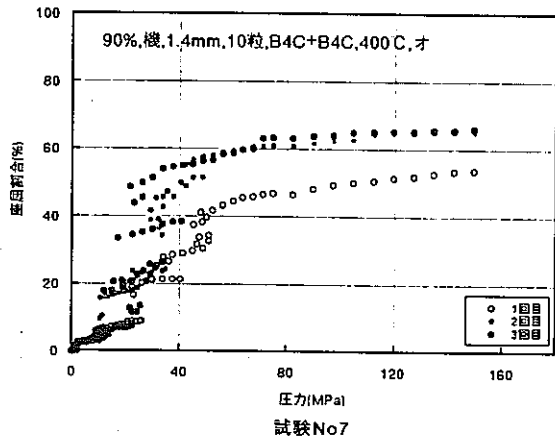


<荷重 2450 N>

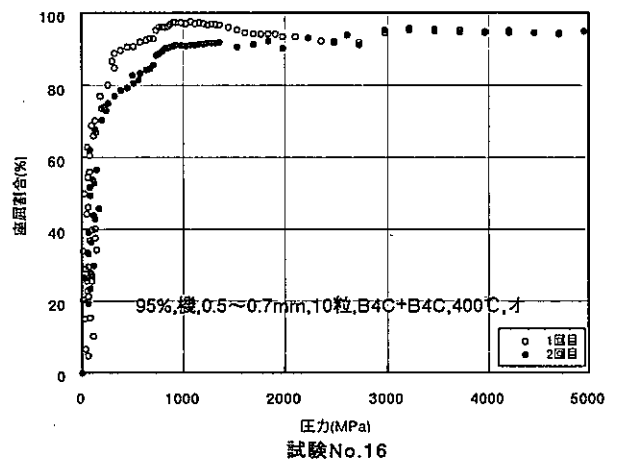
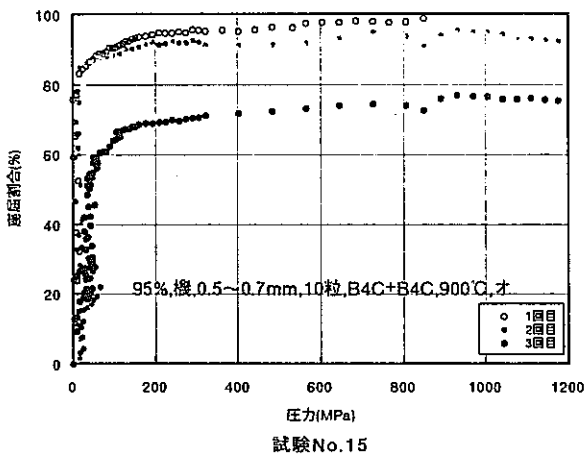
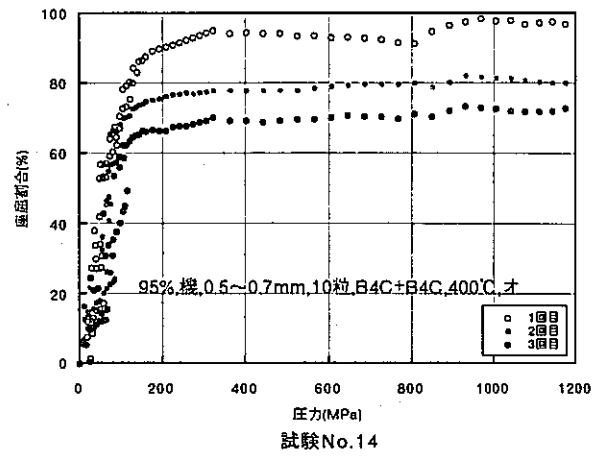
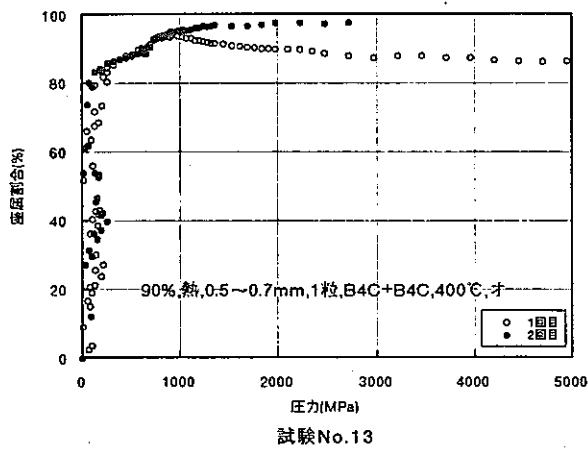
第B-4図 試験後のSUS材押し板圧痕状況



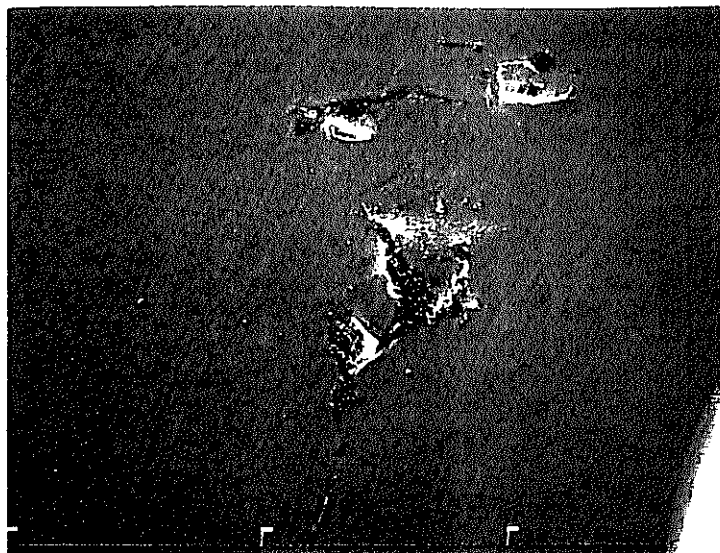
第B-5図 試験結果(1)



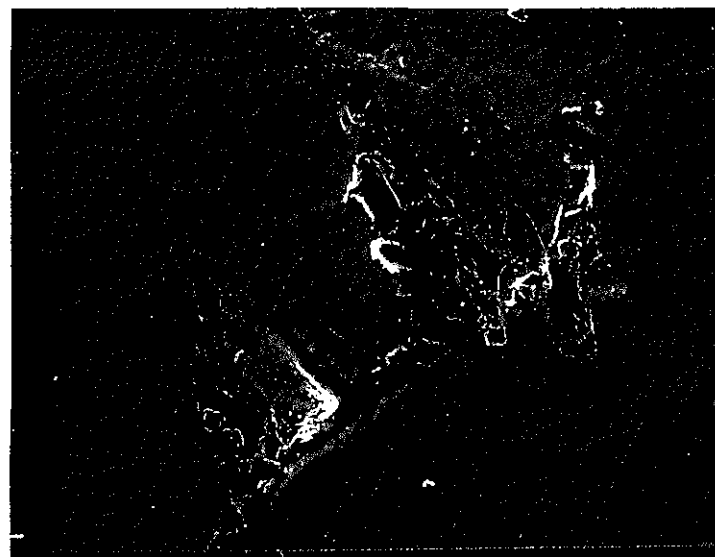
第B-6図 試験結果(2)



第B-7図 試験結果(3)



SEM像 (×35) 500μm



SEM像 (×100) 100μm

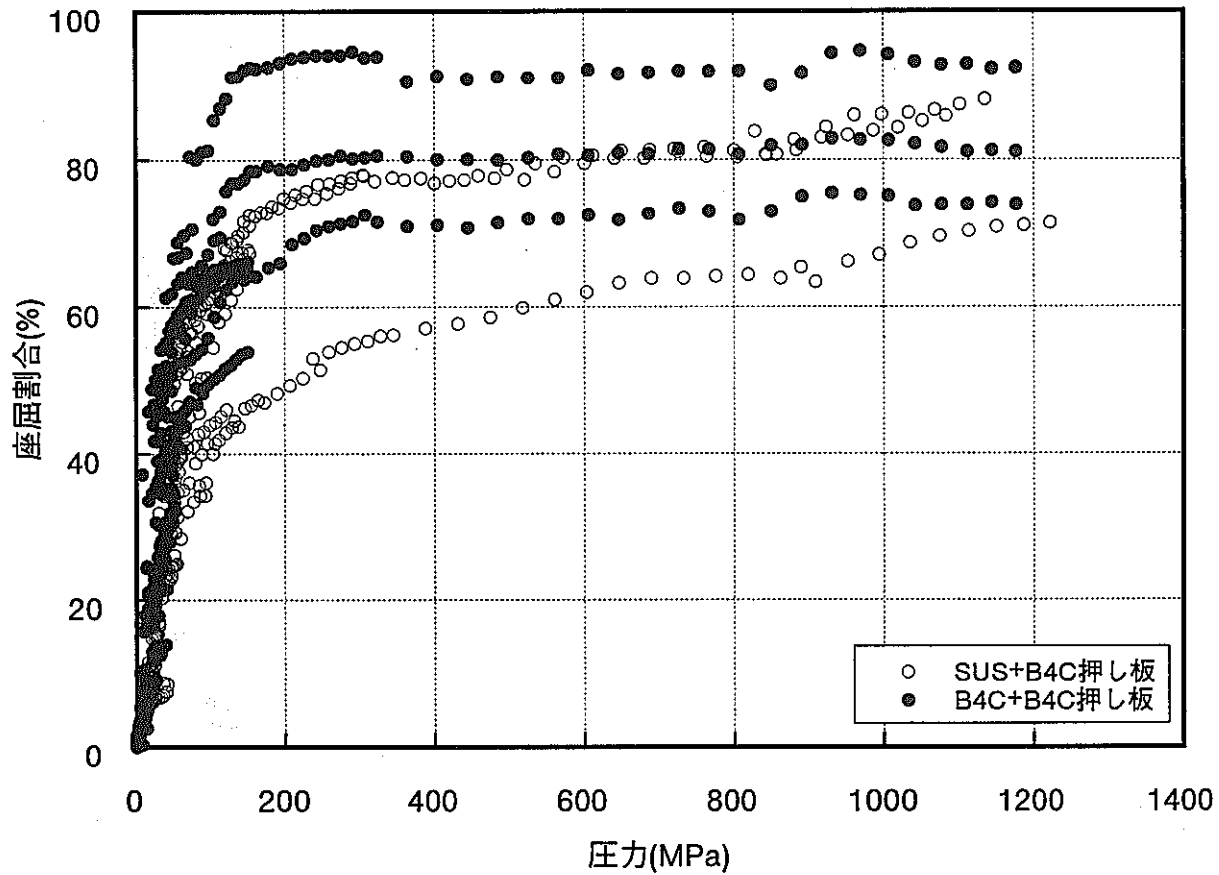


COMPO像 (×35) 500μm

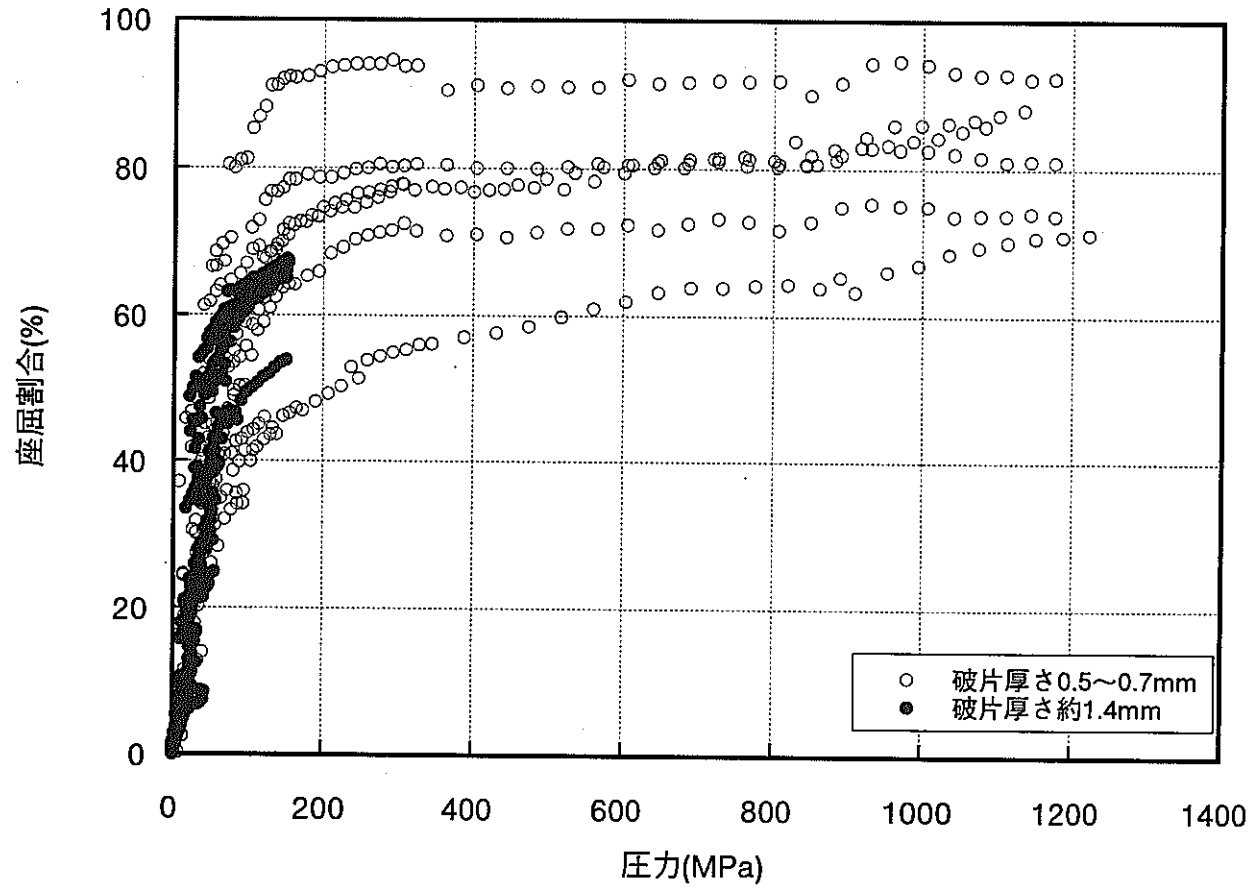


COMPO像 (×100) 100μm

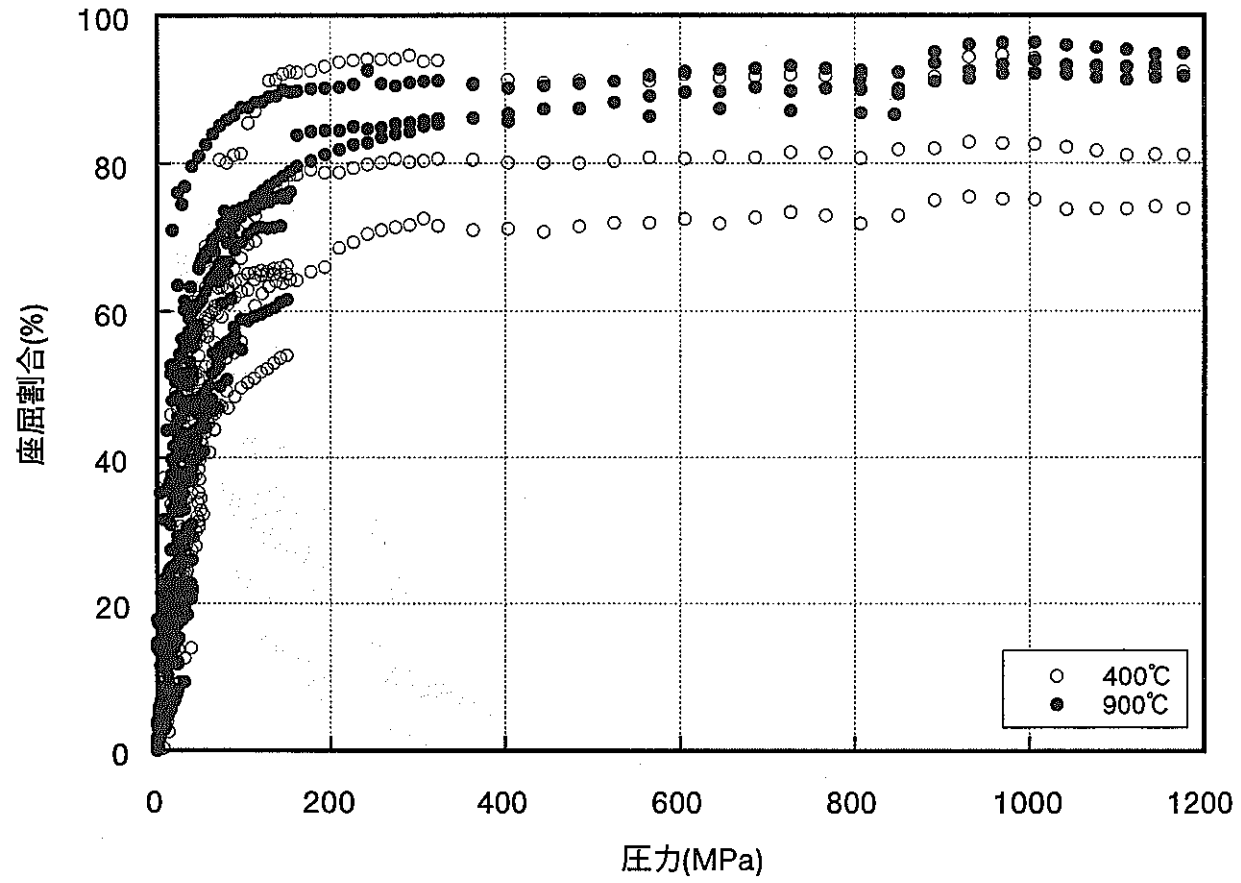
第B-8図 B₄C破片のめり込んだSUS材の組織写真



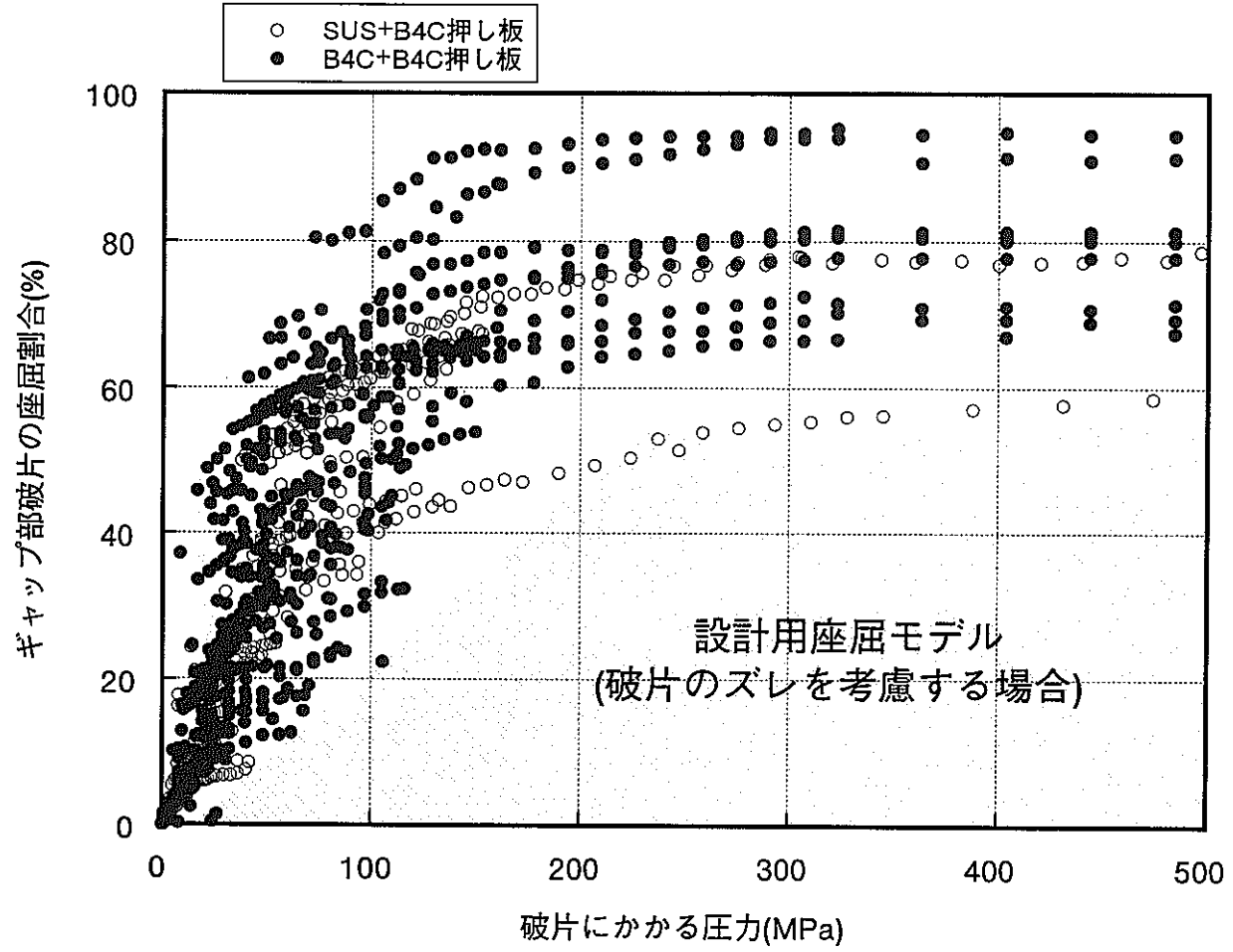
第B-9図 押し板の違いによる剛性特性の比較



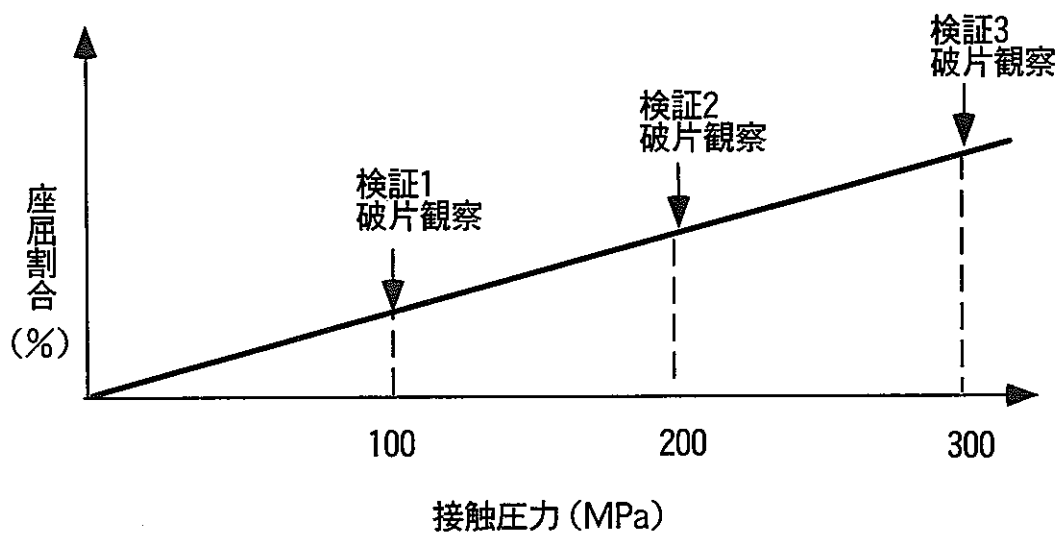
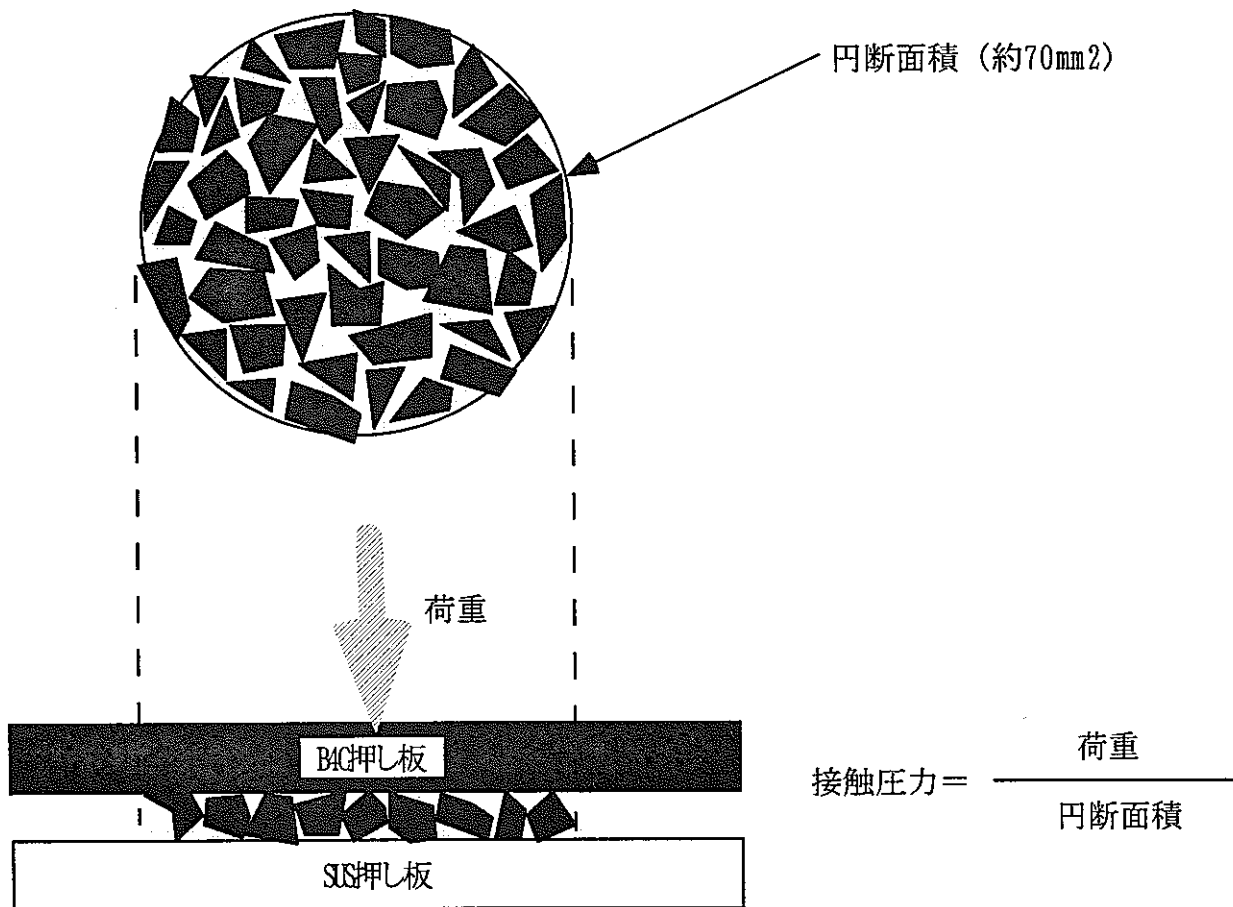
第B-11図 破片厚さの違いによる剛性特性の比較



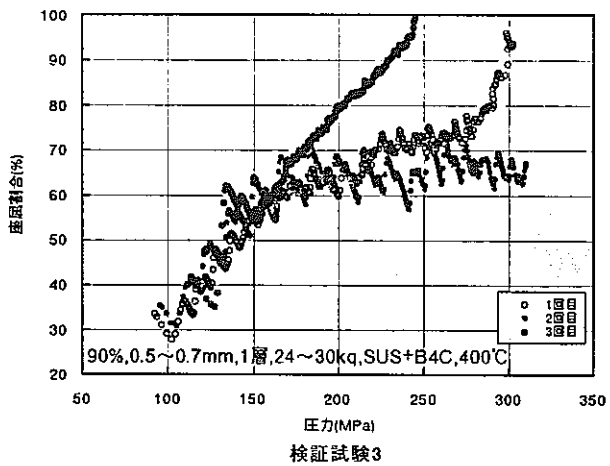
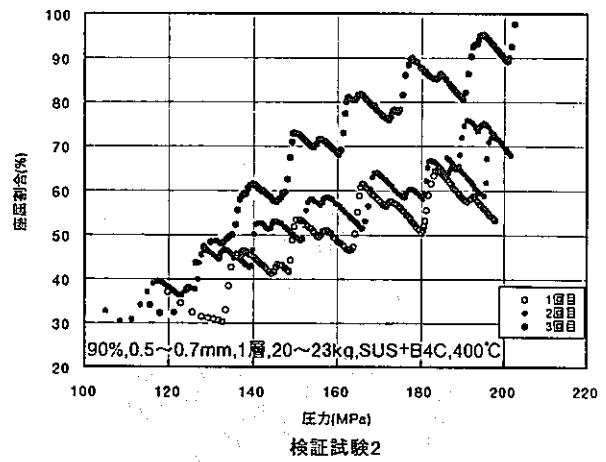
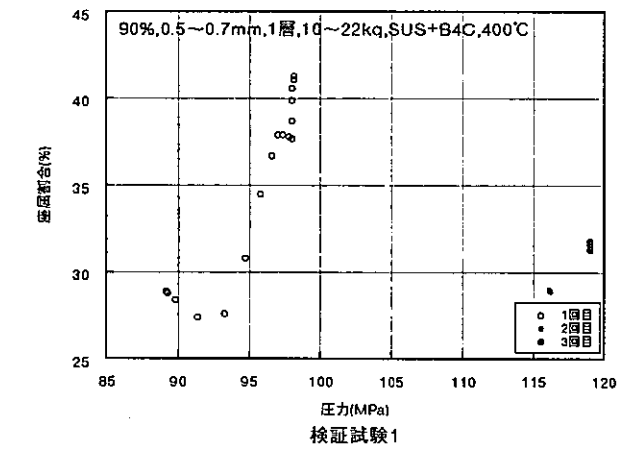
第B-12図 試験温度の違いによる剛性特性の比較



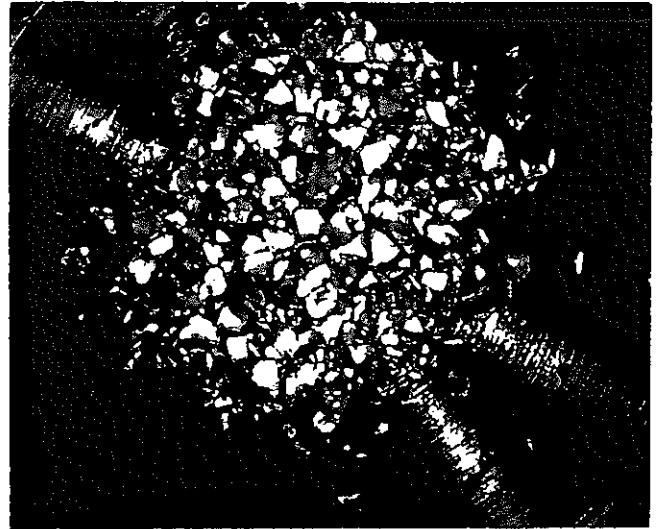
第B-13図 解析用データ(1)



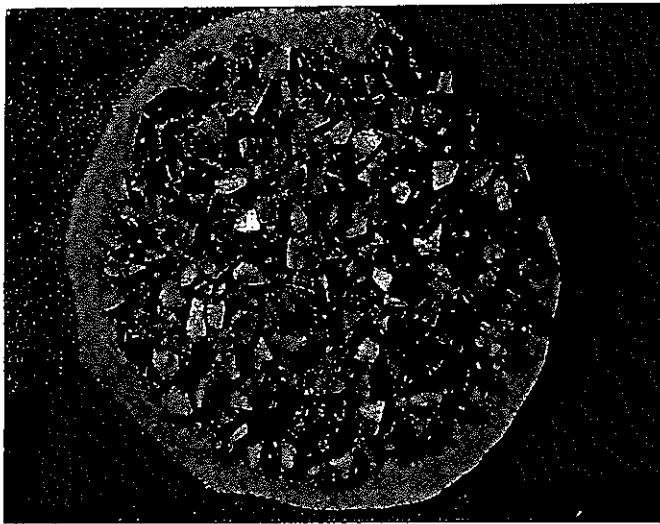
第B-14図 検証試験概念



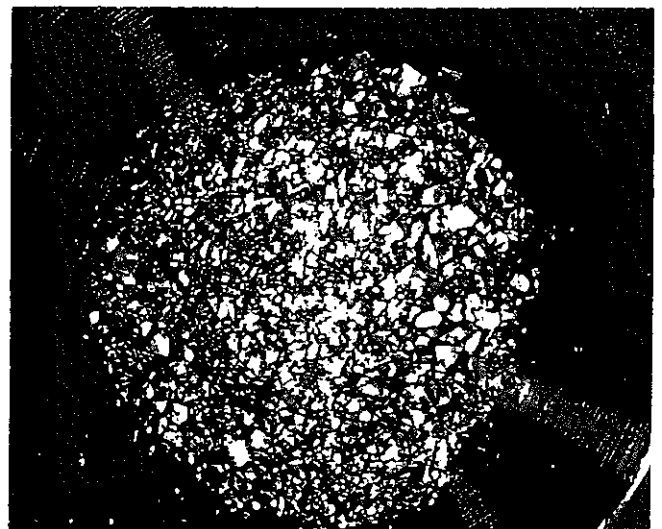
第B-15図 検証試験結果



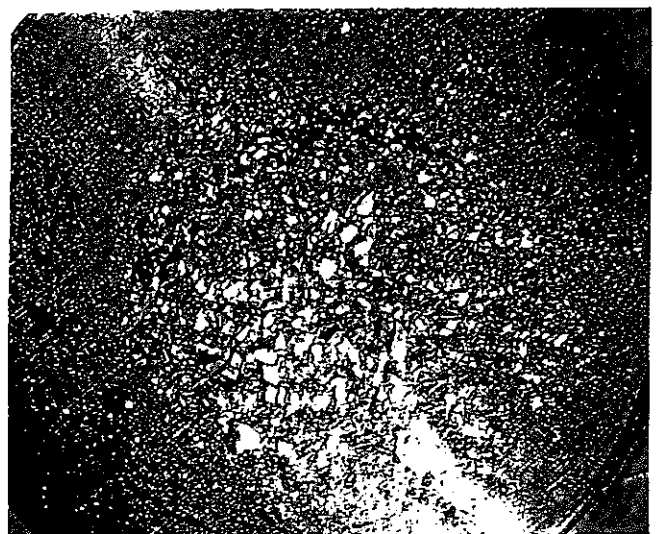
100 MPa



試験前

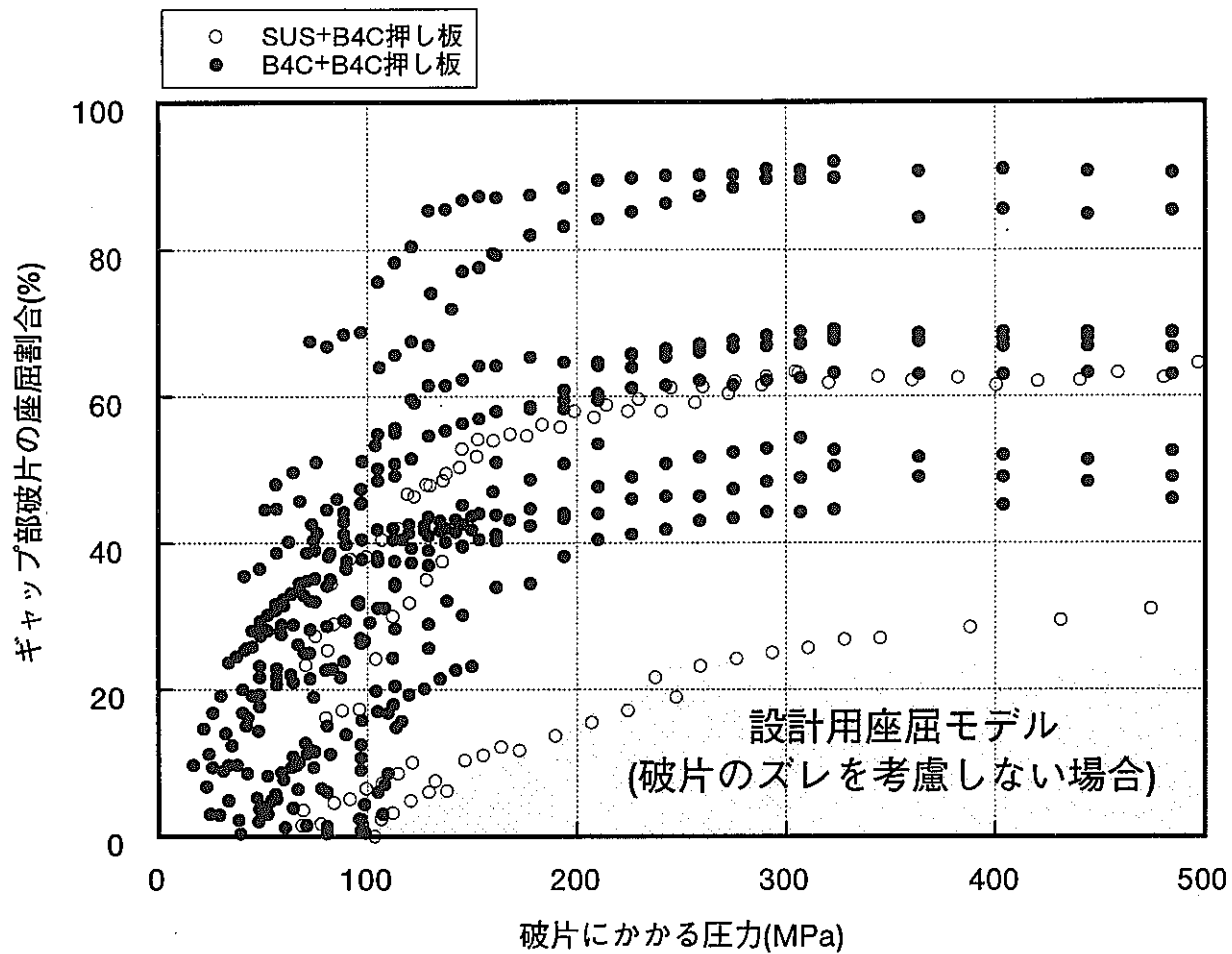


200 MPa



300 MPa

第B-16図 検証試験結果 (破片観察結果)



第B-17図 解析用データ(2) (破壊のみ、ズレの効果除去)