HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	高速炉燃料集合体のピンバンドル変形挙動に関する研究
Author(s)	上羽, 智之
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(工学)
Dissertation Number	乙第7002号
Issue Date	2016-09-26
DOI	https://doi.org/10.14943/doctoral.r7002
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/63381
Type	doctoral thesis
File Information	Tomoyuki_Uwaba.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

高速炉燃料集合体のピンバンドル変形挙動に関する研究

上羽 智之

目次

第１章　序論 ……1
１．１　我が国における原子力利用 ……1
１．２　高速増殖炉の開発 ……2
１．３　高速炉燃料の高燃焼度化の課題 ……3
１．４　研究の目的 ……4
第１章の参考文献 ……5

第２章　ＢＤＩ挙動のモデル化の研究 ……11
２．１　はじめに ……11
２．２　炉外バンドル圧縮試験 ……11
２．２．１　試験方法 ……11
２．２．２　X 線 CT 画像による試験結果の評価 ……12
２．３　BDI 解析モデルの開発 ……14
２．３．１　BDI 挙動解析コードの開発 ……14
２．３．２　被覆管扁平化モデルの開発 ……18
２．３．３　ピン再配置（ディスパージョン）モデルの開発 ……22
２．４　炉外バンドル圧縮試験の解析 ……24
２．４．１　コードの解析機能の検証 ……24
２．４．２　炉外バンドル圧縮変形における BDI 緩和機構の評価 ……26
２．５　まとめ ……29
第２章の参考文献 ……30

第３章　高燃焼度燃料集合体の BDI 挙動の研究 ……58
３．１　はじめに ……58
３．２　オーステナイト鋼被覆管の燃料ピンの外径増加挙動 ……58
３．２．１　MFA-1、MFA-2 燃料集合体高燃焼度照射試験 ……58
３．２．２　燃料ピンの外径変化評価 ……59
３．３　高燃焼度燃料集合体ピンバンドルの照射変形評価 ……63
３．３．１　解析モデルと解析条件 ……63
３．３．２　解析結果 ……66
３．３．３　照射変形における BDI 緩和機構の評価 ……66
３．４　まとめ ……67
第３章の参考文献 ……68

第４章　総合考察（燃料集合体の寿命評価）……83
４．１　はじめに……83
４．２　燃料ピンバンドルの変形による集合体内冷却材温度分布への影響評価 ‥83
４．３　燃料ピン外径歪みの評価……85
４．４　燃料ピンの被覆管クリープ損傷の評価 ……86
４．４．１　燃料ピンの照射後試験 ……86
４．４．２　被覆管の CDF 評価 ……86
４．５　燃料集合体の寿命制限因子の検討……89
４．５．１　CDF と燃料ピン外径増加の比較 ……89
４．５．２　燃料ピンの設計評価に関する検討 ……90
４．６　まとめ……91
第４章の参考文献……93

第５章　総括……108

主要論文リスト……111

謝辞……113

第１章　序論

１．１　我が国における原子力利用

日本の原子力発電開発は、日本原子力研究所の研究炉が 1957 に最初の臨界を達成し、1966 年に日本原子力発電東海発電所が日本初の軽水炉による商業用原子力発電所として営業運転を開始して以来続いている[1-1]。特に、エネルギー資源の乏しい我が国では、年々増加していく総発電量を賄うために原子力発電は電源としての割合を増していき、火力に次ぐ基幹電源として重要な位置を占めるようになった。しかし、2011 年 3 月の東日本大震災による福島第一原子力の発電所の事故以来は、エネルギー戦略が見直され、原子力発電の依存度を低減しつつ、太陽光や風力などによる再生可能エネルギーを積極的に導入することで、従来の火力発電なども含めた多様なエネルギー源をバランス良く組み合わせ、それぞれの特徴を最大限に活用する方向になっている[1-2]。

再生可能エネルギーは、温室効果ガスを排出せず、国内で生産できるためにエネルギー安全保障に寄与できる有望な国産エネルギー源として期待できる。しかし、現時点では安定供給面、コスト面で様々な課題が存在するため、当面は重要な電力源とはなり得ないというのが大方の見方である[1-3]。

火力発電は温室効果ガスの排出量が大きいこと、化石燃料である石炭、天然ガス、石油を輸入に頼らざるを得ないため安定供給が世界情勢に左右されるという問題があるが、重要な電力源として長い実績がある[1-4]。老朽火力発電所のリプレースや新増設による利用可能な最新技術を導入し、発電の高効率化や温室効果ガスの排出量低減化を進めることにより、今後も利用を継続していくことができると考えられる [1-5]。

原子力発電は燃料投入量に対するエネルギー出力が非常に大きく、数年にわたって国内保有燃料だけで生産が維持できる国産エネルギー源として、優れた安定供給性と効率性を有している。また、運転時には温室効果ガスの排出がないことから、安全性の確保を大前提に、エネルギー需給構造の安定性に寄与する重要なベースロード電源と位置付けられている[1-6]。従って、原子力発電は、海外はもとより我が国においても当面使用されていくことになると考えられる。しかし、現行の軽水炉のように主に ^{235}U の核分裂に依存した原子力発電では、^{235}U の同位体組成比が約 0.7mass%とウランの利用効率が非常に低くなるため、利用し続ければ化石燃料を用いる火力発電と同様に近い将来資源の枯渇を招くことなる。また、使用済み核燃料という高レベル放射性廃棄物が蓄積していくという問題を抱えることにもなる[1-7]。

これらの問題を解決するため、核燃料サイクルの技術開発が日本を含めて世界各国で進められている。使用済燃料の中には、核分裂せずに残った U や、原子炉内で生まれた Pu が含まれているが、図 1-1-1 に示すように、核燃料サイクルではこれらを再処理して取り出し、燃料として再利用することができるので、資源の有効利用とともに高レベル放射性廃棄物の発生量の低減化が図れることが期待できる[1-8]。高速増殖炉は ^{239}Pu を核燃料として利

用でき、且つ ^{238}U から ^{239}Pu への転換も可能であることから、高速増殖炉を用いた核燃料サイクル（高速増殖炉サイクル）ではウラン資源をより有効に利用できるようになる[1-7、1-9]。また、使用済み燃料には、再利用できるウランやプルトニウムの他に寿命の長い放射性物質が含まれるが、高速増殖炉では、これを燃料と一緒に燃焼させることや、寿命の短い放射性物質に変換できることから、高速増殖炉サイクルによって高レベル放射性廃棄物の量や放射性毒性の低減化を効果的に行うことができる[1-9]。このように、高速増殖炉は核燃料サイクルの中核となる原子炉となることから、我が国の核燃料サイクルの技術開発では、高速増殖炉の開発も併せて継続している。

１．２　高速増殖炉の開発

高速増殖炉（Fast Breeder Reactor、FBR）は、$^{238}U/^{239}Pu$ を主体とする核燃料を用いて高速中性子による核分裂連鎖反応の熱エネルギーで発電を行いながら、^{238}U を ^{239}Pu に転換することにより新たに核燃料を生成することができる原子炉である。炉心の熱エネルギーを外部に取り出すための冷却材には、高速中性子を減速させない必要があることから、加熱溶融した金属ナトリウムのような液体金属を使用する[1-9、1-10]。

日本における高速増殖炉は 1960 年代から研究・開発が進められており、1977 年に実験炉「常陽」が完成し、以来高速増殖炉の開発に必要な技術データや運転経験を積み重ねている[1-1]。原型炉「もんじゅ」は 1994 年 4 月に初臨界を達成したが、翌年 12 月に二次冷却系で温度計の破損によって金属ナトリウムが漏洩して火災が発生したため、運転停止となった。2010 年 5 月に運転が再開されたが、同年 8 月に燃料交換作業の後片付け作業中に原子炉容器内に筒型の炉内中継装置が落下する事故が起きた。2011 年に装置の引き抜きに成功したが、2016 年現在、運転再開には至っていない状況である。

このように高速増殖炉の開発は順調とはいえないが、原子力エネルギーの継続的利用や放射性廃棄物対策の必要性の観点から、諸外国と協力しながら高速増殖炉サイクルの研究開発を進展させていく状況は続くと考えられる。

高速増殖炉（以降では、「高速炉」と呼称する）の燃料として「常陽」や「もんじゅ」で採用され、Phenix や FFTF でも実績のあるナトリウム冷却高速炉のワイヤスペーサ型燃料集合体を図 1-2-1 に示す[1-11]。燃料ピンは、ウラン-プルトニウム混合酸化物（Mixed-Oxide：MOX）燃料を焼結したペレットをオーステナイトステンレス鋼製の被覆管に充填し、端栓によって密封したものである。燃料集合体では、燃料ピンはその下端のみが固定されて三角格子配列状態で束ねられ、六角形状のダクト（ラッパ管）に収納されている。この燃料ピン束（バンドル）本数は、「もんじゅ」や Phenix のような原型炉クラスの燃料集合体では、169 本から 217 本である。これらの燃料ピンの 1 本毎に巻かれたスペーサワイヤによって隣接燃料ピンあるいはラッパ管との間隔が保たれ、集合体内の冷却材流路が確保されている。この燃料ピン間隔保持にはグリッド型のスペーサを用いる場合もあるが、スペーサワイヤ方式では構造が簡単であり、中性子照射下での燃料ピンの寸法

変化に対しても比較的柔軟に対応できるという利点がある。

集合体下部のエントランスノズルから流入するナトリウム冷却材の入口温度は 370～400℃であるが、燃料ピン束内の流路を通過する過程で集合体の除熱されるため、集合体上部のハンドリングから流出するナトリウムの出口温度は 600℃程度に達する。冷却材の流速は、最大約 7m/sec、冷却材圧力は 0.4MPa 程度である[1-10]。

１．３　高速炉燃料の高燃焼度化の課題

高速炉の実用化に向けては、軽水炉と競合し得る経済性の確保が必然的に要求される。経済性向上の有力な方策として燃料の高燃焼度化を達成することが指向され、高速炉燃料には、軽水炉燃料と比較してはるかに高い燃焼度と重照射環境下における安全性と信頼性が要求されるようになる。このためには、高燃焼度での炉心燃料集合体の運転信頼性を確証照射試験によって確認するとともに、燃料集合体としての性能、寿命限界を把握する観点から、高燃焼度条件下での燃料の挙動を予測する解析評価手法の開発が必要である。

高速炉燃料の高燃焼度化を指向する場合、その工学的成立のためには、照射が進んだ場合の燃料の健全性確認がなされなければならない。燃料ピンは、照射や熱を原因として変形を生じるため、これらの変形が燃料集合体の健全性に及ぼす影響を評価する必要がある。

ナトリウム冷却高速炉のワイヤスペーサ型燃料集合体において、炉心材料にオーステナイト鋼を用いた場合、燃焼が進み中性子照射量が高くなると、材料のボイドスエリングが発生する[1-7、1-12]。オーステナイト鋼（改良型 SUS316 鋼）製の被覆管とダクトのボイドスエリングの照射量依存性を図 1-3-1 に示す。ボイドスエリングは、高速中性子の照射に伴って金属材料が等方的に膨れてくる現象であり、電子顕微鏡で見ると図中の TEM 組織写真（被覆管外表面部：照射温度=約 760K、高速中性子照射量=約 21×10^{26}n/m^2,E>0.1MeV）の白い部分で示される空洞（ボイド）が観察される。被覆管とダクトは照射温度の違いなどが原因で中性子照射量が同程度でもボイドスエリングは被覆管の方がダクトよりも大きくなる傾向がある。その結果、燃料ピンバンドルがダクト以上に膨張することによりバンドルとダクトとの機械的相互作用（BDI : Bundle-Duct Interaction）が生じる場合がある。

図 1-3-2 は、米国の高速炉で照射したオーステナイト鋼（20%冷間加工(Cold Work)316 ステンレス鋼）製の集合体の解体中の写真である[1-13]。これはダクトを外したことにより集合体内部の燃料ピンバンドルがむき出しになった状態であるが、BDI が原因でワイヤスペーサ巻きピッチに沿った燃料ピンバンドルの湾曲が発生した状況が現れている。照射中にこのような状況が顕著になると、燃料ピンとダクトの間隔が狭くなり、被覆管の冷却性が局所的に悪化して被覆管の熱的健全性に影響する可能性がある。このため、BDI は高燃焼度を達成する上での重要な課題であると考えられる。この課題に対しては、BDI が発生した集合体のピンバンドルの変形を評価し、更にその変形を反映した詳細な温度分布を求めることが有効な方策であり、これによって合理的な安全裕度の確認が可能となる。

しかし、高燃焼度化によって厳しい BDI を経験したとされる燃料集合体の数自体が非常

に少ないため、BDI の評価はピンやダクトに最終的に生じた照射後の変形例の調査に留まっている [1-14、1-15]。元来、ダクトに収納されている多数のピンが被覆管のスエリングや照射クリープによって変形し相互作用するという BDI の現象の複雑さを考えれば、限られた照射試験データからのみではこの現象の解明は困難であると考えられる。このため、BDI を模擬する炉外試験（「炉外バンドル圧縮試験」）を実施し、バンドルを外部から圧縮した際のピンの変位量を光学的な方法で測定した米国の研究事例がある[1-16、1-17]。この研究では、燃料ピンの配列の乱れが生じると、BDI の進行に伴うピンとダクトの距離の減少が抑制される場合があると報告しているが、取得されているデータの数が少なく、BDI の進行に伴うバンドルの変形挙動の機構に関する詳細な検討までは踏み込んでいない。

１．４　研究の目的

前述のように、高速炉燃料の高燃焼度化を図るには、材料の照射特性を原因とする BDI の発生に注意を払う必要があり、BDI による燃料ピンバンドルの変形機構を明らかにすることが不可欠であると考えるが、照射データ自体が少なく、炉外模擬試験による変形評価でも機構の詳細評価までには至っていないのが実情である。このため、炉外模擬試験を充実させることが考えられるが、炉外では照射中の変形挙動を完全に模擬することはできないため、機構解明のアプローチとしては脆弱である。このように、照射試験と炉外模擬試験の結果のみに依拠した評価では、機構の解明は困難であると考えられる。

このため、本研究では、この問題を克服し BDI による燃料ピンバンドルの変形機構を解明することを大きな目的として、燃料ピンバンドルの変形挙動を機構論的に解析するモデルの開発とモデルを統合したコードを整備し、炉外模擬試験の「炉外バンドル圧縮試験」と実際の照射試験の結果を用いたコードの検証を通じて、変形挙動を支配する本質的な機構の研究を行うこととした。この目的達成のため、大きく分けて以下の研究を実施した。

- 第 2 章では、炉外バンドル圧縮試験で得られる模擬ピンバンドルの横断面 X 線 CT 画像を数値化処理して解析し、模擬ピン変位を測定する手法を確立するとともに、測定データから模擬 BDI 下でのピンの変形状態を評価し、ピンバンドル変形の基本原理を把握した。
- この結果を反映して、燃料ピンバンドルを有限要素法（FEM）で構成し、炉外バンドル圧縮試験や照射下で生じるピンバンドルの変形を予測する解析コードを開発した。炉外バンドル圧縮試験によって得られた知見を基に、被覆管の断面変形（扁平化）とピンの再配置の現象についてモデルを開発し、解析コードに統合した。炉外試験の結果を用いてコードの解析機能を検証し、ピンバンドル変形機構の支配因子を評価した。
- 第 3 章では、BDI の発生原因である被覆管やダクト、スペーサワイヤのボイドスエリング挙動をモデル化し、コードに導入することにより燃料ピンバンドルの照射変形解析機能を整備した。解析機能は米国の高速炉「FFTF」で高燃焼度を達成した燃料集合体の照射後試験データを用いて検証し、これを通じて、照射下で BDI が生じた燃料ピンバンドルの変形挙動を明確にするとともに、ピンとダクトのワイヤを介さない接触を遅延する BDI

緩和の機構について考察した。

・第 4 章では、BDI によって燃料ピンバンドルの変形が生じた集合体内の熱流動を解析し、変形が冷却材温度分布に及ぼす影響やそれによる熱的な健全性について評価した。また、ピン内 FP ガス圧力による被覆管のクリープ損傷と BDI の原因であるピン外径増加について、それぞれの履歴を比較することにより、オーステナイト鋼の被覆管を用いた燃料集合体の通常運転時の寿命を制限する実質的な支配因子について考察した。

これらの研究で得られた成果としての知見を、高速炉燃料集合体の高燃焼度化のための燃料健全性評価技術の基盤構築に反映することをねらいとする。

第 1 章の参考文献

[1-1] 成田健, “高速増殖炉燃料被覆管用酸化物分散強化型（ODS）フェライト鋼の高温材料特性に関する研究”, 博士論文, 北海道大学, 2011 年 9 月.

[1-2] 経済産業省, “長期エネルギー需給見通し”,2015 年 7 月.

[1-3] 資源エネルギー庁, “原子力政策の課題”, 2012 年 11 月.

[1-4] 経済産業省, “エネルギー関係技術開発ロードマップ(案)”, 2014 年 11 月.

[1-5] 牧野啓二, “石炭火力についての世界の最新動向～クリーンコールテクノロジー, 高効率石炭火力～”, 一般社団法人　火力原子力発電技術協会　大学講座, 2015 年 5 月.

[1-6] 資源エネルギー庁, “エネルギー基本計画”, 2014 年 4 月.

[1-7] 赤坂尚昭, “改良型 316 鋼のスエリング挙動に及ぼす照射環境の影響に関する研究”, 博士論文, 北海道大学, 2005 年 9 月.

[1-8] 電気事業連合会, 原子力・エネルギー図面集, 2015 年.

[1-9] 藤家洋一, “原子力の本当の話―利用より調和の原子力文明” ,産経新聞出版, 2013 年 10 月.

[1-10] 堀雅夫（監修）, 基礎高速炉工学編集委員会（編）,“基礎高速炉工学” ,日刊工業新聞社, 1993 年 10 月.

[1-11] 矢野康英, “高速炉用フェライト/マルテンサイト鋼の機械的強度特性に及ぼす照射効果”, 博士論文, 北海道大学, 2009 年 9 月.

[1-12] 上羽智之, 鵜飼重治, “PNC316 スエリング設計式の策定”, JNC-TN9400 2003-007, 3 月, 2003 年

[1-13] D.F.Washburn and J.W.Weber, "FFTF driver fuel experience", International Conference on Reliable Fuels of Liquid Metal Reactors, pp.(2–1) –pp.(2–11), Tucson, Arizona, September 7–11, 1986.

[1-14] B.J. Makenas, "Performance of Titanium stabilized D9 cladding and ducts", International Conference on Reliable Fuels of Liquid Metal Reactors, pp. (3–52) –pp. (3–61) , Tucson, Arizona, September 7-11, 1986

[1-15] J.L. Ralier, A. Chalony, G. Clottes et al., "Behavior of Phenix standard fuel ", International Conference on Reliable Fuels of Liquid Metal Reactors, pp.(2–51) - (2–64), Tucson, Arizona, September 7–11,1986.

[1-16] S.Kaplan and J.R.Punches, "The response of various wire-wrap assemblies to bundle-to-duct interaction", GEFR-0046, VC-768, GE, Sunnyvale, CA, February 1977.

[1-17] R.J.Jackson, S.Kaplan and A.Schwallie, "Experimental fuel subassembly irradiation experience in EBR-II", International Conference on Fast Breeder fuel Performance. Monterey, pp.697–pp.708, California, March, 1979.

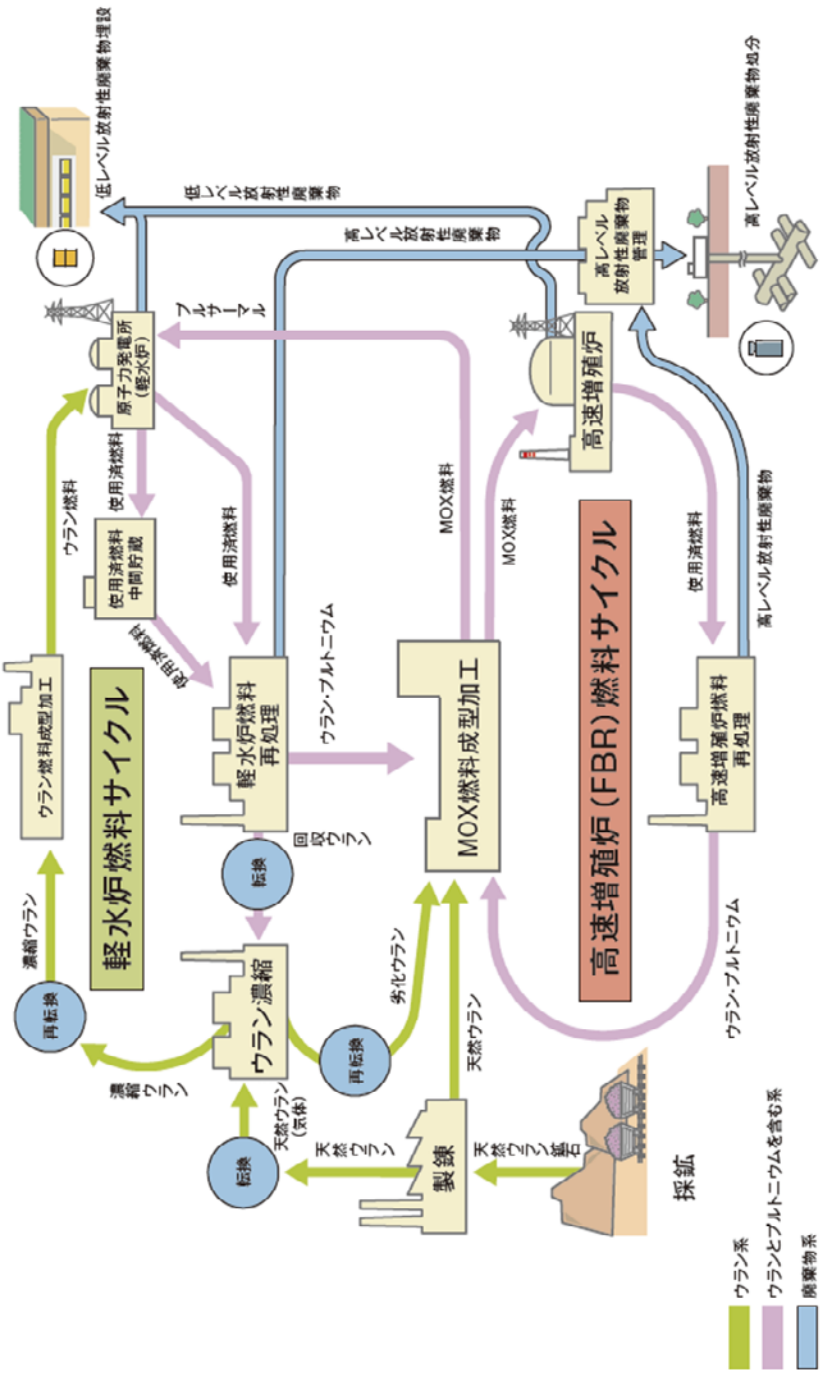


図 1-1-1 核燃料サイクルの模式図[1-8]

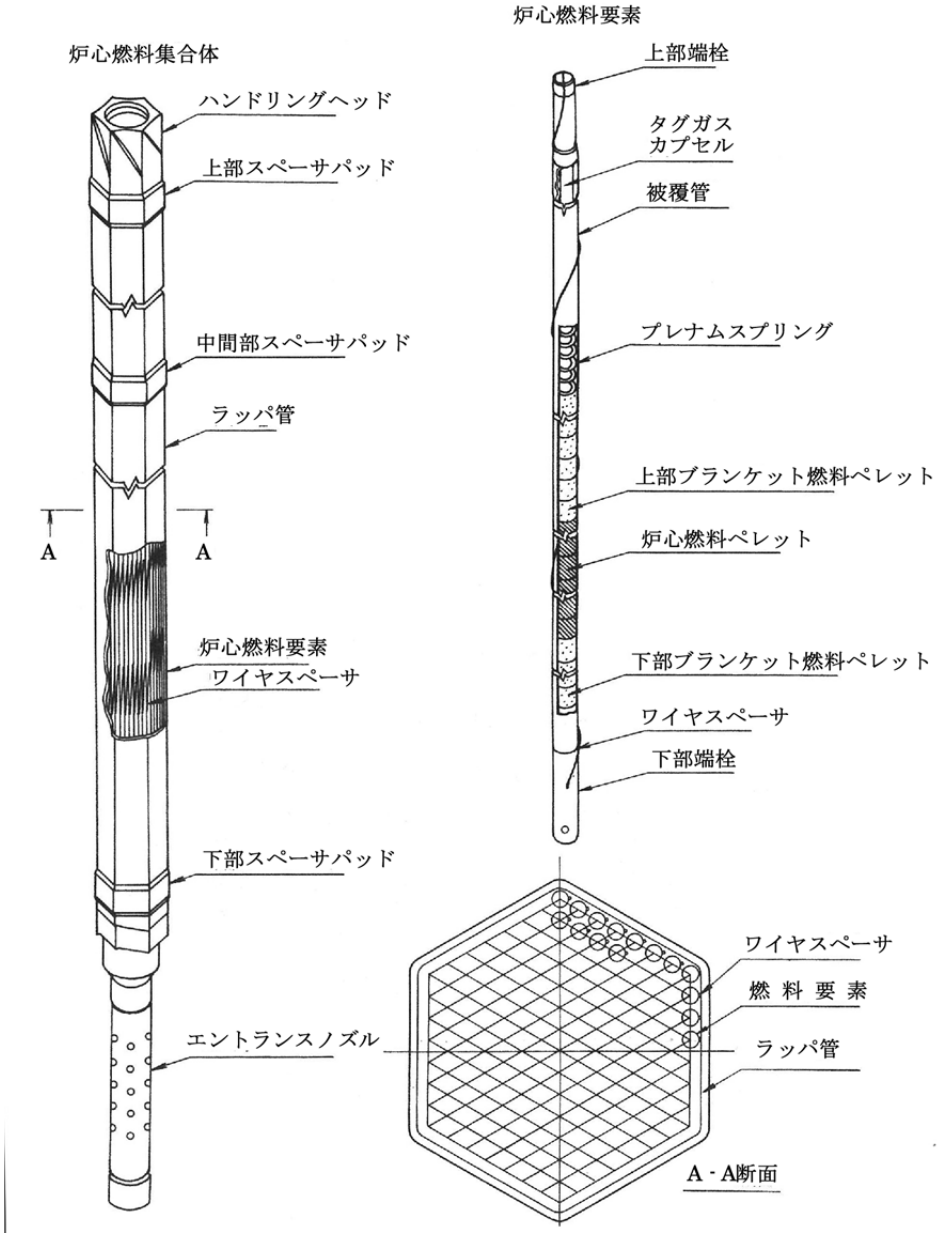


図 1-2-1 燃料集合体構造図（高速原型炉「もんじゅ」の例）[1-11]

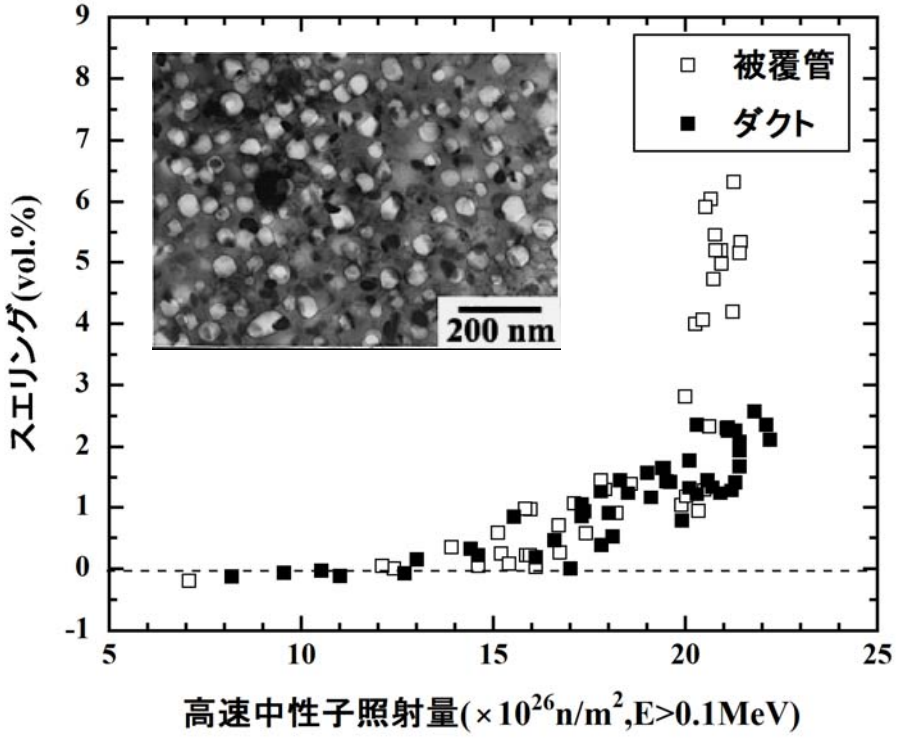


図 1-3-1 改良型 SUS316 鋼製の被覆管とダクトのボイドスエリングの高速中性子照射量依存性とボイドスエリングが生じた被覆管の TEM 組織写真[1-7]

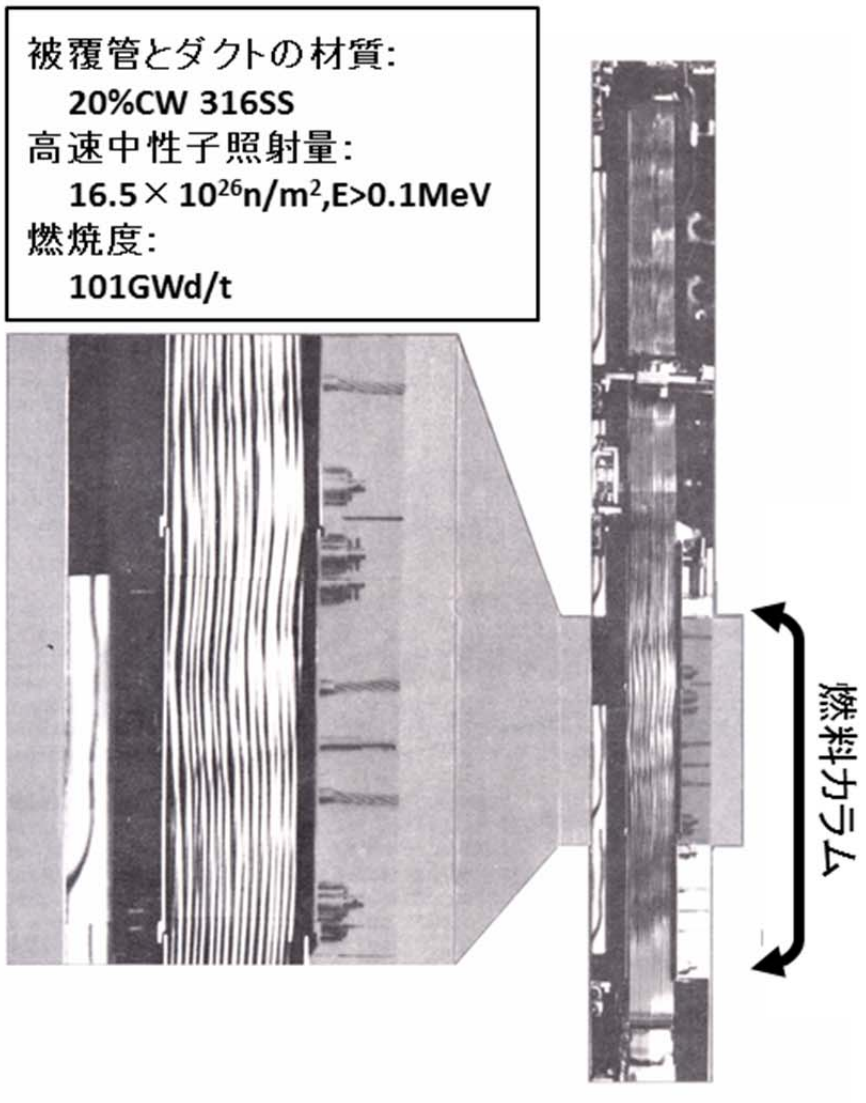


図 1-3-2　変形が生じた燃料ピンバンドルの例（FFTF 照射）[1-13]

第２章　ＢＤＩ挙動のモデル化の研究

２．１　はじめに

BDI が発生した実際の燃料ピンバンドルの変形の様子を図 1-2 に示したが、これを模式的に描くと図 2-1-1 のようになる。スペーサワイヤ（以下、「ワイヤ」と呼称する場合がある）を介して隣接する燃料ピン同士あるいは燃料ピンとダクトとが接触し、その接触荷重によって燃料ピンバンドル全体が湾曲するように変形が生じる。BDI 発生下でのバンドル健全性の評価ではバンドル変形状態に関する実験的知見が不可欠であり、これを炉外模擬試験にて取得する手段として「炉外バンドル圧縮試験」を実施し、同時に BDI によるピンバンドルの変形を解析するモデルを構築し統合した解析コードを開発した。このように実験と解析を組み合わせる手法により、BDI によるピンバンドル変形機構の評価を実施した。

２．２　炉外バンドル圧縮試験

２．２．１　試験方法

炉外バンドル圧縮試験は、燃料ペレットの入っていない模擬ピンで組み上げたバンドルの周囲に、集合体ダクトを模擬して六角形状に配置した「圧縮板」から構成される試験体を使用する。試験では、圧縮板をバンドルの内側方向に変位させることにより BDI を生じさせることで、炉内のバンドル変形状況を可能なレベルで炉外にて模擬し、バンドル変形データを取得する [2-1]。模擬ピンの被覆管は実際の燃料ピンと同じオーステナイト鋼の冷間加工材である。また、試験は室温状態で行われる。

図 2-2-1 に炉外バンドル圧縮試験装置の概略を示す。この試験では、六角柱状に束ねた模擬燃料ピンバンドルを下から押し上げ、六枚の圧縮板で同時にバンドルを径方向に圧縮することで BDI の発生を模擬する。圧縮試験装置は固定圧縮板、集合体ダクトに相当する移動圧縮板、ピン取り付けベース、油圧ジャッキ等で構成されている。固定圧縮板と移動圧縮板の双方の当接面には 1/25 の角度で互いに逆のテーパーを設けており、移動圧縮板と取り付けベースを油圧ジャッキの駆動により上昇させることで六枚の移動圧縮板が内側へ変位し、バンドルを同時に且つ均一に圧縮することができる構造になっている[2-2]。

炉外バンドル圧縮試験では、圧縮板のバンドル内側方向への変位量の増加に伴い BDI が厳しくなる。BDI の程度を示すパラメータとして用いられる BDI 量は、バンドルとダクトとの寸法上の不整合量であり、以下の式で定義される[2-3]（図 2-2-2）。

$$\text{BDI 量(dw)} = (F_B - F_D)/dw \qquad \cdots(2\text{-}1)$$

ここで、F_B=ピン直立状態でのバンドル対面方向寸法(mm)、F_D=ダクト（または圧縮板）内対面間寸法(mm)、dw=ワイヤ直径(mm)である。F_Bは次式のように計算する。

$$F_B = 2(N-1)(D+dw)\cos(\pi/6) + D + 2dw \quad \cdots(2\text{-}2)$$

D=ピン外径(mm)、N=バンドルリング数である。この BDI 量はバンドルとダクトの対面方向寸法差をワイヤ径で除した値である。炉外バンドル圧縮試験では、バンドルの対面方向寸法は変化しないので、BDI 量は圧縮板の内対面間寸法の 0dw 時からの減少量をワイヤ径で除した値になる。バンドルとダクトの対面寸法差(mm)をワイヤ径(mm)で除した値であるため無次元となるが、BDI の厳しさをワイヤ径の倍数で表すことを明確にすることから、数値の後に dw を付して使用される。一方、炉内ではピンバンドルの膨れがダクトをより上回ることにより、BDI 量が増加するようになる。

２．２．２　X 線 CT 画像による試験結果の評価

圧縮されたバンドル試験体（各模擬燃料ピンのバンドル、移動圧縮板、固定圧縮板等）は、設定した BDI 量毎に X 線コンピュータ・トモグラフィ（CT）検査装置にてバンドル横断面画像（CT 画像）を撮像した。撮像する軸位置はピンチプレーンとノーマルプレーンとした。ピンチプレーンとは、図 2-2-3 に示すようにワイヤと被覆管が一列に並ぶピン列が現れる軸方向位置であり（ワイヤがバンドルコーナー方向を向く軸方向位置）であり、ノーマルプレーンとはピンチプレーンから 1/12 ワイヤピッチ上下の位置にあり、ワイヤがダクトと直行する方向にある。1 ワイヤピッチ移動するとワイヤが 360°回って元の方向に戻るので、1/12 ワイヤピッチ上下に移動するとワイヤの方向は 30°だけ回転することになる。

CT 画像の例を図 2-2-4 に示す。この画像は 169 本ピンバンドル試験体（被覆管外径=φ6.5mm、被覆管肉厚=t0.47mm、ワイヤ径=φ1.32mm、ワイヤピッチ=307mm）の横断面であり、圧縮軸方向範囲の中心近傍のピンチプレーン位置において、BDI 量= 0dw の条件で撮像したものである。CT 画像は一定の大きさの正方形の画素（図の例では一辺が 0.3mm×0.3mm）から構成され、ピン、ワイヤ、圧縮板が存在する空間の画素は明るくなっており、その他の空間と区別することができる。

このような CT 画像から、圧縮試験中のバンドル試験体における模擬ピンの変形情報を取得するため、CT 画像の解析手法を構築した[2-4]。この手法は、CT 画像データ（CT 画像の画素の輝度（画素強度）を数値化したデータ）に対して数値処理を行いピン位置、形状および圧縮板の位置を解析し、この解析結果を基にピン－圧縮板間距離、隣接ピン間距離等の主要なバンドル変形データを算出するものである。このピン位置、形状および圧縮板位置の解析では、ピンと圧縮板を画素強度に基づき形状フィッティングする手法を開発することにより、精度の高いバンドル変形データを算出できるようにした。以下に圧縮板と模擬ピンの位置の評価方法を述べる。

（１）圧縮板の位置評価

画素強度にしきい値を設け、このしきい値以上の強度の画素には圧縮板の一部が 100%存在すると仮定する。圧縮板の中の明るい画素の側から圧縮板の外の暗い画素の側に向かっ

て画素をスキャンしていき、ある画素のところで強度がしきい値未満になったとする。圧縮板の外縁位置を表す境界点がその画素の中にあると見なし、その画素を画素強度／しきい値に内分する点を境界点とする。すなわち、図 2-2-5 に示すように画素の一辺の長さをΔ、画素i(E_i)の中心座標をx_i、強度をS_i、画素強度のしきい値をS_{th}とし、圧縮板の外縁位置を表す境界点x_Bを次式により算出する。

$$x_B=(S_i / S_{th})\Delta+(x_{i-1}+x_i)/2 \qquad \cdots(2\text{-}3)$$

このようにして求めた境界点 x_B の集合を最小二乗法で回帰する関数を圧縮板外縁境界式とした。

（２） 模擬ピンの位置評価

バンドル内の全ての模擬ピンの概略中心座標を用いて、バンドル全体の CT 画像をピン毎にそのピンを完全に含む大きさの正方形の画像に分割する。図 2-2-6 に示すように、この分割された CT 画像データを用いて各ピンの断面形状を次式に示す極座標表示による楕円の方程式により回帰し、ピンの中心座標や径（長径、短径）を求める。ピンの形状を楕円で近似するのは、ワイヤを介して被覆管に加わる接触荷重によって断面が変形（扁平化）する状況を考慮するためである。

$$(r\cos\theta/r_a)^2+(r\sin\theta/r_b)^2-1=0 \qquad \cdots(2\text{-}4)$$

$$r=\sqrt{(x-x_c)^2+(y-y_c)^2}$$

ここで、

x　=被覆管肉厚中心x座標

y　=被覆管肉厚中心y座標

θ　=画像のx方向を 0deg.とした時の線分$(x_c,y_c)-(x,y)$の角度(deg.)

x_c　=ピン中心x座標

y_c　=ピン中心y座標

r_a, r_b　=長半径または短半径

θ_R　=画像のx方向を 0deg.とした時の楕円回転角度(deg.)

である。

式(2-4)を用いて、分割した CT 画像を構成する各画素に対してその強度を重みとして持たせ、これらの画素の中心座標を最小二乗法で次式により回帰する。

$$\frac{\partial}{\partial \mathrm{Pm}}\sum_i\{f(pm,x_iw_i)^2\}=0 \qquad \cdots(2\text{-}5)$$

$$\mathrm{pm}=(x_c,y_c,r_a,r_b,\theta_R)$$

ここで $f(pm,x_iw_i)$は式(2-4)の左辺であり、x_iは画素 i の中心座標、w_iは画素 i の強度である。式 (2-5)に示すように画素の中心座標に画素強度で重みを持たせることにより、ピンの肉厚中心近傍を通過する楕円の方程式が求まる。この回帰のための最小二乗法の収束計算の初期値として、ピンの概略中心座標と肉厚中心径（設計値）を与える。ピン 1 本について楕円により断面の形状解析を行った結果を図 2-2-7 に示す。この図は、図 2-2-4 のバンドル試験体を BDI 量=1.0dw まで圧縮した条件での結果であるが、断面形状は元の真円よりも僅かに扁平化したように変形しており、楕円によってピンの断面形状を適切に評価できることが確認できた。

以上の CT 画像の数値処理解析によって得られる寸法評価の精度について検討する。ピン形状解析については、隣接ピン同士やピンと圧縮板が接触するような状況になると精度が若干悪くなることがあったが、評価された被覆管の外径寸法と実際の外径寸法との差は、±0.2mm 以内であった。一方、圧縮板寸法についても、CT 画像処理によって評価した板厚寸法と実際の板厚寸法の差の絶対値は±0.1mm 以内であった。圧縮板の外縁位置の誤差とピンの位置に対する誤差を考慮すると、バンドル最外周ピンー圧縮板間距離に対しては被覆管と圧縮板の誤差を合わせて±0.2mm 程度の誤差を見込む必要があると考えられる。

図 2-2-8 は、図 2-2-4 の 169 本ピンバンドルの試験体を BDI 量=1.0dw まで圧縮した条件の CT 画像を解析することにより得られた外周ピンと圧縮板間距離のバンドル周方向分布である。軸方向位置は圧縮範囲の軸方向中心部近傍のピンチプレーンである。この試験体の模擬ピンワイヤの直径は 1.32mm であるので、対面方向圧縮量が 1.32mm の時の結果である。ワイヤの拘束がないⅢ面、Ⅳ面側ではピンの湾曲によってピンー圧縮板間距離が減少しているが、0.5mm 程度の隙間が確保されていることが分かる。BDI 量=0dw ではピンー圧縮板間距離はワイヤ径一本分の 1.32mm が確保されているので、ピンの変形が湾曲のみであれば、BDI 量=1dw でワイヤを介さずにピンと圧縮版の接触が生じる（ピンー圧縮板間距離=0 になる）はずである。しかし、BDI 量=1dw でまだ隙間が確保されているので、ピン湾曲以外の変形が生じていると考えられる。この変形には、図 2-2-7 のピン形状解析の結果について述べたように、被覆管断面の変形（扁平化）の寄与が考えられる。すなわち、BDI の発生によって、ワイヤを介した接触荷重が燃料ピンを湾曲させるだけではなく、同時に被覆管を扁平化させるような状態になったと考えられる。このバンドル試験体では、圧縮試験後の模擬ピン寸法測定の結果、被覆管が塑性変形して扁平化が残留した形跡は認められなかったものの、圧縮試験中には弾性変形によって扁平化が生じたと考えられる。この妥当性については、以降の解析コードの評価結果などから確認していくこととする。

２．３　BDI 解析モデルの開発

２．３．１　BDI 挙動解析コードの開発

BDI によって生じた燃料ピンバンドルの変形を評価するには、試験データを活用すること

が重要である。しかし、ピンバンドルの変形が非常に複雑である上に BDI が生じた照射データ自体の数も少ないため、実験事実を積み上げて現象を評価することに加え、変形機構の機構論的モデルを構築・統合した解析コードを開発し、これを活用した解析評価が不可欠であると考えられる。このような目的から、燃料ピンバンドルの BDI 挙動を解析するコード"BAMBOO"（Behavior Analysis code for Mechanical interaction of fuel Bundle under On-power Operation）を開発した[2-5]。この解析コードは、ワイヤスペーサ型の高速炉燃料集合体の BDI 発生下でのバンドルとダクトの変形挙動を有限要素法（FEM）によって解析するシステムである。解析可能なバンドルピン本数は 7～271 本であり、照射変形解析と炉外バンドル圧縮試験解析に適用可能である。

図 2-3-1 に BAMBOO コードの解析モデルの概念図を示す。本コードでは、バンドル内の全ての燃料ピンを 1/12 ワイヤピッチ長の 2 節点梁要素の結合によりモデル化しているので、梁要素の節点位置では、ピンチプレーンとノーマルプレーンが交互に現れるようになっている。ワイヤはこれらの断面位置において離散的に考慮している。コードでは、これらの軸方向位置で隣接ピン同士あるいはバンドル最外周ピンとダクト（圧縮板）との接触・分離解析を行い、すべての燃料ピンについて荷重と変位との力学的な平衡状態を求める。その結果、ワイヤピッチに沿ったピンバンドルの湾曲変形などが解析される。

解析で必要となる基本的な入力データは、集合体の幾何学条件（燃料ピン本数、寸法など）、照射条件（温度、照射量、冷却材圧力軸方向分布）、材料物性値（スエリング式、照射クリープ歪み式）である。計算結果として出力されるデータは、燃料ピンとダクトの変形量、及び発生した荷重である。燃料ピンの変形として、BDI 発生の主要因である径方向膨張（熱膨張歪み、スエリング歪み、内圧クリープ歪み）および湾曲と被覆管断面の扁平化（弾性変形、照射クリープ変形、塑性変形）を解析する。ダクトの変形として膨張（熱膨張、スエリング、内圧クリープ）と、ピンとダクトとの接触荷重によって局所的に発生する膨れ（照射クリープ歪み）を解析する。尚、以降では、ワイヤを介した隣接ピン間、ピンとダクト間に発生する接触荷重を「BDI 荷重」と呼称する。

本コードでは、バンドル内における隣接するピン同士、あるいはピンとダクトの間でオーバーラップ（重なり）が生じている多数の不連続な接触点に対して、オーバーラップを解消するための反力を発生することで力学的な釣り合いを解いている。バンドル変形解析のための FEM の定式化を次式により行っている。

$$\begin{bmatrix} [K] & [B_c] \\ [B_c]^T & [0] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{\Delta u\} \\ \{\Delta \lambda\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{\mathrm{P}\} \\ \{0\} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \{\mathrm{R}\} \\ \{0\} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \{\lambda\} \\ \{\delta\} \end{bmatrix} \quad \cdots(2\text{-}6)$$

ここで、

$[K]$　=全ピンの剛性マトリクス

$[B_c]$　=接触拘束マトリクス

$\{P\}$　=外荷重ベクトル

$\{R\}$　=前回ステップで確定した変位に等価な荷重ベクトル

$\{\lambda\}$　=接触荷重ベクトル

$\{\Delta u\}$　=全ピンの変位増分ベクトル

$\{\Delta\lambda\}$　=接触荷重増分ベクトル

$\{\delta\}$　=オーバーラップベクトル

である。

図 2-3-2 に BAMBOO コードの燃料ピンバンドル変形解析のフローチャートを示す。解析履歴データの設定では、バンドル圧縮変形解析または照射変形解析のいずれかを実行するか選択する。外荷重ベクトル$\{P\}$は、照射変形解析を実行する場合に必要な荷重ベクトルであり、その定式化については第 3 章で述べる。バンドル圧縮変形解析では、先ず、ダクトに相当する圧縮板が内側に変位することで、バンドル最外周ピンと圧縮板とのオーバーラップが発生する。このオーバーラップ発生位置が接触点となるので、この接触情報を基に接触拘束マトリクス$[B_c]$を作成する。$[B_c]$と剛性マトリクス[K]、オーバーラップベクトル$\{\delta\}$から、オーバーラップ量を解消するための接触荷重増分ベクトル$\{\Delta\lambda\}$を求める。これより接触荷重ベクトル$\{\lambda\}$を更新し、[K]を用いてピンの変位を更新する。更新したピン変位からオーバーラップ量を評価し、オーバーラップが解消されているかどうかを判定する。解消されていない場合には$[B_c]$を更新して$\{\Delta\lambda\}$を再度求める。これを後述する方法でオーバーラップ量が許容誤差範囲内に収束するまで繰り返す。

剛性マトリクス[K]は、梁要素単位では次式の$[K_e]$の通りとなる。

$$[K_e]=\begin{bmatrix} k & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{12EI}{\ell^3} & 0 & 0 & \frac{6EI}{\ell^2} & 0 & -\frac{12EI}{\ell^3} & 0 & 0 & -\frac{6EI}{\ell^2} \\ & & \frac{12EI}{\ell^3} & -\frac{6EI}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{12EI}{\ell^3} & -\frac{6EI}{\ell^2} & 0 \\ & & & \frac{4EI}{\ell} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI}{\ell^2} & \frac{2EI}{\ell} & 0 \\ & & & & \frac{4EI}{\ell} & 0 & -\frac{6EI}{\ell^2} & 0 & 0 & \frac{2EI}{\ell} \\ & & & & & k & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & \frac{12EI}{\ell^3} & 0 & 0 & -\frac{6EI}{\ell^2} \\ & & sym. & & & & & \frac{12EI}{\ell^3} & \frac{6EI}{\ell^2} & 0 \\ & & & & & & & & \frac{4EI}{\ell} & 0 \\ & & & & & & & & & \frac{4EI}{\ell} \end{bmatrix} \quad \cdots(2\text{-}7)$$

ここで、

E　=被覆管のヤング率

I　=被覆管の断面二次モーメント

ℓ　=梁要素の長さ

k　=被覆管扁平化剛性（後述の扁平化モデルの開発で説明する）

である。

式(2-6)の方程式の未知数は変位増分と接触荷重増分である。BAMBOO コードは、オーバーラップ量を解消するため、以下の方法で繰り返し計算を行い、計算が収束（オーバーラップ量が許容誤算範囲（10^{-5}mm）内に収束）した時点でピンバンドル体系の力学的平衡条件が得られる。はじめに、接触荷重増分をゼロと仮定して、変位増分について求める。

$$\{\Delta\hat{u}_i\} = [K_{i-1}]^{-1}(\{P\} - \{R_{i-1}\} + \{\lambda_{i-1}\}) \quad \cdots(2\text{-}8)$$

ここで、$\{\Delta\hat{u}_i\}$は、繰り返しの計算ステップ i での変位増分初期値である。この式より求まる変位増分初期値を用いて、式(2-6)を以下のように整理する。

$$[K_{i-1}]\{\Delta u_i\} + \left[\widehat{B_{c_i}}\right]\{\Delta\lambda_i\} = [K_{i-1}]\{\Delta\hat{u}_i\} \quad \cdots(2\text{-}9)$$
$$\left[\widehat{B_{c_i}}\right]^T\{\Delta u_i\} = \{\delta_{i-1}\}$$

$\left[\widehat{B_{c_i}}\right]$は、変位増分初期値ベクトル：$\{\Delta\hat{u}_i\}$に対応した接触拘束マトリクスである。上式を$\{\Delta u_i\}$について解いて下式に代入し、整理すると次式が得られる。

$$\left[\widehat{B_{c_i}}\right]^T[K_{i-1}]^{-1}\left[\widehat{B_{c_i}}\right]\{\Delta\lambda_i\} = \left[\widehat{B_{c_i}}\right]^T\{\Delta\hat{u}_i\} - \{\delta_{i-1}\} \quad \cdots(2\text{-}10)$$

これより接触荷重増分ベクトル：$\{\Delta\lambda_i\}$が求まり、i ステップの接触荷重ベクトルは次のように与えられる。

$$\{\Delta\lambda_i\} = \left[\left[\widehat{B_{c_i}}\right]^T[K_{i-1}]^{-1}\left[\widehat{B_{c_i}}\right]\right]^{-1}\left\{\left[\widehat{B_{c_i}}\right]^T\{\Delta\hat{u}_i\} - \{\delta_{i-1}\}\right\} \quad \cdots(2\text{-}11)$$
$$\{\lambda_i\} = \{\lambda_{i-1}\} + \{\Delta\lambda_i\}$$

これより i ステップでの接触荷重ベクトルを更新し、式(2-8)により変位増分を再評価する。

以上の手順で未知数を交互に求め、収束するまで繰り返し計算することにより最終的な変位増分と接触荷重増分を得ることができる。

BAMBOO が実行するような不連続な多数点の接触解析では数値計算の収束安定性を図ることが極めて重要であり、次の改良を加えることとした。

接触荷重増分を求めるフェーズでは、図 2-3-3 の流れに従って接触荷重ベクトル中の各接触点に発生している接触荷重について圧縮荷重か引張荷重をチェックし、引張荷重は分離点であるので接触判定から取り除く処理を行っている。

引張荷重は、前回ステップ（i-1 ステップ）で接触していた（圧縮荷重が作用）が i ステップでは引張荷重になる分離点($\lambda_{i-1} < 0,\ \lambda_{i-1} + \Delta\lambda_i > 0$)と、i ステップで新たにオーバーラップが発生したが接触荷重増分は引張荷重になった未接触点($\lambda_{i-1} = 0,\ \lambda_{i-1} + \Delta\lambda_i > 0$)との２つに分けることができる。ここで、分離点を接触判定から全て取り除くと、変位増分解と接触荷重増分解のバランスが崩れ、解析が不安定（収束しない）になってしまう問題があった。

以上のことから、解析を安定させるために図 2-3-4 の流れによる以下の改良を行った。

・引張荷重チェック処理において分離点は接触判定から取り除かずに残す。

・引張荷重チェック処理において未接触点のみ接触判定から取り除く。

・接触荷重ベクトル更新時に引張力を残さないようにファクタを乗ずる。

これは引張荷重が最大となる箇所から一つずつ徐々に分離させていくという処理である。

この改良により i ステップの接触荷重ベクトルは次のように与えられる。

$$\{\lambda_i\} = \{\lambda_{i-1}\} + \{\Delta\lambda_i\} \times F \qquad \cdots(2\text{-}12)$$

本改良では、式(2-12)により接触荷重増分にファクタを乗じて接触荷重ベクトルを更新し、１回の収束ステップで１つの分離点を取り除くことになるため、図 2-3-5 のようにピン本数が増えると解析に要する時間が増加するようになる。しかし、収束計算の安定性は格段に向上し、従来まで解析が困難であった高 BDI 量でのバンドル変形解析が可能になった利点が上回ると考えている。

２．３．２　被覆管扁平化モデルの開発

被覆管の扁平化は BDI 荷重により横断面が図 2-3-6 に示すように楕円状に変形する現象である。この図は炉外バンドル圧縮試験において扁平化が生じた場合であるが、炉内ではピンバンドルの膨張が大きくなって BDI 荷重が発生し、扁平化が生じる。ここで、扁平化による被覆管外径の潰れ量（外径減少量）を「扁平化量」と定義する。また、弾性変形域において扁平化量増加に対する BDI 荷重増加の割合を「扁平化剛性」と定義すると、扁平化剛性は被覆管の扁平化のし易さを表す指標になる。扁平化はワイヤを介して生じることから、扁平化剛性に対しては被覆管の寸法（外径と肉厚）やヤング率とともにワイヤピッチを考慮した評価が必要になると考えられる。本研究では、これらの影響を考慮して扁平化剛性を評価するため、図 2-3-7 に示すように、疲労試験機を使ってワイヤを巻き付けた一本の被覆管を径方向に圧縮し、圧縮荷重と扁平化量（外径減少量）を測定する「ワイヤ巻き付け被覆管圧縮試験」を実施した[2-5,2-6]。試験片のワイヤと被覆管の材質は冷間加工度

20%のオーステナイト鋼である。試験温度は室温とし、負荷速度は 0.1kgf/sec とした。試験では、被覆管の寸法（外径、肉厚）とワイヤピッチを変化させた場合について、ワイヤを介した被覆管の扁平化剛性を評価した。試験片の種類（被覆管外径×肉厚×ワイヤピッチ）は以下の通りである。

・試験片 1：φ6.5mm×t0.47mm×307mm ワイヤピッチ
・試験片 2：φ6.55mm×t0.45mm×150mm ワイヤピッチ
・試験片 3：φ5.84mm×t0.38mm×305mm ワイヤピッチ
・試験片 4：φ8.5mm×t0.45mm×165mm ワイヤピッチ

これらの試験片のワイヤ径は 1mm 程度である。被覆管自体の寸法はほぼ同一であるが、ワイヤピッチが 2 倍程度に異なる試験片 1 と試験片 2 を用いた試験結果を図 2-3-8 に示す。これらの扁平化量－荷重線図において、扁平化量が大きくなると曲線の傾きが小さくなるのは塑性変形の発生によるものである。従って、弾性変形範囲における点線の傾きが扁平化剛性となるが、ワイヤピッチが長いほど、扁平化剛性が大きくなることが分かる。この試験で得られた各試験片の扁平化剛性は以下の通りとなった。

・試験片 1 の扁平化剛性：5.58kN/mm
・試験片 2 の扁平化剛性：3.94kN/mm
・試験片 3 の扁平化剛性：3.73kN/mm
・試験片 4 の扁平化剛性：2.74kN/mm

（1）FEM による扁平化解析モデルの開発

様々な寸法仕様の燃料ピンの扁平化を解析するため、ワイヤ巻き付け被覆管圧縮試験の試験片のように被覆管にワイヤを両側から巻き付けた体系を FEM で構成し、これを径方向に両側から圧縮する解析モデル「FEM 扁平化モデル」を作成した[2-6、2-7]。このモデルの解析結果から得られた扁平化と荷重との関係をワイヤ巻き付け被覆管圧縮試験の結果と比較し、モデルの妥当性を検討した。FEM コードは「FINAS」を用いた[2-8]。

FEM 扁平化モデルの模式図を図 2-3-9 に示す。座標軸は被覆管の軸方向を z 軸方向とし、これに垂直な 2 方向を x 軸、y 軸となるように設定している。被覆管にワイヤを両側から巻き付けてある試験片を y 方向（径方向）に両側から圧縮するので、このモデルは x－z 平面に関して対称な 1/2 モデルである。ワイヤはその両端が被覆管に固定されているが、それ以外の位置では被覆管との接触を考慮するため、被覆管とワイヤの間に接触要素が配置されている。従って試験片を構成する要素は、被覆管を構成するもの、ワイヤを構成するもの、被覆管とワイヤ間の接触を構成するものの 3 種類からなっている。これらは以下に示す要素とした。括弧内は FINAS コードの要素名である。

・被覆管：8 節点六面体要素（HEX8）
・ワイヤ：2 節点梁要素（BEAM2）
・接触　：2 節点接触要素（CONT2）

HEX8 要素と BEAM2 要素、CONT2 要素の接続関係を、図 2-3-9 の軸方向位置 A、B、C

における試験片のｘ－ｙ断面図として示す。CONT2 要素は被覆管の径方向の向きで BEAM2 要素の節点と HEX8 要素の節点を接続している。CONT2 要素を被覆管の径方向の向きに接続したのは、CONT2 要素の向きをｙ方向（鉛直方向）にすると扁平化剛性が過大に解析されてしまう問題があるが、径方向にすると接触時にすべりが発生して剛性が低下し、この問題が回避できるからである。試験片の圧縮は剛体平板を仮想し、これを負の ｙ 方向に変位させ試験片と接触させることにより行うようにした。これを実現するため、BEAM2 要素の節点に CONT2 要素をｙ方向に結合した。試験圧縮は弾塑性解析により行うため、冷間加工度 20%のオーステナイト鋼被覆管の引張試験（室温条件）から得られた応力－歪み特性（図 2-3-10）を FEM の解析条件として与えた。

解析対象は、試験片 1～4 と、試験片 1 のワイヤピッチを 307mm から 150mm に変更した以下の試験片を追加した 5 条件とした。

・試験片 5：φ6.5mm×t0.47mm×150mm ワイヤピッチ

試験片 1 と試験片 4 の被覆管扁平化量と荷重との関係について、解析結果と試験結果の比較を図 2-3-11、2-3-12 にそれぞれ示す。図より、解析結果においても、扁平化が大きくなると塑性変形が発生し、扁平化量増分に対する荷重増分の割合が小さくなることが分かる。試験片 4 では扁平化量が 0.7mm まで解析結果と試験結果は一致した。一方、試験片 1 では、扁平化が 0.35mm までは、解析結果と試験結果は概ね一致したが、扁平化量がこれよりも大きくなると、荷重の解析結果が試験結果を上回るようになった。解析結果と試験結果が一致しなくなる理由として、試験片 1 は外径が小さく、かつワイヤピッチが長いため、実際の試験では扁平化量が大きくなると、ワイヤがずれてきて、見かけ上扁平化量を大きく測定してしまったことなどが考えられるが、変形が小さい弾性範囲では、FEM 扁平化モデルの解析は試験を適切に再現できていると考えられる。

次に FEM 扁平化モデルの解析結果を基に被覆管がワイヤから受ける接触荷重分布状態の検討を行う。試験片 1 と試験片 4、試験片 5 について、ワイヤを介して被覆管に加わる接触荷重の軸方向分布の解析結果を、z=0(軸方向中心)における扁平化量が 0.15mm（弾性変形範囲）と 0.40mm（塑性変形発生）の場合について図 2-3-13、図 2-3-14 にそれぞれ示す。これらの解析結果から、先ず、接触荷重が発生する軸方向範囲は、扁平化量が 0.4mm 程度までであれば扁平化量が増加しても大きな変化はなく、ワイヤピッチが長いほど範囲も長くなっていることが分かる。次に、弾性変形の範囲内であれば、荷重の分布形状は z=0 を中心としてほぼ二等辺形状になることが分かる。塑性変形が発生するまで扁平化量が大きくなると試験片 1 では荷重分布傾向が軸方向中心部で平坦化し、台形状に分布するようになった。このような分布になるのは、被覆管を圧縮していくと、平板とワイヤとの接触が軸方向中心から開始し、軸方向中心から離れるほど接触時期が遅れるために、軸方向中心側ほど強い接触が生じるからである。特に前者の知見からは、ワイヤピッチが長いほど、荷重が分散される範囲が広がるために扁平化が生じにくくなるので、ワイヤピッチが長いほど扁平化剛性が高くなる理由が説明できる。また、後者の知見からは、接触荷重の単純

な分布形状（z=0 を対称とする 2 等辺三角形の形状）になることから、扁平化剛性を簡易的に解析するモデルを開発できると考えられる。

そこで、弾性力学に基づく扁平化剛性の簡易解析モデルを検討した。先ず、ワイヤを介して被覆管に加わる接触荷重の軸方向分布範囲の長さはワイヤピッチ=150mm、165mm の場合は約 8mm、ワイヤピッチ=307mm では約 16mm と評価されたことから、荷重分布範囲の長さはワイヤピッチに比例すると仮定し、荷重分布範囲の長さ:Lはワイヤピッチの 0.047 倍に設定した。

$$\mathrm{L} = 0.417 \times wirepitch \qquad \cdots(2\text{-}13)$$

荷重は範囲内に二等辺三角形状に 5 点に分散させ、線荷重分布を模擬するように設定した。以降では、このモデルを「線荷重モデル」と呼称する。線荷重モデルを模式的に図 2-3-15 に示す。これは被覆管に y 軸方向に一点荷重が両側から加わるモデル（点荷重モデル）の重ね合わせた体系である。点荷重モデルの弾性変形による扁平化量と荷重との関係は弾性力学を応用して解析的に求まるので、線荷重モデルにおいても点荷重モデルの重ね合わせによって扁平化量と荷重との関係が求まる。

点荷重モデルによる弾性変形における被覆管の扁平化量と荷重との関係式を次式で表す。

$$\Delta\mathrm{D} = \mathrm{f}(E, \nu, D, t, z, l)P \qquad \cdots(2\text{-}14)$$

ここで、ΔD =扁平化量、P：荷重、E =ヤング率、ν =ポアソン比、D =被覆管外径、t =被覆管肉厚、z=ΔDを計算する軸方向位置、l =被覆管長さである。$\mathrm{f}(E, \nu, D, t, z, l)$は弾性力学による薄肉シェル理論に基づく次式のフーリエ級数式である [2-9]。

$$\mathrm{f}(E, \nu, D, t, z, l) = 2\left[\sum\sum W_{mn}\{1 + cos(m\pi)\}\ \sin\left(n\pi\left(z + \frac{l}{2}\right)/l\right)\right] \qquad \cdots(2\text{-}15)$$

$$(m = 0,1,2,3,\ldots\ldots, n = 1,2,3,\ldots\ldots)$$

ここで、

$$W_{mn} = (Num / D_{Num})(D^4 Z_{mn} / 16K)$$

$$Num = (\lambda^2 + m^2)^2 + \frac{\left(2\lambda^4 + \frac{3 - 2\nu + \nu^2}{1 - \nu}m^2\lambda^2 + m^4\right)t^2}{3D^2}$$

$$D_{Num} = (\lambda^2 + m^2)^4 + \frac{12(1 - \nu^2)\lambda^4}{t^2} - \{(6 + \nu - \nu^2)\lambda^4 + (7 + \nu)m^2\lambda^2 + 2m^4\}m^2$$

$$+\{2(1 - \nu^2)\lambda^4 + (3 + \nu)m^2\lambda^2 + m^4\} + \frac{\{2\lambda^4 + (3 - \nu)m^2\lambda^2 + (1 - \nu)m^4\}\lambda^4 t^2}{3D^2}$$

$Z_{mn} = (2 / \pi Dl)\,(-1)^{n-\frac{1}{2}}$, $(m = 0, \quad n = 1,3,5, \ldots\ldots)$

$Z_{mn} = (4 / \pi Dl)\,(-1)^{n-\frac{1}{2}}$, $(m = 1,2,3, \ldots\ldots, \quad n = 1,3,5, \ldots\ldots)$

$Z_{mn} = 0$, $(m = 0,1,2,3 \ldots\ldots, n = 2,4,6, \ldots\ldots)$

$\lambda = n\pi D / 2l$

$K = Et^3 / \{12(1-\nu^2)\}$

である。

これより、ΔDは、5 点の点荷重の大きさの合計をPとおくと次式で計算できる。ΔDは軸方向中心(z=0)における断面 S の y 軸方向の外径減少量である。

$$\Delta D = \{3f(E,\ \nu, D, t, 0) + 4f(E,\ \nu, D, t, L/3) + 2f(E,\ \nu, D, t, 2L/3)\}P/9 \qquad \cdots(2\text{-}16)$$

この線荷重モデルは、任意の被覆管寸法とワイヤピッチの扁平化剛性を解析する公式として利用することができる。扁平化剛性kは次式の通りである。

$$k = 1/\mathrm{f}(E, \nu, D, t, z, l) \qquad \cdots(2\text{-}17)$$

試験片 1～4 の扁平化剛性について、試験結果から得られた値と線荷重モデルによる公式から得られた値を比較して表 2-3-1 に示す。線荷重モデルの値は試験結果の±10%以内で一致している。

２．３．３　ピン再配置（ディスパージョン）モデルの開発

炉内では、BDI が進行すると図 2-3-16 に示すような燃料ピンの再配置（ディスパージョン）が発生する可能性がある[2-7]。ディスパージョンの主な原因はスペーサワイヤの巻きずれであると考えられる。燃料ピンの製造時には、スペーサワイヤを一定のワイヤピッチで被覆管に張力を加えながら巻き付ける。ワイヤピッチは所定の公差の範囲内に設定してあるので、集合体が組みあがった段階ではスペーサワイヤの巻きずれはほとんどないことから、ワイヤの巻きずれは照射中に生じると考えられる。照射中のワイヤの巻きずれの原因としてはワイヤの照射クリープやスエリングによるワイヤ張力の減少、隣接ピンあるいはダクトとのワイヤを介した接触荷重が挙げられる。ワイヤの巻きずれが生じた状態で BDI が進行すると、ずれたワイヤを介して隣接ピンへ接触荷重が伝達される。図 2-3-17 に示すように、あるピン列に着目すると荷重は各ピンのワイヤずれに対応した軸位置を通して伝わっていく。つまり、接触点の軸方向位置が揃わなくなるので、ピン毎に変位方向がバラつくようになり、バンドル全体としてピン再配置が発生する。これがディスパージョンの発生メカニズムであると考えられる。

BAMBOO コードでは、ワイヤ軸方向位置のずれに対応した接触位置の変化を接触・分離解析で考慮できるようにすることにより、ディスパージョンが解析できると考え、そのモ

デル化を検討した[2-10、2-11、2-12]。コードでは、ピン–ピン間、ピン–ダクト間の接触・分離解析を式(2-6)で定式化しているので、ここに新たな以下の解析機能を追加した。

（１） ワイヤを梁要素の節点位置からある量だけ軸方向にずらし、要素の両端の節点変位を線形補完してずれた位置での変形を求め、ワイヤ径を考慮した接触判定を行う。

（２） この判定結果を基に接触拘束マトリクスを作成し、本来ならば節点からずれた位置で発生するはずの接触荷重を両端の節点に分配する。

（３） この接触荷重により、ずれた位置でのオーバーラップ量を解消する。

このような接触解析の概念を中間接触解析と呼称する[2-13]。単純な２本のピンに対する中間接触解析のモデルを図 2-3-18 に示す。節点変位増分ベクトルの転置ベクトルを$\Delta u^T = [\mathrm{u}_{ai}, \mathrm{u}_{aj}, \mathrm{u}_{bi}, \mathrm{u}_{bj}]$とおくと、２本ピンモデルの場合の接触拘束マトリクス$[B_c]$は次のように記述できる。

（１）節点と節点との接触（ワイヤずれが無い場合）

節点 i に対する接触拘束マトリクス

$$[B_c]^T = [-1, 0, 1, 0] \quad \cdots(2\text{-}18)$$

（２）中間接触（ワイヤずれが有る場合）

節点 i、j を$\alpha : 1-\alpha$に内分する中間点 m における接触拘束マトリクス

$$[B_c]^T = [-(1-\alpha), -\alpha, 1-\alpha, \alpha] \quad \cdots(2\text{-}19)$$

中間点 m は節点 i、j を$\alpha : 1-\alpha$に内分する位置にあることから、式(2-19)は節点 i、j の変位ベクトルを$\alpha : 1-\alpha$に線形補完することにより中間点 m の変位増分ベクトルを求め、接触条件を作成することを意味している。従って、中間接触を考慮する場合は、式(2-19)の接触拘束マトリクスを用いて式(2-6)を解くことにより、中間点 m において接触条件（ワイヤ径を考慮したオーバーラップが誤差範囲内に収まる）を満たすように荷重が節点 i と j に分配される。

この中間接触解析モデルは、接触条件のみを節点から軸方向にずれた位置で作成し、接触荷重は節点で考慮する。つまり、接触条件を考慮する位置が節点からずれることによって、節点における接触荷重の大きさも変化するので燃料ピンの湾曲量が変化し、ディスパージョンが解析できるようになるというものである。このモデルでは、ワイヤがずれると節点では接触条件が適用されなくなるため、節点間でのオーバーラップを許容することになる。このため、ワイヤのずれ量が大きい場合には、節点間でピン同士の一部が重なる解析や、ピンの一部がダクトから外にはみ出してしまうような解析が実行される可能性があることに留意する必要がある。

２．４　炉外バンドル圧縮試験の解析

線荷重モデルによる被覆管扁平化剛性を式(2-7)の剛性マトリクスに組み込み込むとともに、式(2-19)の接触拘束マトリクスを式(2-6)に反映させて BAMBOO コードによる炉外バンドル圧縮変形解析を実施し、試験結果との比較に基づく解析機能の検証を実施した。また、試験結果と解析結果に基づき、BDI によるピンー圧縮板（ダクト）距離の減少を抑制し、ピンと圧縮板の接触時期を遅らせる機構について考察した。

２．４．１　コードの解析機能の検証

解析条件を表 2-4-1 に示す[2-5、2-12]。試験体 A と B はワイヤずれが無いが、試験体 C はワイヤの初期ずれが有る条件と無い条件を設定した。圧縮板内面形状は試験体 A と C では平板（フラット）とし、試験体 B ではバルジングを模擬した形状とした。バルジング形状とは、図 2-4-1 に示すように圧縮板の内面が 0.4mm の凹状の曲面になっているものである。これは、炉内では冷却材の圧力によってダクトの各面が照射クリープ変形し、膨れる影響を考慮するために設定した圧縮板である。

（1）試験体 A、B のバンドル圧縮解析

被覆管の扁平化の影響を評価するため、試験体 A、B に対してバンドル圧縮変形解析を行い、試験結果との比較を行った。BDI 量の算出では、試験体 B のバルジング形状圧縮板内対面寸法に対するバルジングによる膨れの分は除外し、平板形状の圧縮板と同じ基準で評価できるようにした。図 2-4-2 と図 2-4-3 にバンドル圧縮時のピンー圧縮板間距離の周方向分布について解析結果と試験結果を比較して示す。BDI 量は試験体 A が 1.0dw、試験体 B が 2.0dw である。また、評価したバンドルの軸位置は試験体 A、B とも圧縮軸方向範囲の中心近傍でのピンチプレーンである。図 2-2-8 に対する説明と同様になるが、試験体 A、B とも、ワイヤ方向がバンドルの内側を向くためワイヤの拘束がないⅢ面、Ⅳ面側ではピンの湾曲によってピンー圧縮板間距離が減少するが、その反対側でワイヤ方向が圧縮板方向を向くⅠ面、Ⅵ面側ではワイヤがピンと圧縮板の間にあり、ピンの湾曲は抑えられるためピンー圧縮板間距離の減少は少ない。Ⅱ面、Ⅴ面側でのピンー圧縮板間距離の減少は、これらの中間程度となっている。このような傾向は試験結果と解析結果で良く一致している。

試験体 B では、被覆管ー圧縮板間距離が各圧縮板で凸になっているが、これは圧縮板内面がバルジング形状で凹になっていることによるものであり、この傾向も試験結果と解析結果で良く一致している。

図 2-4-4 と図 2-4-5 にピンー圧縮板間最小距離の履歴について解析結果と試験結果を比較して示す。評価軸方向位置は図 2-4-2 と図 2-4-3 と同じピンチプレーンである。試験体 A、B とも、バンドル圧縮による BDI 量の増加に伴いピンー圧縮間管距離が減少していく状況について、解析結果は試験結果を適切に再現している。ピンと圧縮板の接触時期（ワイヤを介さない）は、試験体 A が約 1.5dw、試験体 B が約 3.4dw となった。被覆管の扁平化が生じず、ピンの湾曲のみが生じる場合は、両図に示すように BDI 量=1dw でピンと圧縮板

の接触が生じることから、これらの試験体ではピン湾曲以外の変形が生じて圧縮板との接触時期を遅らせる機構が働いていることになる。以降では、このような機構を「BDI 緩和機構」と呼称する。

試験体 A、B ではバンドルの変形因子として、ピンの湾曲以外には被覆管の扁平化が生じており、これが BDI の緩和機構になっていると考えられる。試験体 B は、ワイヤピッチが 150mm と短いため、試験体 A に比べて扁平化剛性が小さい。表 2-3-1 より、

・試験体 A の被覆管扁平化剛性=5.60kN/mm

・試験体 B の被覆管扁平化剛性=4.01kN/mm

このため、試験体 B では扁平化が生じやすく BDI 緩和が大きくなり、BDI 量=3.4dw という高い圧縮量までピンー圧縮板接触が生じなかったと考えられる。

（2）試験体 C のバンドル圧縮解析

中間接触解析モデルによるディスパージョン解析機能の検証を試験体 C の炉外バンドル圧縮試験の結果を用いて行った。試験体 C は初期のワイヤ巻きずれが無いものと有るものの 2 種類を設定した[2-10、2-14]。ワイヤ巻ずれ無しの方を試験体 C-1、ワイヤ巻ずれ有りの方を試験体 C-2 とする。ワイヤずれがある試験体 C-2 では、図 2-4-6 に示すようにワイヤの初期の巻きずれがある 7 2 本の模擬ピンを千鳥状に配置させている。ワイヤの巻きずれピンのワイヤピッチはワイヤずれ無しピンと同じ 305mm であるが、ワイヤ巻き付け開始位置の角度を 20° だけ反時計回りにずらしてある。

解析上でのワイヤずれピンでは、ワイヤ位置が正規の軸方向位置から 17mm だけ下方にずらした。このずれ量は角度で見ると正規方向から 20 度（＝17mm/305mm×360°）反時計回りにずれているので、実際のバンドル試験体のワイヤずれピンのワイヤ方向と同様になる。被覆管扁平化剛性は表 2-3-1 より、4.01kN/mm に設定した。評価対象軸方向位置は圧縮板の軸方向中心近傍のピンチプレーンとした。

BDI 量=1.0dw まで圧縮した際のピンー圧縮板間距離の周方向分布について、コードの解析結果と試験結果を比較して図 2-4-7 と図 2-4-8 に示す。図 2-4-7 に示すワイヤずれの無い試験体 C-1 の結果は、図 2-4-2 の試験体 A と同様に、ワイヤの拘束がないⅢ、Ⅳ面側でピンー圧縮板間距離が減少し、逆方向のⅠ、Ⅵ面側ではワイヤが存在するためピンー圧縮板間距離が広くなるという傾向であり、解析結果と試験結果は全体的には一致している。一方、ワイヤずれの有る試験体 C-2 の方は、ピンー圧縮板間距離の減少傾向がワイヤ方向に依存している点では、試験体 C-1 と同様であるが、試験結果、解析結果ともピンー圧縮板間距離の変動が非常に大きくなっている。特に変動の傾向まで両者で一致しているのが分かる。

評価軸方向位置におけるバンドル横断面図の解析結果（BDI 量=1dw）を試験体 C-1、C-2 で比較して図 2-4-9 に示す。試験体 C-2 のピンバンドルにはピン配置の乱れが発生しており、ディスパージョンが解析されていることが確認できる。これより、試験体 C-2 におけるピンー圧縮板間距離の変動は、ワイヤずれによって発生したディスパージョンが原因である

と考えられる。

図 2-4-10 に評価軸方向位置における BDI 量とピンー圧縮板間最小距離の関係についてコードの解析結果と試験結果を比較して示す。BDI 量=0dw で試験結果の値が解析結果に比べて小さいが、これはワイヤ張力によってピンが湾曲した影響によるものと考えられる（解析ではワイヤ張力の影響を考慮しなかった)。試験では、ワイヤずれが有る試験体 C-2 でのピンー圧縮板間距離がワイヤずれの無い試験体 C-1 に比較して大きくなったが、BAMBOO の解析結果においてもこの傾向が再現できた。ピンー圧縮板接触は、試験体 C-1 においては BDI 量=1.5dw で発生しているが、1dw を過ぎても接触が生じないのは被覆管の扁平化が生じたためであると考えられる。試験体 C-2 では、ピンー圧縮板接触が BDI 量=2dw でも生じていないが、これはディスパージョンによって BDI 緩和が働く場合があることを示唆している。

次に、隣接ピン間距離についてコードの解析結果と試験結果を比較する。図 2-4-11 にピ隣接ピン間距離最小値と BDI 量との関係について比較した結果を示す。試験体 C-1 では、解析結果は試験結果と概ね一致したが、試験体 C-2 では、解析結果が試験結果に対して過小評価になった。

試験体 C-2 のようなワイヤずれ有りバンドルでは、ピンのディスパージョンが発生すれば隣接ピン間距離のバラつきが大きくなる。BAMBOO の解析ではモデル上、ワイヤが軸方向に離散的に配置され隣接ピン間の空隙部分が実際のバンドルよりも大きくなるため、隣接ピン距離が小さくなる部分がバンドル内で発生しやすくなると考えられる。そこで、評価軸方向位置におけるピンーピン間距離についてバンドル内の分布を統計評価した結果を試験結果と解析結果で比較した。図 2-4-12 と図 2-4-13 は、試験体 C-2 における、BDI 量=1.0dw と 1.8dw での隣接ピン間距離の相対度数分布を試験結果と解析結果でそれぞれ比較したものである。これらの図から、隣接ピン間距離の相対度数分布の傾向は解析結果と試験結果で近いものの、解析結果の方が分布の幅が若干大きくなっていることが分かる。

これは上述したように、解析ではワイヤが離散的に存在する理由から隣接ピン間距離が小さくなる（あるいは大きくなる）部分が局所的に存在しやすくなっていることを示している。また、相対度数のピークが試験結果では一箇所で生じているの対して、解析結果では複数箇所に現れているが、これについてもワイヤが離散的に存在する解析モデルを用いていることが関係していると考えられる。特に試験体 C-2 のようにワイヤのずれ方が規則的な体系の解析では、ピン変位の乱れに偏りが生じやすくなり、軸位置によって隣接ピン間距離の度数分布が単一ピーク形状にならない部分が生じたと考えられる。ただし、全体的な分布の広がり具合の傾向としては試験結果と解析結果で概ね一致していることから、バンドル全体ではコードは隣接ピン間距離の変化を適切に解析できていると判断した。

２．４．２　炉外バンドル圧縮変形における BDI 緩和機構の評価

被覆管の扁平化とピンディスパージョンの BDI 緩和機構への寄与を評価する。

（1）被覆管の扁平化

図 2-4-5 に示したように、試験体 B では、BDI 量=3dw を超えてもピンと圧縮板との接触が生じなかったが、これはワイヤピッチが 150mm と短いことから被覆管が扁平化しやすく、扁平化による BDI の緩和の寄与が大きいためであると考えられる。バンドル圧縮試験後に試験体を解体してピンの外径寸法測定を実施したところ、扁平化によって塑性変形が生じたのは試験体 B のみであった。図 2-4-14 に試験体 B の評価軸方向位置における対角ピン列上での被覆管の扁平化量（塑性変形）の分布を、コード解析結果と試験結果で比較した結果を示す。これは試験体 B における最終的なバンドル圧縮量（BDI 量=3.4dw）での扁平化量の分布である。試験結果による扁平化量はコードの解析結果よりも小さくなっているが、これは次に述べるように、外径測定方法に起因する部分があると考えられる。

被覆管の外径寸法はワイヤを外して軸方向に細かくスキャンしながら測定されるが、被覆管周方向ピッチは 30°としている。扁平化が生じた被覆管の横断面の形状は完全な楕円にはならず、実際には、図 2-3-8 の右側に示すようにワイヤが被覆管にめり込んで局所的に潰れたような形状となる[2-15]。これは扁平化が激しいほど顕著になるが、外径測定は 30°ピッチで周方向に連続していないため、扁平化が最も大きく発生する方向から外れた方向で外径を測定することが起こり得る。この場合には扁平化量の測定値は過小評価になるが、測定結果と解析結果が一致しない一因として、このようなことが考えられる。

塑性変形による扁平化量が測定されれば、図 2-3-8 のような扁平化量－接触荷重線図から接触荷重が求まり、その荷重から弾性変形が分かるので、圧縮試験中の全扁平化量（弾性変形＋塑性変形）を評価することができる。

試験体 B について、扁平化による BDI 緩和の程度を評価するため、図 2-4-14 の各被覆管の扁平化量（塑性変形）から全扁平化量を求め、それらを対角ピン列上で積算した。この積算値は BAMBOO コードの計算値が約 3.2mm、測定値（試験結果）が約 2.5mm となった。これらは対角方向の積算値であるが、これを次式のように対面方向に換算した値を扁平化による BDI 緩和量と定義する。

$$\text{扁平化による BDI 緩和量(mm)} = (\sum_i \Delta D_i)\cos(\pi / 6) \qquad \cdots(2\text{-}20)$$

ここで、ΔD_iはある対角列方向の対角列の i 番目のピンの被覆管扁平化量(mm)であり、Σによって、その対角列の全ピンの扁平化量を積算することを意味する。

扁平化による BDI 緩和量は解析結果が約 2.8mm（約 2.4dw）、試験結果が約 2.2mm（約 1.9dw）となり、バンドル圧縮による BDI 量=3.4dw の 50～70%となった。外周ピンの湾曲量は 1 ワイヤ径分(=1dw)であるが、これは 3.4dw の約 30%である。従って、扁平化と湾曲によって BDI 量=3.4dw の 80%以上を占めることになる。これより、被覆管の扁平化は炉外バンドル圧縮変形による BDI に対する主要な緩和機構であることが分かる。

（2）ピンのディスパージョン

次にディスパージョンの BDI 緩和への寄与について検討する[2-10、2-12]。この検討のため、試験体 C に対して表 2-4-2 に示すワイヤずれの条件を設定して BAMBOO による炉外バンドル圧縮変形解析を行った。(バンドルの基本仕様はワイヤのずれ量以外は試験体 C と同様である。)

表 2-4-2 のワイヤずれ量の設定について、試験体 C-2 は、一定のワイヤずれを持ったピンを規則的に配置させた特殊な場合であるため、試験体 C-2 の結果のみではディスパージョンの一般的な影響を検討するには不十分であると考え、2 通りのランダムなワイヤずれ量を解析条件として設定したものである。Case-Ⅰは、試験体 C-2 と同様にピン製造時のワイヤ巻き付け誤差を考慮して初期のワイヤずれを与えるものであり、全てのピンにワイヤのずれをランダムに与え、バンドル圧縮中にずれ量は変化しないという条件である。これに対して、Case Ⅱは、バンドル圧縮開始時にはワイヤのずれはないが、圧縮が進むと BDI 量に比例して全ピンのワイヤのずれ量が増加するという条件である。

Case Ⅰ、Ⅱのそれぞれに対して、ランダムのワイヤずれに関して 4 つの小ケース(a～d)を設定し、確率的な評価ができるようにした。ピンバンドルの変形に対するワイヤピッチの変化の影響を除外するため、バンドル圧縮中もワイヤピッチは 305mm 一定とした。尚、ワイヤの軸方向ずれの範囲は±17mm としたが、実際のピン製造では、ワイヤ巻き付け公差をこのずれ量の半分以内に制限している。

バンドル圧縮は弾性解析で行い、ピンー圧縮板間距離、隣接ピン間距離、被覆管扁平化量に関して、ワイヤずれを持たない Reference Case（試験体 C-1 と同様）の解析結果と比較した。評価軸方向位置はこれまでと同様に圧縮範囲の軸方向中心部近傍のピンチプレーンとした。

図 2-4-15、図 2-4-16 に、ピンー圧縮板間最小距離と BDI 量との関係を示す。Case Ⅰ、Case Ⅱとも、各小ケース（a～d）に応じて、ピンー圧縮板間距離は Reference Case よりも大きくなる場合もあれば小さくなる場合もあることが分かる。

図 2-4-17 に BDI 量=1.8dw の時点での隣接ピン間距離の相対度数分布を示す。ワイヤずれの無い Reference Case では度数分布はワイヤ径=1.32mm 付近で大きな極大値が現れている。ワイヤずれの有る Case Ⅰ、Ⅱもワイヤ径の付近で極大となるが、極大値が小さい分、分布の広がりが大きくなった。これらの結果から、ピンのディスパージョンによって隣接ピン間距離が変化しやすくなること、また、ピンー圧縮板間距離にも変動が起き、ディスパージョンが生じない場合に比べて大きくも小さくもなることが分かる。

図 2-4-18 に、BDI 量=1.5dw の時点でのバンドル対角列上のピンに生じた被覆管の扁平化量（弾性変形）の分布を示す。図より、Case Ⅰ、Ⅱの結果は全て Reference Case よりも小さく解析されていることが分かる。これより、ディスパージョンが生じると BDI 荷重が減少する方向にピンが変位するようになり、扁平化量が小さくなることが分かる。

以上より、ディスパージョンは被覆管の扁平化とは異なり、常に BDI 緩和機能として作

用するわけではなく、ピンと圧縮板の接触を早期化する場合も有り得ることが示された。

２．５　まとめ

燃料ピンバンドルの変形を解析するコード「BAMBOO」を開発し、炉外バンドル圧縮試験の結果を用いて解析機能を検証した。この検証のため、炉外バンドル圧縮試験で取得されたバンドル横断面の X 線 CT 画像を数値化処理して解析する手法を整備し、主要なバンドル変形パラメータであるピンー圧縮板間距離、隣接ピン間等を試験結果として取得し、コードの解析結果と比較した。また、検証結果に基づいて BDI の緩和機構について考察した。得られた知見は以下の通りである。

（１） BAMBOO コードにおける不連続多数点の接触・分離解析モデルの改良として、分離点を接触条件から徐々に解除していく機能を整備することにより、接触・分離解析の収束計算の安定性を向上させ、3dw を超える高い BDI 量までのピンバンドル変形解析を可能にした。

（２） BDI 荷重によって生じる被覆管の扁平化を解析するため、被覆管とワイヤとの間に生じる接触荷重分布を模擬し、弾性力学を適用した線荷重モデルを開発した。これにより、任意の寸法（被覆外径、肉厚、ワイヤピッチ）のピンの被覆管扁平化剛性を簡易に解析できるようになった。また、線荷重モデルを照射クリープ変形に適用するための方法を示した。

（３） ワイヤずれによる、ピンーダクト（圧縮板）間及び隣接ピン間のワイヤを介した接触位置の変化を考慮するため、ピンを構成する要素の節点からずれた位置での接触を考慮できる中間接触解析モデルを開発した。このモデルにより、炉外バンドル圧縮によって BDI が生じた燃料ピンのディスパージョンが解析できるようになった。

（４） 上記の被覆管の扁平化とピンのディスパージョンの解析モデルを BAMBOO コードに導入し、炉外バンドル圧縮解析を実施した。コード解析結果と試験結果(CT 画像解析)は一致し、コードの解析機能を検証することができた。

（５） 検証結果を基に BDI の緩和機構を考察した結果、被覆管の扁平化は BDI 緩和の主要機構になることを明らかにした。一方、ディスパージョンには BDI 荷重を減少させる働きがあるが、ピンー圧縮板間距離に対しては変動を大きくするだけの影響しかなく、扁平化とは異なり、BDI 緩和機構として機能しない場合もあることを明らかにした。

第２章の参考文献

[2-1] S.Kaplan and J.R.Punches, “The response of various wire-wrap assemblies to bundle-to-duct interaction”, GEFR-0046, VC–768, GE, Sunnyvale, CA, 1977.

[2-2] 市川正一，芳賀広行 他，“「もんじゅ」高度化炉心および実証炉用の BDI 挙動評価-(1)太径ピン仕様炉外バンドル圧縮試験計画等-”, JAEA-Testing 2012–001, 2012 年.

[2-3] M.Nakagawa and Y. Tsuboi, “ÉTOILE: A three dimensional finite element code for LMFBR fuel bundle analysis”, Nuclear Technology, 91, pp.345–pp.360, 2004.

[2-4] 上羽智之，水野朋保，”高速炉燃料集合体バンドル断面 CT 画像数値処理システムの開発”, JPNC TN9410 97–078, 1997 年.

[2-5] T.Uwaba and K.Tanaka, “Development of a fast breeder reactor fuel bundle-duct interaction analysis code-BAMBOO: Analysis model and validation by the out-of-pile compression test”, Nuclear Technology, 145, pp.230–pp.237, 2004.

[2-6] 上羽智之,水野朋保他, “BDI 発生時における被覆管偏平化解析モデルの検討”,日本原子力学会, 1996 年秋の大会口頭発表, E33,P.506 ,1996 年 9 月.

[2-7] 上羽智之，“-高速炉サイクルの研究開発を支える解析システム-Ⅲ.FBR 燃料集合体バンドル変形解析コード「BAMBOO」の開発”, JNC TN1340 2001-009, pp.23-pp.32, 2001 年.

[2-8] 動燃事業団，“汎用非線形構造解析システム FINAS VERSION 12.0 使用解説書”, PNC TN9520 92–006, 1993 年.

[2-9] P.P.Bijlaard, “Stresses from local loadings in cylindrical vessels”, Transactions ASME, 6, pp.805–pp.816, 1955.

[2-10] 上羽智之，鵜飼重治，浅賀健男，“高速炉燃料ピン束変形解析コード“BAMBOO”の開発－ピンディスパージョンモデルの開発と検証－”，JNC-TN9400 2002–002 ，3 月, 2002 年.

[2-11] 上羽智之，鵜飼重治，浅賀健男，“高速炉燃料ピン束変形解析コード“BAMBOO”の開発－ピンディスパージョンモデルの開発と検証－”，日本原子力学会, 2002 年秋の大会口頭発表，G39,P.714，9 月，2002 年.

[2-12] T.Uwaba，M.Ito，S.Ukai, “Development of a fast breeder reactor fuel bundle deformation analysis code-BAMBOO: Development of a pin dispersion model and verification by the out-of-pile compression test”, Nuclear Technology, Vol.145, pp.230–pp.237, 2004.

[2-13] B. Nour-Omid and P.Wriggers, “A two-level iteration method for solution of contact problems”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 54, pp.131–-pp.144, 1986.

[2-14] 田中康介，山本祐二，永峰剛，前田宏治，“炉外試験による高速炉燃料ピンバンドル

変形挙動評価－FFTF 炉燃料条件－”, JNC-TN9400 2001–022, 10 月,2000 年.

[2-15] T.Uwaba , M.Ito , J.Nemoto et al., “Verification of the FBR bundle-duct interaction analysis code BAMBOO by the out-of-pile bundle compression test with large diameter pins”, Journal of Nuclear Materials, 452, pp.552–pp.556, 2014.

表 2-3-1　被覆管扁平化剛性（試験結果と解析結果の比較）

試験片	寸法 (mm)			扁平化剛性 (kN/mm)	
	外径	肉厚	ワイヤピッチ	試験結果	解析結果 （線荷重モデル）
1	6.50	0.47	307	5.58	5.60
2	6.55	0.45	150	3.94	4.01
3	5.84	0.38	305	3.73	3.87
4	8.50	0.45	165	2.74	2.57

表 2-4-1　炉外バンドル圧縮試験の解析条件

	試験体A	試験体B	試験体C
バンドルピン本数	169	217	217
被覆管外径(mm)	6.50	6.55	5.58
被覆管肉厚(mm)	0.47	0.45	0.38
ワイヤピッチ(mm)	307	150	305
ワイヤ径(mm)	1.32	1.15	1.32
バンドル全長(mm)	1309	1005	1900
圧縮板内面形状	平板	バルジング	平板
ワイヤずれ	無し	無し	有り/無し

表 2-4-2　ディスパージョンの解析条件（ワイヤずれの設定）

解析ケース	ワイヤずれの有無	備考
Reference Case	ワイヤずれ無し	試験体C−1と同様
Case Ⅰ	初期ワイヤずれ有り	全てのピンに対して±17mmの範囲で軸方向の初期ワイヤずれをランダムに与える。
Case Ⅱ	ワイヤずれ有り （BDI量に依存）	全てのピンに対して軸方向のワイヤずれをランダムに与える。ワイヤずれ量は±17mmの範囲でBDI量の増加とともに増加する。

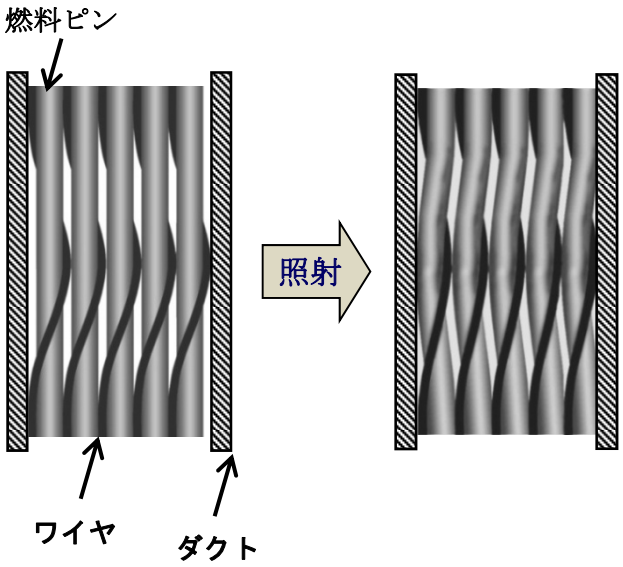


図 2-1-1 BDI による燃料ピンバンドル変形の模式図

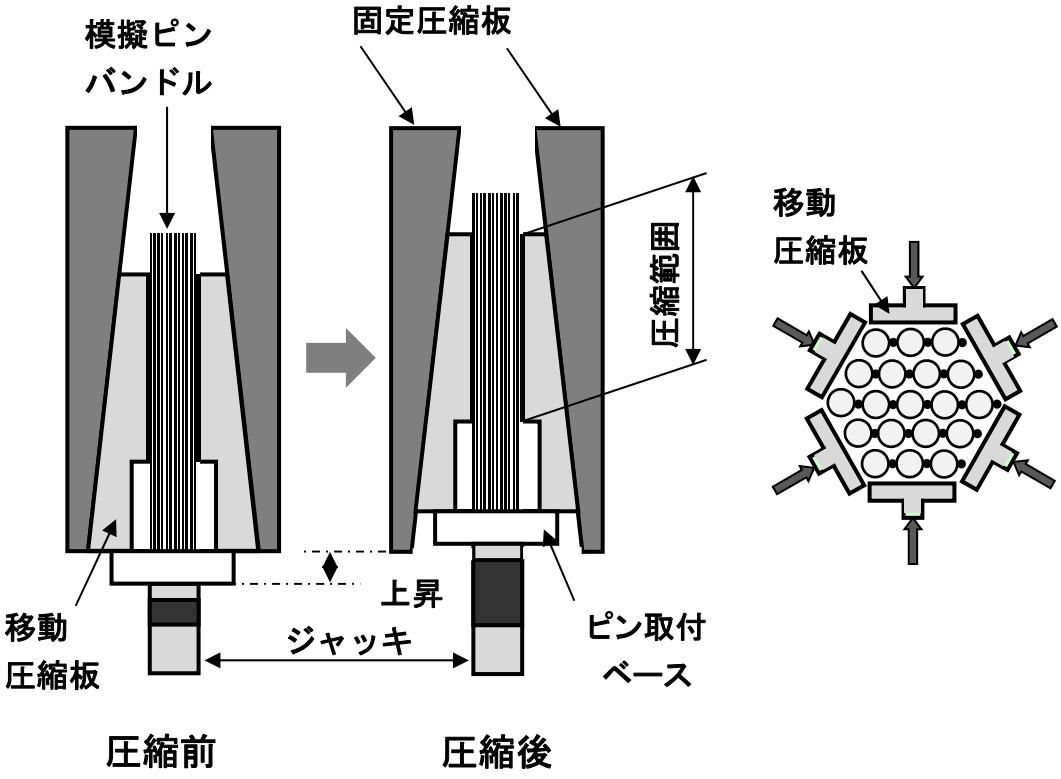
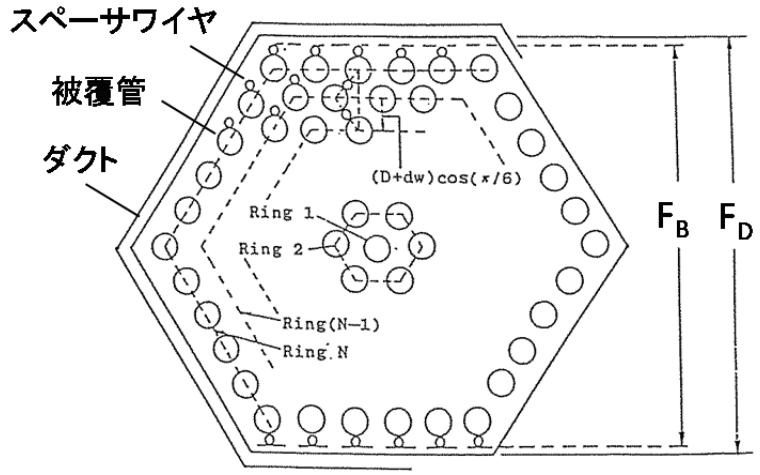


図 2-2-1 炉外バンドル圧縮試験装置の概念図



F_B ：ピン直立状態でのバンドル対面方向寸法(mm)

F_D ：ダクト（圧縮板）内対面間寸法(mm)

dw ：ワイヤ直径(mm)

D ：ピン外直径(mm)

N ：バンドルリング数

図 2-2-2 BDI 量の定義

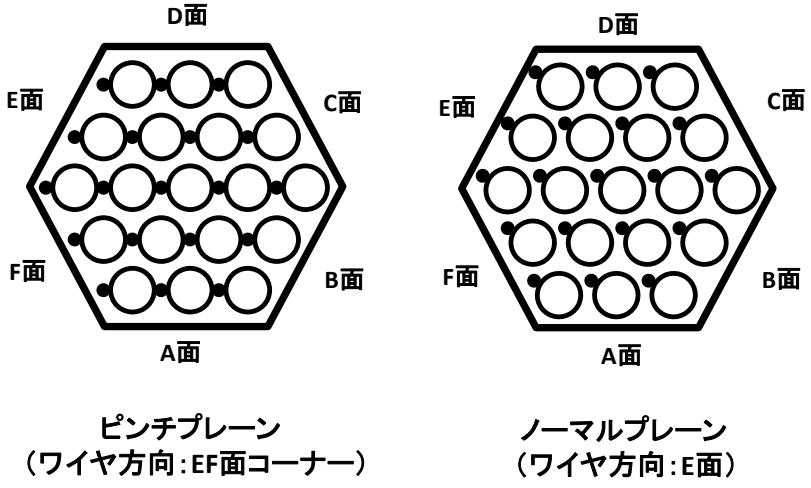


図 2-2-3 ピンチプレーンとノーマルプレーン

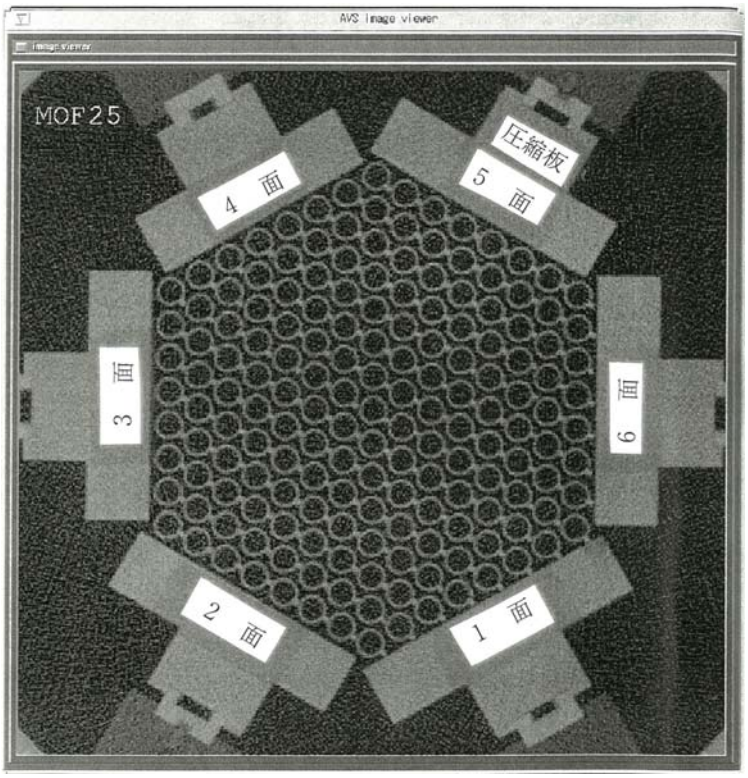


図 2-2-4 バンドル断面 CT 画像の例(169 本ピンバンドル，BDI 量=0dw)

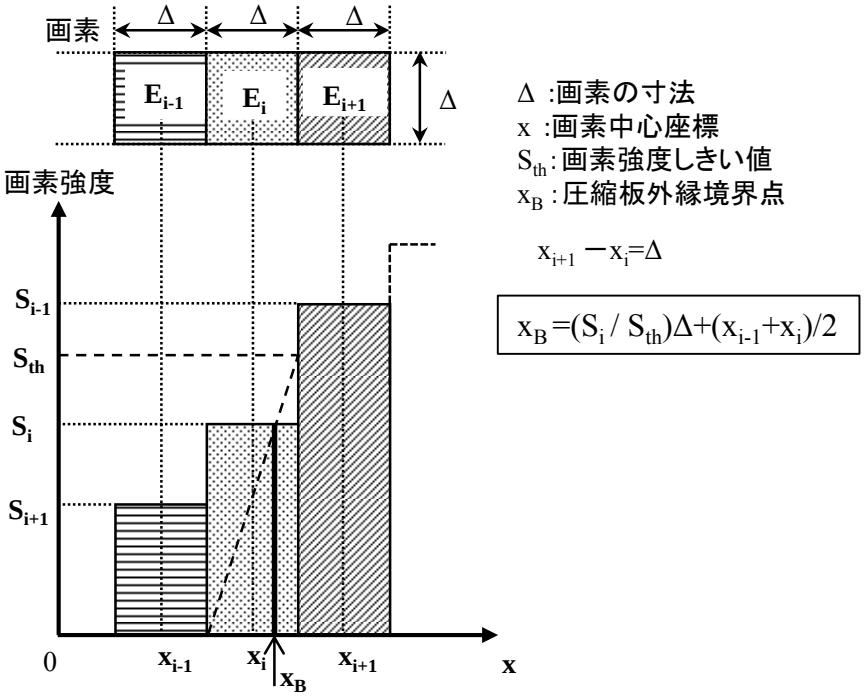


図 2-2-5 圧縮板外縁位置の解析

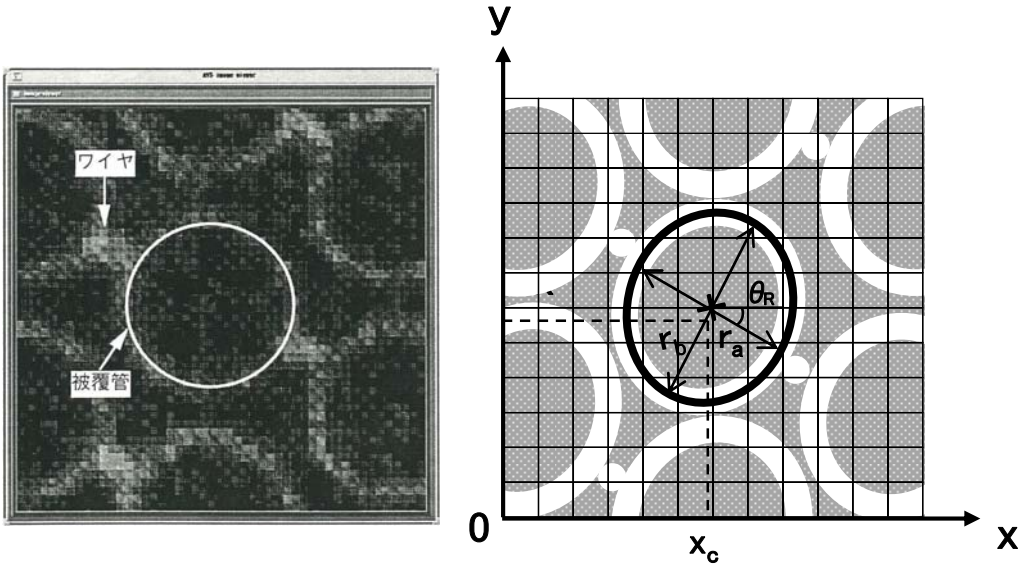


図 2-2-6 楕円によるピン形状の解析

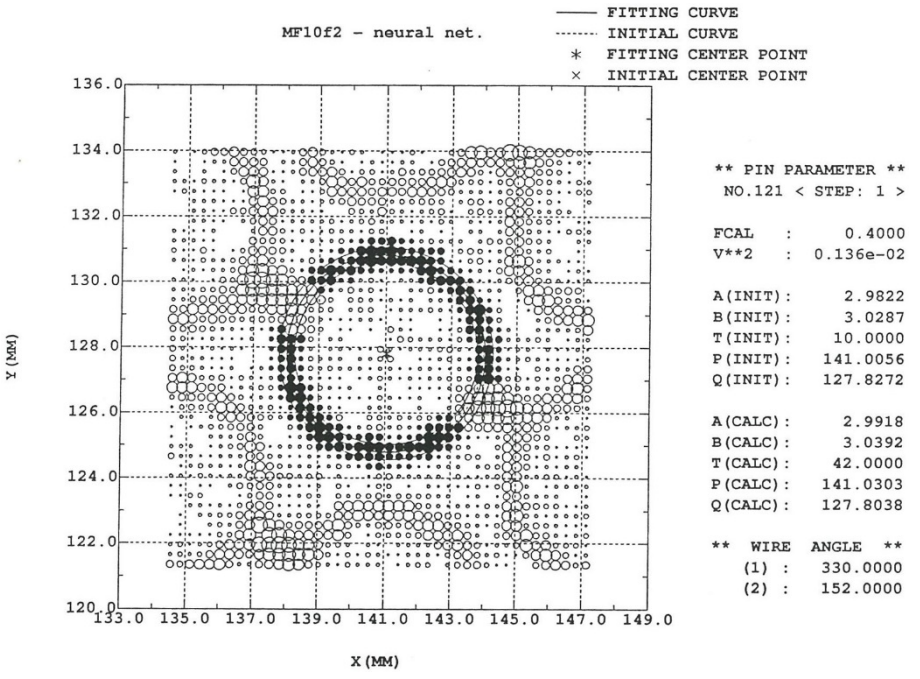


図 2-2-7 ピン形状の解析の結果(BDI 量=1.0dw)

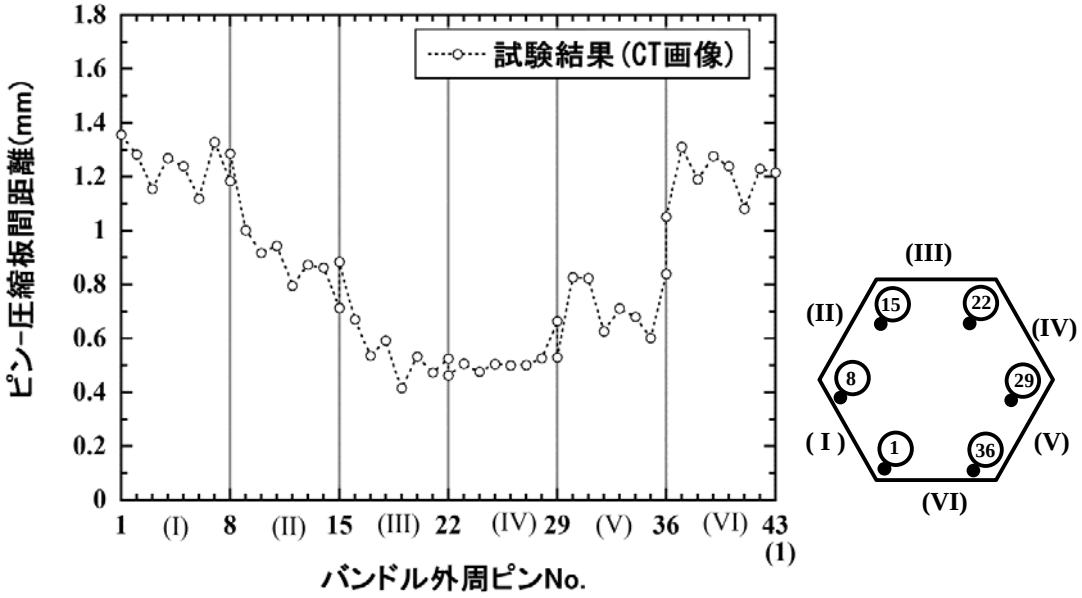


図 2-2-8 ピン−圧縮板間距離の周方向分布（169 本ピンバンドル，BDI 量=1.0dw）

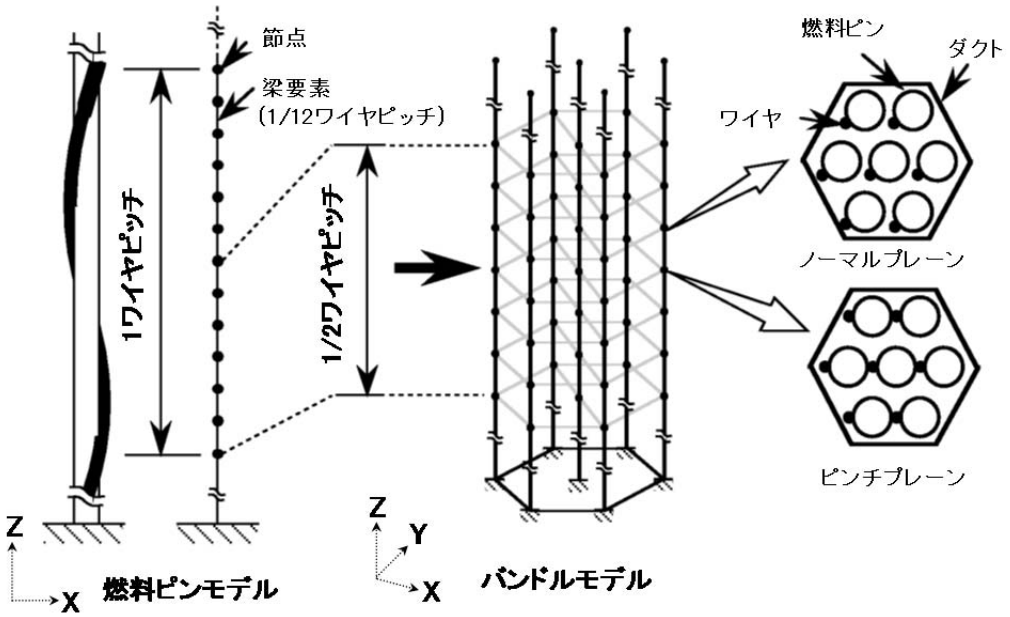


図 2-3-1　BAMBOO コードの解析モデル概念図

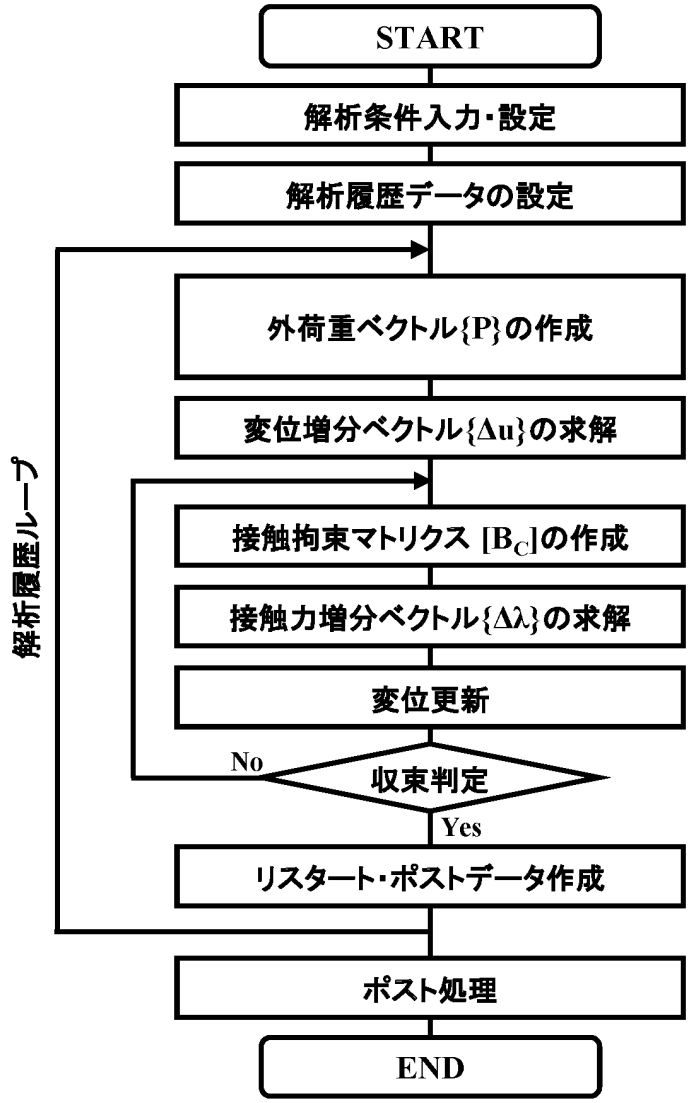


図 2-3-2　BAMBOO コードにおける燃料ピンバンドル変形解析のフローチャート

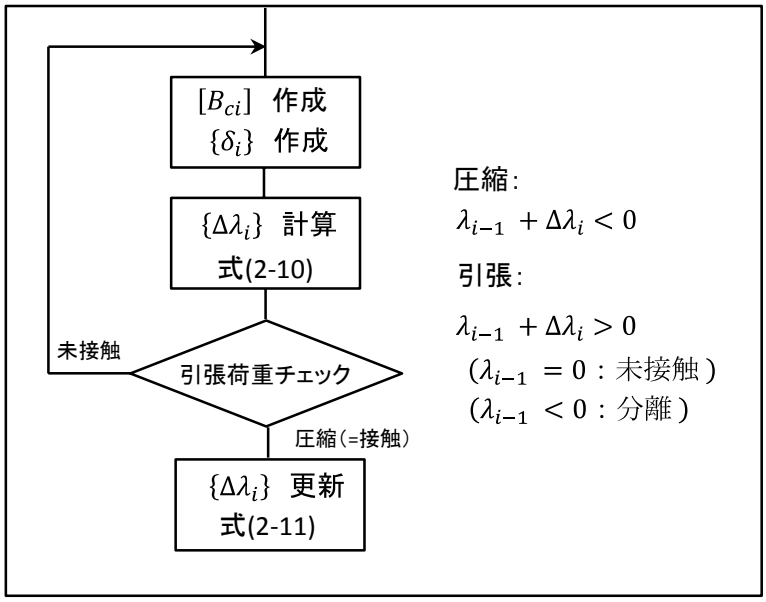


図 2-3-3　接触・分離解析のフロー（改良前）

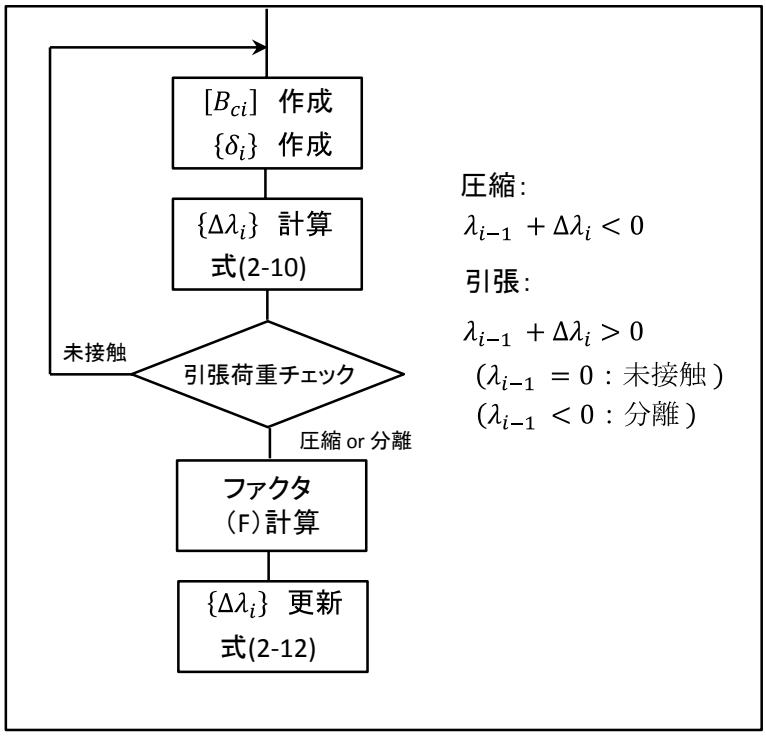


図 2-3-4　接触・分離解析のフロー（改良後）

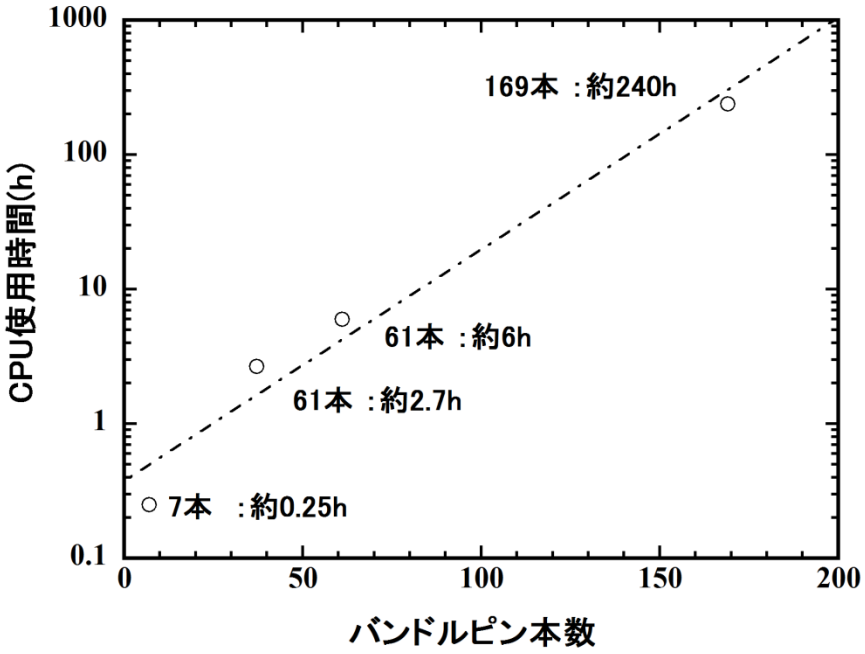


図 2-3-5　BAMBOO コードの照射変形解析時間の例

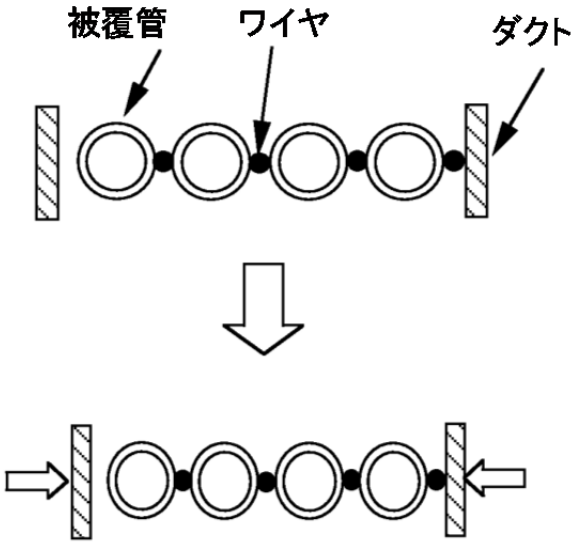


図 2-3-6　被覆管扁平化挙動の概念図

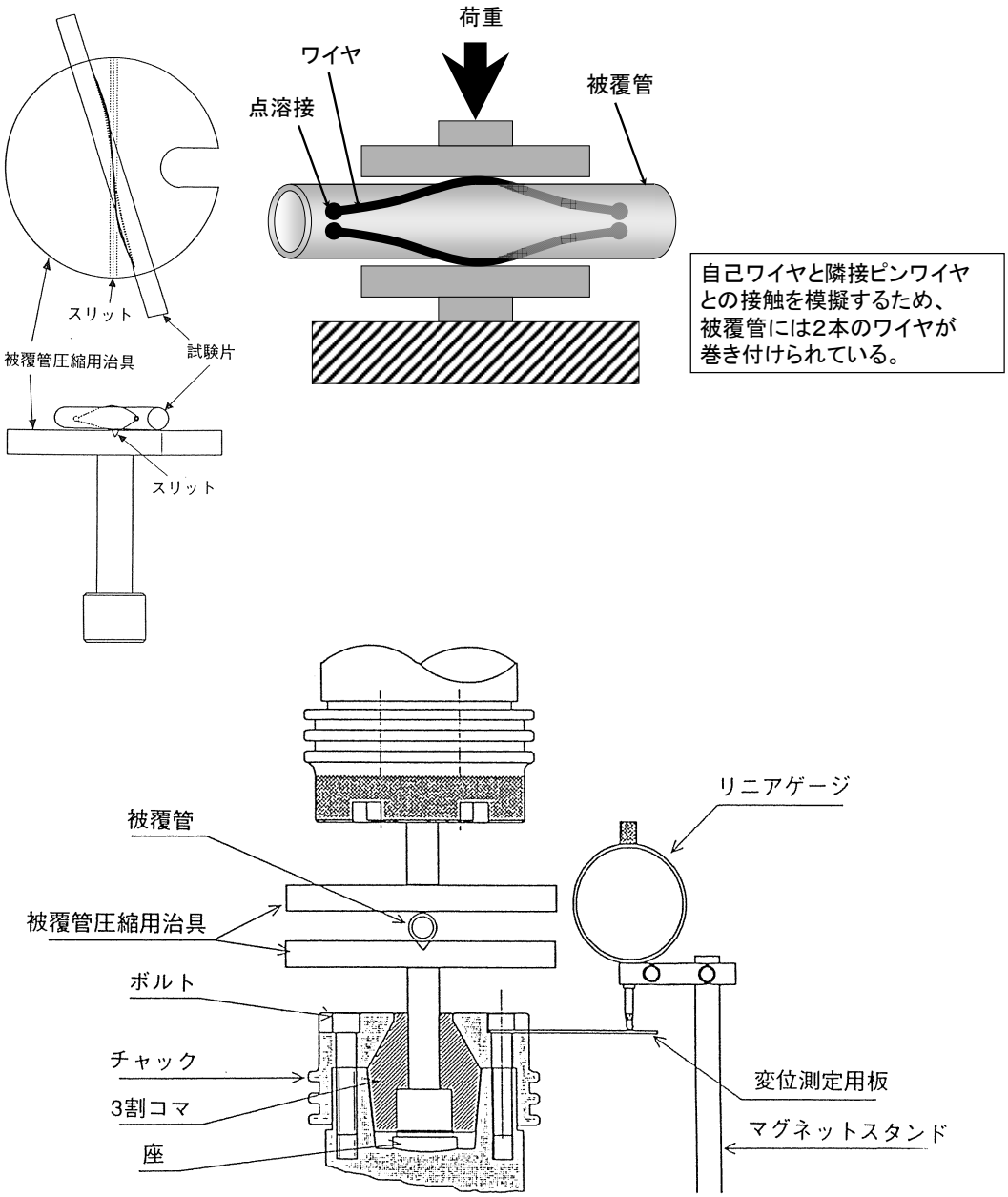


図 2-3-7　ワイヤ巻き付け被覆管圧縮試験（試験片，試験装置）

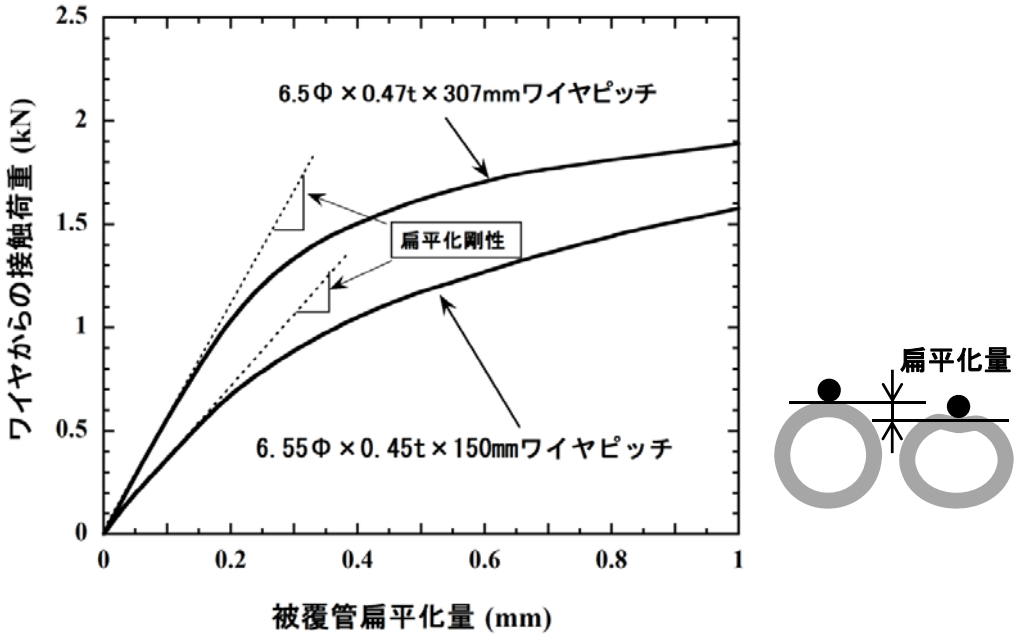


図 2-3-8　ワイヤ巻き付け被覆管圧縮試験の結果

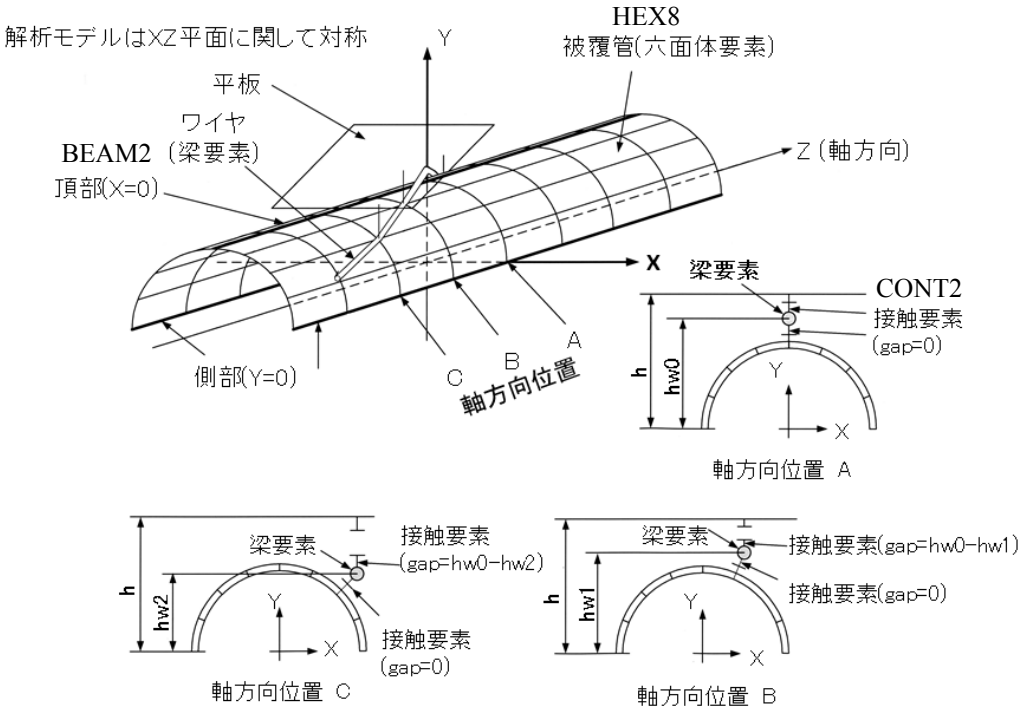


図 2-3-9　被覆管扁平化解析モデルの概念図

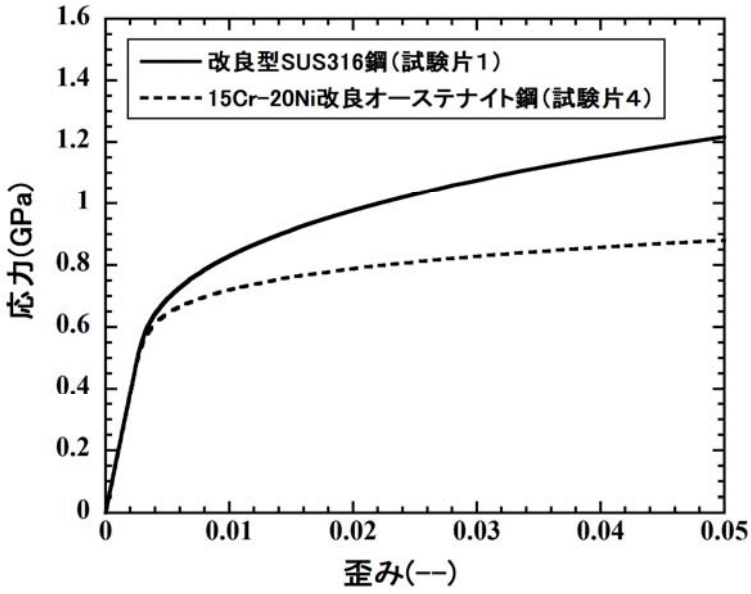


図 2-3-10　オーステナイト鋼被覆管の応力－歪み線図（室温条件）

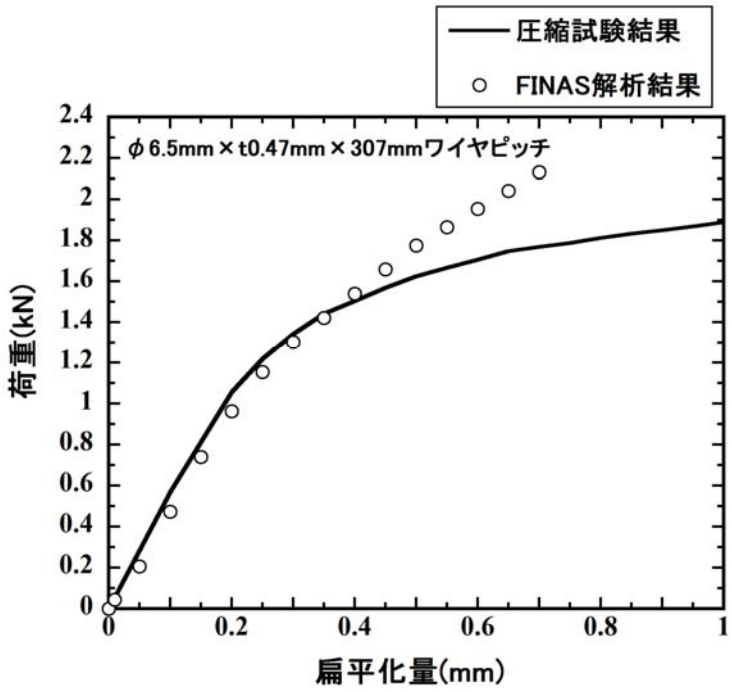


図 2-3-11　被覆管扁平化量と荷重との関係（試験片 1）

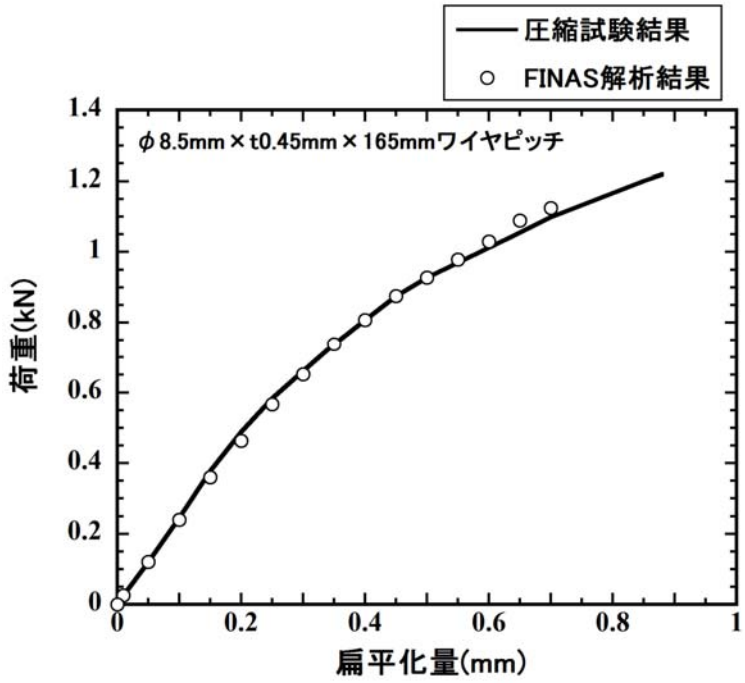


図 2-3-12　被覆管扁平化量と荷重との関係（試験片 4）

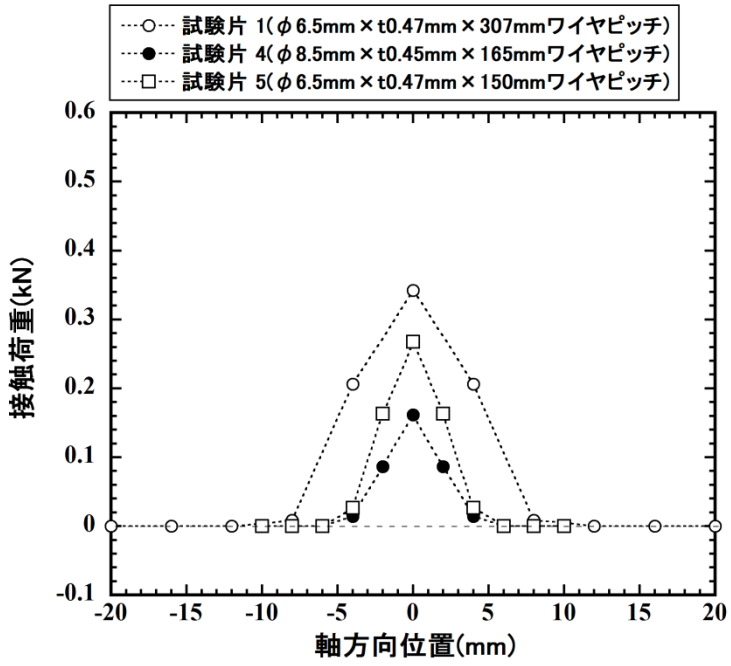


図 2-3-13　被覆管とワイヤとの接触荷重の軸方向分布
（FINAS 解析結果，扁平化量=0.15mm）

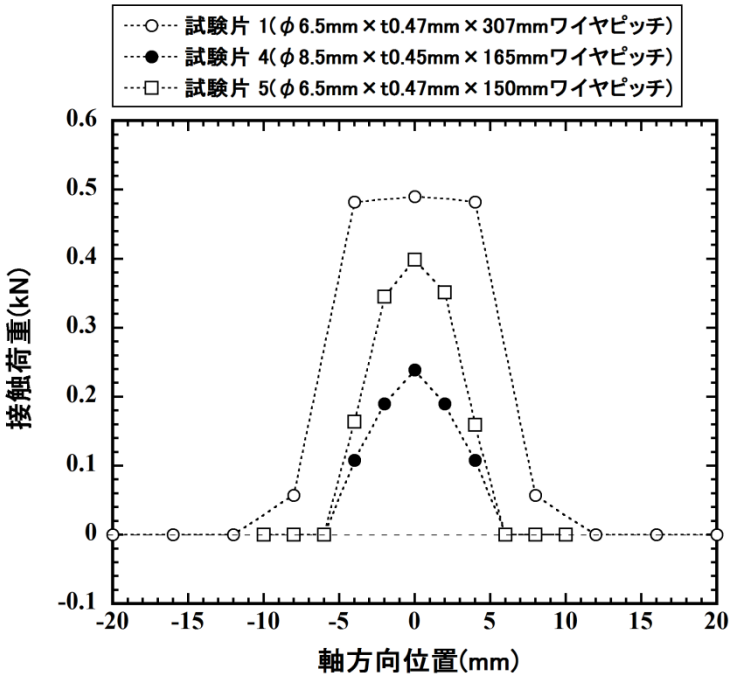
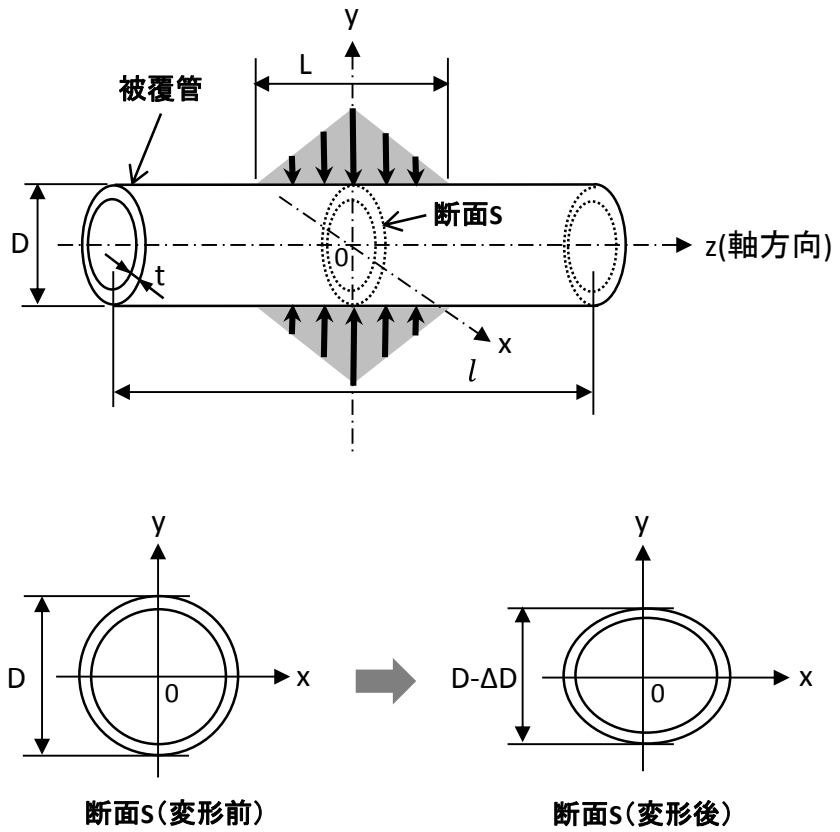


図 2-3-14　被覆管とワイヤとの接触荷重の軸方向分布
（FINAS 解析結果，扁平化量=0.40mm）



ΔD　：被覆管扁平化量

D　：被覆管外径（変形前）

t　：被覆管肉厚

l　：被覆管長さ

L　：線荷重の分布長さ

図 2-3-15　線荷重モデルの模式図

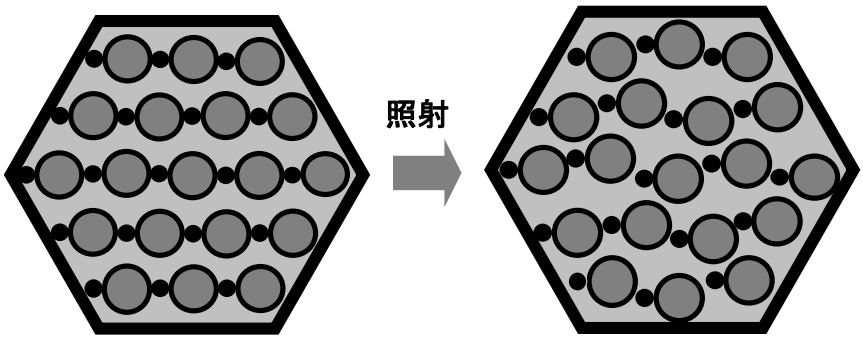


図 2-3-16　ディスパージョンが発生した燃料ピンバンドル横断面の様子

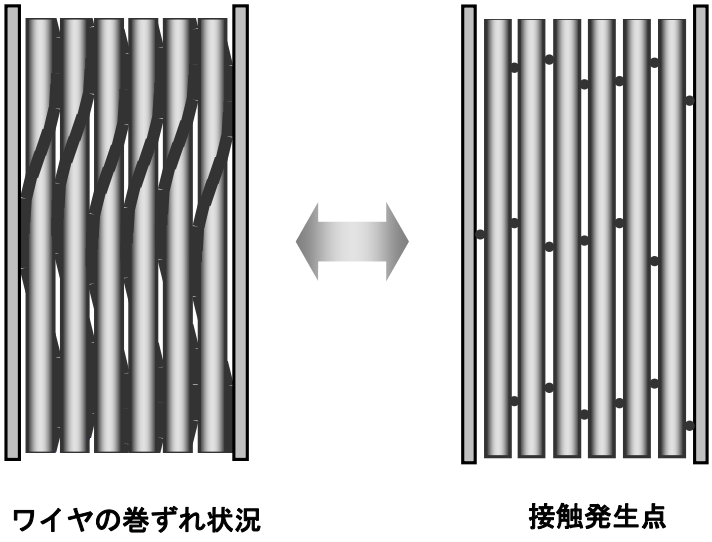


図 2-3-17　ワイヤのずれが生じたバンドル内の接触点

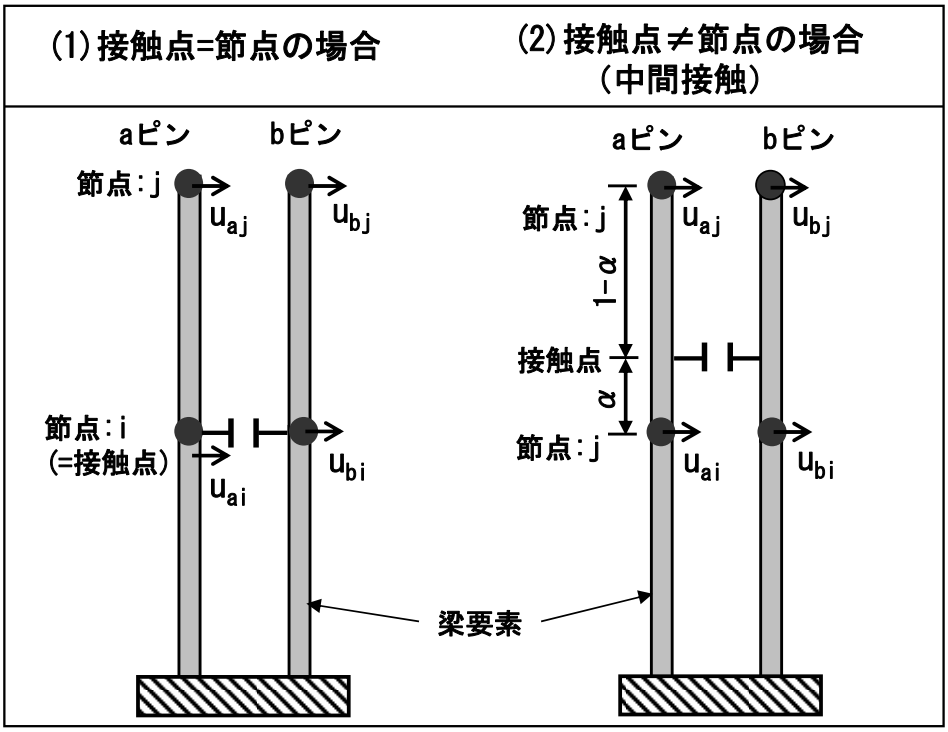


図 2-3-18　中間接触解析モデルの概念図

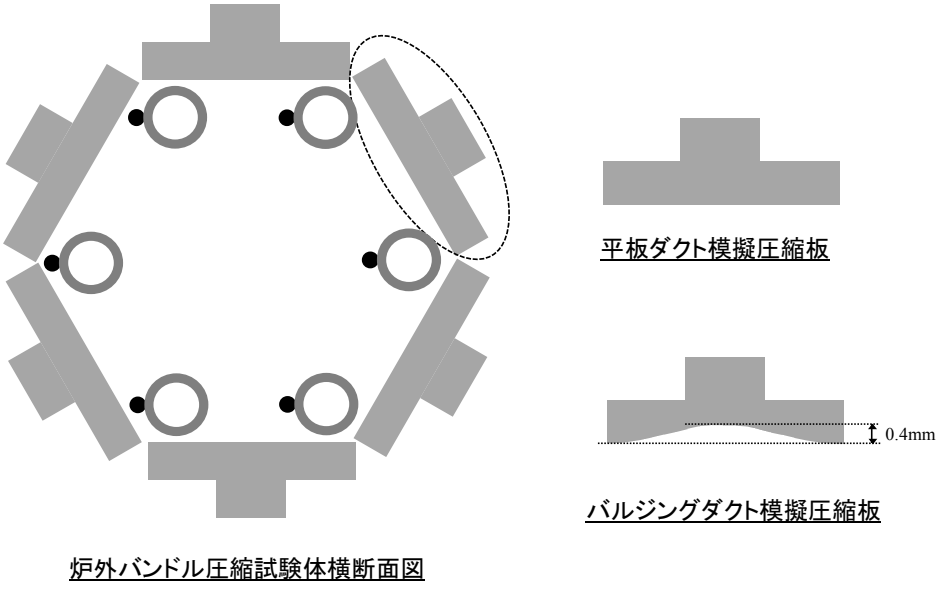


図 2-4-1　炉外バンドル圧縮試験の圧縮板内面形状

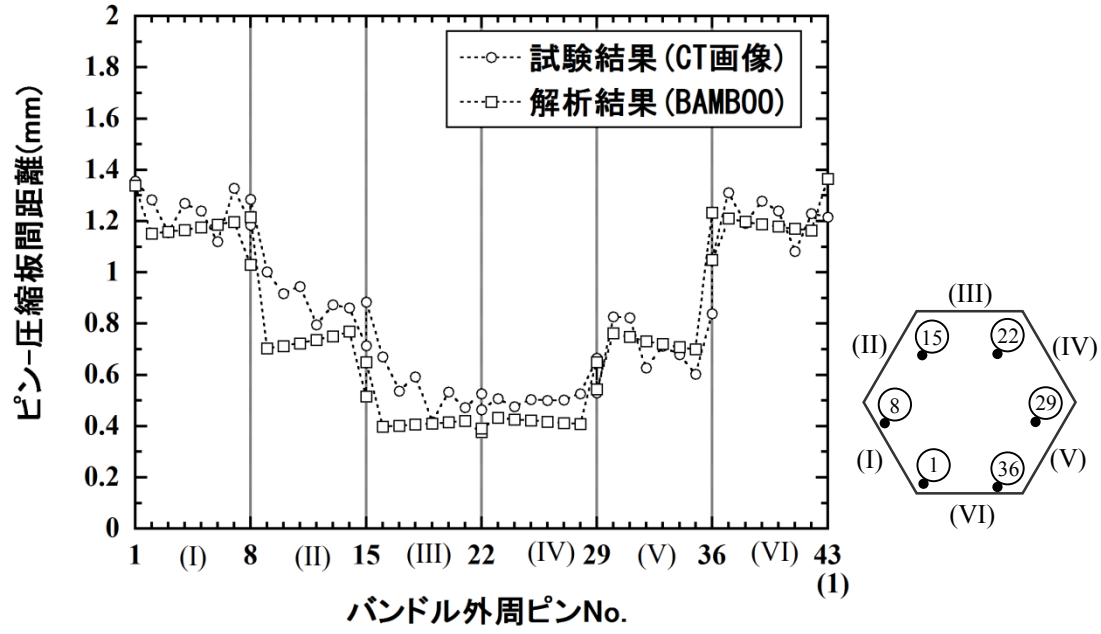


図 2-4-2　ピン－圧縮板間距離周方向分布の比較（試験体 A, BDI 量=1.0dw）

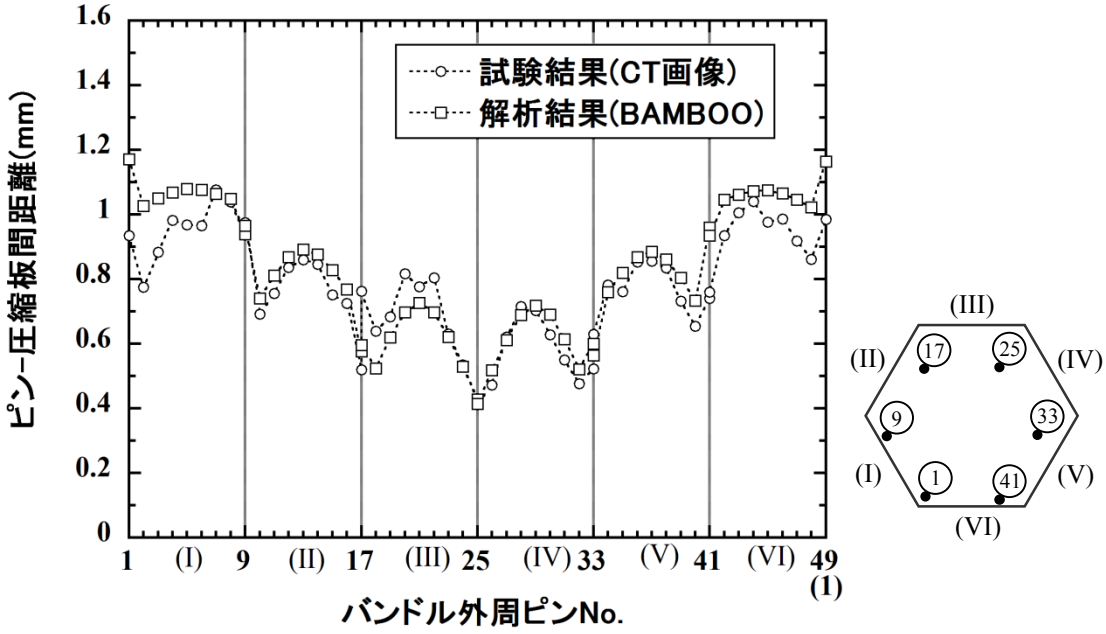


図 2-4-3　ピン－圧縮板間距離周方向分布の比較（試験体 B, BDI 量=2.0dw）

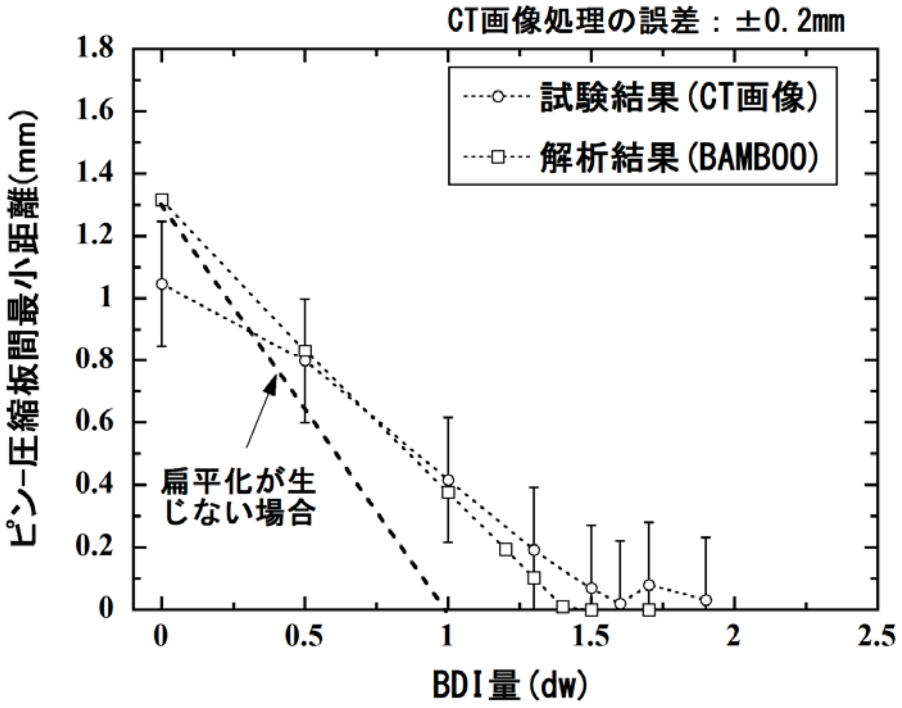


図 2-4-4　ピン－圧縮板間最小距離の履歴の比較（試験体 A）

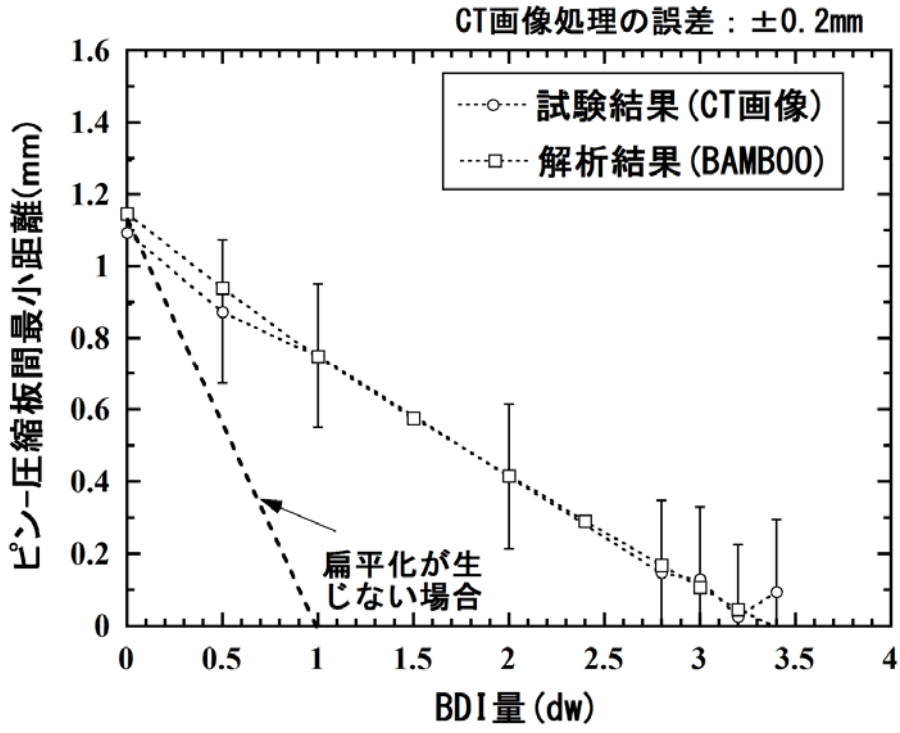


図 2-4-5　ピン－圧縮板間最小距離の履歴の比較（試験体 B）

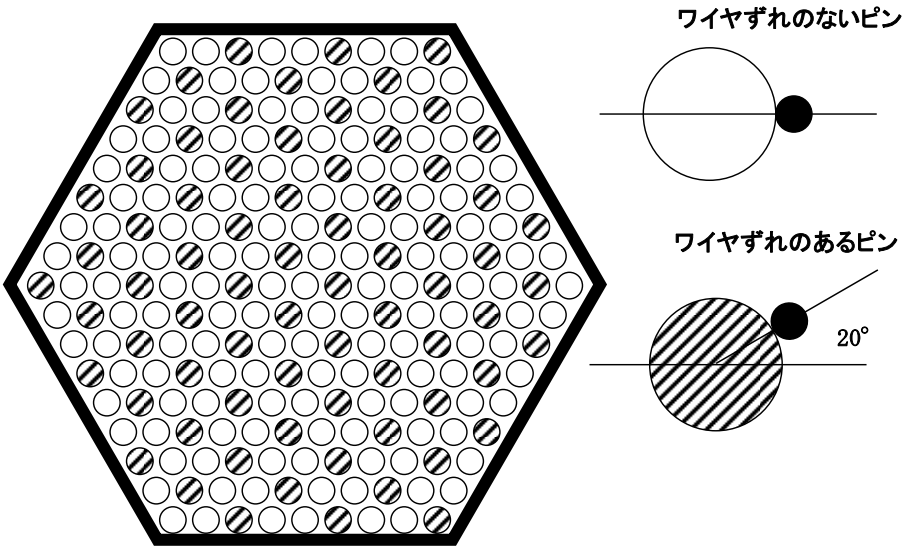


図 2-4-6　ワイヤずれピンの配置図（試験体 C）

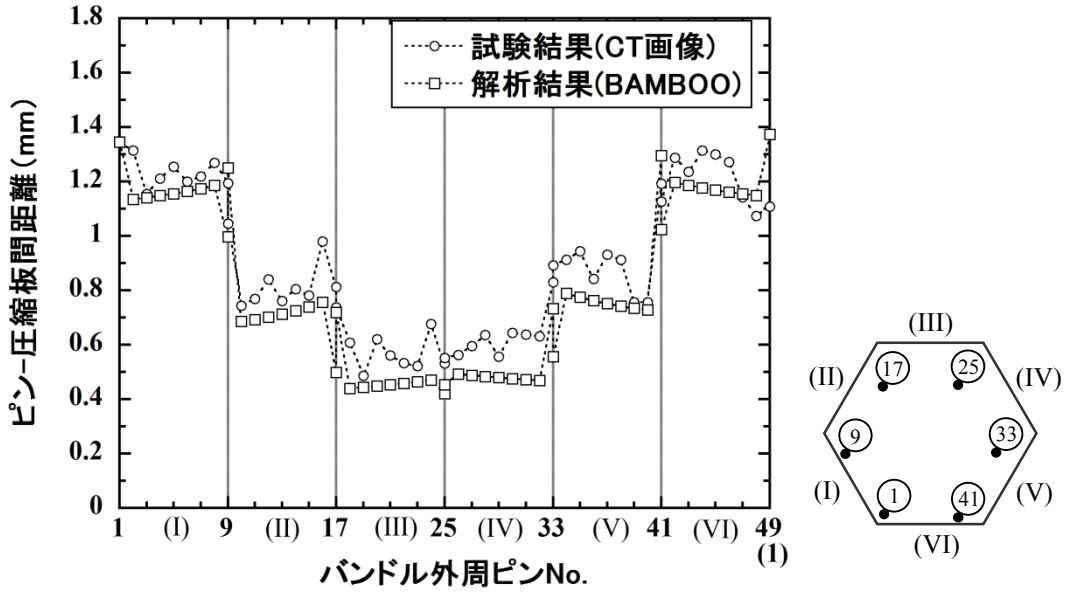


図 2-4-7　ピン－圧縮板間距離周方向分布の比較（試験体 C-1, BDI 量=1.0dw）

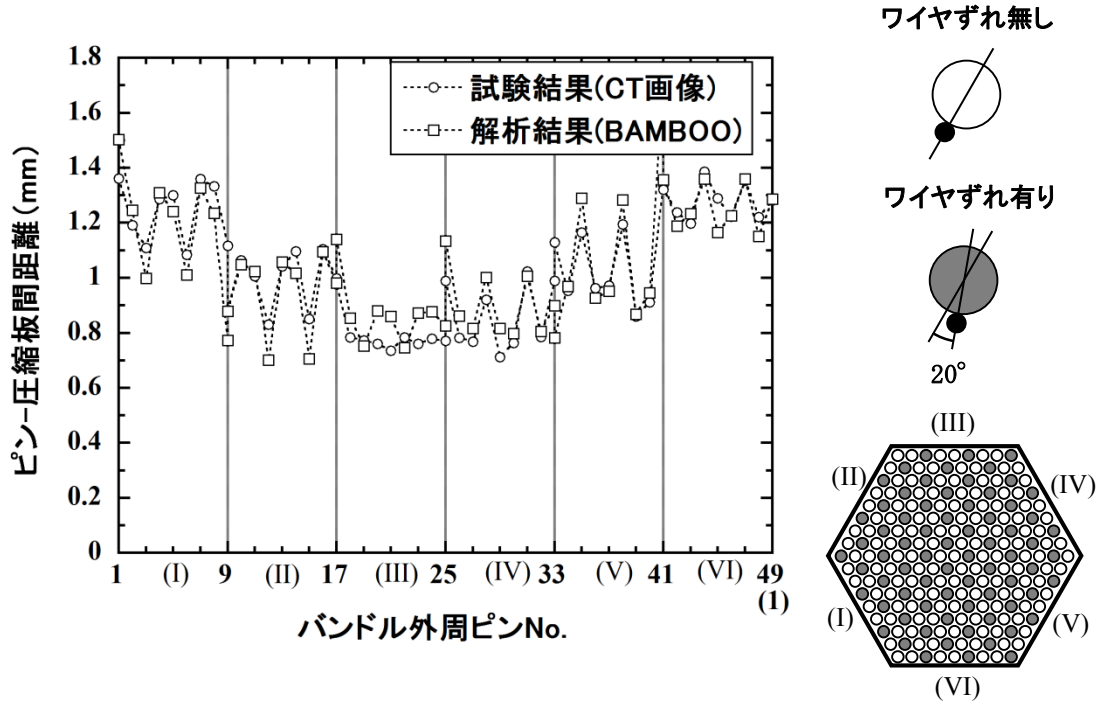


図 2-4-8　ピン－圧縮板間距離周方向分布の比較（試験体 C-2, BDI 量=1.0dw）

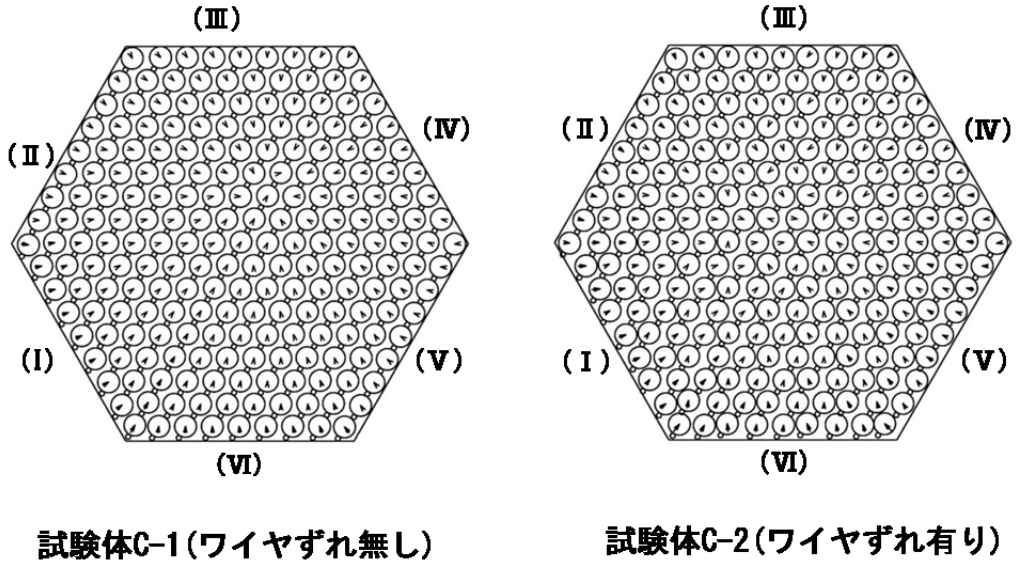


図 2-4-9　バンドル横断面図の比較（BAMBOO 解析結果，BDI 量=1.0dw）

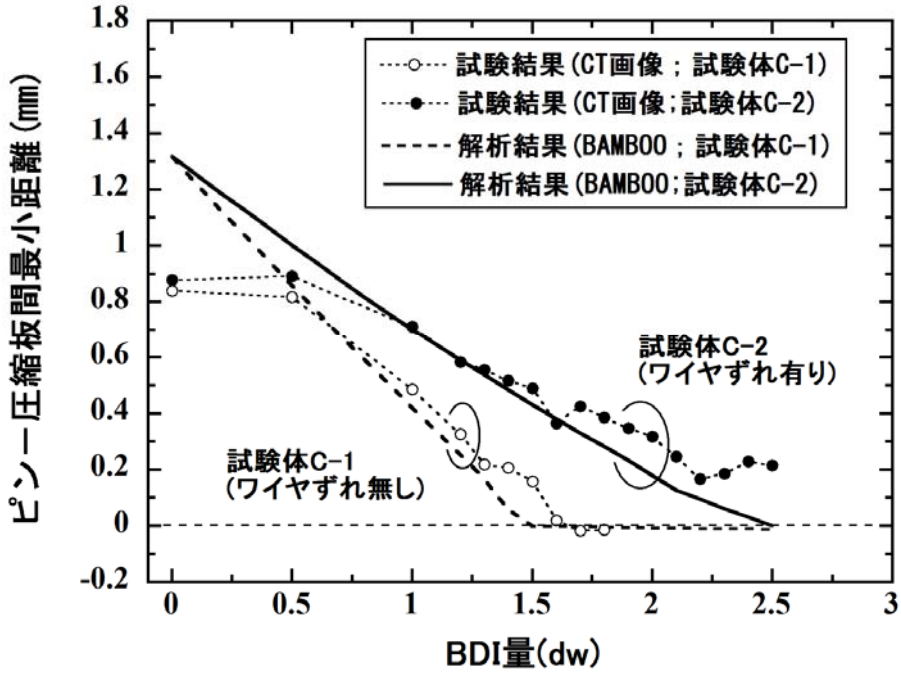


図 2-4-10　ピン－圧縮板間最小距離の履歴の比較（試験体 C）

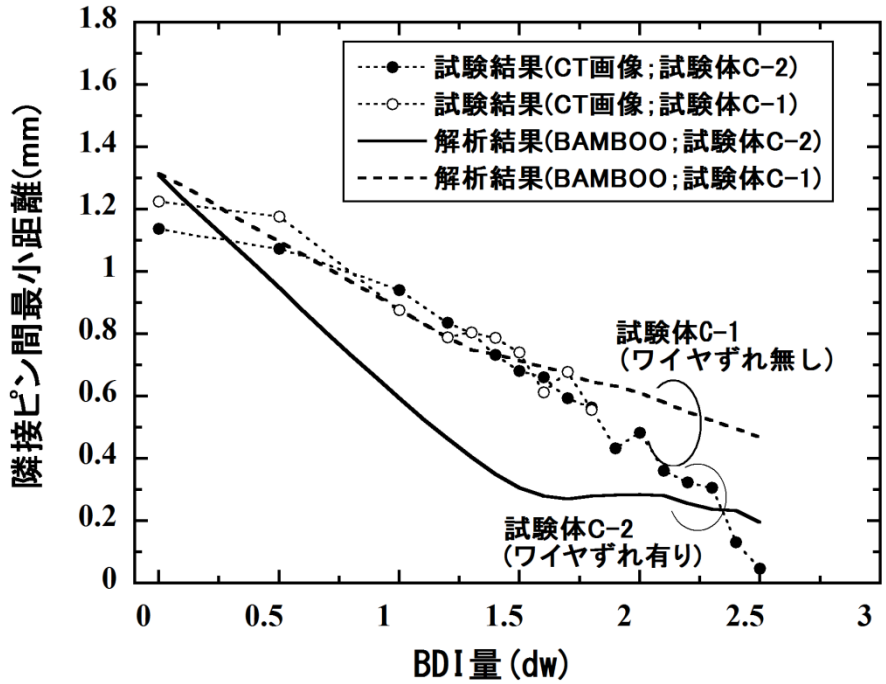


図 2-4-11　隣接ピン間距離の履歴の比較（試験体 C）

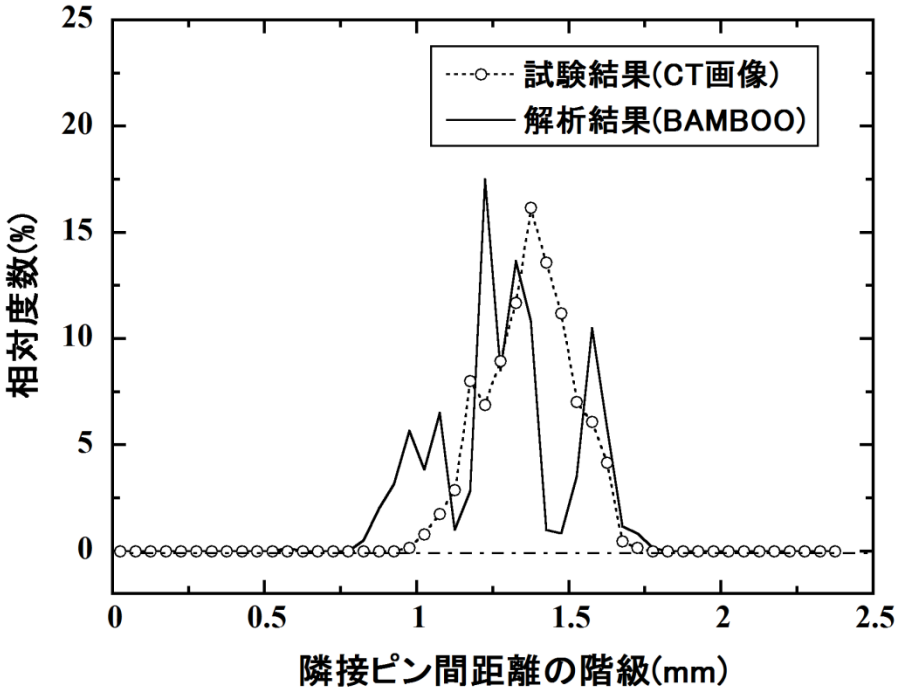


図 2-4-12　隣接ピン間距離の相対度数分布（試験体 C-2，BDI 量=1.0dw）

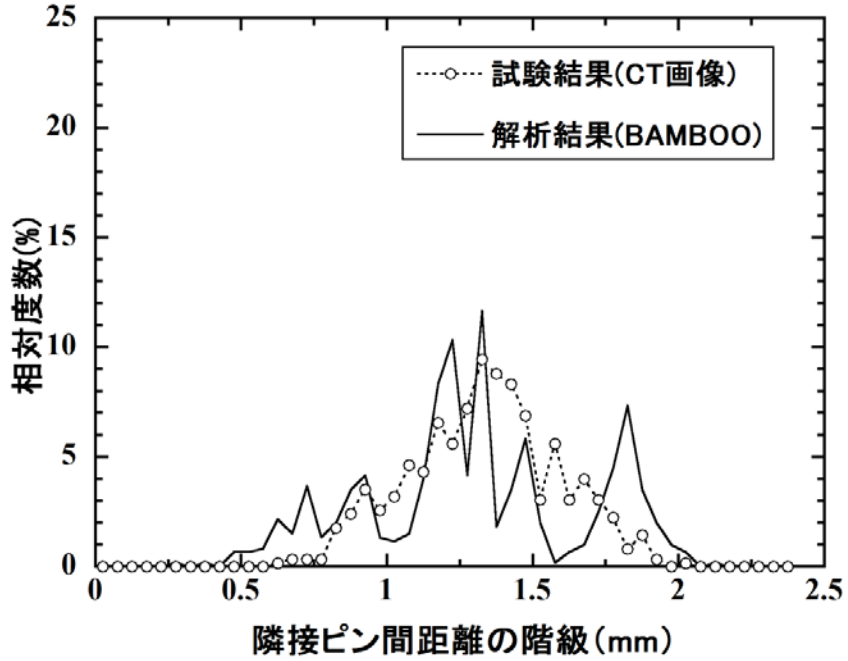


図 2-4-13　隣接ピン間距離の相対度数分布（試験体 C-2，BDI 量=1.8dw）

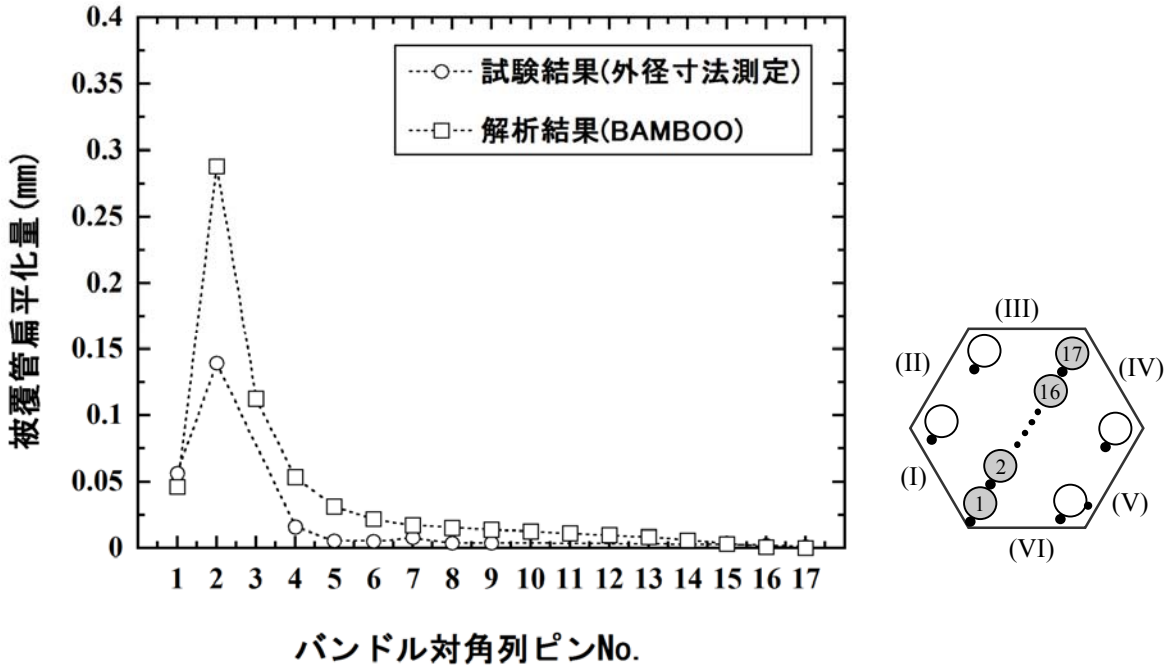


図 2-4-14　バンドル対角ピン列上の被覆管扁平化量の分布（試験体 B，BDI 量=3.4dw）

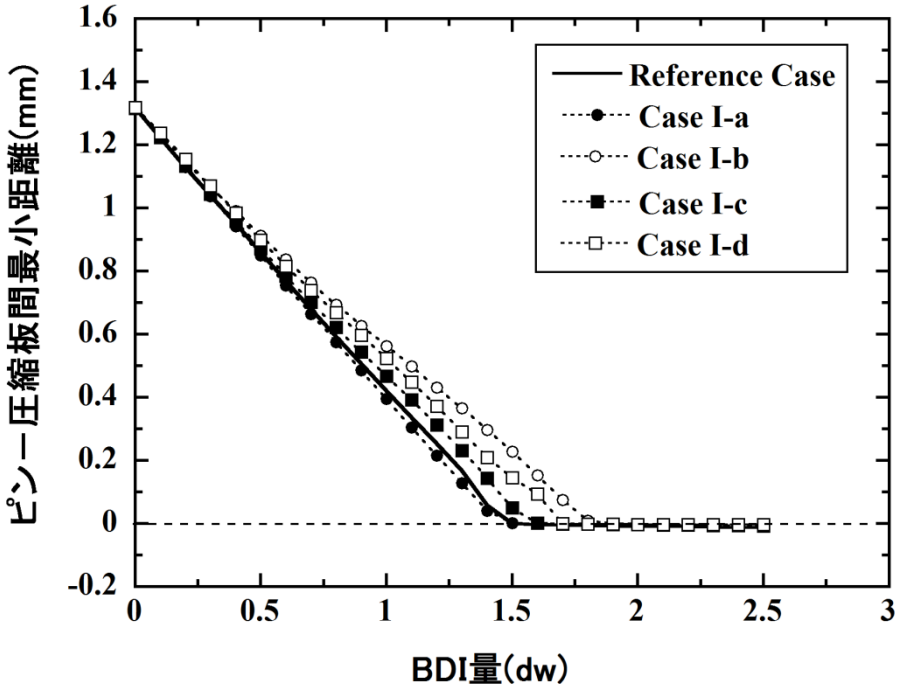


図 2-4-15　ピン－圧縮板間最小距離の比較（Case I，BAMBOO 解析結果）

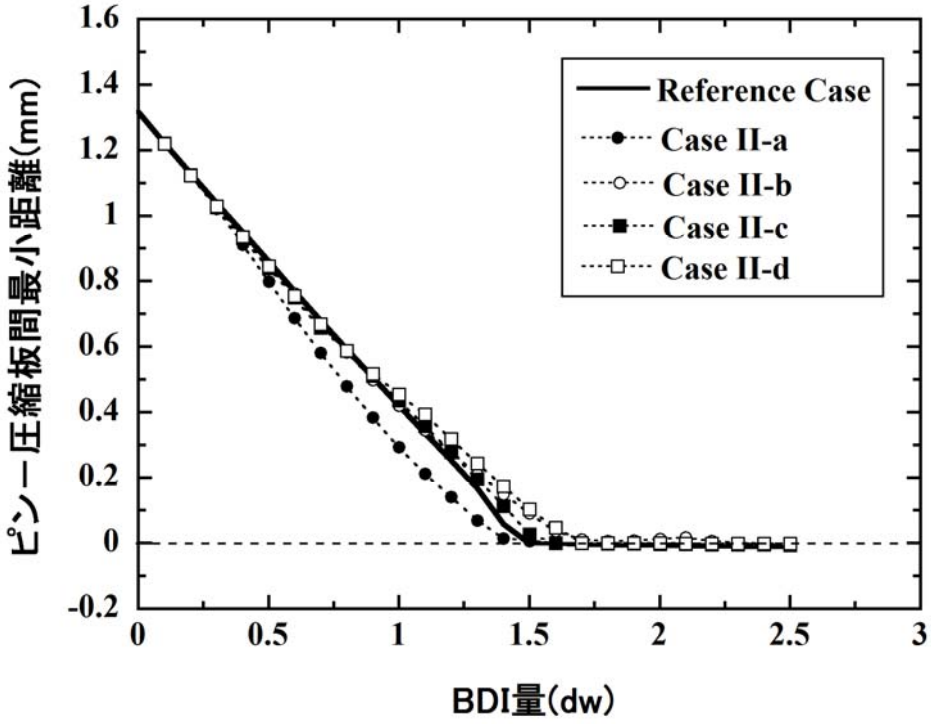


図 2-4-16　ピン－圧縮板間最小距離の比較（CaseⅡ，BAMBOO 解析結果）

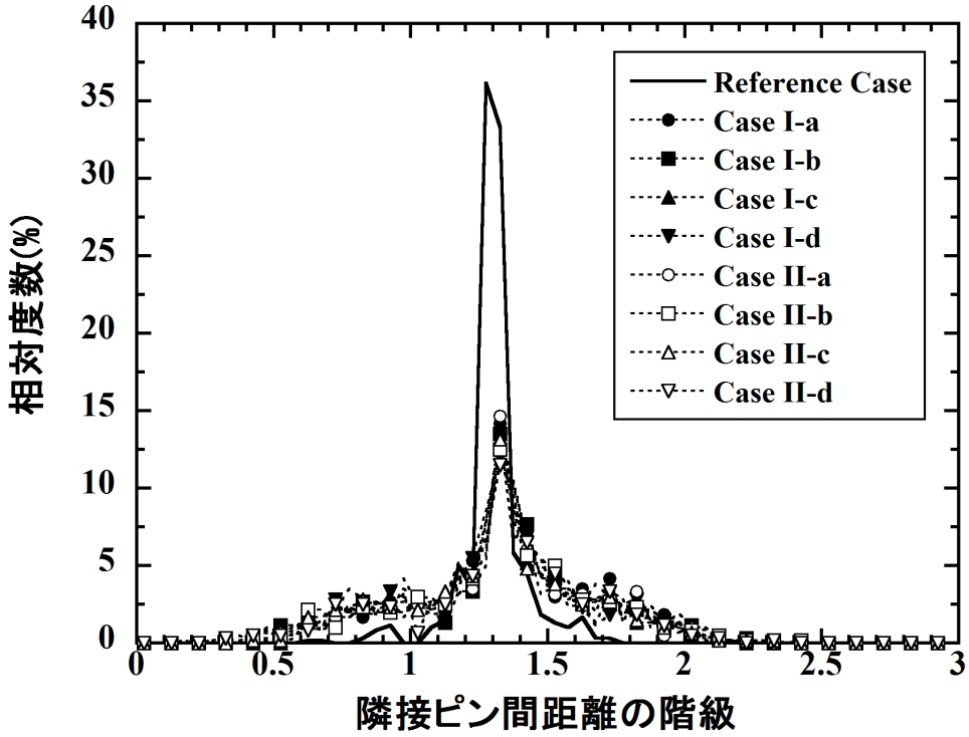


図 2-4-17　隣接ピン間距離の相対度数分布（BDI 量=1.8dw，BAMBOO 解析結果）

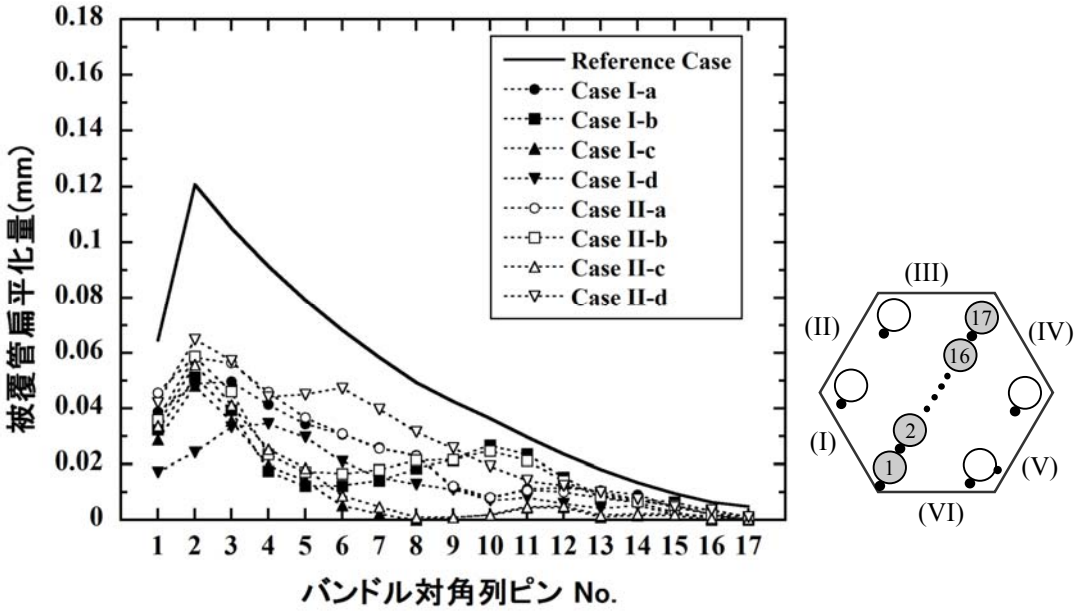


図 2-4-18　バンドル対角ピン列上の被覆管扁平化量の分布（BDI 量=1.5dw）

第３章　高燃焼度燃料集合体の BDI 挙動の研究

３．１　はじめに

炉内での BDI は、燃料ピンの外径増加によって燃料ピンバンドルが径方向に膨張し、これがダクトの膨張を顕著に上回る状況になると生じる。このような状況になると、燃料ピンは直立状態ではダクト内に収まることができず、バンドル内およびバンドルとダクトとの間で接触荷重が生じ、ピンバンドルはワイヤピッチに沿って湾曲するようになる。この時のピンバンドルの変形は、炉外バンドル圧縮試験の変形と似た状態になると推察される。

炉内における燃料ピンバンドルの変形とバンドル圧縮試験における変形の大きな違いは、前者はボイドスエリングや照射クリープ変形が主体となるのに対し、後者は弾性変形が主体となる点である。このため、炉内と炉外でピンバンドルの変形の基本原理は共通であっても、BDI 緩和機構も同程度に機能するかどうかは評価が必要であり、これが本章における研究の目的となっている。

高燃焼度化によって BDI が発生し、且つピンバンドル変形機構の詳細評価に反映可能な照射試験データは限定されるため、その評価には照射試験データだけではなく計算コードを使った解析も積極的に適用して必要があると考えられる。このため、本研究では、BAMBOO コードに対して炉外バンドル圧縮変形を主体とした解析機能を照射変形まで拡張するモデルの開発を行い、弾性変形に加えて熱膨張、ボイドスエリング、照射クリープを考慮した解析を行えるように改良した。

解析評価の対象とした照射燃料集合体はこのオーステナイト鋼から構成され高燃焼度を達成した２体である。燃料ピンの外径増加の主要因は被覆管のボイドスエリングであることから、炉内の BDI 解析のため、オーステナイト鋼のスエリングモデルを開発した。これらの集合体の照射試験結果とコードの解析結果との比較により、ピンバンドルの照射変形解析機能の検証を実施した。また、この検証解析の評価を通して、炉内における BDI 緩和機構について考察し、炉外バンドル圧縮試験との類似性について考察した。

３．２　オーステナイト鋼被覆管の燃料ピンの外径増加挙動

３．２．１　MFA-1、MFA-2 燃料集合体高燃焼度照射試験

燃料ピン外径増加は、米国の高速実験炉 FFTF（Fast Flux Test Facility）で照射した MFA-1 燃料集合体及び MFA-2 燃料集合体の燃料ピンを評価対象とした[3-1、3-2]。これら２体の集合体の照射試験は、日米燃料材料共同研究開発の枠組みで、高速炉における高燃焼度燃料集合体の性能実証を目的として実施された試験である。

MFA-1、MFA-2 燃料集合体の仕様を表 3-2-1 に示す。これらの集合体の仕様は、被覆管、ダクト、ワイヤの材料以外は同一であり、高速原型炉「もんじゅ」の炉心燃料集合体の仕様を模擬したものとなっている。それぞれの集合体には、169 本の MOX 燃料ピンが装荷されており、被覆管、ワイヤ、ダクトの材質は、MFA-1 では改良型 SUS316 鋼、MFA-2 で

は 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼が使用された[3-3]。表 3-2-2 にこれらの材料の化学組成と冷間加工度を示す。両材料とも冷間加工仕上げとなっているのは、冷間加工で高密度転位を導入することによって、ボイドスエリングを抑制するためである。これは、材料の冷間加工度で生じた転位が非常に高密度な状態で絡み合っているため、格子間原子を優先吸収する効果が転位間の総合作用によって弱められる効果により、ボイドスエリングの発生が抑制されるという考え方に基づいている[3-4]。

MFA-1、MFA-2 集合体の照射条件を表 3-2-3 に示す。MFA-2 集合体は炉心装荷位置の関係で集合体内の中性子束勾配が大きく、照射末期における高速中性子照射量（ピーク値）は 19.4～23.8×10^{26}n/m^2(E>0.1MeV)と集合体内で勾配が生じたが、MFA-1 では集合体内の高速中性子照射量分布が比較的平坦であった。いずれの集合体においても燃料ピンの破損は生じず、ペレットピーク燃焼度で 140WWd/t を超える高燃焼度まで健全性を維持したことが確認された。図 3-2-1 に両集合体の Na 冷却材の集合体出口温度（計算値）の履歴を示す。横軸の照射日数は全出力換算日（EFPD：Effective Full Power Day）である。照射期間中に冷却材温度が急激に変動している時期があるのは、これらの集合体あるいはその隣接集合体の炉心装荷位置が変わったため出力変動が生じた影響によるものと考えられる。

これらの冷却材温度履歴によると、MFA-1、MFA-2 とも照射期間中の燃料被覆管の肉厚中心最高温度（計算値）は約 923K（約 650℃）である。

照射試験の終了後、これらの集合体の照射後試験が行われ、被覆管、ワイヤ、ダクトの寸法測定や燃料ピン断面の金相試験などが実施された。

３．２．２　燃料ピンの外径変化評価

図 3-2-2 及び図 3-2-3 に、照射後の MFA-1、MFA-2 燃料ピン外径歪みの実測値の軸方向プロファイルをそれぞれ示す[3-5]。外径歪みは、燃料ピンからワイヤを取り外した状態で、被覆管の周方向 45° のピッチ毎に軸方向にスキャンして外径を測定し、4 方向から測定した外径寸法値を平均化して得られたものである。これらの燃料ピンはそれぞれの集合体のバンドル中心部付近に装荷され比較的高温で照射された条件のピンであるが、外径歪みのプロファイルの傾向は、外径測定を行った他のピンと共通している。横軸の X/L は、MOX 燃料カラム下端からの相対位置を表しており、X/L=0.0 は燃料カラム下端部、X/L=1.0 は燃料カラム上端部である。これらの図には、比較のため被覆管のボイドスエリング歪み（以降ではボイドスエリングを単に「スエリング」と呼称する。）をプロットした。このスエリング歪みも実測値であり、スエリングの等方性を考慮して、照射後の被覆管の密度測定により得られた（体積）スエリング量の 1/3 とした。

MFA-1、MFA-2 燃料ピンとも、外径歪みは中性子照射量が高い燃料カラム中心部近傍で増加している。スエリング歪みとの比較から、この外径増加は被覆管スエリングによるものであり、しかもこの軸方向位置ではスエリング歪みが外径歪みの大半を占めていることが明らかである。残りの外径歪みの成分（外径歪みとスエリング歪みとの差）は被覆管の

照射クリープによる膨れであり、その荷重要因として燃料ピン内の FP ガス圧力と FCMI（Fuel-Cladding Mechanical Interaction ; 燃料-被覆管機械的相互作用）の圧力が挙げられるが、被覆管のスエリングによってピン外径歪みが大きくなる部分では、FP ガス圧力の影響が支配的である [3-6、3-7]。

（１）被覆管スエリングの評価

MFA-1 で使用された改良型 SUS316 鋼被覆管と、MFA-2 で使用された 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼のスエリング特性を比較するため、図 3-2-4 に MFA-1、MFA-2 燃料ピンについて、各ピンの外径歪みの最大値を縦軸にとり、横軸にピーク高速中性子照射量をとって比較した結果を示す。中性子照射量に対する MFA-2 のピン外径歪みは、傾向として MFA-1 の外径歪みのほぼ延長上にあることから、改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイトの耐スエリング性能は同等であると考えられる。

15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼は改良 SUS316 鋼の耐スエリング性能とクリープ強度の向上を狙って開発された材料であるが、MFA-2 で照射した被覆管では耐スエリング性能の差が見られなかった原因として、冷間加工度や添加元素量の違いが関係している可能性がある。表 3-2-2 より、改良型 SUS316 鋼被覆管では Si の添加量が約 0.8wt%で冷間加工度は 18%以上あるのに対し、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼被覆管では Si 添加量と冷間加工度のいずれかが低めである。一方、ダクトについては、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の Si 含有量と冷間加工度は改良型 SUS316 鋼と同程度である。

図 3-2-5 に、MFA-1、MFA-2 集合体のダクトの対面間寸法変化率実測値の軸方向プロファイルを示す。これらの変化率は３方向の対面中心間寸法（面Ⅰ－Ⅳ、Ⅱ－Ⅴ、Ⅲ－Ⅵ）を平均して算出した値である。ダクトの対面間寸法の増加の原因はスエリングと Na 冷却材内圧による照射クリープ変形であるが、スエリングが支配的と考えられる。MFA-2 ダクトの寸法増加は MFA-1 よりも小さいことから、ダクトの耐スエリング性能は 15Cr-20Ni 改良オーステナイトが改良型 SUS316 鋼よりも優れていると考えられる。従って、15Cr-20Ni 鋼改良オーステナイト鋼被覆管は、上述の添加元素と冷間加工度のいずれかが低めになっていたことが原因で、耐スエリング性能を十分に発揮できなかった可能性がある。

MFA-1、MFA-2 集合体で照射した改良型 SUS316 鋼の被覆管と 15Cr-20Ni 鋼改良オーステナイト鋼の被覆管のスエリング特性は同等と考えられるので、BDI 評価に適用することを意図して、これらの材料に共通した被覆管スエリングモデル（スエリング式）を、スエリング測定値が豊富な改良型 SUS316 鋼のデータを基に作成した[3-8、3-9]。

スエリングのモデルは、スエリング量が照射量の n 乗に比例して増加する次式の Power law 型とした。

$$\Delta V/V_0 = m_1(\phi_t - m_2)^{\mathrm{n}} \qquad \cdots(3\text{-}1)$$

ここで、$\Delta V/V_0$=スエリング量(vol.%)、ϕ_t=中性子照射による損傷量(dpa)、n、m_1、m_2=

材料や温度によって決まる変数である。$\phi_t < m_2$の期間はスエリング潜伏期間と見なして、スエリング量をゼロ（$\Delta V/V_0 = 0$）とする。図 1-3-1 に示すように、高速中性子照射量がある程度以上高くなるまで定常的なスエリングが始まらない期間があり、この期間をスエリング潜伏期間と呼んでいる。これはボイドが発生するためには一定期間の照射量が必要であり、それまではスエリングがほとんど生じない現象を意味している。損傷量から高速中性子照射量への換算は、1.0×10^{26}n/m²(E>0.1MeV)=5.0dpa とした。

このスエリング式は、両辺の対数を取ることにより、スエリングデータを用いて直線で一義的に設定でき、かつ横軸照射量の外挿範囲が小さくなるという利点がある。図 3-2-6 は改良型 SUS316 鋼被覆管のスエリング実測値（照射温度範囲：748～778K）を用いて、照射量－スエリングとの関係を通常の両線形プロットと両対数プロットとで比較したものである。この図では、m_2=82.5dpa となっているが、この時に直線回帰のデータのバラつきが最小となり、式(3-1)のn値は 1.6 に定まった。

スエリング式の作成では、n値は温度や部材（被覆管、ダクト、ワイヤ）によらず 1.6 で一定とし、m_1とm_2に対しては、部材毎に以下の温度の関数で表した。

$$m_i = A_i/exp[\{(T - B_i)/C_i\}^2] \ ,i=1,2 \qquad \cdots(3\text{-}2)$$

ここで、T は照射温度である。また、A_i、B_i、C_iは材料と部材によって定まる定数であり、それぞれのスエリングデータを回帰することで得た。図 3-2-7 は被覆管のスエリング式の m_1 と m_2 に対する回帰結果である。式(3-2)はある温度で極大となるが、このような特性によって m_1 と m_2 の温度依存性を適切に表現できることが分かる。改良型 SUS316 鋼の被覆管スエリング式をベースに、部材別、材料別に A_i、B_i、C_i を調整した。

このようにして実験相関式として得られたスエリング式の特性を、高速中性子照射量－スエリング量の関係として図 3-2-8 に示す。ここで、計算した温度条件（被覆管：773K（500℃）、ダクト：703K（430℃））は、被覆管とダクトで、それぞれスエリングが大きくなる温度条件である。計算されたスエリング特性を改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20 鋼改良オーステナイト鋼で比較すると、被覆管の場合は同程度であるが、ダクトの場合には 15Cr-20Ni 鋼改良オーステナイト鋼のスエリングが小さく計算されており、図 3-2-2 と図 3-2-3、図 3-2-5 に示した被覆管とダクトの照射後の寸法測定結果を反映した特性となった。

（２） 燃料ピン外径変化の評価

式(3-1)、式(3-2)のスエリング式を用いて、MFA-1、MFA-2 燃料ピンの外径変化を評価した。外径変化は被覆管スエリングとピン内ガス圧力による照射クリープ変形の和として評価した。被覆管材料の照射クリープ歪み式は、照射クリープ歪み増分：$\Delta\varepsilon_c$と応力：σとの以下の関係式で表される[3-10]。

$$\Delta\varepsilon_c = (B_0\Delta\phi_t + D_0\Delta S)\sigma \qquad \cdots(3\text{-}3)$$

ここで、$\Delta\phi_t$=高速中性子照射量増分、ΔS =ボイドスエリング増分である。B_0とD_0はクリープ係数（B_0：照射量依存係数、D_0ボイドスエリング依存係数）で材料に依存する定数である。照射クリープは、応力の向きによって格子間原子と空孔が転位に吸収される度合いが異なることが主要な機構と考えられ、クリープ歪みが応力の一次に比例して生じること、またボイドスエリングと相関があり、応力と歪みの関係が上式のように定式化される。この照射クリープ歪みと高速中性子照射量との関係を模式的に示すと、図 3-2-9 のようにボイドスエリングの発生によりクリープ歪みが加速する特性となる。

ピン内のガス圧力については、照射後試験でピンパンクチャー試験が行われ、ピン内ガス量が測定されているので、この結果を基に燃料ピン内のガス圧力履歴を設定した。被覆管を次式により薄肉円筒管近似してガス圧力から周方向応力を求め、照射クリープ歪みを計算した。

$$\sigma_H = (\mathrm{D}/2\mathrm{t})p \qquad \cdots(3\text{-}4)$$

σ_H=被覆管の周方向応力、p =燃料ピン内ガス圧力、Dとtはそれぞれ被覆管の肉厚中心径と肉厚である。

式(2-18)の照射クリープ歪み式は、相当応力と相当歪みの関係になっている。これらの応力と歪みは次の von Mises の相当応力を使用して求めた[3-11]。

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\{(\sigma_H - \sigma_R)^2 + (\sigma_R - \sigma_Z)^2 + (\sigma_Z - \sigma_H)^2\} / 2} \qquad \cdots(3\text{-}5)$$

ここで、σ_{eq}=相当応力、σ_H=周方向応力、σ_R=径方向応力、σ_Z=軸方向応力である。また、ガス内圧が加わる状態での薄肉円筒管近似では、$\sigma_Z = \sigma_H / 2$、$\sigma_R = 0$である。

相当歪みと周方向歪み（外径歪み）との関係はプラントルルイスの流れ則に従うとする。

$$\varepsilon_H = (\varepsilon_{eq}/\sigma_{eq})\{\sigma_H - (\sigma_Z + \sigma_R)/2\} \qquad \cdots(3\text{-}6)$$

ここで、ε_H=被覆管の周方向歪みである。尚、薄肉円筒管近似では被覆管の径方向歪み：$\varepsilon_R = -\varepsilon_H$、軸方向歪み：$\varepsilon_Z = 0$である。

照射クリープ歪式にはスエリング依存項が含まれており、スエリングが大きくなると照射クリープが加速する特性を考慮したものとなっているので、スエリングが大きくなる燃料カラムの中心部では照射クリープによる外径増加も大きく評価するようになる。

MFA-1、MFA-2 燃料ピンの外径歪みを計算し、実測値と比較した結果を図 3-2-10 に示す。被覆管のスエリングが生じて外径歪みが大きくなる燃料カラム中心部（X/L=0.3－0.6）では、計算値と実測値は一致したが、それ以外の部分（燃料カラム上部や下部）では計算値は実測値を下回った。計算値が実測値と合わない原因として、図 3-2-2 より燃料カラム上部ではスエリングの計算が過小評価になっていることが考えられ、スエリング式が高温度条

件でのスエリング特性を適切に評価できていない可能性がある。一方、下部側では、図 3-2-3 より照射クリープ歪みを小さく計算していると考えられる。燃焼度が高くなると、燃料カラム下部側では FCMI が発生する場合があるが[3-7、3-12]、評価ではピン外径増加に対する FCMI の寄与を考慮していないため、外径歪みの計算が過小評価になった可能性もある。また、照射クリープ歪み式自体も、低温度条件での照射クリープ特性を適切に評価できていない可能性もある。

このように、燃料ピン外径歪みの計算結果は外径歪みが小さい燃料カラム上下部では実測値を適切に再現できなかったが、外径歪みが大きくなる燃料カラム中央部では実測値と比較的良く一致した。BDI 評価の観点では、燃料ピンの外径増加が大きくなる部分で BDI が厳しくなる（BDI 量が高くなる）ので、この部分で外径増加を精度良く評価できることが重要である。従って、上述の燃料ピンの外径歪みの評価結果に用いたスエリング式と照射クリープ歪み式を燃料ピンバンドルの変形解析に適用することは適切であると考えられる。

３．３　高燃焼度燃料集合体ピンバンドルの照射変形評価

図 3-2-2～図 3-2-5 より、MFA-1、MFA-2 集合体では燃料ピンの膨れがダクトの膨れを上回っていることが分かる。両集合体の照射後の燃料ピン、ダクト、ワイヤの寸法測定結果を用いて照射末期の BDI 量を推定した結果、BDI 量（最大値）は、MFA-1 では約 0.7dw、MFA-2 では約 1.9dw となった。

ここで、BDI 量は式(2-1)、式(2-2)によって計算したが、ダクトの内対面寸法に対し、冷却材内圧によるバルジング変形の影響は除外しスエリングの寄与分のみを考慮するため、図 3-3-1 に示すように、バルジング変形の寄与が小さい対角間寸法の 3 方向の平均値を対面方向に換算した値とした。MFA-1、MFA-2 の BDI 量がある程度の大きさになっていることから、これらの集合体について、BAMBOO コードによる燃料ピンバンドルの照射変形評価を実施することとした[3-5]。

３．３．１　解析モデルと解析条件

（１）解析モデル

照射変形解析のためには、熱、スエリング、照射クリープを考慮する必要がある。このため、式(2-6)で定式化した BAMBOO コードのピンバンドル変形解析のモデル式において、外荷重ベクトルの{P}を以下のように定式化にした[3-13]。

$$\{\mathrm{P}\} = \int_V [B]^T [D]\{\varepsilon_{th+sw+cr}\}dV \qquad \cdots(3\text{-}7)$$

ここで、

$[B]$　　=梁要素の歪み－変位マトリクス

$[D]$　　=梁要素の応力－歪みマトリクス

$\{\varepsilon_{th+sw+cr}\}$ =歪みベクトル（熱膨張歪みベクトル、スエリング歪みベクトル、照射クリープ歪みベクトルの和）

$\int_V dV$　　=梁要素の体積積分

である。

梁要素は、図 3-3-2 のように両端部のそれぞれに積分点が 6 個あり、被覆管の歪みや応力がここで計算される。被覆管の全歪みをε_{total}とおくと、応力：σはヤング率：E を用いて、

$$\sigma = \mathrm{E}(\varepsilon_{total} - \varepsilon_{th+sw+cr}) \quad \cdots(3\text{-}8)$$

である。クリープ歪みによる応力緩和はこの式によって解析する。

被覆管の扁平化は、次式により弾性変形と照射クリープ変形の寄与を考慮した。

$$\Delta\mathrm{D} = p(1/k + 1/k_c) \quad \cdots(3\text{-}9)$$

ここで、ΔD =扁平化量、p =BDI 荷重、k =被覆管扁平化剛性である。k_cは以下の考え方に基づいてヤング率とポアソン比を照射クリープ変形解析用に置き換えた扁平化剛性である。

弾性変形による歪み: ε_eと応力: σとの関係は、ヤング率: Eを用いてフックの法則により次式の通りである。

$$\varepsilon_e = \sigma/\mathrm{E} \quad \cdots(3\text{-}10)$$

一方、照射クリープ歪み増分と応力との関係も、式(3-3)に示したように一次式で表される。これらの応力と歪みの関係式において弾性変形の場合と照射クリープ変形の場合とで異なるのは、応力と歪みを結びつける係数が、弾性変形ではヤング率の逆数（$= 1 / E$）であるのに対して照射クリープ変形では係数（$= B_0\Delta\phi_t + D_0\Delta S$）であること、弾性変形ではポアソン比が 0.3 程度であるが、クリープ変形では体積歪みが 0（体積変化が生じない）であるので、ポアソン比が 0.5 になるということの２点である。

式(2-16)に示した線荷重モデルによる被覆管扁平化量と荷重との関係式では、被覆管材料のヤング率： Eとポアソン比：νを含んでいる。従って、線荷重モデ線荷重モデルを照射クリープ変形解析に適用するには、ヤング率とポアソン比を以下のように置き換えれば良い。

・ヤング率　　：$\mathrm{E} \rightarrow 1/(B_0\Delta\phi_t + D\Delta S)$ …(3-11)

・ポアソン比　：$\nu \rightarrow 0.5$

このようにEとνを置き換えた線荷重モデルで解析した被覆管の扁平化量と BDI 荷重との関係を BAMBOO コードに反映させることにより、炉内における被覆管の扁平化を弾性・クリープ解析で評価できるようになる。

（2）解析条件

被覆管、ダクト、ワイヤの温度は、集合体サブチャンネル（熱流動）解析コード「ASFRE」の計算値を BAMBOO コードの入力条件として与えた[3-14]。BAMBOO の解析では、これらの温度は照射期間中に変化しないものとした。初期ワイヤ張力は MFA-1、MFA-2 とも 0.1N とした。ワイヤ張力によるピンの湾曲変形は、式(3-7)の外荷重ベクトル：$\{P\}$で考慮することとした。ワイヤ張力によるピンの湾曲は初期には弾性変形のみで生じるので、この湾曲変位に等価な節点荷重ベクトルを{P}に加えた。同時に、照射によって生じる照射クリープ変形分を式(3-6)の歪みベクトル：$\{\varepsilon_{th+sw+cr}\}$に追加することで、ワイヤ張力のクリープ緩和も考慮できるようにした[3-15]。

MFA-2 燃料ピンの照射後外径寸法測定値の軸方向プロファイルを図 3-3-3 に示す。これは被覆管周方向の直行する 2 方向から外径を測定した結果であるが、外径増加が大きく生じている燃料カラム中心部（X/L=約 0.5）で、被覆管の扁平化が生じていることが分かる。このような局所的な扁平化は被覆管とワイヤとの相互作用によって生じたと考えられる。この相互作用は BDI 荷重によるものと、被覆管が自己ワイヤによって締め付けられることによるものとの２通りがあるが、後者は被覆管のスエリングがワイヤのスエリングを大幅に上回る場合に発生する。MFA-2 は被覆管とワイヤの材質が同じ 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼であり被覆管とワイヤのスエリング差は小さいこと、照射後にワイヤのゆるみが確認されたことから、ワイヤの締め付けが生じた可能性は低く、扁平化は BDI 荷重によるものが支配的であったと考えられる。これより、扁平化の発生位置から照射後のワイヤの位置を推定した。

図 3-3-4 に MFA-2 燃料ピンのワイヤ位置を、軸方向位置と周方向位置との関係で示す。黒丸のプロットが扁平化発生位置から推定したワイヤ位置である。比較のため、正規のワイヤ位置と製造公差をそれぞれ実線と破線で示した。軸方向位置に対するプロット点の右上がりの傾きは、実線のワイヤ正規位置の傾きと整合しているので、扁平化の発生位置はワイヤの位置に対応していることが分かる。しかし、プロット点のバラつきが特に燃料カラム中心部付近で大きくなっており、製造公差の±10mm 以内の範囲から大きく外れた点があることから、照射中にワイヤのずれが生じたと考えられる。同様に、MFA-1 燃料ピンのワイヤ位置を評価した結果を図 3-3-5 に示す。MFA-1 では、扁平化発生位置のプロット点のバラつきは MFA-2 よりも小さく、ほとんどが製造公差の範囲内にある。これより、MFA-1 燃料ピンでは照射中のワイヤずれの発生があったとしても、ずれ量は小さかったと考えられる。

ワイヤのずれはディスパージョンの原因となることから、BAMBOO の解析条件として、MFA-1 ではワイヤのずれを考慮せず（ディスパージョン無し）、MFA-2 ではワイヤのずれ

を考慮したものと考慮しないものとの２通りの条件（ディスパージョン有り、ディスパージョン無し）を設定した。

「ディスパージョン有り」の解析では、ワイヤの正規位置からの軸方向ずれ量が±15.2mmの範囲内で発生する条件とした。このずれ量は、MFA-2 燃料ピンの扁平化発生位置から推定したワイヤ位置の、ワイヤ正規位置に対する標準偏差に相当する。この解析では、初期のワイヤは正規位置にあると設定し、ワイヤの軸方向ずれが最大 BDI 量に比例して増加するものとした。各ピンにランダムな軸方向ワイヤずれ率を与えるが、照射中はどのピンもワイヤピッチの長さ自体は維持すること（=307mm 固定）とした。

尚、被覆管の扁平化が顕著に生じる部分は BDI 量が高い軸方向位置（燃料カラム中心部近傍）である。この位置では図 3-3-3 に示したように被覆管のスエリングが増加してピン外径歪みが大きくなり、被覆管の膨れが燃料ペレットの膨れを上回るため、燃料ペレットの存在が被覆管の扁平化を制限する効果は少ないと考えられる。従って、扁平化に対する燃料ペレットの影響は考慮しないこととした。

３．３．２　解析結果

図 3-3-6 に MFA-1、MFA-2 の BDI 量（軸方向最大値 : X/L=0.48 で発生）の履歴を示す。照射末期における BAMBOO コードの BDI 量計算値は、比較のために示した寸法測定結果から評価した BDI 量（MFA-1 : 約 0.7dw、MFA-2 : 約 1.9dw）と良く一致しており、コードの解析はピンとダクトの実際の寸法変化を適切に再現できていると考えられる。

図 3-3-7、図 3-3-8 に MFA-1、MFA-2 のバンドル対角列における照射後のピン変位プロファイルの解析結果をそれぞれ示す。これらの図において、破線は初期位置、実線が変位後の位置を表す。両矢印は接触荷重発生位置である。MFA-1、MFA-2 とも燃料ピンの湾曲は燃料カラム中心部で大きくなっているが、これは同軸方向位置で BDI 量が大きくなっていることに対応した結果である。また、燃料カラム部よりも上部の位置でもピンのうねりが若干解析されているが、このうねりはワイヤ張力の影響によるものである。

図 3-3-9 に BDI 量が最大となった軸方向位置（X/L=0.48 ; ピンチプレーン）でのバンドル横断面の解析結果（BAMBOO コードの出力イメージ）を示す。MFA-2 のディスパージョン有りの解析ケースでは、ピン配列の乱れがある程度発生しており、照射変形解析においても、中間接触解析モデルを適用してディスパージョンが解析できることが確認できた。

３．３．３　照射変形における BDI 緩和機構の評価

図 3-3-10 は、MFA-1、MFA-2 の燃料カラム中心領域（X/L=0.3－0.6）で発生した被覆管扁平化量を平均化した値を、コードの計算値と実測値で比較した結果である。MFA-1 では、扁平化のコード計算値は実測値と概ね一致したが、MFA-2 では、コード計算値（ディスパージョン有り）は実測値よりも小さくなった。一方、MFA-2 のピンのディスパージョン無しの解析ケースでは、コード計算値と実測値は概ね一致した。炉外バンドル圧縮試験の解

析では、ディスパージョンが生じると、BDI 荷重を低減化する方向に燃料ピンが変位したが、照射変形解析においても、ディスパージョンよって BDI 荷重が減少したことが分かる。MFA-2 に対する扁平化の計算値と実測値を比較すると、ディスパージョン無しの解析ケースの方が実測値に近いので、MFA-2 では実際にはディスパージョンが顕著には生じていなかった可能性がある。図 3-3-9 からおおよそ分かるようにディスパージョンの有無によるバンドルの対面方向寸法の違いは小さく、コードの解析からも MFA-2 では BDI の緩和機構としての機能はほとんど作用しなかったと考えられる。

図 3.3.11 に、照射末期における MFA-1、MFA-2 集合体の対角ピン列上の被覆管扁平化量（BAMBOO 解析結果）の分布を示す。評価軸方向位置は BDI 量最大位置（X/L=0.48）である。また、扁平化量は照射クリープ変形によるものである。式(2-22)を用いて、この扁平化による BDI 緩和量を評価した結果、MFA-1 では 0.65mm（0.49dw）、MFA-2 では 1.06mm（0.80dw）となった。これより、MFA-2 では、BDI 量（=1.9dw）の約 40%が被覆管の扁平化によって緩和されていることになる。燃料ピンの湾曲によって BDI 量は 1 ワイヤ径分（1.32mm=1.0dw）まで緩和できることから、MFA-2 集合体では、ピン湾曲と被覆管扁平化によって 1.80dw(=0.8dw+1.0dw)の BDI 量を占めたということになる。この値は MFA-2 の BDI 量の 95%である。一方、MFA-1 では BDI 量（=0.7dw）の約 70%が扁平化によって緩和されているので、0.21dw 分のピン湾曲によって変形が説明できる。これより、照射変形における BDI の緩和機構は、炉外バンドル圧縮試験と同様に被覆管の扁平化が主体であり、ピンのディスパージョンはほとんど寄与しないことが示された。この BDI 緩和機構によって、140GWd/t を超えるような高燃焼度まで燃料の健全性が維持できたと考えられる。

３．４　まとめ

燃料ピンバンドルの照射変形評価を目的として、被覆管やダクトなど燃料集合体構成部材の材料照射変形特性をモデル化するとともに、BAMBOO コードの照射変形解析の定式化を行った。米国の高速炉で照射した高燃焼度集合体（MFA-1、MFA-2）を対象として、燃料ピンの外径変化と燃料ピンバンドルの照射変形の評価を実施した。これらの評価結果を基に、炉内における BDI 緩和の機構を考察した。得られた知見は以下の通りである。

（１） 材料スエリング特性を Power-law 型スエリング式で評価することにより、MFA-1、MFA-2 の被覆管やダクトに用いられた改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼のスエリング式を作成した。これにより、100dpa（=20 × 10^{26}n/m^2,E>0.1Mev）を超える高照射量域までのスエリング特性を温度と照射量の関数として評価できるようになった。

（２） このスエリング式を用いて MFA-1、MFA-2 の燃料ピン外径歪みを評価した結果、被覆管のスエリングが大きくなる燃料カラム中心部においては、被覆管のスエリングとピン内 FP ガス圧力による照射クリープ変形によってピンの外径増加を適切に

評価できることを示した。

（3） BAMBOO コードにおいて、熱膨張、スエリング、照射クリープによって生じる歪みに等価な節点荷重ベクトルを求め、これを接触・分離解析の定式化における外荷重ベクトルに加える改良を行った。これによって燃料ピンバンドルの照射変形解析が可能になった。

（4） MFA-1、MFA-2 の燃料ピンバンドル照射変形解析を実施した。被覆管の扁平化量の解析結果は試験結果に近い値となり、BAMBOO コードの照射変形解析の妥当性が確認できた。また、試験結果と解析結果を基に BDI の緩和機構を考察した結果、照射変形においても BDI 緩和の主要機構は被覆管の扁平化であることが明らかとなり、炉外バンドル圧縮試験におけるピンバンドル変形機構との類似性が示された。また、この BDI 緩和機構によって、燃料の健全性が高燃焼度まで維持されることが示された。

第 3 章の参考文献

[3-1] S.Ukai, T.Yoshitake, N.Akasaka et al., “Irradiation performance of FBR Monju-type fuel with modified type 316 stainless steel at high burn-up”, Transactions of the American Nuclear Society, 79, 115, 1998.

[3-2] 堂野前貴子, 勝山幸三 他, “「もんじゅ」型燃料集合体（MFA-1）の照射挙動評価”, JNC-TN9400 2000-075 ， 8 月, 1999 年.

[3-3] Y. Tateishi, “Development of long life FBR fuels with particular emphasis on cladding material improvement and fuel fabrication”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.26 [1], pp.132–pp.136, 1989.

[3-4] 堀雅夫（監修), 基礎高速炉工学編集委員会（編）,“基礎高速炉工学” ,日刊工業新聞社, 1993 年 10 月.

[3-5] T.Uwaba, M.Ito, T.Mizuno, “Irradiation performance of fast reactor MOX fuel assemblies irradiated to high burnups”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.45, No.11, pp.1183–pp.1192, 2008.

[3-6] A.Uehira, S.Ukai, S.Mizuta, R.J.Puigh, “Irradiation creep deformation of modified 316 and 15Cr-20Ni base austenitic fuel elements irradiated in FFTF”, Effects of Radiation on Materials: 20th International Symposium, ASTM STP, 1405, pp.487–pp.499, 2001.

[3-7] T.Uwaba, M.Ito, K.Maeda, “Diametral strain of fast reactor MOX fuel pins with austenitic stainless steel cladding irradiated to high burnup”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 416, pp.350–pp.357, 2011.

[3-8] S.Ukai, T.Uwaba, “Swelling Rate versus Swelling Correlation in 20%

Cold-worked 316 Stainless Steels" ,Journal of Nuclear Materials, Vol.317, pp.93–pp.101, 2003.

[3-9] 上羽智之, 鵜飼重治, "PNC316 スエリング設計式の策定", JNC-TN9400 2003-007, 3 月, 2003 年.

[3-10] A.Uehira, S.Ukai, S.Mizuta, R.J.Puigh, "Irradiation creep deformation of modified 316 and 15Cr-20Ni base austenitic fuel elements irradiated in FFTF", Effects of Radiation on Materials: 20th International Symposium, ASTM STP, 1405, pp.487–pp.499, 2001.

[3-11] 丸山公一 他, "高温強度の材料科学-クリープ理論と実用材料への適用" ,内田老鶴圃, 1997 年.

[3-12] 上羽智之, 伊藤昌弘, 水野朋保, "高速炉燃料ピンの FCMI 解析手法の開発；酸化物燃料ペレットのリム組織スエリングモデルに関する検討" ,日本原子力学会, 2008 年秋の大会 口頭発表, N57, 9 月, 2008 年.

[3-13] T.Uwaba, M.Ito, S.Ukai, M.Pelletier "Development of a FBR bundle-duct interaction analysis code-BAMBOO analysis model and verification by Phenix high burn-up fuel subassemblies", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.42, No.7, pp.608–pp.617, 2005.

[3-14] H.Ohshima, H.Ninokata, "Thermal-hydraulic analysis of fast reactor fuel assembly with porous blockages", Proceeding 4th International Seminar on Subchannel Analysis (ISSCA-4), Tokyo, pp.323–pp.333, 1997.

[3-15] 上羽 智之, 伊藤 昌弘, "高速炉燃料ピン束変形解析コード "BAMBOO" の開発-被覆管-ワイヤ機械的相互作用によるピン湾曲解析機能の導入-", 日本原子力学会,2007 年 秋の大会口頭発表, P18,P.899, 9 月,2007 年.

表 3-2-1　MFA-1、MFA-2 燃料集合体の仕様

仕様	MFA-1	MFA-2
集合体燃料ピンバンドル本数	169	←
被覆管		
材質	改良型SUS316鋼	15Cr-20Ni 改良オーステイト鋼
外径(mm)	6.5	←
肉厚(mm)	0.47	←
ガスプレナム長さ(mm)	1153.4	←
ワイヤ		
材質	改良型SUS316鋼	15Cr-20Ni 改良オーステイト鋼
Outer diameter(mm)	1.32	←
Pitch(mm)	307.1	←
Duct		
材質	改良型SUS316鋼	15Cr-20Ni 改良オーステイト鋼
外対面間距離(mm)	110.6	←
肉厚(mm)	3.0	←
燃料ペレット	PuO_2-UO_2	←
Pu濃度 [Pu/(Pu+U)](wt%)	31.17	←
形状	Solid	←
外径(mm)	5.4	←
O/M比	1.97	←
燃料密度(%TD)	85.0	←
スミア密度(%TD)	80.4	←
燃料カラム長さ(mm)	914.4	←
ブランケット	Depleted UO_2	←
ウラン濃縮度 -^{235}U/U(wt%)	0.2	←
形状	Solid	←
外径(mm)	5.4	←
燃料密度(%TD)	93.0	←
上部カラム長さ(mm)	75.9	←
下部カラム長さ(mm)	165.1	←
燃料ピン全長(mm)	2372.4	←

表 3-2-2　MFA-1、MFA-2 燃料集合体の燃料被覆管とダクトの材質

	MFA-1			MFA-2		
材質	改良型SUS316鋼			15Cr-20Ni 改良オーステイト鋼		
鋼種	燃料被覆管		ダクト	燃料被覆管		ダクト
	60MK	60MS	60WMK	60AK2	60AS	60WAS
化学組成 (wt%)						
C	0.054	0.057	0.054	0.057	0.064	0.061
Si	0.78	0.79	0.75	0.41	0.75	0.75
Mn	1.72	1.85	1.82	1.72	1.91	1.9
P	0.028	0.026	0.03	0.026	0.028	0.025
Ni	13.45	13.72	13.66	19.66	19.73	19.7
Cr	16.22	16.33	16.16	14.89	15.05	15.15
Mo	2.35	2.54	2.33	2.55	2.57	2.56
B	0.0039	0.0036	0.005	0.0044	0.0031	0.0042
Ti	0.078	0.075	0.08	0.280	0.250	0.25
Nb+Ta	0.080	0.095	0.08	0.090	0.110	0.11
最終冷間加工度 (%)	18.0	20.6	18.0	18.0	15.6	22.3

表 3-2-3 MFA-1、MFA-2 燃料集合体の照射条件

	MFA-1	MFA-2
ペレットピーク燃焼度(GWd/t)	147	162
ピーク高速中性子照射量 ($\times 10^{26}$n/m^2,E>0.1MeV)	21.4	23.8
ペレットピーク線出力(W/cm)	350	350
被覆管肉厚中心温度 (K)	633～923	633～913
照射日数 (EFPD)	903	1,004

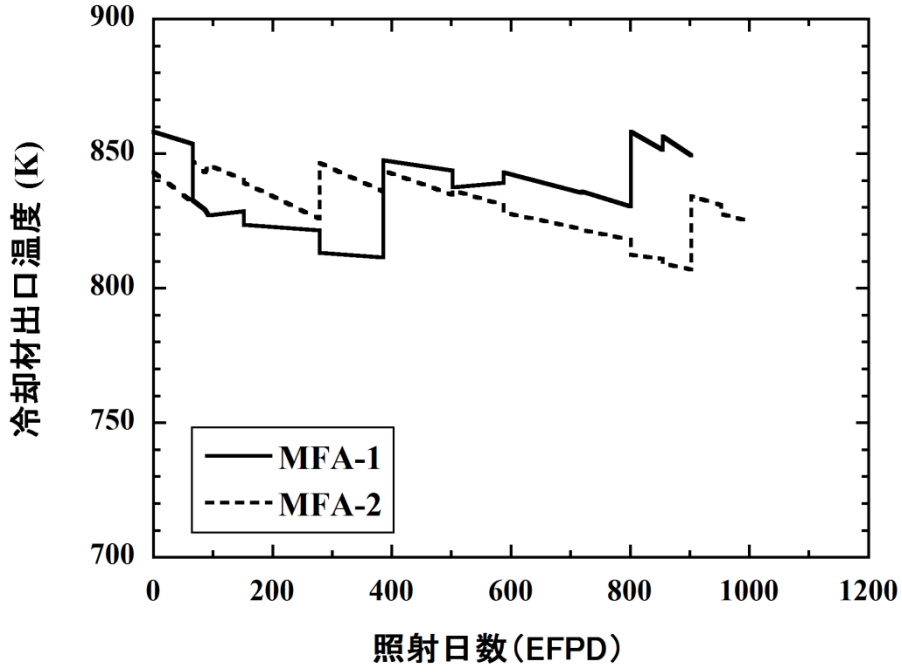


図 3-2-1　MFA-1、MFA-2 燃料集合体の Na 冷却材出口温度履歴（計算値）

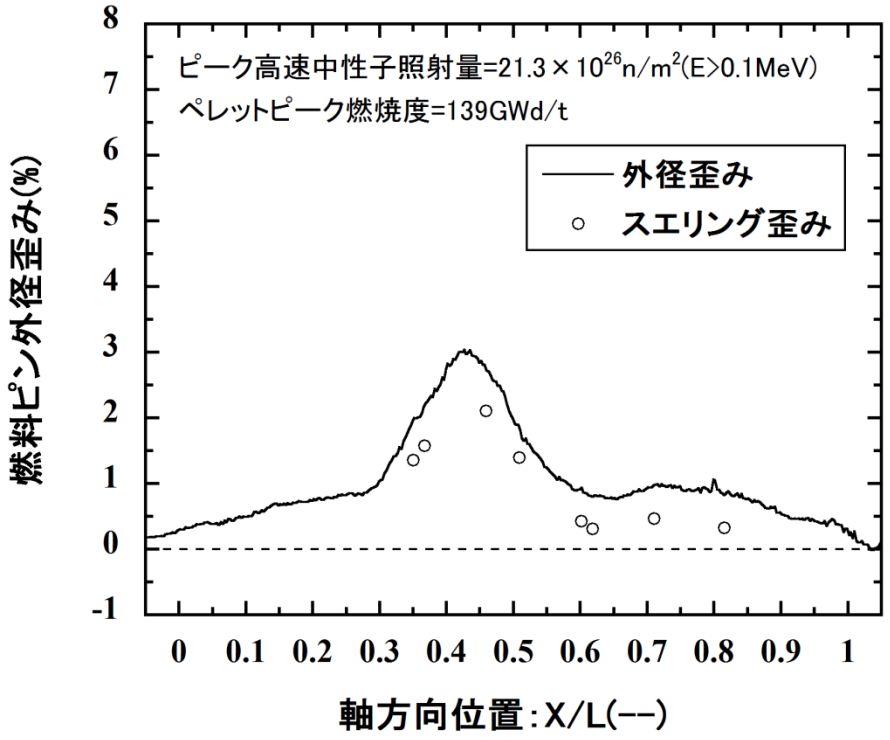


図 3-2-2　MFA-1 燃料ピンの外径歪みプロファイル（実測値）

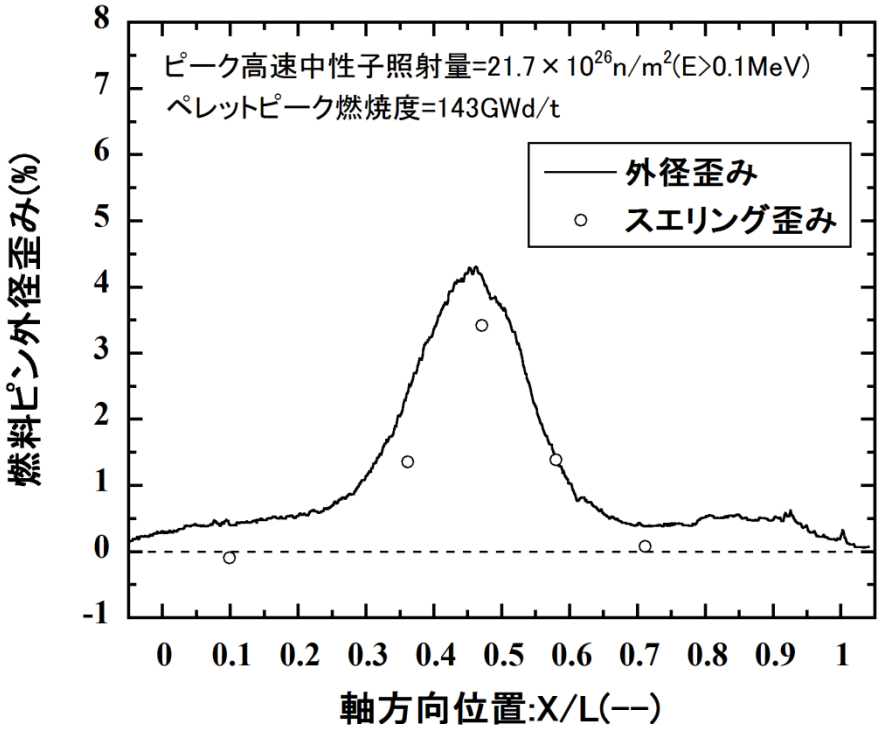


図 3-2-3　MFA-2 燃料ピンの外径歪みプロファイル（実測値）

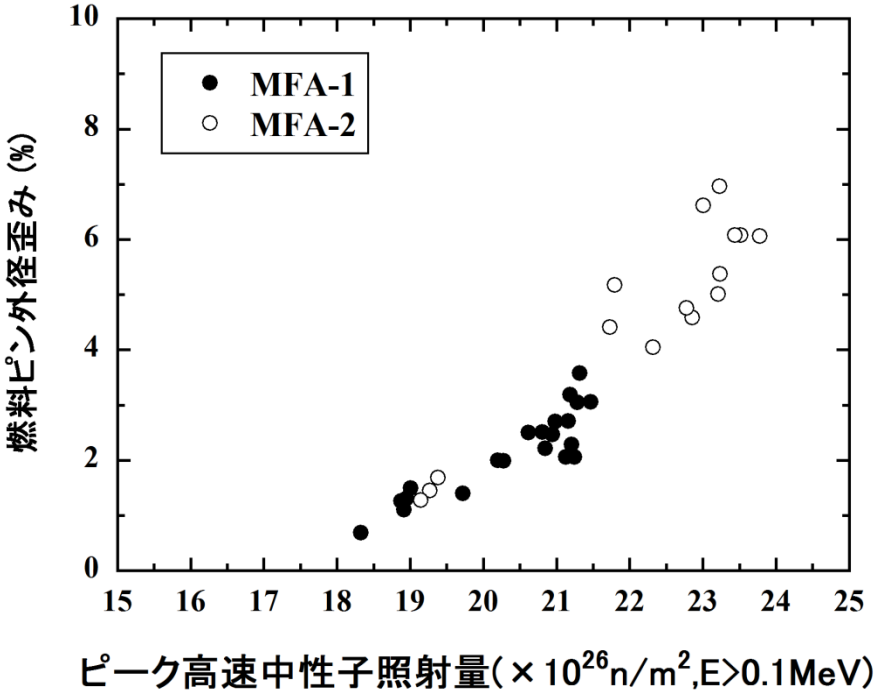


図 3-2-4　MFA-1，MFA-2 燃料ピンのピーク外径歪みの比較（実測値）

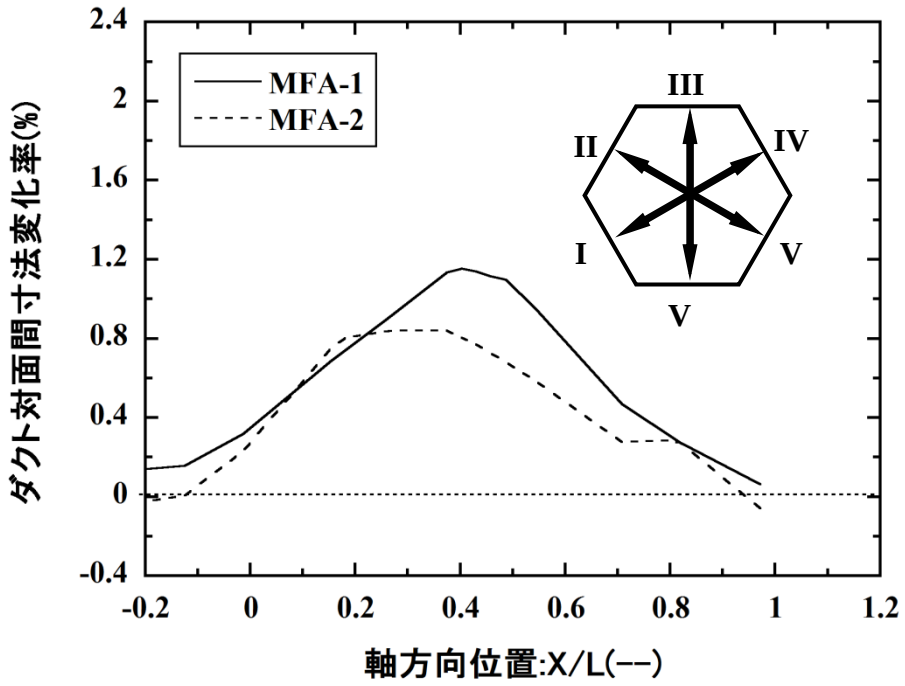


図 3-2-5　MFA-1, MFA-2 ダクトの内対面間寸法変化率の軸方向プロファイル（実測値）

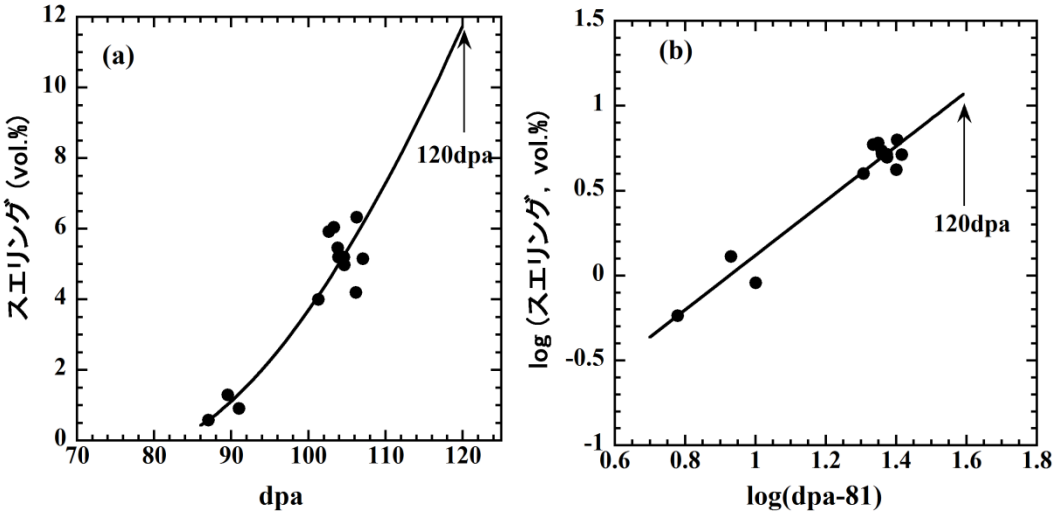


図 3-2-6　改良型 SUS316 鋼被覆管の中性子損傷量－スエリング実測値に対する両線形プロット(a)と両対数プロット(b)の比較（照射温度範囲：748～778K、）

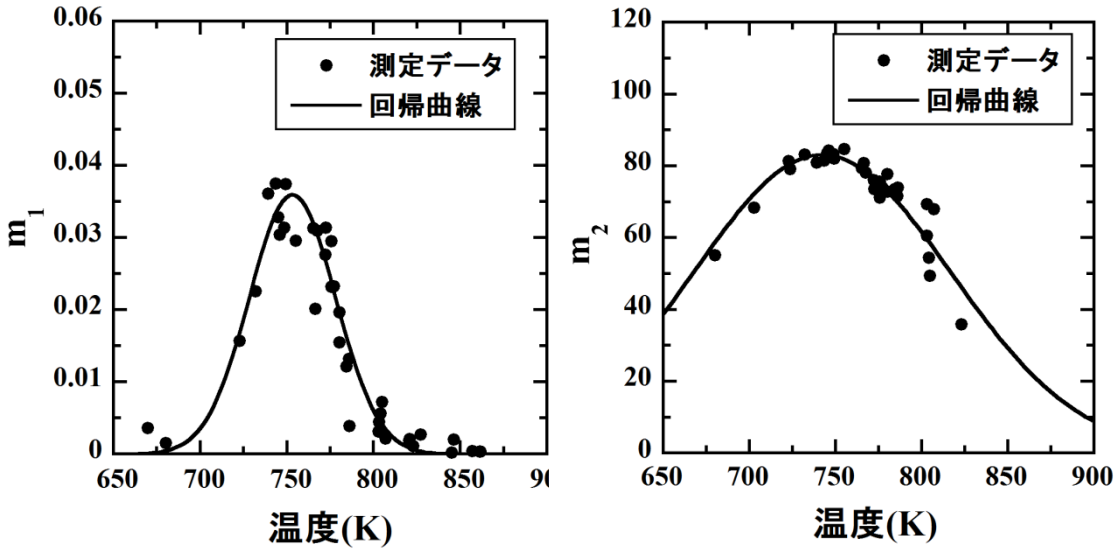


図 3-2-7　スエリング式における m_1 と m_2 の温度依存性（改良型 SUS316 鋼被覆管）

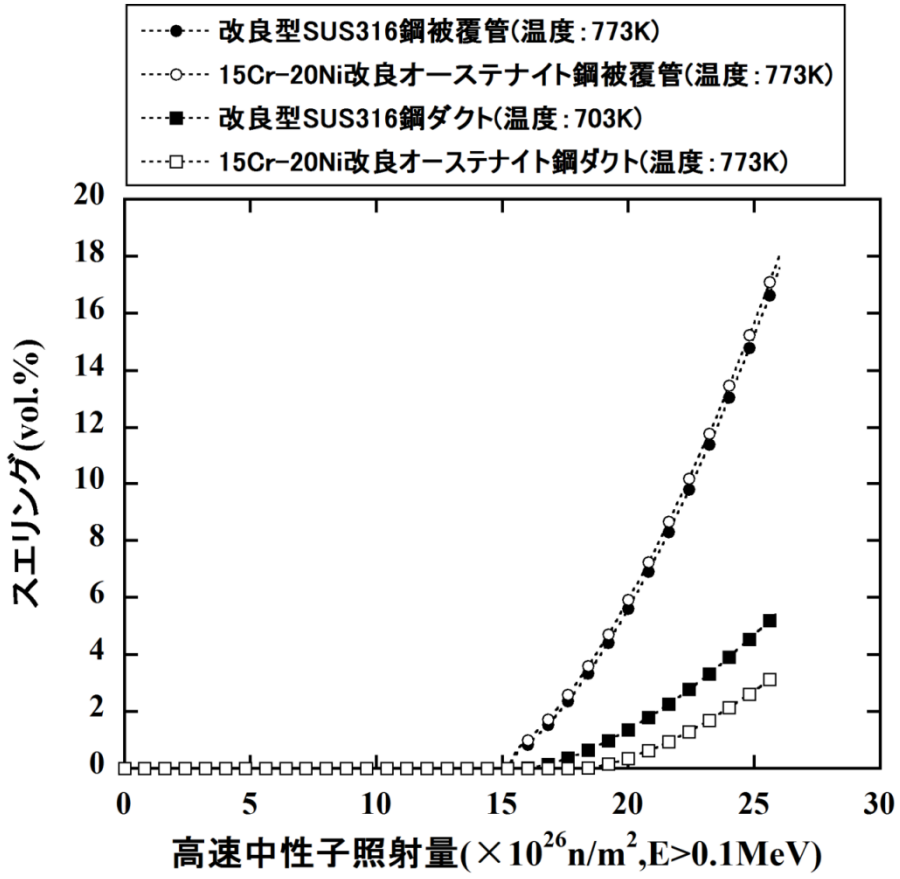


図 3-2-8　スエリング式で計算したスエリング特性の比較

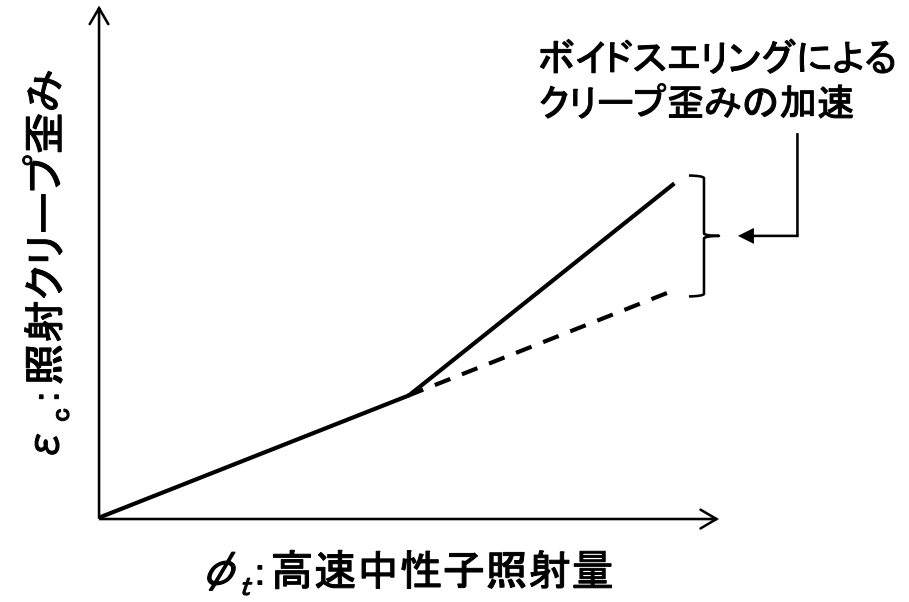


図 3-2-9　照射クリープ歪みと高速中性子照射量の関係（応力一定の場合の模式図）

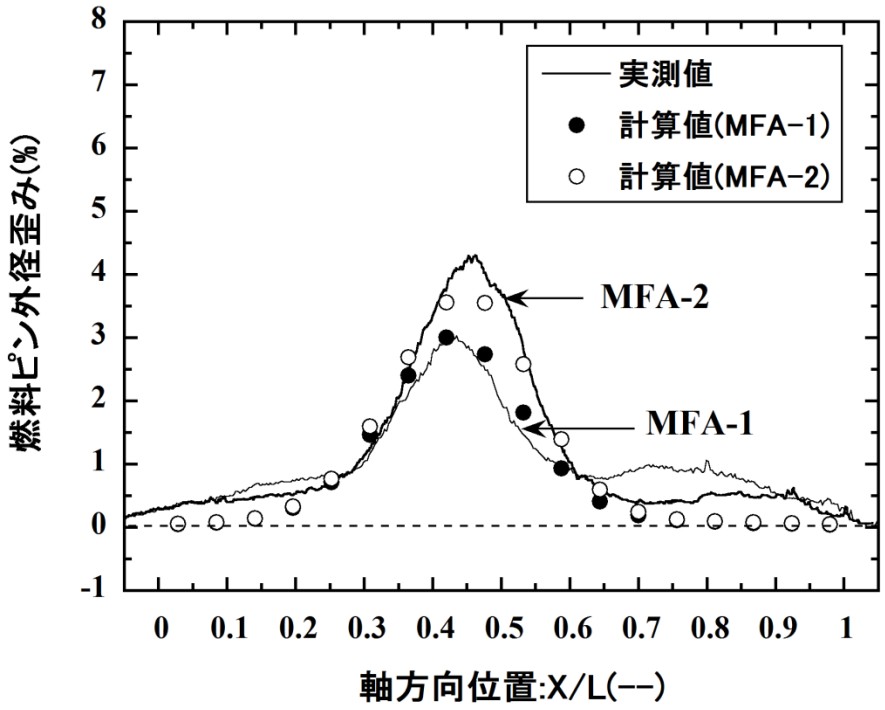


図 3-2-10　MFA-1、MFA-2 燃料ピン外径歪みの評価結果（実測値と計算値の比較）

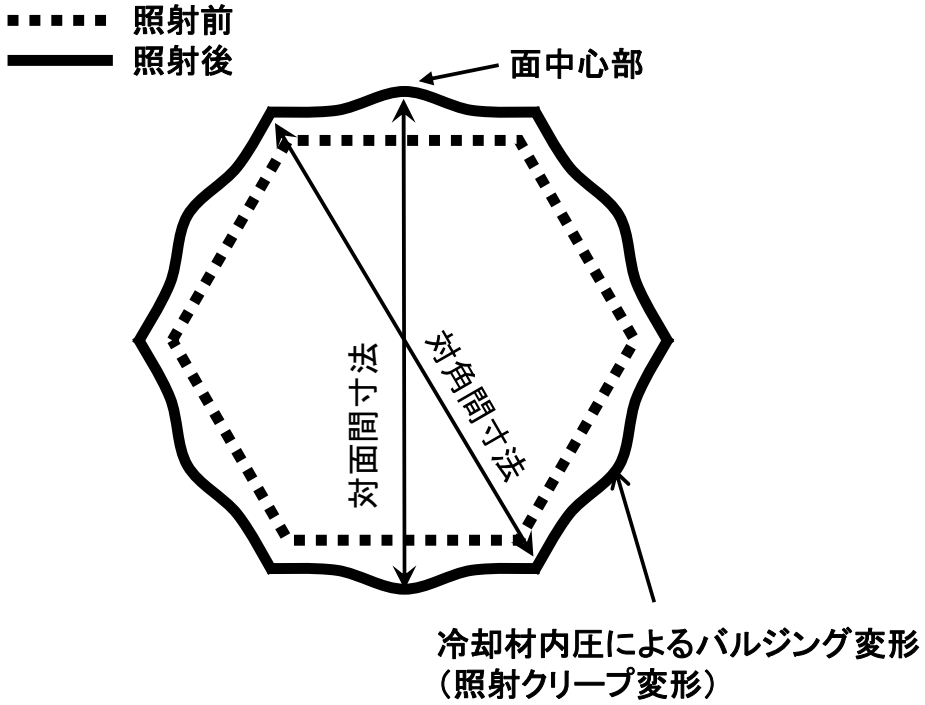


図 3-3-1 ダクトの横断面形状の模式図

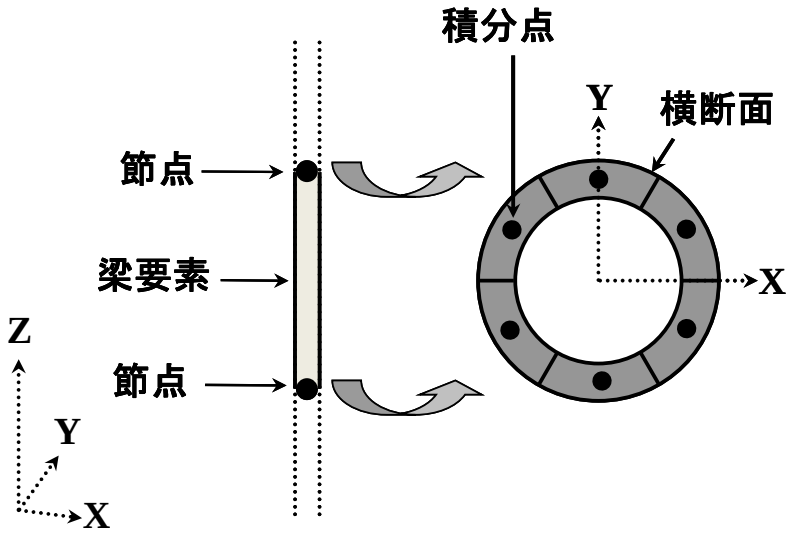


図 3-3-2 梁要素の積分点

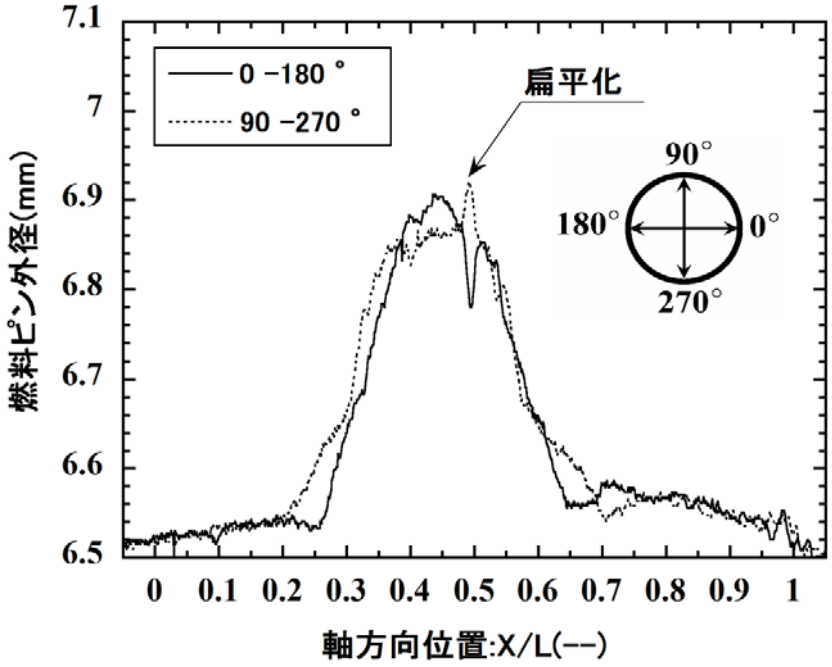


図 3-3-3 MFA-2 燃料ピンの外径測定結果（被覆管扁平化の発生）

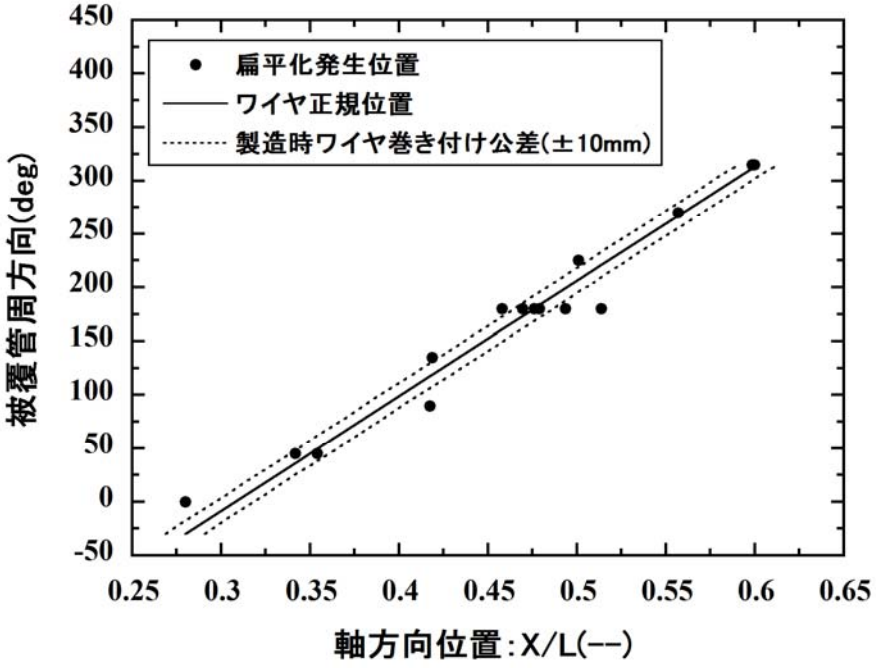


図 3-3-4　MFA-2 燃料ピンのワイヤ位置の評価結果（扁平化発生位置からの推定）

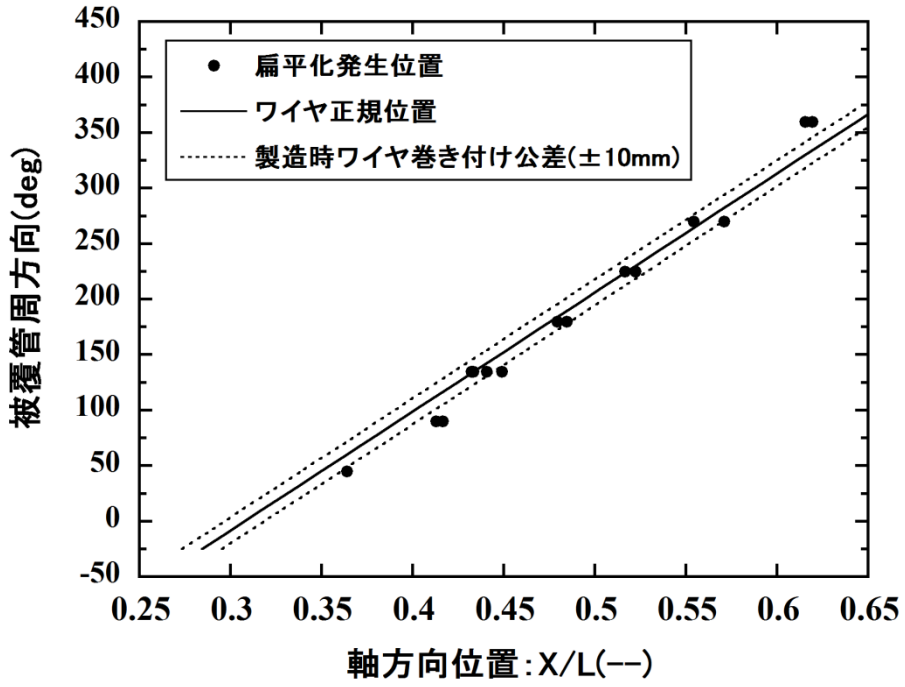


図 3-3-5　MFA-1 燃料ピンのワイヤ位置の評価結果（扁平化発生位置からの推定）

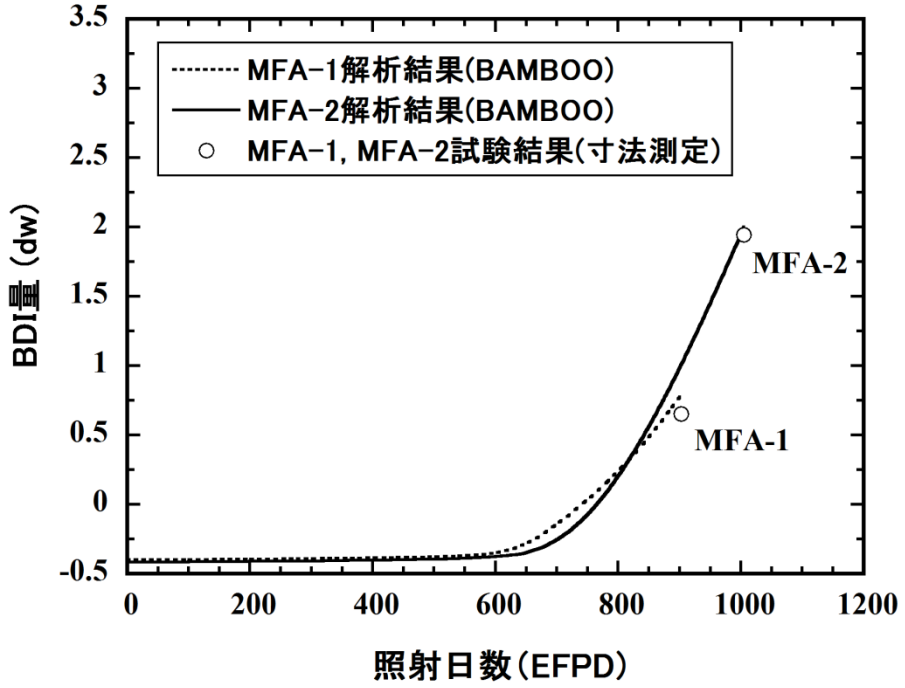


図 3-3-6 BDI 量の履歴の比較

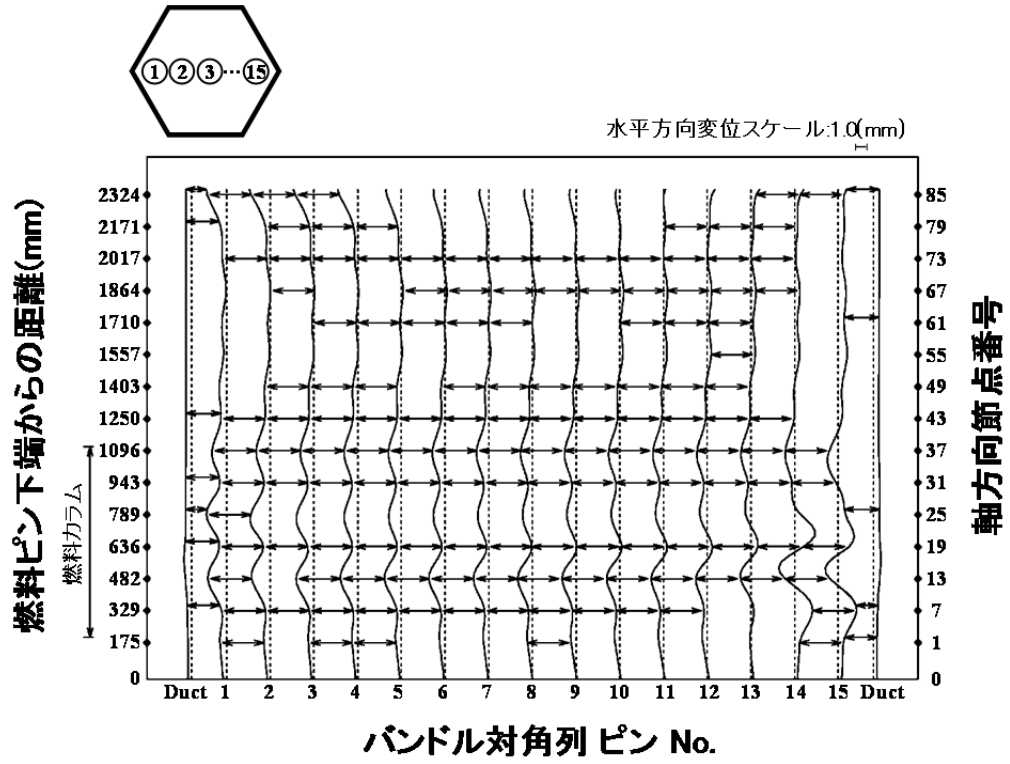


図 3-3-7 MFA-1 の照射後ピンの変位の BAMBOO 解析結果（ディスパージョン無し）

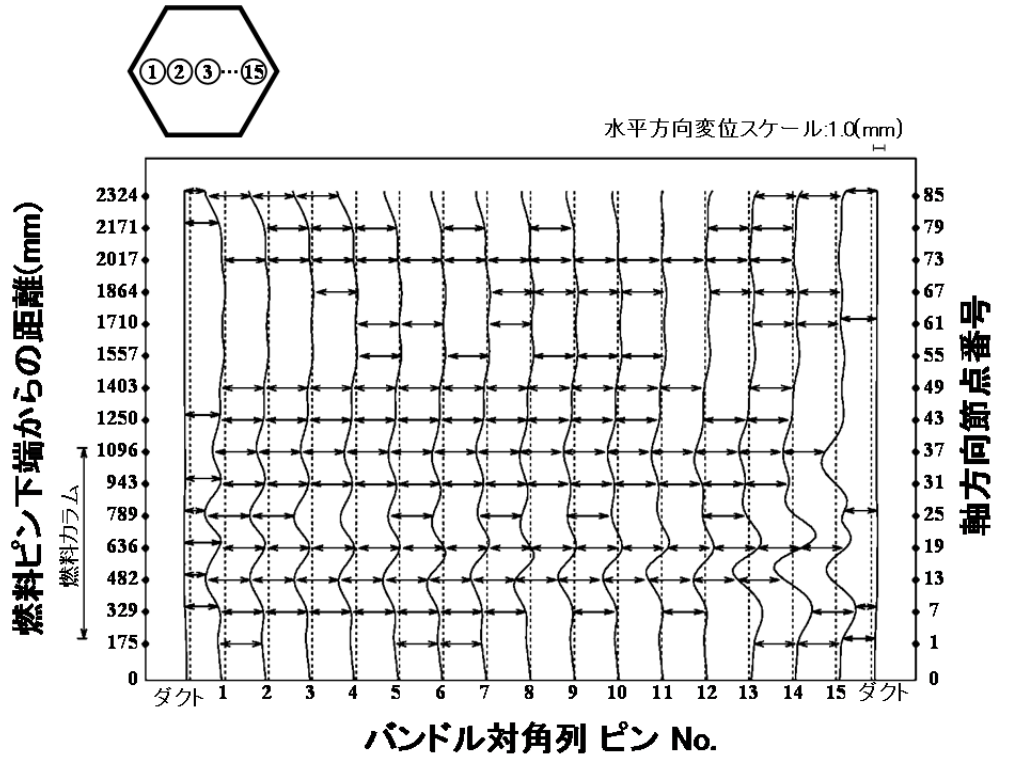


図 3-3-8 MFA-2 の照射後ピン変位の BAMBOO 解析結果（ディスパージョン有り）

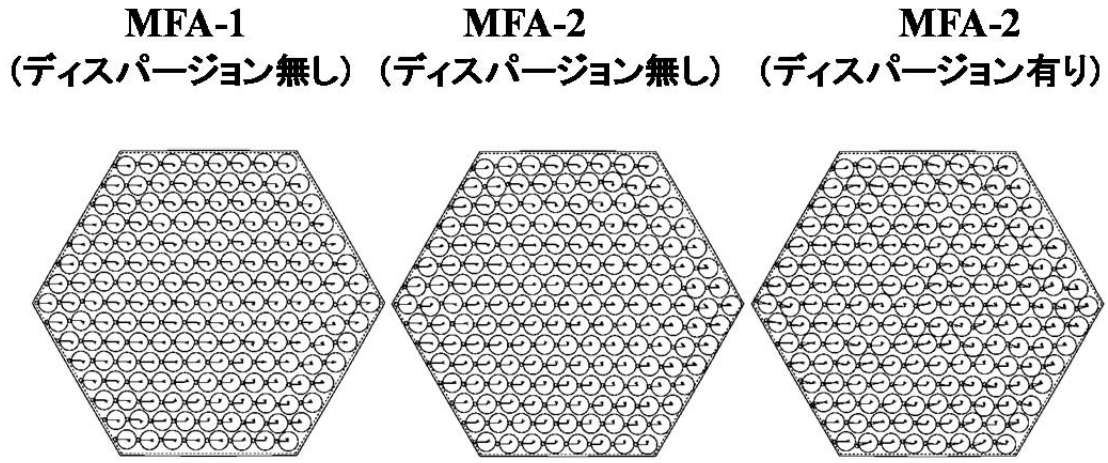


図 3-3-9 最大 BDI 量発生位置での照射後バンドル横断面（BAMBOO 解析結果）

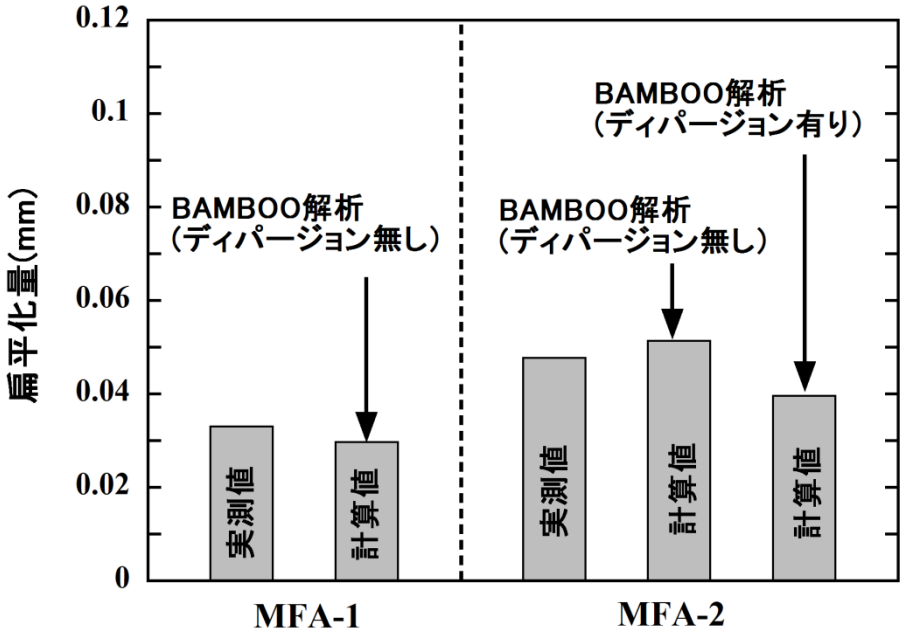


図 3-3-10 燃料カラム中心領域（X/L=0.3～0.6）における被覆管扁平化量平均値の比較

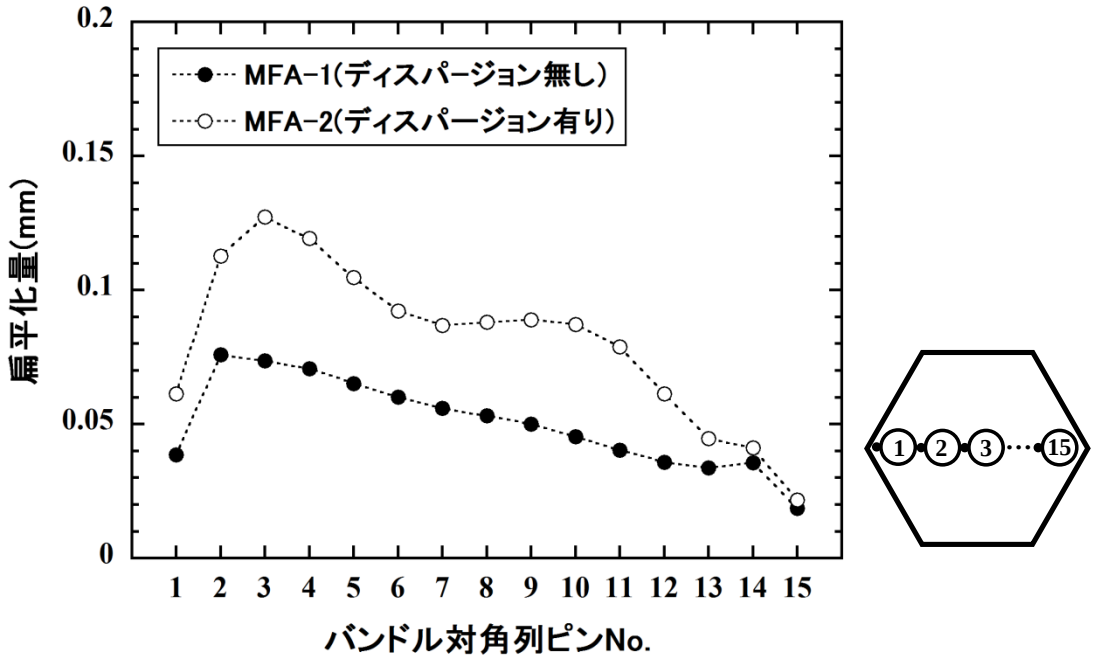


図 3-3-11 バンドル対角列ピンの照射後被覆管扁平化量（BAMBOO 解析結果；X/L=0.48）

第４章　総合考察（燃料集合体の寿命評価）

４．１　はじめに

燃焼度が高くなり BDI が厳しくなると、燃料ピンバンドルの変形が大きくなることによって冷却材流路も変形し被覆管の冷却性に影響が生じる可能性があるため、ピンバンドルの変形は集合体の寿命を制限する因子となる。このため集合体の健全性評価ではピンバンドルの照射変形を精度良く予測し、変形による冷却材の温度分布への影響を評価することが重要であるが、集合体寿命を制限する支配因子について総合的に考察するには燃料ピン単体での照射挙動にも着目する必要があると考えられる。

燃料ピンは、燃料ペレットから放出される FP ガスがガスプレナム部に蓄積するため被覆管は内圧を受けた状態で照射されており、この内圧が被覆管のクリープ損傷（熱クリープによる損傷）の主要因となる[4-1、4-2]。クリープ損傷の程度は累積損傷和（CDF）によって評価し、CDF が 1.0 を超えると被覆管破損が生じる目安となる[4-3]。このため、燃料ピンの設計では、被覆管破損防止の観点から、CDF が 1.0 未満になるように対応しており、80GWd/t 程度までの低～中燃焼度照射の燃料ピンを対象に、CDF への影響因子が定量評価されている[4-1]。

100GWd/t を超える高燃焼度まで照射が進むと、中性子照射量も高くなりオーステナイト鋼被覆管ではスエリングが発生して燃料ピンの外径増加が生じるようになる。燃料ピンの外径増加が顕著になると BDI が発生するため、高速炉燃料集合体の寿命評価では、燃料ピン単体としての CDF と燃料ピンバンドル全体としての BDI の両方に着目する必要があると考えられる。燃焼が進んだ集合体の寿命制限因子を客観的に評価するためには、高燃焼度燃料ピンの照射データを使用することが重要であるが、第３章での燃料ピンバンドル照射変形解析に用いた FFTF 照射の MFA-1、MFA-2 集合体が 140GWd/t を超える高燃焼度を達成し、照射後試験（PIE）も行われているので、その試験データを用いて寿命制限因子を評価できると考えられる。

本章では、通常運転時におけるオーステナイト鋼から構成される燃料集合体の寿命制限因子の評価を目的として、変形と熱流動を連成して解析する手法を構築してピンバンドルの変形が生じた集合体における冷却材温度分布を把握するとともに、MFA-1、MFA-2 の燃料ピンについて BDI の原因となるピン外径増加と被覆管のクリープ損傷の評価を行った。

４．２　燃料ピンバンドルの変形による集合体内冷却材温度分布への影響評価

スエリングや熱の影響による燃料ピンバンドルの変形と変形下における詳細な温度分布を予測するため、燃料ピンバンドルの変形解析と燃料集合体の熱流動解析からなる評価手法を構築した[4-4、4-5]。燃料ピンバンドルの変形と冷却材温度分布の変化は互いに影響し合うことから、高精度の予測にはその連成が必要となり、BAMBOO コードと集合体内の熱流動を解析する ASFRE コードを連成することによりこれを実現することとした。尚、

ASFRE は、燃料集合体ピンバンドル形状下において軸方向に分割されたサブチャンネル（冷却材流路）の中心点における冷却材の熱流動（温度、流速、圧力）を計算すべく、熱流動の専門家らが開発した解析コードである[4-4]。数値解法としては、離散化に有限差分法を用いている。また、工学モデルとして乱流モデルにワイヤスペーサの影響を考慮できる圧力損失相関式を適用するとともに、燃料ピンの 3 次元熱伝導モデルを有している。図 4-2-1 にこの連成解析の流れを示す。ASFRE はワイヤスペーサ型燃料集合体熱流動を解き、燃料ピンの多次元温度分布を BAMBOO に提供する。BAMBOO はこの温度分布を用いて熱変形および照射変形を解き、それによって得られる流路変形情報を ASFRE に渡すことで２つのコードを連成し、燃料集合体変形と温度分の時間変化を解析する。

この連成解析手法を、MFA-1、MFA-2 と同様の 169 本ピンバンドルの集合体体系に適用した。集合体発熱量と流量はそれぞれ 4.4MW、21.4kg/s とし、被覆管、ワイヤ、ダクトの材質は改良型 SUS316 鋼とした。連成解析は照射日数 740 日（高速中性子照射量がピーク値で 23×10^{26}n/m^2,E>0.1MeV)）になるまで継続した。燃料ピンバンドルの変形は、照射の前半は熱変形が支配的であるため変形量は小さいが、後半に急速に被覆管のスエリングや照射クリープが増加することによって照射の影響が変形に対して大きく作用するようになり、ピンバンドルの変形量が大きくなった。照射末期における BDI 量の軸方向最大値は約 2dw であり、MFA-2（BDI 量=約 2dw）と同程度のピンバンドル変形を解析した。

図 4-2-2、図 4-2-3 に照射初期と照射末期（740 日）での、燃料カラム中心部（X/L=0.5）の水平断面内と燃料カラム上端部（X/L=1.0）の冷却材温度分布の解析結果（温度コンター図）をそれぞれ示す。また、これらの図に対応して、集合体対角方向（径方向）の冷却材温度分布解析結果を図 4-2-4、図 4-2-5 に示す。照射初期は熱変形が主体でピンバンドルの変形は比較的小さい。このような状況での冷却材温度の径方向分布は、集合体中心部の温度が高く、周辺部は温度が低くなるため、中心部と周辺部の温度差は X/L=0.5 では約 50K、X/L=1.0 では約 80K と、温度分布に大きな勾配が生じた。照射末期には、照射初期に比べピンバンドルの膨れにより燃料ピン位置が全体的にダクト方向に変位する影響で、周辺流れの割合が抑えられ温度分布自体は相対的に平坦化する方向に変化し、集合体中心部と周辺部の冷却材温度の差は X/L=0.5 で約 25K、X/L=1.0 で約 40K まで低下するようになった。この結果は、照射に伴う燃料ピンバンドルの変形による冷却材流路の変形に対応しており、物理的に妥当な解であると考えられる。また、高速実験炉「常陽」で照射した集合体の燃料ピン被覆管の硬さ測定を PIE で実施し、その結果からもピンバンドルの変形によって集合体内の径方向温度分布が平坦化することが示されている[4-6]。しかし、BDI 量=2dw と高くなると、ピンバンドルの変形が大きくなることにより、集合体の周辺部ではピンーダクト間距離が減少して冷却材流路が著しく狭くなる部分が発生し、図 4-2-2 の X/L=0.5 における冷却材温度分布より、周辺コーナー部で 30K 程度の局所的な温度上昇が解析される結果となった。燃料ピンバンドルの変形が大きくなると、このような温度上昇に加えて燃料ピンとダクトとの接触荷重も大きくなる。従って、BDI によって燃料ピンバンドル変形が

過大になることを防止できるように集合体の寿命を制限する必要があると考えられる。

４．３　燃料ピン外径歪みの評価

BDI の直接の原因は燃料ピンの外径増加である。図 4-3-1 は、MFA-1、MFA-2 の集合体体系について、ピン外径歪みと BDI 量の関係を示したものである。ここで、ワイヤの外径歪みはピンと同じにし、ダクトの内対面間寸法の変化率はピンの外径歪みの 1/3 とした。炉外バンドル圧縮試験で、MFA-1、MFA-2 と同じピン本数、ピン外径、ワイヤピッチの仕様の試験体 A では、図 2-4-4 に示すようにピンー圧縮板接触が BDI 量=約 1.5dw で発生する結果となっており、図 4-3-1 より、この BDI 量に対応するピン外径ピン外径歪みは 4%である。従って、ピンーダクト接触を防止する観点ではピン外径歪みは 4%程度までに制限する必要がある。しかし、図 3-3-6 より、MFA-2 の BDI 量は照射末期には 2dw 程度に達しているが、ピン破損等の不具合は生じていないことから、ピンーダクト接触の発生によって直ちに燃料ピンの健全性が損なわれることはないと考えられ、ピン外径歪みに対する制限を緩和できる可能性がある。

Pitner 等は、オーステナイト鋼の SUS316 鋼に Ti を添加した D9 鋼被覆管に対して、スエリングによる脆化を回避するため、燃料ピンの外径歪みの 5%を寿命制限にすることを提案している[4-7、4-8]。更に、図 3-2-4 より、MFA-2 燃料ピンには外径歪みが 7%に達したものがあるが、このような燃料ピンでも照射後の被覆管引張試験の結果では、非照射材の引張強度に対して顕著な強度低下は認められなかったとの報告がある[4-9、4-10]。これより、本研究では、ピン外径歪みの許容値を暫定的に 7%に設定して、集合体の寿命制限因子の検討を進めることとした。

MFA-1、MFA-2 の燃料ピンは、中性子照射量が高くなる燃料カラムの軸方向中心部近傍で外径増加が大きくなったが、第３章での評価の結果、この外径増加は被覆管のスエリングとピン内ガス圧力による被覆管の照射クリープ歪みによるものであることが示された。また、図 3.2.8 に示すように改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の被覆管スエリング特性が同等であることから、MFA-1 と MFA-2 の燃料ピンの外径歪みは改良型 SUS316 鋼の MFA-1 のピンで代表して評価することとし、外径歪みの軸方向最大値を計算するため、式(2-18)、式(3-1)を基に以下のスエリング式と照射クリープ歪み式（改良型 SUS316 鋼被覆管用の最大スエリング発生部評価用）を設定した[4-11]。

$$\Delta V/V_0 = 0.47(\phi_t - 16.0)^{1.6} \quad \cdots(4\text{-}1)$$

$$\varepsilon_c = (4.0 \times 10^{-4}\phi_t + 1.8 \times 10^{-3}\,\Delta V/V_0)\sigma_{eq} \quad \cdots(4\text{-}2)$$

ここで、$\Delta V/V_0$= 被覆管スエリング(vol.%)、ϕ_t=高速中性子照射量($\times 10^{26}$n/m^2,E>0.1MeV)、ε_c=照射クリープ相当歪み(%)、σ_{eq}=相当応力(MPa)である。ϕ_tが 16.0$\times 10^{26}$n/m^2,E>0.1MeV

以下はスエリング潜伏期間とみなし、$\Delta V/V_0 = 0$vol.%とする。これらの式を用いて評価した MFA-1 燃料ピンの外径歪みの最大値とスエリング寄与分（スエリング歪み計算値）を、ピーク高速中性子照射量とピン平均燃焼度の履歴で整理した結果を図 4-3-2 に示す。比較のため、MFA-1、MFA-2 燃料ピンの最大外径歪みの実測値も同図にプロットした。図より、外径歪みは、スエリング式に対応して、高速中性子照射量がスエリング潜伏期間（16×10^{26}n/m^2(E>0.1MeV)）を超えるとスエリングの発生によって増加することが分かる。ピン外径歪みの制限値 7%に対応するピン平均燃焼度は、MFA-1 の実際の燃焼度約 120GWd/t を超えて 135GWd/t である。

４．４　燃料ピンの被覆管クリープ損傷の評価

４．４．１　燃料ピンの照射後試験

MFA-1、MFA-2 集合体の燃料ピンの照射後試験では、ピン外径寸法測定の他、ピンパンクチャー試験や断面金相試験が実施された[4-12]。ピンパンクチャー試験では、燃料ピンのガスプレナム部を穿孔してピン内のガス組成分析とガス量測定を実施し、燃料ペレットからの放出ガス量が評価されている。FP ガスの生成量を、その収率を 0.26 として燃焼計算で評価すると、放出ガス量と生成ガス量との比である FP ガス放出率は 70－90%となった。この放出率はピン平均燃焼度が 100GWd/t を超える燃料ピンのガス放出率としては特に高い値ではない[4-2]。

図 4-4-1 は、MFA-1 燃料ピンの横断面金相写真である。この写真は燃料カラム上端部において採取された試料のものであるが、被覆管内面に腐食が観察された。この腐食は、燃料－被覆管化学的相互作用（Fuel-Cladding Chemical Interaction）が原因であり、その腐食深さを製造時の被覆管肉厚と金相写真から測定した被覆管肉厚の差として求めると約 50μm であった[4-12]。

４．４．２　被覆管の CDF 評価

MFA-1、MFA-2 集合体から典型的な高温度照射ピンをそれぞれ選定し、製造データ、実際の照射条件、照射後試験結果を反映して、被覆管のクリープ損傷を CDF によって評価することとした。照射中の被覆管の最高温度部位は燃料カラム上端部（X/L=1.0）であり、熱クリープの進行がこの部位で最大となることに対応してクリープ損傷も最も厳しくなることから、CDF は X/L=1.0 で評価した[4-11]。尚、照射クリープやスエリングは照射量が高くなる燃料カラム中心部（X/L=0.5）の近傍で最も大きくなるので、ピン外径増加と CDF の評価軸位置は異なっている。CDF の評価位置（X/L=1.0）は照射量が低いため照射の影響は小さく、温度（高温環境）の影響が大きい。また、照射クリープと熱クリープは変形機構が異なり、クリープ損傷に関与するのは熱クリープであると考えられる。

CDF は使用時間とクリープ破断時間の比で求まるが、クリープ破断時間は温度と応力に

依存して変化するため、温度と応力が変動するような実際の燃料ピンの照射履歴を考慮した CDF は以下の式で評価した[4-3]。

$$\mathrm{CDF} = \int_{t=0}^{t} (1/T_R)dt \qquad \cdots(4\text{-}3)$$

ここで、dtは被覆管がある温度と周方向応力の条件に晒された微小時間であり、T_Rはその温度と応力が照射初期から継続していたと仮定した場合の被覆管のクリープ破断時間である。tは照射時間である。図 4-4-2 は、CDF の評価に影響を与える因子を分析し樹形図で示したものである。右端の項目は、照射後試験、製造データ、照射温度に関連するものであり、これらの数値を CDF 評価用に表 4-4-1 にまとめた。被覆管の腐食量と FP ガス放出率の詳細を以下に述べる。

（1）被覆管腐食

冷却材 Na による外表面腐食の影響は小さいため、腐食による被覆管の減肉としては先ず FCCI による内面腐食の影響を考慮した。図 4-4-3 は改良型 SUS316 鋼被覆管の FCCI による内面腐食量（減肉量）を、局所燃焼度に対してプロットした結果である[4-1、4-6、4-12]。「常陽」のドライバ（運転）集合体の燃料ピンなどの設計に使われる FCCI の被覆管減肉特性（破線の FCCI 設計線）と MFA-1 燃料ピンの測定データを比較し、CDF 評価用に実線で示す FCCI 特性線を設定した[4-11]。この FCCI 特性線によって示される腐食量は、保守側に設定されている設計線の腐食量の半分に相当し、FCCI がある程度の燃焼度に達すると飽和傾向になる特性を考慮した線になっている。MFA-2 の燃料ピンに対しては、FCCI による被覆管の減肉量測定データが取得されていないが、模擬 FP を用いた炉外の FCCI 再現試験の結果から、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の腐食特性は改良型 SUS316 鋼と同程度であったという知見が得られている[4-13]。これより、MFA-2 燃料ピンの CDF 評価用の 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の FCCI 特性には、改良型 SUS316 鋼と同じ FCCI 特性を適用することとした。

（2）FP ガス放出率

図 4-4-4 は、FP ガス放出率の実測値をピン平均燃焼度に対してプロットした結果である。この結果に基づいて、実線で示すように、FP ガス放出率が燃焼度の進展に従い増加し、80%で飽和するガス放出率特性を設定した[4-11]。

（3）被覆管温度

図 4-4-5 は、MFA-1、MFA-2 燃料ピンの X/L=1.0 における被覆管肉厚中心部の温度履歴（計算値）である。この温度履歴から寿命平均温度を求めると、924K（MFA-1）、922K（MFA-2）となった。

CDF の評価では被覆管のクリープ破断強度が必要である。改良型 SUS316 鋼被覆管と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼被覆管のクリープ破断強度は、MOTA（Materials Open Test Assembly）の炉内被覆管内圧クリープ破断試験のデータを基に設定した[4-11、4-14]。

MOTA は FFTF で照射した被覆管内圧クリープ破断試験装置である。この装置では被覆管内圧試験片の照射温度を計測管理することができ、更に、試験片の破断時期を FFTF のカバーガス収集機構により検出している[4-15]。この炉内クリープ破断試験では、改良型 SUS316 鋼被覆管および 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼被覆管にガスを封入して内圧を負荷した試験片を 878、943、1023±5K の温度条件（605、670、750±5℃）で照射しており、試験の結果、破断した試験片が晒された高速中性子照射量は 0.5×10^{26}～19.4×10^{26}n/m^2（E>0.1MeV）に達した。また、試験温度は熱クリープが発生する高温条件であるので、試験片の破断はクリープ損傷によるものと考えて良い。図 4-4-6 は、この炉内クリープ破断試験の結果から、被覆管の周方向応力と温度、破断時間の関係を次式の LMP（Larson-Miller Parameter)で整理して示したものである[4-11]。

$$\mathrm{LMP} = \mathrm{T}[16.0 + log_{10}(t_R)]/1000 \qquad \cdots(4\text{-}4)$$

T=温度(K)、t_Rは破断時間(h)である。試験片の周方向応力は、封入ガス量、内容積、試験温度から求めた。LMP の定数は、試験データのバラつきが最小になるように 16.0 とした。実線と点線は試験データに対する回帰曲線であり、次式で表される。

$$\mathrm{LMP} = \mathrm{a}_f + \mathrm{b}_f(log_{10}\sigma_H) + c_f(log_{10}\sigma_H)^2 \qquad \cdots(4\text{-}5)$$

ここで、σ_H=周方向応力(MPa)、a_f、b_f、c_f=回帰変数（パラメータ）である。表 4-4-2 にこのパラメータの数値を示した。尚、二次関数のみで試験データを回帰すると低応力条件でのクリープ破断強度を過大評価してしまうため、応力が 110MPa 以下の条件では一次関数を適用してデータの回帰性を確保した。図 4-4-6 より、炉内クリープ破断強度は、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼被覆管が改良型 SUS316 鋼被覆管を上回っていることが確認できる。

式(4-4)、式(4-5)は、被覆管炉内クリープ破断強度の平均特性に相当すると考えられる。これらの式によって計算した炉内クリープ破断時間と実際の破断時間の比を図 4-4-7 に示す。プロットの t_R(calculated)と t_R(measured)は、上式で計算した破断時間と実際に測定された破断時間をそれぞれ表す。この図より実際の破断時間は、計算値の 1/3～3 倍の範囲に分布していることが分かる。

図 4-4-8 に MFA-1 ピンと MFA-2 ピンの被覆管周方向応力履歴（計算値）を示す。周方向応力は図 4-4-4 から評価したピン内ガス圧履歴を基に式(3-3)の薄肉円筒管近似により求めた。MFA-1、MFA-2 ピンの照射末期の周方向応力は、それぞれ 52MPa、57Ma となった。

CDF の評価は次のように行った。被覆管の温度履歴は図 4-4-5 に示した X/L=1.0 での肉厚中心温度履歴を適用した。式(4-3)の微小時間：dtは各運転サイクルの時間長さの 100 分の 1 の時間幅とすることで、CDF の数値積分誤差が±0.1%の範囲内に収束するようにした。

クリープ破断時間：t_R は被覆管の肉厚中心温度と周方向応力を式(4-4)、式(4-5)に代入して求まる。クリープ破断時間の誤差を考慮し CDF 評価におけるクリープ破断時間を保守側に設定するため、図 4-4-7 に示したように式(4-3)の T_R を破断時間の下限に相当する t_R の 1/3 とした。各時間ステップにおいて dt と T_R との比を照射時間で積分することにより、CDF が計算できる。このように計算した CDF の履歴を、横軸に燃料ピン平均燃焼度をとって図 4-4-9 に示す。履歴中の CDF の変動は照射温度の変動によるものである。照射末期における CDF は、MFA-1 燃料ピンでは 1.5×10^{-2}、MFA-2 ピンでは 6.1×10^{-4} と計算され、クリープ損傷による被覆管の破損目安（CDF=1.0）に対して十分な裕度があることを示す結果となった。MFA-2 の方が MFA-1 よりも照射期間が長いにも拘わらず CDF が低くなるのは、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼被覆管のクリープ破断強度が改良型 SUS316 鋼よりも高いためである。これらの CDF の値を以降では「CDF ノミナル値」と呼称する。

CDF に対する制限値を検討する。図 4-4-10 に熱クリープ歪みの履歴を模式的に示す。CDF が 1.5×10^{-2} と十分低い場合には、被覆管の熱クリープは明らかに 2 次クリープ域の段階にある。しかし、熱クループが 2 次クリープ域を超えて 3 次クリープ域に入るようになると、図に示すように、歪みが急速に増加してまもなく破断に至ることになる。この 3 次クリープは、材料のき裂やキャビティの発生、析出物の粗大化などが顕著になることによって開始し、材料の損傷が急速に進行するようになると考えられる。そのような状況では CDF は 1.0 に近くなるか、それよりも高い値になると考えられる。クリープ損傷の点からは、被覆管の寿命制限として、熱クリープ変形を 2 次クリープ域に留めておく必要があることから、本研究では CDF の制限値を暫定的に 0.5 に設定することとした。

４．５　燃料集合体の寿命制限因子の検討

４．５．１　CDF と燃料ピン外径増加の比較

被覆管のクリープ損傷と燃料ピン外径増加が集合体の寿命制限に与える影響の程度を検討する。クリープ損傷は、材料のクリープ破断強度が低く CDF が相対的に大きく評価された MFA-1 燃料ピンを対象として評価することとし、CDF ノミナル値が極めて低い値（1.5×10^{-2}）であったことから、表 4-4-1 の値を以下のように保守側に変更した。

被覆管肉厚の初期値は製造仕様の下限値である 0.442mm とした。FP ガス放出率は図 4-4-4 ではピン平均燃焼度が 70GWd/t で 80%に到達するとしていたが、同じ燃焼度で 100%に達する設定にした。FCCI の内面腐食による被覆管の肉厚減少は、図 4-4-3 の点線で示した「常陽」設計用の特性を適用し、局所燃焼度 40GWd/t で 100μm の減肉が生じるものとした。被覆管外表面側に対しては Na による腐食を考慮し、20μm／年の一定速度で減肉が進行するものとした。この条件では、外面腐食による肉厚減少量はピン平均燃焼度 135GWd/t で 56μm に達する計算になる。

被覆管の肉厚中心温度は 912K 一定とした。図 4-4-9 に示した MFA-1 燃料ピンの CDF ノ

ミナル値の評価において、図 4-4-5 に示す温度変動を伴う温度履歴の代わりにこの一定温度を用いると、照射末期のピン平均燃焼度 120GWd/t での CDF は 1.5×10^{-2} となり、変動温度条件で計算した照射末期の CDF と等しくなる。これより、温度 912K は MFA-1 燃料ピンの CDF 評価の観点での平均温度と考えることができる。

図 4-5-1 に上述の変更値を用いて計算した CDF をピン平均燃焼度の履歴で示す[4-11]。CDF は照射末期の燃焼度 120GWd/t で 8.8×10^{-2} に達したが、これは CDF ノミナル値(=1.5×10^{-2}）の約 6 倍である。一方、図 4-3-2 より、ピン外径歪みが制限値の 7%に達する燃焼度は 135GWd/t であるが、この時の CDF は 0.16 で、制限値（=0.5）の約 3 分の 1 である。つまり、CDF よりもピン外径増加の方が早期に制限値に達する結果となった。

ピンの外径増加が制限値の 7%になると、図 4-3-1 より BDI 量が 3dw と高くなることにより燃料ピンバンドルの変形が進み、MFA-1 や MFA-2 の集合体体系ではピンーダクト接触も発生することが予想される。厳しい BDI が生じた部分では、照射量が高く被覆管のスエリングも大きくなっているが、顕著なスエリングは材料の脆化を招く場合がある。この例として、図 4-5-2 に改良型 SUS316 鋼被覆管の照射後引張試験の破断組織の SEM 写真を示す[4-9]。スエリングの有無で比較すると、スエリングが生じた試料の破断組織の一部（右側の写真）にはくぼみの無い比較的フラットな層が重なった組織が存在し、脆化の兆候が現れていると考えられる。このようなスエリングによる脆化のために延性が低下した部分に湾曲変形が加わることで被覆管が変形しきれずに破損する可能性がある。また、ピンーダクト接触が発生して被覆管の温度が上昇すると、照射量が高い影響もあって被覆管強度が低下することが予想されるが、このような部分に大きな BDI 荷重が加わることによって被覆管が破損する可能性もある。BDI が非常に厳しくなった場合には、このような要因で燃料ピン破損が生じることが懸念されることから、オーステナイト鋼の被覆管を用いた高速炉燃料集合体では、通常運転時における寿命制限は BDI による燃料ピンバンドルの変形が支配因子になると考えられる。尚、被覆材料がフェライトマルテンサイト鋼の場合、高照射量に達してもスエリング自体が非常に小さいため、燃料ピンの寿命は BDI よりも被覆管のクリープ損傷に支配される可能性がある[4-16、4-17]。このため、燃料の寿命制限因子は被覆管材料の照射性能によって異なることに留意して検討する必要があると考えられる。

４．５．２　燃料ピンの設計評価に関する検討

燃料ピンの設計では、CDF 評価に適用する被覆管温度に対してホットスポット要因を考慮した温度マージンを設けており、例えば「常陽」で使用する燃料ピンの設計では、照射中に予想される被覆管の最高温度に対して約 50K の温度マージンを加えている[4-1]。図 4-5-3 は、MFA-1 燃料ピンについて、ピン平均燃焼度が 120GWd/t と 135GWd/t に到達した際の CDF の値と被覆管肉厚中心温度との関係を示したものである[4-11]。これより、被覆管温度は CDF の評価に大きく影響することが分かる。例えば、被覆管温度 912K に温度マージンの 50K を加えて 962K とした場合、燃焼度 120GWd/t と 135GWd/t の時の CDF

はそれぞれ 1.4 と 2.5 であり、912K の CDF の約 16 倍に増加することになる。

設計評価における CDF には被覆管のクリープ破断強度に対してもマージンを考慮する場合がある。MFA-1 燃料ピンと MFA-2 燃料ピンの CDF の違いは被覆管のクリープ破断強度の差によるものが支配的である。そこで、以下に述べるように改良型 SUS316 鋼のクリープ破断強度を修正し、MFA-1 燃料ピンの CDF に及ぼすクリープ破断強度の影響を検討した[4-11]。

式(4-5)の周方向応力：σ_Hをσ_H / $\boldsymbol{k}$に置き換える。$\boldsymbol{k}$はクリープ破断強度に対する設計係数であり 0.5～1.0 の範囲とする。これによりクリープ破断強度は$\boldsymbol{k}$倍に低下すると見なすことができる。被覆管に対する温度マージンは 50K（温度は 962K）とした。この設計係数$\boldsymbol{k}$と、燃焼度 120GWd/t と 135GWd/t における CDF の関係を図 4-5-4 に示す。$\boldsymbol{k}$=0.8 とすることでクリープ破断強度が 20%低下すると、それぞれの燃焼度における CDF は約 2 倍に増加した。従って、20%のクリープ破断強度低下と 50K の温度マージンを重畳することにより、CDF は約 30 倍に増加するようになる。

図 4-5-5 に、CDF とピン外径歪みをピン平均燃焼度の履歴で比較して示す。CDF の評価では$\boldsymbol{k}$=1.0 とし、被覆管温度 912K に対する温度マージンを 0K、25K、50K の 3 段階とした。外径歪みに対するマージンとして、図 4-3-2 に示した外径歪みの 50%増（1.5 倍）にすることで、外径歪み計算値が測定値よりも大きくなるようにした。これに伴い、外径歪みが制限値の 7%に到達するピン平均燃焼度は 135GWd/t から 125GWd/t に低下した。しかし、被覆管温度 962K（温度マージン=50K）の場合、CDF は 125GWd/t で 1.7 となり、CDF 制限値の 0.5 には約 100GWd/t で達するようになった。この結果から、十分なマージンを考慮してピン外径歪みを評価しても、温度マージンが過大であると燃料ピンの寿命が CDF で支配されてしまう評価となり、照射挙動の実態（ピン寿命が外径増加に支配されること、すなわち BDI が支配因子となること）とは整合しなくなる場合が生じることが分かる。

一方、被覆管温度が 937K 以下（温度マージン=25K 以下）であれば、CDF=0.5 となるピン平均燃焼度は 125GWd/t よりも高くなるので、外径歪みの方が早く制限値に達して実態に近くなる結果が得られた。従って、燃料ピンの設計評価では、温度マージンを低く（合理化）することにより、ピンの外径歪みが早期に制限値に達し、BDI が集合体の寿命を支配するという実際の挙動に即した結果が得られると考えられる。

本章の燃料ピンバンドルの変形による集合体内冷却材温度分布への影響評価において、燃料ピンバンドルの変形によって温度の高い集合体中心部の冷却材温度が低下する知見が得られている。このような流路変形による冷却材温度分布変化の影響を考慮することは温度マージンの合理化の方策の一つとして有効であり、照射挙動の実態に合致した適切な燃料設計に反映できるようになると考えられる。

４．６　まとめ

BDI によって燃料ピンバンドルの変形が生じた集合体における冷却材温度分布を評価す

るとともに、高燃焼度の MFA-1、MFA-2 燃料ピンについて、被覆管のクリープ損傷とピン外径歪みの比較評価を行い、通常運転時における燃料集合体の寿命評価ついて考察した。得られた知見は以下の通りである。

（1） 燃料ピンバンドルの変形と燃料集合体の熱流動を連成して解析する手法を構築し、ピンバンドルの変形が生じた集合体における冷却材温度分布評価を実施した。その結果、燃料ピンバンドルの変形に対応して周辺流れの割合が抑えられ冷却材温度の径方向分は相対的に平坦化する方向に変化することが示された。しかし、ピンバンドルの変形が大きくなると、集合体の周辺部で冷却材流路が著しく狭くなる部分が発生し、局所的に温度が上昇する場合があることも示された。このような温度上昇が顕著になることを防止するために BDI による集合体の寿命制限が必要になることを示した。

（2） CDF 評価のため、炉内クリープ破断試験の結果を基に改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼のクリープ破断強度特性式を作成した。この式を用いて評価した MFA-1、MFA-2 ピンの被覆管の CDF は、照射末期でも 10^{-4}～10^{-2} と非常に低く、クリープ損傷による被覆管破損目安の CDF=1.0 に対して十分な裕度があることを明らかにした。

（3） CDF が相対的に高い MFA-1 ピンを対象に、実際の照射試験の燃焼度を延長して CDF と外径歪みの履歴を評価し、それぞれ暫定的に定めた制限値と比較した。ピン外径歪みが制限値の 7%に達する時のピン平均燃焼度は 135GWd/t となったが、この時の CDF は 0.16 で制限値（=0.5）の約 1/3 であった。これより、オーステナイト鋼被覆管の燃料ピンでは、クリープ損傷よりも、被覆管スエリングによる外径増加が早期に制限値（寿命）に達することが示された。ピンの外径増加は BDI の要因となることから、BDI による燃料ピンバンドルの変形が通常運転時における高速炉の燃料集合体の実質的な寿命制限因子になることを明らかにした。

（4） 燃料ピン設計における CDF は保守的に評価されるため、ピン外径増加よりも CDF が燃料の寿命を制限する結果となる場合がある。照射挙動の実態に合わせて BDI が燃料集合体の寿命を制限するような評価を得るためには、被覆管に対する設計温度マージンの合理化が必要である。本研究で実施した燃料ピンバンドルの変形と熱流動の連成解析では流路変形を反映した冷却材温度分布を評価でき、温度が高い集合体中心部では変形の影響で冷却材温度が低下する方向になるとの結果が得られた。従って、このような結果を CDF の評価温度条件に反映することは温度マージン合理化の方策として有効であると考えられる。

第４章の参考文献

[4-1] T.Mizuno, T.Asaga, S.Shikakura, “Fast reactor fuel performance and an advanced fuel design ”, International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, Japan, Oct. 25–29, III, pp.28.3-1–pp.28.3-7, 1992.

[4-2] K.Maeda, K.Katsuyama, T.Asaga, “Fission gas release in FBR MOX fuel irradiated to high burnups”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 346, pp.244–pp.252, 2005.

[4-3] J.C.Rawers, “Creep and transient testing of irradiated type 316 stainless steel”, Material Science and Engineering, 68, pp.19-pp.34, 1984.

[4-4] 上羽智之, 伊藤昌弘, 大島宏之, 今井　康友, “バンドル変形解析コード“BAMBOO”と熱流力解析コード“ASFRE-IV”の連成解析のためのコード整備”, JNC-TN9400 2003-026, 2003 年 4 月.

[4-5] 大島宏之, 上羽智之他, “高速炉燃料集合体内詳細熱流動解析手法の開発 (8)燃料変形–熱流動解析手法の開発” ,日本原子力学会, 2008 年春の年会口頭発表, M20, 2008 年 3 月.

[4-6] T.Asaga, S.Shikakura, S.Iwanaga et al., “Evaluation of driver fuel performance in the Joyo Mk-II core ”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 204, pp.102–pp.108, 1993.

[4-7] A.L.Pitner, B.C.Gneiting, F.E.Bard, “Irradiation performance of fast flux test facility drivers using D9 alloy”, Journal of Nuclear Technology, Vol.112, pp.194–pp.203, 1995.

[4-8] B.J.Makenas, “Performance of titanium stabilized D9 cladding and ducts”, International Conference on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors, Tucson, USA, Sep.7-11, pp.3-52–pp.3-61, 1986.

[4-9] 吉武庸光, “中性子照射を受ける FBR 炉心材料の機械的性質の評価に関する研究”, 博士論文, 北海道大学, 2005 年 12 月.

[4-10] T. Uwaba, S.Ukai, “Study on short term stress limit in fast reactor fuel pin designs”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 234, pp.51–pp.59, 2004.

[4-11] T.Uwaba, M.Sogame, M.Ito et al., “Evaluation of creep damage and diametral strain of fast reactor MOX fuel pins irradiated to high burnups ”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.47, No.8, pp.712–pp.720, 2010.

[4-12] 堂野前貴子、勝山幸三 他, “「もんじゅ」型燃料集合体（MFA-1）の照射挙動評価” , JNC-TN9400 2000-075 ,8 月, 1999 年.

[4-13] S. Shikakura, S.Ukai, Y.Sato et al., “Development of advanced austenitic

stainless steel for fast reactor core material", Journal of the Atomic Energy Society of Japan, Vol.36 [5], pp.441–pp.455, 1994.

[4-14] S.Ukai, S.Mizuta, T.Kaito et al., "In-reactor creep rupture properties of 20% CW modified 316 stainless steel", Journal of Nuclear Materials, Vol. 278, pp.320–pp.327, 2000.

[4-15] R.J.Puigh, R.E. Schenter, "In-reactor creep rupture experiment in the materials open test assembly (MOTA)", Effects of Radiation on Materials: 12th International Symposium, ASTM STP, 870, pp.795–pp.802, 1985.

[4-16] T.Uwaba, M.Ito, T.Mizuno, "Irradiation performance of fast reactor MOX fuel pins with ferritic/martensitic cladding irradiated to high burnups", Journal of Nuclear Materials, Vol. 412, pp.294–pp.300, 2011.

[4-17] T.Uwaba, S.Maeda, T.Mizuno, M.C.Teague, "Study on the mechanism of diametral cladding strain and mixed-oxide fuel element breaching in slow-ramp extended overpower transients", Journal of Nuclear Materials, Vol. 429, pp.149–pp.158, 2012.

表 4-4-1　MFA-1、MFA-2 燃料ピンの CDF 評価用のパラメータ

項目		MFA-1	MFA-2
被覆管肉厚	初期肉厚(mm)	0.447	0.452
	腐食（減肉量）（μm）	50	50
ピン内ガス圧力	初期ガス量(mol)	1.1×10^{-3}	1.2×10^{-3}
	FPガス放出率(%)	80%	80%
	ガスプレナム体積(cc)	23	23
被覆管温度	肉厚中心温度(K)	924	922

表 4-4-2　クリープ破断式のパラメータ

クリープ破断式のパラメータ		改良型 SUS316鋼 （MFA-1）	15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼 （MFA-2）
σ_H＞110MPa	a_f	5.8640	6.7810
	b_f	16.161	16.161
	c_f	-4.7730	-4.7730
σ_H≦110MPa	a_f	25.752	26.669
	b_f	-3.3240	-3.3240
	c_f	0.0000	0.0000

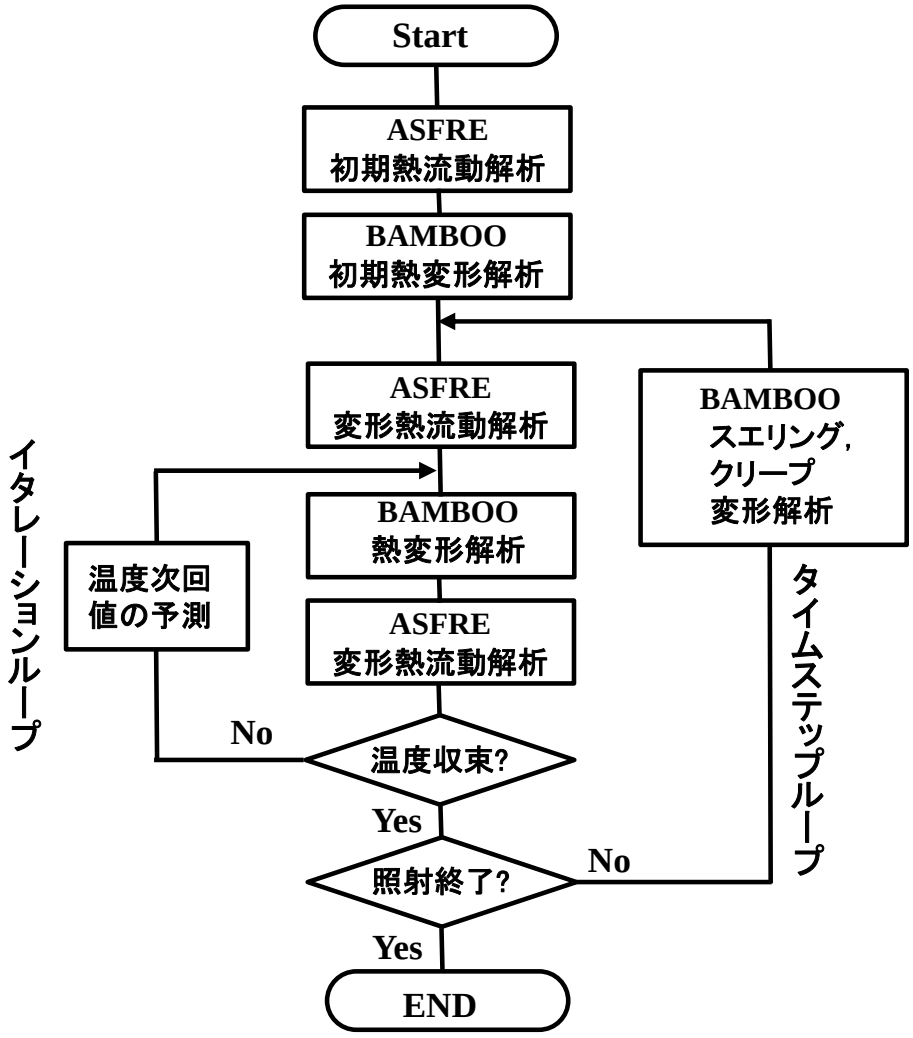


図 4-2-1 集合体内熱流動と燃料ピンバンドル変形の連成解析フロー

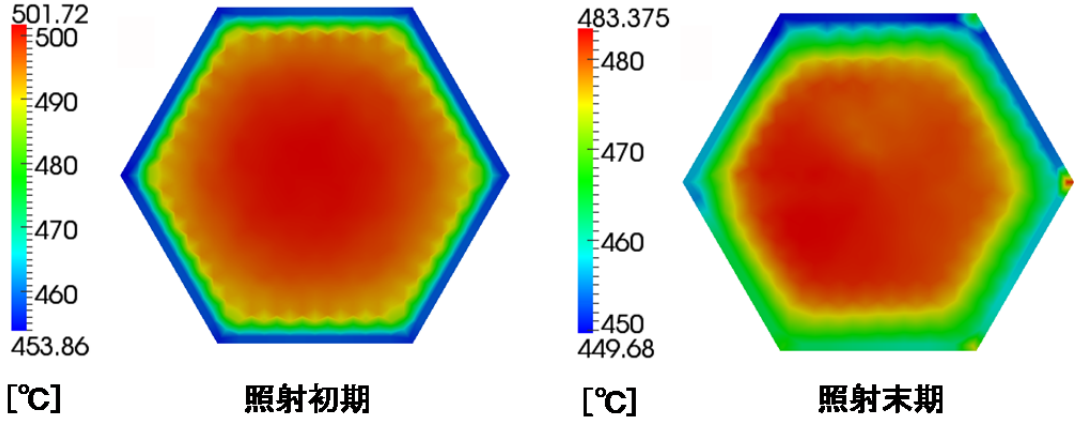


図 4-2-2 冷却材温度分布の比較（X/L=0.5）
（169 本ピンバンドル集合体内熱流動と燃料ピンバンドル変形の連成解析結果）

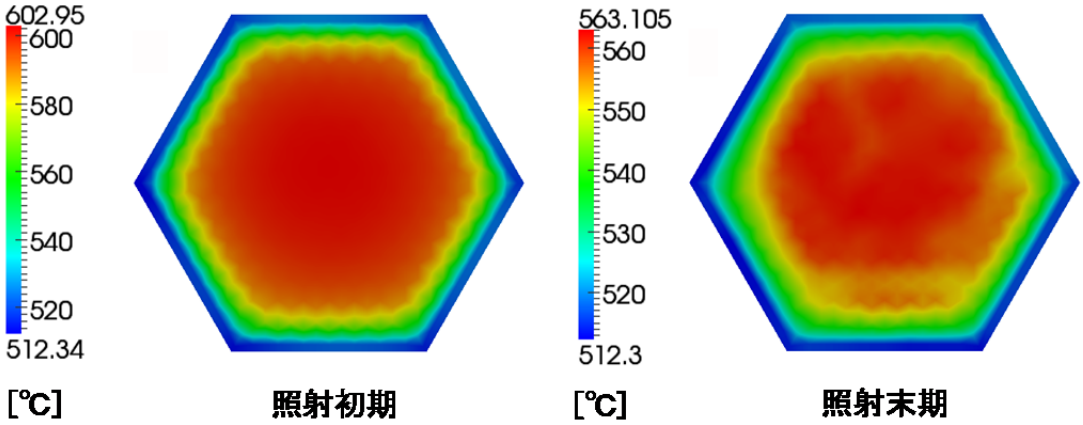


図 4-2-3 冷却材温度分布の比較（X/L=1.0）
（169 本ピンバンドル集合体内熱流動と燃料ピンバンドル変形の連成解析結果）

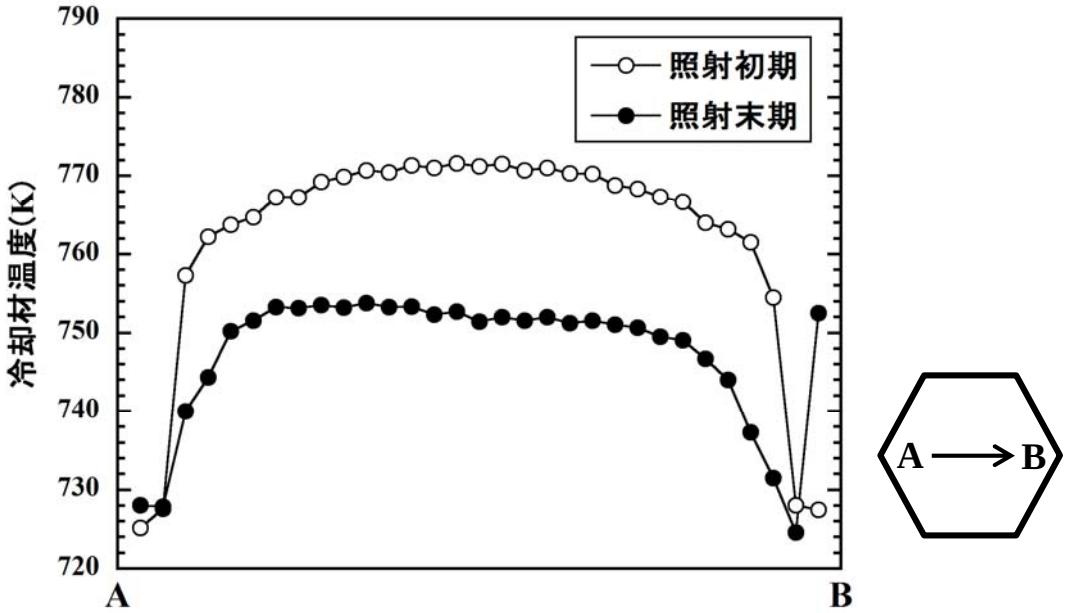


図 4-2-4　集合体対角方向（径方向）の冷却材温度分布（X/L=0.5）
（169 本ピンバンドル集合体内熱流動と燃料ピンバンドル変形の連成解析結果）

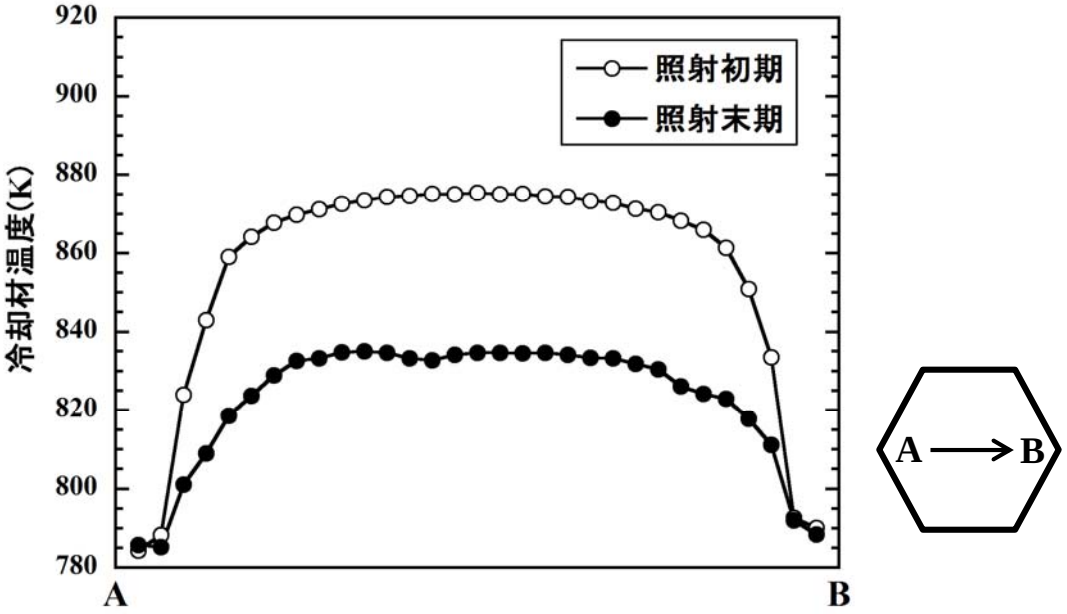


図 4-2-5　集合体対角方向（径方向）の冷却材温度分布（X/L=0.5）
（169 本ピンバンドル集合体内熱流動と燃料ピンバンドル変形の連成解析結果）

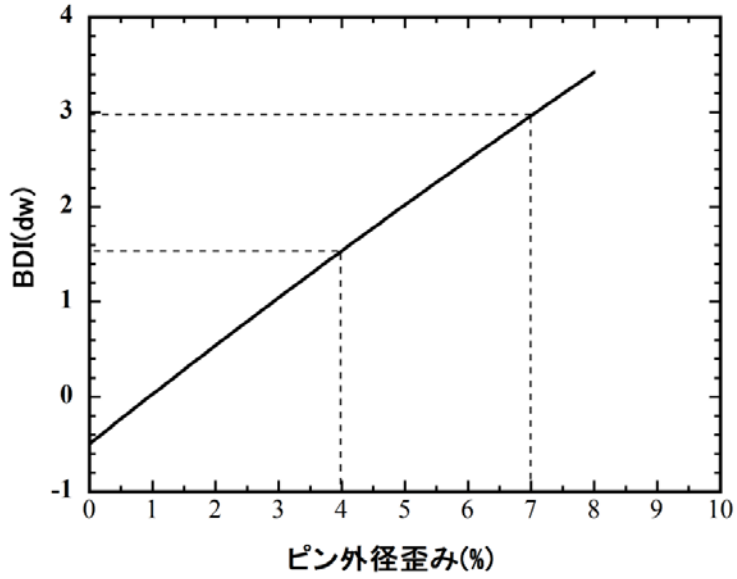


図 4-3-1　MFA-1，MFA-2 集合体体系でのピン外径歪みと BDI 量の関係（計算値）

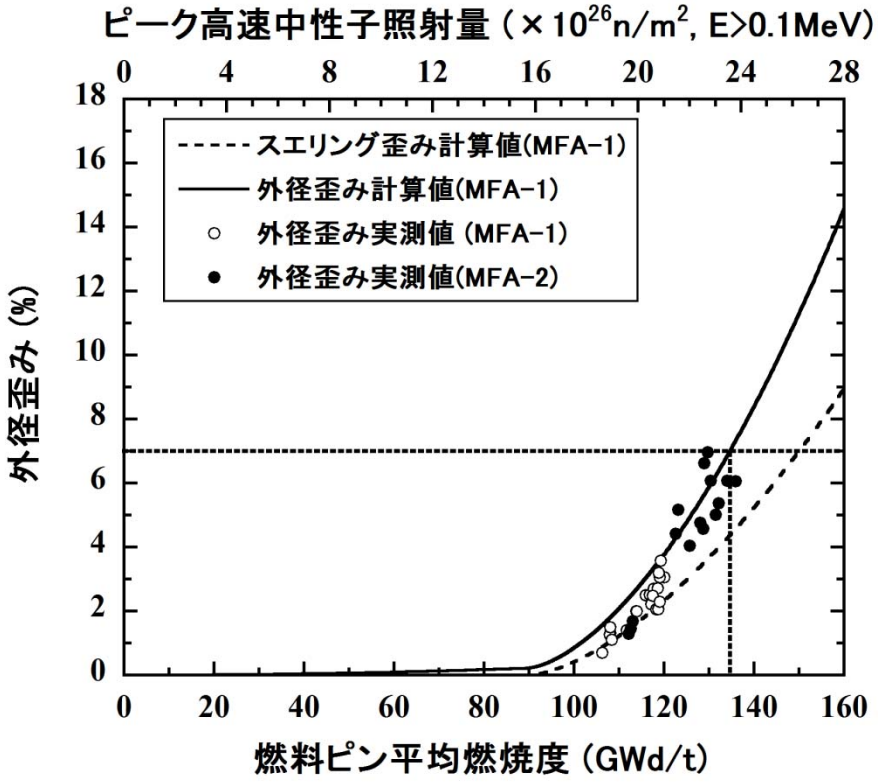


図 4-3-2　MFA-1 燃料ピンの外径歪みの履歴（計算値と実測値の比較）

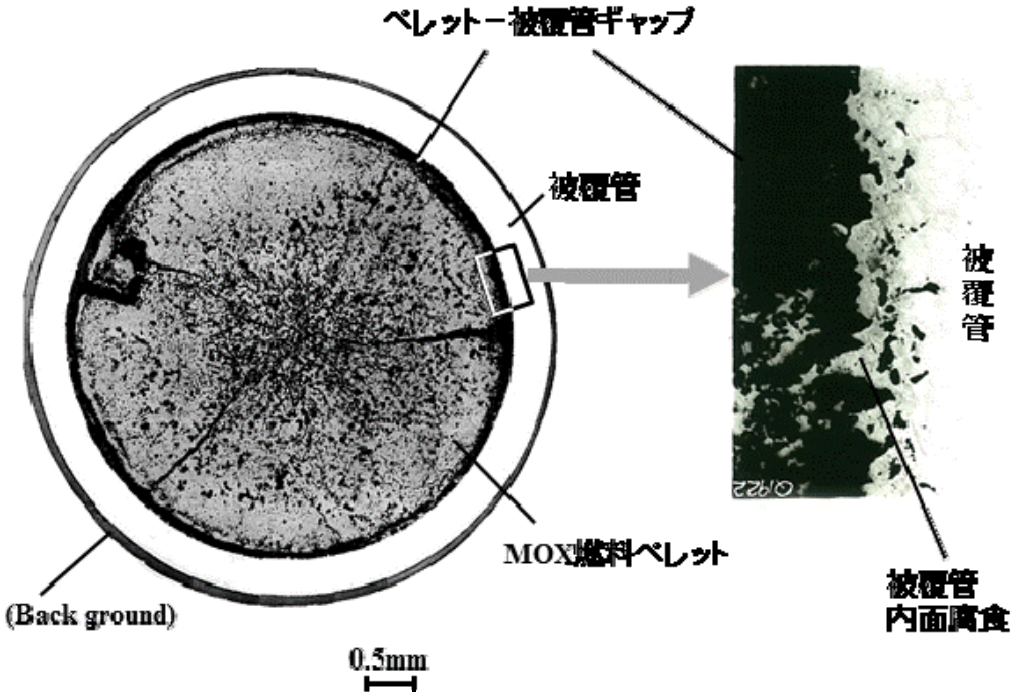


図 4-4-1　MFA-1 燃料ピンの横断面金相写真（燃料カラム上端部）

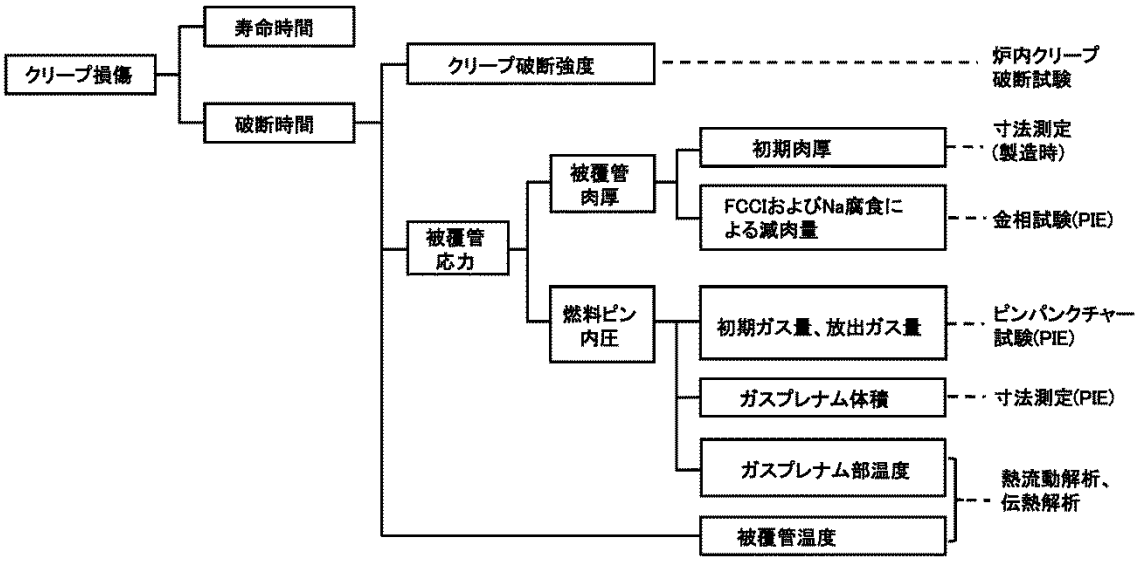


図 4-4-2　CDF 評価の影響因子の樹形図

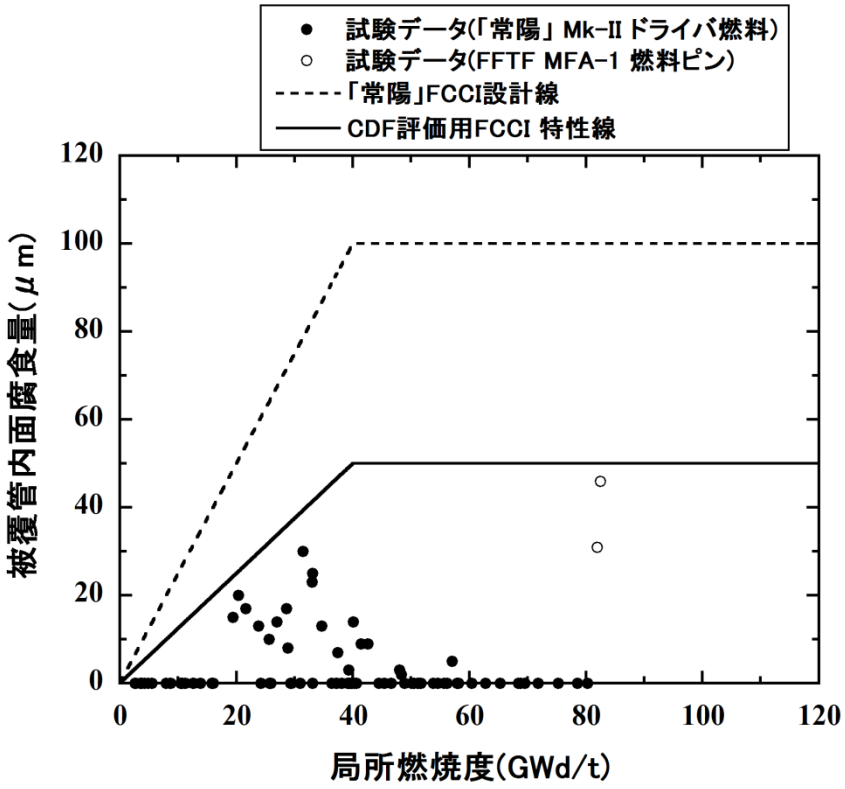


図 4-4-3　FCCI による内面腐食量の燃焼度依存性

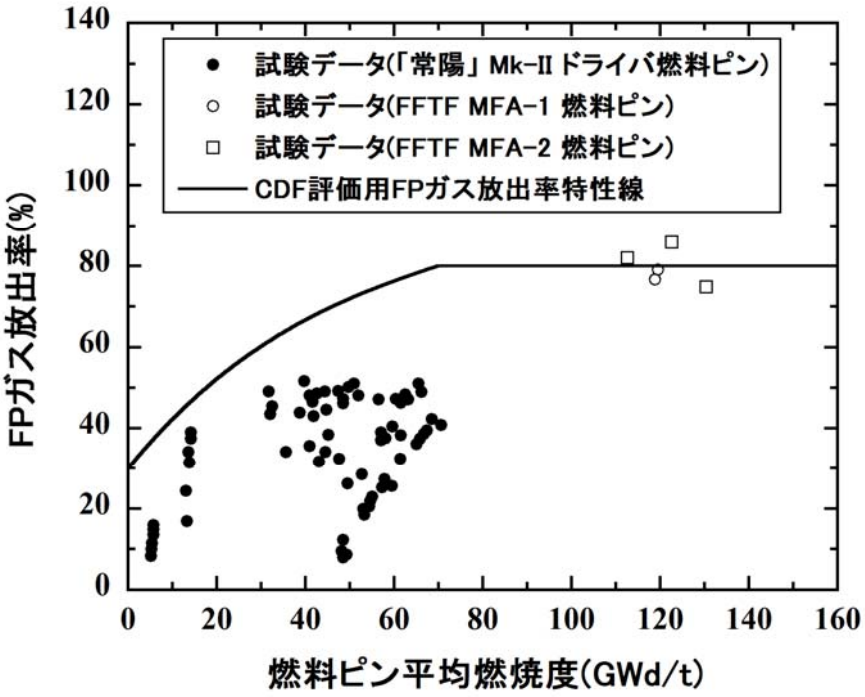


図 4-4-4　FP ガス放出率の燃焼度依存性

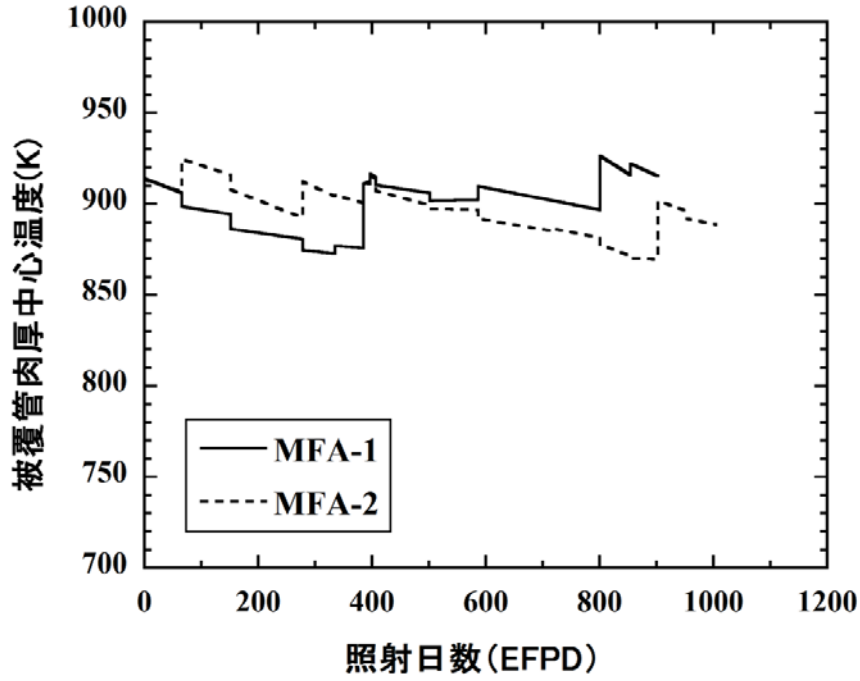


図 4-4-5　燃料カラム上端部の被覆管肉厚中心温度の履歴の比較（計算値）

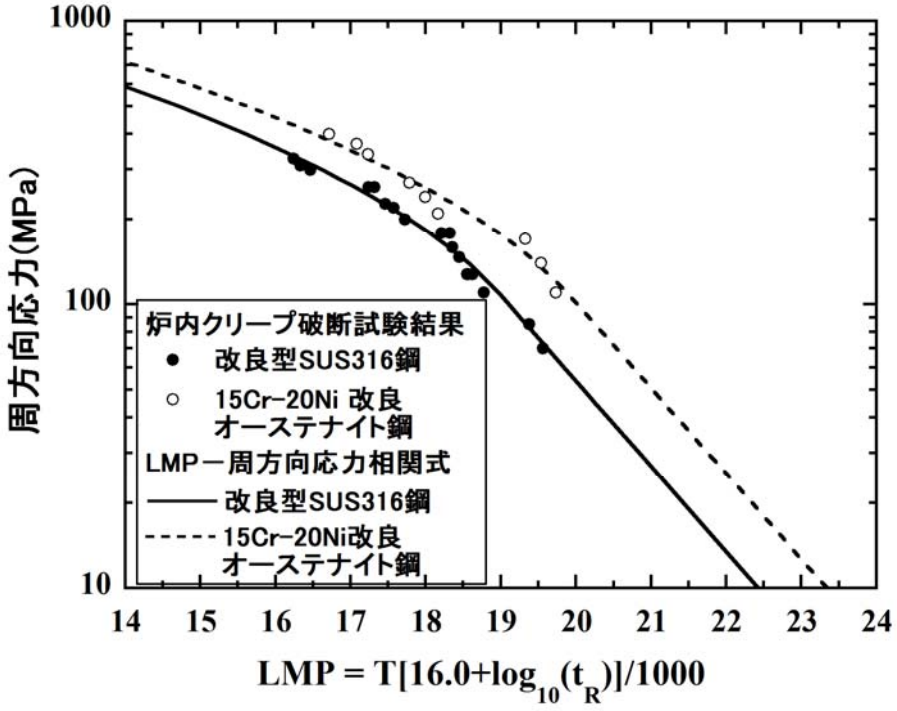


図 4-4-6　被覆管炉内クリープ破断強度の比較（改良型 SUS316 鋼、15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼）

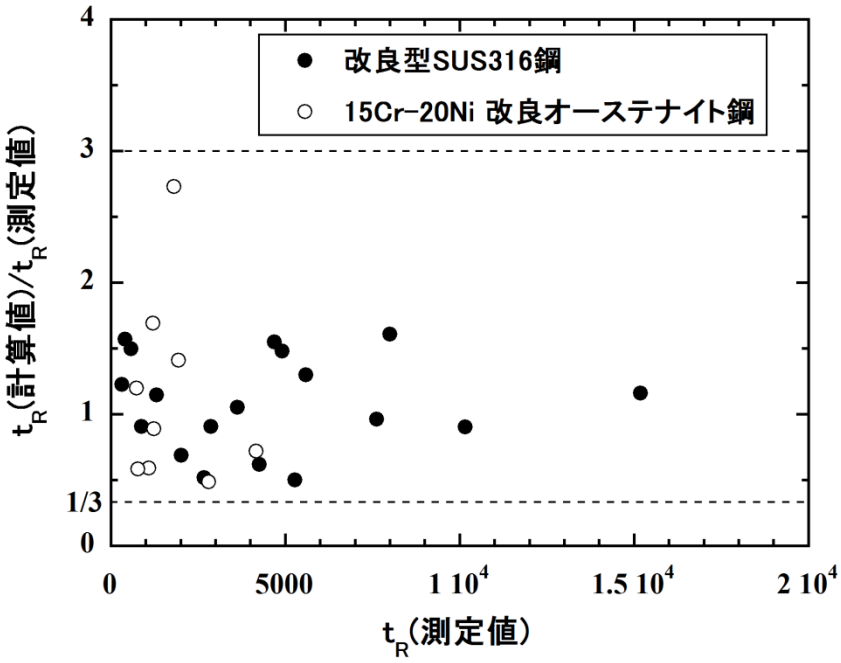


図 4-4-7　炉内クリープ破断時間の比（計算値／測定値）

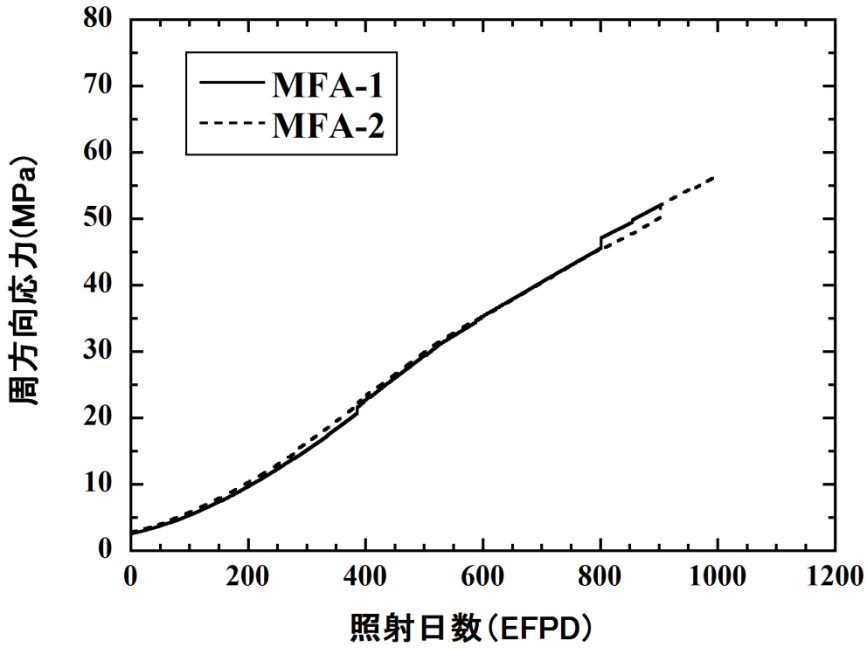


図 4-4-8　MFA-1、MFA-2 燃料ピンの被覆管周方向応力履歴（計算値）

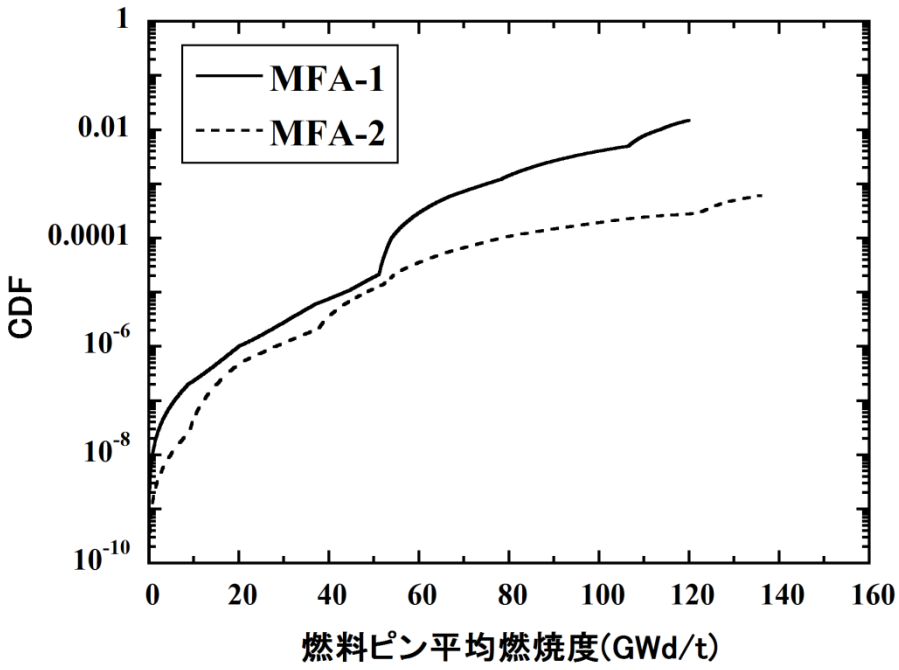


図 4-4-9　CDF の履歴の比較（計算値）

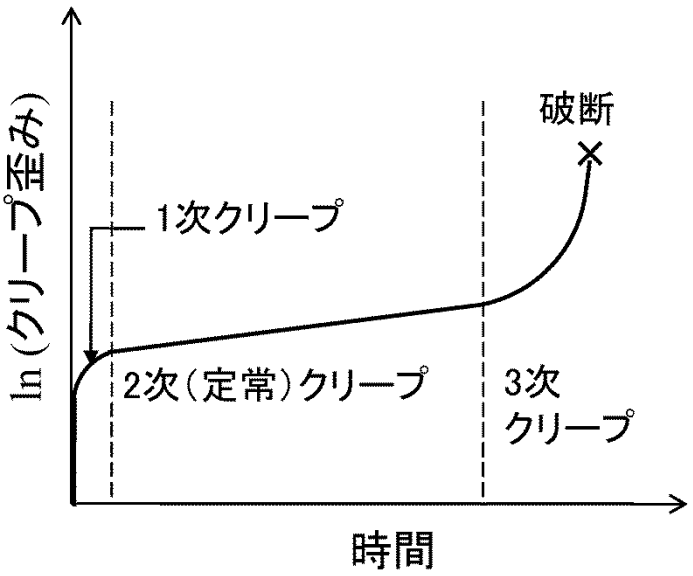


図 4-4-10　熱クリープ歪み履歴の模式図

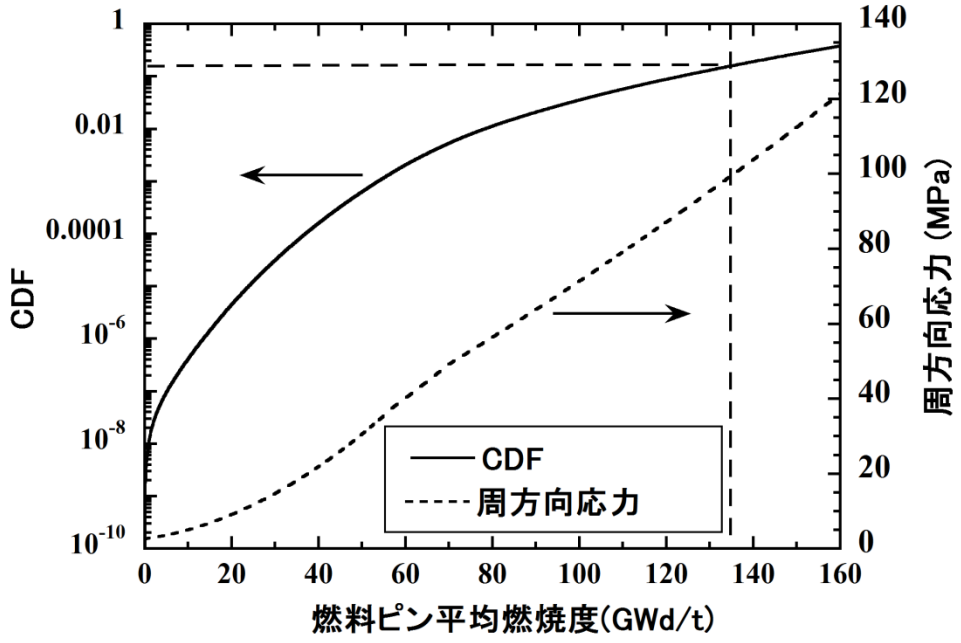
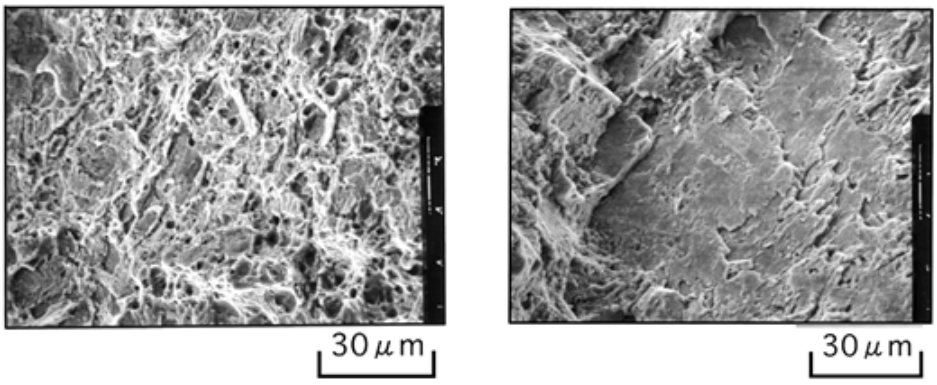


図 4-5-1　MFA-1 燃料ピンの CDF の履歴（計算値）



温度=673K（400℃）
照射量=12.5×10²⁶n/m²,E>0.1MeV
スエリング=0.36vol.%

温度=773K（500℃）
照射量=20.7×10²⁶n/m²,E>0.1MeV
スエリング=5.2vol.%

図 4-5-2　改良型 SUS316 鋼被覆管の照射後引張試験の破断面[4-9]

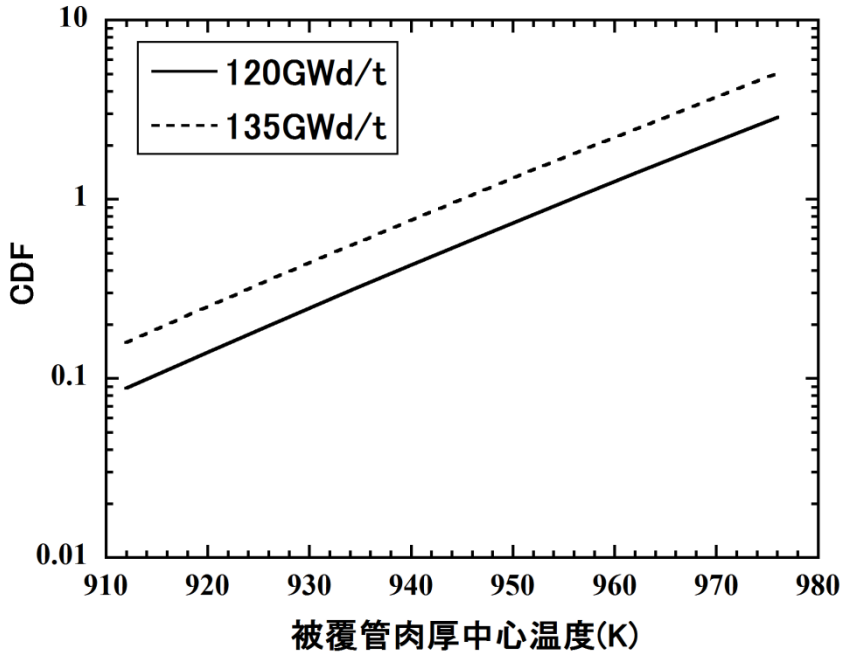


図 4-5-3 被覆管の肉厚中心温度に対する MFA-1 燃料ピンの CDF の感度評価（計算値）

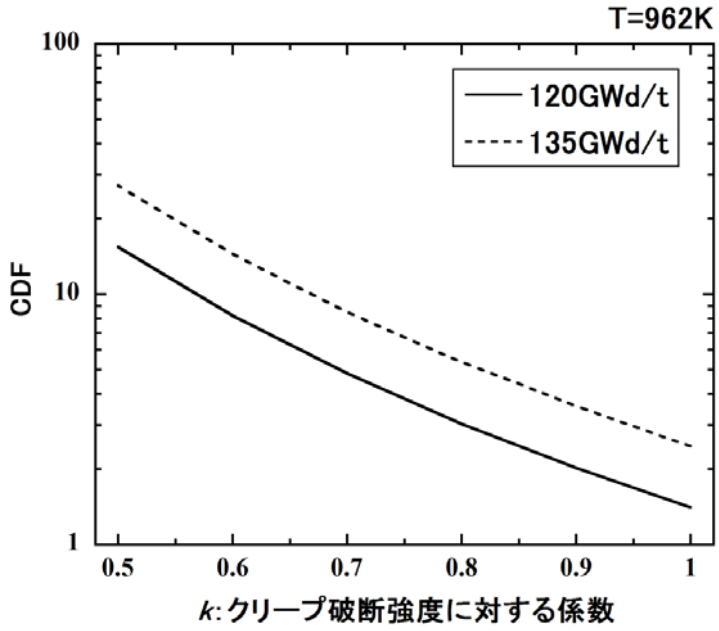


図 4-5-4 被覆管クリープ破断強度の係数に対する CDF の感度評価（計算値）

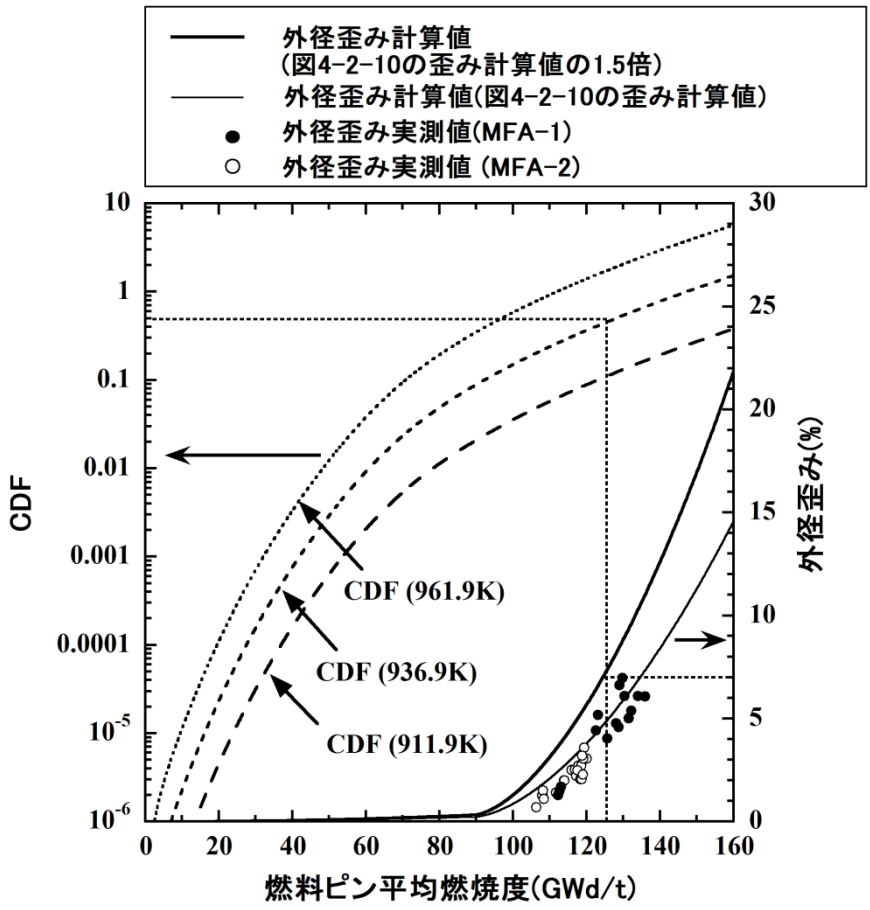


図 4-5-5　MFA-1 燃料ピンの CDF（計算値）と外径歪み（計算値、実測値）の履歴の比較

第５章　総括

本論文では、高速炉で使用される炉心燃料集合体における燃料ピンバンドルの変形挙動を評価することを目的として、ピンバンドルの変形を解析する機構論的モデルの開発とこのモデルによる解析結果から得られた知見を中心に述べた。オーステナイト鋼の燃料被覆管の燃料ピンから構成される集合体では、燃焼度が進み高速中性子照射量が高くなると、被覆管のスエリングを主な原因として燃料ピンの外径が増加し、燃料ピンとダクトとの相互作用である BDI が発生する場合がある。開発したモデルを統合した解析コードシステムを整備することにより、BDI が発生した燃料ピンバンドルの変形の主要な機構となるピンの湾曲や被覆管の扁平化を予測することを可能した。炉外試験、照射試験を解析して得られた結果を試験結果と比較することにより、ピンの再配置現象まで考慮して燃料ピンバンドルの変形を解析コードによって適切に評価できることを示した。また、この解析評価を通じて、燃料集合体の寿命制限因子がピンバンドルの変形に実質的に支配されることを示すとともに、被覆管の扁平化が BDI を緩和する主要な機構として働き、高燃焼度まで燃料の健全性が維持されることを明らかにした。これにより本研究成果は、高速炉燃料の高燃焼度化の進めるための技術的基盤を構成する有効な知見になることが期待できる。

本論文は、四章から構成されている。

第１章（序論）では、高速炉開発の現状とともに、その実用化に必須の要件の一つである経済性向上の観点からは、燃料の高燃焼度化が必要であることを述べた。高燃焼度化における燃料集合体挙動として、スエリングという材料の照射特性が原因となって生じる燃料ピンバンドルとダクトとの相互作用（BDI）が課題となることを背景に、本研究では、BDI による燃料ピンバンドルの変形機構を解明することを目的に設定したことを述べた。

第２章（ＢＤＩ挙動のモデル化の研究）では、BDI を炉外で模擬するバンドル圧縮試験の試験結果として得られる模擬ピンバンドルの横断面Ｘ線コンピュータ・トモグラフィ（CT）画像を数値化して解析し、ピン変位量などを定量化する手法を開発した。この炉外試験の結果から、BDI によってピンバンドルが湾曲変形してピンー圧縮板間距離が減少するため、BDI 量（圧縮量）が高くなるとピンと圧縮板がワイヤを介さずに接触する場合があることを示した。また、圧縮試験中に被覆管の断面が潰れ、扁平化が発生することを示した。

このような変形挙動を詳細に解析することを目的として、BDI が生じたバンドルの変形を有限要素法で解析する計算コード BAMBOO を開発し、バンドル変形時の隣接ピン間とピンーダクト（圧縮板）間の接触・分離解析の定式化を行った。この定式化では、接触荷重が引張方向と評価された複数の接触点に対して、接触条件を徐々に解除していく方法を適用することにより不連続多数点の接触・分離解析における収束計算の安定化を図った。

炉外バンドル圧縮試験結果を受けて、被覆管の扁平化剛性を解析する手法を検討し、弾性力学を応用した薄肉シェル理論により、被覆管寸法（外径、肉厚）とワイヤピッチ、ヤング率、ポアソン比を考慮して扁平化剛性を解析するモデル開発の詳細について述べた。更に、スペーサワイヤの巻きずれを原因とする燃料ピンの再配置（ディスパージョン）が生じる可能性にも着目し、このディスパージョン解析のため、要素節点の中間の軸方向位置での接触を考慮する中間接触解析モデルの開発を行った。これは燃料ピンを構成する梁要素において、両端の要素節点から外れた軸方向位置での接触条件を判定し、収束計算により接触・分離解析を実行するモデルである。開発した被覆管扁平化剛性モデルおよび燃料ピンのディスパージョンモデル（中間接触解析モデル）を BAMBOO コードに組み込み、炉外バンドル圧縮試験の再現解析を実施した。解析結果と試験結果との比較により、解析機能の妥当性を検証するとともに、解析結果に基づいてバンドル圧縮試験で BDI が生じたバンドルの変形機構について考察し、BDI 緩和機構（ピンバンドルの変形によるピンとダクト（圧縮板）間の接触時期を遅らせる機構）は、被覆管の扁平化が支配的であることを明らかにした。また、ディスパージョンについては、ピンの変位の変動を大きくする影響が大きく、必ずしも BDI 緩和機構として機能しないことも明らかにした。

第３章（高燃焼度燃料集合体の BDI 挙動の研究）では、BAMBOO コードをピンバンドルの照射変形解析に適用するため、熱、スエリング、照射クリープ歪みに対応する節点荷重ベクトルを定式化し、これを外荷重ベクトルに追加する処理を加えることによりコードの照射変形解析機能を整備した。

炉内での BDI は燃料ピンの外径増加（歪み）によって生じることから、外径歪みの主要因となる燃料被覆管のスエリング特性評価が重要である。このため、オーステナイト鋼の改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の照射データを基に、これらの材料の燃料被覆管、スペーサワイヤ、ダクトのスエリングを温度と高速中性子照射量を変数に予測するスエリング式を作成した。これらのスエリング式を BAMBOO コードに組込み、米国の高速炉「FFTF」で高燃焼度照射した燃料集合体の MFA-1、MFA-2 の２体のピンバンドル照射変形解析を実施した。解析結果と照射試験結果の比較より、BAMBOO コードの照射変形解析機能の妥当性を検証するとともに、照射変形においても、炉外バンドル圧縮変形と同様に、被覆管の扁平化が BDI 緩和の主要機構であることが示された。

第４章（総合考察）では、燃料集合体の寿命評価という総合的な観点から、高燃焼度を達成した燃料ピンの寿命制限因子について考察した。BDI の影響評価のため、燃料ピンバンドルの変形と燃料集合体の熱流動を連成して解析する手法を構築し、ピンバンドルの変形が生じた集合体における冷却材温度分布評価を実施した。その結果、燃料ピンバンドルの変形に対応して周辺流れの割合が抑えられ冷却材温度の径方向分は相対的に平坦化する方向に変化することが示された。しかし、ピンバンドルの変形が大きくなると、集合体の周

辺部で冷却材流路が著しく狭くなる部分が発生し、局所的に温度が上昇する場合があることも示された。このような温度上昇は燃料の健全性に影響すると考えられるため、BDI が集合体の寿命制限になることを示した。

照射中の燃料ピンは、FP ガスの放出によって内圧が上昇し、被覆管の高温度部ではクリープ損傷が蓄積するようになるため、クリープ損傷も燃料の寿命評価上重要である。この評価のため、炉内で照射した被覆管内圧クリープ破断試験データを用いて改良型 SUS316 鋼と 15Cr-20Ni 改良オーステナイト鋼の内圧クリープ破断式を作成し、MFA-1、MFA-2 燃料ピンの被覆管の燃料カラム上端部（被覆管最高温度部）でのクリープ損傷による累積損傷和（CDF）を評価した。同時に、燃料ピンは被覆管スエリングによる外径歪みも生じることから、スエリングとピン内ガス圧による照射クリープで生じるピン外径歪みの評価を実施した。CDF の評価結果から、照射末期における CDF は 1.5×10^{-2} 以下と破損の目安とされる CDF=1.0 に比べて非常に低く、MFA-1 と MFA-2 では、被覆管のクリープ損傷はほとんど生じていないことを示した。実際の照射試験から燃焼度を延長した状況を設定して、被覆管の CDF とピン外径歪みの履歴を比較評価した結果、外径歪みの方が CDF よりも早期に制限値（本研究で暫定的に設定）に達するようになった。ピン外径歪みは BDI の要因となることから、通常運転時においては、BDI によるピンバンドルの変形が高速炉の燃料集合体の実質的な寿命制限子になることを明らかにした。

主要論文リスト

[1] Tomoyuki.Uwaba, Kosuke.Tanaka、“Development of a fast breeder reactor fuel bundle-duct interaction analysis code -BAMBOO: Analysis model and validation by the out-of-pile compression test”, Nuclear Technology, Vol.136, pp.14–pp.23 , 2001.

[2] Shigeharu.Ukai, Tomoyuki.Uwaba, “Swelling rate versus swelling correlation in 20% cold-worked 316 Stainless steels”, Journal of Nuclear Materials,Vol.317, pp.93–pp.101, 2003.

[3] Tomoyuki.Uwaba, Masahiro.Ito, Shigeharu.Ukai, “Development of a fast breeder reactor fuel bundle deformation analysis code-BAMBOO: Development of a pin dispersion model and verification by the out-of-pile compression test”, Nuclear Technology, Vol.145, pp.230–pp.237, 2004.

[4] Tomoyuki.Uwaba, Shigeharu.Ukai, “Study on short term stress limit in fast reactor fuel pin designs”, Nuclear Engineering and Design, Vol .234, pp.51–pp.59, 2004.

[5] Tomoyuki Uwaba, Masahiro.Ito, Shigeharu.Ukai, Michel.Pelletier, “Development of a FBR fuel bundle-duct interaction analysis code-BAMBOO: Analysis model and verification by Phenix high burn-up fuel subassemblies”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.42, No.7, pp.608–pp.617, 2005.

[6] Tomoyuki Uwaba, Masahiro Ito, Tomoyasu Mizuno, “Irradiation performance of fast reactor MOX fuel assemblies irradiated to high burnups”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.45, No.11, pp.1183–pp.1192 ,2008.

[7] Tomoyuki Uwaba, Masahiro Ito, Tomoyasu Mizuno, Kozo Katsuyama, Bruce J. Makenas, “Irradiation performance of fast reactor MOX fuel pins with ferritic/martensitic cladding irradiated to high burnups” ,Journal of Nuclear Materials, Vol. 412, pp. 294–pp.300, 2011.

[8] Tomoyuki Uwaba, Masahiro Ito, Koji Maeda, Journal of Nuclear Materials, “Diametral strain of fast reactor MOX fuel pins with austenitic stainless steel cladding irradiated to high burnup”, Vol. 416, pp. 350–pp.357 ,2011.

[9] Tomoyuki Uwaba, Masahiro Ito, Junich Nemoto, Shoichi Ichikawa and Kozo Katsuyama, “Verification of the FBR fuel bundle-duct interaction analysis code BAMBOO by the out-of-pile bundle compression test with large diameter pins”, Journal of Nuclear Materials, Vol.452, pp.552–pp.556, 2014.

[10] Tomoyuki Uwaba, Motomu Sogame, Masahiro Ito, Tomoyasu Mizuno, Takako Donomae Kozo Katsuyama “Evaluation of creep damage and diametral strain of fast reactor MOX fuel pins irradiated to high burnups”, Journal of Nuclear Science

and Technology, Vol. 47, No. 8, pp. 712–pp.720, 2010.

[11] Tomoyuki Uwaba, Seiichiro Maeda, Tomoyasu Mizuno, Melissa C. Teague , “Study on the mechanism of diametral cladding strain and mixed-oxide fuel element breaching in slow-ramp extended overpower transients”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 429, pp.149–pp.158, 2012.

謝辞

本学位論文をまとめるにあたり、懇切なるご指導を賜りました北海道大学　工学研究院　材料科学部門　鵜飼重治教授に深く感謝の意を表します。また本論文の審査にあたり、有益なご助言を頂いた北海道大学　工学研究院　人間機械システムデザイン部門　佐々木克彦教授と工学研究院　材料科学部門　大野宗一准教授にお礼申し上げます。併せて鵜飼教授には、原子力機構に在籍しておられた時期に、著者の上司として研究活動を支えていただくとともにご指導とご助言を頂きましたことにも深くお礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、著者の上司であり、入社以来、研究活動を支えていただいた日本原子力研究開発機構の水野朋保副センター長に深くお礼申し上げます。また計算コードの開発に多大なご協力を頂いた株式会社 NESI の伊藤昌弘氏には感謝の念が絶えません。

原子力機構　燃料材料開発グループの皆藤威二グループリーダー、大塚智史サブリーダー、矢野康英研究副主幹、丹野敬嗣研究員、岡弘研究員各氏には、学位論文の作成についてご助言をいただき感謝いたします。また、同グループ員で株式会社 NESI の根本潤一氏、石谷行生氏にはデータ解析にご協力いただき、お礼申し上げます。

最後に、著者に学位取得について検討する機会を与えて下さった鵜飼重治教授に重ねて深く感謝の意を表します。

2016 年 8 月