

高温構造設計高度化研究

[平成14年度共同研究報告書]

2003年5月



核燃料サイクル開発機構
日本原子力発電株式会社

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課
電話：029-282-1122（代表）
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division ,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu , Tokai-mura , Naka-gun , Ibaraki 319-1184 ,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2003

高温構造設計高度化研究 [平成14年度共同研究報告書]

森下正樹*, 青砥紀身*, 笠原直人*, 浅山泰*
佐賀山豊**, 井上和彦**, 柴本宏**, 田中良彦**

要 旨

核燃料サイクル開発機構(JNC)と日本原子力発電(原電)では、安全性と経済性に優れた実用高速炉プラント概念の構築を目的として「高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究」を実施している。ここでは、高温構造設計の高度化、新材料の採用、ならびに3次元免震が経済性向上のためのシステム改善方策の枢要技術として挙げられている。

そこで、JNCと原電は、平成12年度より、高温構造設計手法高度化と3次元免震開発に関する共同研究を開始した。本報告書はそのうち、高温構造設計手法高度化に関する平成14年度の成果をとりまとめたものである。なお、本成果のなかには、原電が経済産業省より受託し、JNCがその実施に協力した、高速増殖炉技術確証試験の成果が含まれている。

本研究は、その内容を(1)実用化構造設計基準、(2)新材料の基準化、及び(3)システム化規格、の3つのスコープに整理して進めた。本年度の成果を要約すると、以下のとおりである。

(1) 実用化構造設計基準の検討

- 実用化構造設計基準(FDS)に要求される最新の設計ニーズに照らし、実用高速炉合理化設計に貢献できる見通しがある項目、設計概念の成立性判断に必要な項目を優先して検討することとし、フェーズⅡの研究方針を明らかにした。
- 破損クライテリアの高度化に関して、合理的なラチェット疲労試験方法を計画立案し、試験に着手した。また合理的なクリープ領域設定法であるNCカーブに関し、適用条件を拡張した。
- 非弾性解析指針に関し、策定方針、必要記載項目を明確にし、解析法の適用性を検討した。
- 熱荷重評価法に関し、事例集化を進めた。またサーマルストライピング荷重想定法に関して、熱応力の周波数伝達関数の高度化と、それに基づく疲労損傷評価法の検討を行った。

(2) 新材料の基準化の検討

- 強度特性改善が期待できる12Cr候補仕様材について、中短時間材料試験を実施すると共に、低ひずみ範囲におけるクリープ疲労試験を行った。
- 候補仕様材(W中添加、W無添加)について、TIG溶接継手施工法を提案した。
- 新材料に求められる基準化条件について検討すると共に、新材料選定の指標となるパラメータについて検討した。

(3) システム化規格の検討

- システム化規格開発の方向性検討に資するため、エキスパートパネルを設置し、典型的な構造を念頭に置いた例題を設定した上で、システム化規格WGで検討を進めた。
- システム化規格における信頼度の定量評価を行い、裕度を相互交換するための方法論に関し、破損確率評価の方法、信頼性指標法などの具体化検討を行った。
- 部分基準に関しては、荷重想定方法、材料、設計、製作・据付、運転、維持等(検査、補修)の各分野において、システム化規格で規定すべき選択肢案の検討を開始した。
- 想定事象設定、機器区分、運転状態区分、リスク技術等の調査・検討を行い、システム化規格検討のフレームとしてまとめた。

* 核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター 要素技術開発部
** 日本原子力発電(株) 研究開発室 高速炉開発グループ

Study on Advanced Structural Design for Commercialized Fast Breeder Reactors

Masaki Morishita*, Kazumi Aoto*, Naoto Kasahara*, Tai Asayama*

Yutaka Sagayama**, Kazuhiko Inoue**, Hiroshi Shibamoto**, Yoshihiko Tanaka**

Abstract

Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC) and Japan Atomic Power Company (JAPC) launched joint research programs on structural design and three-dimensional seismic isolation technologies, as part of the supporting R&D activities for the feasibility studies on commercialized fast breeder reactor cycle systems. A research project by JAPC under the auspices of the Ministry of Economy, Trade, and Industry (METI) with technical support by JNC is included in this joint study. This report contains the results of the research on the structural design technology. The research scope was identified as (1) FDS (FBR Design Standard), (2) Standardization of new material, and (3) System Based Code for Integrity, and the results of this year's studies are summarized as follows.

(1) FDS (FBR Design Standard)

- ✓ R&D policy of Phase II study considering to the newest needs demanded for structural design were clarified, and R&D items were settled concretely.
- ✓ As for failure criteria, preliminary ratcheting-fatigue tests were conducted with rational methods, and Negligible Creep curves that settle creep designing region rationally were expanded their applying condition.
- ✓ R&D policy and items of guideline for inelastic analysis were clarified, and analyzing methodologies were studied.
- ✓ Summering up exemplification of thermal load prediction methodologies were progressed. To predict thermal striping loads, advanced frequency response function of thermal stress, and fatigue evaluation methodology were studied.

(2) Standardization of new material

- ✓ As for candidate 12-chromium stainless steel (added tungsten, non-added tungsten), that is expected to improve strength of components of commercialized FR, short and medium-term material tests, and creep-fatigue tests at small strain range were conducted.
- ✓ As for above candidate steel, TIG (Tungsten Inert Gas) welding method was recommended.
- ✓ Requirements to standardize new materials and index to select new materials were studied.

(3) System Based Code (SBC) for Integrity

- ✓ Development policy of SBC was debated through Expert Panel, following by exemplification study for typical structure through SBC working group.
- ✓ Quantitative evaluation of reliability utilizing failure probability and mutual exchange methodology of margin utilizing reliability index was studied concretely.
- ✓ As for partial standards, selection items regulated in SBC in the field of load prediction, material, designing, fabrication, installation, operating, maintenance (inspection, repair) etc. were studied.
- ✓ Settlement of thermal transition that have to be assured, classification of components and operating condition, and risk assessment techniques were studied. These results were summarized as the frame of SBC.

* Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center, JNC

** Research and Development Department, The Japan Atomic Power Company

全体目次

第Ⅰ編 高温構造設計手法高度化研究の全体概要

第Ⅱ編 実用化構造基準の検討

第Ⅲ編 新材料の基準化の検討

第Ⅳ編 システム化規格の検討

詳細は各編の目次を参照。

第 I 編

高温構造設計手法高度化研究の全体概要

目 次

1. 緒 言	1-1
2. 共同研究の概要	2-1
2.1 共同研究の背景	2-1
2.2 共同研究の目的	2-3
2.3 共同研究の内容	2-3
2.4 共同研究の研究工程と実施分担	2-6
3. 共同研究の成果のまとめ	3-1
3.1 実用化構造設計基準(FDS)の検討	3-1
3.2 新材料の基準化の検討	3-4
3.3 システム化規格の検討	3-6
4. 謝 辞	4-1

1. 緒 言

ウラン資源の有効利用、将来のエネルギー確保の観点から、ウラン資源利用効率の最も高い高速増殖炉(FBR)の実用化が重要であり、そのためには、安全性と経済性に優れたプラント概念の開発が不可欠である。このため、核燃料サイクル開発機構(サイクル機構)と日本原子力発電株式会社(原電)では、安全性と経済性に優れたFBRプラント概念の構築を目的として、「FBRサイクル実用化戦略調査研究(以下、実用化戦略調査研究という)」を平成11年度から一致協力して実施している。^{1,2}

FBR機器配管の構造上の特徴は、高温・低圧で使用され相対的に薄肉構造となること、主として考慮すべき荷重が熱荷重と地震荷重であること、などにある。高速炉の実用化にあたっては経済性の飛躍的向上が求められるが、そのためには機器構造の簡素化・コンパクト化や配管短縮など、一層の設計合理化を可能とする設計技術の高度化が必要である。

このため、構造設計に関しては、非弾性解析の全面的な適用や新材料の適用、並びにシステム化規格による裕度の包括的管理等の新しい概念などに代表される、設計の抜本的な合理化を可能とする構造設計・評価技術の開発・整備を行って基準として体系化し、安全性・信頼性を確保しつつ実用FBRの経済性を向上させる設計を実現する必要がある。

一方、地震荷重に対する対処としては、実証炉設計研究においては積層ゴムを用いた建屋水平免震技術を採用し、主要機器への地震荷重の低減により物量低減を実現した。近い将来上下動についても動的解析による設計評価が求められる趨勢にあることなどの状況を踏まえると、実用化FBRにおいては、上下も含む3次元の免震システムによって機器への地震荷重を抜本的に緩和する方策が有望である。3次元免震により、設計標準化と一層の物量削減を通じた経済性向上に加えて、炉心構成要素の浮き上がり防止、反応度投入の抑制等に対する設計成立性の飛躍的拡大と安全性の向上が期待できる。

以上のことから、構造設計手法の高度化と3次元免震技術の開発は実用化戦略調

査研究において、炉共通の枢要技術として位置付けられている。そこで、サイクル機構と原電は、実用化戦略調査研究に関する協力協定の下で、実用化の炉共通技術開発の一環として構造設計手法の高度化と3次元免震技術開発に関する共同研究を実施することとした。

(1)高温構造設計手法高度化研究

実用化プラントの信頼性を確保しながら、経済性目標達成を可能とする構造健全性に係る設計手法を高度化し、基準として体系化する。

(2)免震技術開発

実用化プラントの信頼性を確保しながら、経済性目標達成を可能とする免震技術を確立し、技術指針として体系化する。

なお、共同研究の実施にあたり、原電は経済産業省受託研究「発電用新型炉技術確証試験」³で得られた技術情報を提供し、サイクル機構は確証試験の実施に対して技術的協力を行っている。

本報告書は、平成14年度における共同研究のうち、高温構造設計高度化研究の成果をとりまとめたものである。なお、本報告書は4部構成としており、第I編で全体の概要をまとめ、個別の研究成果はそれぞれ第II編から第IV編に記載している。

第I編： 高温構造設計手法高度化研究の全体概要

第II編： 実用化構造設計基準（FDS）の検討

第III編： 新材料の基準化の検討

第IV編： システム化規格の検討

(参考文献)

- 1 JNC TY1400 2000-004, 高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究（フェーズI）中間報告, 2000年8月, 核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社
- 2 野田宏, ‘高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の取り組み状況’, 日本原子力学会誌, Vol.42, No.7, (2000)
- 3 平成14年度発電用新型炉技術確証試験事業報告書 その1 設計手法高度化確証試験 平成15年3月, 日本原子力発電株式会社
- 4 JNC TY9400 2002-025, 高温構造設計高度化研究 [平成13年度共同研究報告書], 2003年1月, 核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社

2. 共同研究の概要

2.1 共同研究の背景

FBR は高温・低圧で運転され、熱荷重が運転時の主要な荷重であることから相対的に薄肉で柔な構造となる。このため、機器の構造設計においては、熱荷重及び地震荷重に対する考慮が特に重要となる。実用化戦略調査研究においては、こうした FBR 機器の構造設計の信頼性を確保しながら経済性を向上させることが必要とされている。これを実現するため、熱荷重設計は従来的高温構造設計技術を高度化することにより合理化を図り、地震荷重は免震技術の導入により荷重緩和を図ることを基本的考え方とする。

このため、構造設計技術及び免震技術は、実用化戦略調査研究において開発目標を満足する FBR 概念を構築するための枢要技術に挙げられている (図 2.1-1 参照)。

実用化戦略調査研究において検討している FBR プラントのコストダウン方策のうち、新材料の採用、高温構造設計の高度化及び 3 次元免震の採用は、主要なシステム改善方策として位置付けられている。

本共同研究においては、実用化戦略調査研究におけるこうした設計ニーズを背景として、信頼性を確保しながら経済性を向上させた実用化 FBR プラントに適用する構造健全性に係る設計手法の高度化、及び 3 次元免震技術の確立にそれぞれ取り組むこととしている。

高温構造設計の高度化については、これまで、実証炉設計研究において、原型炉もんじゅ用に動力炉・核燃料開発事業団 (現核燃料サイクル開発機構) が作成した「高速増殖炉第 1 種機器の高温構造設計方針」をベースに、原型炉以降の研究開発成果を反映した設計評価法の合理化、実証炉で新たに採用した構造概念及び新材料に対応する構造設計評価法及び材料強度基準の追加等を行い、実証炉の構造設計の合理化がなされた。

最近の設計研究では、さらに信頼性を確保しつつ経済性を向上させるためには、実証炉設計研究までは部分的にしか適用されなかった非弾性解析を全面的に用いることによる構造設計の抜本的な高度化、軽水炉や海外の FBR のトラブル事例等から実用 FBR として設計基準に採り入れるべき損傷形態を適切に考慮した上で、これらに

対応した設計評価手法の高度化・整備の必要があるとされている。

さらに、経済性を一段と向上させるためには、単に構造設計の合理化にとどまらず、設計想定事象、材料仕様、設計解析、製作、溶接、検査、運転、維持の各段階における健全性確保に係る基準を包括的に整備し、かつ各基準間に連携性を持たせ、設計段階から全体としての安全裕度を確保しつつ適切な裕度配分を行うことにより合理的設計を実現すること（規格のシステム化）も視野に入れて検討する必要があると考えられる。

また、新材料の採用については、実証炉設計研究までは、運転温度の高温化に対応するために1次系機器・配管材料として高速炉構造用 SUS316 (316FR) 鋼を、また蒸気発生器を一体貫流型として物量削減を図るために改良 9Cr-1Mo 鋼をそれぞれ採用したが、実用化戦略調査研究においては、さらなる経済性向上のため、熱膨張率が小さくかつ高温強度に優れた 12Cr 系フェライト鋼(以下、12Cr 鋼)を採用した概念を検討している。12Cr 鋼の採用にあたっては、12Cr 鋼が火力プラント用材料のため、高温高圧でガスや水を熱媒体とするシステムへの適用に必要な引張強さ、クリープ破断強度等の材料強度データは比較的多いものの、FBR のような高温低圧で熱伝導性の良い熱媒体(液体金属の場合)を用いたシステムに適用するための材料強度データが充分ではない。このため、火力と異なり厳しい過渡熱応力に対する疲労強度、クリープ疲労強度等の材料強度データを重点的に取得し、FBR への適用性を確認した上で設計用の材料強度基準化に備える必要がある。

設計手法高度化確証試験においては、上述のように、構造設計基準の高度化、実用規格体系(システム化規格)の開発、及び新材料の基準化を検討し、構造健全性に係る設計手法の高度化を行い、基準として体系化することを目的とする。

免震技術については、実証炉設計研究において、建屋水平免震を採用し、主要機器への入力加速度の低減により機器板厚の削減(物量低減)検討が行われている。さらに、水平免震技術については、これまでの長年にわたる研究が取りまとめられ、技術指針化(JEAG 4614-2000、(社)日本電気協会)がなされている。

一方、将来的には、上下動についても動的解析による設計評価が行われる方向にあることなどの状況を踏まえて、最近の設計研究においては、上下動の影響として考えられる炉心構成要素の浮き上がり防止、制御棒反応度投入の抑制、及び原子炉容器の座屈防止、のそれぞれに対する設計成立性と安全裕度の向上の観点から、経済

性向上と合わせて3次元免震技術を枢要技術として位置付けている。

3次元免震技術には、大きく分けて、上下免震を水平免震とともに建屋に適用する方式(建屋3次元免震)と、建屋は水平免震とし機器のみを上下に免震する方式(機器上下免震)とが考えられる。このうち、建屋3次元免震技術は、現状では確立されていないため、免震要素開発から検討を進める必要がある。一方、機器上下免震技術は、皿ばねを用いた免震システムが開発され、基本的な成立性は確認された段階にあり、今後は要求条件への適合性(長周期化)について確証試験及び技術指針化を図っていく必要がある。

3次元免震技術確証試験においては、上述のように、実用化プラントの信頼性を確保しながら、経済性目標達成を可能とする免震技術を確立し、技術指針として体系化することを目的とする。

2.2 共同研究の目的

非弾性解析による設計や新材料の適用、並びにシステム化規格を通じた包括的な裕度管理などによる抜本的な構造設計合理化を可能とする技術を開発し、技術基準(案)として整備する。また、上下動も含めた3次元免震構造システムを開発し、実設計に適用可能なよう技術指針類を整備し、地震荷重の大幅な緩和による設計自由度の拡大や標準設計化を通じた合理化を実現する。

平成14年度においては、全体の研究開発計画の具体化を図るとともに、実用化戦略調査研究のシステム設計におけるこれらの技術の適用性に関する見通しを判断するための検討を行う。

2.3 共同研究の内容

2.3.1 高温構造設計手法高度化研究

研究のスコープを、

- (1) 実用化構造設計基準、
- (2) 新材料基準化、及び
- (3) システム化規格

に整理する。

(1) 実用化構造設計基準

非弾性解析を大幅に取り入れた上で、不確定性の大きい熱荷重を精度良く想定することで構造設計の抜本的な合理化を可能とする、実用FBR用の高温構造評価法の開発を行い、設計適用性と合理化効果の評価を加えた上で実用FBRの構造設計基準として体系化する。この際、将来の規制の機能性化に対応可能な柔軟な体系構築をめざす。また、設計手法、基準の妥当性を確認、確証するために必要な構造物試験データ等を取得する。

平成14年度においては、基準体系と非弾性解析指針の検討を行い、それぞれの骨子を固める。

(2) 新材料基準化

熱膨張率が小さくかつ高温強度に優れた12Cr系フェライト鋼を対象として、実用FBRの構造材としての適用性を確認した上で設計用の材料強度基準化を図る。このため、延性を含む各種基本材料特性を確認しつつ、高温低圧で熱伝導性の良い熱媒体を用いたシステムに適用するに当たって要求される、過渡熱応力に対する高サイクル疲労強度、クリープ疲労強度等に関するデータを重点的に取得する。また、取得データベースに基づき材料強度評価法を開発する。さらに、新材料の設計適用性及び基準化に関する検討を行い、考え方を整理する。

平成14年度においては、昨年度作成した計画に基づき大型ナトリウム冷却炉の1次熱輸送系機器配管への適用性検討に資する材料試験を実施する。また、熱処理条件や一部添加元素の評価を行い、特性向上に関する検討を行う。溶接継手を試施工し12Cr鋼継手の実用FBR適用に対する課題抽出を行う。

(3) システム化規格

単に構造設計の合理化にとどまらず、設計想定事象、材料仕様、設計解析、製作、溶接、検査、運転、維持の各段階における健全性確保に係わる基準を包括的に整備し、かつ各基準間に連携性を持たせ、設計段階から全体としての安全裕度を確保しつつ適切な裕度配分を行うことにより合理的設計を実現する規格体系(システム化規格)を検討する。

平成14年度においては、システム化規格体系構築のための基本的な概念構築を行うとともに、部分基準整備のための要素技術開発を行う。

2.3.2 免震技術開発

研究の範囲を、

- (1) 3次元免震の要求性能設定、
- (2) 建屋3次元免震システムの開発、及び
- (3) 機器上下免震システムの開発

に整理する。

(1) 3次元免震の要求性能設定

3次元免震の開発準備として、3次元免震に対するニーズと導入効果の評価、3次元免震に対する要求条件の検討、各種3次元免震システム概念・要素概念の調査及び実用化見通し評価、3次元免震アイデアの技術的成立性、設計要求適合性評価等を行う。この結果に基づいて、3次元免震開発目標を設定する。

平成14年度においては、全体の具体的試験研究開発計画を進めるとともに、3次元免震の要求性能設定(入力地震動と免震特性)に関する検討を継続する。併せて、免震特性以外の要求性能についての検討を行う。

(2) 建屋3次元免震システムの開発

上下方向にも十分長周期化が可能な建屋3次元免震要素を開発する。基本原理の成立性を確認した上で、実機への適用に必要な性能データ、信頼性データを整備するとともに、設計手法を開発し、これらを建屋3次元免震技術指針案としてとりまとめる。

平成14年度においては、昨年度に選定した新たな概念による建屋3次元免震システム候補について、これらの開発見通し判断のための検討を行う。

(3) 機器上下免震システムの開発

積層ゴムによる建屋水平免震を前提として、原子炉構造と1次系機器を共通床を介して皿ばねによる上下免震要素で支持する方式。サイクル機構におけるこれまでの研究開発成果を基礎として、実機適用に必要な基本特性データ、信頼性データを取得した上で設計手法を整備し、これらを機器上下免震技術指針案としてとりまとめる。

平成14年度においては、免震要素の力学特性を把握するための試験を開始するとともに、免震要素設計手法等に関する検討を行う。

2.4 共同研究の研究工程と実施分担

平成14年度の共同研究工程を表 2-1に示す。

共同研究の実施分担を表2-2 に示す。

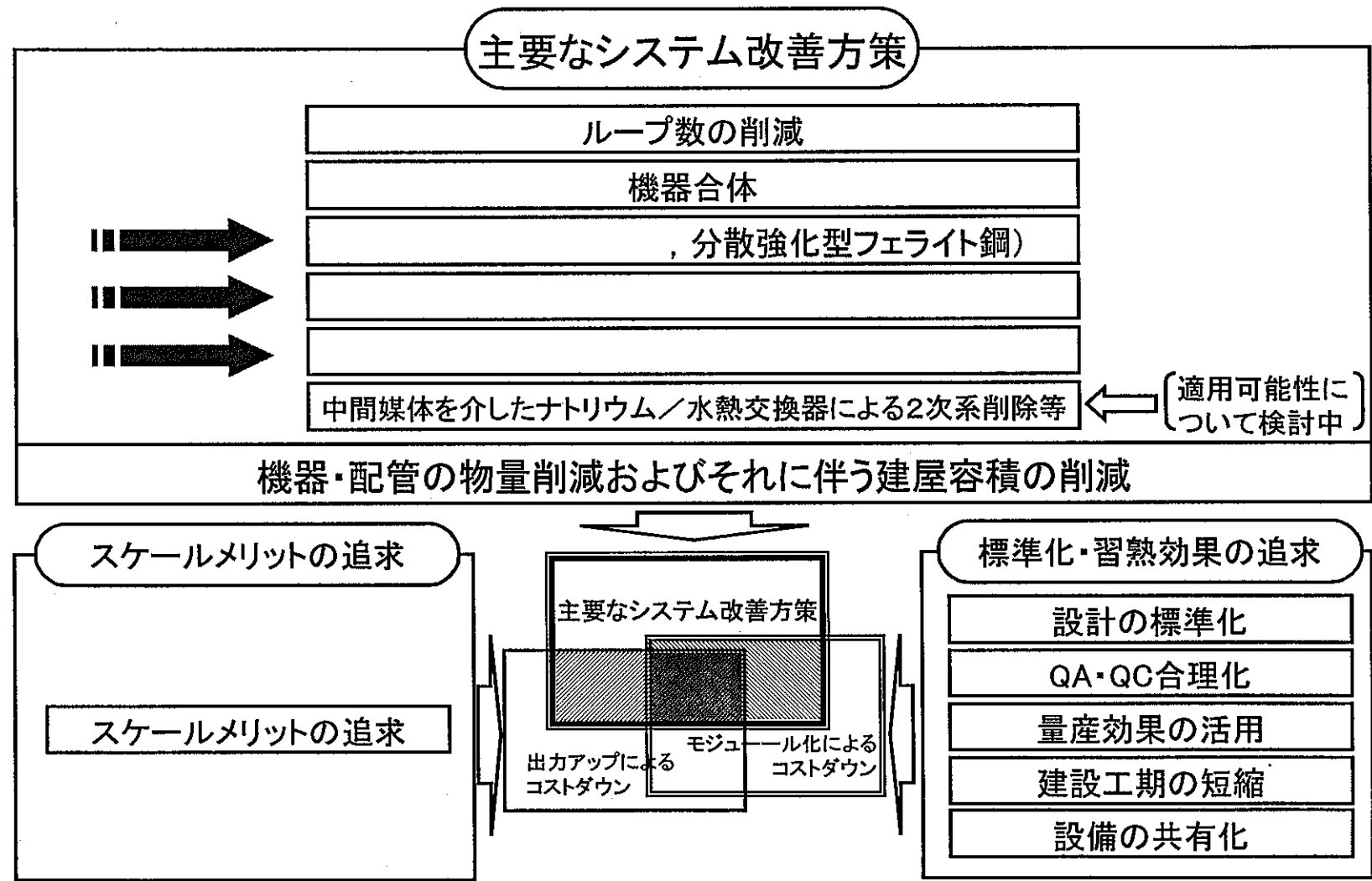


図2.1-1 開発目標達成のための枢要技術(ナトリウム冷却炉)

表2-1 研究工程(平成14年度)

	上期	下期
サイクル機構/原電共同研究契約	/	
実用化戦略調査研究 【設計研究】	第2期	

【高温構造設計手法高度化研究】 構造評価法の開発(サイクル機構 (システム化規格を含む) 設計適用性評価(原電) 新材料の強度評価法(サイクル機構) 新材料適用性評価(原電)		課題整理と目標設定 適用性の予備評価 適用性の概略判断 新材料の調査
【3次元免震技術開発】 機器上下免震の開発(サイクル機構) 設計適合性評価(原電)		構造概念検討 設計ニーズ整理
高速増殖炉技術確証試験(経産省) 設計手法高度化確証試験 (構造設計基準・新材料基準) 免震技術開発確証試験 (免震設計技術指針)		全体計画・予備検討 全体計画・予備検討

表2-2 研究分担

項目	実施内容	実施・費用分担			
		提供する技術	分担実施		提供する技術
		サイクル機構	サイクル機構	原電	原電*
全体計画	・ 設計ニーズと要求条件の整理		○	○	
全体とりまとめ	・ 設計技術としての統合化		○	○	
【高温構造設計手法高度化研究】					
実用化構造設計基準	<ul style="list-style-type: none"> ・ 構造評価法の開発 ・ 設計適用性・合理化効果評価 ・ 基準案作成 ・ 構造最適化技術の開発 	○	○	○	○*
新材料基準化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 新材料の強度評価法 ・ 新材料の調査と適用性評価 ・ 新材料の基準化 ・ 新材料の最適組成検討 	○	○	○	○*
システム化規格	<ul style="list-style-type: none"> ・ システム化規格の論理, 評価手法の開発 ・ 設計適用性・合理化効果評価 ・ システム化規格の体系構築 	○	○		○ ○*
【3次元免震技術開発】					
3次元免震の要求性能設定	<ul style="list-style-type: none"> ・ 入力地震動設定 ・ 免震性能要求設定 			○	○*
建家3次元免震システムの開発	<ul style="list-style-type: none"> ・ 免震要素開発 ・ プラント適合性・合理化効果評価 ・ 技術指針案策定 			○	○ ○*
機器上下免震技術の開発	<ul style="list-style-type: none"> ・ 免震要素設計手法の開発 ・ プラント適合性・合理化効果評価 ・ 技術指針案策定 	○	○		○ ○*

○* は経済産業省受託研究として原電が実施し、JNCが技術協力を行う項目。

3. 共同研究の成果のまとめ

高温構造設計手法高度化研究の平成 14年度成果の概要をまとめると以下の通りである。

3.1 実用化構造設計基準(FDS)の検討

(1) 実用化構造設計基準の課題の見直し

- ・ 実用化戦略調査研究が進捗しつつあることから、新型炉の最新の設計ニーズに基づき構造設計基準に対する要求項目をまとめた。
- ・ 発電用新型炉技術確証試験は、平成 17 年度までを当面の目標とすることから、それまでに実用高速炉設計に貢献できる見通しがある項目、設計概念の成立性判断に必要な項目を優先して、次の研究課題を短期的に解決することとした。
- ・ 破損クライテリアに関しては、ラチェットひずみとクリープ疲労損傷の評価法の高度化を図る。特に累積ひずみが強度に及ぼす限界値(ラチェット疲労限界)を明らかにすることによって、累積ひずみ許容量とクリープ疲労評価法の適用範囲を定める。また、温度と時間による合理的なクリープ設計領域の設定法を開発する。解析法については、古典的構成式を保守的に適用するための具体的手順と詳細構成式の適用要件を備えた非弾性解析指針を策定する。荷重想定法として、熱流動－構造統合解析による合理的で見通しの良い熱荷重想定法を開発する。

(2) 破損クライテリアの高度化

a. ラチェットが疲労に及ぼす影響の検討

- ・ ラチェット疲労の発生機構と発生限界を明確にして、破損クライテリア(クリープ疲労評価法適用範囲)を設定すべく、合理的なラチェット疲労試験方法を計画立案し予備試験を行った。
- ・ 今後はラチェット疲労試験を継続実施する。また、ラチェット疲労発生限界条件を提示する手法を検討する。さらに、従来想定していなかった条件下のラチェット評価法について検討する。

b. 合理的なクリープ設計領域判定法の策定

- ・ 合理的なクリープ設計領域設定法であるNC (Negligible Creep) カーブに関し、応力が $1.5S_m$ より高い条件と2次応力が主体の場合にも対応できるようNCカーブの適用条件を拡張した。また、NCカーブを採用する場合の課題を整理した。
 - ・ 今後は、高速実用炉の機器設計に試用し適用性を評価する。また、NCカーブの妥当性の検証方法に関する検討を行う。
- c. 1次応力の影響評価法の整備
- ・ 2次応力支配の場合の破損様式と評価法に対して、1次応力が高めとなった場合の影響を簡易モデルによる解析を通じ検討評価した。また等価線形処理を行わずに1次応力と2次応力が並存する場から1次応力を分類評価する手法を検討の上選定し、その妥当性を確認した。
 - ・ 今後は、熱荷重が主体である高速実用炉の機器を対象として、1次応力の影響評価法の適用性を検討する。
- (3) 非弾性解析指針の策定
- a. 非弾性解析法の検討
- ・ 高速炉機器の応力場を模擬した単純モデルを用いて、負荷履歴の非弾性解析結果への影響を調査した。
 - ・ 今後は、実機モデルを用いて負荷履歴の影響に関する解析評価を継続実施する。また、詳細構成則を指針案に取り込む上での課題の解決策の検討を行う。
- b. 非弾性解析指針の評価手法の妥当性検証
- ・ 妥当性検証のため、活用し得る既往構造物試験に関して調査し、また、検証試験の計画をたてた。
 - ・ 今後は、検証を目的として、実用高速炉の原子炉容器液面近傍を模擬した構造物モデル試験を開始する。また、活用可能な既往構造物試験データを用い、指針に規定する評価手法の妥当性を検討する。
- c. 非弾性解析に対応したクリープ疲労損傷評価法
- ・ 非弾性解析の算定応力に基づくクリープ損傷計算値が非常に低くなる中間保持状態を想定しても、緩和クリープ損傷を安全側に評価するロジックについて検討した。
 - ・ 今後は、本年度に検討した(中間保持)緩和クリープ損傷を安全側に評価するロジックの具体化を図り、その妥当性を検討する。

d. 非弾性解析指針策定方針等の検討

- ・ 本指針の策定方針、記載事項を明確にした。また、破損クライテリアとのリンクについて整理した。さらに、非弾性解析指針に基づく解析の妥当性を保証するための例題を検討した。
- ・ 今後は、指針の条文試案を検討する。必要に応じ、解析の妥当性を保証するための例題策定も継続する。

(4) 熱荷重想定法

a. 熱荷重想定法の体系等の検討

- ・ 高速炉で典型的な熱荷重として、「系統熱過渡荷重」、「温度成層界面移動荷重」、「サーマルストライピング荷重」、「配管内熱成層」、「DNB荷重」及び「液面揺動」を摘出し、上記熱荷重を対象とした熱荷重想定法の体系の検討した。特に設計上重要な「系統熱過渡荷重」と「サーマルストライピング荷重」に関しては以下のとおり具体化を進めた。

b. 系統熱過渡荷重想定法

- ・ 平成 13 年度までに提案した熱流動-構造統合解析と実験計画法を組み合わせた合理的系統熱荷重想定法を実用化炉の中間熱交換機ポンプ合体機器評価に適用し事例集化を進めた。
- ・ 上記の合理的系統熱荷重想定法を効率的に適用するために必要な高速炉プラントで熱過渡荷重が厳しい部位を把握するためのスクリーニング手法の候補を整理した。
- ・ 今後は、適用事例を増やすとともに熱荷重による高応力部位のスクリーニング手法の検討を継続する。

c. サーマルストライピング荷重想定法

- ・ 平成 13 年度までに提案した流体温度ゆらぎに対する熱応力の周波数伝達関数による予測法の高度化を計った。
- ・ 上記熱応力予測に基づく疲労損傷評価法を検討した。
- ・ 今後は、熱応力解析法と疲労損傷予測法を組み合わせた、全体の評価体系の検討を行っていく。

(5) 基準体系の検討

- ・ 設計ニーズの充足を優先する方針に基づき、実証炉基準に新たな破損クライ

テリアを追加した上で、非弾性解析指針と熱荷重想定法を併せた体系を短期的にまとめることとした。

- ・ 階層化・モジュール化等を取り入れた機能的・柔軟な基準体系に関しては、これまでの検討を総括するとともに、長期的課題として取り組むこととした。

3.2 新材料の基準化の検討

(1) 平成13年度までの調査に基づき、高速増殖炉(FBR)用12Cr鋼開発について、クリープ疲労強度(クリープ延性)及び靱性の改善を主要な課題とした。そうした高温強度特性の改善について有望と思われる火力ロータ材を対象に開発された12Cr鋼を原型材として、FBR構造用12Cr候補仕様材を製作し、基本材料特性試験、クリープ疲労試験及び衝撃試験を実施した。得られた結果を参照材とした火SUS410J2TB(HCM12Aの規格名称)や改良9Cr-1Mo鋼データと比較することにより、特性改善程度あるいは改善の見通しを評価した。得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 火力ロータ材を対象に開発された12Cr鋼を原型材とした、タングステン(W)組成を調整した1.5mass%モリブデン(Mo)当量(=Mo+0.5W)材を試作した。製鋼上、クリープ強度改善及びその長時間維持に有効であるとされるWとMoであるが、その効果は温度域によって異なるとも言われている。試作した候補仕様材のW組成は、0.35mass%(W中添加材)及び無添加(W無添加材)であり、火力で最も実績があるSUS410J2TB(W:1.5~2.5mass%)との比較から、両元素のFBR使用温度域における効果を評価することも最適組成材開発に向けた目的の1つである。
- ② 両仕様鋼について実施した高温引張及びクリープ試験結果からは、課題とした延性について目標とした改良9Cr-1Mo鋼並を達成できる可能性が示された。W中添加剤は短時間強度、クリープ強度ともSUS410J2TBを上回り、かつ約5,000時間程度までのクリープ延性は改良9Cr-1Mo鋼並を確保している。W無添加材については、クリープ延性の改善を狙ってやや高温強度を落し過ぎたが、熱処理の最適化によりバランスできる手応えは得たと考えている。
- ③ クリープ疲労試験については、取得データに限りがあり成果をまとめるに至っていないが、現状得られた試験結果からは、W無添加材はほぼ所期の

目標である改良 9Cr-1Mo 鋼レベル以上の強度を示している。

- ④ 破壊靱性については、本年度直接的な材料試験はできなかったが、衝撃試験により改善程度を把握した。いずれの仕様材とも上部棚吸収エネルギーで火 SUS410J2TB の値を上回り、改善効果があったことを示した。
- ⑤ 鍛造を主とする原型材仕様に考慮して、伝熱管製作を視野に入れた薄肉伝熱管相当板材(3mm)を製作し、加工性及び適用性評価のための材料試験を行った。高温短時間及び長時間(~5,000 時間)材料特性は、いずれも厚肉板材同等以上であることを確認し、候補仕様による伝熱管製作の見通しを得た。

(2) 長寿命プラントへの適用を視野に候補仕様材及びその溶接継手を対象として、経年後の特性把握を目的とした長時間熱時効試験を実施している。600℃-6,000 時間時効後(550℃換算で約 17 万時間)の母材試料について材料特性試験を実施した。得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 時効後の高温短時間強度特性にはいずれも有為な変化は認められなかった。短時間延性については、500℃以下の低温域で若干低下が認められるものの、高温側では強度特性同様劣化は認められていない。
- ② 一方、衝撃試験結果では、上部棚吸収エネルギー値でいずれも受入材の値を 20~40J ほど下回ったが、火 SUS410J2TB の受入材の値と同等レベル以上を確保しており、改良 9Cr-1Mo 鋼の 600℃-5,000 時間時効後の上部棚吸収エネルギーの値と同等であった。
- ③ また、破面遷移温度(脆性破面率が 50%になる試験温度)は、いずれの候補仕様材でも上昇しており、上昇量は W 中添加 30mm 材(-20℃→50℃W) > 無添加 30mm 材(-20℃→20℃) ≥ HCM12A(0℃→30℃) > 9Cr-1Mo 鋼(-20℃→-5℃、600℃×5000 時間時効)の順であった。
- ④ いずれの材料においても、時効前後の硬さには有為な変化は認められなかった。

(3) 上記候補仕様材(W 中添加材及び無添加材)について、溶接材料選定を含む溶接施工法を提案し、同提案に従い TIG 溶接継手を製作した。継手の製作性や強度評価を行うために試験計画を策定し、一部材料試験に着手している。これまでに得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 継手のマクロ及びマイクロ組織観察などにより、両仕様材の継手とも溶接割れなどの不具合は発生しておらず、提案施工法により溶接施工が正しく実施できることを確認した。
 - ② 溶接部近傍における硬さ試験に基づき、高クロム鋼溶接部において共通した課題となる熱影響部(HAZ)軟化部の発生が、改良 9Cr-Mo 鋼並(母材に比して10%程度)に改善される傾向にあることを確かめている。
- (4) 新材料をFBRプラントへ適用するための採用基準のありかたについての検討を継続した。評価指標として、これまでの強度特性を対象としたものだけでなく、延性や組織安定性に着目した指標についても検討を行った。また、新材料選定時点での実績についての考え方について検討した。

3.3 システム化規格の検討

(1) システム化規格の検討の方向性

- 1) 原子力分野で長年の経験を有する専門家で構成されるエキスパートパネルを設置し、システム化規格開発の方向性を検討するための例題を設定することができた。
- 2) 上記の例題に関して、現在システム化規格の開発に直接携わっていない、原子力、火力、航空宇宙等の設計経験者にアンケートを行ったところ、①目標とする品質レベルに応じてことなるグレードの設計を行う、②同じ品質レベルを多様な選択肢の異なる組合せで実現する、すなわち、裕度交換を実現する、というシステム化規格の基本的な概念が、これらの設計経験者によって支持されることが分かった。
- 3) 上記の例題と同様の条件に関して、数値計算手法(モンテカルロ法および β 法)を用いて信頼度(破損確率)の定量評価を実施したところ、経験者の感覚と矛盾のない結果が得られた。これらの手法は、今後専門家による細部の詰めが必要であるが、基本的に、システム化規格の検討のツールとして有効であることが分かった。
- 4) システム化規格を開発する上で必要となる用語の考え方、定義について検討を行い、今後の検討のもとになると考えられる定義を定めた。

(2) 要素技術の開発

- 1) 荷重条件に関して、熱荷重想定法の不確定要因について検討し、計算誤差を考慮に含めて発生応力の確率分布を求める手法を提案した。さらに、この手法により計算誤差の傾向を検討した上で、手法の実用性について検討した。
- 2) 材料に関して、ミルシート等の品質管理を区分することによるメリット、規格値の確認のために必要になる以外の付加的な試験を実施することのメリットを検討した。これらは、プラントライフサイクル全体を考えると、供用期間中検査の合理化などのメリットを有する可能性があることが分かった。
- 3) 破損の定義に関して、既存のデータを検討することにより、膜曲げ比(曲げ応力/膜応力)が10以下では膜曲げ比がき裂進展速度に及ぼす影響が大きい、10以上ではこの影響は小さいことを明らかにした。さらに、前年度検討した疲労き裂の発生と進展を分離した評価モデルをより使いやすくするために、全ひずみベースで定式化を行った。また、補修の効果を取り入れた信頼度評価法を構築する一助として、疲労試験の途中で表面き裂を削除する試験を行い、寿命の延伸効果を明らかにした。
- 4) 製作・据付に関しては、溶接を中心に検討を行い、溶接工法に関して、システム化規格の選択肢となりうる項目を整理した。これらの項目には溶接方法、継手形状、食い違い、余盛高さ、溶接士の資格等が含まれる。さらに、耐圧試験に関する考え方を整理した。
- 5) 検査技術に関しては、UT、RT、PT、ECT 等各種の検査手法について、文献調査等に基づき、欠陥検出確率(POD)を欠陥の大きさの関数として定式化した。これを、例題検討に活用した。さらに、最近の検査技術の動向について調査を行い、検査の合理化につながりうる技術を抽出した。また、モニタリング技術の調査を行い、軽水炉および火力プラント等で適用されているモニタリング技術を整理した。

4. 謝 辞

本共同研究の重要部分を構成する経済産業省受託研究「発電用新型炉技術確証試験」は、設計手法高度化委員会、および同委員会の下に設置されたシステム規格ワーキンググループの指導のもとに実施した。朝田主査をはじめとし、同委員会委員ならびにワーキンググループ委員には、研究計画の審議、成果の評価等を通じて多大なるご指導を得た。ここに記して関係者の深甚な感謝を表すものである。

第Ⅱ編

実用化構造設計基準の検討

目 次

1. 緒 言	1-1
2. 実用化構造設計基準の課題	2.1-1
2.1 設計研究からのニーズ	2.1-1
2.2 実用化構造設計基準に対する指摘事項	2.2-1
2.3 実用化構造設計基準の主要課題の抽出	2.3-1
3. クライテリアの高度化	3.1-1
3.1 ラチェット疲労発生限界の提示	3.1-1
3.2 Negligible Creep Curveに基づくクリープ効果判定法の策定	3.2-1
3.3 1次応力の影響評価法の整備	3.3-1
4. 非弾性解析指針の策定	4.1-1
4.1 非弾性解析法の検討	4.1-1
4.2 非弾性解析指針の評価手法の妥当性検証	4.2-1
4.3 非弾性解析に対応したF C I損傷評価法	4.3-1
4.4 指針条文試案の策定	4.4-1
5. 熱荷重想定法の検討	5.1-1
5.1 系統熱過渡荷重評価法の検討	5.1-1
5.2 熱過渡荷重のスクリーニングに関する検討	5.2-1
5.3 サーマルストライピング荷重評価法の検討	5.3-1
6. 実用化構造設計基準の体系の検討	6-1
7. 結 言	7-1

1. 緒 言

将来社会の多様なニーズに柔軟に対応できる高速増殖炉(FBR)サイクルの実用化には安全性と経済性に優れたプラントシステムの開発が不可欠であり、日本原子力発電株式会社(原電)は、電力の委託を受けて、核燃料サイクル開発機構(サイクル機構)と共同で、このような要件を満たすプラント像の創出を目的とする「FBRサイクル実用化戦略調査研究(以下「実用化戦略調査研究」という。)[1][2]」を実施している。その中で、高温、低圧、薄肉構造等FBRの特性を考慮した合理的な構造設計技術の確証及びそれらを踏まえた構造設計基準体系の確立が経済性を向上させる上での枢要課題として摘出されている。

FBRのプラント機器は、使用する冷却材の物理特性に応じて特徴のある条件で使用される。ナトリウムを冷却材とした場合、高沸点で加圧不要であることから高温低圧の条件で運転される。低圧では、瞬時破断が生じ難く繰り返し負荷によるき裂の発生と進展が主要な破損様式となるため、バウダリ破損に至るまでの余裕が高圧に比べて大きくなる。また、高温では、材料の非弾性変形が生じ易くなり、さらに、運転に伴う温度変動も拡大するため熱荷重が厳しくなる。合理的なプラント設計を行うには、このような使用条件の特徴に合わせた構造設計法を用いる必要がある。

上記の認識に基づき、発電用新型炉技術確証試験が開始された平成12年度に、FBRのプラント機器の特徴を活かし合理的な設計を可能とする実用FBR構造設計基準(略称 FDS ; FBR Design Standard)の開発計画を策定した。具体的には、(1)機器の使用条件に応じて合理的に破損を防止するためのクライテリア、(2)非弾性変形を高精度で評価するための非弾性設計指針、(3)熱荷重を合理的に評価するための熱荷重想定法を柱とした計画である。次表にこれらの開発計画の概要を示す。

表 1-1 実用 F B R 構造設計基準開発計画概要

研究項目	2000年	2001年	2002年	2003年	2004年	2005年
1 破損クライテリアの策定 (1) 解析・評価検討 (2) 試験評価		ラチェット疲労限界条件、ローブ設計限界曲線、1次元力影響の検討				
		材料試験	ラチェット疲労限界確認試験			
2 非弾性解析指針の策定 (1) 非弾性解析指針の検討 (2) 指針の実機適用性評価		解析法(構成式、負荷履歴等)の検討				
				指針の妥当性検証(試験)		
3 熱荷重想定法 (1) 系統熱過渡荷重の検討 (2) サーマルストライピングの検討		実験計画法、高炉上部の掘削法の検討、参考文献・事例集の作成				
		周波数応答関数法の検討		参考文献・事例集の作成		

策定案提示

策定案提示

策定案提示

実用化戦略調査研究は平成 13 年度から Phase II に移行し、実用高速炉の概念設計研究を推進しているが、設計の詳細化に伴い新たな構造設計上の課題が生じている。こうした設計進捗に応じた新たな課題にも柔軟に対応するため、実用 F B R 構造設計基準の主要課題は表 1.1-1 に示すものとしつつも、個々の課題は最新の設計ニーズに基づき見直しを図り、それらの解決に向けた検討を実施する。

参考文献

- [1] 野田 宏「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の取組み状況」
日本原子力学会誌, Vol. 42, No. 7, (2000)
- [2] 野田 宏, 可児吉男「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究－フェーズ I 成果の概要－」
日本原子力学会誌, Vol. 43, No. 9, (2001)

2. 実用化構造設計基準の課題

2.1 設計研究からのニーズ

実用化戦略調査研究において設計研究を進めている実用高速炉は、プラントコストの低減が大きな命題となっている。これを達成するため、短縮化した大口径配管やポンプ合体型中間熱交換器等の採用による構造設計上の対応や12Cr系鋼の採用等が図られているが、それらの成立性を評価するために構造設計基準の整備が必要となっている。さらに、構造設計基準に対しても合理化が望まれている。

このような、構造設計基準に対する設計研究からの要求を表2.1-1にまとめた。

原子炉構造は、オーステナイト系ステンレス鋼である316FR鋼を採用している。合理化のため炉壁保護構造を簡素化すること等が検討されており、容器には熱過渡により大きなひずみが発生する。このため当該構造に対しては、ひずみの評価及びそれに基づくクリープ疲労寿命評価の合理化が求められている。

その他の1、2次系の構造物については、広く12Cr系鋼が採用され、熱膨張率が低く耐力が高いという特性を活かした設計の合理化が試みられている。それらについては、12Cr系鋼に対する各種評価法を確立することが大きな課題である。さらに、革新的な構造を多数採用しており、構造特有の問題を解決する必要がある。

その他、特に1次系は、系統数削減、大口径化に伴い高流速になっており、配管及び内部構造物で流力振動の発生が懸念され、評価法の整備が必要である。解析手法の高度化(3次元解析、非弾性解析等の適用)に伴い、それに対応した評価手法の整備も求められている。さらに、荷重の算定に関しても、保守性を確保した上でより精度の高い設定手法が求められている。

表 2.1-1(1) 実用化構造設計基準に対するニーズ(1/2)

機 器		ニ ーズ
原子炉構造	液面近傍	① 比較的熱過渡が厳しく、非弾性解析の適用により、ひずみ評価の合理化が望まれる。このため、非弾性解析指針の策定が必要。
	H/L 入口 ノズル近傍	② 1次応力が比較的高い場合の弾性解析に基づく各種評価法の妥当性検討が必要。必要に応じ、評価法の修正・開発が求められる。
	炉心支持 構造	① 短期高温となるが、Negligible Creep 曲線を用いて評価を簡素化する。 ② ラレットひずみ発生域に入る可能性があり、弾性解析ベースラレット評価法の合理化（評価精度向上）が望まれる。 ③ 比較的熱過渡が厳しいため、非弾性解析の適用によるひずみ評価の合理化が望まれる。このため、非弾性解析適用指針の策定が必要。 ④ 1次応力が比較的高い場合の弾性解析に基づく各種評価法の妥当性検討が必要。必要に応じ評価法の修正・開発が求められる。 ⑤ フローホール廻りなど3次元解析を行う場合の応力分類方法の明確化が必要。
	炉内構造物	① 炉内構造物の流力振動評価法が必要。
1次系配管		① 柔構造・高流速のため流力振動が発生する可能性がある。 高サイクル疲労評価手法・疲労限の設定が必要。 ② 12Cr 鋼のクリープ疲労強度評価法の妥当性確認及び評価に必要な材料強度データの取得が必要。 ③ 12Cr 鋼配管に適用できるラレット評価法の設定が必要 ④ 12Cr 鋼配管のき裂進展及び不安定破壊評価法の設定が必要 ⑤ 弾性解析ベース配管評価法の簡素化が望まれる。

表 2.1-1(2) 実用化構造設計基準に対するニーズ(2/2)

機 器	ニ ー ズ
ポンプ合体型 中間熱交換器	① 12Cr 鋼のクリープ疲労強度評価法の妥当性確認、及び評価に必要な材料強度データの取得が必要。 ② ノズル廻りなど3次元解析を行う場合の応力分類方法の明確化が必要。 ③ 伝熱管の流力振動評価法が必要。
蒸気発生器	① 球形管板評価法の開発が必要。 ② 1次応力制限の緩和（伝熱管）が望まれる。 ③ 伝熱管の動的座屈の解析方法（初期不整の与え方）を明確化する必要がある。 ④ 伝熱管の流力振動評価法が必要。
その他	① ラチェット、クリープ疲労寿命評価を合理化するために、熱過渡回数をより現実的な値に低減させることが望まれる。 ② カバーガス部、容器外面等における熱的境界条件の妥当性検討が必要。 ③ 容器内熱流動解析と熱応力解析とのインターフェイスを明確化する必要がある。

2.2 実用化構造設計基準に対する指摘事項

2.2.1 設計手法高度化委員会における指摘事項

階層化、モジュール化等を取り入れて一層機能的・柔軟な基準体系を目指し、根本的な基準体系の変更を行うことを目指した実用化構造設計基準案に対し、平成13年度の第2回設計手法高度化委員会において、下記の主旨の指摘等を受けた。

(1) 基準体系

基準体系を変更する必然性が理解できない。

圧力・温度で区分するより、機器毎に区分する体系の方が分かり易い。

(2) 非弾性解析

指針を総合的観点から検討すること。

適用ケース、構成式、解析メッシュ等も記述すべきである。

(3) 非弾性解析の負荷履歴

履歴効果は非弾性解析の重要課題である。

汎用性はあるか。どう取扱うか。

また、本研究は、本年度よりフェーズⅡに移行し平成17年度まで行うため、上記指摘をも踏まえ、フェーズⅡの研究開発方針を作成した。これに対し、第1回設計手法高度化委員会において、下記の主旨の指摘等を受けた。

(1) フェーズⅡの開発方針

研究の目的(狙いとしているもの)は、実用炉の経済性・信頼性向上か。優先度を設けて検討していくということか。

拳がっていない問題はどうか。より吟味が必要である。

(2) ラチェット疲労試験

何を目標にR&Dを行っているのか。従来の考え方とどこが違うのか。

コストに対してラチェットの効果がどれほどあるのか、その評価は行っているのか。

(3) 非弾性解析

非弾性解析の例題は、運転実績のあるものを解析対象とするのが適当だと思う。

2.3 実用化構造設計基準の主要課題の抽出

実用化構造設計基準は、実用化戦略調査研究において研究が進められている、設計合理化を図り経済性を飛躍的に向上させた実用高速炉の構造設計用の基準である。

このため、フェーズⅡ(平成14～17年度)の研究は、前節の指摘を踏まえ、また、実用高速炉の構造設計条件上の特徴を考慮しつつ、設計ニーズに合致して実用高速炉の設計に貢献できる見通しがある項目、設計概念の成立性判断に必要な項目を優先して検討することとした。

なお、構造設計への貢献度は大きい完成時期の予測がつかない重要課題などチャレンジングな事項、階層化・モジュール化等を探り入れた基準の新体系化等は、その後の長期的な課題と位置付けた。

(1) 高速炉の構造設計条件の特徴

冷却材に液体金属を利用する高速炉の構造設計条件の特徴は、高温で低圧となることである。高温低圧条件では、繰り返し熱応力によるラチェット変形とクリープ疲労損傷が支配破壊様式となる。また、薄肉構造となることから耐震強度にも留意する必要がある。

(2) 実用高速炉の構造設計上の特徴と課題

実用高速炉では、信頼性を確保しつつ一層の経済性向上を図るため、もんじゅ、実証炉からさらに進んだプラント設計として、小型で簡素な原子炉構造、短縮化した主冷却系配管、循環ポンプと中間熱交換器を合体した機器の採用、冷却系ループ数の削減が計画されている。材料は、原子炉構造が316FR、冷却系機器と配管に12Cr系鋼の使用が考えられている。

その結果、プラント全体に対して出力に対する冷却材の熱容量が減少し、流速が上昇することから、系統熱過渡荷重が厳しくなるとともに、流力振動やサーマルストライピングによる高サイクル疲労の危険性が相対的に高まる。原子炉構造については、簡素化を目的として炉容器壁保護構造(壁冷システム等)を削除することから、炉容器壁の熱応力が増加する。また、容器を小型薄肉化すると、容器壁に重畳する炉心重量支持のための1次応力がもんじゅや実証炉に比べ相対的に増加する。冷却系に関しては、熱膨張率の小さい12Cr系鋼の採用が熱応力の緩和に寄与する一方、配管短縮と機器合体は、熱膨張変形の拘束力を増すことから熱応力を増加させる要因となっている。さらに、冷却系ループ数の削減と、機器合体は、形状と荷重の非対称性を顕著にする方向である。なお、地震荷重については、別途3次元免震技術による緩和の研究が行われていることから、残された主要荷重は熱荷重となっている。

(3) 構造設計基準の高度化ニーズ

上記の実用高速炉の構造設計上の課題を解決するには、基準・設計法に対して特に以下の項目の高度化が必要となる。

原子炉構造では、クリープ疲労強度に優れる 316FR 鋼を材料としていることから、ラチェット制限が設計評価上の限定要因となっている。この傾向は実証炉においても同様であったことから、実証炉用構造設計基準(DDS)において、ラチェット変形を機能に影響しない範囲で許容するための検討がなされてきた。これに対し、近年、ラチェットひずみが強度に及ぼす影響について注意を促す材料試験データが得られた。このため、DDS において一定程度許容する方針としていた累積非弾性ひずみに対して、実プラント挙動と強度への影響を明らかにした上で、強度の観点からの制限値を設ける必要性が生じた。なお、高速実用炉の原子炉容器では、自重増加・薄肉化等に伴う一次応力の増加等により軸方向と周方向のひずみが重畳する多軸ラチェットが生じる可能性があることが分かっている。こうしたことから、DDS 以来一定程度許容しようとしていた累積非弾性ひずみに対し、(クリープ)疲労強度へ影響する程度を明らかにした上で、強度の観点からの制限値を設ける必要性が生じた。

また、炉心支持構造等のクリープ温度以下で運転される部位において、熱過渡荷重が厳しくなったことから、降伏応力を大幅に越える熱過渡応力が生じるようになった。最高温度のみで設計条件を判断する現行基準の単純な方法では、僅かな時間でもクリープ温度域に達すると高温設計となり評価が厳しくなるため、現象を考慮した精緻な評価法の開発が期待される。

以上のように荷重条件が厳しくなったことから、特に降伏点の低い 316FR 鋼製の原子炉構造において、非弾性挙動の正確な把握が必要となった。従来の弾性解析と設計係数を組み合わせた非弾性挙動の予測法に比べ、精度の高い非弾性解析法に基づく設計が期待されている。

プラント全体を通して厳しくなった熱荷重に対しては、より詳細な評価が求められている。熱荷重は温度の時間変化と空間分布によって生じることからその予測が難しいこともあり、従来は荷重の原因となる熱流動現象と構造を個別に評価する保守的な予測方法が用いられてきた。合理的な荷重想定を行い、さらに原因に遡った荷重緩和設計を促すためには、熱流動解析と構造解析を統合した熱荷重想定法が必要と考えられる。

形状と荷重の非対象問題に対しては、3次元解析法の設計適用が期待されている。また、流力振動やサーマルストライピングを防止できるように、高サイクル疲労を想定破損様式に加える必要がある。

(4) 実用化構造設計基準FDSの開発課題

前述の構造設計上の緒課題から、効果が大きく短期的見通しがあるものをFDSの主要開発課題として設定し、解決を図る。主な課題を以下に示す。

破損クライテリアに関しては、ラチェットひずみとクリープ疲労損傷の評価法の高度化を図る。特に、知見が不足している累積ひずみが強度に及ぼす限界値(ラチェット疲労限界)を明らかにすることによって、累積ひずみ許容量とクリープ疲労評価法の適用範囲を定める。

また、低温領域の許容荷重を拡大するため、温度と時間による合理的なクリープ設計領域の設定法を開発する。

解析法については、古典的構成式を保守的に適用するための具体的手順と、詳細構成式の適用要件を備えた非弾性解析指針を策定し、非弾性解析による高精度の弾塑性クリープ挙動の予測を可能にする。指針の適用範囲を定めた上で、解析の方法、プログラム・解析結果の妥当性検証を記した例題を用意する。実用高速炉の適用範囲を明確にした上で、履歴効果を解析評価し、強度評価に対して保守的となる履歴の取扱い方法を検討する。3次元解析法については、設計に適用する上で現実的な計算時間となる方法を提案する。

荷重想定法として、熱流動-構造統合解析による合理的で見通しの良い熱荷重想定法(系統熱過渡評価法、サーマルストライピング評価法)を開発し、荷重緩和設計に資する。なお、流力振動に関しては、高速炉特有でないことから適宜最新技術を取り込む方針とした。

また、基準体系としては、非弾性解析指針と熱荷重想定法を呼び込むと同時に、高サイクル疲労を想定破損様式に加える。

これまで述べてきた課題に加え、基準の開発を通してシーズとして挙がってきている、あるいは指摘されている破損防止に関する課題がある。これらについては現段階では設計の制限とはなっていないことから上記の課題を優先することとするが、長期的課題として継続的に取り組む必要があると考えている。こうした長期的課題としては、長時間クリープ疲労強度の予測精度の改善、詳細非弾性構成式の設計への適用、高サイクル疲労線図の整備、新技術の段階的追加によって複雑化した基準体系の改善、多次元熱流動解析に基づく熱荷重評価などが挙げられる。

3. クライテリアの高度化

前章で述べた実用化構造設計基準(FDS)の主要課題の多くは、直接的、間接的にクライテリアに関連している。このため、FDSにおいてクライテリアの高度化を図ることは、実用高速炉の構造健全性確認、設計合理化等を通じた経済性向上のために重要である。

クライテリアは、設計限界値(許容値)、設計評価方法に関するものに大別される。設計限界値(許容値)に関するクライテリアは、一般に、材料・構造等の実測値、実験値や実プラントにおける経験に基づいた限界値に設計係数(安全率)を考慮して設定される。一方、設計評価方法に関するクライテリアは、解析手法に密接に結びついていると言っても良く、現状では非弾性解析指針案に折り込まれる。

ここでは、設計限界値を便宜上“クライテリア”と称することとし、ラチェット疲労発生限界、合理的なクリープ設計限界の設定法、1次応力が高めの場合の評価法に関して検討する。

3.1 ラチェット疲労発生限界の提示

昨年度までの研究[1]において、FDSの確立を目指し、クライテリア設定のため、また、高速実証炉用構造設計基準(DDS)等で設定されているクライテリアの妥当性検討に必要な材料・構造に関する実験値を得るための試験計画が策定された。この計画の中で、主要試験課題の一つとしてラチェット疲労発生限界の明確化が挙げられ、本年度、この発生限界に関するクライテリアを定めるため、クリープ疲労に及ぼすラチェットの影響についての検討に着手することとした。

高速実用炉の原子炉構造は、クリープ疲労強度に優れる316FR鋼を構造材料として用いていることから、設計評価上の限定要因となっているのはラチェット制限である。これは高速実証炉においても同様であり、DDS以来、ラチェット変形を機能に影響しない範囲で許容するための検討がなされてきた。しかしながら、高速実証炉の開発段階においては、ラチェットがクリープ疲労に及ぼす影響に関して定量的な知見を十分には有していなかった。

一方、近年、ラチェット疲労に関する試験評価が行われ[2]、ラチェットは疲労及びクリープ疲労寿命に対して大きく影響する可能性が示唆された。しかし、これらの研究では、実プラントで生ずる発生ひずみと比べ、大きな累積ひずみ範囲での検討が多いこと、また、ひずみの増分過程は必ずしも実プラントの条件を模擬していないことが多かった。

こうした中、高速実用炉の設計概念では、設計の合理化に伴い、高速実証炉とは異なる新たな課題が生じている。具体的には、原子炉容器において熱過渡荷重が増し、また、自重増加・薄肉化等により1次応力が増加し、液面近傍の炉壁において、軸方向と周方向のひずみが重畳する多

軸ラチェットが生じる可能性があることが分ってきた。実証炉で問題となった液面ラチェットに加え、繰り返しひずみと累積ひずみの方向が一致するB r e e型ラチェットが重畳する可能性が生じている。

こうしたことから、実用高速炉の代表的な機器である原子炉容器を模擬した条件下で、(クリープ)ラチェット疲労の発生機構を明確にし発生限界を提示するため、先ずラチェット疲労に重点を置き試験を実施することとした。そして、その知見に基づき、クリープ疲労評価法の適用範囲設定に関する検討等を次ステップにて行うこととした。

3.1.1 高速炉における破損様式

ナトリウム冷却型高速炉の1次系機器は、一般に、高温低圧下で使用されるため、繰返し熱荷重によるクリープ疲労が支配的な破損様式と考えられてきた。設計基準も高温低圧を前提とした評価法を整備していた。

高速実用炉の原子炉構造の設計概念では、経済性向上のために大出力化(炉心の重量増)、機器の薄肉化、炉容器径拡大の抑制等が図られたことにより1次応力が増し、これが繰返し熱荷重に重畳している。これにより、例えば原子炉容器の液面近傍部では、軸方向ラチェット(累積非弾性)ひずみに注意を払う必要性が生じている。

平成13年度までの研究[1]において、高速炉における破損様式の考え方等について検討がなされ、図3.1-1に示すように、支配破損様式を温度・圧力の高低により分類した。図のとおり、1次応力レベルにより支配破損様式が変化する。従来的高温構造設計基準で検討対象外としていた高圧領域では、1次応力が高い場合、低温下であればラチェットと疲労が、高温下であればラチェットとクリープ疲労が重畳したモードが支配破損様式になると予想した。

上述のとおり、高速実用炉の原子炉構造には1次応力が高めの部位が存在し、応力レベルによっては低圧範囲を超える。このため、破損様式として(クリープ)ラチェット疲労を考慮する必要性が指摘されている。

こうしたことから、試験を通じ、(クリープ)ラチェット疲労が生じる条件(限界)とメカニズムを明らかにして評価法を確立し、また、これが設計を合理化した高速実用炉で生じる可能性の有無を明確にする必要が生じている。

3.1.2 従来知見と現状の課題

既往の研究[2]では、316FR鋼の圧延材、鍛造材を用いて、ひずみ範囲1.0%、0.5%、0.35%

(鍛造材は 0.5%のみ)、それぞれの平均ひずみ増分 $0\sim 1.0\times 10^{-2}$ のうちで、数種類のラチェット疲労試験が実施された。この結果、ラチェットは疲労寿命に大きく影響することが分った。しかし、これらの試験で生じた累積ラチェットひずみは想定される実プラントの累積ラチェットひずみよりもかなり大きいこと、想定される実プラントのラチェットによる伸びは高々数%であり、その場合の破損繰返し数は最適疲労強度のばらつきの範囲内であることから、ラチェットを考慮した寿命評価の必要性が小さいことが示唆された。さらに、低ひずみ範囲の場合にラチェットは疲労寿命に大きく影響しており、これらの知見(の外挿)によりクライテリアを策定すると、裕度が過剰になる可能性がある。

以上のように、既往の研究[2]では重要な知見が得られているものの、まだ得られたデータ数が少なく、想定される実プラントの累積ラチェットひずみのように低い累積ひずみでのデータがあまり見受けられない。さらに、試験と実プラントとでは累積ひずみの生じ方に違いがあると考えられる。即ち、試験ではある値まで単調増加でひずみが累積するが、実プラントでは運転開始からある時点までは単調増加でひずみが累積されるものの、それ以降は、累積ひずみは一定値のまま推移すると考えられる。以上のことから、実プラントのラチェットひずみの累積パターンに近い条件で試験を実施する必要があると考えられる。

3.1.3 試験計画の策定

実プラントで生ずる負荷を考慮すれば、クリープラチェット疲労の発生機構と発生限界及び評価法について明確にする必要があるが、現状これらを直接調べることは困難である。このため、先ず、ラチェット疲労の発生機構を明確にし、発生限界を提示するための試験を実施し、基礎的なデータを収集することとする。

(1) 予備検討

図 3.1-1 に示すとおり、荷重制御型負荷が高めの機器の場合、支配的破損様式は(クリープ)疲労から(クリープ)ラチェット疲労に変化する可能性がある。実用高速炉において、荷重制御型負荷が高めになる代表的部位には、原子炉容器の液面近傍がある。液面近傍には、図 3.1-2 に示すように、一次応力として一定荷重の自重と内圧が負荷され、二次応力としてプラント起動停止等に伴う液位・温度変動により繰返し熱荷重が負荷される。従って、こういった荷重重畳下のクライテリアが策定できれば良い。しかしながら、図 3.1-2 に示すような負荷条件を模擬する場合は、多軸応力場の試験となり、過去にも試みられた例はあるものの、

実施は困難である。このため、先ず単軸試験において同様の知見を得るべく、検討を行った。

平成13年度の研究[1]において、クライテリアに関し、平均応力の寿命に対する影響について調査検討を行った。ひずみ制御の単軸クリープ疲労試験において、引張保持すると圧縮の平均応力が生じ、圧縮保持をすると引張の平均応力が生じる。それらの平均応力の寿命に対する影響は多くの試験研究により検討されてきた。これらの試験結果ではラチェットはせず、従って累積ひずみは生じていない。

試験方法に関しては、平成13年度の研究[1]の結果、一定荷重を模擬するために、疲労(クリープ疲労)試験で平均応力を作動的に負荷するべく、ひずみ制御の平均ひずみの位置を0位置よりずらしても、平均応力を負荷することは出来ないことが分った。これは材料の塑性挙動によるためである。非弾性ひずみの割合の小さな、即ち材料の弾性挙動が支配的になるひずみ範囲であれば、平均応力を負荷することが可能であると考えられる。

以上の検討から、非弾性ひずみの割合が大きくなるひずみ範囲の単軸疲労(クリープ疲労)試験により一定荷重を負荷することは困難であることが分った。

(2) 試験方法

図3.1-3に試験方法を示す。図3.1-4は繰返し数と疲労試験における平均ひずみ変化の仕方を模式的に示したものである。実機は運転開始とともにある程度の累積ひずみが生じ、その後一定になるものと考えられ、図中①のひずみ累積パターンに近いと考えられる。既往のラチェット試験ではひずみ累積速度が一定のまま破断に至る試験形態となっている(図中②)。これらに対し、本研究で提案するラチェット疲労試験はある一定の累積ひずみまでひずみ累積速度が一定となり、その後、累積ひずみが一定となるものである(図中③)。このとき、ある一定の累積ひずみに到達する回数をパラメータとし、寿命に対する影響を検討すれば、既往の研究に比較して実機により近い条件でのラチェット疲労の寿命に対する影響を検討することができると思われる。

(3) 設計条件と試験条件の検討

試験条件を検討するにあたり、実用高速炉の設計条件について検討を行った。表3.1-1に原子炉容器代表部位における発生応力を示す。代表部位の応力値 S_n は300~450 MPa、ひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ は0.2~0.4%程度である。累積非弾性ひずみは、大型実用高速炉の液面近傍外面で0.00891(N=427、周方向、サイクリック+ α リセットの非弾性解析による外挿値)、中型実

用高速炉の原子炉容器液面近傍で 0.003 (N=640、周・軸方向、モニタック+ α リセット) の非弾性解析による外挿値、表中※1) 程度であった。これらの検討結果に基づいて予備試験条件の検討を行うこととした。

(4) 非弾性解析による試験条件の検討

実用高速炉において想定される 1 次荷重、ひずみ範囲に対するラチェットひずみを図 3.1-4 に示す解析モデルにより予測評価した。図 3.1-5 に解析結果を示す。本結果では、 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ 、一次荷重 50 MPa の場合、繰返し数 16 回で累積非弾性ひずみが 0.8% となっている。図 3.1-5 の方法②で外挿すると、荷重ステップは表 3.1-2 のようになる。

以上から、実用高速炉では繰返し数 20 回程度で累積非弾性ひずみが一定になり、これを踏まえ、試験条件について検討する必要があることが分った。

(5) 試験計画の策定

試験計画の策定に際し、検討が必要なパラメータが幾つかある。これらは、図 3.1-3 に示す (1) 累積ひずみ ε_c 、(2) 累積ひずみ発生繰返し数 n_0 、(3) 累積ひずみ到達繰返し数 N_0 、(4) ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ である。ここでは、過去の試験データを適切に活かしつつ、基礎的なデータを取得することを勘案しつつ、試験条件について検討した。

累積ひずみ ε_c は、原子炉容器液面近傍で比較的大きくなると解析予測されているが、その値は 0.8% 程度である。従って、試験において考慮する累積ひずみ ε_c は 2.0% 程度で十分であると考えられる。本研究では過去のデータ [2] を参考にし、 ε_c を 1.41% とした。

ラチェット(クリープ)疲労の発生機構と発生限界及び評価法を明確にするためには、き裂の発生・進展挙動を明らかにする必要がある。このためには累積ひずみ発生繰返し数 n_0 をパラメータとした試験を行う必要があると考えられるが、ここでは先ず、累積ひずみ発生繰返し数 n_0 は 1 とした。

実用高速炉では、設計寿命 60 年として、事象繰返し回数を 640 回と想定しているため、1000 回程度を考慮すれば実用上充分である。これらと、前述した解析結果を勘案し、累積ひずみ到達繰返し数 N_0 は 20 回、500 回及び 1000 回とした。

原子炉容器液面近傍でのひずみ範囲は 0.2~0.4% と予測されているが、早期にラチェット疲労現象を把握するために、先ずひずみ範囲 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ にて試験を実施する。

3.1.4 試験の実施

前項までに高速実用炉設計で予想されるラチェット疲労について整理し、従来のクライテリアをそのまま適用する場合の問題点及びその解決方策について検討した。本項では、前記解決方策の妥当性確認、従来知見との関係把握及び今後の試験計画策定のために実施した予備試験の結果について示す。

(1) 試験方法

a. 試験方法

従来のラチェット試験は、試験片が破損に至るまで連続的に平均ひずみの増分を負荷して実施されていたが、3.1.1項で述べたように、本検討では高速実用炉で想定されるラチェット現象を勘案して試験を行うものとした。即ち、本予備試験では最終累積非弾性ひずみ量 ε_c を一定とし、累積ひずみ到達繰返し数 N_0 をパラメータとした試験を行った。

b. 試験供試材

供試材には、JAPC ヒート (P0401) を用いた。当該ヒートでの低サイクル疲労 (LCF) 試験データが十分でなく、予備試験ではラチェット試験とともに、通常の LCF 試験も実施して結果をラチェット疲労寿命評価の基準値として用いた。

c. 試験条件

従来知見として、前節で述べたように高温構造健全性評価技術確証試験 (以下「F 高」という。) にて豊富なラチェット疲労に関する試験データが取得されている。これらの試験結果と対比可能なように、本予備試験の試験条件を設定した。ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ は試験期間を勘案して 0.5% とし、 ε_c は F 高にて有為な寿命低下の確認された最も小さい累積非弾性ひずみ量である 1.41% とした。 ε_c 一定に到達する N_0 は、以下の 3 ケースとし、この他、通常の LCF 試験も行うこととした。

- ① 3.1.1.3 項での単純モデルによる解析結果で累積非弾性ひずみ量が一定となる繰返し数を参考とした $N_0=20$ の場合
- ② 実機プラントの運転条件でラチェットに影響すると考えられる回数を包絡する $N_0=1000$ の場合
- ③ 前 2 者の中間の $N_0=500$ の場合

試験は、試験期間、試験精度の観点から 2 つの試験機関で分担または重複実施するものとした。試験条件を、以下にまとめて示す。

材 料：316FR 鋼（JAPC 材）

温 度 T：550℃（±2℃、電気炉）

雰 囲 気：大 気 中

ひ ず み 範 囲 $\Delta \varepsilon$ ：0.5%

ひ ず み 速 度：0.1%/S

累 積 ひ ず み ε_c ：0%、1.41%

累 積 ひ ず み 到 達 繰 返 し 数 N_0 ：20、1000

累 積 ひ ず み 発 生 繰 返 し 数 n_0 ：1

試 験 片：図 3.1-6(a) (b)

(2) 試験結果

全試験結果を表 3.1-4 の一覧表に示す。それぞれのピーク応力履歴を図 3.1-7(1)～(8)に、8 ケースの平均応力及び応力差範囲を比較して図 3.1-8 に示す。また、ピーク応力履歴について、電中研での $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ の結果と比較して図 3.1-9 に示す。

図 3.1-7(1)～(8)に示すように、本ラチェット疲労予備試験での繰返しに伴うピーク応力の変化挙動において、 N_0 付近で極値がみられる。極値を除いた挙動や今回実施した LCF 試験結果は、電中研での既往 LCF 試験研究結果[2]とほぼ同様となっている。なお、試験 No.316FR-RF-H01a、316FR-RF-H01b、316FR-RF-H02、316FR-RF-H03 では、応力値が大きくなっており、当該試験でのひずみ範囲は、伸び計のズレ等で 0.5%より大きくなっている可能性が考えられる。実際には 0.55～0.6%程度と予測される。試験結果のピーク応力の変化挙動をみると、電中研で実施されたラチェット試験($N_0=Nf$ の条件)[2]では、繰返し硬化がほぼ収まってくる数百サイクル以降も単調に引張側ピーク応力が増加しているが、本予備試験では N_0 付近での極値以降は LCF のカーブに収束していき、通常の疲労試験状態となっていることが伺える。このことは平均応力の挙動を見ると明らかであり、繰返しとともに平均応力は増加し、ラチェットの終了すなわち N_0 付近で最大となった後は徐々に低下してゼロに近づいて(平均応力がなくなって)いる。なお、 $N_0=1000$ のピーク応力の変化挙動は特に LCF のカーブに似ているが、これは、数百サイクル程度までは累積ひずみ増加の影響が小さく、繰返し硬化の影響が支配的なためと思われる。代表サイクルヒステリシスループは、図 3.1-10 に示す $N_0=1000$ の例のようにになっている。

以上の予備試験結果を、破損寿命を LCF 破損寿命で無次元化して N_0 との関係でまとめて図

3.1-11 に示す。下図は N_0 についても LCF 破損寿命で無次元化したものである。図には、参考として電中研での試験結果 ($N_f=13857$, $N_{f_0}=35320$) を併せてプロットした。試験の結果、316FR 鋼、550℃、 $\Delta \varepsilon=0.5\%$ 、疲労ひずみ速度 0.1%/S、最終累積非弾性ひずみ量 $N_0=1.41\%$ 一定条件下で、最終累積ひずみ到達繰返し数 N_0 で評価すると、 N_0 が 1000 回以内では、疲労寿命の低下は認められないことが分った。

3.1.5 平成 15 年度以降の試験計画

前述の検討結果、予備試験結果に基づき、次年度以降の試験計画(方法、条件)を検討した。前項で述べたように、予備試験の条件下では疲労寿命の低下が認められず、本検討での考え方の妥当性が確認された。

今後は、下記を行うものとして試験計画、試験方法、条件等を検討した。

- ① 実用高速炉の設計条件範囲でのラチェットの影響確認試験(試験条件を拡張)
- ② ラチェット疲労のメカニズムの試験検討

(1) 実用高速炉の設計条件範囲でのラチェット影響確認試験

本年度は、ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon=0.5\%$ で試験評価を行った。次年度以降は、本年度と同様の手法を用い、試験条件をより実プラントに近いものに拡張して試験評価を行う。

実用高速炉の設計条件のひずみ範囲は本年度試験評価した 0.5% に比べると小さいことが予想される。また、既往の試験では、ひずみ範囲が小さいほどラチェットの影響は大きいことが分っているため、ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ は、試験実施の可能な範囲も勘案して 0.4% とする。

最終累積ひずみ到達繰返し数 N_0 は、実プラントでラチェットを発生する有為な事象想定回数を考慮し、本年度と同様、1000 回(以下)とする。

累積ひずみ量は、実用高速炉の原子炉容器液面近傍において、最大 2% の非弾性解析例もみられるが、他部位の評価、ピークひずみの効果も考慮して最大 4% の範囲で検討することにした。今後試験の進捗に応じ、値の見直しを行う。

以上を踏まえ、試験条件を次のように暫定した。

316FR 鋼、550℃、疲労ひずみ速度=0.1%/S(一定)

- ① $\Delta \varepsilon=0.40\%$ 、 $\varepsilon_c=2.0\%$ (見直し予定)、 $N_0=0$ 、1000、1000(再確認)、>1000(寿命低下の予想される回数)
- ② $\Delta \varepsilon=0.40\%$ 、 $\varepsilon_c=4.0\%$ (見直し予定)、 $N_0=0$ 、1000、1000(再確認)、>1000(寿命低下の予

想される回数)

- ③ $\Delta \varepsilon = 0.40\%$ 、 $t_H = 10\text{min}$ 、 $\varepsilon_c = 1.0\%$ 、 $N_0 = 0, 500, 1000, >1000$ (寿命低下の予想される回数)

①、②において実用高速炉の設計条件範囲での影響を把握し、③でクリープの重畳した場合についての試験評価を行う。

(2) ラチェット疲労のメカニズムの試験検討

現象の早期把握のため、最終累積ひずみ到達繰返し数 N_0 がき裂発生及びき裂進展にどのように影響しているのか、レプリカによるき裂の発生・進展確認試験を行い、累積非弾性ひずみ(ラチェット)による寿命低下のメカニズムの把握を狙う。

図 3.1-13 に本試験の概念を示す。試験は 316FR 鋼を対象として、室温、 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ 、疲労ひずみ速度=0.1%/S(一定)下で、次のとおり行う。なお、試験温度については、試験の状況により見直しを行うものとする。

- ① $N_0 = 0, 1000, 10000, >10000$ または <10000 (試験の状況により判断) とする

* ①で N_f が変化する N_0 を特定する

- ② $N_0 = A$ 及び B でレプリカによるき裂観察を実施する

* ②で N_0 前後の点でのき裂発生進展挙動の確認を行う

N_0 が、き裂の発生前か、発生後かで発生・進展挙動への影響があるか見極める

参考文献

- [1] (平成 13 年度)経済産業省受託研究「設計手法高度化に関する検討」報告書
[2] (財)電力中央研究所、(平成 13 年度)「発電用新型炉技術確証試験(高温構造健全性評価技術確証試験)」報告書 他

表 3.1-1 実用高速炉の原子炉容器代表部位の発生応力

機 器	部 位	材 料	定格時温度 (°C)※1	1次応力 (MPa)	2次応力 (MPa)	備 考
大型炉 原子炉容器	液面近傍外 面	316FR	550	Pm: 31.1	Sn: 369	H13 解析
	下部鏡 外面	316FR	395	Pm: 47.2	Sn: 457	20%皿形
	下部鏡 外面	316FR	395	Pm: 23.6	Sn: 457	半球・ 推定値
中型炉 原子炉容器	液面近傍外 外面	316FR	395	Pm: 23.4	Sn: 328	

※1:サイクリック+ α リセットの非弾性解析による外挿値

表 3.1-2 一定荷重試験の荷重ステップ例

サイクル数 N	累積ひずみ $d\varepsilon$ (mm/mm)
1	3.721E-04
2	2.929E-03
3	4.667E-03
4	5.956E-03
5	6.939E-03
6	7.699E-03
7	8.295E-03
8	8.760E-03
9	9.121E-03
10	9.397E-03
11	9.608E-03
12	9.765E-03
13	9.875E-03
14	9.947E-03
15	9.987E-03
16	1.000E-02
・	
・	

表 3.1-3 試験結果のまとめ

試験 No.	試験条件						破損 繰返し数 (25%荷重 低下)	備考
	雰囲気	$\Delta \varepsilon_1$	ε	n_0	N_0	ε_c		
316FR-RF-K01	550℃ 大気 中	0.5% ^(*)	0.1 %/S	1	0	0%(LCF)	24140	試験片 A を使用
316FR-RF-K02					20	1.41%	21102	"
316FR-RF-K03					1000	1.41%	24302	"
316FR-RF-H01a					0	0%(LCF)	11032	試験片 B を使用(試 験片採取方向：圧延 方向に直交)
316FR-RF-H01b					0	0%(LCF)	12648	試験片 B を使用
316FR-RF-H02					20	1.41%	10028	試験片 B を使用(試 験片採取方向：圧延 方向に直交)
316FR-RF-H03					500	1.41%	8910	" (試験片採取方 向：圧延方向に直交)

* 試験 No. 316FR-RF-H01a、316FR-RF-H01b、316FR-RF-H02、316FR-RF-H03 については、
ひずみ範囲が伸び計のズレ等で 0.5%より大きくなっている可能性がある。

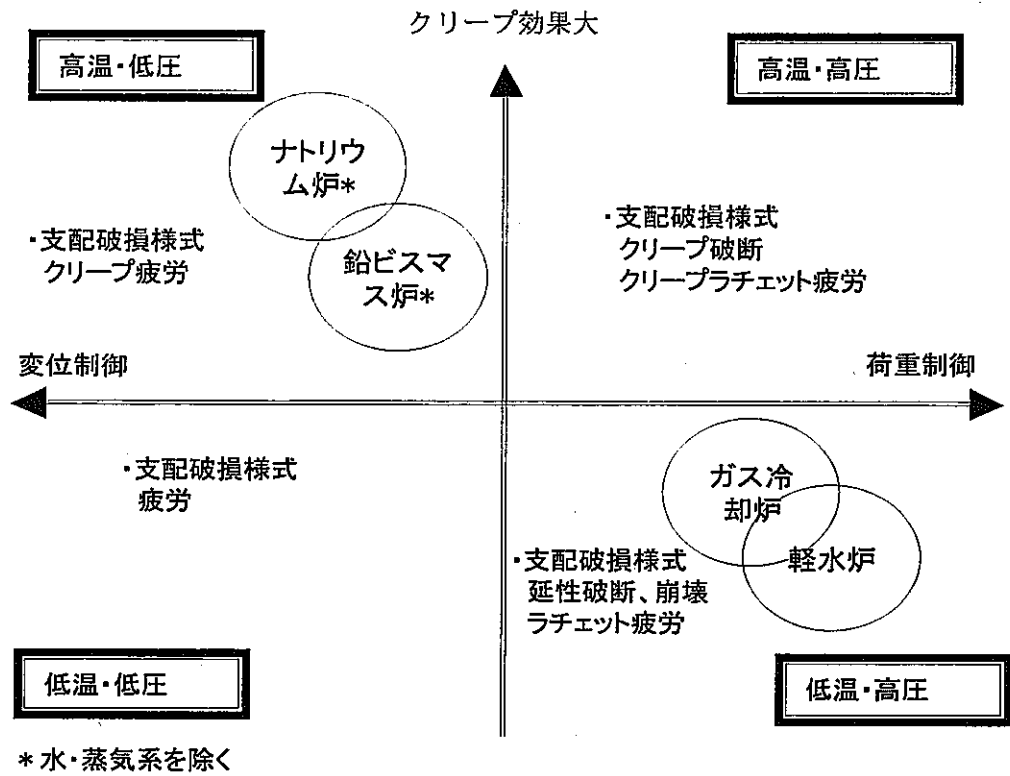


図 3.1-1 温度・圧力の高低により区分した主要破損様式

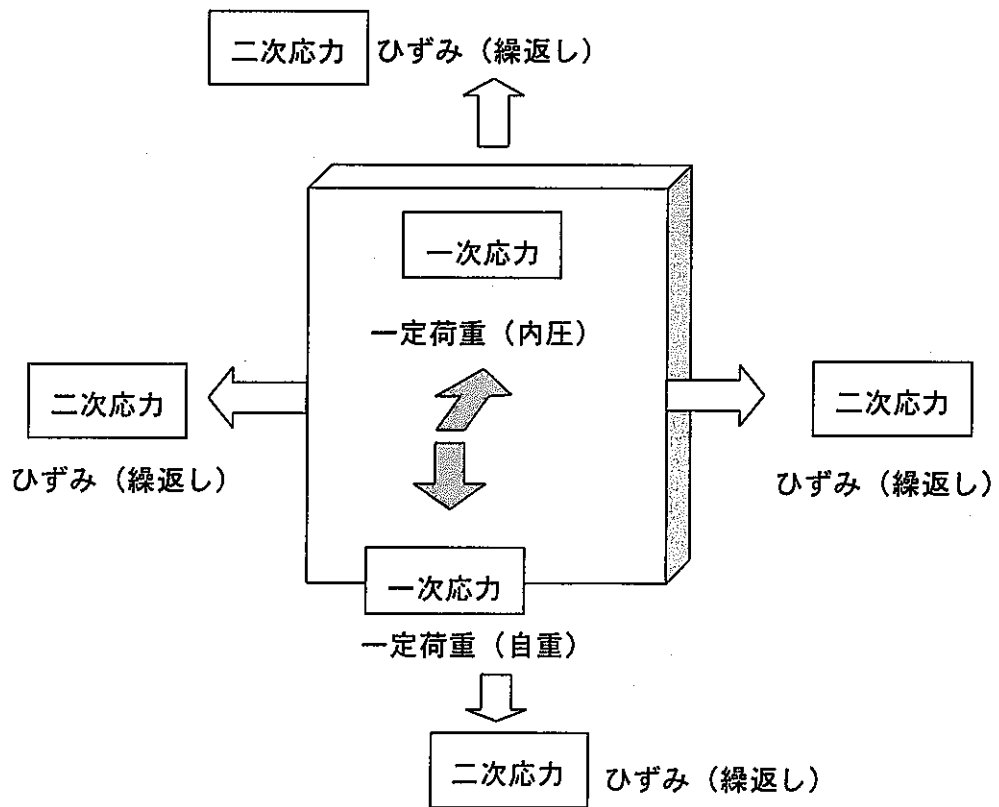
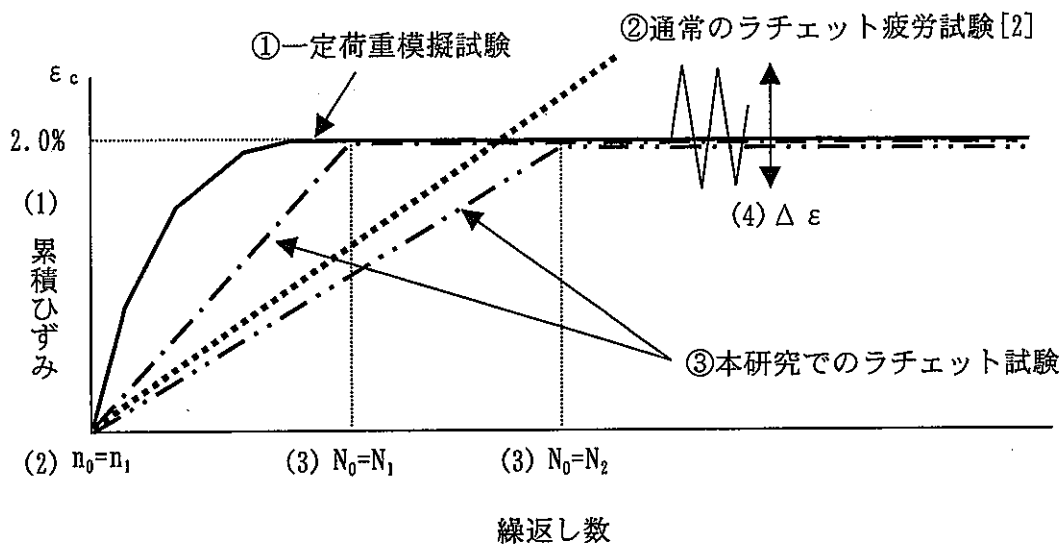


図 3.1-2 ラチェット (クリープ) 疲労発生時の実プラント負荷モデル



ϵ_c ; 累積ひずみ n_0 ; 累積ひずみ発生繰返し数

N_0 ; 累積ひずみ到達繰返し数 $\Delta \epsilon$; ひずみ範囲

図 3.1-3 試験方法のイメージ

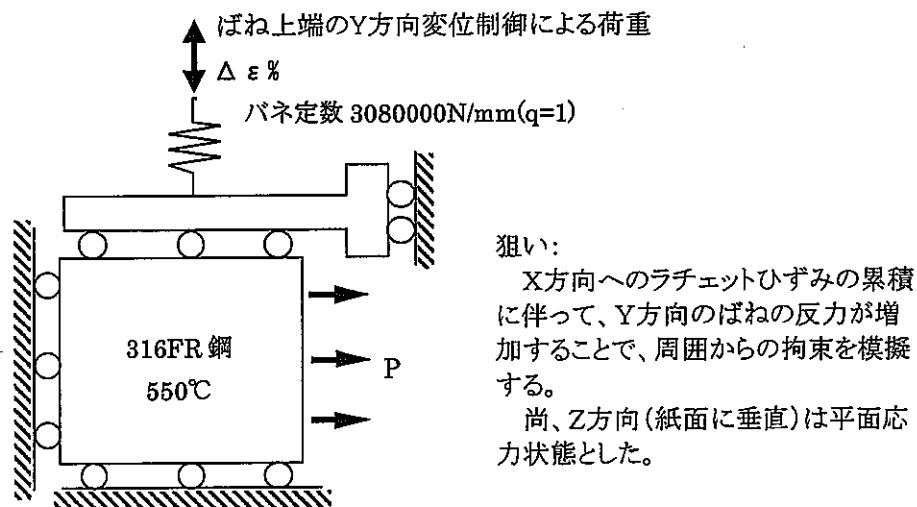


図 3.1-4 解析モデルと解析条件

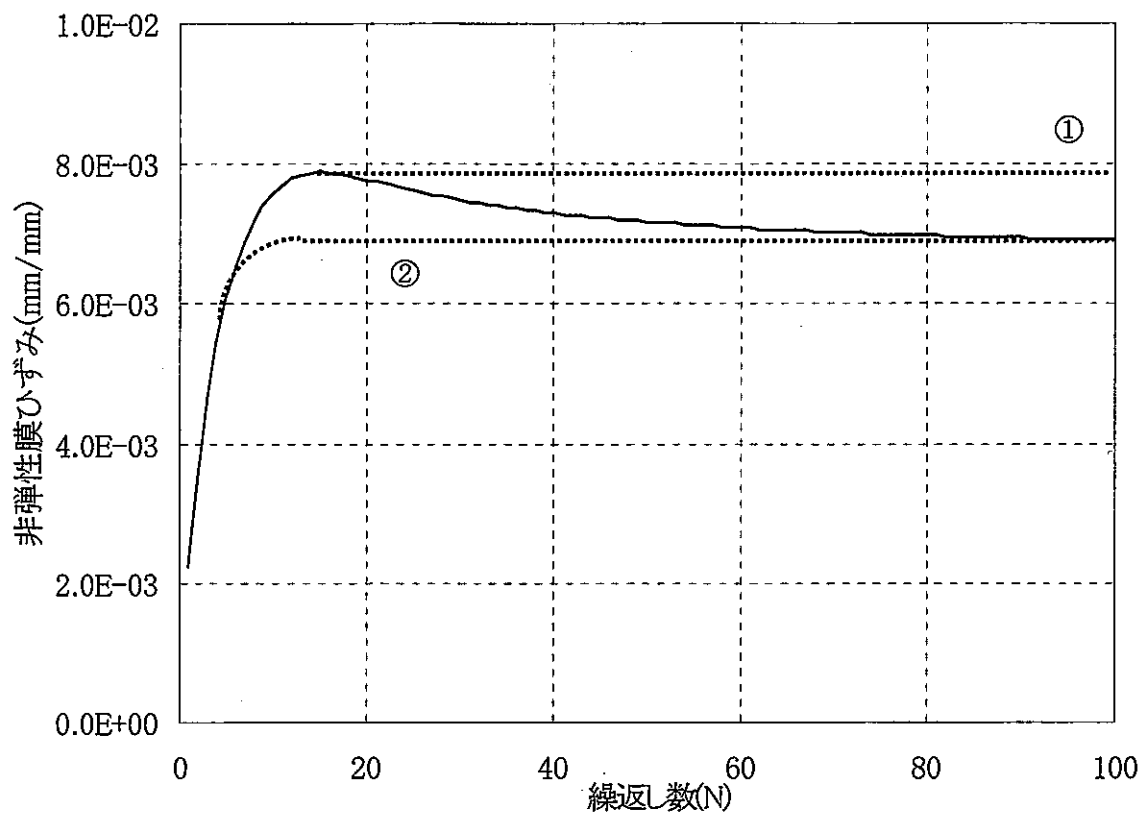
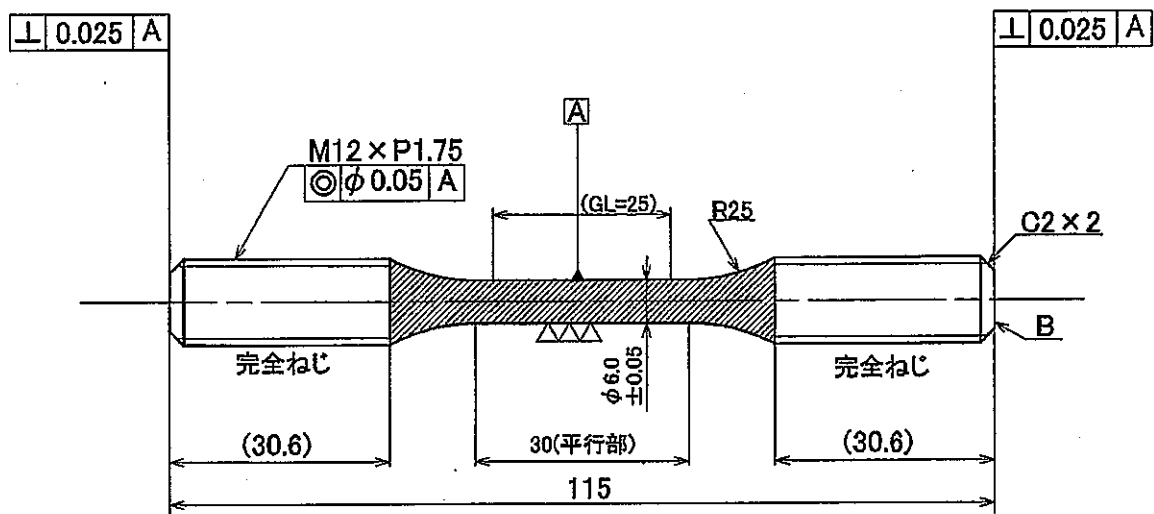
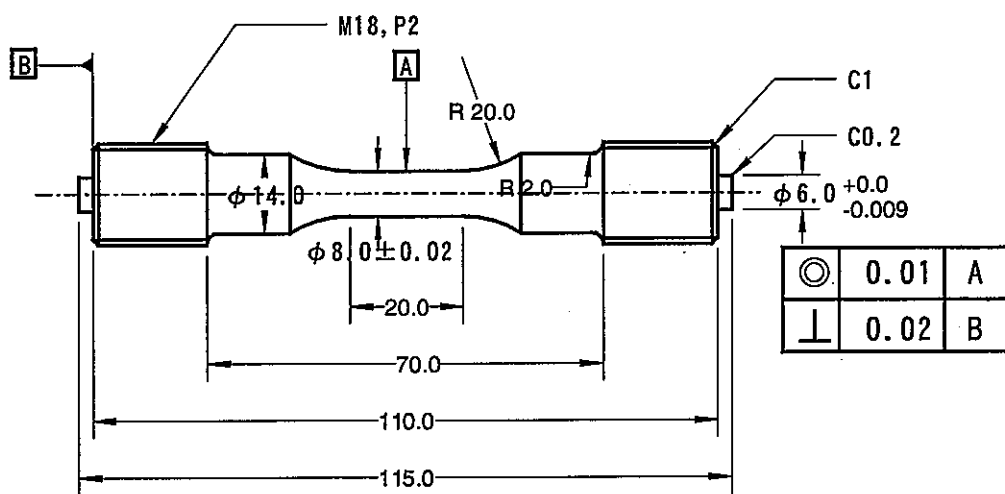


図 3.1-5 試験条件の設定方法



(a) A 形状



(b) B 形状

図 3.1-6 試験片形状

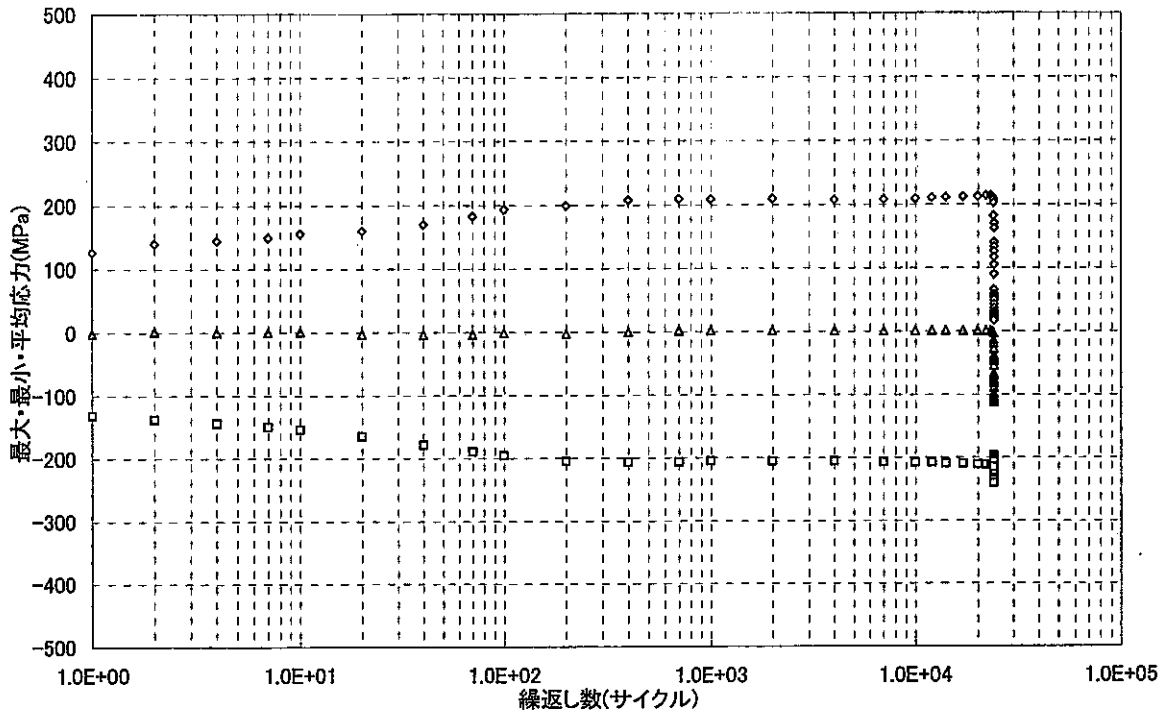


図 3.1-7(1) ピーク応力履歴(試験 No. 316FR-RF-K01:累積ひずみなし)

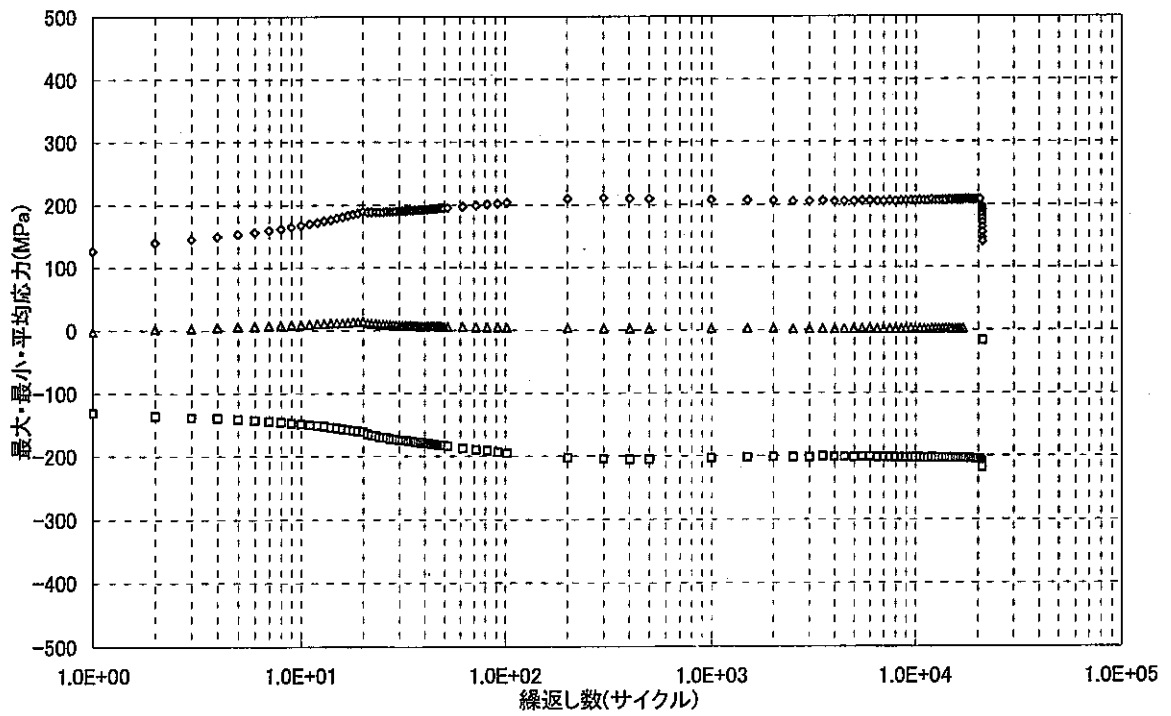


図 3.1-7(2) ピーク応力履歴(試験 No. 316FR-RF-K02: $N_0=20$)

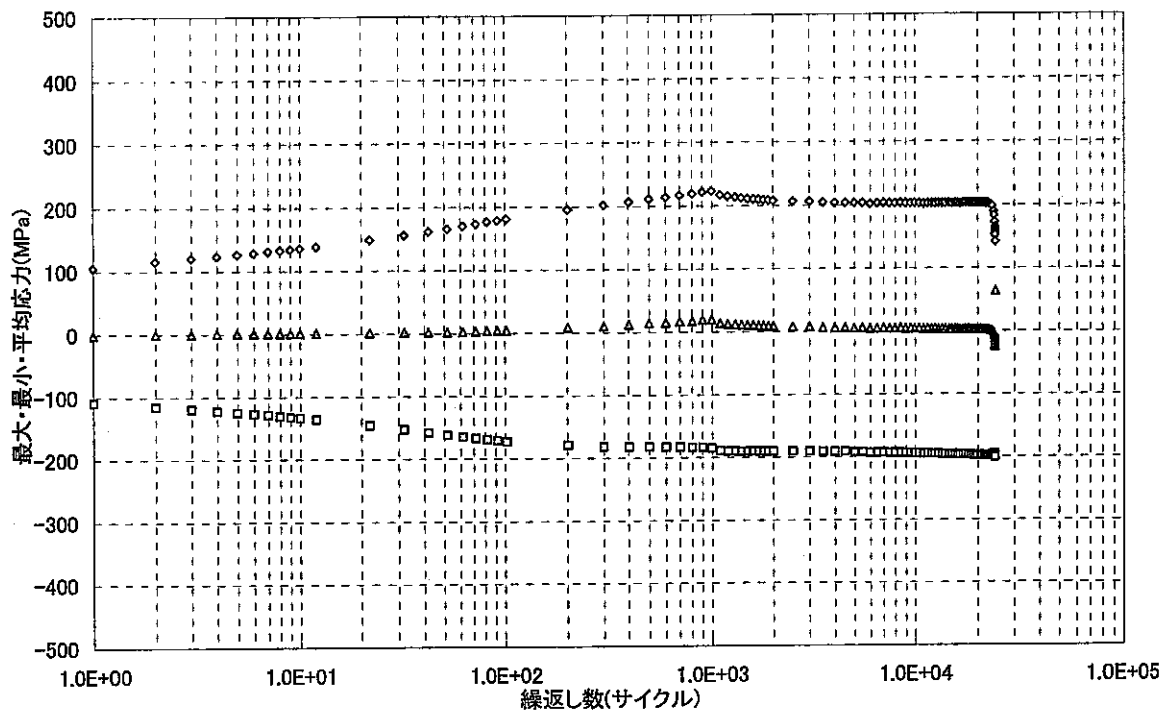


図 3.1-7(3) ピーク応力履歴 (試験 No. 316FR-RF-K03: $N_0=1000$)

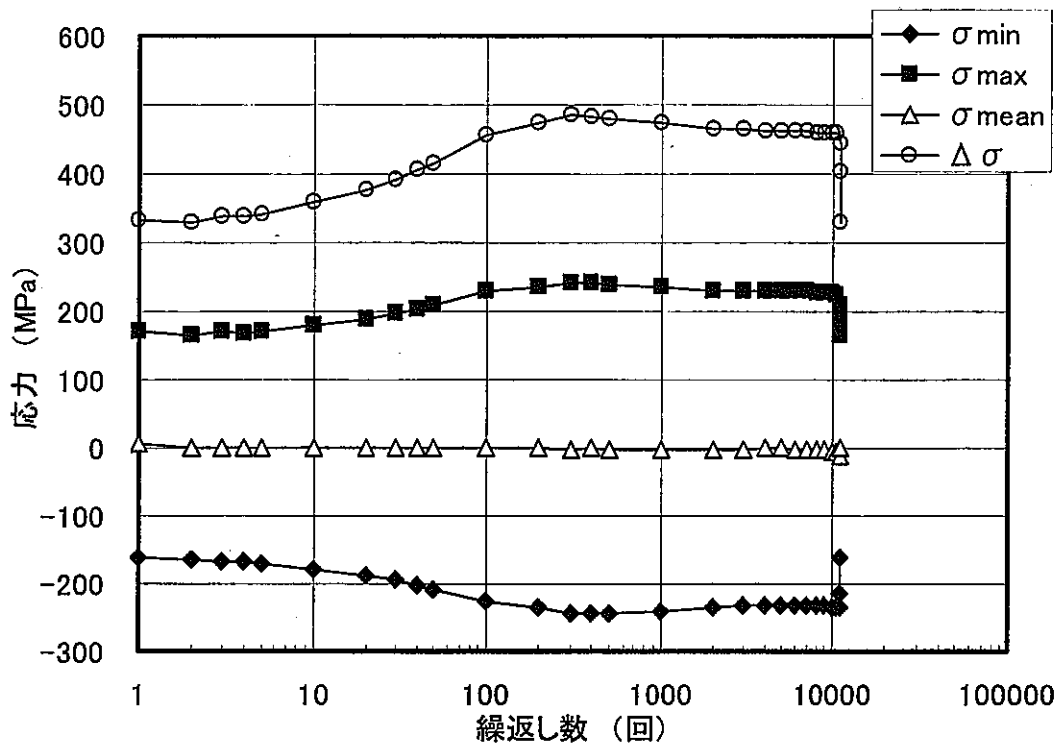


図 3.1-7(4) ピーク応力履歴 (試験 No. 316FR-RF-H01a: 累積ひずみなし)

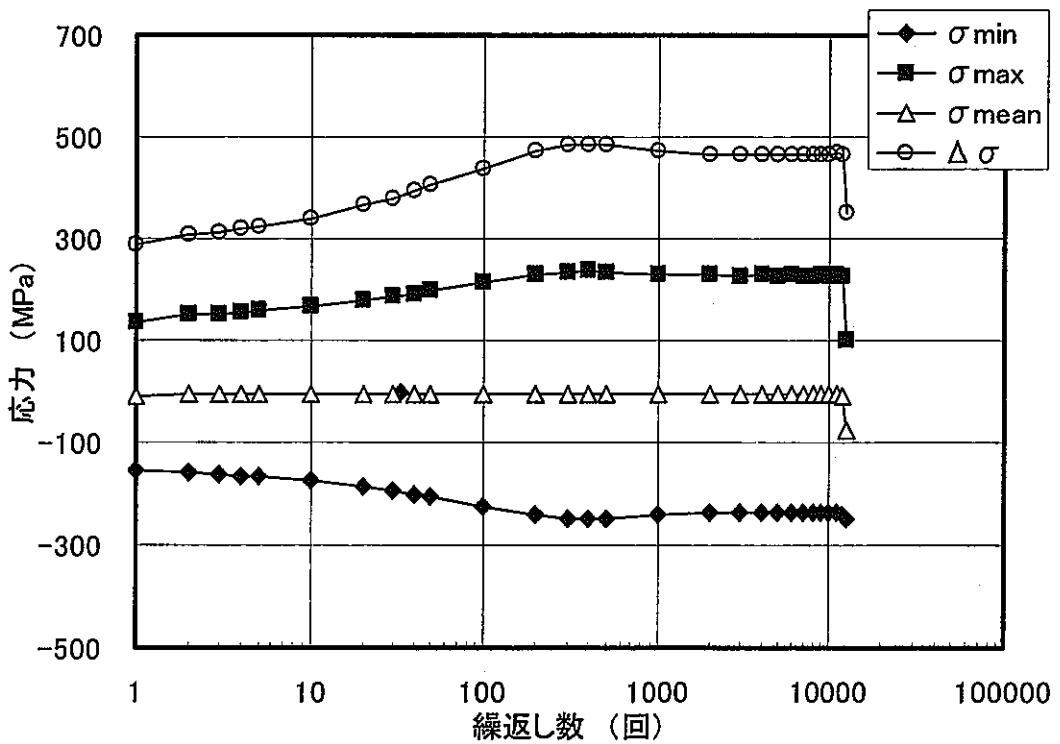


図 3.1-7(5) ピーク応力履歴 (試験 No. 316FR-RF-H01b: 累積ひずみなし)

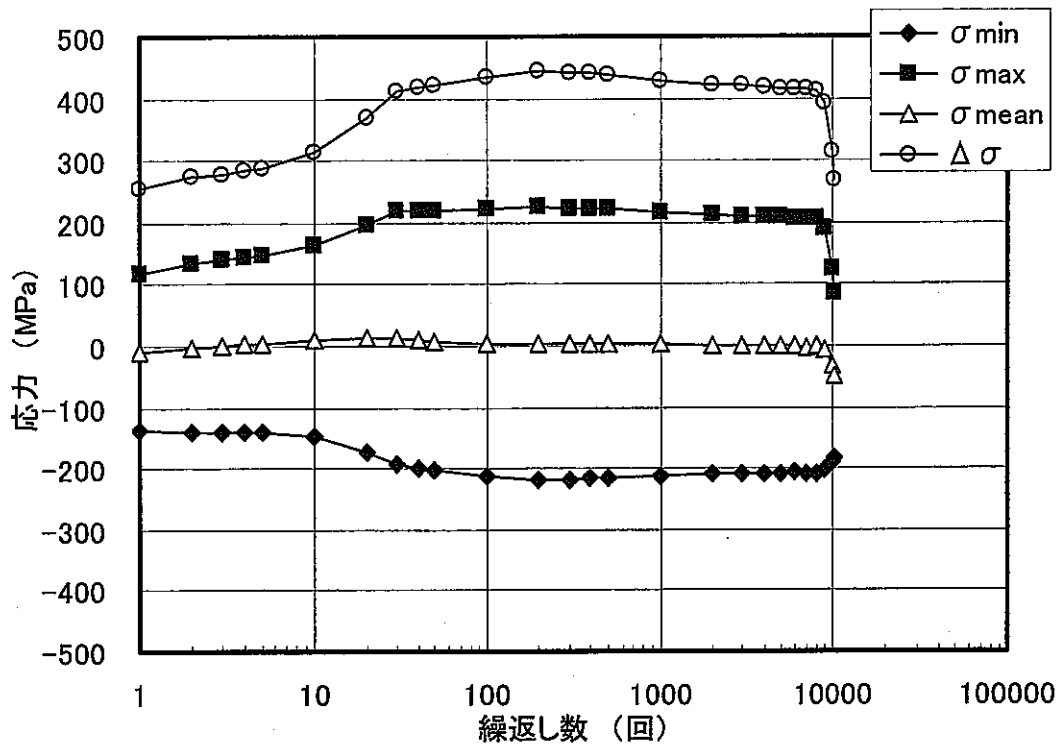


図 3.1-7(6) ピーク応力履歴(試験 No. 316FR-RF-H02: $N_0=20$)

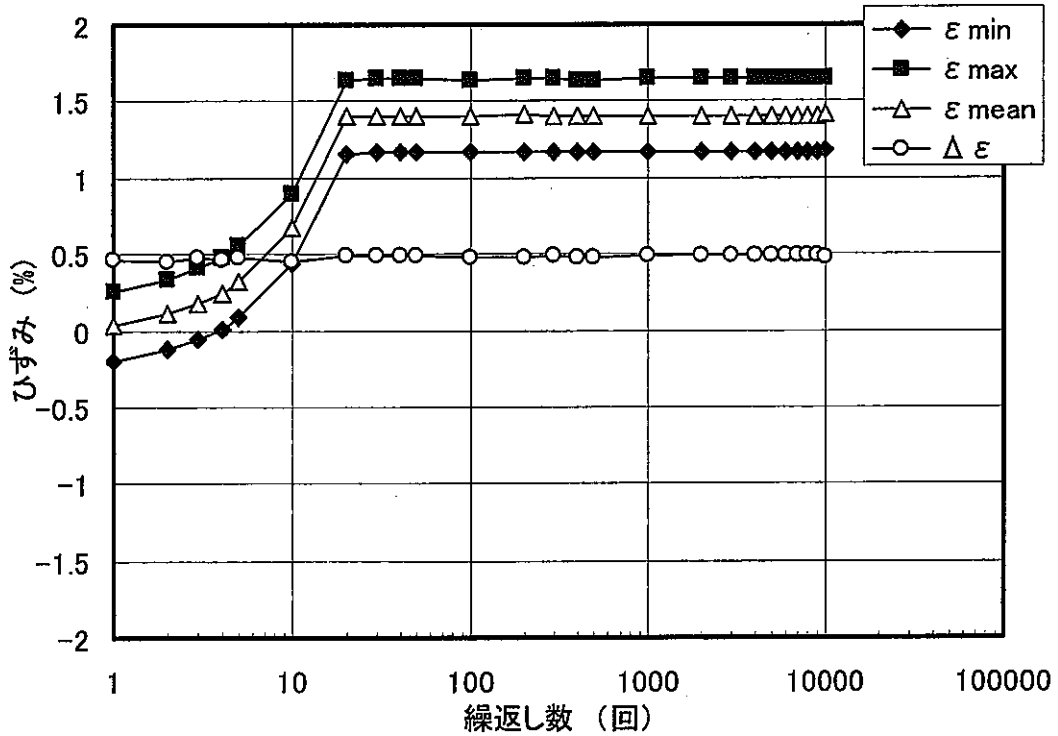


図 3.1-7(7) ピークひずみ履歴(試験 No. 316FR-RF-H02: $N_0=20$)

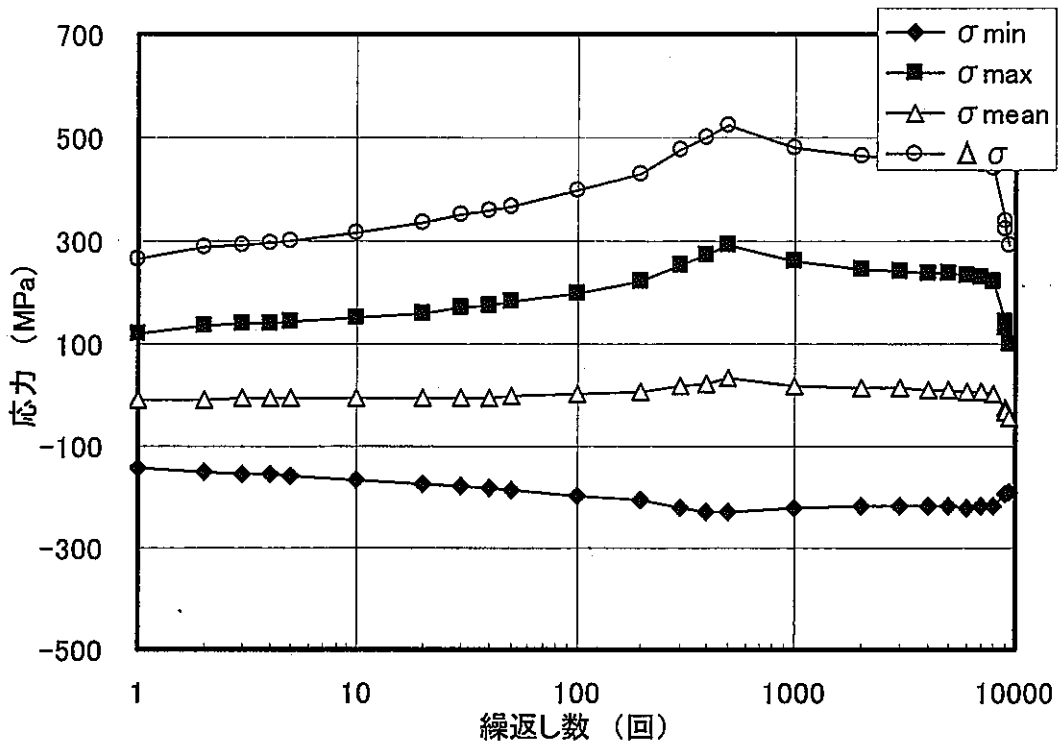


図 3.1-7(8) ピーク応力履歴 (試験 No. 316FR-RF-H02: $N_0=500$)

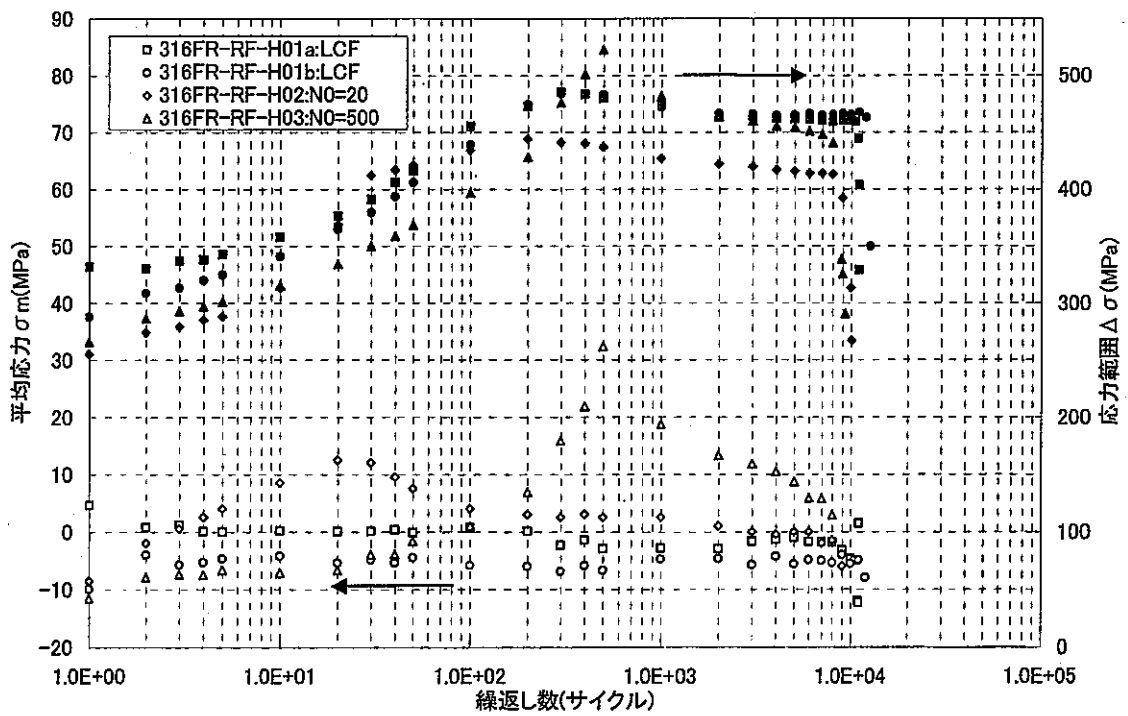
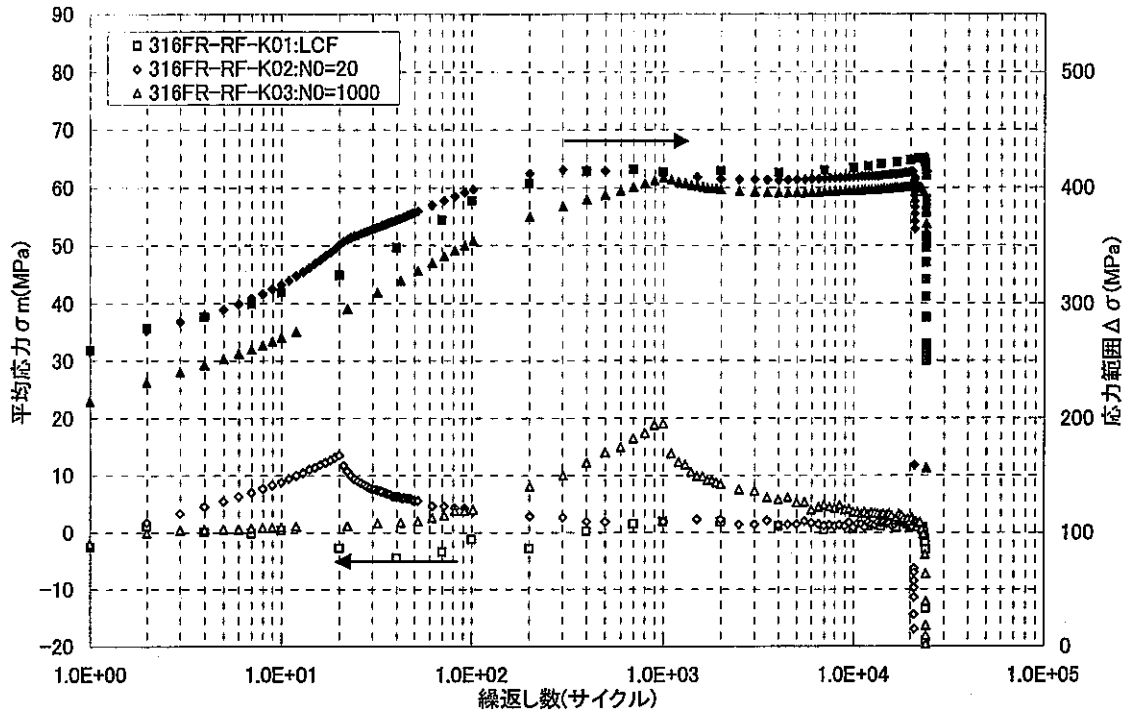


図 3.1-8 代表結果の平均応力および応力差範囲

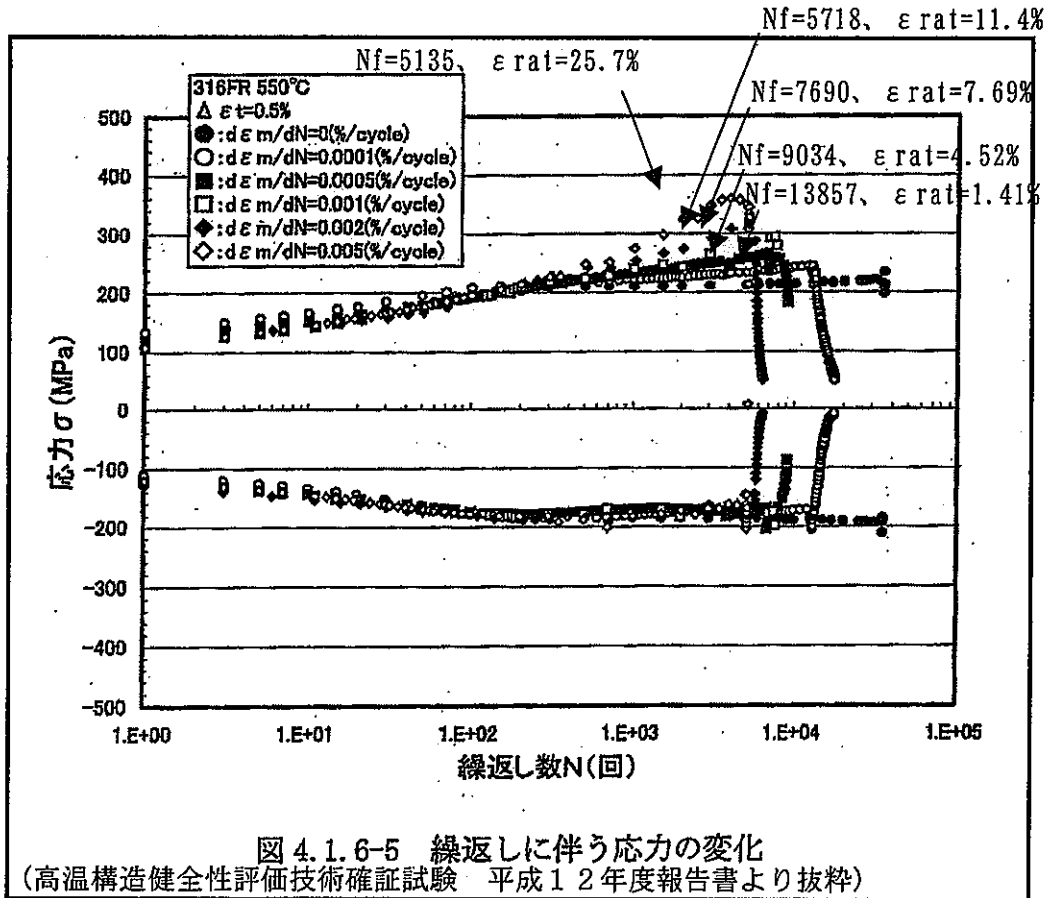
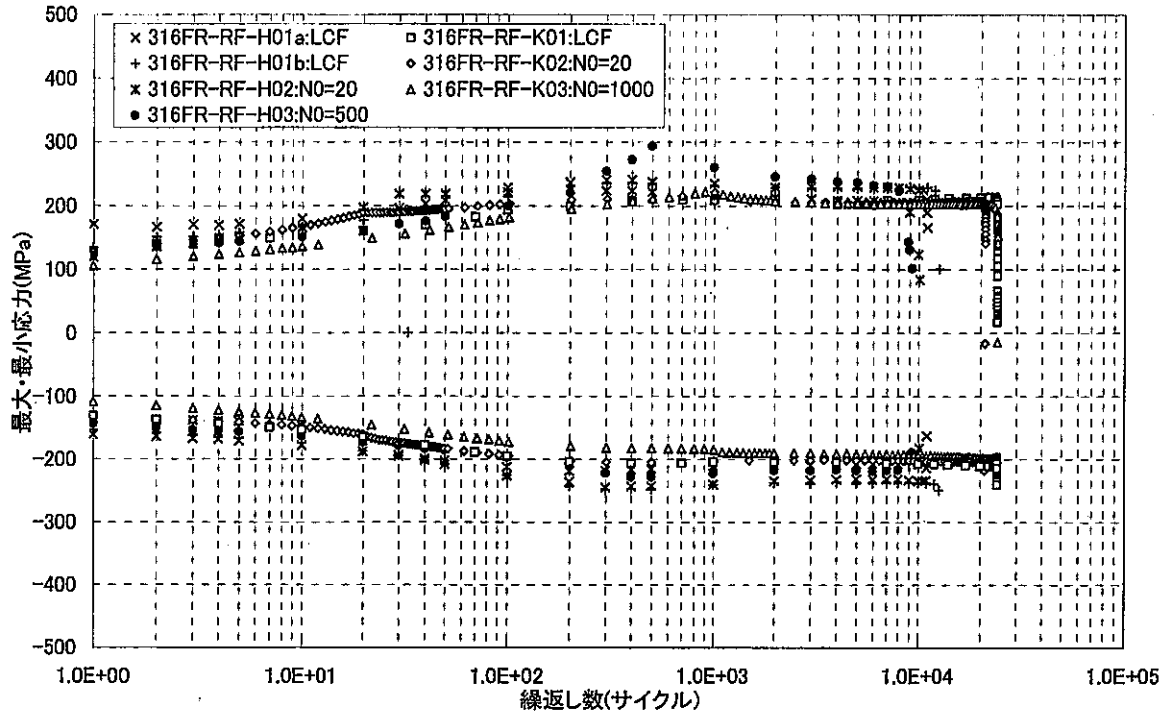


図 4.1.6-5 繰返しに伴う応力の変化
(高温構造健全性評価技術確証試験 平成12年度報告書より抜粋)

図 3.1-9 ピーク応力履歴の比較

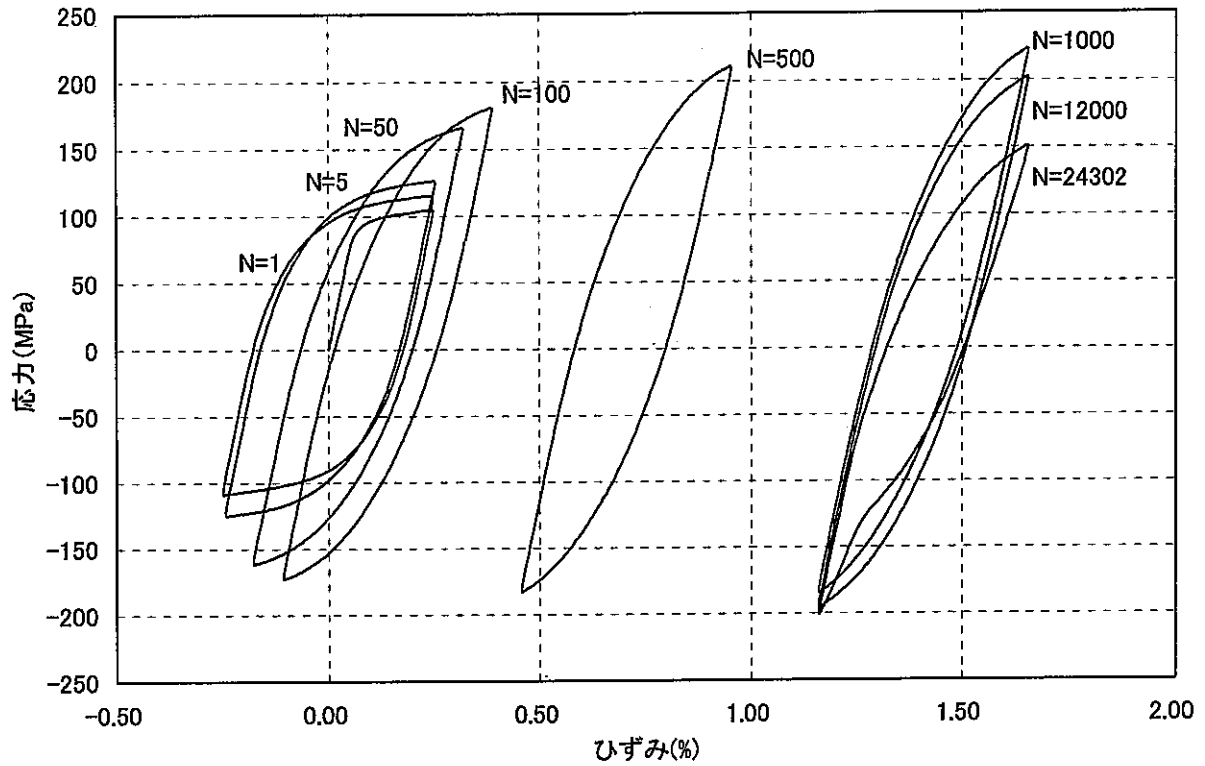


図 3.1-10 代表サイクルのヒステリシスループ (試験 No. 316FR-RF-K03: $N_0=1000$)

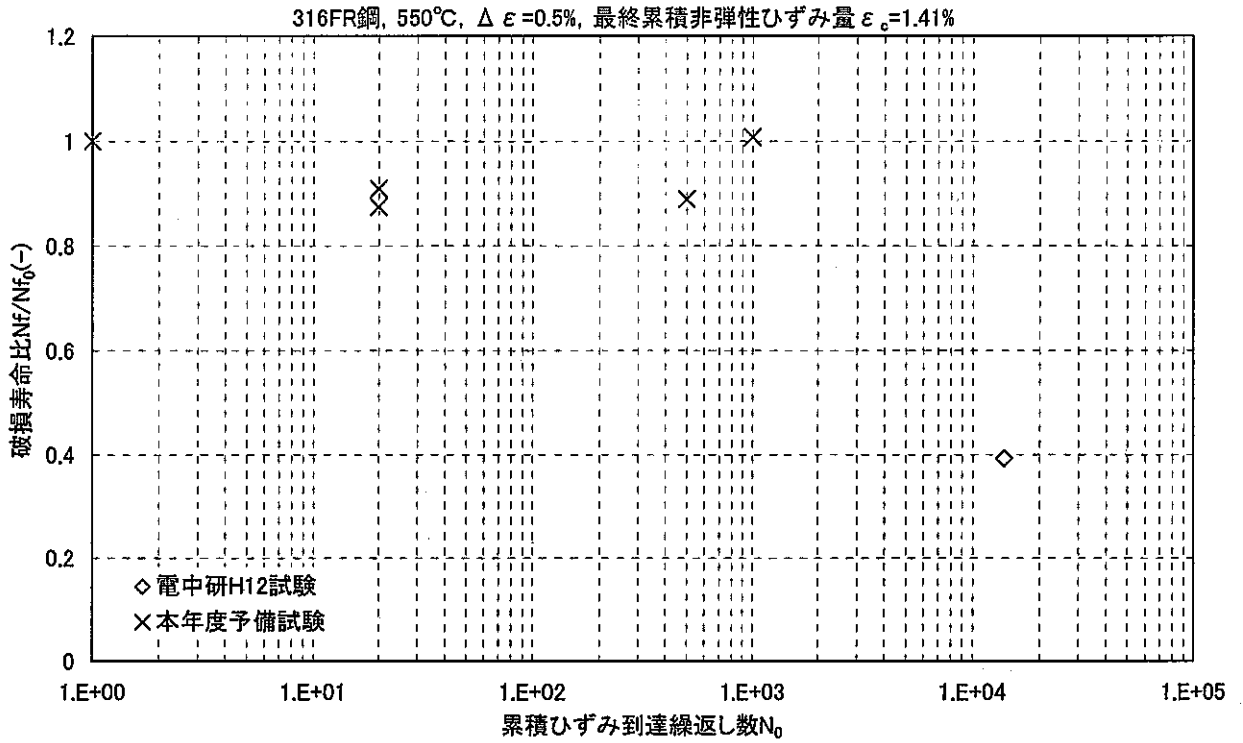


図 3.1-11(1) 予備試験結果まとめ

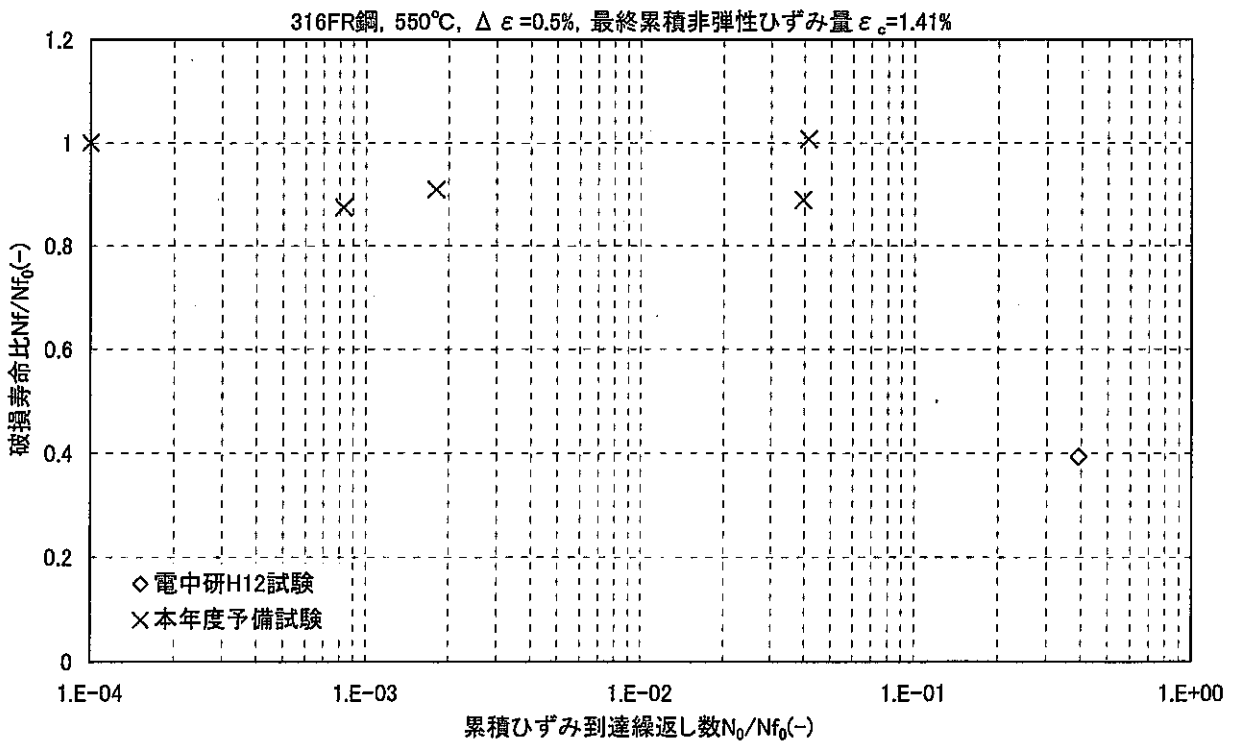
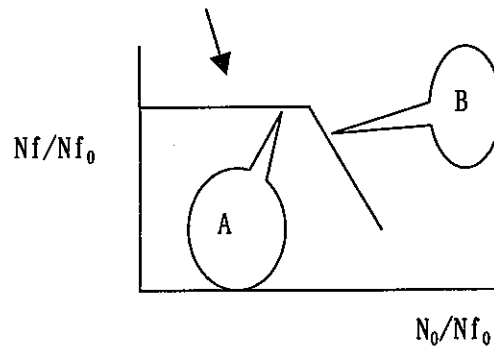


図 3.1-11(2) 予備試験結果まとめ(無次元表記)

試験①により最終累積ひずみ到達繰返し
数 N_0 と破損寿命 N_f との関係を取得



試験①の結果に基づき、 N_f の低下する前後(A及びB)でレプリカ試験を②で実施

図 3.1-12 メカニズム検討試験の概念

3.2 Negligible Creep Curveに基づくクリープ効果判定法の策定

3.2.1 Negligible Creep Curveの考え方

高速増殖炉の主要機器は、高温低圧下で使用されるため、クリープ評価を伴う複雑な高温構造設計が必要となる。従来の我が国の高温構造設計基準(高速増殖原型炉もんじゅ用のBDS、高速増殖実証炉用のDDS(案)では、「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準(経済産業省告示501号)」の適用温度範囲(ステンレス鋼:425℃、フェライト鋼:375℃)以上の高温機器に対して高温構造設計を実施することとしている。

しかしながら、クリープひずみの発生温度は材料により異なる。特に最近の新材料や仕様を絞り込んで製作された材料は材料特性が優れており、クリープひずみは少なめで、また、発生温度が高くなっている。このため非クリープ域は、告示の制限域より高温域まで広がっている。特に、実用高速炉の原子炉構造材料である316FR鋼は他のオーステナイトステンレス鋼と比べ、また、1、2次系の構造材料である12Cr-Mo鋼は他のフェライト鋼と比べ、クリープひずみの発生温度は高めである。

そこで、材料毎にクリープ挙動を把握し、高温構造設計の適用温度域を材料特性に合わせて設定することにより、通常低温域で使用され、高い熱応力が発生する過渡的な高温時間が短い機器を非クリープ設計化すれば、設計手順の簡素化、設計の合理化が可能となる。このため、実用化構造設計基準(FDS)では、Negligible Creep Curve(クリープ設計限界曲線;以下「NCカーブ」という。)を導入することにより、クリープを考慮すべき高温設計領域とクリープの考慮が不要である低温設計領域を区分すべく、検討を進めている。

(1) NCカーブの設定

a. 検討対象材料

BDS、DDS(案)対象鋼種及び12Cr系鋼の6鋼種を対象とする。

- ・ BDS対象鋼種: SUS304鋼、SUS316鋼、2.25Cr-1Mo鋼
- ・ DDS(案)対象鋼種: 316FR鋼、改良9Cr-1Mo鋼
- ・ 12Cr系鋼: 代表として他プラント実績の多いHCM12A鋼

b. クリープひずみの算出条件

クリープひずみ算出時の応力は、材料毎の1.5Sm(設計応力強さの1.5倍)値を基準に検討する。表3.2-1に検討に用いたSm値を示す。

クリープひずみの算出に用いたクリープ式を、表3.2-2にまとめて示す。

- ・ SUS304 鋼、SUS316 鋼、2.25Cr-1Mo 鋼：BDS のクリープひずみ式
- ・ 316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼：DDS (案) のクリープひずみ式
- ・ 12Cr 系鋼：HCM12A 鋼の文献値データを用いてクリープ破断時間、定常クリープ速度を定式化。遷移クリープひずみ相当部分は改良 9Cr-1Mo 鋼式をそのまま準用。BDS 及び DDS (案) と同じ Blackburn 型の式を作成し、クリープひずみ式を算出

c. クリープひずみの発生状況

材料毎に算出した発生クリープひずみを表 3.2-3 に示す。表に示すとおり、クリープひずみの発生状況は材料により大きく異なっており、特に 316FR 鋼及び HCM12A 鋼が他鋼種と比べ、高温長時間までクリープひずみが発生しにくい材料であることが伺える。

d. クリープを考慮しない限界ひずみ値の設定

クリープ挙動から高温設計適用温度域を設定する場合、クリープひずみが発生していない (非クリープ域) と設計上みなす限界ひずみ (クリープを考慮しない限界ひずみ) 値を定める必要がある。この限界ひずみについて検討する。

(a) So からの検討：{結果：0.02%}

許容応力強さとしてクリープ特性が考慮されている So (最大許容応力強さ) を負荷応力として、各温度下で発生するクリープひずみ量を試算する。一例として、 10^5 時間、応力 So での発生クリープひずみ量 (mm/mm) は下表のようになる。

	350℃	375℃	400℃	425℃	450℃
SUS304 鋼	—	—	3.771E-06	2.200E-05	1.011E-04
SUS316 鋼	—	—	2.291E-07	2.414E-06	1.839E-05
2.25Cr-1Mo 鋼	1.126E-04	1.654E-04	2.883E-04	6.362E-04	1.241E-03
316FR 鋼	—	—	1.688E-09	3.041E-08	2.030E-07
Mod. 9Cr-1Mo 鋼	5.799E-09	1.264E-07	2.106E-06	2.128E-05	6.027E-05

現状の非クリープ温度域 (経済産業省告示 501 号適用対象域) 上限におけるひずみ量は、SUS304 鋼 (425℃) では $2.2E-05$ [mm/mm]、2.25Cr-1Mo 鋼 (375℃) では $1.6E-04$ [mm/mm] である。SUS304 鋼と 2.25Cr-1Mo 鋼では値が異なるが限界値として大きい方の値をとると約 $2E-04$ [mm/mm] となる。

(b) So 設定方法からの検討 (結果: 0.01%)

高速増殖実証炉用のDDS(案)には、クリープ域特有のSo 設定方法としては下記が規定されている。

- ・ 10^5 時間でクリープ破断を生ずる応力の最小値の0.8倍
- ・ 10^5 時間でクリープ破断を生ずる応力の平均値の0.6倍
- ・ 10^3 時間で0.01%のひずみを発生させる応力の平均値

この3項目の値を等価と考えると、発生ひずみ0.01%は 10^5 時間での限界発生ひずみともみなせる。(注: 工学的には応力係数0.2は時間係数10に相当する)

(c) Sm で 3×10^5 時間での発生ひずみ (結果: 0.03%)

検討結果の表3.2-3に示すとおり、現状規定されている非クリープ相当域における最も大きな発生ひずみは375℃における2.25Cr-1Mo鋼のひずみで、 $2.89E-04$ mm/mmである。

(d) R-5、RCC-MRでの値 (結果: 0.03%)

英国のR-5、仏国のRCC-MRではNCカーブを設定しており、その設定法は下記のいずれかによっている。

- ・ 高温で初期応力1.25Syから20%の応力緩和を生じる時間(cyclic relaxation data)
- ・ 1.25Syの定応力下で0.03%の累積クリープひずみを生じる時間(creep strain data)

以上(a)~(d)の検討結果を踏まえ、限界クリープひずみを0.03%とすることとする。

e. NCカーブの設定方法

クリープの考慮を必要としない(クリープひずみ量が限界値以下のため有意とみなさない)設計限界域を、温度(横軸)－累積運転時間(縦軸)線図を用いて設定する。これは、R-5やRCC-MRで採用されている方法と同様の考え方である。なお、RCC-MRでは、(316系)ステンレス鋼を対象として数値を提示している。

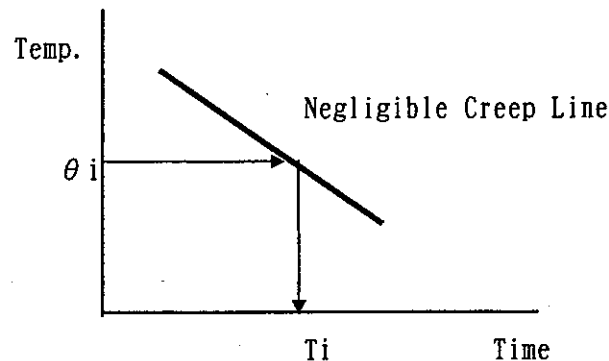
クリープ設計限界域は、材料毎にNCカーブにより設定する。これにより、累積運転時間が比較的短時間の場合は、非クリープ温度域が高温側まで拡大される。高速増殖炉の主要破損様式であるクリープ疲労の評価に、このNCカーブに基づく高温使用時間・温度制限を適用することにより、設計の合理化が期待される。

本Curveの設定方法を模式的に示すと以下のようなになる。

$$\sum_{i=1}^N (t_i/T_i) \leq 1 \quad \text{なら、クリープ効果を見捨てる。}$$

t_i : 温度 θ_i における負荷時間

T_i : 温度 θ_i においてクリープを無視できる最大時間



NCカーブの検討結果を次項に示す。RCC-MR ではステンレス鋼に対してのみの設定であるが、本研究ではFBRへの適用が予想される広範囲の材料に対して設定している。

(2) 応力状態とNCカーブ

高速増殖炉は、通常、高温低圧下で使用されるが、高速実用炉の現設計においては、薄肉化、機器簡素化等の設計合理化に伴い、1次応力が高めになっている部位も一部存在する。このため、高温設計領域、即ちクリープ領域における構造設計においては、①1次応力が高い場合のクリープ損傷評価 についても、②長期1次応力が低い場合の2次応力によるクリープ損傷評価 に加え、配慮する必要がある。

1次応力が高い場合は、初期応力が長期間一定で負荷されるものとして、クリープ強度評価を行う。従って、この場合に相当するNCカーブは、初期応力一定で 0.0003mm/mm のクリープひずみを発生するまでの時間を Negligible Creep 域(非クリープ域)として設定する。

また、長期1次応力が低い場合は、ひずみ一定下での2次応力によるクリープ損傷評価が行われる。この場合(ひずみ一定負荷)の2次応力は初期応力から時間とともに緩和する。従って、本ケースに相当するNCカーブは、応力が初期応力から緩和しながら 0.0003mm/mm 相当のクリープひずみを発生するまでの時間を Negligible Creep 域(非クリープ域)として設定する。

3.2.2 NCカーブと応力条件

(1) 1次応力用NCカーブ

平成13年度までは、各鋼種に対して応力が $1.5S_m$ の場合のNCカーブについて検討した。

本年度は、高温保持時間が短く、かつ応力が $1.5S_m$ より高い設計条件にも対応できるように応力条件の拡張について検討した。応力条件としては、 $1.5S_m$ から $3.0S_m$ まで検討したが、 $2.0S_m$ よりも大きい応力条件では、Negligible Creep 時間が 550°C で1時間以下となり、実質効果がみられない。従って、応力条件 $1.5S_m \sim 2.0S_m$ の範囲の検討結果を纏めた。

各鋼種の応力範囲 $1.5S_m \sim 2.0S_m$ におけるNCカーブを、表 3.2-4、3.2-5 及び図 3.2-1、3.2-2 に示す。平成13年度までは1時間での頭切りを行った。1時間に対する適用限界温度を表中に示す。これによると、316FR 鋼では応力 $1.5S_m$ 、 550°C では900時間以内、応力 $2.0S_m$ 、 550°C では75時間以内が Negligible Creep 域とみなせる。

また、本年度は頭切りを1000時間とした場合のNCカーブを提示する。1000時間で頭切りをする場合の Negligible Creep 時間を表 2.2-6、3.2-7 に示す。表中には1000時間に対する適用限界温度をも示した。

NCカーブの設計への適用範囲に関しては、現時点では以下とする。

- ・ 適用上・下限温度： 1000時間における適用限界温度及び現状クリープ特性式記載値の小さい方の値
- ・ 適用下限応力： 現状クリープ特性式記載値
- ・ 適用上限応力： $2.0S_m$
- ・ 適用応力形態： 1次応力及び2次応力

(2) 長期1次応力低における2次応力用NCカーブ

316FR 鋼を対象として、 $1.5S_m \sim 2.0S_m$ の応力範囲で、応力緩和を考慮して 0.0003mm/mm のクリープひずみを発生させる時間を算出した。 S_m の値を表 3.2-8 に示す。計算には前述と同じクリープひずみ式を用いた。時間係数 α_c 及び α_R は何れも“1”とした。また、弾性追従係数 q は、非弾性解析において現在標準値とされている3とした。表 3.2-9 及び図 3.2-3 は応力緩和を考慮した Negligible Creep 検討結果を示す。

550°C での初期応力 $1.5S_m$ での Negligible Creep 時間は、1650時間と前述の1次応力における900時間より約2倍弱長くなっており、2次応力に対しては緩和を考慮することにより設計合理化の可能性が大きくなってくる。

この2次応力に対するNCカーブに対しても1000時間の頭切りを行う。表 3.2-10 は316FR 鋼における応力緩和を考慮した1000時間以上の Negligible Creep Curve を与える条件を示す。NCカーブは温度に大きく左右され、 550°C では応力 $1.5S_m$ 以下に対して、 525°C では $2.0S_m$

までの応力を許容することが出来る。

316FR 鋼の応力緩和を考慮したNCカーブの設計への適用範囲としては、現時点では以下とする。

- ・ 適用上/下限温度 : 1000 時間における適用限界温度及び現状クリープ特性式記載値の小さい方の値
- ・ 適用下限応力 : 現状クリープ特性式記載値
- ・ 適用上限応力 : 2.0Sm
- ・ 適用応力形態 : 長期1次応力が低い場合の2次応力

(3) まとめ

高温構造設計の合理化を目指した実用化構造設計基準への採用を目的として、NCカーブの適用応力の拡大について検討した。

また、長期1次応力低の場合の2次応力への適用を目的として、316FR 鋼を対象に応力緩和を考慮したNCカーブについて検討した。

表 3.2-1 検討に用いた S m の値

	(MPa)					
	2.25Cr-1Mo鋼 板[BDS]	改良9Cr-1Mo鋼 [98DDS案]	SUS304鋼 [BDS]	SUS316鋼 [BDS]	316FR鋼 [98DDS案]	HCM12A (12Cr系鋼)
350	(143)	165	(111)	(114)	(114)	164
375	(143)	163	(109)	(112)	(112)	161
400	142	160	(107)	(110)	(110)	159
425	140	157	104	109	109	156
450	135	154	102	107	99	152
475	130	143	100	105	98	149
500	123	132	98	104	96	145
525	113	124	97	102	95	140
550	102	116	95	101	95	134
575	—	109	93	100	95	124
600	—	102	92	98	94	113
625	—	(96)	90	96	94	100
650	—	(88)	88	94	93	88

注1 ()値について

- ・ 2.25Cr-1Mo鋼の375℃以下の値は2.25Cr-1Mo鋼の告示値を使用
- ・ 改良9Cr-1Mo鋼の625℃以上の値は改良9Cr-1Mo鋼の材料特性式(98DDS案)より算出
- ・ SUS304鋼の425℃以下の値はSUS304鋼の告示値を使用
- ・ SUS316鋼の425℃以下の値はSUS316鋼の告示値を使用
- ・ 316FR鋼の425℃以下の値はSUS316鋼の告示値を使用

注2 HCM12A鋼の値について

- ・ 文献値(住金)より算出

表 3.2-2 検討に用いたクリープひずみ式

$\epsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \epsilon_m t$						
使用単位 T : 温度 (°C) σ : 応力 (N/mm ²) t _R : 破断時間 (h) ε _m : 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h) t : 時間 (h)						
鋼種	2.25Cr-1Mo鋼	改良9Cr-1Mo鋼	SUS304鋼	SUS316鋼	316FR鋼	HCM12A
C ₁	2.13822 ε _m ^{0.59235} / r ₁	2.13822 ε _m ^{0.59235} / r ₁	1.2692 ε _m ^{0.74491} / r ₁	1.2692 ε _m ^{0.74491} / r ₁	1.2692 ε _m ^{0.74491} / r ₁	改良9Cr-1Mo鋼と同じ値を使用
C ₂	0.927675 ε _m ^{0.81657} / r ₂	0.927675 ε _m ^{0.81657} / r ₂	0.48449 ε _m ^{0.81155} / r ₂	0.48449 ε _m ^{0.81155} / r ₂	0.48449 ε _m ^{0.81155} / r ₂	
r ₁	317.0902 t _R ^{-0.56858}	317.0902 t _R ^{-0.56858}	103.37 t _R ^{-0.72607}	103.37 t _R ^{-0.72607}	103.37 t _R ^{-0.72607}	
r ₂	14.3245 t _R ^{-0.82278}	14.3245 t _R ^{-0.82278}	17.255 t _R ^{-0.86775}	17.255 t _R ^{-0.86775}	17.255 t _R ^{-0.86775}	
t _R	平均クリープ破断式 ・HCM12A以外の鋼種 : (T + 273.15) {log ₁₀ (α _c · t _R) + C} = A ₀ + A ₁ log ₁₀ σ + A ₂ (log ₁₀ σ) ² ・HCM12Aのとき : (T + 273.15) {log ₁₀ (α _c · t _R) + C} = A ₀ + A ₁ log ₁₀ σ + A ₂ (log ₁₀ σ) ² + A ₃ (log ₁₀ σ) ³					
C	-1.59561 × 10 ¹	-3.31803 × 10 ¹	-1.75430 × 10 ¹	-1.73776 × 10 ¹	-2.39623 × 10 ¹	-3.542094 × 10 ¹
A ₀	1.86006 × 10 ⁴	3.53640 × 10 ⁴	2.62485 × 10 ⁴	2.29832 × 10 ⁴	3.07082 × 10 ⁴	3.633453 × 10 ⁴
A ₁	6.59767 × 10 ²	3.22720 × 10 ³	-6.10458 × 10 ³	-7.98521 × 10 ²	2.9147 × 10 ³	2.315965 × 10 ⁴
A ₂	-2.65579 × 10 ³	-5.46172 × 10 ³	-4.25001 × 10 ²	-2.16393 × 10 ³	-2.46583 × 10 ³	-7.78465 × 10 ³
ε _m	定常クリープ速度式 $F \exp \{Q / 8.31441 (T + 273.15)\} t_R^\lambda$					
F	1.35699 × 10 ¹	2.04156	6.24160 × 10 ¹	5.91190 × 10 ⁴	2.62247 × 10 ²	4.29215 × 10 ⁻⁴
Q	-3.34350 × 10 ⁴	-2.01968 × 10 ⁴	-4.08120 × 10 ⁴	-9.34750 × 10 ⁴	-4.9239 × 10 ⁴	5.12138 × 10 ⁴
λ	-1.0931	-1.15483	-1.13350	-1.11260	-1.13512	-1.28841

表 3.2-3 各鋼種における発生クリープひずみ

	2.25Cr-1Mo鋼 板[BDS]	改良9Cr-1Mo鋼 [98DDS案]	SUS304鋼 [BDS]	SUS316鋼 [BDS]	316FR鋼 [98DDS案]	HCM12A (12Cr系鋼)
350	(143)	165	(111)	(114)	(114)	164
375	(143)	163	(109)	(112)	(112)	161
400	142	160	(107)	(110)	(110)	159
425	140	157	104	109	109	156
450	135	154	102	107	99	152
475	130	143	100	105	98	149
500	123	132	98	104	96	145
525	113	124	97	102	95	140
550	102	116	95	101	95	134
575	—	109	93	100	95	124
600	—	102	92	98	94	113
625	—	(96)	90	96	94	100
650	—	(88)	88	94	93	88

注1 ()値について

- ・ 2.25Cr-1Mo鋼の375℃以下の値は2.25Cr-1Mo鋼の告示値を使用
- ・ 改良9Cr-1Mo鋼の625℃以上の値は改良9Cr-1Mo鋼の材料特性式(98DDS案)より算出
- ・ SUS304鋼の425℃以下の値はSUS304鋼の告示値を使用
- ・ SUS316鋼の425℃以下の値はSUS316鋼の告示値を使用
- ・ 316FR鋼の425℃以下の値はSUS316鋼の告示値を使用

注2 HCM12A鋼の値について

- ・ 文献値(住金)より算出

表 3.2-4 各鋼種における Negligible Creep 時間 ($\epsilon c=0.0003\text{mm/mm}$)

1.5Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	1.32E+02	2.41E+07	3.80E+06	2.37E+10	2.02E+10	1.13E+09
425	2.46E+01	5.96E+05	3.67E+05	4.38E+08	7.19E+08	2.10E+07
450	7.48E+00	1.75E+04	2.96E+04	2.28E+06	8.52E+07	5.41E+05
475	2.61E+00	1.03E+03	2.47E+03	1.67E+05	4.33E+06	1.02E+04
500	1.13E+00	1.82E+01	3.79E+02	1.27E+04	2.02E+05	3.77E+01
525	(504°C)	2.88E+00	6.97E+01	8.49E+02	9.69E+03	4.81E+00
550		(542°C)	1.62E+01	1.09E+02	9.19E+02	(548°C)
575			4.21E+00	1.95E+01	1.15E+02	
600			1.11E+00	4.36E+00	1.82E+01	
625			(602°C)	1.09E+00	3.02E+00	
650				(625°C)	(642°C)	

1.6Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	7.57E+01	6.84E+06	1.92E+06	1.21E+10	9.39E+09	1.90E+08
425	1.58E+01	1.82E+05	1.85E+05	2.13E+08	3.47E+08	4.20E+06
450	4.99E+00	4.95E+03	1.40E+04	1.33E+06	4.27E+07	9.65E+04
475	1.77E+00	1.59E+02	1.33E+03	9.96E+04	2.14E+06	1.80E+02
500	(492°C)	7.65E+00	2.19E+02	7.44E+03	9.11E+04	1.26E+01
525		1.46E+00	4.18E+01	5.29E+02	5.27E+03	1.91E+00
550		(530°C)	9.94E+00	7.11E+01	5.31E+02	(535°C)
575			2.62E+00	1.31E+01	6.78E+01	
600			(594°C)	2.99E+00	1.10E+01	
625				(620°C)	1.85E+00	
650					(635°C)	

1.7Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	4.61E+01	2.07E+06	1.01E+06	6.30E+09	4.53E+09	3.73E+07
425	1.04E+01	5.68E+04	9.57E+04	1.05E+08	1.73E+08	8.39E+05
450	3.38E+00	1.30E+03	6.95E+03	7.96E+05	2.20E+07	1.15E+04
475	1.22E+00	2.03E+01	7.61E+02	6.10E+04	1.08E+06	4.39E+01
500	(480°C)	3.60E+00	1.32E+02	4.43E+03	4.35E+04	4.80E+00
525		(520°C)	2.58E+01	3.35E+02	2.99E+03	(522°C)
550			6.26E+00	4.78E+01	3.15E+02	
575			1.68E+00	8.97E+00	4.13E+01	
600			(585°C)	2.08E+00	6.85E+00	
625				(613°C)	1.16E+00	
650					(627°C)	

1.75Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	3.64E+01	1.16E+06	7.36E+05	4.58E+09	3.18E+09	3.73E+07
425	8.49E+00	3.19E+04	6.96E+04	7.45E+07	1.24E+08	8.39E+05
450	2.79E+00	6.33E+02	4.99E+03	6.22E+05	1.59E+07	1.15E+04
475	1.02E+00	1.23E+01	5.83E+02	4.79E+04	7.75E+05	4.39E+01
500	(477°C)	2.53E+00	1.04E+02	3.44E+03	3.09E+04	4.80E+00
525		(516°C)	2.05E+01	2.70E+02	2.27E+03	(522°C)
550			5.02E+00	3.94E+01	2.45E+02	
575			1.35E+00	7.48E+00	3.24E+01	
600			(580°C)	1.74E+00	5.42E+00	
625				(610°C)	(624°C)	
650						

()はNegligible Creep時間 1hrにおける温度

表 3.2-5 各鋼種における Negligible Creep 時間 ($\epsilon c=0.0003\text{mm/mm}$)

1.8Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	2.93E+01	6.59E+05	5.44E+05	3.37E+09	2.26E+09	7.68E+06
425	6.98E+00	1.80E+04	5.07E+04	5.28E+07	8.90E+07	1.49E+05
450	2.33E+00	2.82E+02	3.64E+03	4.86E+05	1.16E+07	2.01E+02
475	(470°C)	7.97E+00	4.49E+02	3.79E+04	5.56E+05	1.55E+01
500		1.81E+00	8.16E+01	2.68E+03	2.22E+04	1.96E+00
525		(510°C)	1.63E+01	2.18E+02	1.75E+03	(510°C)
550			4.04E+00	3.25E+01	1.91E+02	
575			1.10E+00	6.25E+00	2.56E+01	
600			(575°C)	1.47E+00	4.32E+00	
625				(608°C)	(620°C)	
650						

1.9Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	1.91E+01	2.17E+05	3.02E+05	1.85E+09	1.16E+09	1.56E+06
425	4.75E+00	5.68E+03	2.74E+04	2.66E+07	4.68E+07	1.52E+04
450	1.61E+00	2.96E+01	2.04E+03	3.02E+05	6.24E+06	5.79E+01
475	(460°C)	3.67E+00	2.77E+02	2.39E+04	2.88E+05	6.10E+00
500		(496°C)	5.19E+01	1.64E+03	1.21E+04	(490°C)
525			1.06E+01	1.46E+02	1.05E+03	
550			2.66E+00	2.25E+01	1.19E+02	
575			(570°C)	4.40E+00	1.62E+01	
600				1.05E+00	2.78E+00	
625				(602°C)	(615°C)	
650						

2.0Sm t(hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS)	HCM12A(12Cr鋼)
400	1.27E+01	7.38E+04	1.72E+05	1.03E+09	6.10E+08	2.76E+05
425	3.28E+00	1.74E+03	1.52E+04	1.37E+07	2.53E+07	2.80E+02
450	1.14E+00	9.24E+00	1.20E+03	1.92E+05	3.42E+06	2.11E+01
475	(454°C)	1.82E+00	1.74E+02	1.53E+04	1.50E+05	2.54E+00
500		(487°C)	3.37E+01	1.02E+03	6.89E+03	(486°C)
525			7.05E+00	9.89E+01	6.45E+02	
550			1.79E+00	1.58E+01	7.50E+01	
575			(560°C)	3.15E+00	1.05E+01	
600				(595°C)	1.82E+00	
625					(608°C)	
650						

()はNegligible Creep時間 1hrにおける温度

表 3.2-6 各鋼種における Negligible Creep 時間 ($\epsilon c=0.0003\text{mm/mm}$) (3)

1.5Sm		t (hr)				
	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS案)	HCM12A(12Cr鋼)
400		2.41E+07	3.80E+06	2.37E+10	2.02E+10	1.13E+09
425		5.96E+05	3.67E+05	4.38E+08	7.19E+08	2.10E+07
450		1.75E+04	2.96E+04	2.28E+06	8.52E+07	5.41E+05
475		1.03E+03	2.47E+03	1.67E+05	4.33E+06	1.02E+04
500		(476°C)	(487°C)	1.27E+04	2.02E+05	(485°C)
525				(524°C)	9.69E+03	
550					(548°C)	
575						
600						
625						
650						

1.6Sm		t (hr)				
	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS案)	HCM12A(12Cr鋼)
400		6.84E+06	1.92E+06	1.21E+10	9.39E+09	1.90E+08
425		1.82E+05	1.85E+05	2.13E+08	3.47E+08	4.20E+06
450		4.95E+03	1.40E+04	1.33E+06	4.27E+07	9.65E+04
475		(460°C)	1.33E+03	9.96E+04	2.14E+06	(466°C)
500			(478°C)	7.44E+03	9.11E+04	
525				(518°C)	5.27E+03	
550					(543°C)	
575						
600						
625						
650						

1.7Sm		t (hr)				
	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS案)	HCM12A(12Cr鋼)
400		2.07E+06	1.01E+06	6.30E+09	4.53E+09	3.73E+07
425		5.68E+04	9.57E+04	1.05E+08	1.73E+08	8.39E+05
450		1.30E+03	6.95E+03	7.96E+05	2.20E+07	1.15E+04
475		(451°C)	(470°C)	6.10E+04	1.08E+06	(460°C)
500				4.43E+03	4.35E+04	
525				(514°C)	2.99E+03	
550					(536°C)	
575						
600						
625						
650						

1.75Sm		t (hr)				
	2.25Cr-1Mo鋼板(BDS)	改良9Cr-1Mo鋼(98DDS案)	SUS304鋼(BDS)	SUS316鋼(BDS)	316FR鋼(98DDS案)	HCM12A(12Cr鋼)
400		1.16E+06	7.36E+05	4.58E+09	3.18E+09	3.73E+07
425		3.19E+04	6.96E+04	7.45E+07	1.24E+08	8.39E+05
450		(447°C)	4.99E+03	6.22E+05	1.59E+07	1.15E+04
475			(468°C)	4.79E+04	7.75E+05	(460°C)
500				3.44E+03	3.09E+04	
525				(512°C)	2.27E+03	
550					(534°C)	
575						
600						
625						
650						

() は Negligible Creep 時間 1000hr における温度

表 3.2-7 各鋼種における Negligible Creep 時間 ($\epsilon c=0.0003\text{mm/mm}$) (4)

1.8Sm t (hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板 (BDS)	改良9Cr-1Mo鋼 (98DDS案)	SUS304鋼 (BDS)	SUS316鋼 (BDS)	316FR鋼 (98DDS案)	HCM12A (12Cr鋼)
400		6.59E+05	5.44E+05	3.37E+09	2.26E+09	7.68E+06
425		1.80E+04	5.07E+04	5.28E+07	8.90E+07	1.49E+05
450		(442°C)	3.64E+03	4.86E+05	1.16E+07	(444°C)
475			(465°C)	3.79E+04	5.56E+05	
500				2.68E+03	2.22E+04	
525				(510°C)	1.75E+03	
550					(530°C)	
575						
600						
625						
650						

1.9Sm t (hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板 (BDS)	改良9Cr-1Mo鋼 (98DDS案)	SUS304鋼 (BDS)	SUS316鋼 (BDS)	316FR鋼 (98DDS案)	HCM12A (12Cr鋼)
400		2.17E+05	3.02E+05	1.85E+09	1.16E+09	1.56E+06
425		5.68E+03	2.74E+04	2.66E+07	4.68E+07	1.52E+04
450		(432°C)	2.04E+03	3.02E+05	6.24E+06	(436°C)
475			(454°C)	2.39E+04	2.88E+05	
500				1.64E+03	1.21E+04	
525				(505°C)	1.05E+03	
550					(526°C)	
575						
600						
625						
650						

2.0Sm t (hr)

	2.25Cr-1Mo鋼板 (BDS)	改良9Cr-1Mo鋼 (98DDS案)	SUS304鋼 (BDS)	SUS316鋼 (BDS)	316FR鋼 (98DDS案)	HCM12A (12Cr鋼)
400		7.38E+04	1.72E+05	1.03E+09	6.10E+08	2.76E+05
425		1.74E+03	1.52E+04	1.37E+07	2.53E+07	(420°C)
450		(426°C)	1.20E+03	1.92E+05	3.42E+06	
475			(452°C)	1.53E+04	1.50E+05	
500				1.02E+03	6.89E+03	
525				(501°C)	(520°C)	
550						
575						
600						
625						
650						

() は Negligible Creep 時間 1000hr における温度

表 3.2-8 316 鋼温度と S m 値

	(MPa)										
	550°C	545°C	540°C	535°C	530°C	525°C	520°C	515°C	510°C	505°C	500°C
S _m	95	95	95	95	95	95	95	95	96	96	96
1.5S _m	142.5	142.5	142.5	142.5	142.5	142.5	142.5	142.5	144	144	144
1.6S _m	152	152	152	152	152	152	152	152	153.6	153.6	153.6
1.7S _m	161.5	161.5	161.5	161.5	161.5	161.5	161.5	161.5	163.2	163.2	163.2
1.75S _m	166.3	166.3	166.3	166.3	166.3	166.3	166.3	166.3	168	168	168
1.8S _m	172	172	172	172	172	172	172	172	172.8	172.8	172.8
1.9S _m	180.5	180.5	180.5	180.5	180.5	180.5	180.5	180.5	182.4	182.4	182.4
2.0S _m	190	190	190	190	190	190	190	190	192	192	192

表 3.2-9 316FR 鋼における応力緩和を考慮したクリープひずみ発生時間

($\epsilon_c=0.0003\text{mm/mm}$, $\alpha_c=1$, $\alpha_R=1$, $q=3$)

初期応力 ($\times S_m$)	550°C	545°C	540°C	535°C	530°C	525°C	520°C	515°C	510°C	505°C	500°C
1.5	1650	2500	4130	6630	11290	19560	36090	71310	131720	276440	556480
1.6	930	1375	2120	3530	5840	9880	17520	32040	56440	117630	247540
1.7	510	780	1270	1960	3380	5540	8990	15850	26120	51840	110060
1.75	385	596	935	1481	2390	3910	6590	11420	18440	35430	73840
1.8	290	432	683	1070	1710	2778	4620	7880	13280	24770	50070
1.9	180	287	425	670	1064	1706	2800	4670	8180	12820	24340
2	112	170	263	407	640	1020	1685	2700	4070	7030	12740

表 3.2-10 316FR 鋼における緩和を考慮した 1000 時間以上の Negligible Creep を与える条件

($\epsilon_c=0.0003\text{mm/mm}$, $\alpha_c=1$, $\alpha_R=1$, $q=3$)

温度	550°C	545°C	540°C	535°C	530°C	525°C	520°C	515°C	510°C	505°C	500°C
初期応力 (MPa)	1.5S _m	1.6S _m	1.7S _m	1.8S _m	1.9S _m	2S _m	2S _m	2.1S _m	2.2S _m	2.3S _m	2.4S _m
時間(hr)	1650	1375	1270	1070	1064	1020	1685	1613	1490	1470	1525

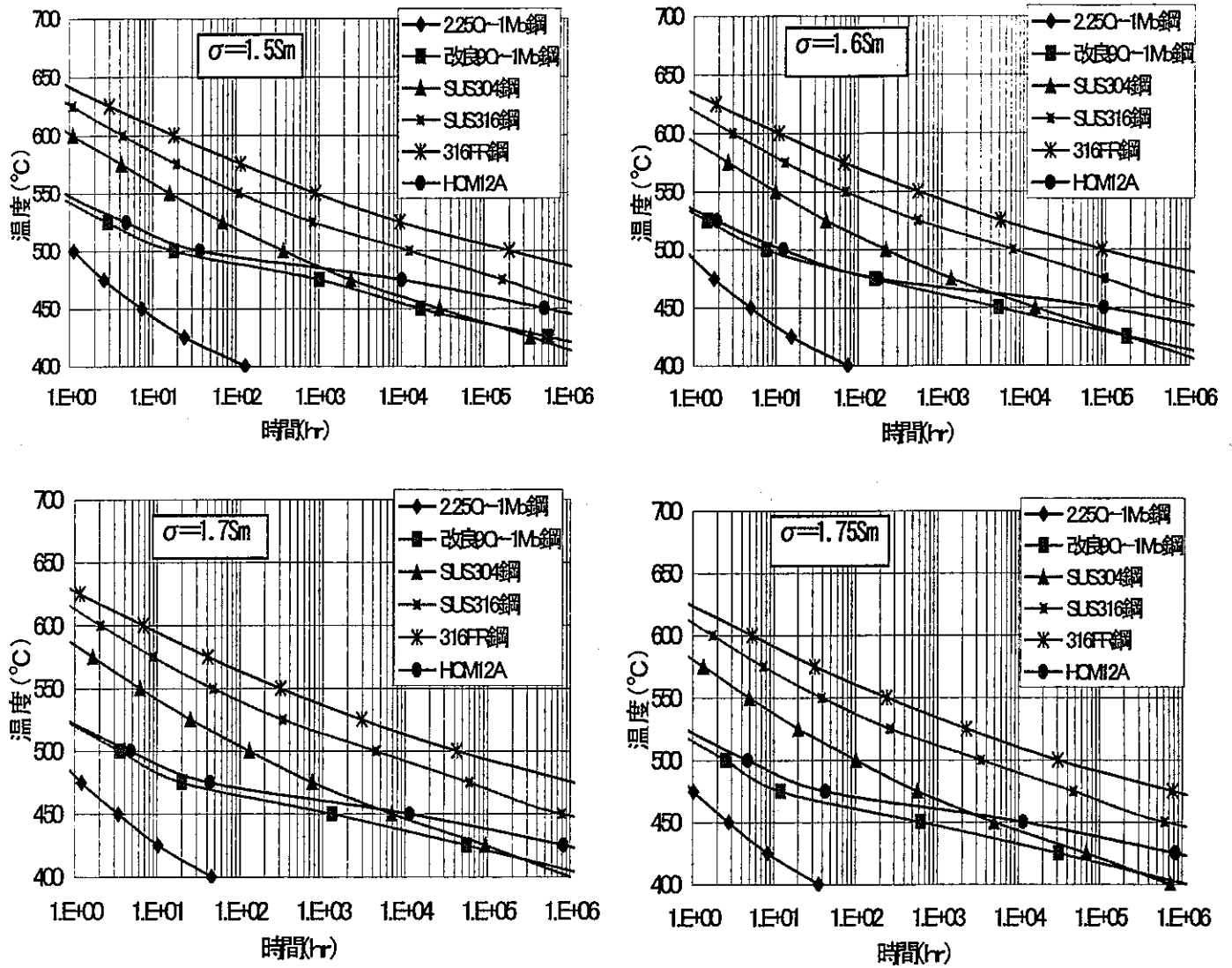


図 3.2-1 各鋼種におけるNC (Negligible Creep) カーブ (1)

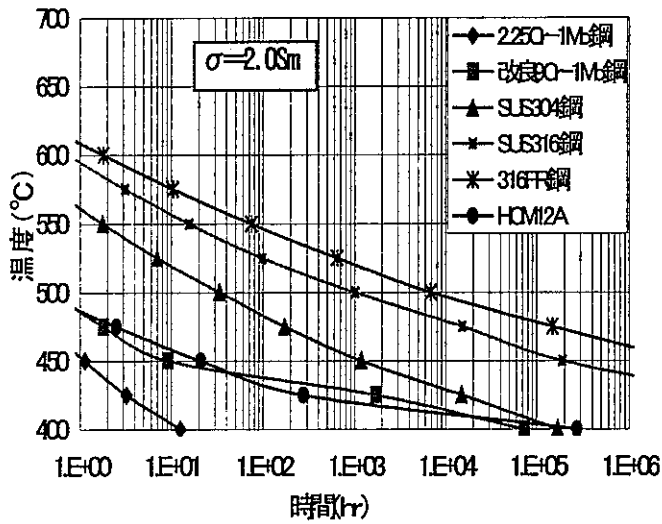
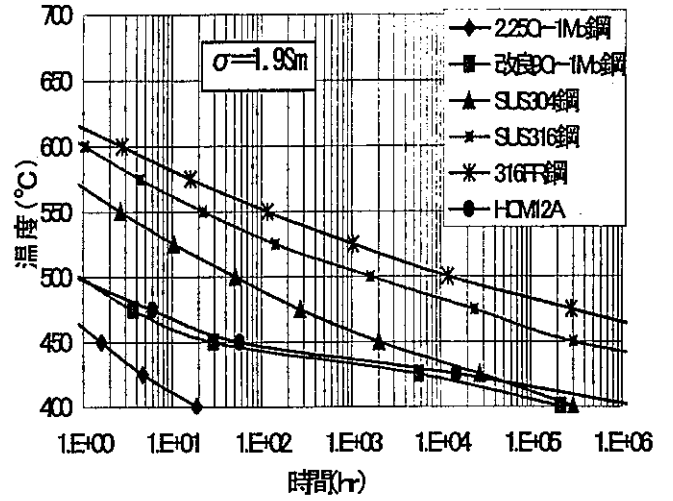
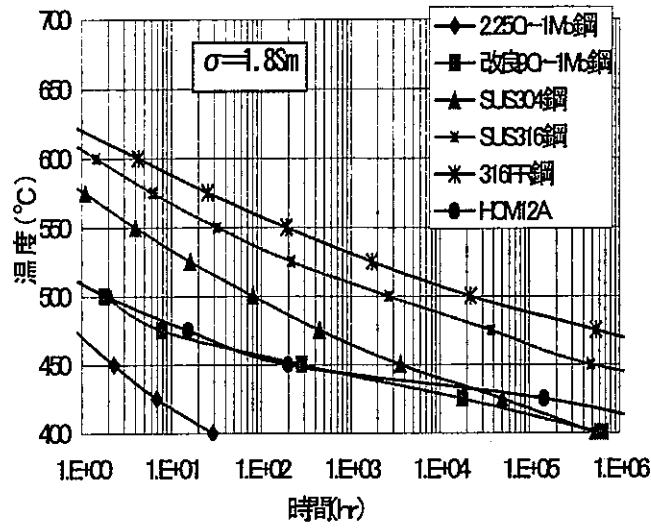
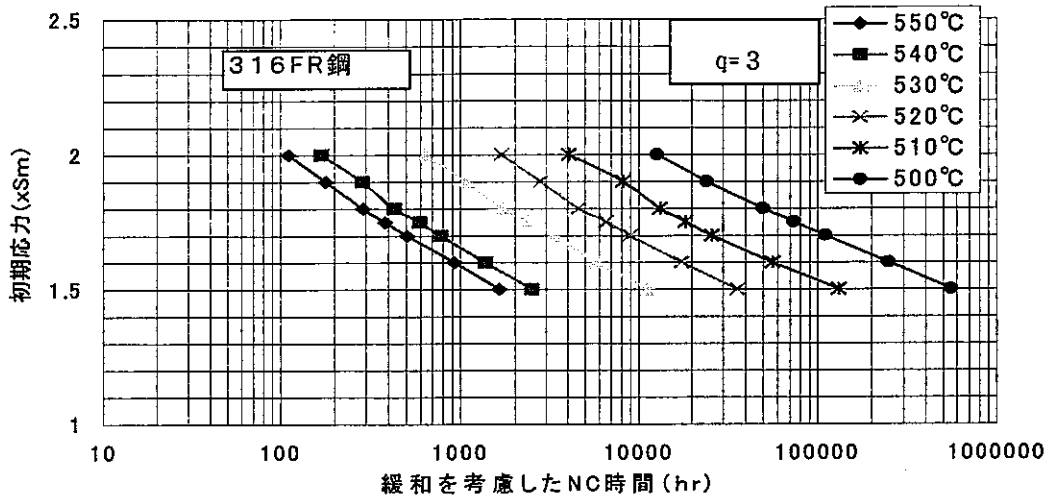
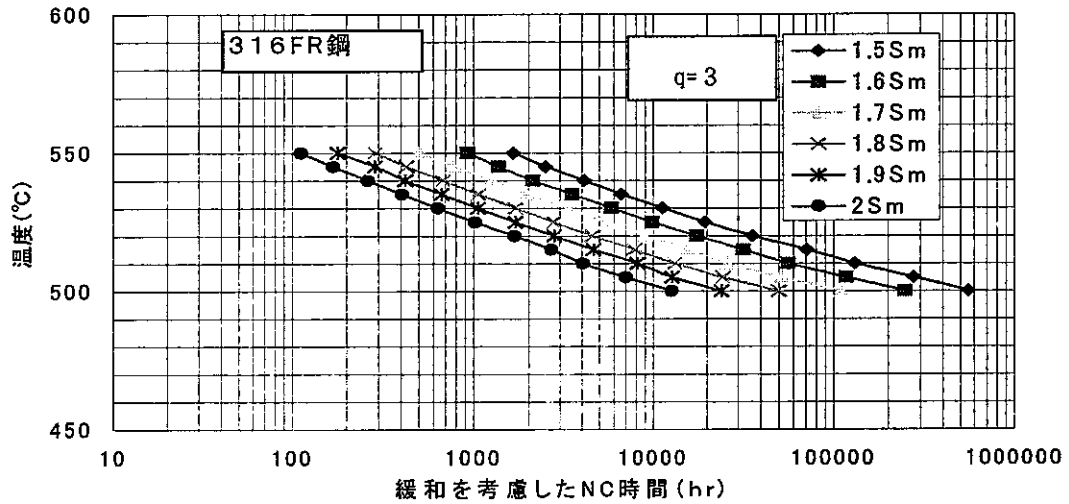


図 3.2-2 各鋼種におけるNC (Negligible Creep) カーブ (2)



(a) 初期応力との関係



(b) 温度との関係

図 3.2-3 316FR鋼の応力緩和を考慮したNC (Negligible Creep) カーブ

3.2.3 NC (Negligible Creep) カーブ採用に伴う課題の整理

実用化構造設計基準(FDS)においてNCカーブを採用し合理的にクリープ領域を設定する場合の、(1) 他基準との取合い・基準体系に係る課題、(2) NCカーブの適用範囲/適用方法・妥当性に関する課題を抽出し、その対応方法について、以下のとおり纏めた。

3.2.3.1 他基準との取合い・基準体系に係る課題

(1) 基準体系に係る課題検討の前提

a. 従来的高温構造設計基準との整合性

平成17年度までの本研究フェーズⅡにおいては、FDSを従来的高温構造設計BDS/DDSの延長上の基準と位置付けて基準化を目指すこととし、この方針に基づきNCカーブ適用についても検討することとする。BDS/DDSは原則的に高温領域に対する規定であった。FDSでは、NCカーブの採用により告示で規定した温度以上に対しても、クリープ設計領域と非クリープ設計領域を区分化することになる。この区分化は材料毎に行うこととし、NCカーブ(表または図で提示)により区分する。クリープ設計領域は従来(告示)のように温度のみにより設定するのではなく、温度と時間の組合せにより与える。

b. 従来低温構造設計基準(告示)体系との整合性

将来的には、低温(非クリープ領域)設計基準(現状告示)と高温(クリープ領域)設計基準(現状DDS)が一体化され、室温から高温まで1つの基準体系となるのが望ましい。このため、将来、告示/JSME相当に扱われるようになる場合に備え、適用課題を明確にしておく。

(2) BDS/DDSへのNCカーブ採用による課題と方針

NCカーブ採用により考慮すべき項目と、現時点でのBDS/DDSへの採用に対する対応方針案を示す。

a. 許容値策定方法

BDS/DDSとも現状のまま、NCカーブ導入により許容値策定方法の変更はしない。

b. 材料強度基準

NCカーブ(表及び図)はFDS本文及び付録に記載し、材料強度基準等には含めない。

c. クリープ破断式及びクリープ式の適用範囲

NCカーブは温度だけではなく、時間が関係してくる。現状でのクリープ式の適用範囲

は温度と応力を制限している。NCカーブにより、同じ温度でも時間によりクリープ領域と非クリープ領域がでてくるが、現状の特性式には時間に対する適用範囲は規定していないので特性式表示は現状のままとしておく。

d. クリープ疲労損傷

NCカーブの採用により、従来基準BDS/DDSに基づき実施されていたクリープ疲労評価の適用範囲がクリープ域に限定される。クリープ疲労評価の方法について、FDSの条文にてその考え方を示す。

3.2.3.2 NCカーブの適用範囲・適用方法、妥当性に関する課題

(1) NCカーブの適用範囲・適用方法

NCカーブの適用範囲は、第3.2.2項でも示したように、現時点では下記のように考える。

a. 1次及び2次応力に対する適用

- ・対象材料 : 2.25Cr-1Mo 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼、12Cr 鋼 (HCM12A)、SUS304 鋼、SUS316 鋼、316FR 鋼
- ・適用上・下限温度 : 1000 時間における適用限界温度及び現状クリープ特性式記載値の小さい方の値
- ・適用下限応力 : 現状クリープ特性式記載値
- ・適用上限応力 : $2.0S_m$
- ・適用最少時間 : 1000 時間

b. 長期1次応力が低い場合の2次応力のみに対する適用

- ・対象材料 : (今年度は 316FR 鋼のみ検討)
- ・適用上・下限温度 : 1000 時間における適用限界温度及び現状クリープ特性式記載値の小さい方の値
- ・適用下限応力 : 現状クリープ特性式記載値
- ・適用上限応力 : $2.0S_m$
- ・適用最少時間 : 1000 時間

(2) NCカーブ適用における設計許容値の考え方

現在与えているNCカーブは各材料のクリープ挙動の平均値を用いて策定したものである。この平均挙動を表わしてNCカーブを設計に採用する場合、設計裕度の取扱いをどのよう

に考えるかを示しておく必要がある。これは非弾性解析指針及びクリープ疲労評価におけるクリープ損傷算出方法と関連して、今後検討する必要がある。

(3) NCカーブとクリープ疲労損傷との関係

NCカーブ策定においては、 0.0003mm/mm 以下のクリープひずみはNegligibleとしている。一方、従来のクリープ疲労損傷評価においては、時間損傷則及び延性消費則いずれも負荷応力に対応する時間、ひずみ量で評価を行っている。今後、NCカーブ導入に伴い、クリープ疲労評価におけるクリープ損傷とNCひずみとの関連を両者の相当ひずみ若しくは相当損傷で定量的に関連付けておくことが重要であり、次年度に検討を行う。

3.3 1次応力の影響評価法の整備

3.3.1 1次応力と弾性追従係数の関係の整理

本検討は、高速増殖炉機器において長期1次応力が高めの場合について、弾性解析に基づく適切な評価手法を整備することを目的としている。この目的のため、1次応力と弾性追従係数 q の関係を整理すべく、片持ちはりモデルを用いて弾性クリープ解析により種々の1次応力に対する応力緩和挙動を求め、 $1/3 S_g$ を超える1次応力に対して評価上包絡可能な q を検討した。

(1) 解析条件

a. 解析モデル

解析モデルを図 3.3-1 に示す。

b. 材料物性等

材料は SUS304 鋼及び 316FR 鋼とし、温度条件を各々 525℃及び 550℃とした。材料特性は表 3.3-1 に示すとおりである。

c. 荷重条件

荷重は、軸方向に引張荷重 F (1次膜応力)、鉛直方向に強制変位 δ (2次曲げ応力)を負荷する。荷重条件は、表 3.3-2 に示すとおりである。

初期応力は、BDS/DDSによる評価と同様に、全ケースで 141.71MPa で一定とした。

d. 弾性追従係数 q

弾性追従係数については、1次応力が高い場合の検討を行うことから、DDSの基準値が $q=3$ であることを踏まえ、これより高い側に $q=3, 5, 7, 10, 15$ とした。

(2) 解析結果

解析で得られた応力緩和曲線を、図 3.3-2 に示す。図 3.3-2 では、(a)及び(b)にそれぞれ SUS304 鋼及び 316FR 鋼に対する解析結果を示している。図 3.3-2 に示すように、解析結果においては、SUS304 鋼及び 316FR 鋼ともに、初期の応力緩和において応力のピークがみられている。また、SUS304 鋼については、1万時間以降において応力が時間とともに増加する現象が見られている。この現象について、追加検討を実施し、その原因等を検討した。

(3) 応力緩和挙動の確認検討

図 3.3-2 でみられた応力緩和挙動に対して、以下の検討を実施した。

a. 解析結果のクロスチェック

(a) 検討目的

タイムステップの不適切さなど解析上の問題でないことを確認するため、解析コード及びタイムステップを変更して、解析結果の妥当性を確認する。解析コードに関しては FINAS と ADINA について比較検討するとともに、タイムステップは、応力の緩和量 $\Delta\sigma$ が 1MPa 以下となるように設定した。

(b) 検討結果

解析結果を図 3.3-3 に示す。応力緩和挙動は FINAS、ADINA の場合いずれも同様であり、解析コード及びタイムステップを変更しても、短時間側で応力のピークが見られるとともに、長時間側で応力が増加する傾向となった。これらの結果から、解析上の問題で生じたものではないと考えられる。

b. 1次応力と2次応力単独での緩和挙動の確認

(a) 検討目的

1次応力と2次応力単独での緩和挙動を個別に確認することで、応力の種類(1次応力及び2次応力)による応力緩和挙動への影響を確認する。

(b) 検討結果

解析結果を図 3.3-4 に示す。1次応力及び2次応力単独の場合には、応力緩和挙動にピーク等は現れておらず、1次応力と2次応力を組合せた場合にのみピークが現れている。

c. α_c の影響の確認

(a) 検討目的

クリープひずみ式における設計係数 α_c は、材料特性のばらつきを考慮して設計最小値は 3 とされている。一方、 $\alpha_c=3$ の場合には、実験での応力緩和の初期挙動をよく模擬できる。これまでの解析では $\alpha_c=1$ (平均値) としているため、 $\alpha_c=1$ と $\alpha_c=3$ の結果を比較してその影響を確認する。

(b) 検討結果

解析結果を図 3.3-5 に示す。応力緩和挙動でのピークの時刻は異なるものの、 $\alpha_c=1$ と $\alpha_c=3$ では応力緩和挙動に大きな差はない。この結果、 α_c による挙動への影響はないと考えられる。

d. クリープひずみ式の影響の検討

(a) 検討目的

一般的なクリープひずみ式である Norton 則を用いた解析を行い、Blackburn 型クリープひずみ式との比較によりクリープひずみ式による応力緩和挙動への影響を確認する。

(b) 検討結果

Norton 則の係数は、図 3.3-5 に示すように、所定の応力(122MPa を選定)に対して Blackburn 型クリープひずみ式に最小 2 乗法で Norton 則をフィッティングして設定した。また、 $\epsilon_c = A \times \sigma^\alpha \times t^\beta$ の式で表される Norton 則に対して、係数 A は 1×10^{-9} で固定し、応力の係数 α と時間の係数 β をフィッティングにより求めた。

解析結果を図 3.3-6 に示す。Norton 則では短時間側と長時間側で α 及び β の値が異なるため、両者を用いて解析を行った。両者ともに Blackburn 型で見られたような応力のピークはみられなかった。

e. 検討結果

上記 a～d に示した結果より、(3)に記した応力緩和挙動におけるピークは以下のように考えられる。

- ① 解析コード及びタイムステップを変更した解析でも同様の結果が得られており、計算上の問題により発生した現象ではないと考えられる。
- ② αc の値を変更した場合でも同様の傾向が見られ、 αc の影響ではない。
- ③ Norton 則を用いた場合には応力緩和挙動におけるピークは見られず、Blackburn 型クリープひずみ式を用いた場合に特有の現象と考えられる。

以上の結果、Blackburn 型のクリープひずみ式は、ナトリウム冷却炉の使用条件に対して作成されたものであり、1 次応力高の条件への適用には課題があると考えられる。このため、SUS304 鋼及び 316FR 鋼について、Norton 則を用いた検討を実施することとした。

(4) 1 次応力と弾性追従係数の関係の整理

(3)までに示した検討に基づき、クリープひずみ式に Norton 則を用いて、応力緩和挙動の解析を実施し、1 次応力と弾性追従係数の関係を整理した。なお、応力緩和挙動に対するクリープひずみ式の影響は、1 次応力が高い側でみられていることから、0.7Sy 以上の 1 次応力に対して Norton 則を適用するものとした。

a. 解析条件

解析モデルや荷重条件等の解析条件は、(2) a～d と同様である。ただし、クリープひずみ式については表 3.3-3 に示す通りであり、1 次応力が 0.5Sy 以下の場合には応力緩和挙動へのクリープひずみ式の影響は小さいことから、Blackburn 型を用いている。1 次応力が 0.7Sy 以上の場合に対しては、Norton 則を用いることとし、応力及び時間の係数は(4) d と同様の方法により設定している。この係数については、応力への依存性があるため、1 次応力に応じて求めるものとした。また、すべて長時間側でフィッティングした場合の係数を用いるものとした。図 3.3-7 に、SUS304 鋼及び 316FR 鋼の Norton 則でのフィッティング結果を示す。

b. 解析結果

解析で得られた応力緩和曲線を、図 3.3-8～9 に示す。

(a) SUS304 鋼に対する解析結果

図 3.3-10～11 及び表 3.3-4 に、解析結果に基づいて各弾性追従係数で包絡可能な 1 次応力を求めた結果を示す。

1 次応力が 0.5Sy 程度までであれば、応力緩和挙動は $q=3$ の応力緩和曲線で包絡可能であり、現行基準での $q=3$ の規定で評価可能である。一方、1 次応力が 0.7Sy 以上では応力緩和挙動は $q=3$ では包絡できず、クリープ時間が 3×10^5 時間の場合には、それぞれ $q=6$ 、10、15 程度の大きな弾性追従係数を考慮する必要がある。

なお、1 次応力が高い場合、ある程度の応力まで緩和した後は、クリープが支配的となる。このため、応力水準 S_g を適切に設定すれば、弾性追従係数はより小さな値を適用することが可能である。

(b) 316FR 鋼に対する解析結果

図 3.3-12～13 及び表 3.3-4 に、解析結果に基づいて各弾性追従係数で包絡可能な 1 次応力を求めた結果を示す。

316FR 鋼の場合には、SUS304 鋼に比べて高温特性に優れることから、相対的に弾性追従係数は小さくなっている。1 次応力が 0.5Sy までは、現行基準の $q=3$ で十分に包絡可能であり、本解析の結果によれば 0.7Sy 程度までは $q=3$ で包絡できる見通しがある。

1 次応力が 0.8～0.9Sy 程度になると、 $q=4 \sim 5$ 程度の弾性追従係数を考慮する必要があるが、多少の 1 次応力の増加に対しては $q=3$ を考慮しておけば十分と考えられる。

表 3.3-1 材料物性等

材 質	SUS304 鋼	316FR 鋼
温 度	525 °C	550 °C
ヤング率 E	155,926 MPa	154,000 MPa
ポアソン比 ν	0.304	0.305
降伏応力 Sy	107.87 MPa	105 MPa
クリープ時間	3.0×10^5 h	3.0×10^5 h
クリープひずみ式 及びクリープ破断式	添付図参照	添付図参照

表 3.3-2 荷重条件

ケース No.	SUS304 鋼		316FR 鋼		初期応力 (MPa)
	引張荷重(N) (1次膜応力 (MPa))	強制変位(mm) (2次曲げ応力 (MPa))	引張荷重(N) (1次膜応力 (MPa))	強制変位(mm) (2次曲げ応力 (MPa))	
1	29,946 ($\sigma=33.3$) (1/3Sg 相当)	1.39 ($\sigma=108.4$)	28,350 ($\sigma=31.5$) (0.3Sy 相当)	1.43 ($\sigma=110.2$)	141.7
2	48,543 ($\sigma=53.9$) (0.5Sy 相当)	1.13 ($\sigma=87.8$)	47,250 ($\sigma=52.5$) (0.5Sy 相当)	1.16 ($\sigma=89.2$)	141.7
3	67,960 ($\sigma=75.5$) (0.7Sy 相当)	0.85 ($\sigma=66.2$)	66,150 ($\sigma=73.5$) (0.7Sy 相当)	0.89 ($\sigma=68.2$)	141.7
4	77,669 ($\sigma=86.3$) (0.8Sy 相当)	0.71 ($\sigma=55.4$)	75,600 ($\sigma=84.0$) (0.8Sy 相当)	0.75 ($\sigma=57.7$)	141.7
5	87,377 ($\sigma=97.1$) (0.9Sy 相当)	0.57 ($\sigma=44.6$)	85,050 ($\sigma=94.5$) (0.9Sy 相当)	0.61 ($\sigma=47.2$)	141.7

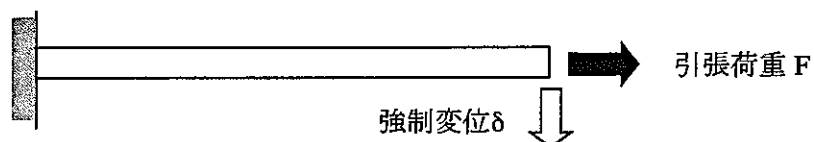


表 3.3-3 一次応力レベルと包絡可能な弾性追従係数

	1 次応力 [MPa]	弾性追従係数 (SUS304 鋼)*1	弾性追従係数 (316FR 鋼)*1
クリープ時間 1×10 ⁵ hr	1/3Sg	3 (—)	—
	0.3Sy	—	3 (—)
	0.5Sy	3 (1.6)	3 (—)
	0.7Sy	4.2	3 (1.8)
	0.8Sy	6.1	3 (2.9)
	0.9Sy	11.2	3.9
クリープ時間 2×10 ⁵ hr	1/3Sg	3 (—)	—
	0.3Sy	—	3 (—)
	0.5Sy	3 (2.5)	3 (—)
	0.7Sy	4.9	3 (2.6)
	0.8Sy	8.2	3.5
	0.9Sy	13.9	4.5
クリープ時間 3×10 ⁵ hr	1/3Sg	3 (—)	—
	0.3Sy	—	3 (—)
	0.5Sy	3 (2.8)	3 (1.1)
	0.7Sy	5.6	3.0
	0.8Sy	9.9	3.9
	0.9Sy	15.2	4.9

*1) ()内の値は、解析の結果を用いて外挿により求めた値を示す(現行基準の q=3 で包絡される場合を示す)。

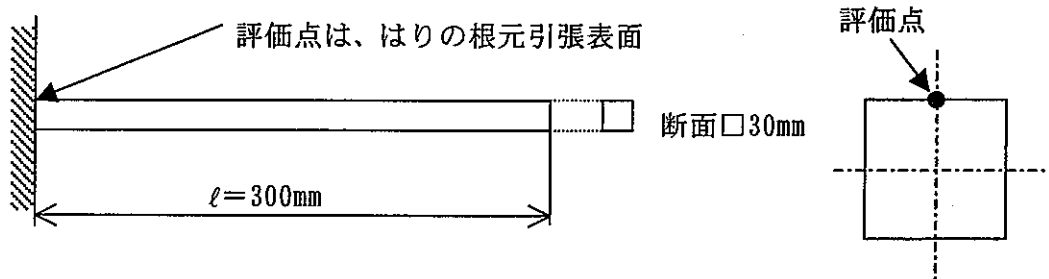
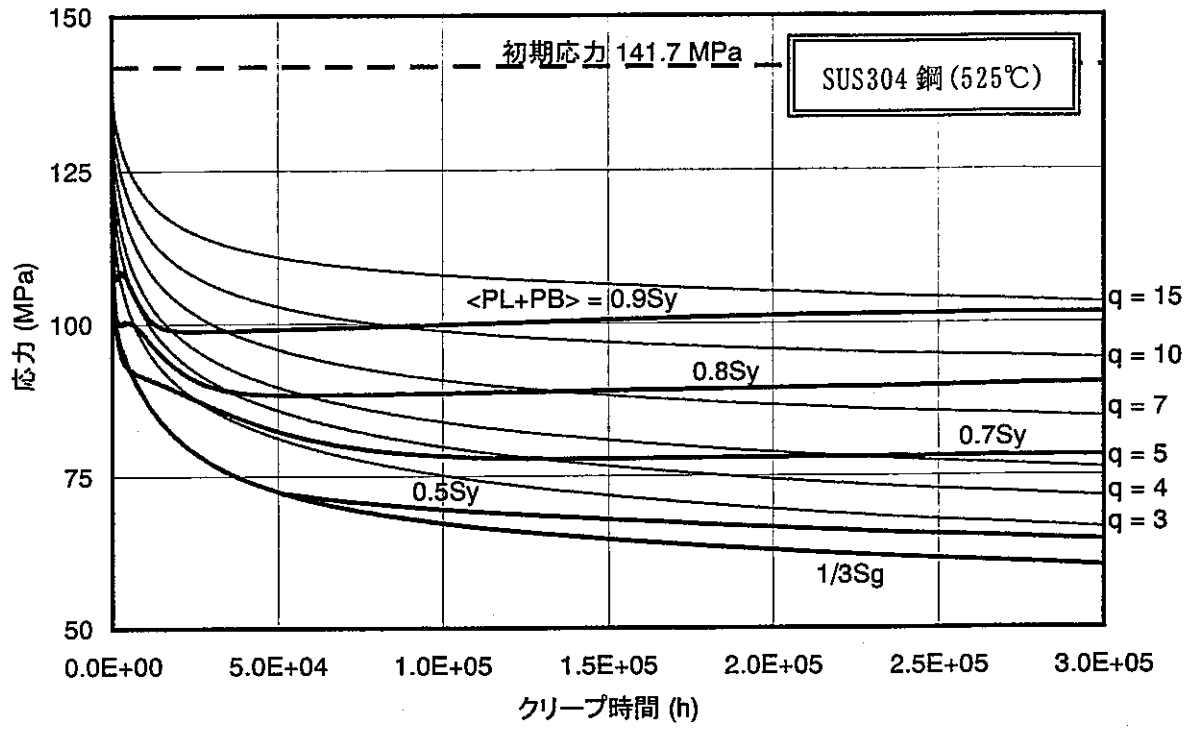
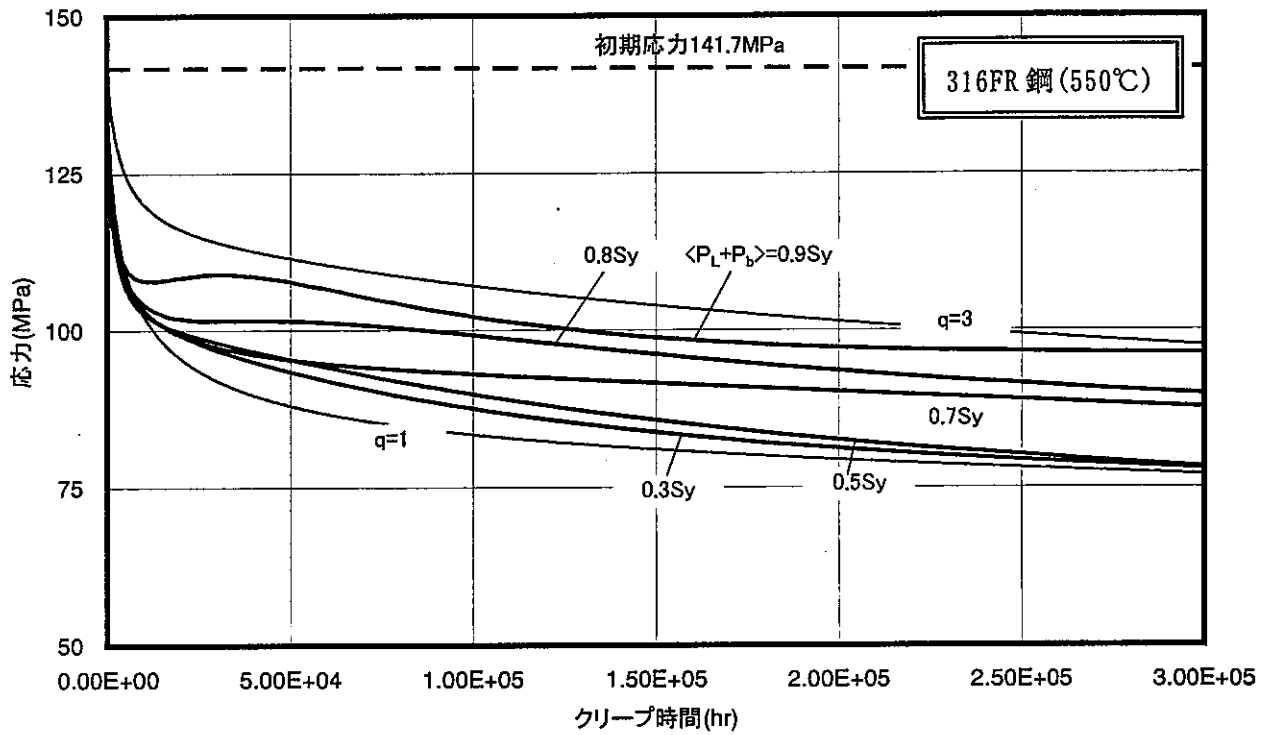


図 3.3-1 解析モデル

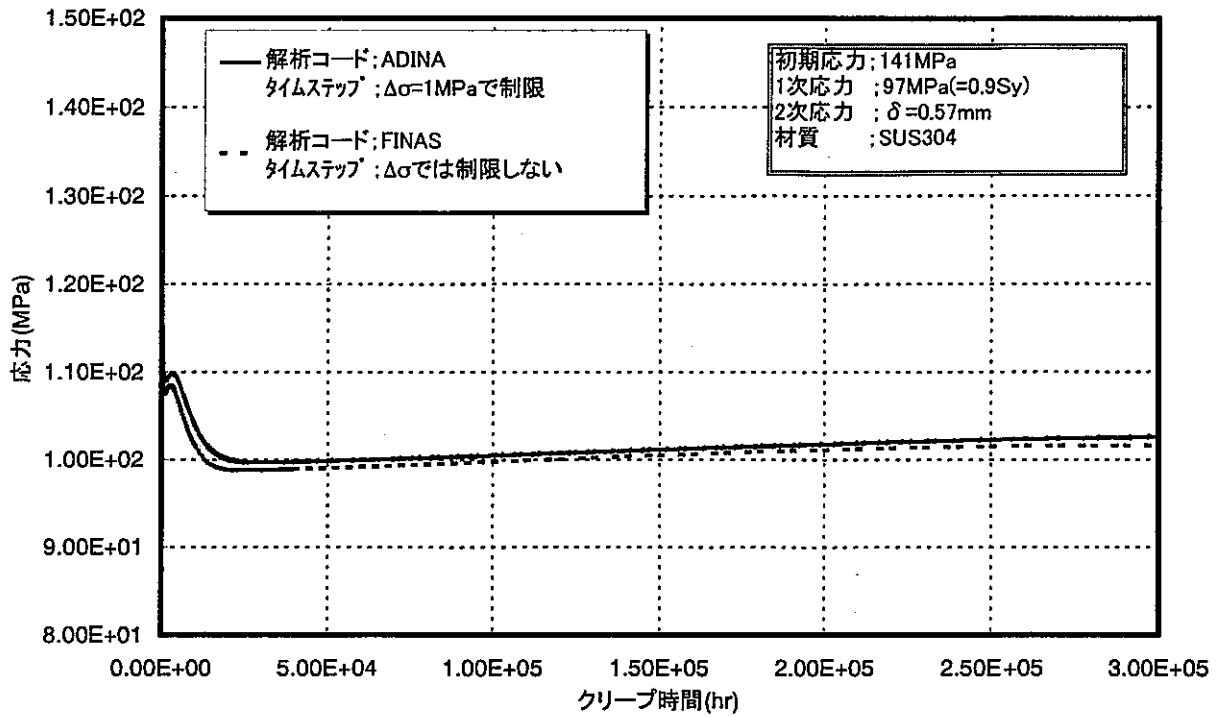


(a) SUS304 鋼に対する解析結果 (525°C)

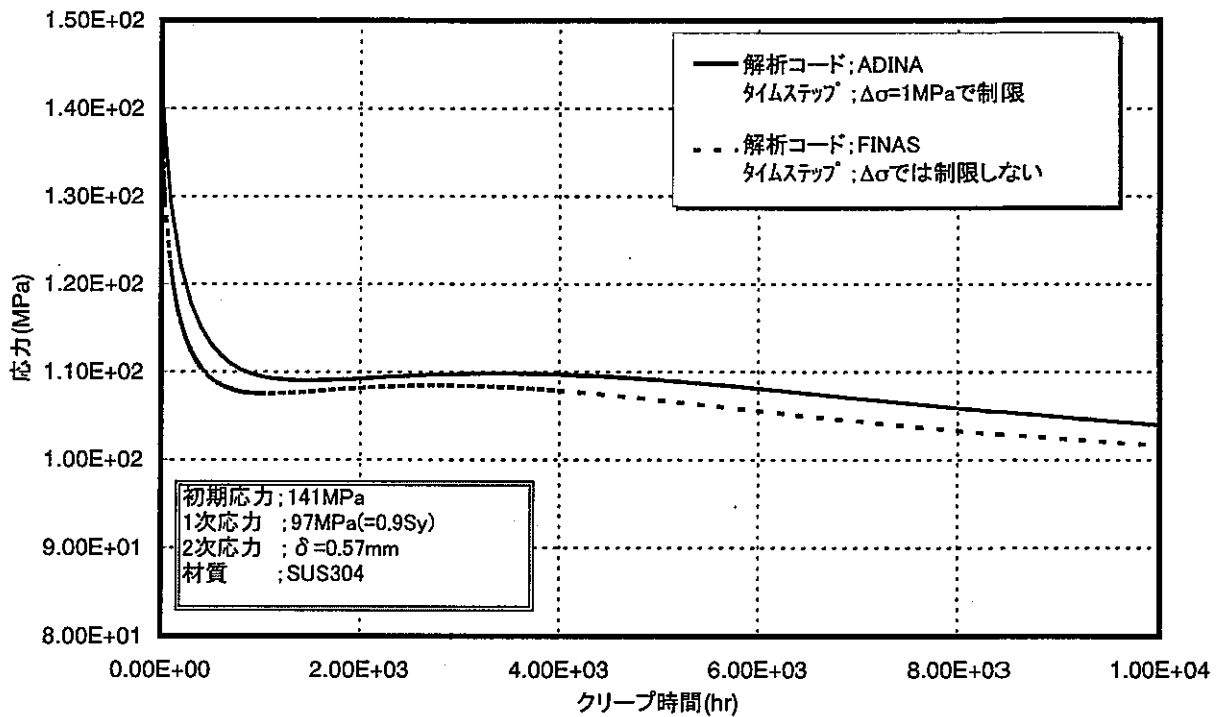


(b) 316FR 鋼に対する解析結果 (550°C)

図 3.3-2 解析結果と各弾性追従係数での応力緩和曲線

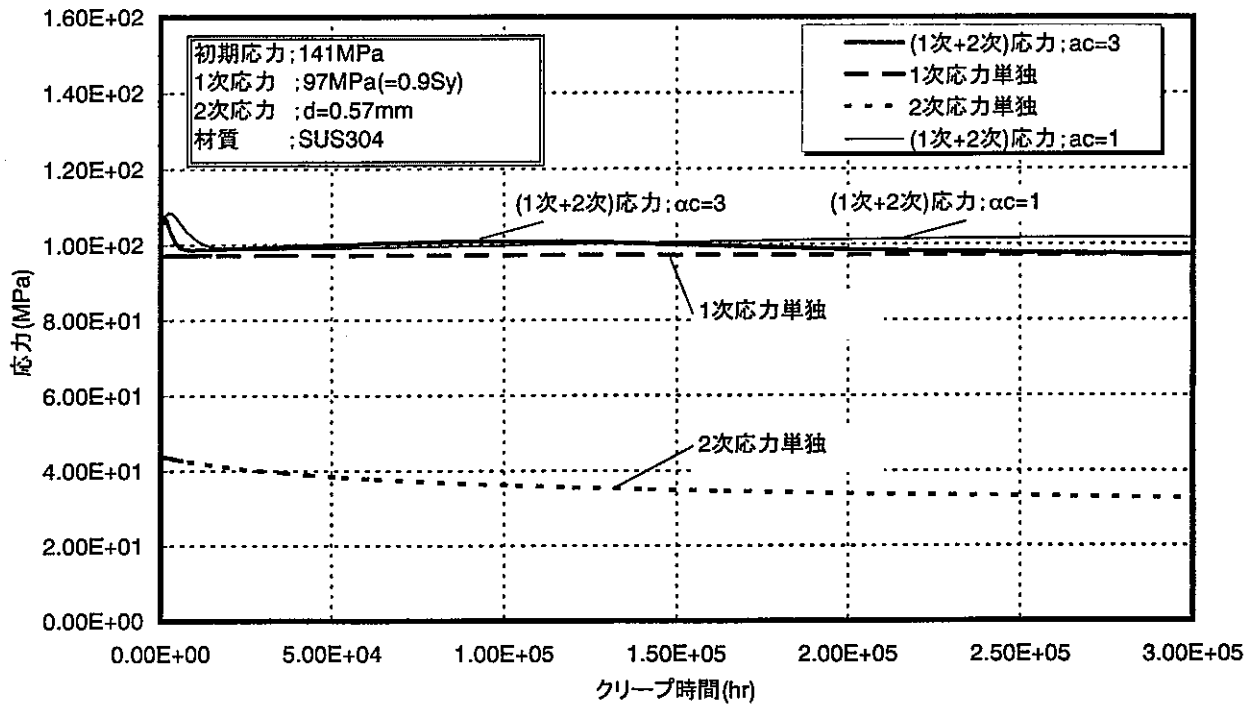


(a) 応力緩和挙動の比較(クリープ時間; $0 \sim 3 \times 10^5$ 時間)

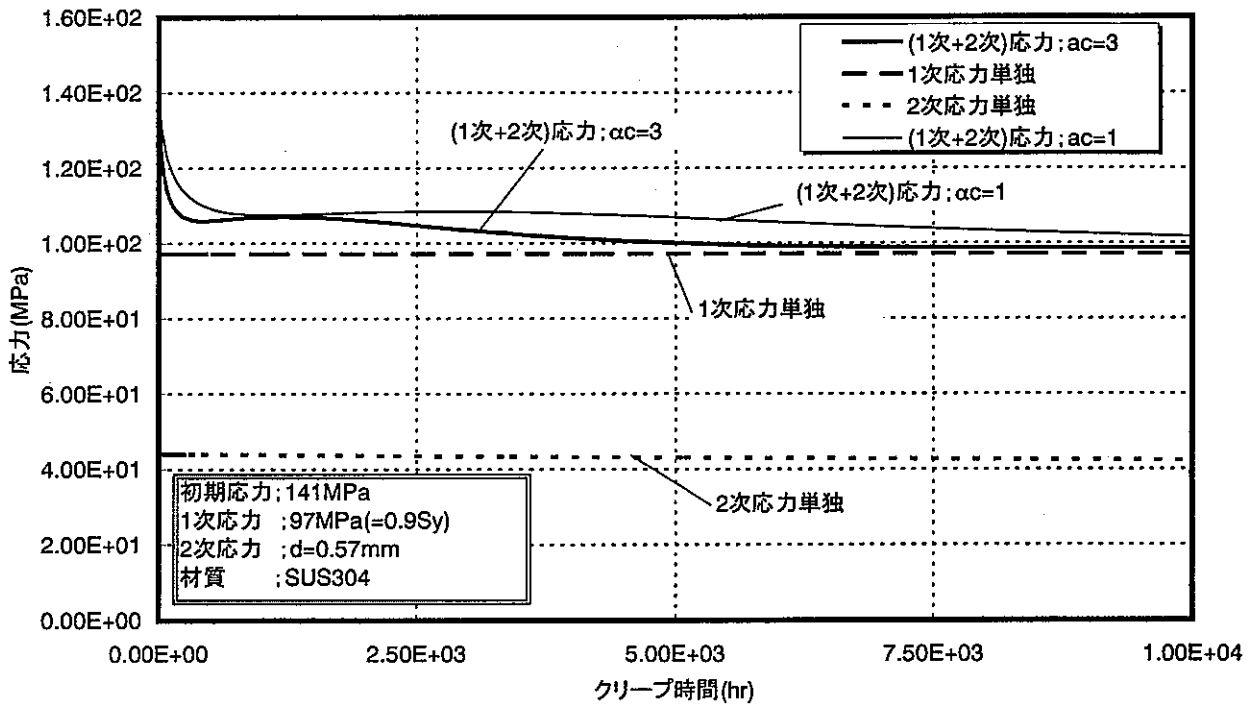


(b) 応力緩和挙動の比較(クリープ時間; $0 \sim 1 \times 10^4$ 時間を拡大)

図 3.3-3 解析結果のクロスチェック結果

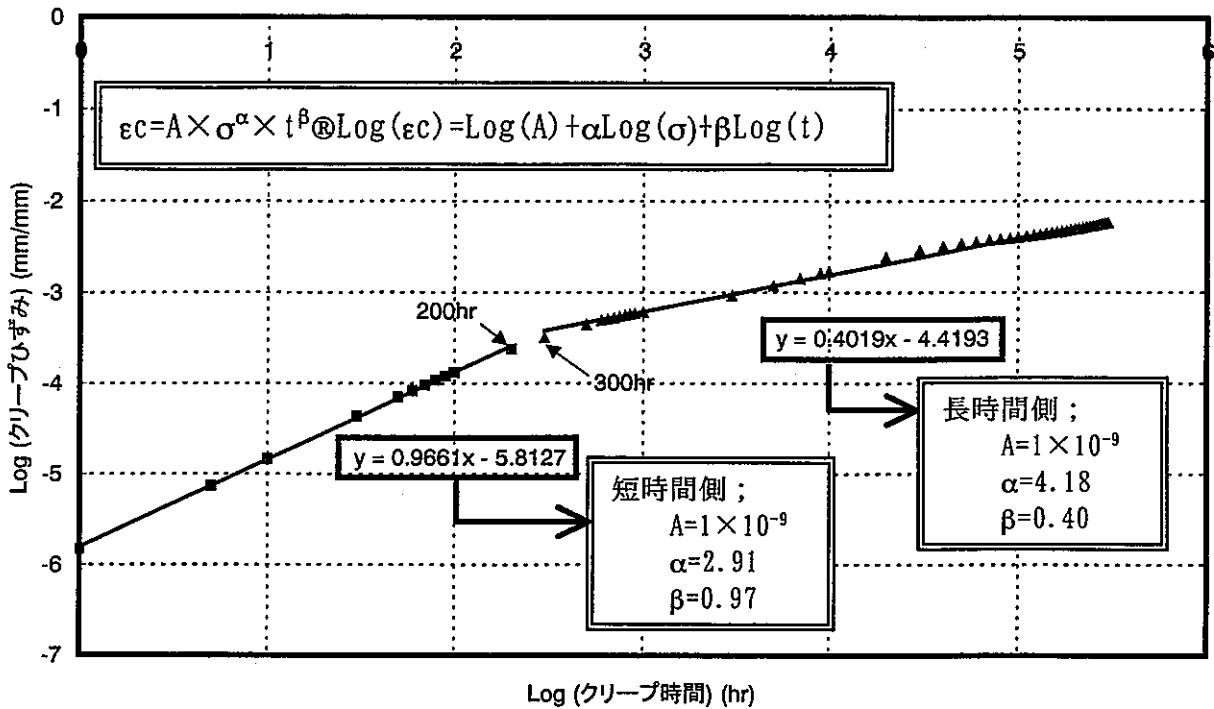


(a) 応力緩和挙動の比較(クリープ時間; $0 \sim 3 \times 10^5$ 時間)

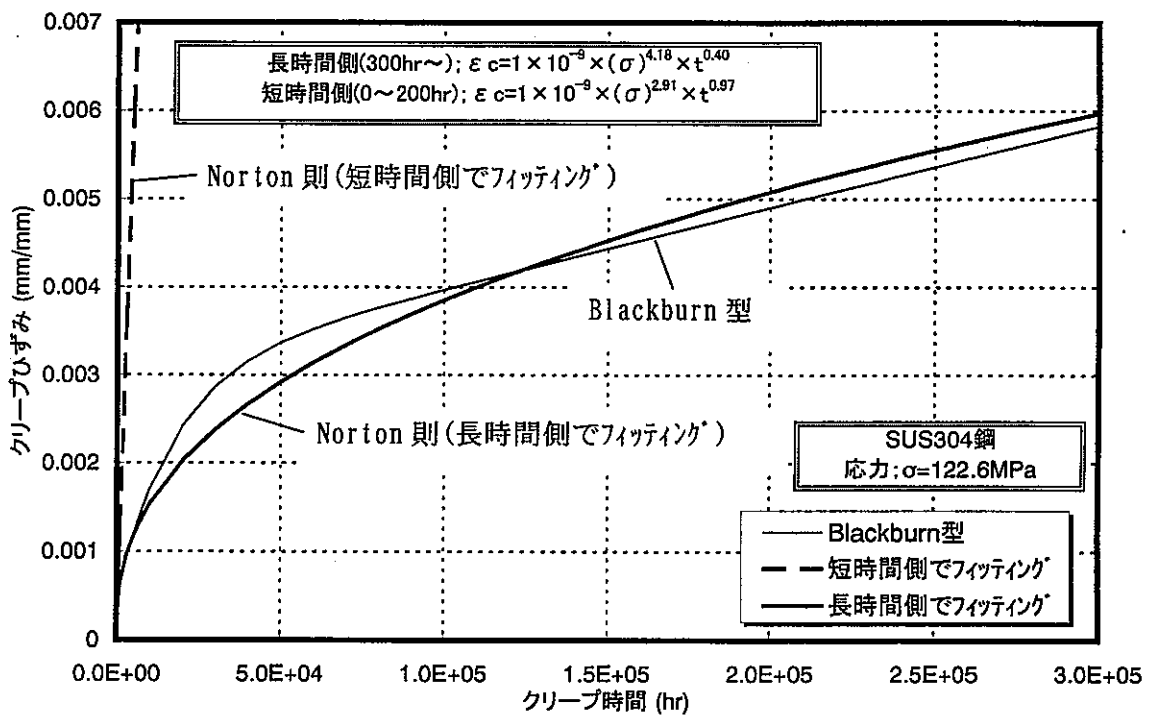


(b) 応力緩和挙動の比較(クリープ時間; $0 \sim 1 \times 10^4$ 時間を拡大)

図 3.3-4 1次応力/2次応力単独でのクリープ挙動と ac の影響の確認結果

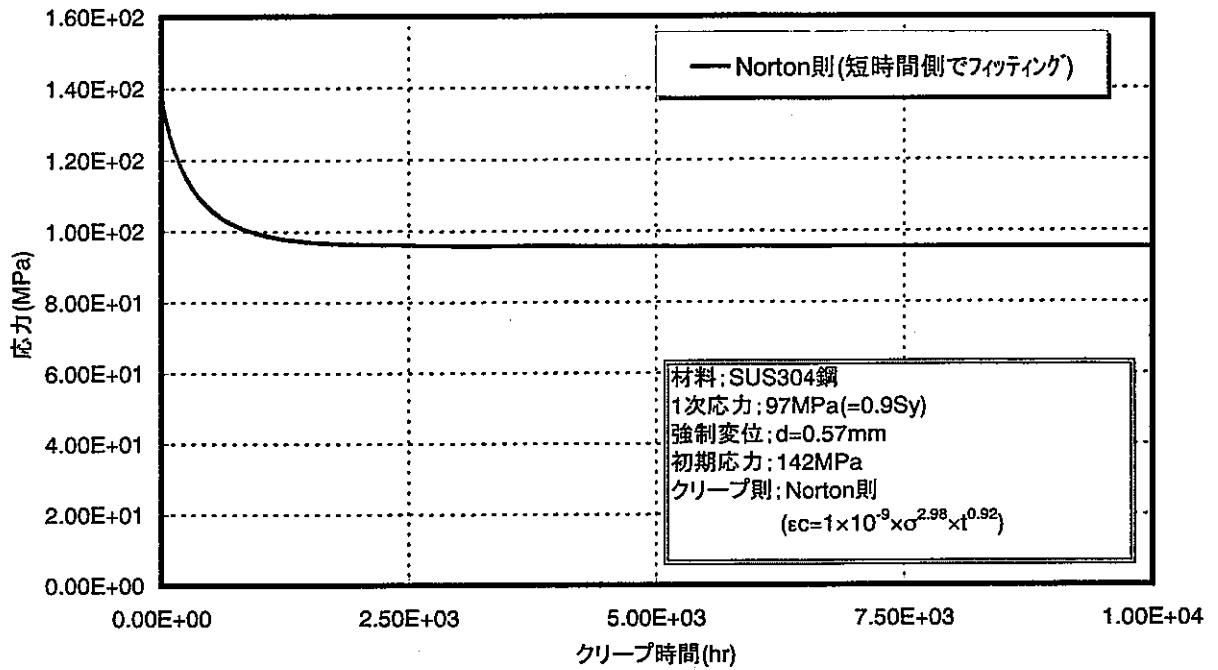


(a) SUS304 鋼に対する Norton 則の係数の設定

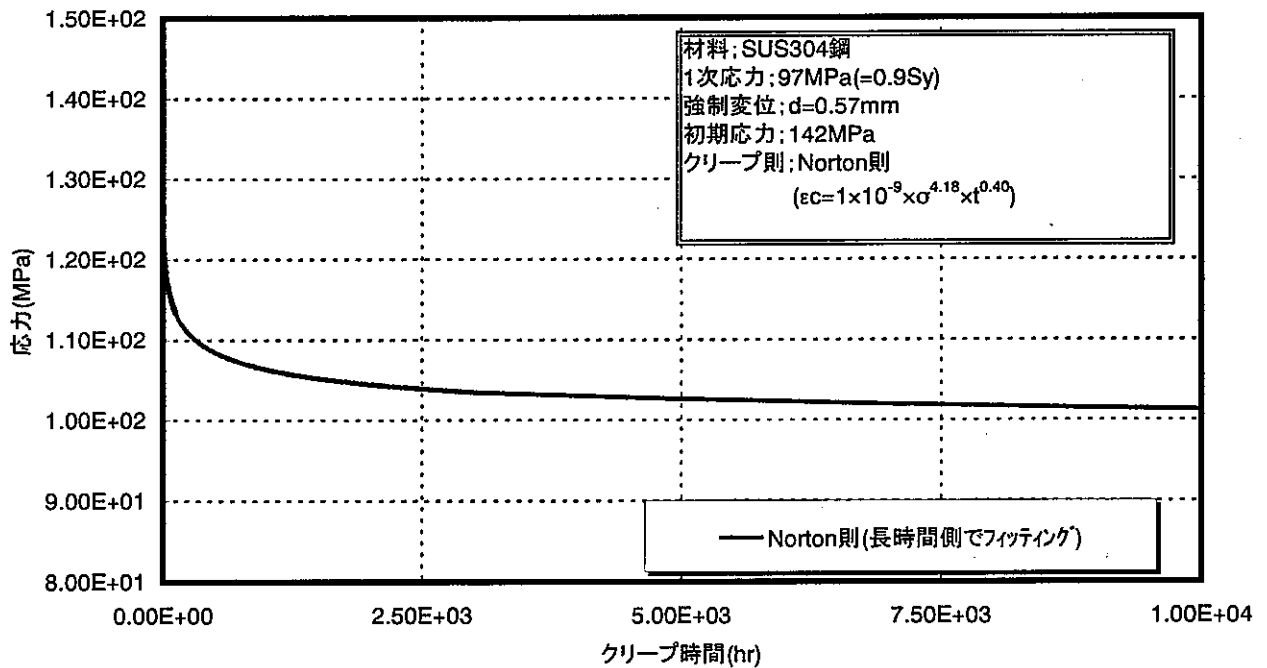


(b) Norton 則によるフィッティング結果

図 3.3-5 Norton 則の係数の設定

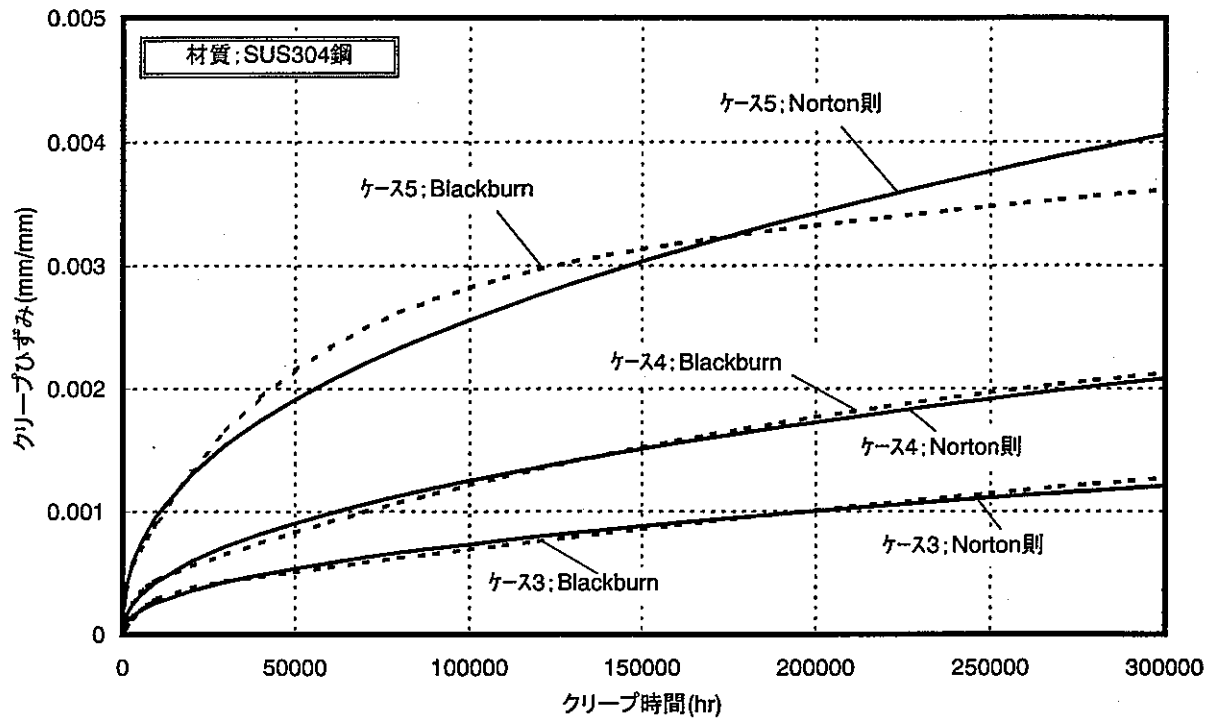


(a) Norton 則(短時間側フィッティング)による解析結果

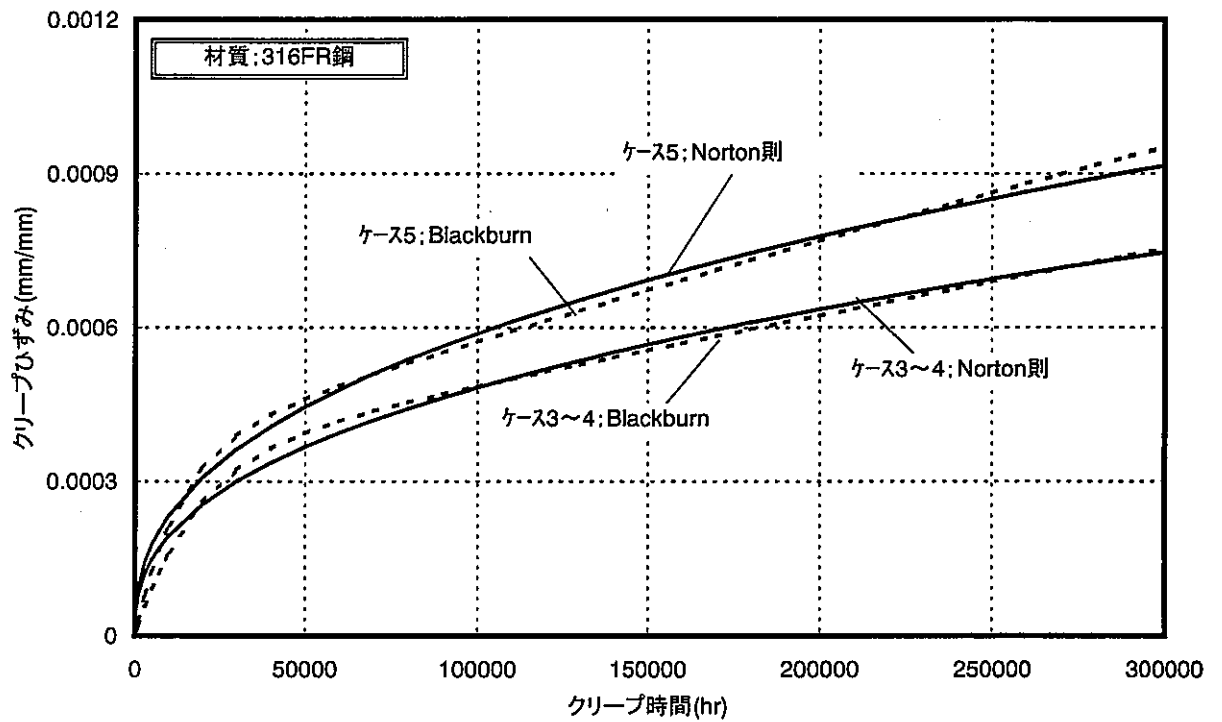


(b) Norton 則(長時間側フィッティング)による解析結果

図 3.3-6 クリープひずみ式の影響の確認結果

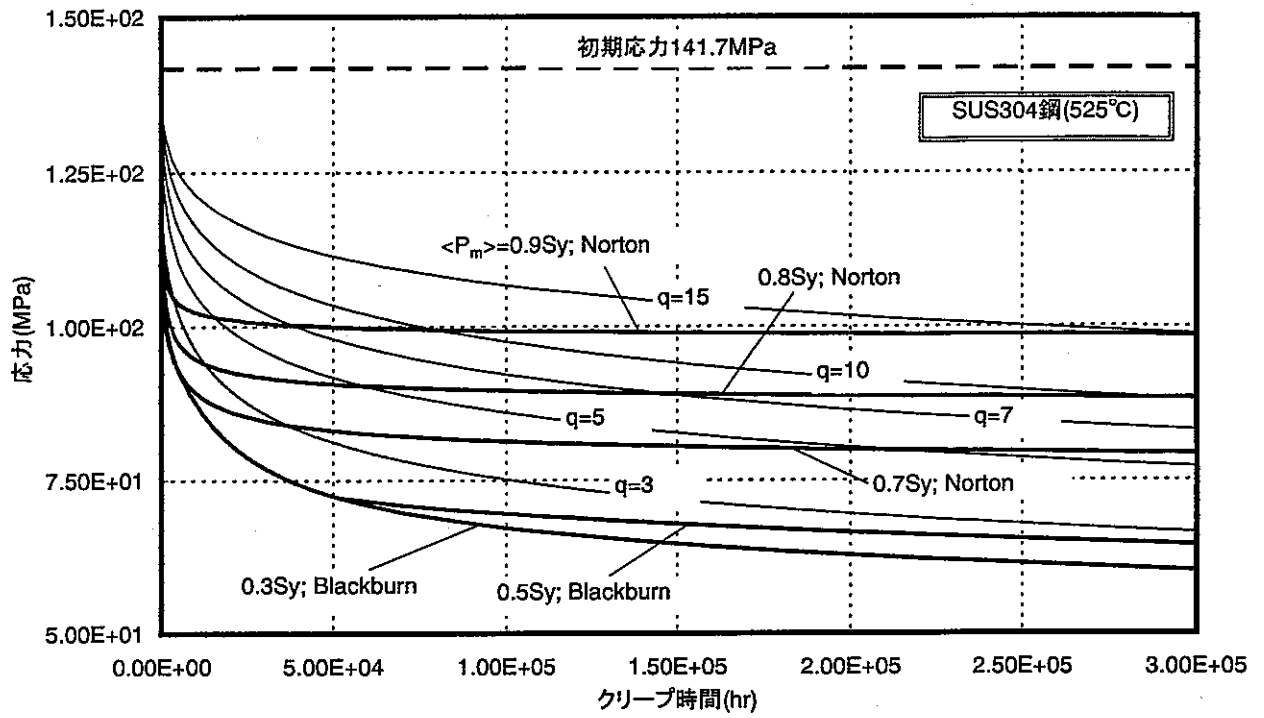


(a) SUS304 鋼

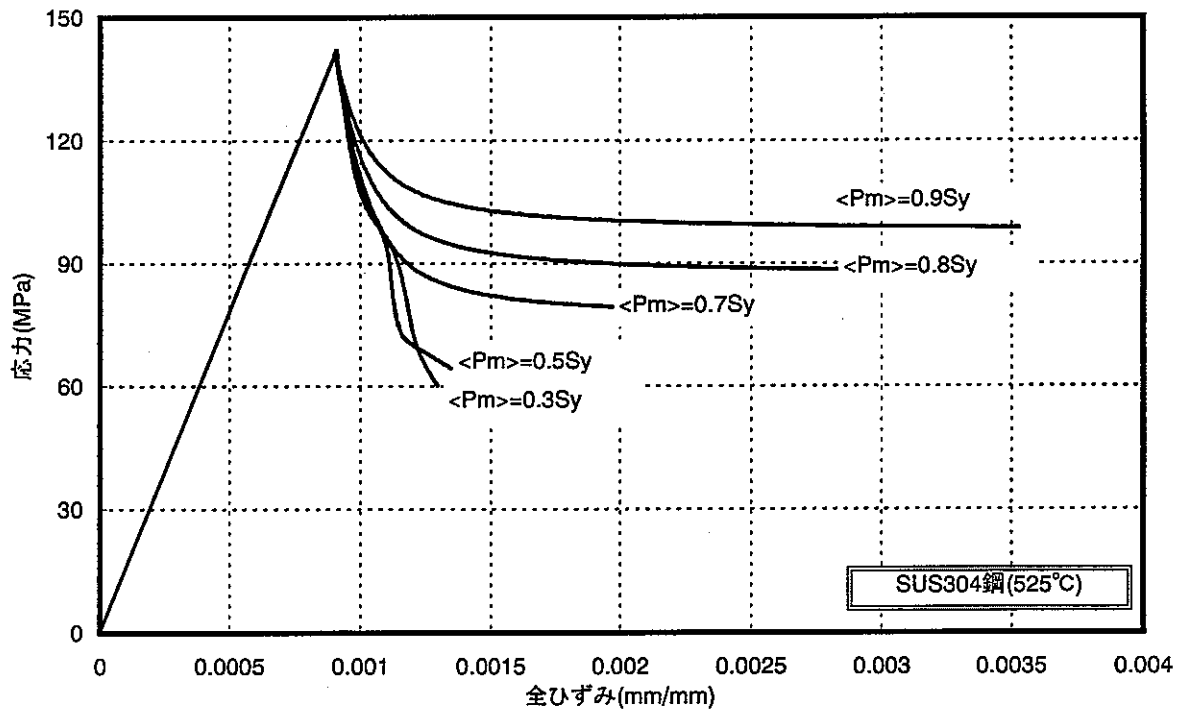


(b) 316FR 鋼

図 3.3-7 解析に使用したクリープひずみ式

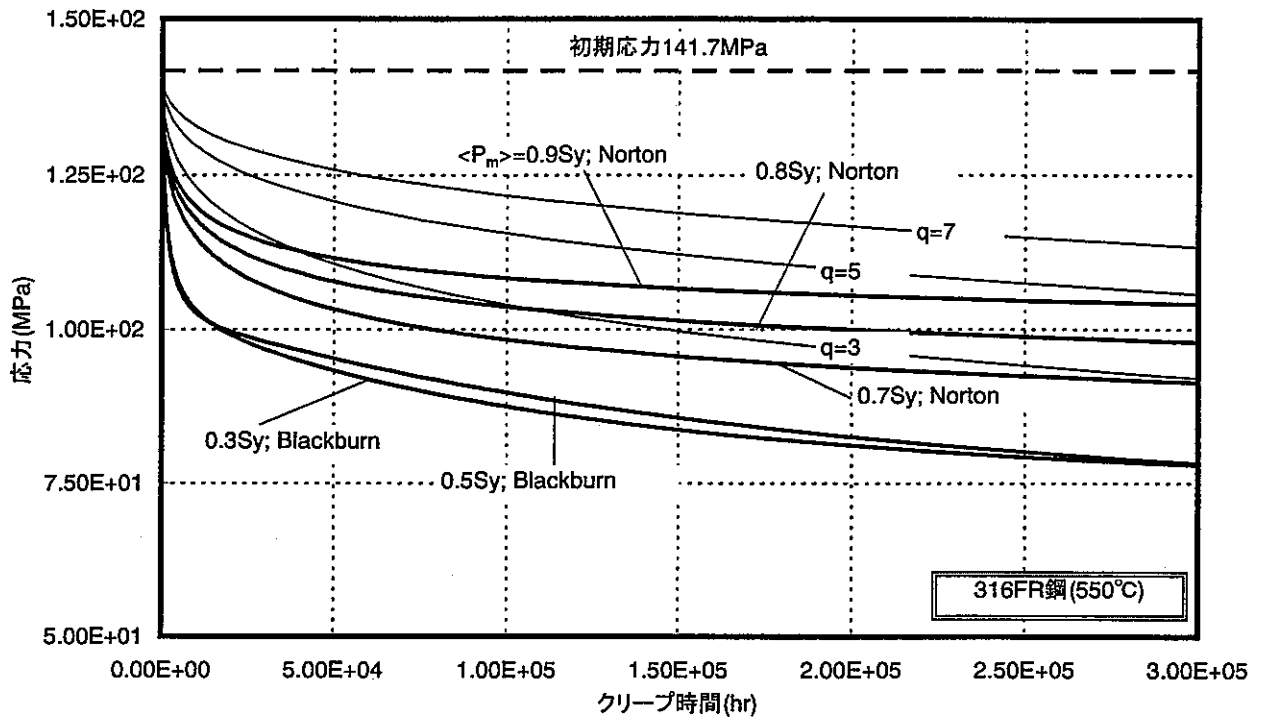


(a) 応力緩和挙動の解析結果

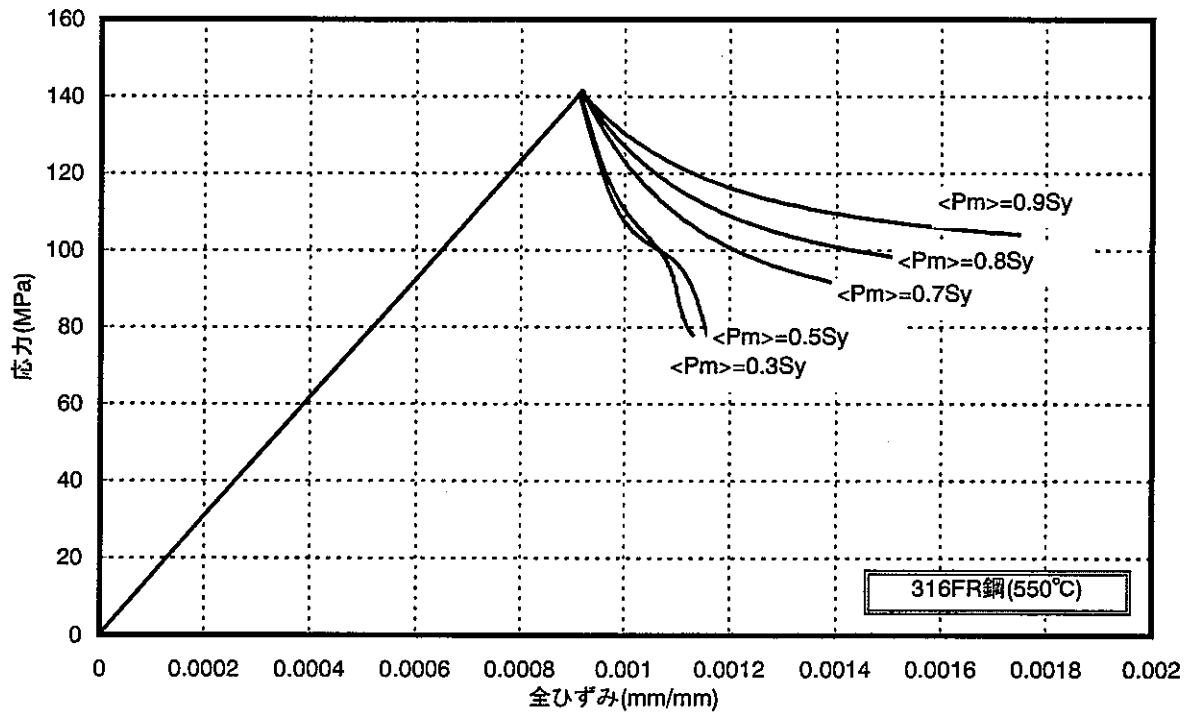


(b) 各解析ケースでの応力-ひずみ関係

図 3.3-8 SUS304 鋼に対する解析結果



(a) 応力緩和挙動の解析結果



(b) 各解析ケースでの応力-ひずみ関係

図 3.3-9 316FR 鋼に対する解析結果

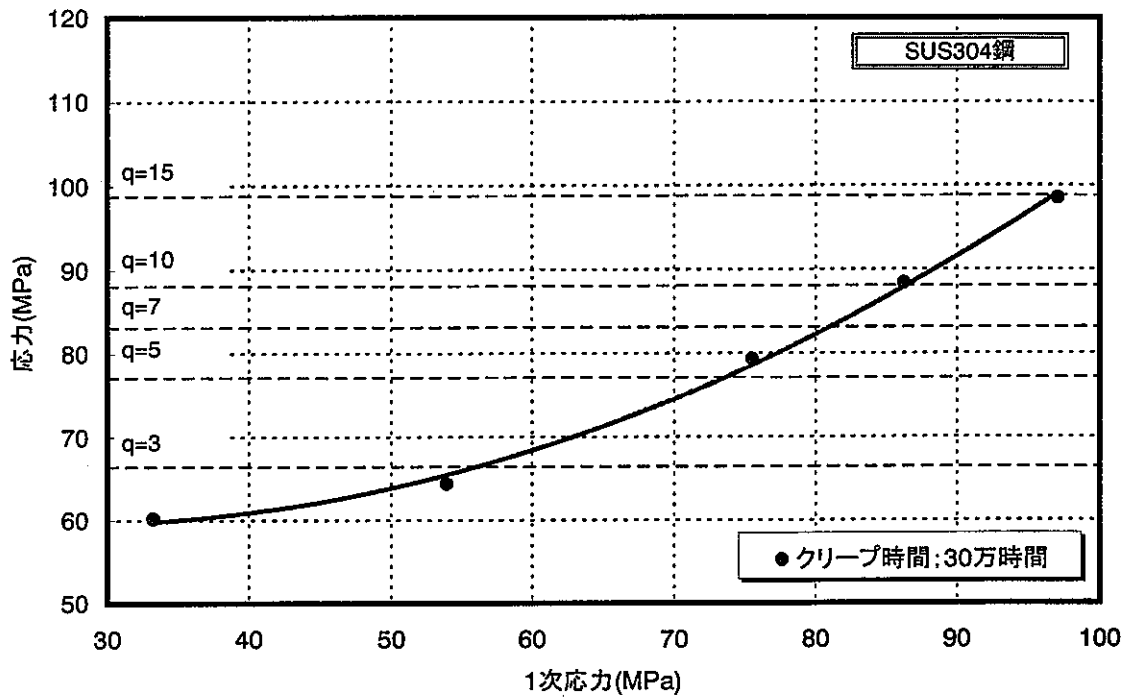


図 3.3-10 緩和応力と1次応力の関係(SUS304鋼、クリープ時間; 3×10^5 hr)

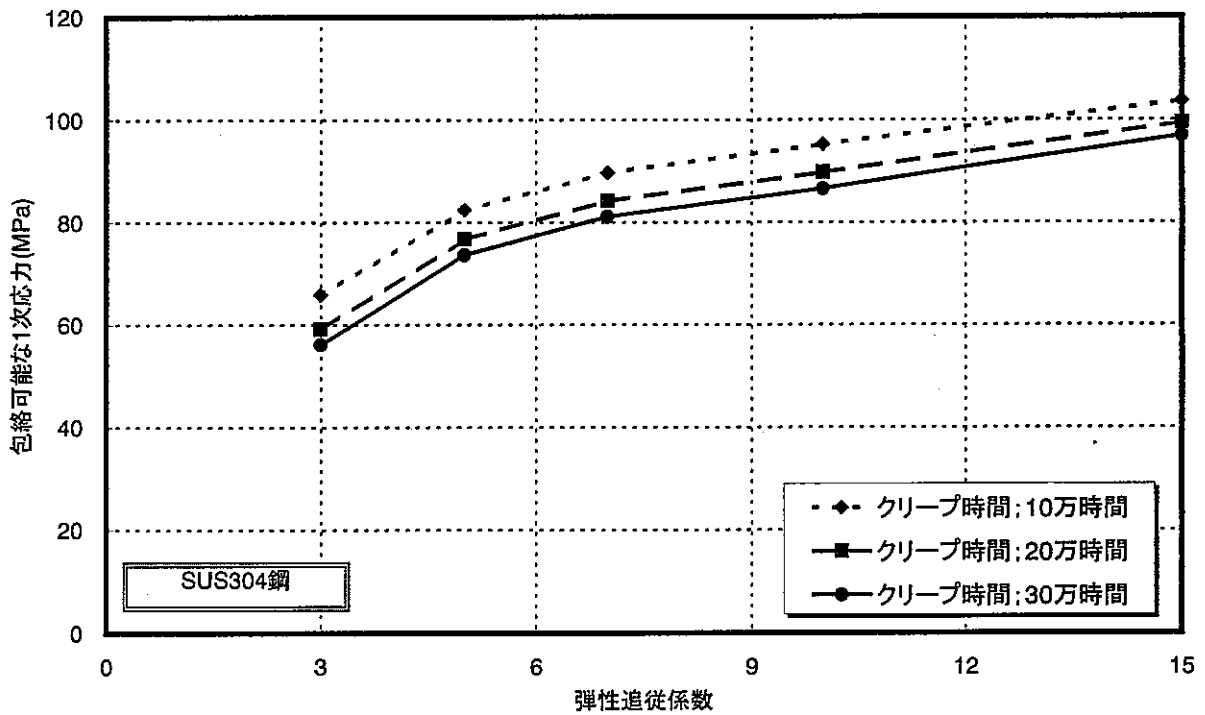


図 3.3-11 各弾性追従係数で包絡できる1次応力レベル(SUS304鋼、525°C)

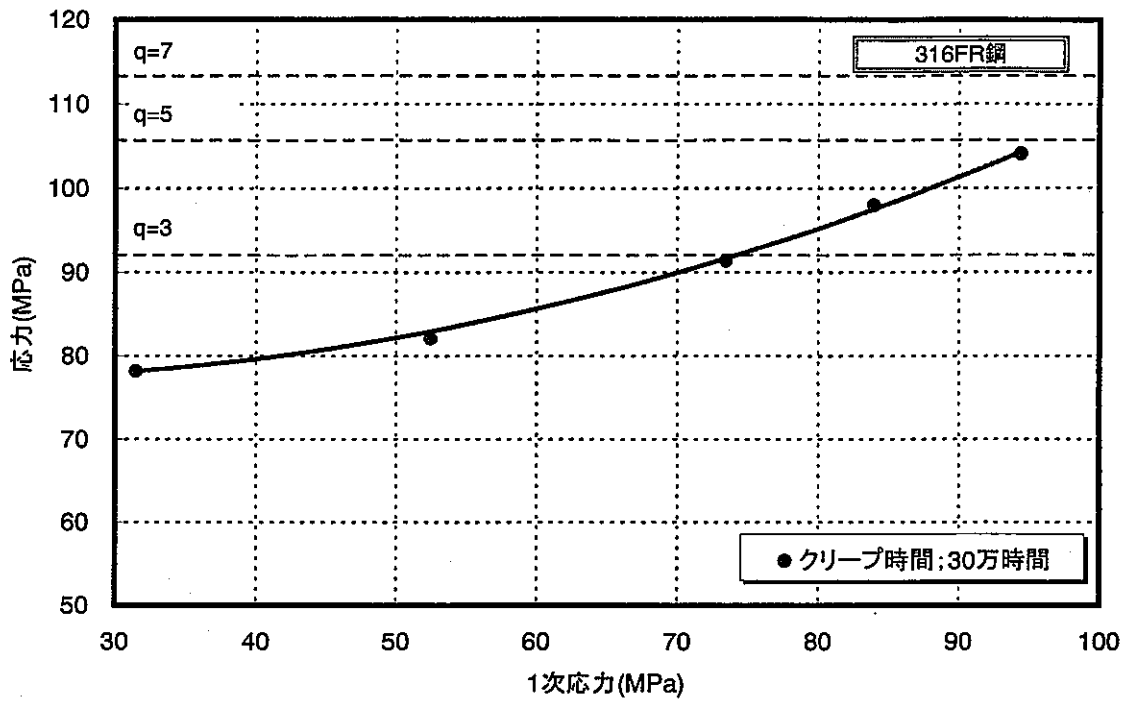


図 3.3-12 緩和応力と1次応力の関係(316FR鋼、クリープ時間； 3×10^5 hr)

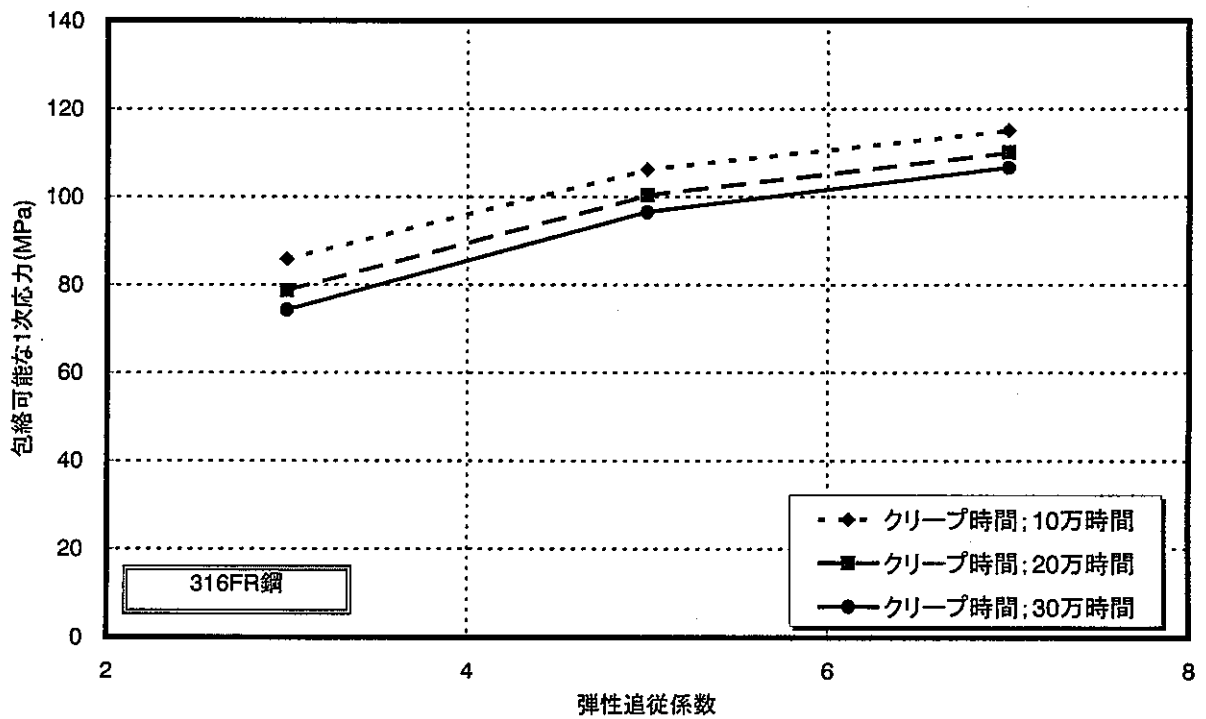


図 3.3-13 各弾性追従係数で包絡できる1次応力レベル(316FR鋼、550°C)

3.3.2 現行ラチェット評価法の適用性検討

ラチェットひずみ評価を対象として、高速増殖炉機器において薄肉化等に伴い長期1次応力が高めの部位が存在する場合について、現行構造設計基準(高速増殖実証炉用DDS)の評価法の適用性を検討した。同一の荷重条件に対して、弾性追従係数の異なる体系で弾塑性解析によるラチェットひずみの評価を行い、DDSでのラチェットひずみ評価との比較を行った。

(1) 解析条件

a. 解析モデル

解析モデルははりモデルとし、曲げ剛性の異なる部材(弾完全塑性体と弾性体)を用い、弾性体の剛性によりはりの根元部での弾性追従係数を調整した。解析モデルを表3.3-4に示す。

b. 材料物性等

材料物性等は表3.3-5に示す316FR鋼のものを用いる。温度は550℃一定とする。

c. 荷重条件

軸方向に引張荷重 F (1次応力)を鉛直方向に強制変位 δ (2次応力)相当の荷重を負荷する。荷重条件は以下とし、負荷パターンは図3.3-14に示すものとする。

$$X=1 \text{ 次応力}=0.8S_y (=84\text{MPa})$$

$$Y=2 \text{ 次応力}=2.0S_y (=210\text{MPa})$$

強制変位 δ は、5サイクル繰り返し負荷する。

なお、上記の荷重条件は、ラチェット線図においてR1領域に相当する。

d. 弾性追従係数

弾性追従係数は、別途予備解析を実施して弾性体の剛性を調整し、DDSの規定値である $q=3$ をはさむように、 $q=2, 3, 5, 7, 10$ とする。

(2) 解析結果

各解析ケースにおけるはり根元部の表面及び板厚中心での応力ひずみ関係を、図3.3-15～19に示す。また、各サイクルにおける弾性追従係数の算出結果を表3.3-6に示す。本解析結果を用いて、ラチェットひずみを評価した結果を図3.3-20に示す。図3.3-20では、解析により得た相当塑性ひずみをプロットしている。弾性追従係数 q によらず、全ての解析ケースにおいて、DDSによる評価値($\epsilon_R=1 \times 10^{-3}\text{mm/mm}$)を上回る相当塑性ひずみ増分が生じる結果となった。

(3) 解析結果の検討

a. DDS 評価法と本解析の違い

本解析体系は、1次膜応力と2次曲げ応力の組合せであり、Bree型ラチェットひずみのみが生じる。DDSにおけるBree型ラチェットの評価式は、下式のとおりである。

$$\varepsilon_{mR2} = \sum \left\{ (Z_i - 1) S_{yc} + (Z_i' - 1) S_{yH} \right\} / E$$

上記の評価式では、1次膜応力と2次曲げ応力の組合せ体系下での2次応力の負荷及び除荷による応力状態を考慮して $Z = 1 + Y - 2\sqrt{(1-X)Y}$ としているが、 Z は以下の条件により設定されている。

① 肉厚内応力分布； $\sigma = A + B\xi$ ($0 < \xi < \eta$)、 $\sigma = \sigma_y$ ($\eta < \xi < 1$) (η ；降伏境界)

② 弾性領域での肉厚内応力分布の勾配； $B = 2\sigma_1$ (σ_1 ；2次曲げ応力)

③ $\xi = \eta$ での応力連続条件； $A + B\eta = \sigma_y$

④ 1次応力との釣合条件； $\int_0^\eta (A + B\xi) d\xi + \int_\eta^1 \sigma_y d\xi = \int_0^1 \sigma_p d\xi$

上記は2次応力として熱応力を想定したものであり、2次応力の勾配は内外面の温度勾配で決まるため、②の条件が成立する。本解析に当てはめると、弾性解析ベースでの2次曲げ応力は210MPaであり、上記の応力分布の勾配 B は420MPaとなるが、本解析体系では2次応力の勾配は強制変位 δ と表面での弾性追従係数 q で決まる。このため、応力勾配 B は図3.3-21に示すように、420MPaより大きな値となっており、上記の前提条件では2次応力パラメータ Y を過少評価していることになる。なお、本解析体系での勾配 B は $\frac{q(\sigma_p + \sigma_1 - \sigma_y)}{1 - \eta}$ となる。

このことから、実際の全ひずみ分布から2次曲げ応力を求め、この2次曲げ応力を用いてラチェットひずみの評価を行えばよいと考えられる。

b. 全ひずみ分布に基づくラチェットひずみの評価

全ひずみ分布から実際の2次曲げ応力を求めた結果を表3.3-7に示す。また、この2次曲げ応力を用いてラチェットひずみの評価を行った結果を図3.3-22に示す。この結果、全ひずみ分布に基づき2次曲げ応力の補正を行えば、現行のラチェットひずみ評価法で適切に評価できることがわかった。この2次曲げ応力の差は、aに示した応力勾配の差によるものであり、弾性追従係数 q を用いて補正すればよいものと考えられる。この場合、例えば評価式中の Z は、 $Z = 1 + qY - 2\sqrt{(1-X)qY}$ で表わされると考えられる。

上式を用いてラチェットひずみの評価を行った結果を図 3.3-23 に示す。なお、評価において、 q の値は表 3.3-6 に示した各サイクルでの弾性追従係数を用いている。この結果、現行のラチェットひずみ評価に対して、弾性追従の効果を取り込めば適切に評価できると考えられる。

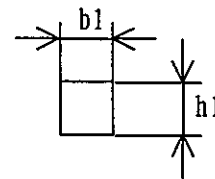
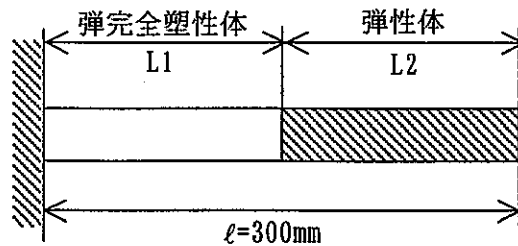
(4) 現行ラチェット評価法の適用性検討

現行評価法では、クリープ疲労損傷等の表面ひずみを用いる評価には弾性追従の効果を考慮しているが、ひずみの制限では 2 次応力の再分類等で弾性追従を配慮しているものの、弾性追従係数を陽に評価体系に取り込んでいない。これは、中立軸を含む板厚中心近傍は弾性核であることによると考えられる。

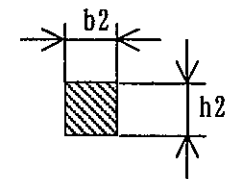
本解析体系は極端な例と考えられるが、1 次応力が高い場合には 2 次曲げ応力の重畳により、中立軸が降伏するような場合には、弾性追従の効果を検討する必要があると考えられる。この場合、2 次曲げ応力の勾配に対して、弾性追従係数を適切に考慮した評価法を構築する必要がある。なお、設計においては、中立軸が降伏するような条件は望ましくないと考えられ、基本的な考え方としては、複数回の事象に対しては弾性領域 (E 領域) あるいはシェークダウン領域 (S1 及び S2 領域) で設計する体系が望ましいと考えられる。また、上記の弾性追従を考慮した評価については、少数回の事象に対してのみ許容する程度と考えられる。

表 3.3-4 ラチェットひずみ評価の解析モデル

解析 ケース	弾性追従 係数	強制変位 d(mm)	弾完全塑性体				弾性体			
			L1 (mm)	b1 (mm)	h1 (mm)	A1 (mm ²)	L2 (mm)	b2 (mm)	h2 (mm)	A2 (mm ²)
1	2	0.35	10	30	30	900	290	4.97	181.09	900
2	3	2.01	50	30	30	900	250	21.80	41.28	900
3	5	2.81	150	30	30	900	150	35.70	25.21	900
4	7	3.19	150	30	30	900	150	44.62	20.17	900
5	10	3.86	150	30	30	900	150	59.56	15.11	900



<弾完全塑性体の断面形状>



<弾性体の断面形状>

表 3.3-5 材料物性等

材 質	316FR 鋼
温 度	550 °C
ヤング率 E	154,000 MPa
ポアソン比 ν	0.305
降伏応力 Sy	105 MPa
加工硬化係数	154 MPa (=1/1000×E)
非弾性構成式	弾完全塑性モデル

表 3.3-6 弾性追従係数の算出結果

(1) 1次応力 0.8Sy、強制変位 2.0Sy、弾性追従係数 q=2

サイクル	応力範囲 (MPa)	塑性ひずみ範囲 (mm/mm)	弾性応力範囲 (MPa)	弾性追従係数
1	105.40	2.52×10^{-3}	294	2.05
2	153.93	1.33×10^{-3}	210	1.96
3	154.24	1.32×10^{-3}	210	1.94
4	154.44	1.31×10^{-3}	210	1.92
5	154.65	1.30×10^{-3}	210	1.91

(2) 1次応力 0.8Sy、強制変位 2.0Sy、弾性追従係数 q=3

サイクル	応力範囲 (MPa)	塑性ひずみ範囲 (mm/mm)	弾性応力範囲 (MPa)	弾性追従係数
1	105.60	3.67×10^{-3}	294	3.00
2	189.25	2.00×10^{-3}	210	2.93
3	189.17	1.96×10^{-3}	210	2.87
4	188.58	1.92×10^{-3}	210	2.82
5	188.04	1.89×10^{-3}	210	2.77

(3) 1次応力 0.8Sy、強制変位 2.0Sy、弾性追従係数 q=5

サイクル	応力範囲 (MPa)	塑性ひずみ範囲 (mm/mm)	弾性応力範囲 (MPa)	弾性追従係数
1	105.90	6.13×10^{-3}	294	5.02
2	204.95	2.19×10^{-3}	210	3.21
3	204.35	2.14×10^{-3}	210	3.13
4	203.05	2.08×10^{-3}	210	3.07
5	201.80	2.04×10^{-3}	210	2.99

(4) 1次応力 0.8Sy、強制変位 2.0Sy、弾性追従係数 q=7

サイクル	応力範囲 (MPa)	塑性ひずみ範囲 (mm/mm)	弾性応力範囲 (MPa)	弾性追従係数
1	106.30	8.58×10^{-3}	294	7.04
2	210.30	2.21×10^{-3}	210	3.24
3	209.90	2.15×10^{-3}	210	3.15
4	208.50	2.10×10^{-3}	210	3.09
5	207.23	2.07×10^{-3}	210	3.03

(5) 1次応力 0.8Sy、強制変位 2.0Sy、弾性追従係数 q=10

サイクル	応力範囲 (MPa)	塑性ひずみ範囲 (mm/mm)	弾性応力範囲 (MPa)	弾性追従係数
1	106.90	1.23×10^{-2}	294	10.10
2	210.50	2.75×10^{-3}	210	4.04
3	210.40	2.31×10^{-3}	210	3.38
4	210.40	2.25×10^{-3}	210	3.29
5	210.30	2.19×10^{-3}	210	3.22

表 3.3-7 ひずみ分布から求めた応力範囲

(1) 1次応力 0.8Sy、2次応力 2.0Sy、q=2

サイクル	弾性応力範囲 (MPa)	等価応力範囲 (MPa)	倍率
2	210	257	1.22
3	210	256	1.22
4	210	255	1.22
5	210	255	1.21

(2) 1次応力 0.8Sy、2次応力 2.0Sy、q=3

サイクル	弾性応力範囲 (MPa)	等価応力範囲 (MPa)	倍率
2	210	343	1.63
3	210	339	1.62
4	210	336	1.60
5	210	332	1.58

(3) 1次応力 0.8Sy、2次応力 2.0Sy、q=5

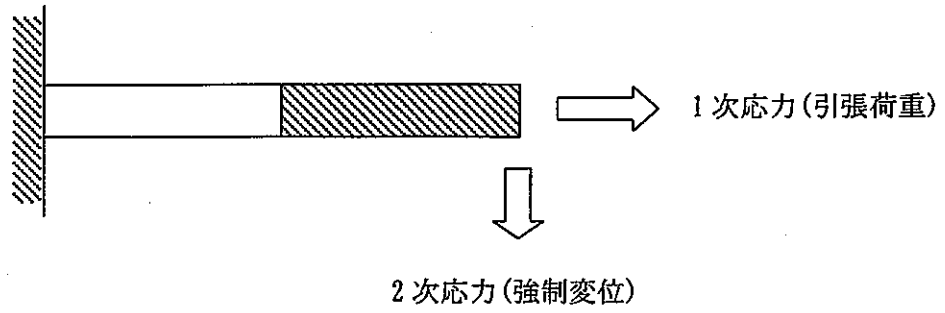
サイクル	弾性応力範囲 (MPa)	等価応力範囲 (MPa)	倍率
2	210	371	1.77
3	210	366	1.74
4	210	362	1.72
5	210	356	1.69

(4) 1次応力 0.8Sy、2次応力 2.0Sy、q=7

サイクル	弾性応力範囲 (MPa)	等価応力範囲 (MPa)	倍率
2	210	377	1.79
3	210	371	1.77
4	210	367	1.75
5	210	363	1.73

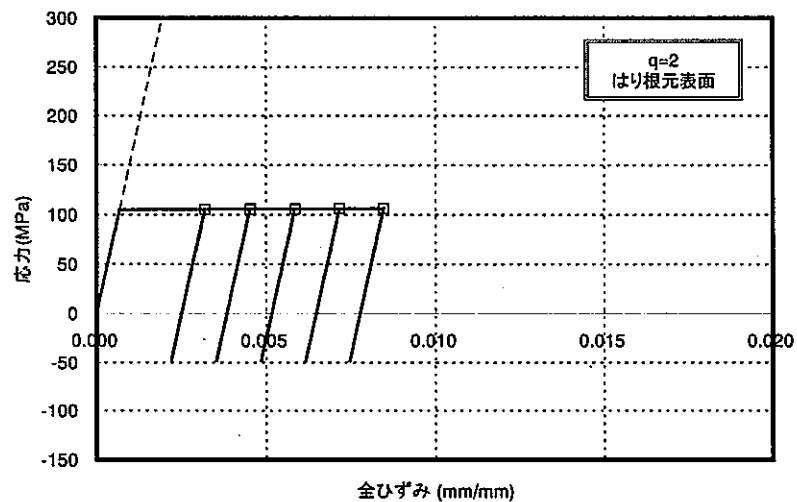
(5) 1次応力 0.8Sy、2次応力 2.0Sy、q=10

サイクル	弾性応力範囲 (MPa)	等価応力範囲 (MPa)	倍率
2	210	432	2.06
3	210	388	1.85
4	210	382	1.82
5	210	377	1.80

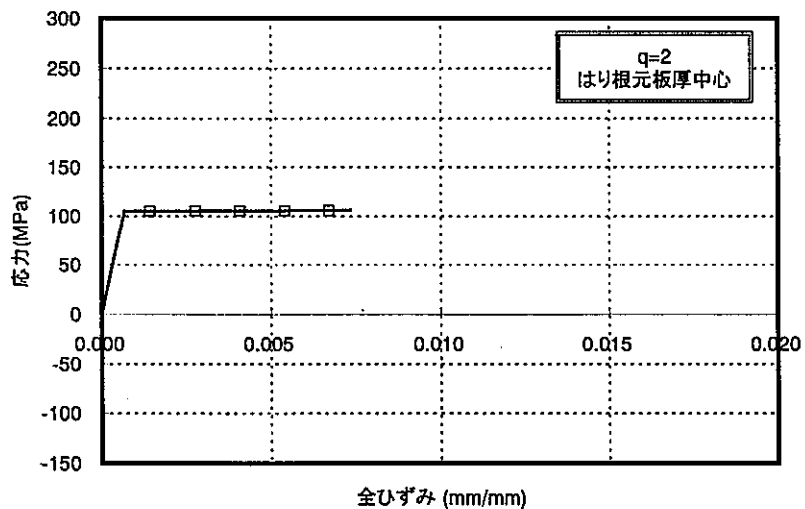


荷重	負荷パターン
1次応力 (引張荷重)	
2次応力 (強制変位)	

図 3.3-14 荷重負荷パターン

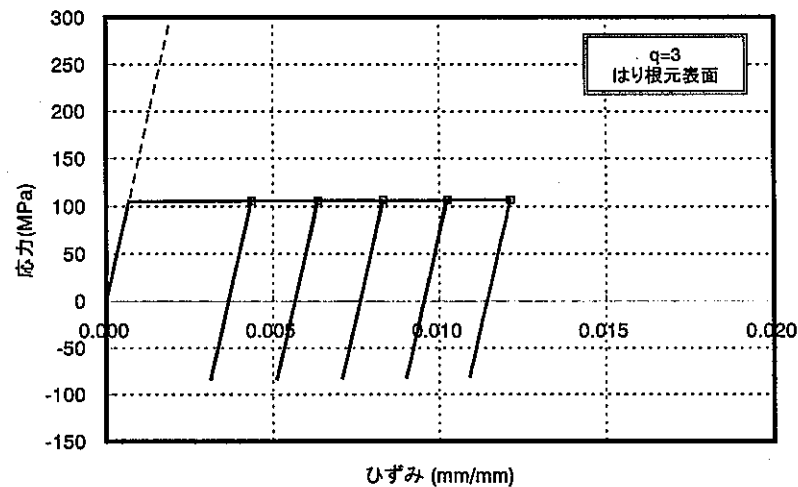


(a) はり根元表面での応力-ひずみ関係

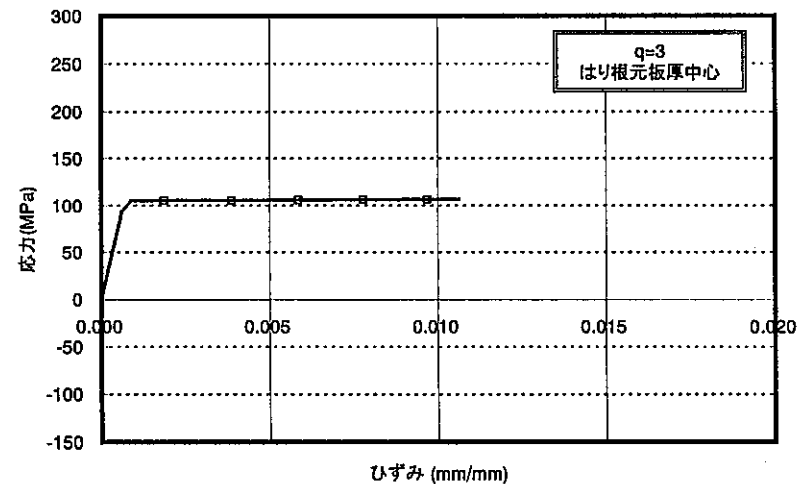


(b) はり根元板厚中心での応力-ひずみ関係

図 3.3-15 q=2 の場合の解析結果

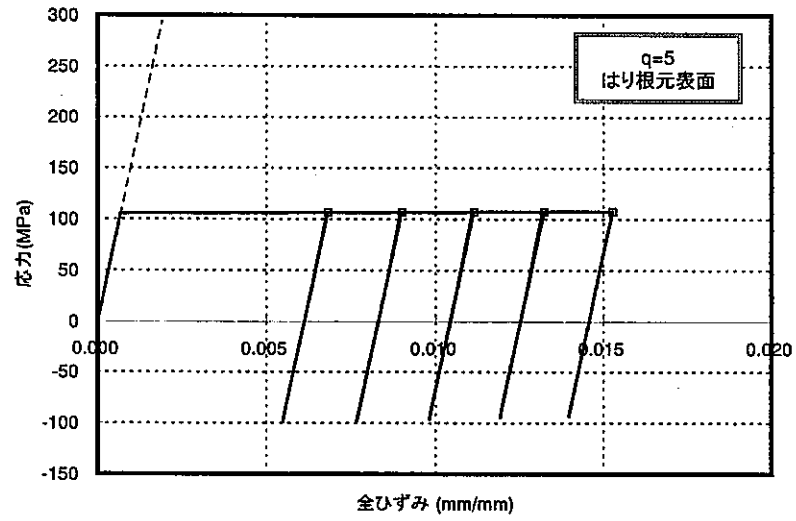


(a) はり根元表面での応力-ひずみ関係

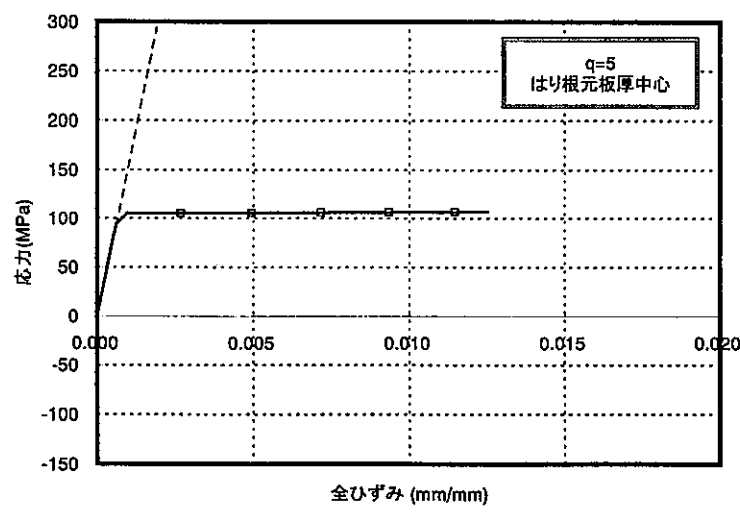


(b) はり根元板厚中心での応力-ひずみ関係

図 3.3-16 q=3 の場合の解析結果

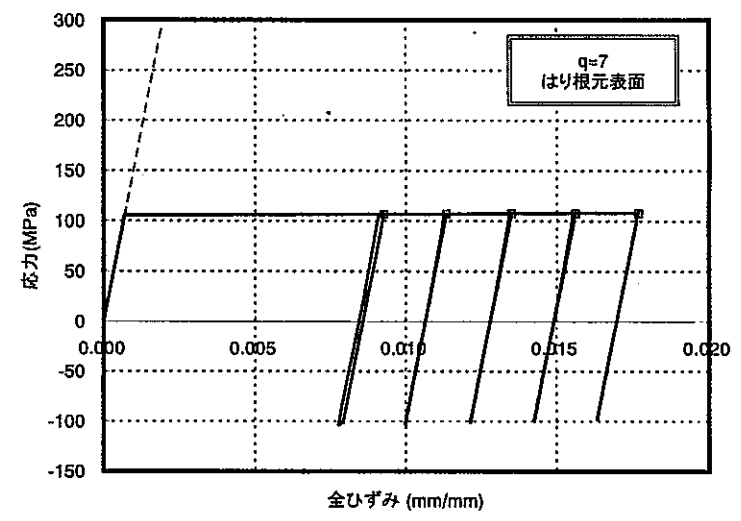


(a) はり根元表面での応力-ひずみ関係

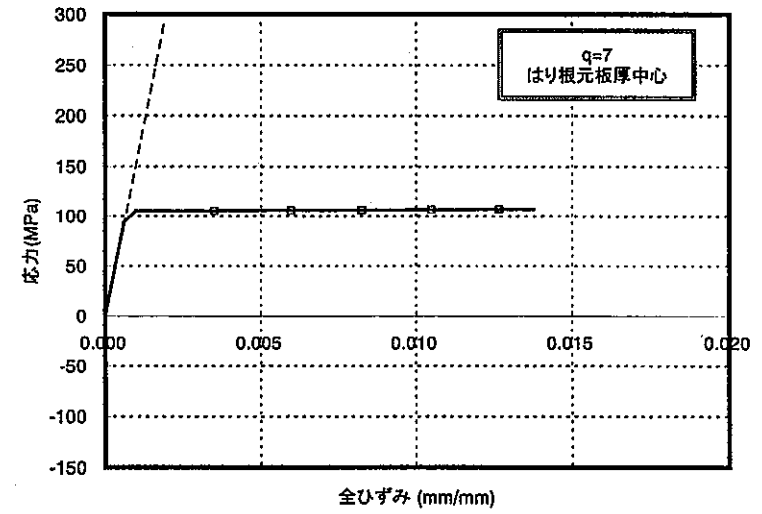


(b) はり根元板厚中心での応力-ひずみ関係

図 3.3-17 q=5 の場合の解析結果

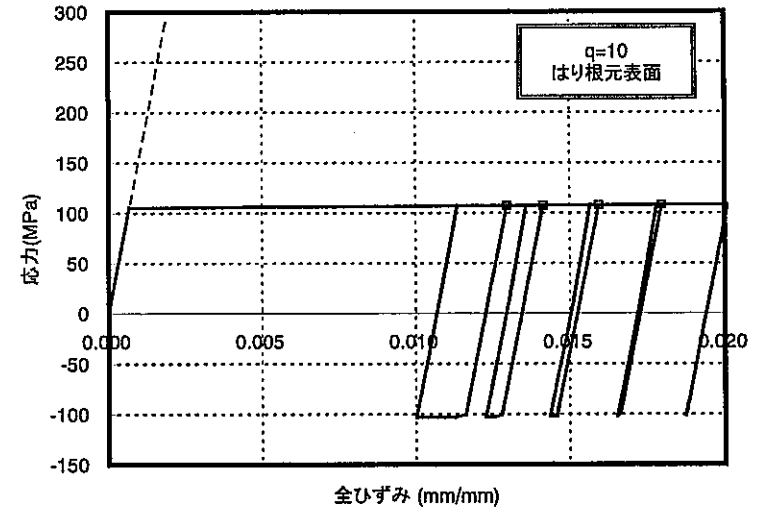


(a) はり根元表面での応力-ひずみ関係

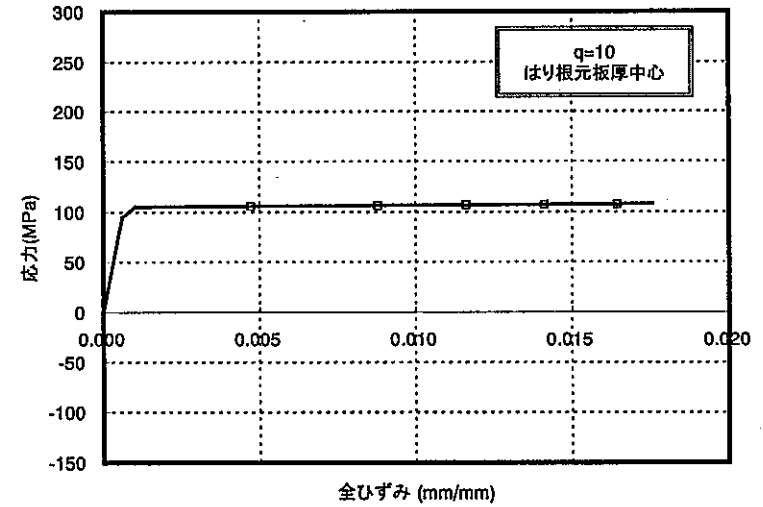


(b) はり根元板厚中心での応力-ひずみ関係

図 3.3-18 q=7 の場合の解析結果

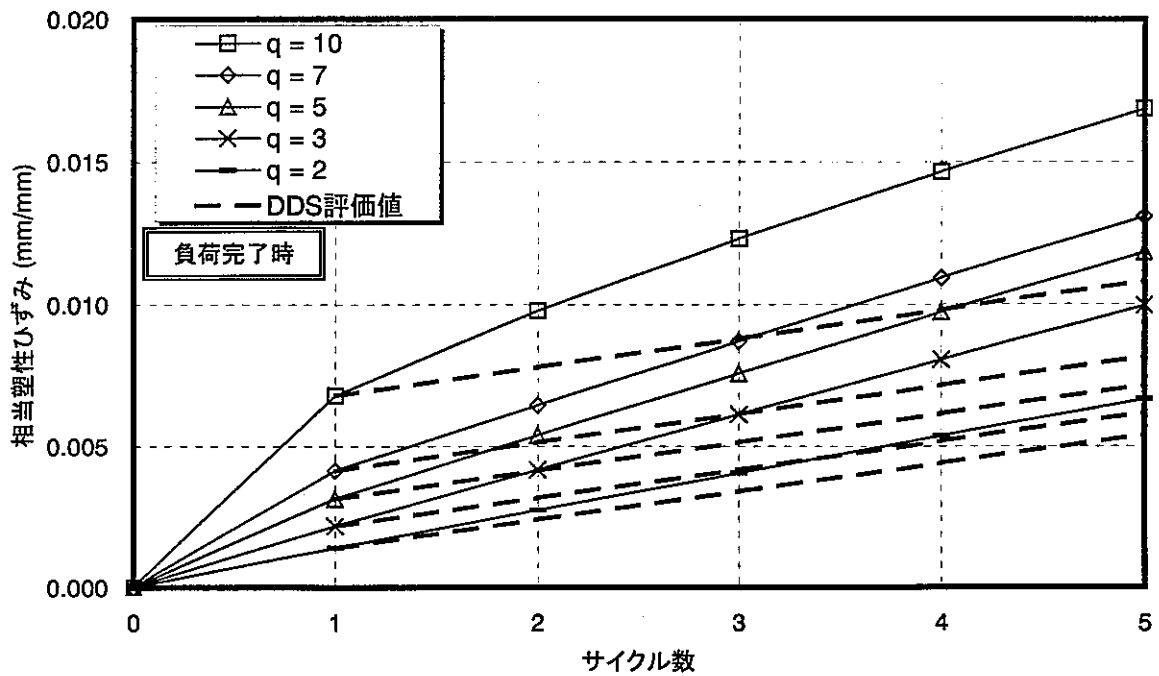


(a) はり根元部表面での応力-ひずみ関係



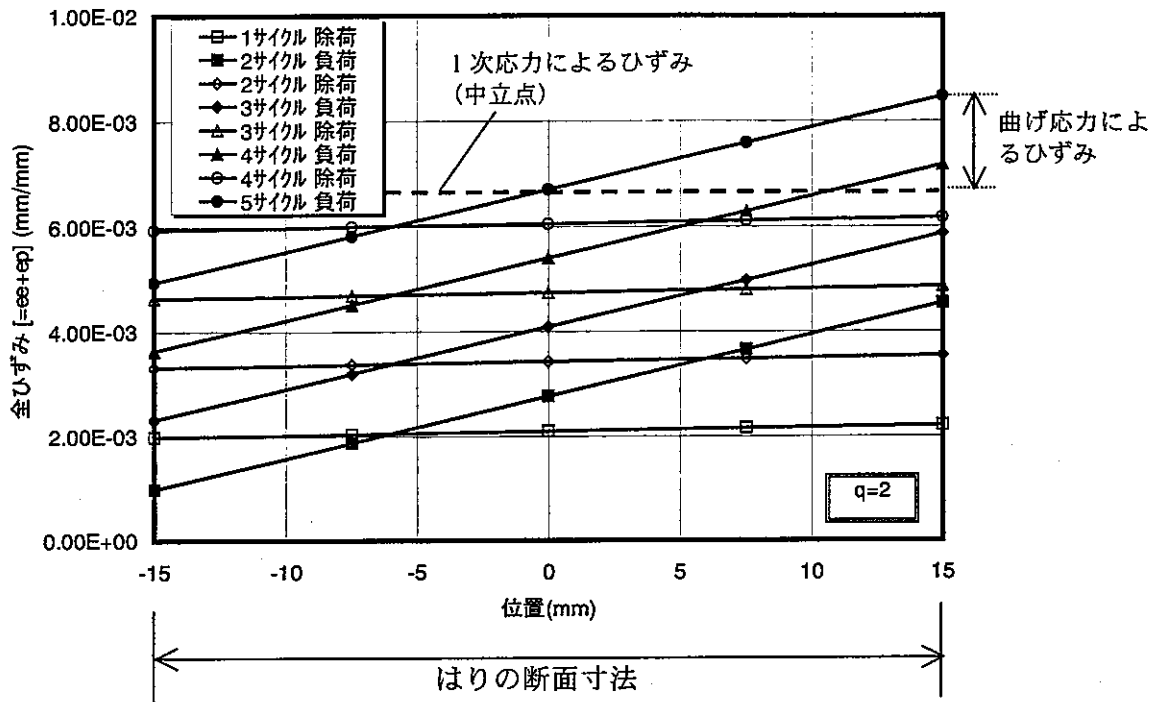
(b) はり根元板厚中心での応力-ひずみ関係

図 3.3-19 q=10 の場合の解析結果



q	DDS評価値 (mm/mm)	解析結果		
		サイクル	相当塑性ひずみ (mm/mm)	サイクル増分 (mm/mm)
2	1.00×10^{-3}	1	1.41×10^{-3}	(1.41×10^{-3})
		2	2.74×10^{-3}	1.33×10^{-3}
		3	4.06×10^{-3}	1.32×10^{-3}
		4	5.36×10^{-3}	1.31×10^{-3}
		5	6.66×10^{-3}	1.30×10^{-3}
3	1.00×10^{-3}	1	2.18×10^{-3}	(2.18×10^{-3})
		2	4.17×10^{-3}	1.99×10^{-3}
		3	6.13×10^{-3}	1.96×10^{-3}
		4	8.05×10^{-3}	1.92×10^{-3}
		5	9.94×10^{-3}	1.89×10^{-3}
5	1.00×10^{-3}	1	3.15×10^{-3}	(3.15×10^{-3})
		2	5.39×10^{-3}	2.24×10^{-3}
		3	7.58×10^{-3}	2.19×10^{-3}
		4	9.72×10^{-3}	2.14×10^{-3}
		5	1.18×10^{-2}	2.10×10^{-3}
7	1.00×10^{-3}	1	4.15×10^{-3}	(4.15×10^{-3})
		2	6.45×10^{-3}	2.31×10^{-3}
		3	8.71×10^{-3}	2.26×10^{-3}
		4	1.09×10^{-2}	2.21×10^{-3}
		5	1.31×10^{-2}	2.15×10^{-3}
10	1.00×10^{-3}	1	6.80×10^{-3}	(6.80×10^{-3})
		2	9.78×10^{-3}	2.98×10^{-3}
		3	1.23×10^{-2}	2.52×10^{-3}
		4	1.46×10^{-2}	2.34×10^{-3}
		5	1.69×10^{-2}	2.22×10^{-3}

図 3.3-20 ラチェットひずみの評価結果



↓

ひずみ分布から応力分布を求める。
($\sigma = E \varepsilon_p$)

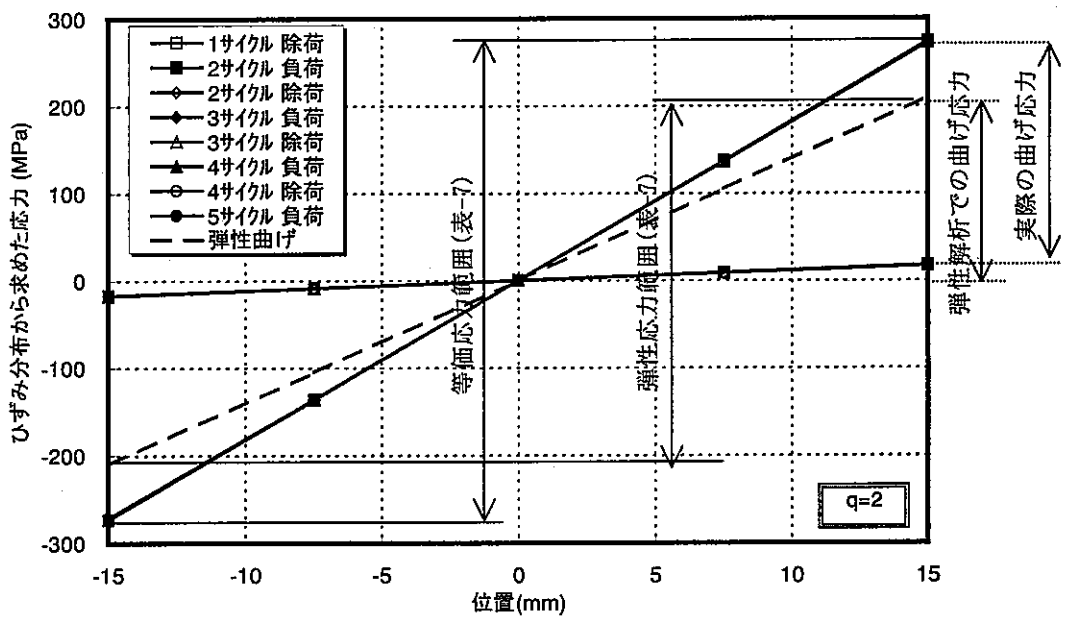
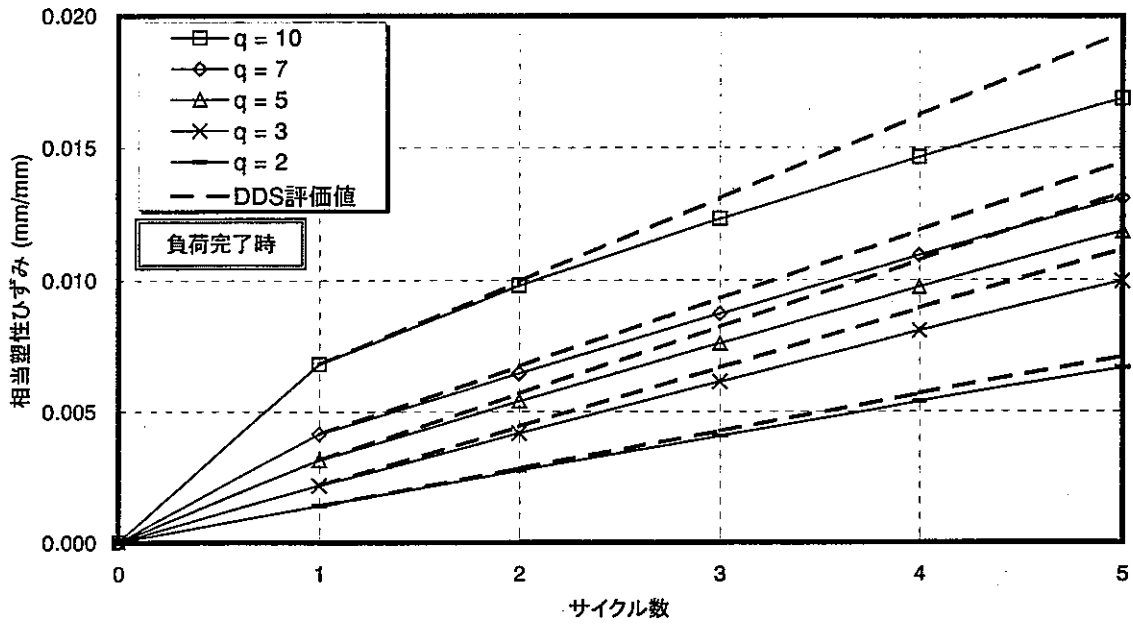
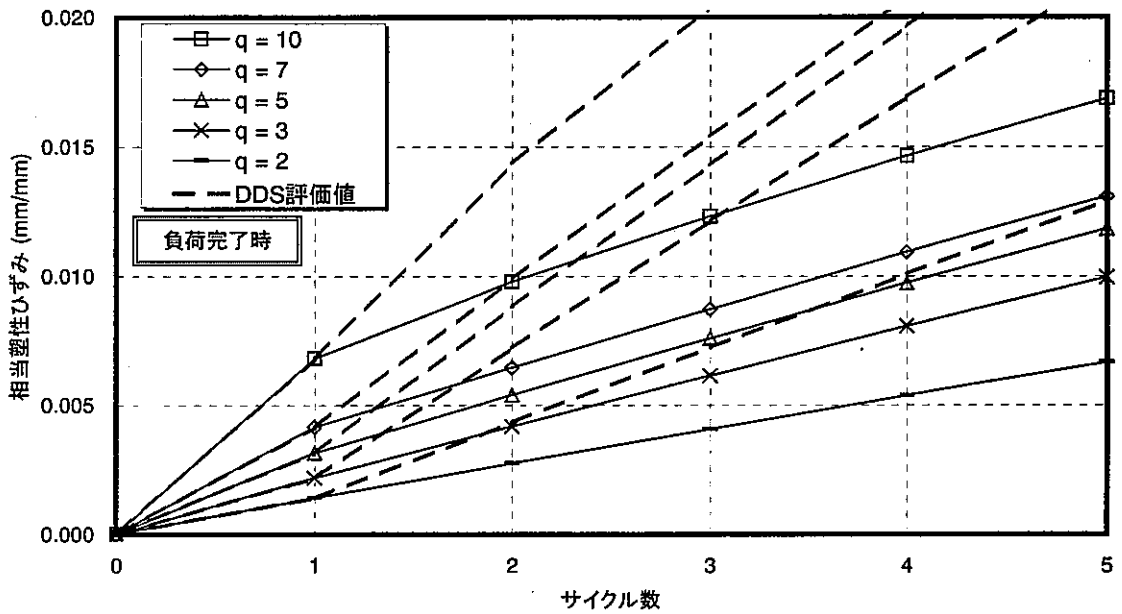


図 3.3-21 はりの断面内のひずみ分布及びひずみ分布から求めた曲げ応力分布 (q=2 の場合)



弾性追従係数	2	3	5	7	10
DDS 評価値 (mm/mm) (曲げ応力補正後)	1.42×10^{-3}	2.24×10^{-3}	2.53×10^{-3}	2.57×10^{-3}	3.14×10^{-3}

図 3.3-22 ラチェットひずみの評価結果 (等価応力範囲により補正)



弾性追従係数	サイクル数	2	3	5	7	10
DDS 評価値 (mm/mm) (q を用いた Z の補正後)	2	2.93×10^{-3}	5.04×10^{-3}	5.66×10^{-3}	5.73×10^{-3}	7.55×10^{-3}
	3	2.89×10^{-3}	4.91×10^{-3}	5.48×10^{-3}	5.53×10^{-3}	6.05×10^{-3}
	4	2.85×10^{-3}	4.79×10^{-3}	5.35×10^{-3}	5.40×10^{-3}	5.84×10^{-3}
	5	2.83×10^{-3}	4.68×10^{-3}	5.17×10^{-3}	5.26×10^{-3}	5.69×10^{-3}

図 3.3-23 ラチェットひずみの評価結果 (q を用いた Z の補正)

3.3.3 1次応力(荷重制御型応力)の評価方法に関する検討

実用高速炉の原子炉構造の液面近傍等は、物量削減を狙った板厚の低減等により、高速原型炉もんじゅ、高速実証炉設計概念と比べ、1次応力が増加している。1次応力の増加により、ラケット疲労等の新たな破損モードが生じる可能性があり、機器に生じる1次応力レベルを適切に推定することが重要となる。また、実用高速炉には蒸気発生器(水・蒸気側の1次応力高)の球形管板等の応力分類が難しい3次元構造も存在する。こうしたことから、1次応力の適切な評価が必要とされている。

1次応力を評価する方法としては、海外において弾性解析によるGLOSS(; Generalized Local Stress Strain)法が提案されている。ここでは高速炉の主要な荷重条件である(1次+2次)応力の体系において、GLOSS法の適用性を検討し、1次応力の評価方法に関する検討を行った。

(1) GLOSS法の概要

a. 概要

欧州において、GLOSS法と呼ばれる簡易な1次応力の評価方法が示されている。本手法では、1次応力は外力とのバランスで静的に決まる荷重制御型の荷重であることに着目している。変位制御型荷重の場合は、クリープや塑性等の非弾性挙動により構造物内で再配分が生じるが、荷重制御型の挙動を示す位置(“R-node(Redistribution-node)”と呼ぶ)では、非弾性挙動によらず外力とのバランスで応力が決まる。

GLOSS法は、弾性解析の結果から、応力の高い領域の弾性係数を下げて再度弾性解析を実施し、両者の比較により塑性変形等の非弾性挙動を予測する。

b. R-node位置の評価方法(GLOSS法の手順)

GLOSS法の概略手順は、以下の通りである。

- ① 機械荷重や熱荷重に対して、弾性解析を実施する。この場合、弾性係数は機器の全域に渡って一定である。
- ② ①の弾性解析により、任意の位置jでの応力 σ_e を用いて、式(2.2.4-1)により f_e 以上の応力が発生した部位について、縦弾性係数を修正する。これにより、応力 σ_e を降伏応力とみなして、塑性領域での剛性の低下を弾性解析で模擬している。

$$E'_s = \left(\frac{(\sigma_e)_j}{\sigma_e} \right) E_0 \quad (2.2.4-1)$$

ここで、 σ_e は1回目の弾性解析で得られた要素応力である。また、 j は任意の要素を表しており、要素 j は機器内での応力再配分が生じやすいこと及び応力が0でないことを条件に、任意に選択できる。

- ③ 2つの弾性解析の結果を、GLOSS-diagram(相当応力、相当ひずみによる応力-ひずみ関係)にプロットする。この時、応力とひずみのスケールの違いを補正するために、以下により規格化を行っている。

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_e}{\sigma_{ei}}, \quad \bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_t}{\sigma_{ei}/E_0} \quad (2.2.4-2)$$

GLOSS-diagramにおいて、弾性追従角 θ が 90° となる位置が R-node となる。言い換えれば、弾性係数を修正しても応力が変化しない点が R-node となる。

(2) GLOSS 法の適用性の検討(その1)

a. 解析モデル

解析モデルは、図 3.3-24 に示すはりモデルとした。はりモデルの場合、発生する応力分布が単純なため、GLOSS 法の適用性に対して検討が容易になると判断した。

b. 荷重条件

表 3.3-8 に示すように、軸方向に引張荷重、軸に直角方向に強制変位を与えた。この結果、はりには軸方向の1次膜応力と2次曲げ応力が発生する。

c. 材質

材質及び物性等は、以下のとおりである。

- ・材質 ; 316FR 鋼
- ・縦弾性係数 ; 154000MPa
- ・ポアソン比 ; 0.305
- ・降伏応力 S_y ; 105MPa

d. 解析ケース

解析ケースは、以下をパラメータとして設定し、表 3.3-8 に示すものとした。

① 1次膜応力

GLOSS 法は1次応力を評価する手法であり、1次膜応力をパラメータとすることで、1次応力レベルに応じて適切に評価できることを確認する。

② 2次曲げ応力

一定の1次膜応力に対して、2次曲げ応力を変化させることにより、2応力の状態にかかわらず1応力に応じて適切に評価できることを確認する。

③ GLOSS法での基準応力 σ_e

GLOSS法では、基準とする応力 σ_e は任意としているが、評価手法の確認として基準応力 σ_e に対する1応力の評価結果を比較する。これにより、 σ_e の選択による評価結果への影響を確認する。

e. 解析手順

解析は、(1)に示したGLOSS法の手順に基づいて、以下により実施した。

- ① 表3.3-8の1次膜応力及び2次曲げ応力に対して、弾性解析を実施する。この時、はりの縦弾性係数は全要素について154000MPaとする。
- ② ①で得られた応力分布に対して、基準応力 S_e を10MPa(、20MPa、30MPa)として全要素に対して、以下により縦弾性係数を修正する。
- ③ ②での修正後の縦弾性係数を用いて、修正後の応力分布を求める(2回目の弾性解析)。
- ④ ①及び③の弾性解析での応力及びひずみにより、R-node及びR-node応力を求める。

f. 解析結果

(a) 評価手法に関する検討

解析結果の一例を図3.3-25に示す。図3.3-25では、表3.3-8の解析ケースのうち、ケース1~3の結果を示している。図3.3-25において、(a)は縦弾性係数修正前後のはり根元での板厚方向の応力分布、(b)は応力、ひずみからGLOSS-diagramにプロットした結果を示している。

本結果では、10~30MPaの基準応力 σ_e に対してR-node位置は変動し、得られる1次応力も25~45MPaと大きく変動する結果となった。これは、基準応力 σ_e の取り方によって1次応力の評価が大きく異なることになり、このままでは1次応力評価法としての適用は困難と考えられる。

GLOSS法では、極限荷重分布と弾性解析での応力分布の交点をR-nodeと定義しているが、図3.3-25での応力分布は極限荷重分布とはなっていない。これは、1回の縦弾性係数の修正では、応力再配分が十分に行えていないため考えられ、eの手順のうち②~④について再度繰り返しを実施した。

結果を、図3.3-26に示す。図3.3-26では、(a)~(c)に基準応力 σ_e をそれぞれ10、20、

30MPa とした場合を示している。

(b) 1次応力評価に関する検討

a.により、縦弾性係数の修正を繰り返すことにより、適切な1次応力が評価できると考えられたため、異なる応力条件に対して評価を行った。

① 1次応力に対する結果（解析ケース 3、8、9）

表 3.3-8 での解析ケース 3、8、9 に対する解析結果を、図 3.3-27～29 に示す。R-node 位置及び1次応力は、図中に示すとおりである。31.5、52.5、73.5MPa の各1次応力(引張荷重)に対して、GLOSS 法での評価結果は 28.6MPa、46.8MPa、64.7MPa となった。

解析結果に基づいて、GLOSS 法により求めた1次応力と引張荷重の関係を整理した結果を図 3.3-30 に示す。GLOSS 法での評価結果は、引張荷重の増加に比例して増加しており、1次応力の変化を適切に評価しているものと考えられる。

1次応力の大きさについては、引張荷重とは一致していないが、ほぼ妥当な値を示している。本解析の体系では、軸方向応力(σ_x)のほかに、軸に直交方向の応力(σ_y)も生じており、これらを考慮すると Mises 相当応力は、引張荷重の約 0.9 倍程度となり、GLOSS 法での評価結果とほぼ一致するため、適切な1次応力レベルを評価しているものと考えられる。

② 異なる曲げ応力に対する結果（解析ケース 4～8）

異なる荷重条件に対しても、1次応力が一定であれば同様の結果が得られることを確認するために、曲げ応力をパラメータとした検討を行った。代表的な解析結果を図 3.3-31 に示すとともに、異なる曲げ応力に対して得られた1次応力の評価結果を図 3.3-32 に示す。

図 3.3-32 に示すように、2次曲げ応力の大きさに係わらず、一定の1次応力に対しては、GLOSS 法により一定の評価結果が得られることが確認された。また、応力レベルについては、(1)に示したように適切な値と考えられ、本結果により2次応力によらず、所定の1次応力を評価可能な見通しが得られた。

(3) GLOSS 法の適用性の検討（その2）；簡易な1次応力評価法に関する検討

(2)の検討では、提案されている GLOSS 法の手順に基づいて評価を行っている。この結果、GLOSS 法で1次応力の評価が可能であるが、繰返し弾性解析が必要であることが分った。

一方、GLOSS 法での基準応力 σ_e を弾完全塑性体の降伏応力 S_y に見立てた非弾性解析を用

いれば、繰返し弾性解析を行う必要がなく、より簡易な手順により1次応力の評価が可能と考えられる。ここでは、非弾性解析による1次応力の評価について検討を行った。

a. 材質及び物性等

材質及び物性等は、以下のとおりである。本検討では、非弾性構成式に弾完全塑性モデルを用い、GLOSS法での基準応力 f_e を弾完全塑性モデルの降伏応力に置き換えることで、より簡易な評価を行うことを目的としている。このため、降伏応力は評価する1次応力に応じて設定するものとし、弾性範囲の物性のみ316FR鋼を想定するものとした。

- ・縦弾性係数； 154000MPa (316FR鋼に相当)
- ・ポアソン比； 0.305 (316FR鋼に相当)
- ・非弾性構成式； 弾完全塑性
- ・降伏応力 S_y ； 1次応力に応じて設定するものとし、図3.3-33に示すとおりとした。

b. 荷重条件、解析ケース

荷重条件及び解析ケースを図3.3-34及び表3.3-9に示す。また、各解析ケースでの降伏応力を表3.3-9に示す。荷重条件としては、軸方向の引張荷重(1次応力)と強制変位(2次曲げ応力)を与えるものとした。

c. 解析結果

解析結果を、図3.3-35及び表3.3-10に示す。

(a) 非弾性解析による評価法の適用性

弾性解析による評価と同様に、図3.3-35に示す弾性解析結果と非弾性解析結果の交点がR-nodeとなり、この位置での応力が1次応力となる。表3.3-10では、各ケースでの交点の座標と応力を整理した。

表3.3-10に示すように、各解析ケースとも、与えた引張荷重に対してほぼ同じ応力が評価されており、非弾性解析による方法でも1次応力が評価可能なことが確認された。

(b) 弾性解析による評価との比較

表3.3-10では、弾性解析による評価結果を合わせて示している。

弾性解析による方法では、1回目の弾性解析の結果により全要素の縦弾性係数を修正する必要があるため、要素分割を行っている。このため、完全な単軸応力でなく、はりの軸に直交する方向の応力が生じる。

一方、非弾性解析の場合には、縦弾性係数の修正が不要であるため、本解析のモデルではビーム要素を用いており、引張方向の単軸応力のみとなる。

上記の相違により、評価される応力値には相違があるものの、モデルの相違を考慮すれば、両者はよく一致している。また、R-node 位置についても、弾性解析による方法と非弾性解析による方法とはよく一致している。

以上のことから、非弾性解析による方法で弾性解析による方法と同様の結果が得られることが確認でき、非弾性解析により弾性解析のよる場合の繰返し計算を省略して、より簡易に1次応力が評価できることを確認した。

(4) まとめ

本検討の結果から、以下が明らかになった。

- ① GLOSS 法に基づく、縦弾性係数を修正した弾性解析により、(1次+2次)応力の体系においても、1次応力を分離し、1次応力レベルを適切に評価できる見通しが得られた。
- ② GLOSS法では、弾性解析の結果と極限荷重型の応力分布との交点をR-nodeとしている。1次応力のみの場合には、縦弾性係数を修正した弾性解析を実施することで、比較的容易にR-node位置を同定することが可能と考えられるが、(1次+2次)応力の場合には、縦弾性係数の修正を数回繰返す必要がある。なお、本検討においては、縦弾性係数を修正した弾性解析を3回程度繰返せば、1次応力の評価が行えるとした。
- ③ 基準とする応力(σ_e)は、原則として任意であるが、構造の大半で応力再配分が生じるように設定する必要がある。具体的には、1次応力より小さい応力を σ_e として選定する必要がある。実際には、1次応力は不明なため、初期の弾性解析の応力分布に基づいて、板厚の半分以上の領域で縦弾性係数が修正されるように σ_e を選定すればよいと考えられる。なお、 σ_e が高いほど、繰返し回数が増加すると考えられ、極力小さい応力を基準とする方が望ましいと考えられる。
- ④ σ_e を S_y とすれば、非弾性挙動の予測が可能である(本手法の当初の目的)が、1次応力の評価に当たっては③に示したように、構造物の大半の領域で応力再配分を生じさせる必要がある。よって、適切な σ_e (σ_y)の設定が必要であることから、1回の非弾性解析と1回の弾性解析の組合せでは、1次応力の推定は困難と考えられる。

表 3.3-8 荷重条件及び解析ケース

ケース番号	1次応力 ; Pm (MPa)	2次応力 ; Qb (MPa)	基準応力 σ_e (MPa)	備考
1	31.5 (=0.3Sy)	84 (=0.8Sy)	10	$\delta=36.4\text{mm}$
2		84 (=0.8Sy)	20	$\delta=36.4\text{mm}$
3		84 (=0.8Sy)	30	$\delta=36.4\text{mm}$
4	52.5 (=0.5Sy)	5.25 (=0.05Sy)	10	$\delta=2.3\text{mm}$
5		10.5 (=0.1Sy)	10	$\delta=4.6\text{mm}$
6		31.5 (=0.3Sy)	10	$\delta=13.7\text{mm}$
7		52.5 (=0.5Sy)	10	$\delta=22.8\text{mm}$
8		84 (=0.8Sy)	10	$\delta=36.4\text{mm}$
9	73.5 (=0.7Sy)	84 (=0.8Sy)	10	$\delta=36.4\text{mm}$

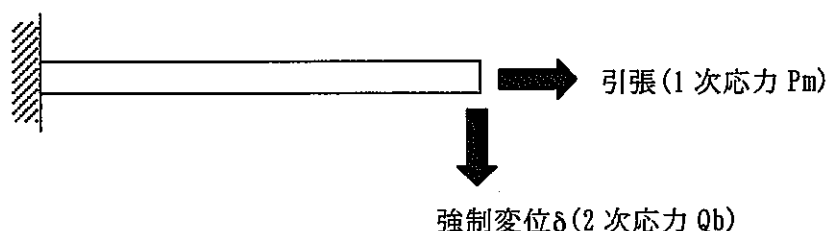


表 3.3-9 荷重条件及び解析ケース

解析ケース	引張荷重 (N) ^{*1} (1次応力 (MPa))	強制変位 (mm) ^{*1} (曲げ応力 (MPa))	弾完全塑性モデル の降伏応力 (MPa) ^{*2}
1	28,350 (31.5)	1.10 (84)	10
2	47,250 (52.5)	1.10 (84)	10
3	66,150 (73.5)	1.10 (84)	30

注 1) 荷重条件は、下図参照

注 2) 弾完全塑性モデルは、図 3.3-33 参照

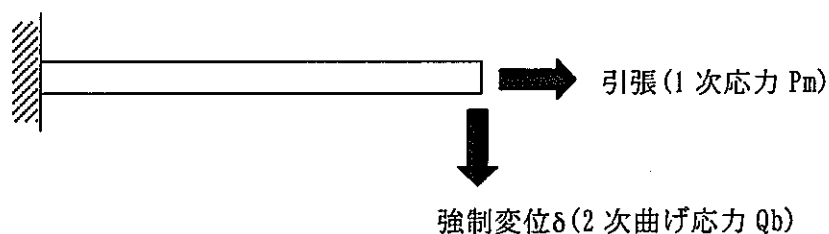


表 3.3-10 非弾性解析による 1 次応力の評価結果

	1 次膜応力 (MPa)	2 次曲げ 応力 (MPa)	非弾性解析による方法			弾性解析による方法		
			弾完全塑性モデル の降伏応力 S_y (MPa)	R-node 位置 (mm)	R-node 応力 (MPa)	基準応力 σ_e (MPa)	R-node 位置 (m)	R-node 応力 (MPa)
ケース 1	31.5	84	10	15.2	31.6	10	15.3	28.6
ケース 2	52.5	84	10	15.3	52.6	10	15.3	46.8
ケース 3	73.5	84	30	15.3	73.6	30	15.3	64.7

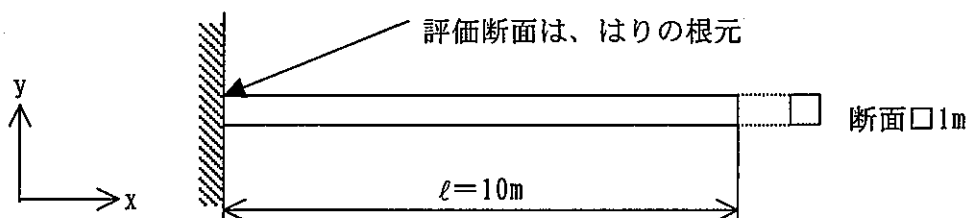
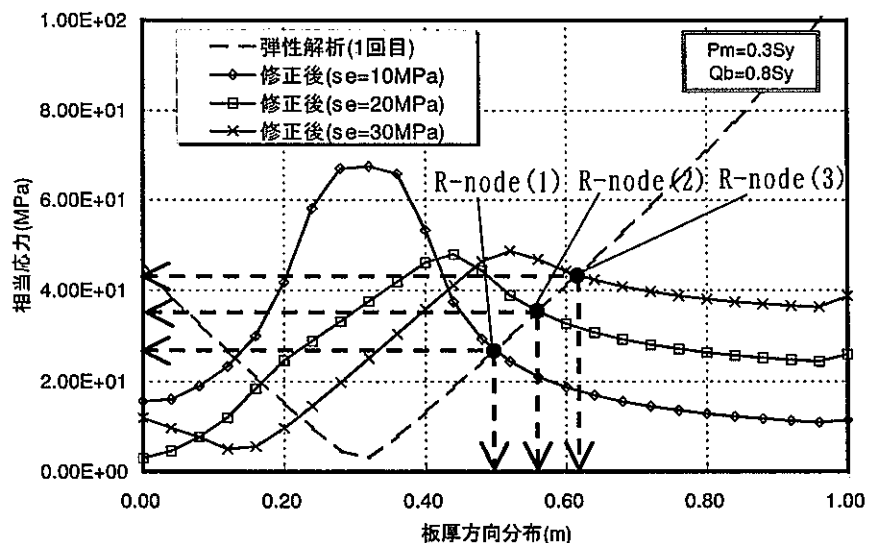
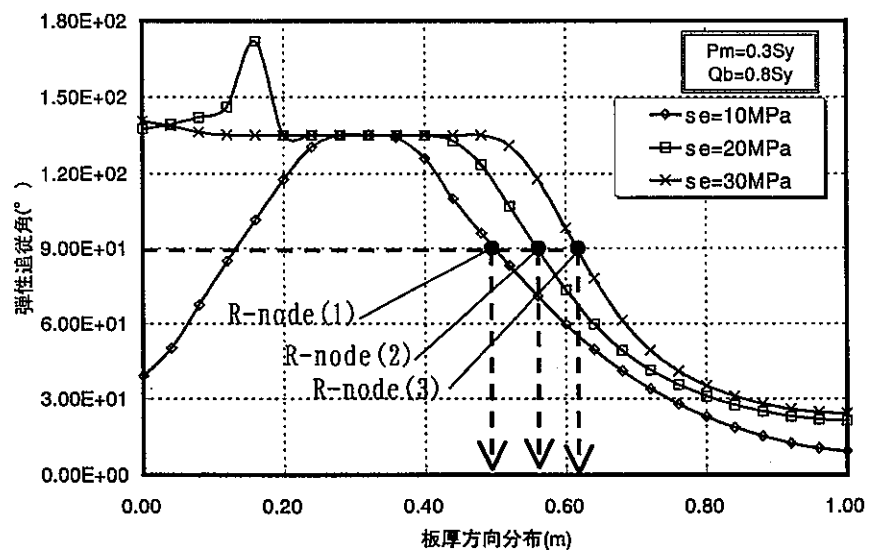


図 3.3-24 解析モデル



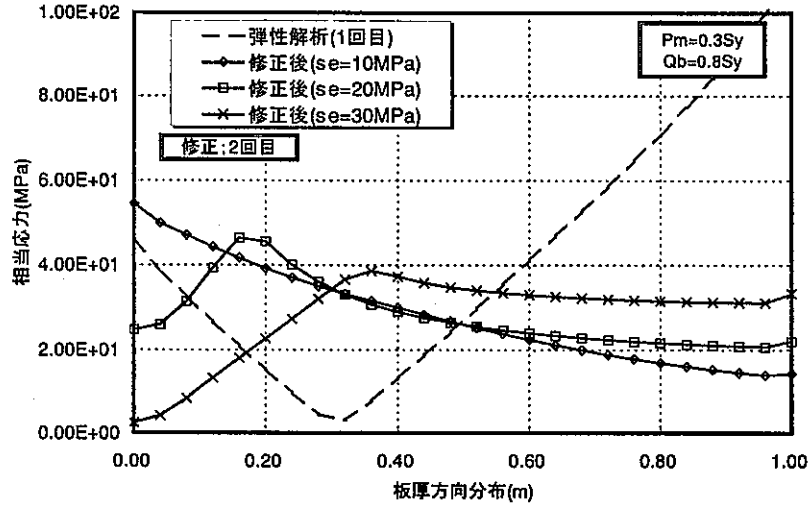
(a) 板厚方向の応力分布



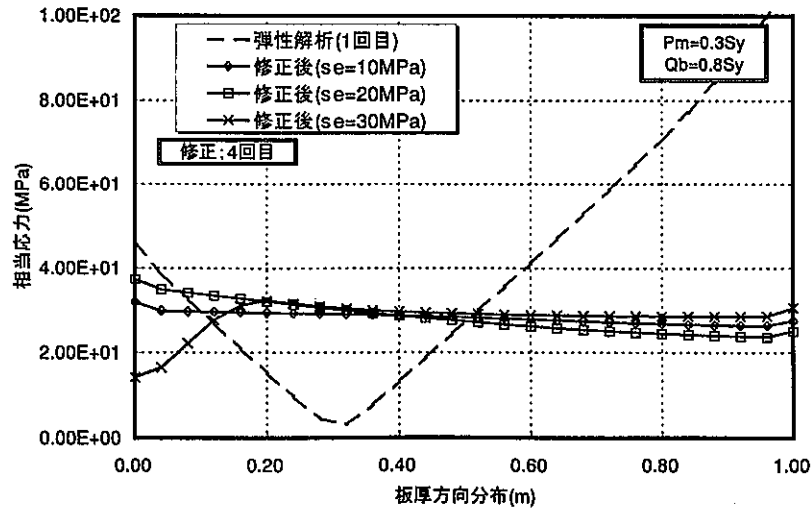
(b) 弾性追従角の分布

	ケース 1	ケース 2	ケース 3
1 次応力 ; Pm (MPa)	31.5	31.5	31.5
2 次応力 ; Qb (MPa)	84	84	84
基準応力 σ_e (MPa)	10	20	30
R-node 位置	0.5	0.56	0.62
R-node 応力 (MPa)	26.7	35.0	43.4

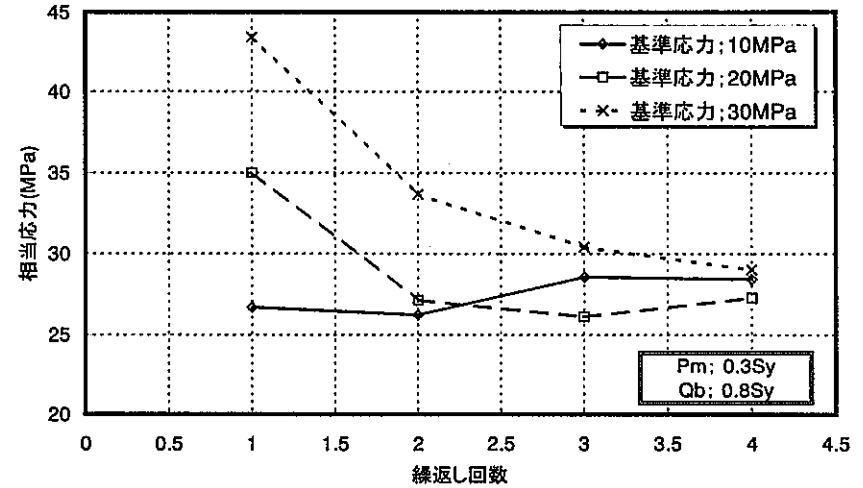
図 3.3-25 解析結果の一例(ケース 1~3)



(a) 断面内応力分布；修正 2 回目



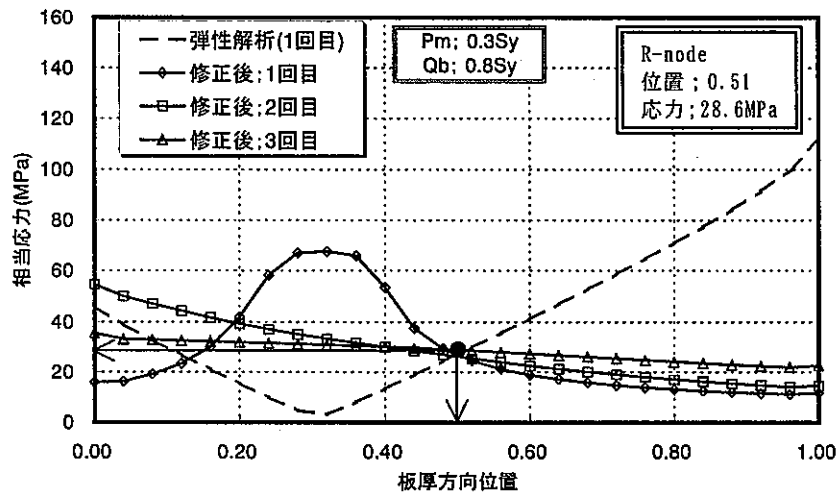
(b) 断面内応力分布；修正 4 回目



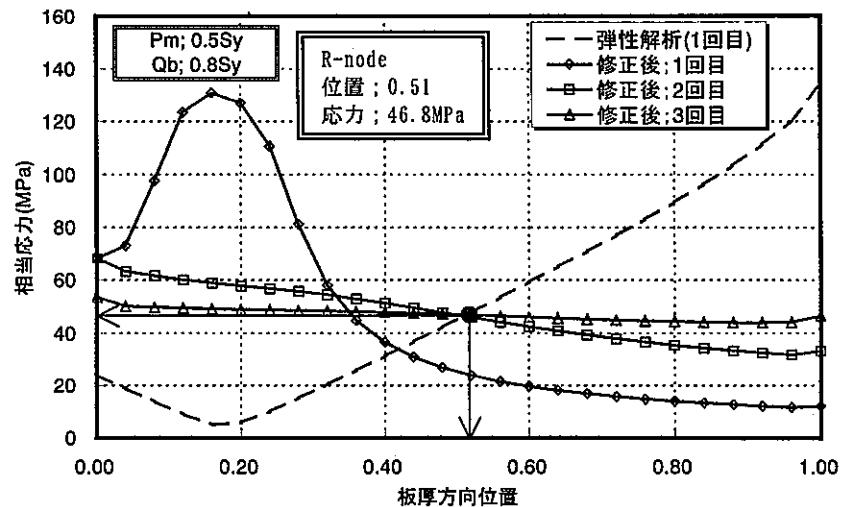
(c) 繰返し数と R-node 応力の関係

		基準応力 σ_e (MPa)	R-node 位置 (m)	R-node 応力 (MPa)
ケース 1	1 回目	10	0.5	26.7
	2 回目	10	0.49	26.2
	3 回目	10	0.51	28.6
	4 回目	10	0.51	28.4
ケース 2	1 回目	20	0.56	35.0
	2 回目	20	0.49	27.2
	3 回目	20	0.49	26.1
	4 回目	20	0.5	27.3
ケース 3	1 回目	30	0.62	43.4
	2 回目	30	0.55	33.7
	3 回目	30	0.52	30.4
	4 回目	30	0.51	29.0

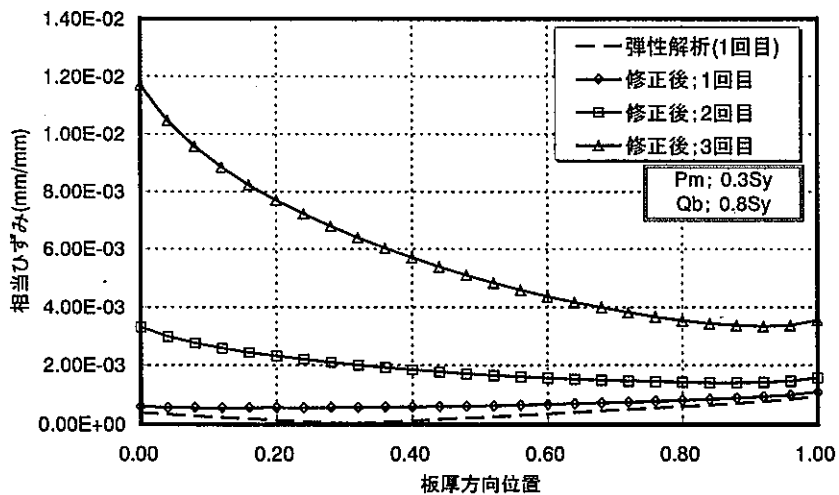
図 3.3-26 基準応力 σ_e に対する R-node 応力の評価結果



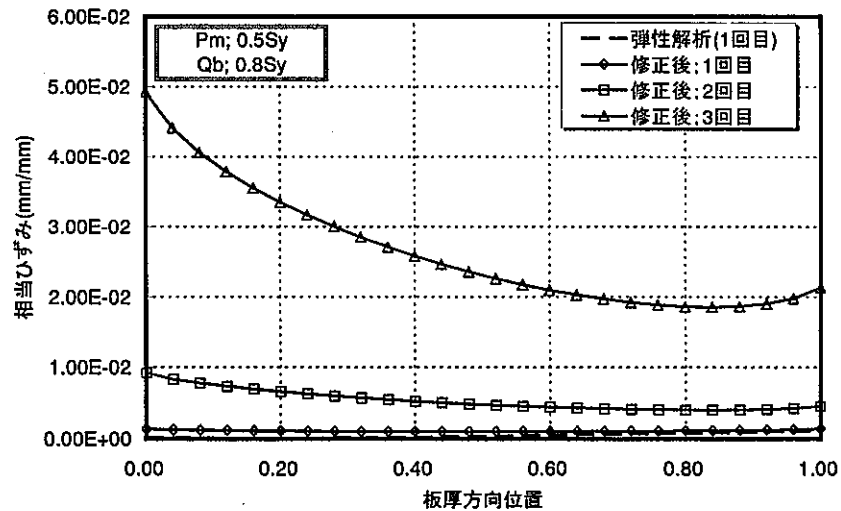
(a) 断面内の応力分布



(a) 断面内の応力分布



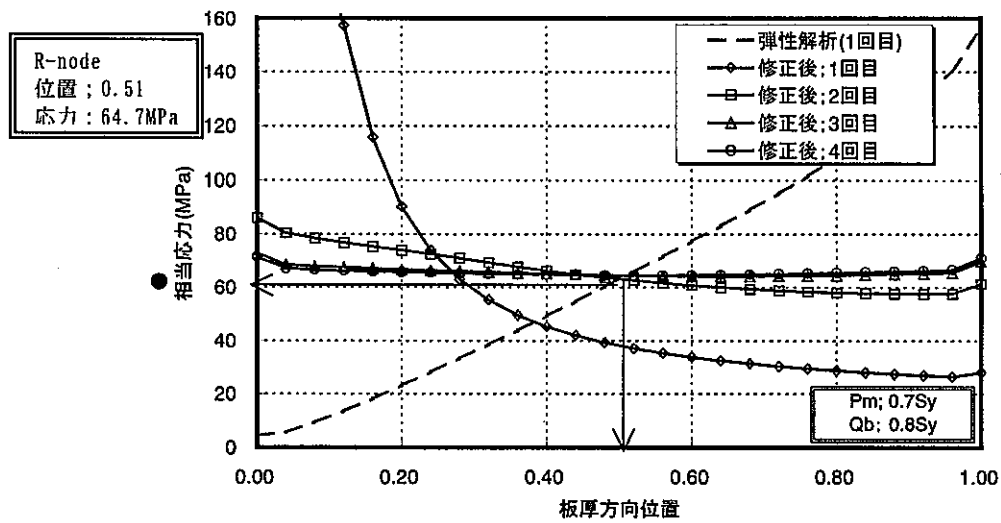
(b) 断面内のひずみ分布



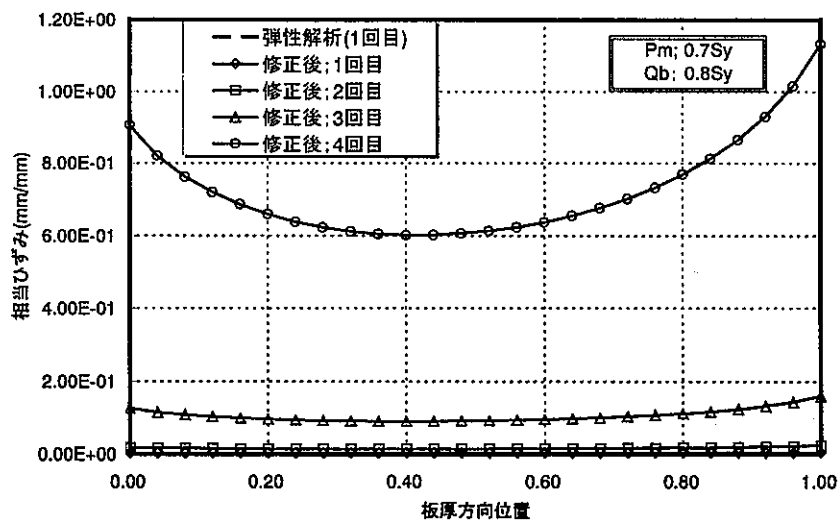
(b) 断面内のひずみ分布

図 3.3-27 解析結果(ケース 3 ; Pm=0.3Sy、Qb=0.8Sy)

図 3.3-28 解析結果(ケース 8 ; Pm=0.5Sy、Qb=0.8Sy)



(a) 断面内の応力分布



(b) 断面内のひずみ分布

図 3.3-29 解析結果(ケース 9 ; Pm=0.7Sy、Qb=0.8Sy)

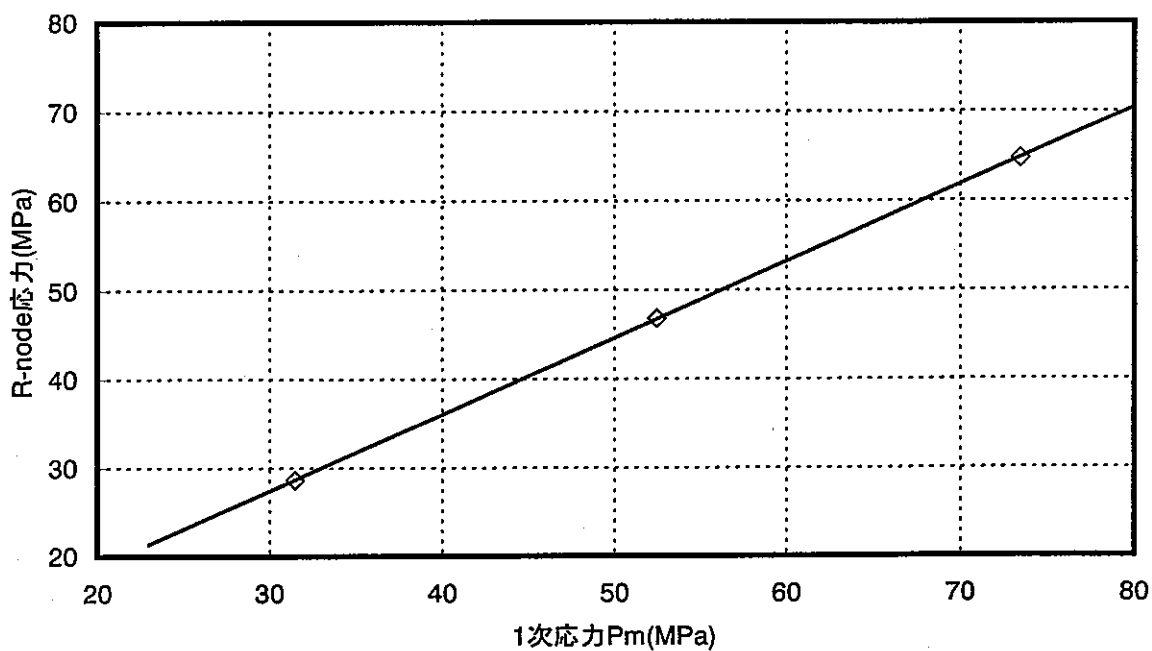
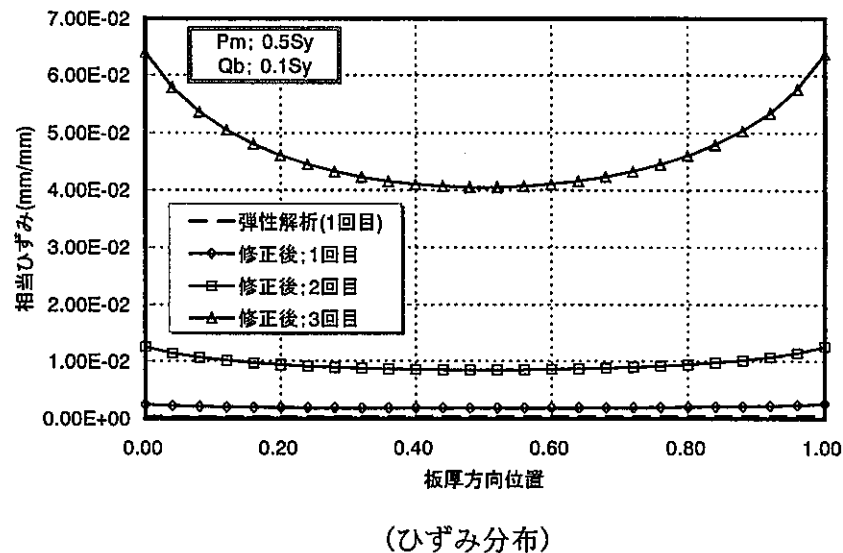
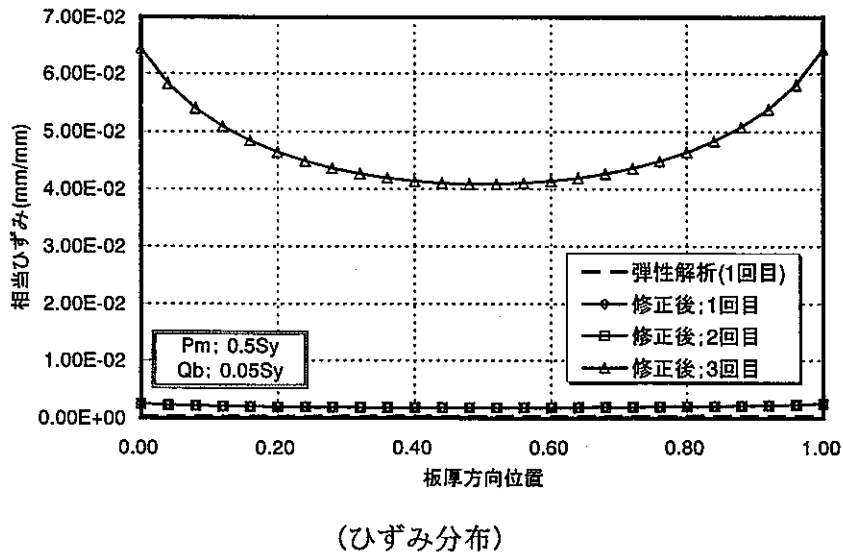
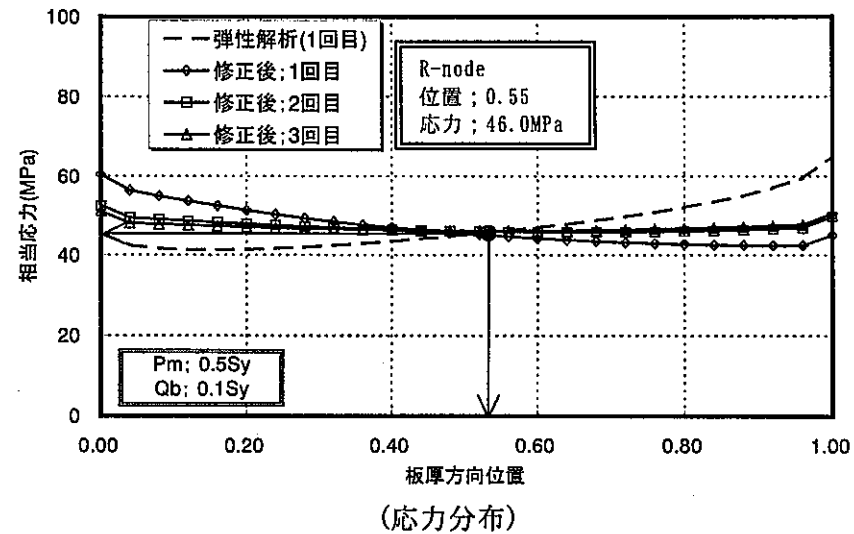
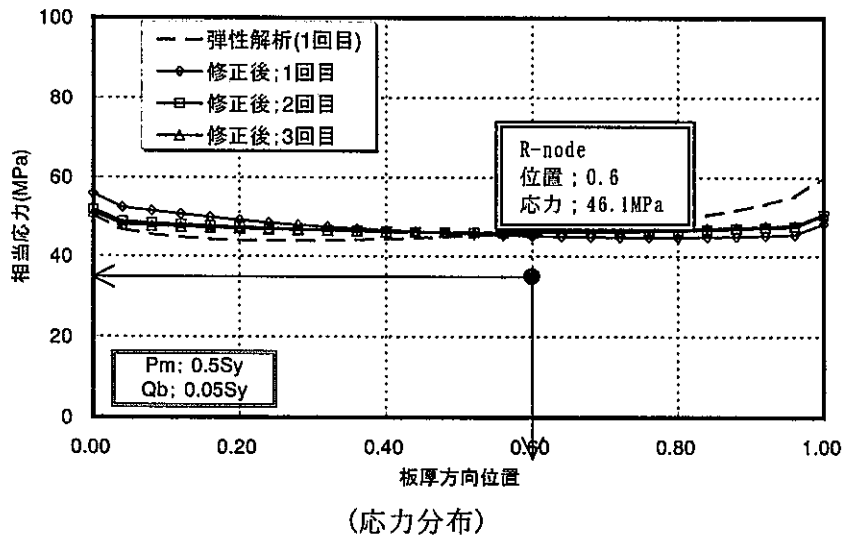


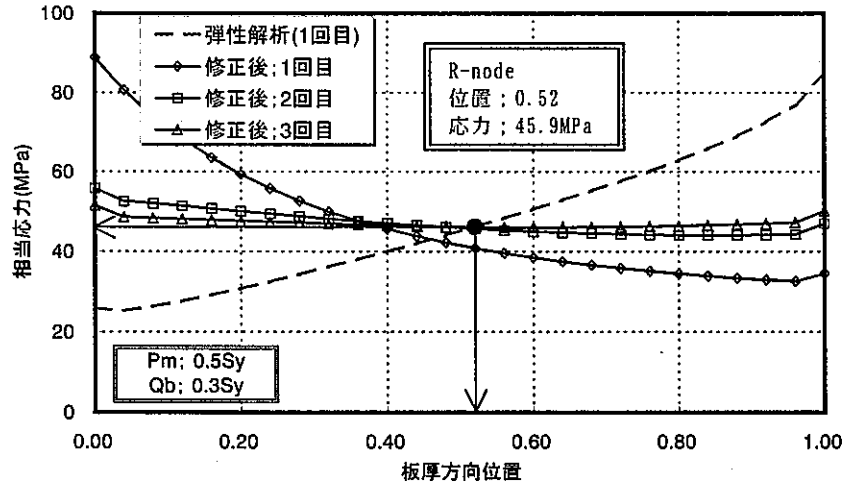
図 3.3-30 1次応力と R-node 応力の関係



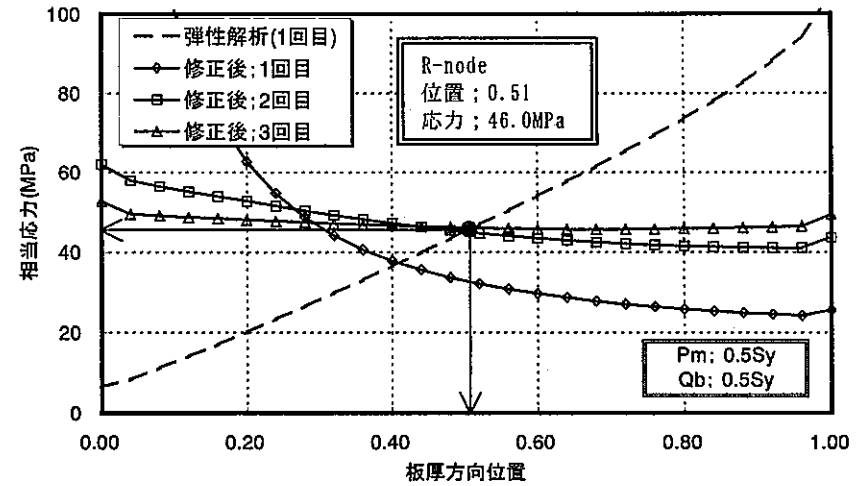
(a) $P_m=0.5S_y$ 、 $Q_b=0.05S_y$ のケース

(b) $P_m=0.5S_y$ 、 $Q_b=0.1S_y$ のケース

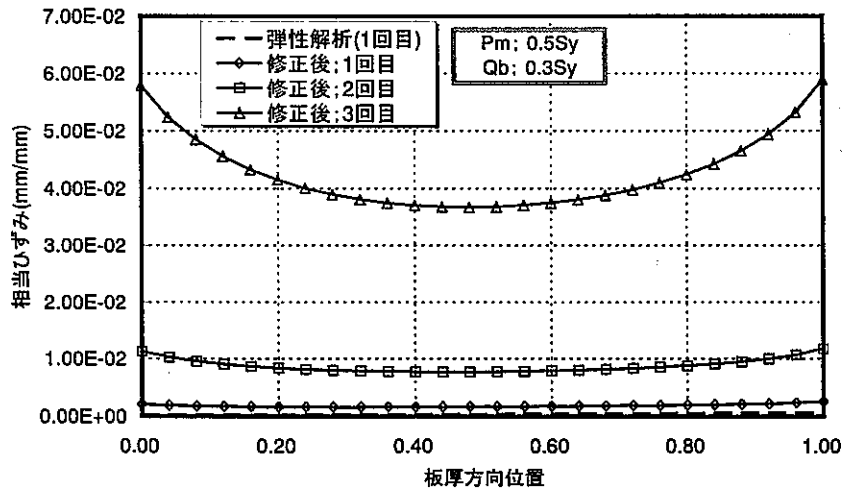
図 3.3-31 異なる曲げ応力に対する解析結果(1/2)



(応力分布)

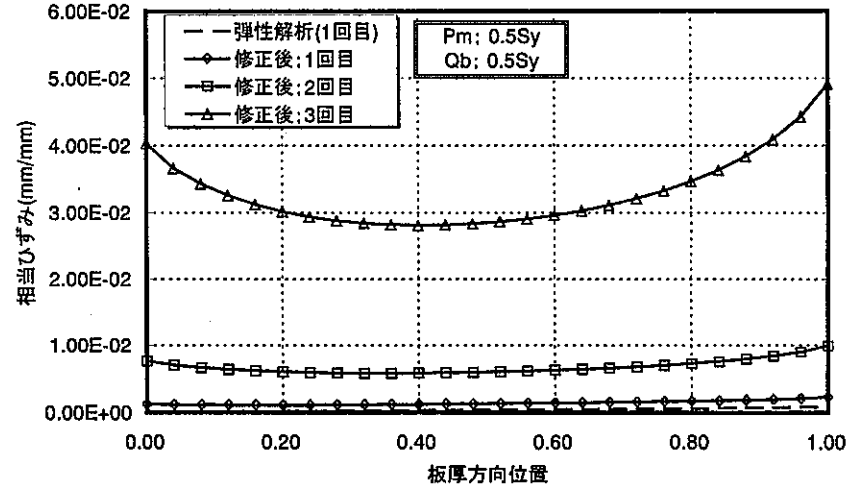


(応力分布)



(ひずみ分布)

(c) $P_m=0.5S_y$, $Q_b=0.3S_y$ のケース



(ひずみ分布)

(d) $P_m=0.5S_y$, $Q_b=0.5S_y$ のケース

図 3.3-31 異なる曲げ応力に対する解析結果(2/2)

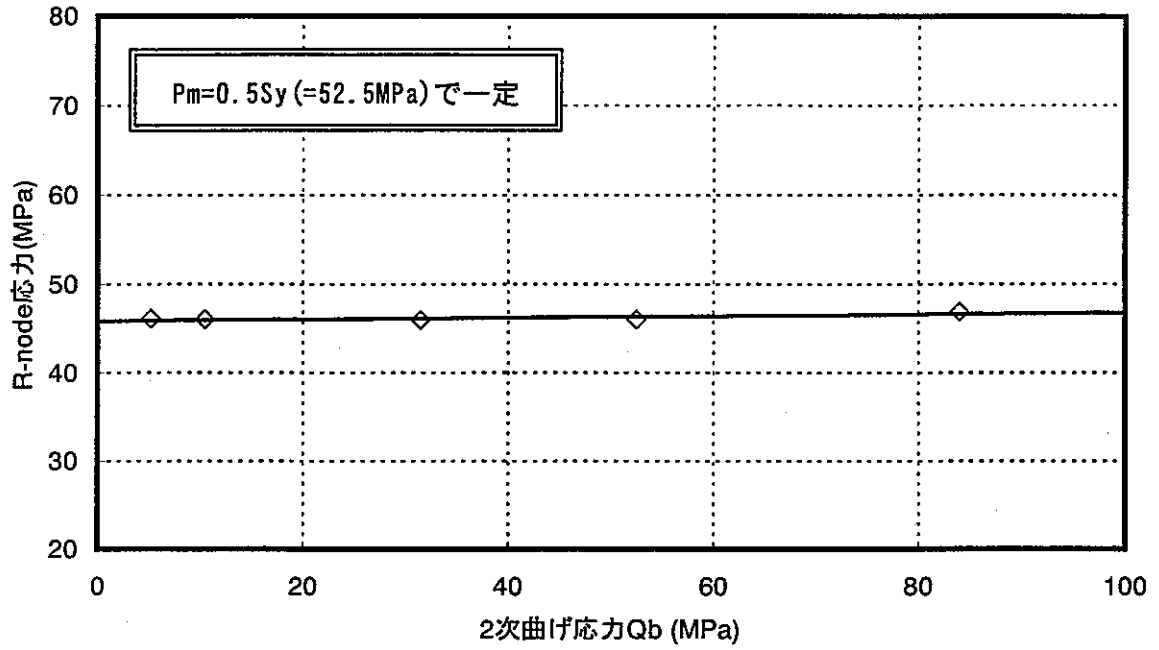


図 3.3-32 1次応力と R-node 応力の関係

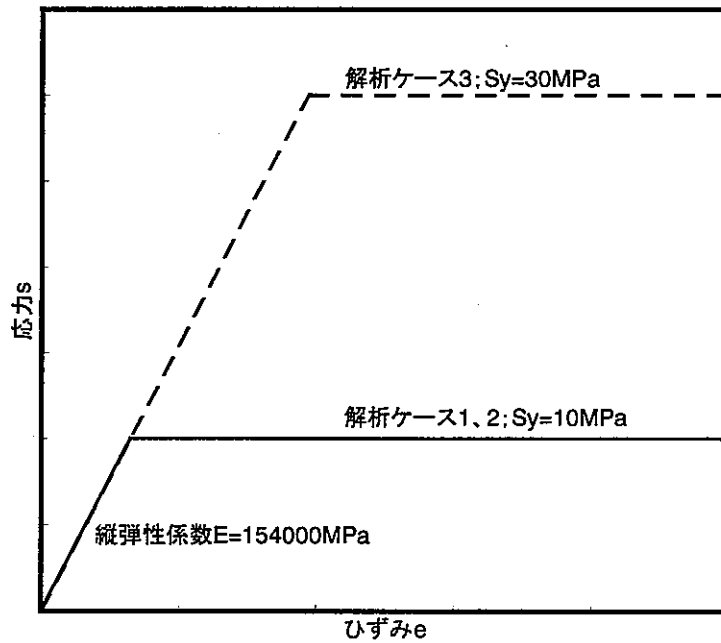
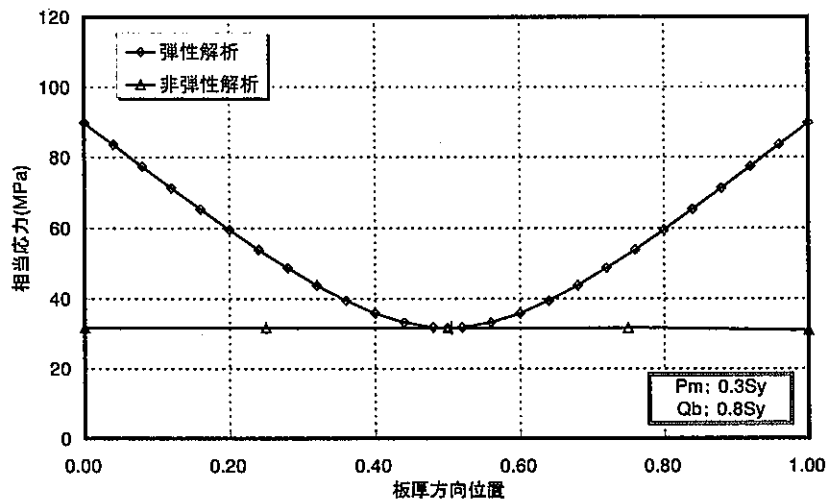
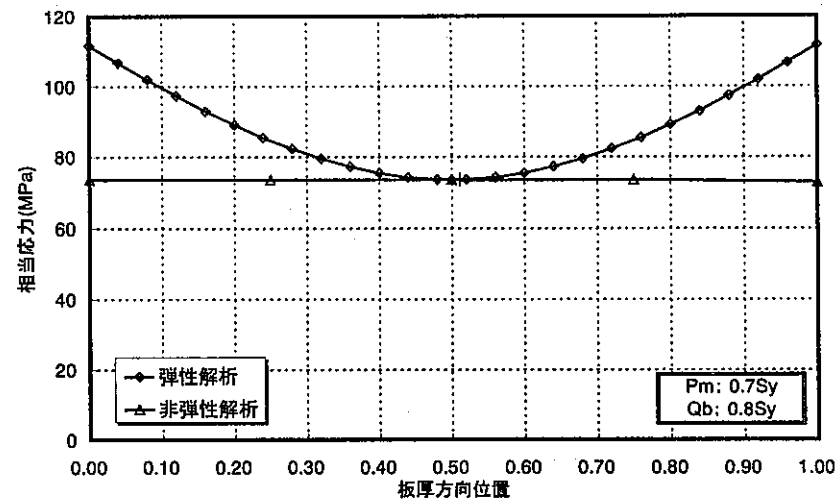


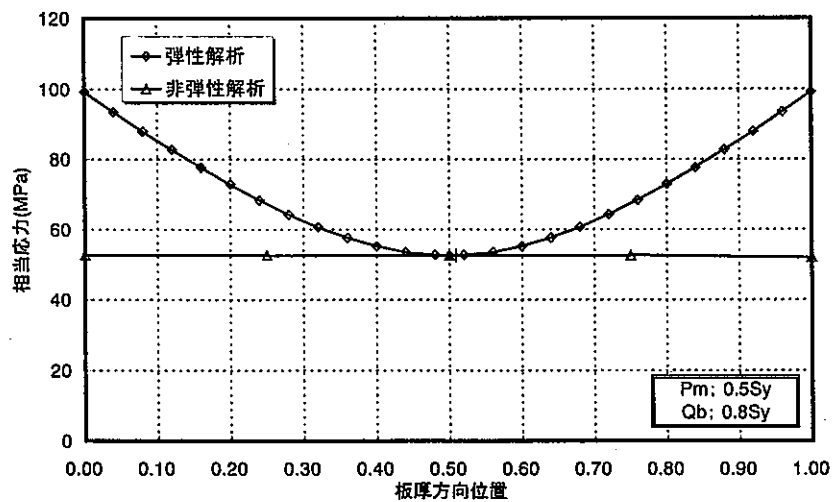
図 3.3-33 非弾性構成式と使用した降伏応力



(a) $P_m=0.3S_y$ 、 $Q_b=0.8S_y$



(c) $P_m=0.3S_y$ 、 $Q_b=0.8S_y$



(b) $P_m=0.3S_y$ 、 $Q_b=0.8S_y$

图 3.3-34 非弹性解析による1次応力の評価結果

4. 非弾性解析指針の策定

4.1 非弾性解析法の検討

4.1.1 非弾性解析における負荷履歴の検討

高速実用炉で強度評価上厳しい部位としては、原子炉容器の液面近傍及び炉心支持構造がある。このうち、原子炉容器液面近傍は、“起動+手動トリップ”で全ての想定事象が包絡可能であるため、負荷履歴の影響は考える必要がない。一方、炉心支持構造は、“手動トリップ+主蒸気管破損”、“手動トリップ+起動”の2組以下に主要対象荷重を包絡するのは難しく、前者で大きな疲労損傷が発生し、後者でも若干の疲労損傷が生じており、発生順序により負荷履歴の影響が現れることが考えられる。

こうしたことから、非弾性解析指針案で提案している構成則である2直線近似式について、負荷履歴の解析結果への影響、評価結果の保守性に関し、簡易モデルを用いて検討した。

(1) 簡易モデルによる負荷履歴の解析条件

高速実用炉の実際の熱過渡変化による応力を単純化して模擬した繰返し強制変位を簡易モデルに負荷して解析を行った。[1]

a. モデル

検討に用いた簡易モデルを図4.1-1に示す。モデルは、1要素の平面応力要素とバネ要素とから構成される。バネは変位負荷方向に配置し、構造の弾性追従挙動を模擬できるようにしている。バネ定数は、弾性追従係数 q が実構造に近い2.0程度となる $154,000\text{N/mm}^2$ とした。バネがラチェットの進行に伴って変形し、反力を生じるため負荷履歴を生じることができるものと考えられる。

b. 構成則

構成則は、大野-王モデル及び弾塑性応力ひずみ関係式の2直線近似+ α リセットモデルの2通りについて履歴の影響を比較した。

c. 負荷パターン条件

検討では簡易モデルに繰返しの強制変位を負荷するものとする。用いる負荷パターンは、負荷履歴が大きくなると考えられる片振り負荷を基本とし、炉心支持構造での事象組合せを参考に単純化して作成した。一次荷重 P_m は 25MPa とし、保持はしない。負荷パターンは、片振り引張のみで弾性解析で 300MPa 相当となる変位を与える「強制変位A」及び片振り圧縮のみで弾性解析で 500MPa 相当となる変位を与える「強制変位B」を以下のように組合せた2種

類とした。なお、2直線近似式は、弾性解析結果に基づき、500MPa、 $q=2$ の条件のひずみ範囲で設定した。

$$\text{負荷 1} \text{ --- } (A+B) \cdot 10 + A \cdot 30$$

$$\text{負荷 2} \text{ --- } (A \cdot 4 + B) \cdot 10$$

検討した負荷パターンを表 4.1-1 に示す。

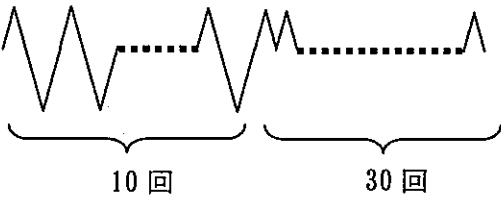
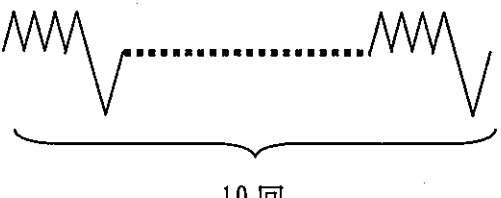
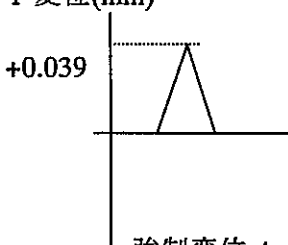
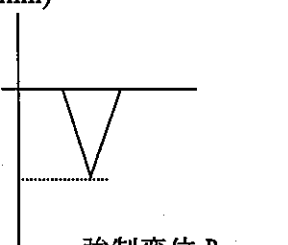
(2) 簡易モデルによる負荷履歴の解析評価

前項で設定したモデル、負荷パターンでの解析結果の一次荷重方向累積非弾性ひずみを比較して図 4.1-2 に示す。負荷履歴の差はみられるが、いずれの負荷パターンによっても構成式が同じであれば、最終的な累積非弾性ひずみの値の差は小さい。ただし、最終サイクル付近での増分の傾きの差は小さくなく、解析結果を外挿した場合には、有為な差が現れるものと思われる。また、2直線式は大野一王に比べて2倍程度大きな予測となっており、十分に安全側の予測となることが確認された。図 4.1-3、4 にそれぞれの上下変位負荷方向の応力ひずみ関係を示す。

参考文献

- [1] 島川、中村「非弾性解析による設計法策定のための解析および調査報告書」(平成 14 年度)
JNC, TJ9400 2002-007, (2002)

表 4.1-1 負荷パターン

No	パターン	波形 (変位)	共通条件
1	$(A+B) \times 10 + A \times 30$ 強制変位 A と強制変位 B の組合せを連続 10 回の 後、強制変位 A を 30 回		弾性追従係数 2 温度 550℃ $P_m = 25\text{MPa}$ 保持なし
2	$(A \times 4 + B) \times 10$ 強制変位 A を連続 4 回の 後、強制変位 B とする組 合せを 10 回		
<p>Y 変位(mm)</p>  <p>強制変位 A (弾性応力 300MPa 相当)</p>		<p>Y 変位(mm)</p>  <p>強制変位 B (弾性応力 500MPa 相当)</p>	

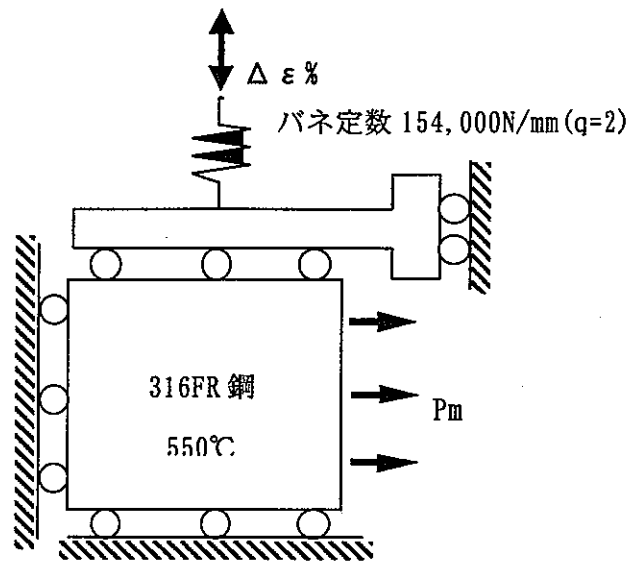


図 4.1-1 解析モデル

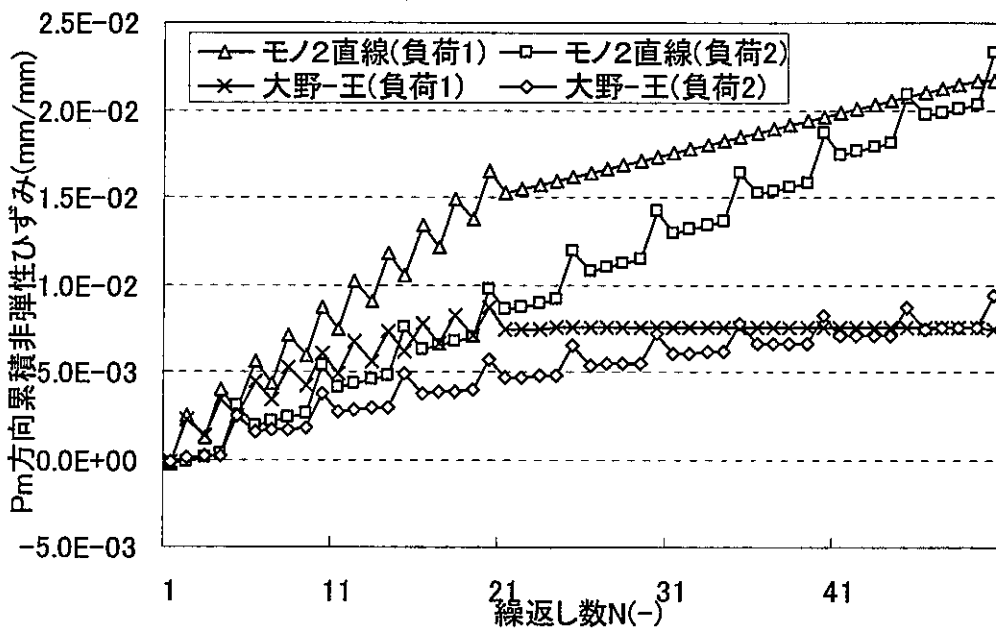


図 4.1-2 単純モデルによる負荷履歴検討結果

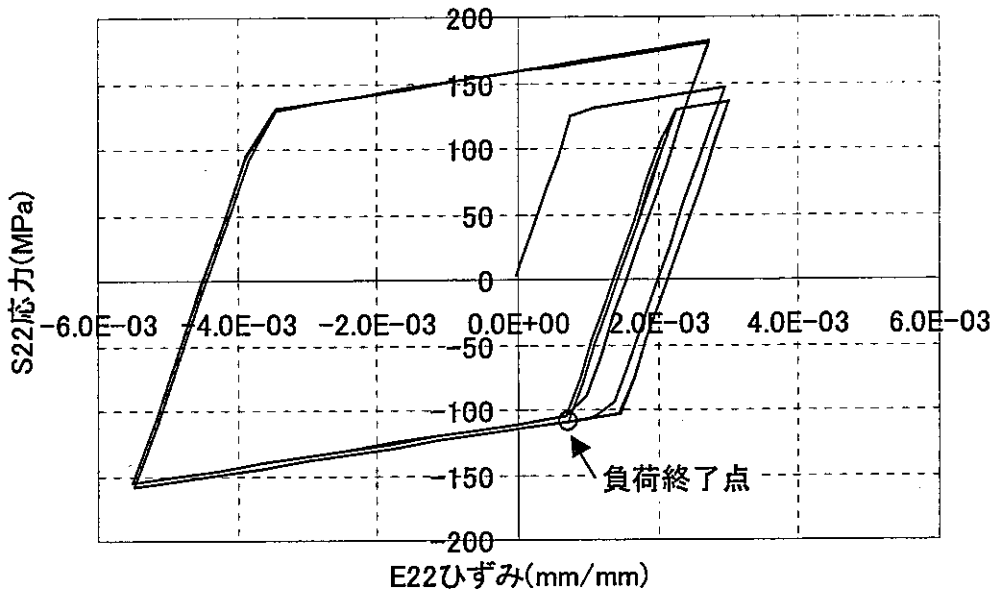


図 4.1-3(1) 2直線近似式負荷1のY方向応力ひずみ関係

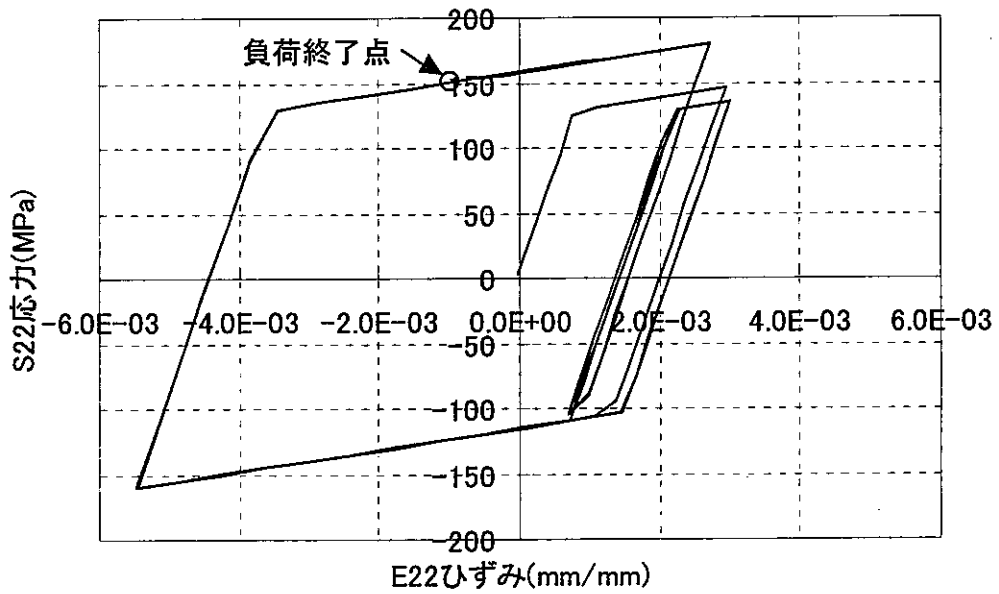


図 4.1-3(2) 2直線近似式負荷2のY方向応力ひずみ関係

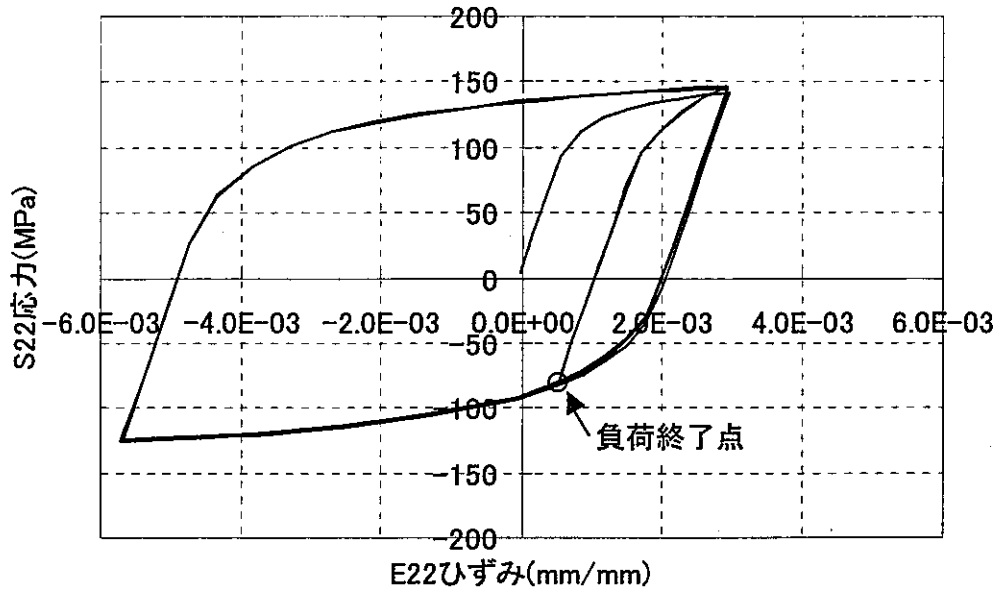


図 4.1-4(1) 大野一王式負荷 1 の Y 方向応力ひずみ関係

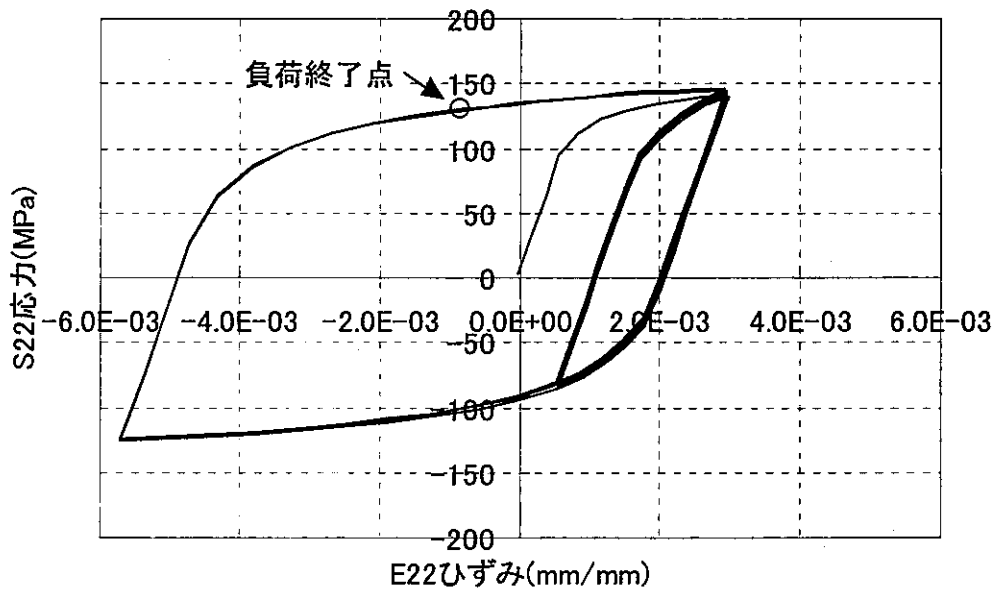


図 4.1-4(2) 大野一王式負荷 2 の Y 方向応力ひずみ関係

4.1.2 詳細構成式の設計適用上の課題

本研究で作成検討している非弾性解析指針案では、古典的構成則である2直線近似+ α リセットモデルを構成則として採用しているが、今後の更なる設計の進捗、設計の合理化のために、より高精度な非弾性解析評価の必要性が高まってくるものと思われる。材料の詳細構成式には様々なものが提案されているが、高速炉材料関連として特別に開発されてきた詳細構成式には、(財)電力中央研究所を中心に「発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験)」(以下「F高」という。)において開発されてきた構成式(以下「電中研モデル」という。)がある。最新の電中研モデルは名古屋大学大野教授を中心に開発されてきた構成式(大野-王モデル)に材料の温度依存性と繰返し硬化特性を導入して改良されたものである。電中研モデルについては、これまでに多くの時間をかけて開発・検証されてきており、本指針案で今後詳細構成式を採用する場合、新たな詳細構成式を開発するのではなく、これらを有効に活用してゆくべきものと考えられる。そこで、本指針案に電中研モデルを取り込む際に考えられる課題点を整理し、対応について検討した。

(1) 課題及び現状の整理

電中研モデルに関する現状、指針案に取り込む際に考えられる課題、今後設計に用いる場合の課題について以下に整理した。

a. 汎用性

- ① 当初、電中研の内部解析コード向けに開発されてきたが、平成12年度からABAQUS及びMARCに対して、電中研モデルを稼働させるためのユーザサブルーチンが用意されるようになった。現状では、これら以外の汎用コードには用意されていないが、上記2コードをサポートすることで、かなり多くのユーザをカバーできるものと思われる。他の汎用コードへの組み込みについては、開発元以外での対応は難しいものと思われる。
- ② 前記のように、ABAQUS及びMARCでのユーザサブルーチンが用意されているが、2者で同一問題を解析した場合に解に若干の差異のあることが指摘されている。将来、工事計画認可申請用の解析評価に用いた場合に、別機関で行うクロスチェックで解析コードが異なっている場合は注意を要する。
- ③ 有償公開であるため導入コストは必要であるが、導入に際しての技術的な問題はない。

b. 難易度

- ① 電中研モデルでは、材料物性なども含めてサブルーチンに含まれており、解析までの入力

条件の準備は古典的構成則に比べはるかに容易である。また、荷重ステップ、モデル化において特別な考慮をする必要はない。

- ② 取り扱い自体が容易であるために、サブルーチンの内容を理解せずとも使える。しかし逆に、サブルーチンの内容は高度で難解であるため、例えば解析が収束しないなど、問題が発生すると原因を究明することが難しく、問題への対処は容易でない。

c. 検証状況

- ① 電中研モデルは、F 高において実試験による検証が行われながら開発されてきている。検証では、単軸ベースの材料試験での繰返し負荷、温度変動負荷によるヒステリシスループ、ピーク応力の比較確認、同じく単軸ベースでの保持中の応力緩和挙動の比較確認及び円筒(平滑、段付き)、Yピース(小型、大型)、管板、炉容器モデルなどの構造物試験による損傷評価やラチェット変形の比較確認など、非常に多くの事例が行われている。
- ② 非比例負荷や多軸場で加工硬化と移動硬化が重なったときなど、実現象でのひずみ等の詳細な検証が難しいような場合、解析結果が高精度で一致するとは限らないことも考えられる。

d. 一般性

- ① 電中研モデルは高速炉開発の間では、長らく各種の研究開発とともに進められてきており、十分に認知された、優れた構成式である。
- ② 詳細構成式を用いた解析結果は、構造物の正確な挙動を示すものであり、これまで解析や計算に暗に含まれていた「裕度」が無くなるため、指針への取り込み時には運用上の工夫が必要である。
- ③ 材料定数は、開発元において十分な研究開発の結果、決定されているものであるが、ユーザの理解を向上し正しく利用するため、あるいは、将来的な許認可での対応を考えると、決定手法、決定理由などを明確に提示することが今後必要になってくることも考えられる。また、加工硬化に関する定数などユーザが調節することの許されるものと、そうでないものとの区別を明らかにしておく必要がある。

e. 拡張性

- ① SUS304, 316FR 鋼用サブルーチンが開発され公開されている。また、改良 9Cr-1Mo 鋼についても、前記ステンレス鋼同様の分離型構成式での開発が既に完了している。HCM12A 鋼等他の鋼種に対してもデータが揃えば、短期間で開発が可能と言われている。

f. 整合性

- ① 電中研モデルの開発されているF高では、クリープ損傷評価に延性消耗則を用いた評価体系が推奨されている。現状の弾性解析ベース、時間消費則を用いた体系との整合性、両クライテリアの違いをどうするか課題である。

(2) 対応について

以上の課題点は、①高度な内容、②透明性・検証、③クリープ損傷則、に関するものに分けられるが、それぞれの対応には、①使用する解析者に能力を求める(技能認定等)、②開発元への要望、今後の議論待ち が考えられる。

4.2 非弾性解析指針の評価手法の妥当性検証

4.2.1 妥当性検証のための既往構造物試験の調査

策定作業を進めている非弾性解析指針では、古典的構成則による非弾性解析を主体とし、動的あるいは単調の α リセット2直線近似式を保守側となるよう適宜使い分けて解析を行うこととしている。合理的で且つ保守的な評価を行うことが非弾性解析指針に最も求められていることであるが、その評価手法が検証されていることが本指針の実用化のために必要である。

簡易的な検証方法としては、電中研モデルなど詳細構成則による解析結果を正とみなして、これと比較する方法が考えられる。この場合、詳細構成則による解析結果の信頼性が問題となるが、これまでに十分に検証が行われていることを考えれば、信頼性はかなり高いといえる。しかしながら、詳細構成側は開発途上にあり、絶対的な信頼性を有しているとはいえない。

そこで、詳細構成則との比較に加え、構造物を模擬した試験の結果等との比較検討を十分に積み重ねてゆくことが必要と思われる。このため、次年度より本研究にて高速実用炉の原子炉容器を模擬した構造物試験を実施し、非弾性解析の検証等に役立てることを計画しているが、わが国の長い高速増殖炉開発の歴史のなかで数多くの構造物試験が様々な目的で行われており、まずは既往の構造物試験の中で妥当性検証に利用可能なものの調査を行った。

非弾性解析結果を試験結果と対比して検証を行う場合、疲労寿命、クリープ疲労寿命、ラチェット変形に関して比較検証を行うものから、試験の時々刻々のひずみ挙動を詳細にトレースして検証を行うものまで、比較検討対象の詳細度レベルにより必要となる試験データは異なってくる。本研究では、先ず前者レベルの検証から着手するものとし、平成13年度本研究にて実施した既往構造物試験の調査結果に基づき、検証に必要なデータが揃っているかどうかの観点から絞込みを行った。非弾性解析の検証のために必要な試験データの条件としては、詳細形状、荷重条件、デジタルデータ(温度、荷重、ひずみ)、破損寿命が挙げられる。これらの条件に基づき、調査した結果、表4.2-1に示すようなデータ保管状況であることが分った。これらの内、No2.4.2-4、No2.4.2-11、2.4.2-31等が検証可能なデータの揃った試験であると考えられる。今後、引き続き詳細なデータ確認を行い、可能であれば来年度に検証作業を行うものとする。

表 4.2-1 FBR 関連 構造モデル試験一覧 (1/2)

研究名: 発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験に関するもの)
研究機関: 電力中央研究所

表 No.	試験名称	データ保有状況			
		温度データ	荷重データ	変形データ	その他
2.4.2-3	液面近傍モデル試験	報告書図表のみ	-	報告書図表のみ	PT写真有り
2.4.2-4	液面近傍モデル試験	デジタルデータ有り	-	歪変位のデジタルデータ有り(550°Cのみ)	PT写真, レプリカ有り
2.4.2-5	たが締め円筒モデル	報告書図表のみ	-	-	き裂長さ, き裂観察写真及びFEM解析結果は報告書のみ
2.4.2-6	たが締め円筒モデル	報告書図表のみ	-	-	き裂長さ及びき裂観察写真は報告書のみ
2.4.2-7	コニカル胴モデル				
2.4.2-8	ナトリウム中破損限界試験				
2.4.2-9	炉容器モデル熱ラチェット試験				
2.4.2-10	管板型構造モデル試験				
2.4.2-11	Yピース構造モデル試験(小型)	デジタルデータ有り	デジタルデータ有り	デジタルデータ有り	高温ひずみゲージデータ, レプリカ有り
2.4.2-12	Yピース構造モデル試験(大型)				
2.4.2-13	大気中き裂伝播挙動構造物試験				2.4.2-11と同じ?
2.4.2-14	周辺固定円盤曲げ試験				
2.4.2-15	切欠き付き平板引張試験				
2.4.2-16	クリープ疲労履歴効果試験	(一定値)	デジタルデータ有り	-	-
2.4.2-17	微小き裂発生・伝播特性試験	(一定値)	デジタルデータ有り	-	微小き裂伝播デジタルデータ有り
2.4.2-18	弾性追従下クリープ疲労試験	(一定値)	報告書図表のみ	報告書図表のみ	寿命評価データは報告書図表のみ
2.4.2-19	大型平板クリープ疲労試験				
2.4.2-20	大型平板引張試験				
2.4.2-21	表面き裂付き平板試験				
2.4.2-22	膜/曲げ重畳下平板試験	(一定値)	デジタルデータ有り	-	電気ポテンシャルデジタルデータ有り
2.4.2-23	熱応力下平板試験	報告書図表のみ	-	-	き裂長さ及FEM解析結果は報告書のみ
2.4.2-24	直管試験				
2.4.2-25	配管エルボ試験				

※表No.は平成13年度報告書中の報告番号。

表 4.2-1 FBR 関連 構造モデル試験一覧(2/2)

研究名:構造設計方針に関する研究
研究機関:日本原子力発電株式会社

表 No.	試験名称	データ保有状況			
		温度データ	荷重データ	変形データ	その他
2.4.2-26	直管変位制御座屈試験等				
2.4.2-27	ボックス構造試験	(一定値)	(一定荷重)	-	電気PD, 溶接止端部形状の報告書図表
2.4.2-28	直管ラチェット試験				
2.4.2-29	エルボラチェット試験				
2.4.2-30	配管系ラチェット試験				
2.4.2-31	Mod.9Cr液面近傍モデル試験	デジタルデータ有り	-	径変位のデジタルデータ有り	PT写真, レプリカ有り

研究名:ナトリウム機器熱変形評価の研究
研究機関:日本原子力発電株式会社

表 No.	試験名称	データ保有状況			
		温度データ	荷重データ	変形データ	その他
2.4.2-32	液面熱ラチェット試験	報告書図表のみ	-	報告書図表のみ	-

研究名:高速炉構造用SUS316の評価研究
研究機関:日本原子力発電株式会社

表 No.	試験名称	データ保有状況			
		温度データ	荷重データ	変形データ	その他
2.4.2-33	液面熱ラチェット試験 (移動距離の影響)	報告書図表のみ	-	報告書図表のみ	-
2.4.2-34	液面熱ラチェット試験 (クリープの影響)				
2.4.2-35	液面熱ラチェット試験 (熱膜応力+一次応力)				

※表No.は平成13年度報告書中の報告番号。

4.3 非弾性解析に対応したFCI損傷評価法

非弾性解析での算定初期応力が弾性解析より低いことを考慮しても、中間保持緩和クリープ損傷を安全側に評価すべく、評価ロジックの検討を行った。

(1) 検討課題(電中研モデルを暫定的に正解とする仮評価)

平成13年度に実施した真空中での中間保持予備試験で、引張側応力ゼロ付近(図4.3-1に示すA点)での中間保持による損傷は、ピーク保持に比べ明らかに少ないことが確認された。他の中間保持位置での損傷もピーク保持に比べ低いことが予想される。このように、損傷の少ないことが期待できる中間保持ではあるが、非弾性解析を用いても安全側に評価されなければならない。しかしながら、2直線近似の構成式での保持応力は必ずしも安全側の予測とはならない場合も考えられ、安全側に評価されるロジックが必要である。

図4.3-2に示すように、非弾性解析指針案での構成則である2直線近似式と詳細構成則(電中研モデル)のヒステリシスループには若干のずれがある。図4.3-3は、それぞれの構成則について保持位置 ϵ_x を変えた場合の破損寿命 N_f の変化を示す概念図である。図に示すように、ある保持位置で N_f がピークを持つ曲線となることが予想されるが、ヒステリシスループのずれによりピーク位置がずれ、詳細な構成式(電中研モデル)と比較すると、非安全側の領域が考えられる。

(2) 対応策

前項の問題点の解析評価における非安全部分の対応として、次の案が考えられる。

高速増殖実証炉高温構造設計方針案(DDS)で採用されていた定常応力によるクリープ損傷が適切となる応力水準 S_g の概念を導入する。 S_g を導入する場合、中間保持では最低 S_g レベル以上の保持応力で評価するような運用とする。

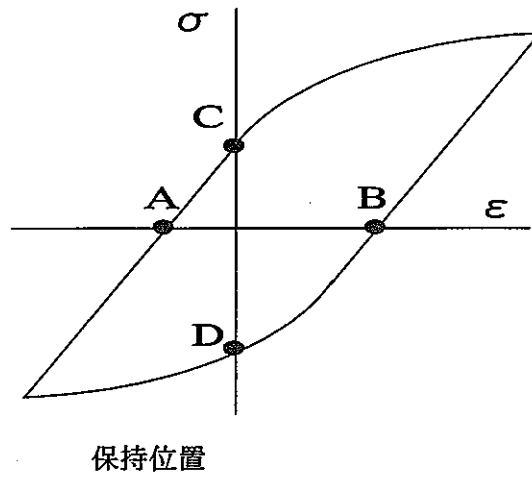


図 4.3-1 中間保持位置

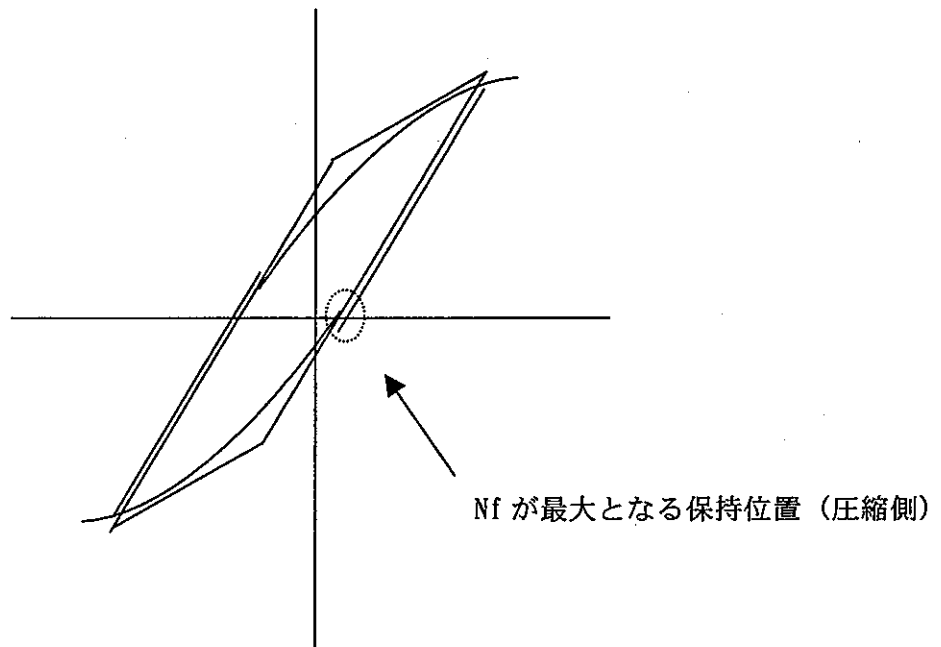


図 4.3-2 2直線近似式と詳細構成式のヒステリシスループ比較 (概念図)

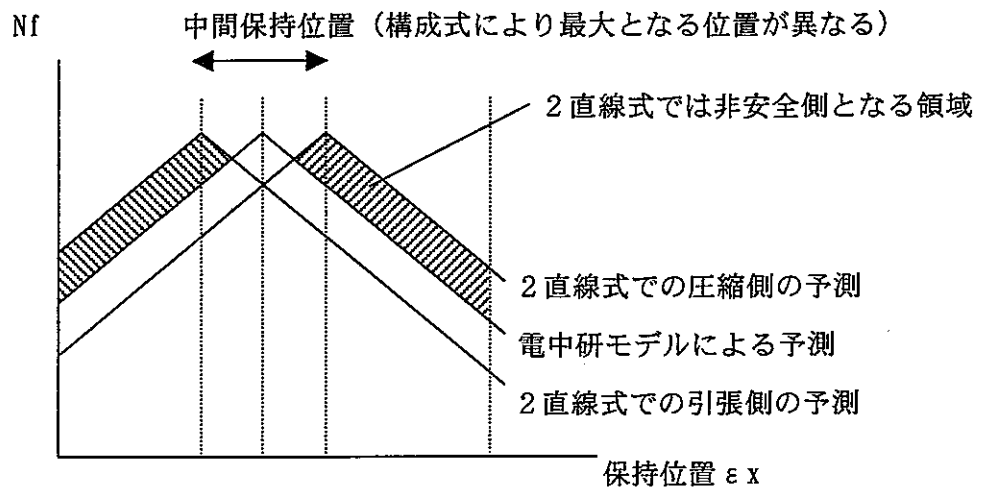


図 4.3-3 保持位置と破損寿命の関係(概念)

4.4 指針条文試案の策定

平成13年度、非弾性解析指針の検討に着手し、条文試案を作成した。本年度は、その後の関連研究進捗の反映、条文構成の見直しなど、以下の項目に留意し、非弾性解析指針条文試案を見直した。

平成13年度からの改訂項目を表4.4-1の一覧表に示す。

- ① 条文とクライテリアとの切り離し整理
- ② 条文体系の整理
- ③ 適用範囲の絞り込み、規定内容の明確化
- ④ 負荷履歴効果などの関連研究成果の反映

策定した条文試案を、表4.4-2に示す。

表 4.4-1(1) 非弾性解析指針案変更一覧

No	変更箇所	変更内容	備考
1	全 般	以下の用語の統一 応力-ひずみ関係 構成式 累積非弾性ひずみ α リセットオプション 損傷係数	
2	N1220 使用材料	316FR 鋼以外は削除	当面は 316FR 鋼を対象とする
3	N2100 基本的定式化 N2210 弾塑性モデル N2220 応力-ひずみ関係の 2 直線近似 N2310 クリープ硬化モデル N2320 単軸クリープ則 N2410 クリープによる塑性 降伏曲面の移動	簡潔な内容とし、他は解説とした N2200 備考欄に、 α リセットオプション 2 直線表示式に関する既往検討を追記 N2220 備考欄に、応力-ひずみ関係の 2 直線近似に関する既往検討を追記	
4	N2210 弾塑性モデル	詳細構成式について備考に追加	
5	N3100 荷重サイクルの設定	負荷履歴について備考に追加	
6	N3210 想定ひずみ範囲	条文表現を改訂 備考欄に、成分によりひずみ範囲が違う場合、弾性追従係数の簡易的設定法を追記	
7	N3220 構成式の選定	N3230 と合併 備考欄に、構成式の選定に関する既往検討を追記	

表 4.4-1 (2) 非弾性解析指針案変更一覧

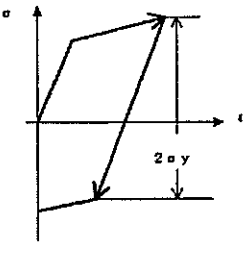
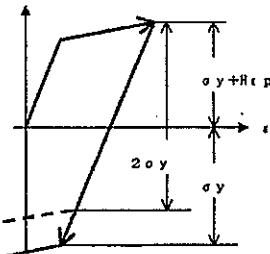
No	変更箇所	変更内容	備考
8	N3230 応力-ひずみ関係の選定	条文全てを N3220 に併合 本年度の関連研究成果を反映	N3220 で統一できる内容のため
9	N3300 累積非弾性ひずみの算出法	評価（クライテリア）の定義は C2240 での記述とする内容の変更	
10	N3411 疲労損傷係数の算出法	評価（クライテリア）の定義は C2222 での記述とする内容の変更 備考欄に、Df を計算するための 2 時点の算出補法を記載	
11	N3412 クリーブ損傷係数の算出法	評価（クライテリア）の定義は C2231 での記述とする内容変更	
12	N3500 荷重の性質の評価法	条文全てを解説 N3000 に併合し、指針案の条文との対応を追記	非弾性解析全体の流れを示す内容であり、冒頭解説に移した
13	N4000 非弾性設計解析用材料特性値	316FR のみにする	
14	解説 N2210	α リセットに関する説明を追記	
15	解説 N2220	用法についての記述を削除し、2 直線近似の手法のみの記述となるように修正	
16	解説 N2310	硬化則についての説明を備考欄にあったものを一部取り込む	
17	解説 N2320	備考欄にあった説明も取り込み、特定の材料を対象としたような記述は削除	

表 4.4-2 非弾性解析指針条文試案

条文試案 (目次)	備 考
N 非弾性解析指針	
N1000 総則	
N1100 定義	
N1110 用語の定義	
N1200 適用範囲	
N1210 使用温度および使用時間	
N1220 使用材料	
N1230 使用環境	
N2000 非弾性構成式	*岩田耕司、他、高速炉機器の非弾性設計解析に関する指針、INC、ZN9410 86-132、(1986)を引用
N2100 基本的定式化	
N2200 弾塑性解析のための構成式	
N2210 弾塑性モデル	
N2220 応力-ひずみ関係の2直線近似	
N2300 クリープ解析のための構成式	
N2310 クリープ硬化モデル	
N2320 単軸クリープ則	
N2400 弾塑性クリープ解析における特別な取扱い	
N2410 クリープによる塑性降伏曲面の移動	
N2420 塑性によるクリープ硬化量の修正	
N3000 設計評価法	
N3100 荷重サイクルの設定	
N3110 熱過渡荷重のモデル化	*受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成 12 年度 (最終報告書)
N3120 地震荷重の取扱い	「クリープ損傷最大化時間配分法」を適用
N3200 非弾性解析の実施	
N3210 想定ひずみ範囲	
N3220 構成式の選定	
N3300 累積非弾性ひずみ評価の算出法	
N3400 クリープ疲労損傷評価係数の算出法	
N3410 全面非弾性解析による評価方法	
N3411 疲労損傷評価係数の算出法	
N3412 クリープ損傷評価係数の算出法	
N3420 弾性解析ルートとの併用による評価方法	
N4000 非弾性設計解析用材料特性値	
N4100 縦弾性係数、ポアソン化、および瞬間熱膨張係数	*受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成 12 年度 (最終報告書) 付録を反映
N4200 単調2直線応力-ひずみ関係	
N4300 繰返し2直線応力-ひずみ関係	
N4400 クリープひずみ式	

条 文 試 案	備 考
<p>N 非弾性解析法</p> <p>N1000 総則</p> <p>弾性解析による設計法は、弾性解析の結果をベースとしながらも、材料の考慮すべき非弾性の効果については、設計係数等簡便な方法で評価する。この弾性解析による設計法の範囲で、ひずみの制限および／あるいはクリープ疲労損傷の制限を満足させることができない場合は、設計解析は非弾性解析によることができる。</p> <p>非弾性解析による設計法としては、非弾性解析によって累積非弾性ひずみ、ひずみ範囲、応力緩和挙動などの力学量を直接非弾性解析によって求める方法「全面非弾性解析による方法」と、弾性解析による設計法で規定されている弾性追従係数などの設計係数を非弾性解析で求めた上で、再び弾性解析による設計法に戻す「弾性解析ルートとの併用による評価」の両者から設計者が適宜選択できる。</p> <p>N1100 定義</p> <p>N1110 用語の定義</p> <p>「非弾性解析法」の用語の意味は、本項で特に定義する場合を除いて「実用高速炉構造設計方針」及び「技術基準」に定めるところによる。</p> <p>N1200 適用範囲</p> <p>N1210 使用温度及び使用時間</p> <p>機器の使用中の温度または高温使用時間が、N4000において非弾性設計解析用材料特性値を定めている温度または高温使用時間を超える場合は、本項を適用しないものとする。</p> <p>N1220 使用材料</p> <p>本項は、以下の材料に適用することができる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 316FR 鋼 <p>N1230 使用環境</p> <p>本項は、「実用高速炉構造設計方針」で定められた使用環境に適用することができる。</p>	<p>現段階では構成式の選定で 316FR だけに限定され、2 1/4Cr-1Mo 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼ならびに HCM12A については、物性値のみが整理されている。これらの材料については弾塑性応力-ひずみ関係と動的応力-ひずみ関係の両方の構成式で求めた結果から厳しい値のものを採用するなどの方法も考えられるが、繰返し軟化材については今後の課題である。</p> <p>現段階で想定される「適用部位」には、原子炉容器液面近傍および炉心支持構造が挙げられる。溶接部は強度評価法で考慮する必要がある。</p>

条 文 試 案	備 考
<p>N2000 非弾性構成式</p> <p>N2100 基本的定式化</p> <p>非弾性解析には分離型構成式を用いるものとし、弾塑性解析には N2200、クリープ解析には N2320 に、それぞれ定める構成式を用いるものとする。</p> <p>解説 N2100 基本的定式化</p> <p>非時間依存の弾塑性挙動による弾性ひずみおよび塑性ひずみ、時間依存のクリープ挙動によるクリープひずみをそれぞれ独立に計算し、足し合わせる分離型構成式を推奨している。分離型構成式を採用する主な理由は、以下のとおりである。</p> <p>①殆どの汎用プログラムで解析可能な方法である。</p> <p>②現状の材料データベースで解析可能である。</p> <p>分離型構成式を一般的な形で定式化すると、次のようになる。塑性変形とクリープ変形が共に生じる場合の非弾性解析においては、任意の時間における全ひずみが、弾性ひずみ、塑性ひずみ、クリープひずみ、および熱膨張ひずみからなると仮定し、増分量に関して次式のように表わされるものとする。</p> $d \varepsilon_{ij} = d \varepsilon_{ij}^e + d \varepsilon_{ij}^p + d \varepsilon_{ij}^c + d \theta_{ij} \quad (\text{解説 N2100.1})$ <p>ここで、</p> <p>$d \varepsilon_{ij}$ = 全ひずみ増分テンソル $d \varepsilon_{ij}^e$ = 弾性ひずみ増分テンソル $d \varepsilon_{ij}^p$ = 塑性ひずみ増分テンソル $d \varepsilon_{ij}^c$ = クリープひずみ増分テンソル $d \theta_{ij}$ = 熱膨張ひずみ増分テンソル</p> <p>以下の定式化では、材料の均質、初期等方性を仮定する。ひずみの大きさに関しては特に制限を置いていないが、大ひずみを取り扱う場合には、有限要素定式化において応力、ひずみの定義に適切な考慮が必要となる。</p> <p>弾性ひずみ増分テンソルは、一般的に次式であらわされる。</p> $d \sigma_{ij} = D_{ijkl}^e d \varepsilon_{kl} \quad (\text{解説 N2100.2})$ <p>ここで、$d \sigma_{ij}$ は応力増分テンソル、D_{ijkl}^e は弾性係数のテンソルであり、一般の 3次元連続体に対して次式で表わされる。</p> $D_{ijkl}^e = 2G \left(\delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} \right) \quad (\text{解説 N2100.3})$ <p>ただし G、ν はそれぞれせん断弾性係数とポアソン比である。G は縦弾性係数 E と $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ の関係にある。</p> <p>δ_{ij} はクロネッカーの記号で、$i = j$ のとき 1、$i \neq j$ のとき 0 である。</p> <p>熱膨張ひずみ増分は、熱膨張係数 α を用いて次式で表わされる。</p>	

条 文 試 案	備 考
<p style="text-align: center;">$d\varepsilon_{ij} = \delta_{ij} \alpha d\theta$ (解説 N2100.4)</p> <p>ここでαは瞬間熱膨張係数、θは温度である。一般的な形の非弾性構成式は、式(解説 N2100.2)に式(解説 N2100.1)および式(解説 N2100.4)を代入することにより、次のように表わされる。</p> <p style="text-align: center;">$d\sigma_{ij} = D_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^e - d\varepsilon_{kl}^c - \delta_{kl} \alpha d\theta)$ (解説 N2100.5)</p> <p>式(解説 N2100.5)における$d\varepsilon_{kl}^e$と$d\varepsilon_{kl}^c$の具体的な表示は次節以降に示される。弾塑性の応力ひずみ関係として接線係数表示を使用する場合は、式(解説 N2100.5)に代る次の形の式が用いられる。</p> <p style="text-align: center;">$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^p (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^c - \delta_{kl} \alpha d\theta) + d\sigma_{ij}^a$ (解説 N2100.6)</p> <p>ここで、D_{ijkl}^pは弾塑性接線係数のテンソル、$d\sigma_{ij}^a$は降伏曲面の温度依存性等により生じる見かけの応力増分テンソルである。</p> <p>N2200 弾塑性解析のための構成式 N2210 弾塑性モデル</p> <p>弾塑性解析のための構成式は、単軸の応力-ひずみ関係を2直線表示とし、硬化則にはαリセットオプションを付加した移動硬化則を用いるものとする。</p> <p>解説 N2210 弾塑性モデル</p> <p>2直線表示の応力-ひずみ関係に移動硬化則を採用した主な理由は、解説 N2100 に示す分離型構成式の採用理由と同様であり、加えて、繰返し塑性変形に対して応力範囲が一定の定常繰返しループを模擬する点である。ただし、移動硬化則では記述できない繰返し硬化または軟化に関しては、後述のように硬化の上下限に基づく2直線近似モデルを予め与えておくことにより、その影響を包絡するものとした。また、移動硬化則で問題となる累積ひずみ硬化の過大評価(=降伏曲面の無制限な移動)に対しては、除荷に応じて移動量を調整するαリセットオプションを採用した。αリセットオプションの概念は、解説図 N2210-1 に示すように、負荷反転時に常にσ_yで降伏させて累積塑性ひずみによる降伏局面の移動をサイクル毎にリセットするものである。本指針案では、以上のように単軸の応力-ひずみ関係として2直線表示を用いる古典的線形移動硬化理論に基づく方法を用いるものとした。</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: flex-end;"> <div style="text-align: center;">  <p>αリセット法を考慮しない移動硬化</p> </div> <div style="text-align: center;">  <p>αリセット法を考慮</p> </div> </div> <p style="text-align: center;">解説図 N2210-1 αリセットオプション (平成 11 年度電共研より)</p>	<p style="text-align: center;">備 考</p> <p>弾塑性解析に用いる構成式については、今後の研究の進捗によって、高精度の詳細構成式を用いる場合も追加することを検討している。</p> <p>以下は2直線表示式、αリセットオプションについての検討概要である。</p> <ul style="list-style-type: none"> 累積非弾性ひずみ評価に及ぼす構成式の影響 (平成 12 年度電共研) <p>316FR 鋼、550℃、1000 時間のピーク保持を仮定し、$q=2$ の条件下で検討した結果、αリセットオプション2直線表示式による予測は、許容値を 1%とした累積非弾性ひずみ評価において電中研モデルより安全側であり、かつ弾性解析ベースの弾完全塑性モデルよりも合理的となる。累積非弾性ひずみ(膜成分)のサイクルごとの変化を、$S_n=650\text{MPa}$ 引張クリープ保持の場合について備考図-1 に示す。累積非弾性ひずみの予測精度が良いと言われている電中研モデルや大野-王モデルは、繰返しとともに累積非弾性ひずみが飽和する傾向を示すのに対し、他のモデルは線形的に増加している。DDS の弾性ルートで仮定されている弾完全塑性モデルは最も大きな累積非弾性ひずみを予測し、次いで弾塑性応力-ひずみ関係のαリセットオプション2直線表示式となり、電中研モデルや大野-王モデルによる予測に比較し過度に安全側の評価となっている。一方、動的応力-ひずみ関係のαリセットオプション2直線表示式は低繰返し領域では電中研モデルや大野-王モデルに比較して非安全側となるものの、非弾性膜ひずみが線形的に累積して 0.4%近傍で電中研モデルや大野-王モデルを上回り、累積非弾性ひずみの許容値である 1%では電中研モデル、大野-王モデルより安全側の予測となっている。備考図-1 から推定した、ひずみが 1%となる繰返し数と応力強さ範囲との関係を備考図-2 にプロットして示す。</p>

条文 試案

弾塑性解析のための材料挙動の記述には、Hooke 則に加えて、降伏条件、流れ則、および硬化則が必要で、降伏条件には Mises の降伏条件、流れ則には Mises の条件を塑性ポテンシャルとする関連流れ則を用いるのが一般的である。以下に、降伏条件を Mises の式で表わし、硬化則を降伏曲面の移動により規定されたとした、一般的な弾塑性構成式を示す。初期および後続の降伏曲面は、

$$f = \frac{1}{2} (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) = \kappa \quad (\text{解説 N2210.1})$$

と表わされる。ただし

$$\kappa = \kappa(\theta) \quad (\text{温度依存}) \quad (\text{解説 N2210.2})$$

$$d\alpha_{ij} = C(\theta) d\varepsilon^p_{ij} = C(\theta) d\varepsilon^p_{ij} \quad (\text{移動硬化量}) \quad (\text{解説 N2210.3})$$

ここで、

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} \quad (\text{偏差応力})$$

α_{ij} = 偏差応力空間での降伏曲面の移動量の成分

ϕ = 材料の等方硬化を支配するパラメータ

C = 移動硬化を表わす材料特性値

κ = 降伏曲面の大きさを表わすスカラー関数

θ = 温度

Mises の降伏条件式 (解説 N2210.1) に基づく流れ則は次式で表わされる。

$$d\varepsilon^p_{ij} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda = (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) d\lambda \quad (\text{解説 N2210.4})$$

ここで $d\lambda$ は比例定数であり、塑性状態の継続を表わす条件式から求めることができ、次式で表わされる。

$$d\lambda = \eta \{ 2G (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) (d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon^e_{ij} - \delta_{ij} \alpha d\theta) - \frac{\partial \kappa}{\partial \phi} d\phi - \frac{\partial \kappa}{\partial \theta} d\theta \} \quad (\text{解説 N2210.5})$$

ただし、

$$\eta = \frac{1}{2\kappa(2G+C)} \quad (\text{解説 N2210.6})$$

これらの関係を用いると、クリープを含む一般的な弾塑性構成式は次のようになる。

$$d\sigma_{ij} = D^p_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon^e_{kl} - \delta_{kl} \alpha d\theta) + d\sigma^c_{ij} \quad (\text{解説 N2210.7})$$

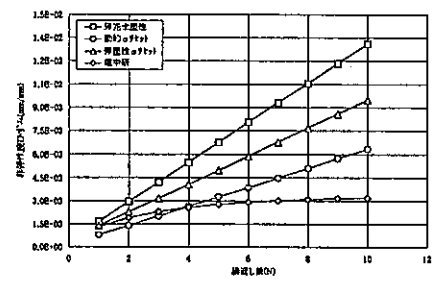
ここで

$$D^p_{ijkl} = D^e_{ijkl} - 4 \eta G^2 (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) (\sigma'_{kl} - \alpha_{kl}) \quad (\text{解説 N2210.8})$$

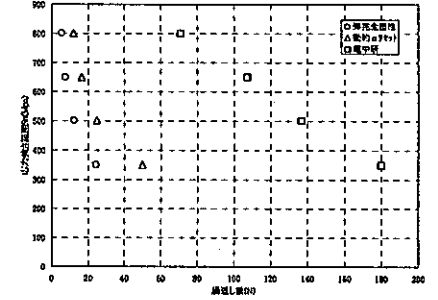
$$d\sigma^c_{ij} = 2 \eta \{ (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) \frac{\partial \kappa}{\partial \phi} d\phi + (\sigma'_{ij} - \alpha_{ij}) \frac{\partial \kappa}{\partial \theta} d\theta \} \quad (\text{解説 N2210.9})$$

上式は、負荷履歴および温度変化に伴って生じる降伏曲面の移動と膨張による材料の硬化あるいは軟化を考慮できる接線係数型の構成式となっており、塑性負荷状態 ($f = \kappa$ か $d\lambda > 0$) の場合に使用される。

備 考



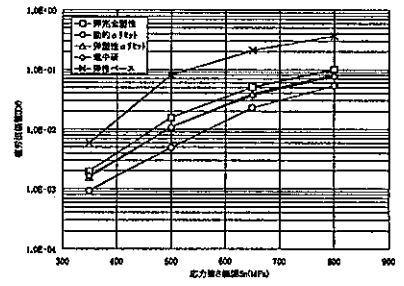
備考図-1 累積非弾性ひずみ(膜)
(Sn=650MPa、引張保持)



備考図-2 累積非弾性ひずみ(膜)が1%の繰返し数

・疲労損傷評価に及ぼす構成式の影響 (平成 12 年度電共研)

316FR 鋼、550℃、1000 時間のピーク保持を仮定し、 $q=2$ の条件で検討した。備考図-3 に疲労損傷値と応力強さ範囲の関係を示す。サイクルごとにほぼ同じ傾向であるので、10 サイクル目の値を示している。構成式による差はあまり顕著でなく、電中研モデルと弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式が近い値を示している。



備考図-3 応力強さ範囲と疲労損傷値の関係 (保持なし、Sn=350MPa、一次応力 20MPa)

・クリープ疲労損傷評価に及ぼす構成式の影響 (平成 12 年度電共研)

316FR 鋼、550℃、1000 時間のピーク保持を仮定し、 $q=2$ の条件下で検討した。備考図-4 にクリープ損傷値と応力強さ範囲の関係を示す。サイクルごとにほぼ同じ傾向であるので、10 サイクル目の値のみを示している。動的 α リセットモデルが弾性ベースと電中研モデルによる予測の中間値で、弾塑性 α リセットは $Sn=800MPa$ で電中研モデルを下回り非安全側の予測を与えるものと考えられる。 $Sn=500MPa$ について、クリープ疲労損傷値と繰返し数の関係を備考図-5 に示す。弾性解析ベースによる損傷予測に比較し、非弾性解析による予測はいずれも合理的な値となった。疲労損傷値、クリープ損傷値を足し合わせたクリ

条文試案

それ以外の状態 ($f \leq \kappa$ かつ $d\lambda \leq 0$) に対しては弾性の構成式を使用することになる。

N2220 応力-ひずみ関係の2直線近似

2直線表示の構成式には、材料の単軸応力-ひずみ関係を2直線近似したものをを用いる。2直線近似を行う応力-ひずみ関係としては、単調応力-ひずみ関係もしくは繰返し応力-ひずみ関係の2種類を対象により使い分けるものとする。単調応力-ひずみ関係の2直線近似はN4200、繰返し応力-ひずみ関係の2直線近似はN4300により定める降伏応力、加工硬化係数をN3210によって求めた適切なひずみ範囲に対応するものを用いることとする。ただし、表においてひずみ範囲の中間における値は比例法によって求めるものとする。

解説 N2220 応力-ひずみ関係の2直線近似

応力-ひずみ関係の2直線近似は3つの材料特性パラメータE、C、 σ_y によって定められる。

弾塑性応力-ひずみ関係の2直線近似の方法は、以下のような手順になる(解説図N2220.1)。

- i) 2直線近似の弾性部分OAの傾きを材料の縦弾性係数Eに等しく定める。
- ii) 想定される最大の弾塑性ひずみ ϵ_{max} に対する2直線近似の弾塑性部分ABの傾き F_0 は、応力-ひずみ関係上で ϵ_{max} に対応する点Cの塑性ひずみ ϵ_{pmax} の半分の塑性ひずみ ($= \epsilon_{pmax}/2$) をもつ点Mにおける曲線の勾配に等しくとる。移動硬化の係数 C_0 は次式により求めることができる。

$$C_0 = \frac{2}{3} \frac{E F_0}{E - F_0} \quad (\text{解説 N2220.1})$$

係数 C_0 は、応力-塑性ひずみ関係上で $\epsilon_{pmax}/2$ における曲線の勾配 $F_0 (= d\sigma/d\epsilon_p)$ から $C_0 = \frac{2}{3} F_0$ として求めることもできる。

iii) 直線ABの位置決めは、 ϵ_{max} までに加えられるエネルギー $\int_0^{\epsilon_{max}} \sigma d\epsilon$ が曲線の場合と2直線近似の場合で等価になるように定める(解説図N2220.1参照)。

iv) 降伏応力 σ_y は、2直線の交点Aの応力とする。

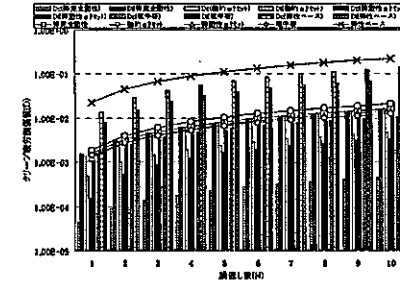
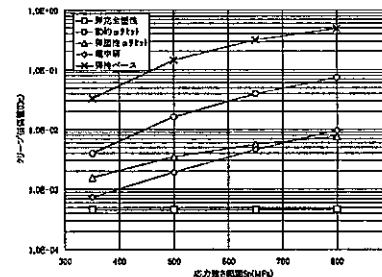
このようにして、温度 θ と最大の弾塑性ひずみ ϵ_{max} に応じて $E(\theta)$ 、 $C_0(\epsilon_{max}, \theta)$ 、 σ_y が求められる。応力-ひずみ関係を2直線近似する上で必要な ϵ_{max} は、構造物の解析の結果得られる最大の弾塑性ひずみに対応するように定める必要があり、解析者の判断や経験、予備的解析あるいは、試行錯誤によるほかないが、最も現実的な設計の状況では、最大ひずみは0.2~0.3%程度になることが多いと考えられる。この場合のひずみは、次のような弾性ひずみと塑性ひずみの和の相当量により便宜的に評価できる。

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} (\epsilon_y^2 + \epsilon_p^2) (\epsilon_y^2 + \epsilon_p^2)} \quad (\text{解説 N2220.2})$$

動的応力-ひずみ関係の2直線近似におけるひずみ範囲の値も同様に、対象とする構造物で想定されるひずみサイクルの最大ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{max}$ に対応させるのが適当である。与えられた動的応力-ひずみ関

備考

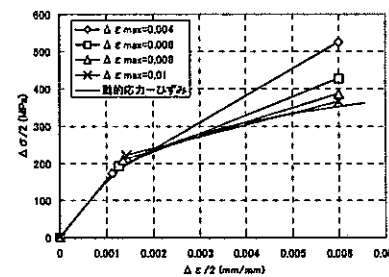
一歩疲労損傷値では、動的 α リセットモデルが最も安全側の予測を与えているが、構成式の差による予測のばらつきは比較的小さい結果となっている。図中、疲労損傷ならびにクリープ損傷の内分けを棒グラフで示しているが、各損傷での比較では、構成式の影響が見られる。



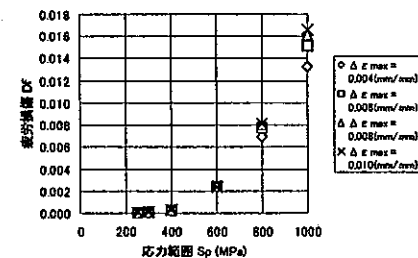
備考図-4 応力強さ範囲とクリープ損傷値の関係 備考図-5 構成式とクリープ疲労損傷値 ($S_n=500\text{MPa}$)

・ 応力-ひずみ関係の2直線近似がクリープ疲労損傷評価に及ぼす影響(平成11年度電共研)

316FR鋼、550℃、1000時間のピーク保持を仮定し、備考図-6に示す4種類の想定ひずみ範囲に対して動的応力-ひずみ関係を2直線近似した場合の許容繰返し数はほぼ同じ値となり、想定ひずみ範囲の影響が見られない。例えば、想定ひずみ範囲が小さい場合、加工硬化係数は相対的に高くなるが、備考図-7に示すように、同じ荷重に対してひずみ範囲を小さく見積ることになって、疲労損傷値は小さくなる一方、備考図-8に示すように、保持初期応力を大きく見積ることになって、クリープ損傷は大きくなる。結果として許容繰返し数は、備考図-9に示すように2直線近似による疲労損傷への影響とクリープ損傷への影響がほぼキャンセルしてほぼ同じ値となる。



備考図-6 応力-ひずみ関係式



備考図-7 疲労損傷 Df の予測

条文 試案

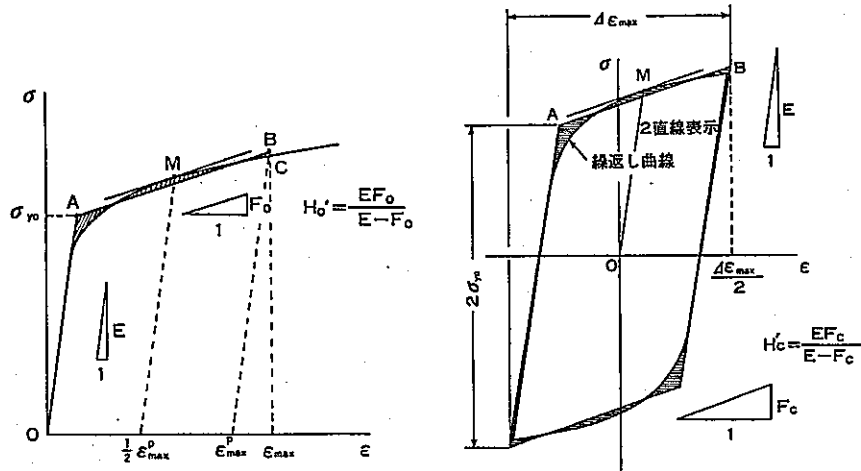
係から2直線近似を得る方法は解説図 N2220.2 に示す通りであり、このときのE、CC、 σ_{yc} は以下の手順により求められる。

i) 2直線近似の弾性部分の傾きは材料の縦弾性係数Eに等しく定める。

ii) 想定される最大のひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{max}$ に対する2直線近似の弾塑性部分ABの傾きFCは、対象とする動的応力-ひずみ関係上の塑性ひずみが零となる点M(動的応力-ひずみ関係と原点を通る弾性の傾きをもつ直線との交点、解説図 N2220.2 参照)における曲線の勾配に等しくとる。移動硬化の係数CCは、式(解説 N2220.1)と同様にして求められる。ただし、係数CCは応力-塑性ひずみ関係上で $\epsilon_p=0$ における曲線の勾配HC($=d\sigma/d\epsilon_p$)から $CC = \frac{2}{3}HC$ により求めることもできる。

iii) 直線ABの位置決めは、考えているひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{max}$ の応力-ひずみ1サイクル中に加えられるエネルギー $\int_{-\Delta \epsilon_{max}/2}^{\Delta \epsilon_{max}/2} \sigma(\epsilon) d\epsilon$ が曲線の場合と2直線の場合で等しくなるように定める。

iv) 降伏応力 σ_{yc} は、上記iii)で求まる2直線近似式の弾性の応力範囲の $\frac{1}{2}$ とする。



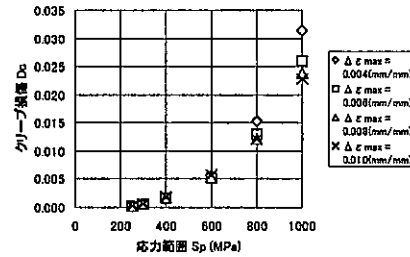
解説図 N2220.1 弾塑性応力-ひずみ関係 2直線近似 解説図 N2220.2 動的応力-ひずみ関係 2直線近似

N2300 クリープ解析のための構成式

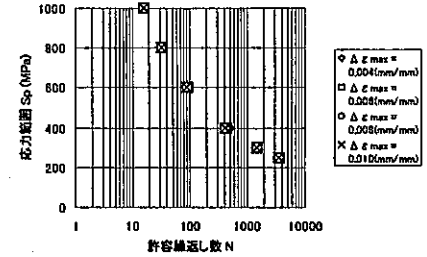
N2310 クリープ硬化モデル

非弾性解析によりクリープ解析を行う場合は状態方程式による方法とし、硬化則には、ひずみ硬化則を用いるものとする。

備 考



備考図-8 クリープ損傷 Dc の予測



備考図-9 許容繰り返し数の予測

条文 試 案	備 考
<p>解説 N2310 クリープ硬化モデル</p> <p>金属材料のクリープ挙動をモデル化するためにいろいろな構成式が提案されているが、従来、最も広く使われてきたのは状態方程式による現象論的理論に基づくものである。本指針においては、既存の実験データとの対応性、既存の計算法との適合性、さらに構造物での使用実績から判断して、状態方程式によるクリープ解析の方法を採用する。この場合、クリープの構成式は、塑性の増分理論に類似した次の3つの関係式を使って導かれる。</p> <p>i) 単軸クリープ則 ii) 流れ則 iii) 硬化則</p> <p>単軸クリープ則は、実験で得た等温、単軸定応力のクリープ曲線を記述する数式（場合によっては数表）であり、一般に次のような応力、温度、時間の関数となっている</p> $\epsilon^c = \epsilon^c(\sigma, \theta, t) \quad (\text{解説 N2300.1})$ <p>ここで</p> <p>ϵ^c = 単軸クリープひずみ σ = 単軸応力（通常は引張） θ = 温度 t = 時間</p> <p>引張クリープ試験から定められるクリープ則は圧縮クリープに対してもそのまま使用することができると考えられる。単軸クリープ則を多軸応力状態へ拡張する際、通常、材料はクリープひずみに関して等方、非圧縮であって、クリープひずみは静水圧応力に無関係であるという仮定に基づいて定式化される。流れ則はクリープひずみ成分と偏差応力テンソルの方向の一致を規定するものであり次式で表わされる。</p> $\dot{\epsilon}_{ij}^c = \lambda \sigma'_{ij} \quad (\text{解説 N2300.2})$ <p>ここで、ϵ_{ij}^c と σ'_{ij} はそれぞれクリープひずみテンソルと偏差応力テンソルの成分であり、“\cdot” は時間に関する偏微分を示す。スカラー比率関数 λ は、一般に偏差応力テンソルとクリープひずみテンソルの第2不変量に依存して決まる。すなわち、λ は次式で定義される相当応力 $\bar{\sigma}$ および相当クリープひずみ $\bar{\epsilon}^c$ を用いて表わすことができる。</p> $\bar{\sigma}^2 = \frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} = 3J_2 \quad (\text{解説 N2300.3})$ $(\bar{\epsilon}^c)^2 = \frac{2}{3} \epsilon_{ij}^c \epsilon_{ij}^c = \frac{4}{3} I_2^c \quad (\text{解説 N2300.4})$ <p>ここで J_2 は σ'_{ij} の第2不変量 ($= \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}$)、$I_2^c$ は ϵ_{ij}^c の第2不変量 ($= \frac{1}{2} \epsilon_{ij}^c \epsilon_{ij}^c$) とよばれる。</p> <p>このようにして、多軸の一般的なクリープ構成式は次のように表わされる。</p>	

条 文 試 案	備 考
$\dot{\epsilon}_{ij}^c = \frac{3}{2} \dot{\epsilon}^c / \overline{\epsilon^c} \sigma'_{ij} \quad (\text{解説 N2300.5})$ <p>式(解説 N2300.5)は単軸応力の場合の式に退化する必要があるという条件から、$\dot{\epsilon}^c$は単軸クリープ則の時間微分に相当することになる。以上のように、状態方程式によるクリープ解析法においては、構成式は式(解説 N2300.5)と単軸クリープ試験より得られる単軸クリープ則から成り立っている。</p> <p>上記の式を変動応力状態に適用する方法を規定するのが硬化則である。従来から代表的なクリープ硬化則として、時間硬化則とひずみ硬化則の2つがある。これは、式(解説 N2300.5)のクリープひずみ速度$\dot{\epsilon}^c$をどのような変数パラメータに基づいて評価するかによる。$\dot{\epsilon}^c(\sigma, T, t)$のように刻々の応力、温度、時間に基づく方法が時間硬化則であり、$\dot{\epsilon}^c(\sigma, \theta, \overline{\epsilon^c})$のように刻々の応力、温度、相当クリープひずみに基づく方法がひずみ硬化則である。</p> <p>N2320 単軸クリープ則</p> <p>非弾性解析によりクリープ解析を行う場合、単軸クリープ則には Blackburn 型の表示式を用いるものとし、その材料定数は N4400 に定めるところによる。</p> <p>解説 N2320 単軸クリープ則</p> <p>状態方程式によるクリープ解析の方法では、単軸クリープ則の表示式$\epsilon^c(\sigma, \theta, t)$を必要とする。$\epsilon^c(\sigma, \theta, t)$はいくつかの温度、応力レベルで一連の単軸定応力クリープ試験から得られるクリープひずみ曲線を応力、温度、時間の関数として数学的に表示したものである。表示式は、実験データを適切に記述するものであれば、原則的にはいかなるタイプであってもよく、場合によっては数表の形で与えてもよい。</p> <p>通常のクリープ解析においては、特別な目的に使われる場合を除いて、定常クリープ以降のいわゆる3次(あるいは第3期)クリープのデータは必要ではなく、1次(遷移)および2次(定常)クリープまでのデータで十分である。このときクリープひずみは一般に次式で表わされる。</p> $\epsilon^c = \epsilon_1^c + \dot{\epsilon}_2^c t \quad (\text{解説 N2320.1})$ <p>ここでϵ_1^cと$\dot{\epsilon}_2^c$はクリープひずみのそれぞれ1次クリープ成分と2次クリープ成分である。$\dot{\epsilon}_2^c$は定常(最小)クリープ速度で、応力および温度に依存する。1次クリープひずみϵ_1^cは短時間域でのみ支配的となるクリープひずみの成分であり、従来から種々の表示式が提案されている。高温のステンレス鋼等においてしばしば使われてきたクリープ則としては Garofalo により提案された次式がある。</p> $\epsilon_c = C(1 - e^{-kt}) + \dot{\epsilon}_2^c t \quad (\text{解説 N2320.2})$	

条 文 試 案	備 考
<p>ここでC、rは材料定数で、応力と温度によって決まる。C値はϵ_p^0の極限(飽和)値となっている。構造物内の応力があまり変化しない場合は、Garofaloタイプの1次クリープ表示式の精度で十分であるといえる。しかしながら、応力緩和に注目しなければならないような場合には、1次クリープのきわめて短時間域の特性が応力緩和挙動を支配するため、式(解説 N2320.2)よりさらに精度の良い表示式が要求されることがある。このため、Garofaloの式にさらに指数項1項を追加した次式がBlackburnにより提案された。ここでC_1、r_1、C_2、r_2は材料定数で、すべて応力と温度に依存する。</p> $\epsilon_c = C_1(1 - e^{-r_1 t}) + C_2(1 - e^{-r_2 t}) + \epsilon_m \quad (\text{解説 N2320.3})$ <p>N2400 弾塑性クリープ解析における特別な取扱い N2410 クリープによる塑性降伏曲面の移動 非弾性解析によりクリープ解析を行う場合、クリープ保持を含む繰返し弾塑性挙動に対しては、βオプションを用いるものとする。</p> <p>解説 N2410 クリープによる塑性降伏曲面の移動 塑性変形とクリープ変形が連続的に起きる場合の非弾性解析は、通常、現象の時系列に従って、非時間依存の弾塑性解析と時間依存のクリープ解析を順次、増分的に実施し、ひずみを単に加算していく方法がとられる。しかし、クリープ保持を含む繰返し弾塑性挙動に対して、移動硬化則を適用すると、クリープが顕著な場合は応力-ひずみループがサイクル毎にドリフトする傾向が見られるので、特別な修正が必要となることがある。ここでは、このドリフトを防止するための解析上の取扱いを示すものである。</p> <p>解説図 N2410.1(a)は、2直線表示の応力-ひずみ関係に基づき、引張側にひずみ保持のある定ひずみ範囲の繰返しループの例を示している。移動硬化モデルを適用すると、保持期間中のクリープひずみ量に比例してループが保持の側と反対側(引張保持では圧縮側)にサイクル毎にわずかずつ定常的にドリフトし続けるという予測結果が得られるが、実際の挙動ではこのような明瞭なドリフトの傾向(繰返しの初期に若干のドリフトがあることもあるが)は見られない。</p> <p>本指針では、定常的なドリフトを防ぎ安定した応力-ひずみループを得るために、クリープの過程で、降伏曲面をクリープの発生により想定されるドリフト量だけ反対方向に移動させておく方法を推奨する。この方法はORNLにより提案されたもので、降伏曲面の移動を式(解説 N2210.3)に代わって次式により評価する。</p> $d\sigma_{ij} = C(d\epsilon_{ij} + \beta d\epsilon_{ij}^c) \quad (\text{解説 N2410.1})$ <p>ここでβは降伏曲面の移動に対するクリープのひずみの寄与を表わすパラメータであり、次の値を使用する。</p> $\beta = \begin{cases} 1 & \bar{\alpha} \leq A\sqrt{3\kappa_c} \\ 0 & \bar{\alpha} > A\sqrt{3\kappa_c} \end{cases} \quad (\text{解説 N2400.2})$	

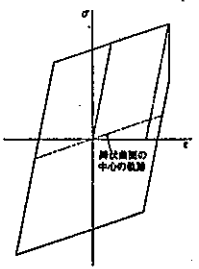
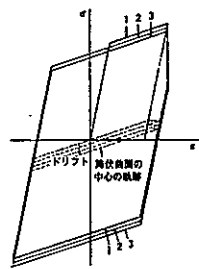
条文 試案

備 考

ただし $\bar{\alpha} = \sqrt{\frac{3}{2} \alpha_{ij} \alpha_{ij}}$ であり、Aには0.3を用いる(316FR鋼)。解説図 N2400.1 (b)にはこの方法を用いた場合の結果が示されており、応力-ひずみ関係のドリフトが抑止されていることが分る。実際の材料において保持を含む繰返し挙動がドリフトのない安定したループを描くのは、クリープが塑性に及ぼす効果、すなわちクリープと塑性の相互作用があるためであり、その意味で、上記の方法はこの相互作用を考慮したものであるともいえる。繰返し負荷を受ける構造物の設計評価においては、このような考慮なしでは、保持中のクリープ損傷を過少評価することがあるので注意しなければならない。

N2420 塑性によるクリープ硬化量の修正

非弾性解析によりクリープ解析を行う場合、応力の反転により塑性ひずみを生じる場合には、それまでのクリープ硬化量をリセットする。



解説図 N2400.1 保持を有する定ひずみ範囲の繰返し応力ひずみヒステリシスループの予測

条 文 試 案	備 考
<p>N3000 設計評価法</p> <p>解説 N3000 設計評価法</p> <p>非弾性解析による設計アプローチは、以下のような流れとなる。</p> <p>(1) 荷重サイクルの設定 (N3100)</p> <p>(2) 非弾性解析の実施 (N3200)</p> <p>① 弾性追従係数の設定 (N3210)</p> <p>② 弾性解からの不動点(骨格点)に着目して一次応力を評価 (CXXXX)</p> <p>③ 温度および使用時間から Negligible Creep Curve 曲線を利用しクリープ効果を判定 (C1110)</p> <p>④ 弾性追従係数、一次応力、およびクリープ効果から非弾性構成式を選定 (N3220)</p> <p>⑤ 非弾性解析の実施</p> <p>(3) 破損様式の想定 (N3300、N3400)</p> <p>(4) 強度評価 (C2222、C2231、C2240)</p> <p>ここで、(2)④の段階で弾性追従係数 q を最小とするようにフィードバックをかけることも可能である。また、(2)④、⑤に代えて、緩和曲線と応力ひずみ関係との交点を求め、簡易的な解析 (N3420) を行うことも可能である。</p> <p>N3100 荷重サイクルの設定</p> <p>N3110 熱過渡荷重のモデル化</p> <p>(1) 熱過渡事象の選定</p> <p>弾性応力解析結果とその繰返し回数から通常の弾性設計評価で用いる方法を参考にして負荷サイクルを設定する。定めた各負荷サイクルの 1 次+2 次応力強さ範囲が、弾性設計評価におけるシェイクダウン基準である 3 を超えない場合は、該当する負荷サイクルを非弾性設計解析の対象から除外してもよい。なお、ピーク応力が無視できない場合にはピーク応力も含めて判定する等の対応が必要である。</p> <p>(2) 熱過渡事象の組み合わせ</p> <p>前記 (1) により選定された熱過渡事象およびその繰返し回数に基づき非弾性設計解析用の荷重履歴を設定するものとする。また、選定された熱過渡事象の種類および繰返し回数が多くて、そのすべてを非弾性設計解析において取扱うことが現実的でない場合には、熱過渡事象のグルーピングを行いそこで定めた小負荷サイクルが全運転期間にわたり周期的に起こるものとして評価 (外挿法を適用) してもよい。</p> <p>(3) 保持時間の設定</p> <p>サイクル中の保持時間の設定には、クリープ損傷最大化時間配分法を適用するものとする。クリープ損傷最大化時間配分法は、単位時間あたりのクリープ損傷増分 (dDc/dt) が、各保持時間の終了時点で同じになるように保持時間を配分する。時間消費則で高温保持温度一定の場合、各保持時間の終了時点で緩和応力が等しくなるよう保持時間を配分することになり、初期応力が高い負荷条件に対しては長めの保持時間、初期応力が低い負荷条件に対しては短めの保持時間を配分するものである。</p>	<p>非弾性解析では、コールドショック、ホットショック以外の熱過渡も、応力-ひずみ関係に影響を有する可能性があることがわかっている。例えば、ホットショック後の冷却期間中及び起動時により、非弾性ひずみが変化する、というものである。負荷履歴の考慮については、今後の検討課題である。</p> <p>クリープ保持時間の設定方法は、平成 12 年度電共研成果を反映した。</p>

条文 試案	備 考
<p>(4) 評価上の取扱い</p> <p>材料の非線形挙動が顕著でないとの判断により非弾性設計解析において荷重ヒストグラムの対象から除外した負荷サイクルの繰返しによる疲労損傷を別途算出し、これを加算して評価する必要がある。一方、累積非弾性ひずみおよびクリープ損傷評価については、弾性挙動を呈する負荷サイクルが評価結果におよぼす影響はほとんどないものと考えられるが、比較的緩やかな熱過渡事象で過渡のクリープ挙動が無視できない場合には別途考慮する必要がある。</p> <p>解説 N3110 熱過渡荷重のモデル化</p> <p>寿命中に機器が受ける熱過渡事象の種類とその想定回数はプラントの設計仕様書に規定されるが、高速炉においては、その種類は数十種類あり、これらをすべて非弾性設計解析において取扱うのは現実的でない。また実際にはこれらの負荷事象が複雑に組み合わさって起こり、その発生順序や持続時間も不規則となり、これらを予想することは不可能である。従って数多い熱過渡事象の中から非弾性設計解析において取扱うべき負荷事象を的確に選定し、以下に留意して荷重履歴を設定する必要がある。</p> <p>(a) クリープ損傷の観点からは、保持状態における初期応力が高くなるように設定する。</p> <p>(b) 累積ひずみおよび疲労破損の観点からは、ひずみ範囲が大きく算定されるように設定する。非弾性設計解析における熱過渡事象の選定にあたっては、通常の弾性解析による評価が参考となる。ただし、この場合においても保守的な評価結果を与えないことがあるので設計者は十分注意して適用する必要がある。ここでは非弾性設計解析における熱過渡事象の取扱いについて、弾性解析に基づく方法を示す。</p> <p>N3120 地震荷重の取扱い</p> <p>(1) 地震荷重の運転状態との組み合わせ</p> <p>地震と他の運転事象との組み合わせについては「ナトリウム冷却型高速増殖炉発電所の原子炉施設の耐震設計基準（案）」および同解説にその具体的な基準が規定されており、非弾性設計解析においてもその基準案が適用される。非弾性設計解析用の荷重ヒストグラムを設定するにあたって具体的に地震荷重をどの運転状態に組合せるかは、各機器ならびに各構造部位により異なるため、保守的な評価結果がえられるように、個々にその対象とする運転状態を設定する必要がある。</p> <p>(2) 地震荷重の繰返し回数</p> <p>非弾性設計解析においても弾性設計解析の場合と同様に地震荷重の繰返しを考慮する必要がある。ここで対象としている非弾性設計解析においては地震荷重の繰返しを次のような方法で荷重ヒストグラムに組み入れて解析・評価を行うものとする。</p> <p>(a) 非弾性設計解析用荷重ヒストグラムにおいては、1回の地震荷重の繰返しを考慮する。</p> <p>(b) 以降の地震荷重の繰返し回数に対する効果は次のいずれかの方法により疲労損傷を算定し、前記(a)に対する評価結果に加算するものとする。</p> <p>①前記(a)の非弾性設計解析結果から得られる地震荷重のみに対するひずみ振幅が残りの地震荷重の繰返しに対しても同様に生じるものとして、地震荷重の繰返しによる疲労損傷を算定する。</p> <p>②地震荷重単独の繰返しについては、弾性解析手法または非弾性解析手法により残りの地震荷重の</p>	

条 文 試 案	備 考
<p>繰返しによる疲労損傷を算定する。</p> <p>なお、地震荷重の影響効果が、評価対象構造部位の非弾性挙動に対して十分小さいと判断される場合もしくは地震荷重を荷重ヒストグラムに組み込むことによって保持状態の初期応力を低下させクリープ損傷を小さく算出させるような場合には、地震荷重を運転状態と組合せないで、地震荷重の全繰返し回数に対し、前記 (b) ②の手法により地震荷重のみによる疲労損傷の算定を行い、非弾性設計解析におけるクリープ疲労損傷の結果に加算して評価してもよい。</p> <p>解説 N3120 地震荷重の取扱</p> <p>非弾性設計解析においては、短期的に作用する地震荷重を荷重ヒストグラムの中に考慮して、その影響を評価する必要がある。ここでは、非弾性設計解析用荷重ヒストグラムにおける地震荷重の扱いについて、その一般的な考え方を示す。</p> <p>N3200 非弾性解析の実施</p> <p>機器の非弾性解析は、N3100に述べた方法その他によって設定した荷重ヒストグラム（通常数サイクル分）に対してN3210～N3230により選定した構成式を用いて実施する。</p> <p>N3210 想定ひずみ範囲</p> <p>非弾性解析に用いる 2 直線近似の応力-ひずみ関係式の降伏応力、加工硬化係数を決定するための想定ひずみ範囲は、弾性解析での予備解析の結果から以下の i) ～iii) の手順により算定する。想定ひずみ範囲の算出に用いる弾性追従係数は、暫定的には炉容器液面近傍については 3、それ以外の部位については 2 とするものとするができるが、設計者において、非弾性解析の結果求められる値が妥当と判断される場合には、その値をイテレーションして用いてもよい。</p> <p>i) 弾性解析での予備解析結果から、評価点の Mises の相当応力 σ_{eq} を記録する。</p> <p>ii) 応力-ひずみ関係において弾性での直線上の i) で求めた点から傾きが、$-\frac{1}{1-q} E$ となる直線を引く。ただし、q は弾性追従係数、E は縦弾性係数である。</p> <p>iii) ii) の直線と選定した非弾性解析用の構成式との交点が想定ひずみ範囲となる。</p> <p>N3220 構成式の選定</p> <p>非弾性解析に用いる構成式は、以下のそれぞれの破損様式に対して定めた条件に応じて選択する。</p> <p>(1) 累積非弾性ひずみ</p> <p>弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式を用いるものとする。ただし、弾性追従係数 $q \leq 3$ までの適用範囲とし、それ以上の場合については検討中である。</p>	<p>このほかに、クリープ解析により弾性追従係数を設定する方法として以下のものがある。</p> <p>①弾性追従係数が構成式に鈍感な性質を利用し Norton 則等の古典的モデルによりクリープ解析を実施 ②得られた緩和曲線から弾性追従係数を評価</p> <p>H14 年度の関連研究の知見として、1 次応力=0.2Sy (21MPa) とした液面近傍の評価で、動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式が高精度モデルより非保守側評価となったことから、累積非弾性ひずみ評価用の構成式は昨年度まで検討していた下記適用範囲を見直して、弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式のみを弾性追従係数の制限つきで用いることとした。弾性追従係数に制限を設けたのは、リファレンスとしている高精度モデルにて $q > 4$ の領域での十分な検証が得られていないことから保守側とするために制限を設けた。ただし、実際に想定される適用部位（炉容器液面近傍</p>

条文試案

(2) クリープ疲労損傷

弾性解析ベース（高速実証炉高温構造設計方針(案)の場合の S_g は除く）で求められた疲労損傷とクリープ損傷の関係から、非弾性解析に用いる構成式を選定するものとする。疲労損傷支配の場合は弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式、クリープ損傷支配の場合は動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式を用いるものとし、下記に示す、損傷全体に対するクリープ損傷比率により選定するものとする。

$D_c / (D_f + D_c) < 0.3$: 弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式

$D_c / (D_f + D_c) \geq 0.3$: 動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式

備考

および炉心支持構造)では $q=1\sim 2$ 程度であるので、適用範囲に含まれる。また、現状では、累積非弾性ひずみは、膜と曲げ成分について評価するが、条文試案での構成式でこれらの成分全てについて保守的であるかの検討はなされておらず、今後の検討課題である。さらに、将来的にピーク成分を評価するか、などの課題もある。

【累積非弾性ひずみ評価に用いる構成式に関する昨年度の条文試案：膜ひずみを想定】

一次応力 $P \leq 20\text{MPa}$, かつ, 弾性追従係数 $q \leq 3$:

動的応力-ひずみ関係式の α リセットオプション 2 直線表示式

一次応力 $P \leq 100\text{MPa}$, かつ, 弾性追従係数 $q \leq 10$:

弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式

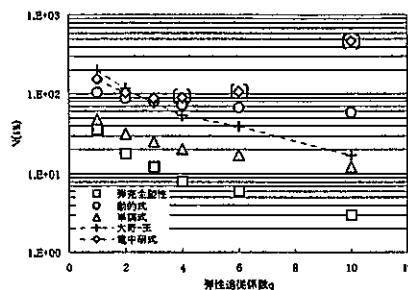
クリープ損傷は、短期的な炉容器液面近傍の設計ニーズへの対応は DDS で求めることで十分で、また、条文試案の適用範囲における動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式で D_c を保守的に評価できる妥当性についての十分な検討がなされていないことから DDS を用いることも考えられる。

今後、実用高速炉への適用性を調査する予定である。

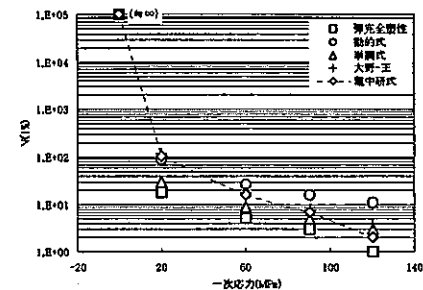
以下は、昨年度の条文試案の適用範囲設定の検討概要である。

・累積非弾性ひずみに対する一次応力、弾性追従係数の影響（平成 11 年度電共研）

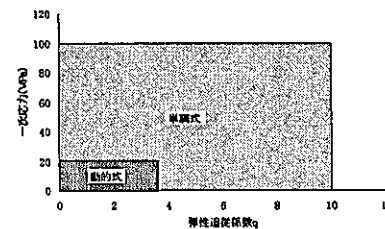
1%の累積非弾性ひずみ(膜)を生じる繰返し数と弾性追従係数、一次応力の関係を備考図-10、11 に示す(316FR 鋼, 550℃, 1000 時間のピーク保持)。大野-王モデルによる予測を正解と仮定すると、大野-王と弾完全塑性の間に現れる構成式が設計用として妥当と考えられる。動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式を用いた場合、弾性追従係数 $q=3$ 程度および一次応力 20MPa 程度まで、弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション 2 直線表示式を用いた場合は $q=10$ 程度および 100MPa 程度までが妥当な範囲となった。一次応力と弾性追従係数の平面で示すと、各構成式の累積非弾性ひずみに対する適用範囲は備考図-12 のようになる。



備考図-10 累積非弾性ひずみ(膜)と弾性追従係数 (保持なし, $S_n=350\text{MPa}$, 一次応力 20MPa)



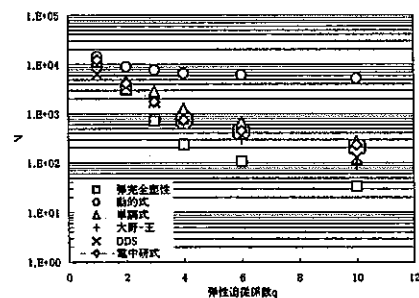
備考図-11 累積非弾性ひずみ(膜)と一次応力 (保持なし, $q=2$, $S_n=350\text{MPa}$)



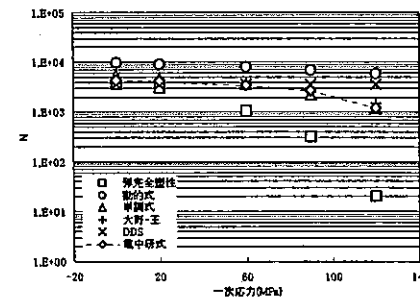
備考図-12 累積非弾性ひずみに対する構成式の適用範囲

・疲労損傷評価に対する一次応力、弾性追従係数の影響（平成13年度 JNC 研究）
 各構成式の疲労損傷に対する弾性追従係数、一次応力の影響を備考図-13、14に示す（316FR 鋼、550℃、1000時間のピーク保持）。大野一王による予測を正解と仮定すると、弾塑性応力-ひずみ関係の α リセットオプション2直線表示式により、いずれの場合もほぼ同等の予測が出来るものと考えられる。

・クリープ疲労損傷値に対する弾性追従係数の影響（平成13年度 JNC 研究）
 備考図-15に示すように、動的 α リセットは疲労損傷において弾完全塑性より非安全側になるが、クリープ損傷は安全側となる（316FR 鋼、550℃、1000時間のピーク保持）。備考図-16のクリープ疲労損傷では $q \sim 3$ の範囲で動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション2直線表示式が弾完全塑性より安全側となる。逆に、弾完全塑性においては q の増加とともに疲労損傷が大きく増加するためクリープ損傷がほとんど現れていないにもかかわらず、クリープ疲労損傷においては $q=3$ 以上で動的応力-ひずみ関係の α リセットオプション2直線表示式より安全側になる。



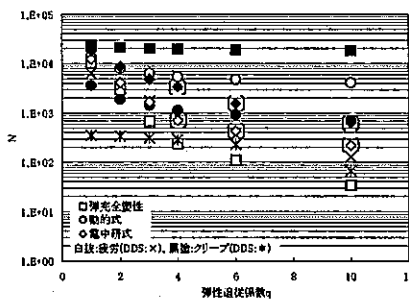
備考図-13 疲労の許容繰返し数と弾性追従係数
 （保持なし、 $q=2$ 、 $S_n=350\text{MPa}$ ）



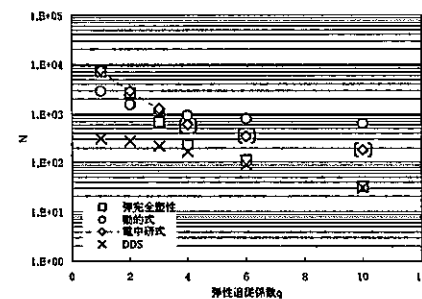
備考図-14 疲労の許容繰返し数と一次応力
 （保持なし、 $q=2$ 、 $S_n=350\text{MPa}$ ）

条文 試案

備 考



備考図-15 許容繰返し数と弾性追従係数の関係内訳
(引張保持、 $S_n=350\text{MPa}$ 、一次応力 20MPa)



備考図-16 許容繰返し数と弾性追従係数
(引張保持、 $S_n=350\text{MPa}$ 、一次応力 20MPa)

・クリープ疲労評価における応力ひずみ関係式の選択基準 (平成 13 年度 METI 委託研究)

備考図-17~20 に、下記条件での検討結果を、損傷全体に対するクリープ損傷比率と DDS で正規化した許容繰返し数比の関係で示す。

検討モデル : 弾性追従付き単軸モデル

材料 : 316FR 鋼

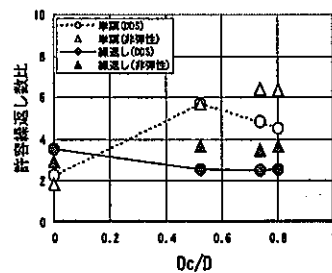
評価温度 : 550°C

負荷応力 : 弾性解析ベースで 350MPa 、 500MPa 、 650MPa 、 800MPa

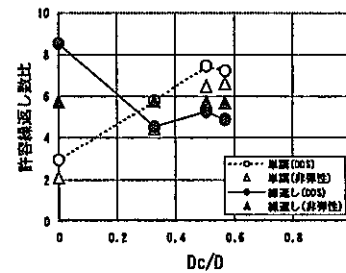
保持時間 : 0hr 、 100hr 、 500hr 、 1000hr

DDS 評価条件 : 弾性追従係数 3.0 、 $\alpha R=10$ 、 $\alpha c=3$ 、 S_g は考慮せず

非弾性条件 : 弾性追従=ETD の SRL (応力再配分軌跡)、 $\alpha R=10$ 、 $\alpha c=1$



備考図-17 $S_p=350\text{MPa}$



備考図-18 $S_p=500\text{MPa}$

条文 試案

N3300 累積非弾性ひずみの算出法

軸対称構造機器の累積非弾性ひずみは以下に定める手順により、壁厚平均ひずみ ϵ_p 、壁厚内の等価線形ひずみ分布により定める表面ひずみ ϵ_s を、非弾性解析結果から推定し、C2240 に定める評価に用いる。

1) 全ての非弾性解析対象事象それぞれについて、想定回数 M における累積非弾性ひずみを下記手順により求める。

a) 評価断面ごとの非弾性ひずみ成分 $\epsilon_{i,j-N-1}^{COMP}$ 、 $\epsilon_{i,j-N}^{COMP}$ を記録する。

$\epsilon_{i,j-N-1}^{COMP}$: N-1 回における非弾性膜ひずみ成分

$\epsilon_{i,j-N}^{COMP}$: N 回における非弾性膜ひずみ成分

N: 解析サイクル数

i: 要素番号

b) 非弾性ひずみ成分を想定回数 M まで外挿する。

$$\log_{10}(\epsilon_i^{COMP})_{EOL} = \log_{10} \epsilon_{i,j-N}^{COMP} + \log_{10} (\epsilon_{i,j-N}^{COMP} - \epsilon_{i,j-N-1}^{COMP}) \times \log_{10} (M - N)$$

M: 当該事象想定回数

EOL: 寿命末期

c) 想定回数 M での非弾性ひずみ成分の平均化処理を行う。

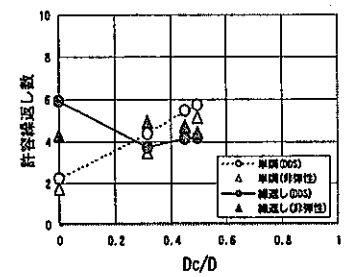
$$(\epsilon_{AVE}^{COMP})_{EOL} = \frac{\sum_{i=1}^{R-1} (\epsilon_{i,EOL}^{COMP} \times A^C(i))}{\sum_{i=1}^{R-1} A^C(i)}$$

$A^C(i)$: 要素番号 i の断面積

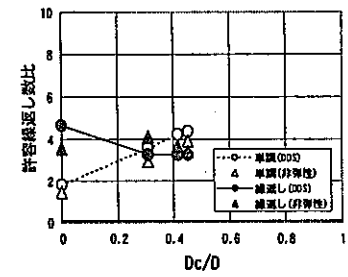
i, R: 内外表面における非弾性ひずみ成分

d) 想定回数 m_1 での壁厚平均主ひずみを計算する。

備考



備考図-19 Sp=650MPa



備考図-20 Sp=800MPa

H10 年度電共研 DDS(案) 付録「N 非弾性解析による評価」より引用。

条文試案では等価線形処理により非弾性ひずみの膜曲げ成分の算出を行っている。応力は断面内で分布が釣り合うため、等価線形処理により等価な応力分布を得ることが出来るが、ひずみの場合は必ずしも断面内で分布が釣り合っておらず、等価線形処理の意味合いは薄い。また、表面付近のみが塑性領域となっている場合でも等価線形処理により膜成分として塑性ひずみが出てしまう問題もあり、解析結果の処理方法には今後も検討が必要である。また、疲労との相関を考慮することとなれば、ピークひずみについての取り扱いが必要となることも考えられるが、条文試案での手法ではひずみが著しく大きくなる懸念もあり、今後の検討課題である。

条文 試案

備 考

$$(e_{AVE}^{MPRI})_{EOL} = \max((e_i^j)_{EOL}), j = 1, 2, 3$$

j:主ひずみのインデックス (=1, 2, 3)

e) 想定回数 M での非弾性ひずみ成分の等価線形化処理を行う。

$$\sum_{i=1}^{R-1} ((e_i^{COMP}) A^C(i) l(i)) = \int_0^L (C + B_X) W(X) l(X) dx$$

l(X): i 番目の要素の内表面からの距離

f) 想定回数 M での等価線形主ひずみを計算する。

$$\sum_{i=1}^{R-1} ((e_i^{COMP}) A^C(i)) = \int_0^L (C + B_X) W(X) dx$$

ii) i) で求めた全ての非弾性解析対象事象の累積非弾性ひずみ合計値を求める。

$$\epsilon_m = \sum \epsilon_{mi}$$

$$\epsilon_b = \sum \epsilon_{bi}$$

N3400 クリープ疲労損傷係数の算出方法

N3410 全面非弾性解析による方法

N3411 疲労損傷係数の算出法

以下 i) ~ vi) の手順により疲労損傷係数を算出し、C222 に定める評価に用いる。(図 N3411.1)。

- i) 評価点およびこれを含む評価断面を適切に選択する。
- ii) 評価断面の全ひずみの各成分 ($\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$) を時点ごとに記録する。
- iii) ii) を用い、評価点 (評価断面の表面) における全ひずみの各成分を時点ごとに空間外挿する。
- iv) 各サイクル内における評価点の相当ひずみ範囲 $\epsilon_{i1}, \epsilon_{i2}, \dots, \epsilon_{iN}$ を次式により求める。

$$\epsilon_{ii} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta\epsilon_x - \Delta\epsilon_y)^2 + (\Delta\epsilon_y - \Delta\epsilon_z)^2 + (\Delta\epsilon_z - \Delta\epsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{zx}^2)}$$

ここで、記号 Δ は時点 i から時点 i+1 へのひずみの変化を示す。

V) iv) の結果を用いて、第 j サイクルの疲労損傷係数 $(Df)_j$ を次式により求める。

$$(Df)_j = \sum \left(\frac{1}{N_{di}} \right)$$

ここで、 N_{di} は相当ひずみ範囲 ϵ_{ii} に対する許容繰返し数。

vi) V) で得られた疲労損傷係数から寿命末期の累積疲労損傷係数 D_f を次式により外挿する。

従来の弾性解析ベースの時点選定方法とは異なり、非弾性解析による Df 計算に用いる相当ひずみ範囲算出のための 2 時点は、下記のようなになる。ループがずれていく場合など、1 サイクルの定義をどの時点からどの時点とするかにより求められる最大ひずみ範囲が異なってくる場合は、設計者の判断により時点の予測を行った上で、機械的な処理を行う必要がある。なお、一般的には i) での最大応力範囲を構成する時点と ii) の最大非弾性ひずみ範囲を構成する時点は異なるので、これらの時点それぞれを用いると、二つの時点の組み合わせに対する弾性ひずみ範囲と非弾性ひずみ範囲をスカラー的に加算することになるので注意すること。

i) 弾性ひずみによる相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{e-eq}$ の定義

- 1. 非弾性解析により各応力成分の時刻歴の表をつくる。
- 2. 任意の 2 時点について、各応力成分の差をとり、相当応力範囲 $\Delta \sigma_{eq}$ を計算する。

$$\Delta \sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_y)^2 + (\Delta\sigma_y - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_x)^2 + 6(\Delta\sigma_{xy}^2 + \Delta\sigma_{yz}^2 + \Delta\sigma_{zx}^2)}$$

相当応力範囲 $\Delta \sigma_{e-eq}$ を縦弾性係数 E で除した値を、 $\Delta \epsilon_{e-eq}$ とする。

ii) 塑性ひずみによる相当ひずみ範囲 ϵ_{p-eq} の定義

- 1. 非弾性解析により各塑性ひずみ成分の時刻歴の表をつくる。

条文 試案

$$Df = \sum_{j=1}^N (Df)_j + (Df)_N \times (M - N)$$

ここで、j：サイクル番号

M：寿命末期までの全サイクル数

N：非弾性解析を行った最後のサイクル番号

なお、疲労損傷係数の外挿は、解析を行った最後の3サイクルにおいてサイクル毎の $(Df)_j$ が一定または減少している場合に適用できる。

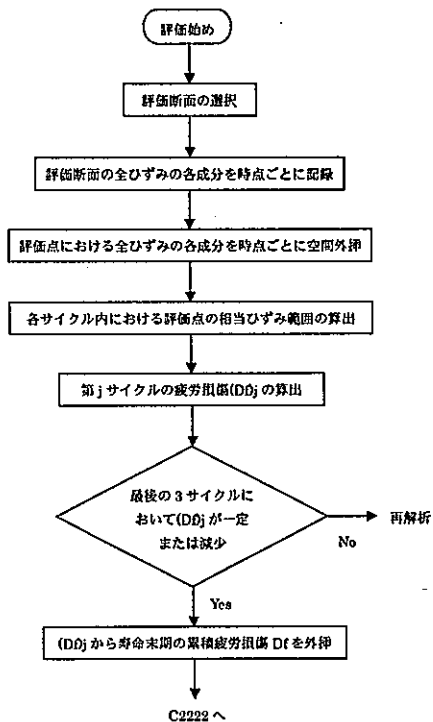


図 N3411.1 クリープ疲労損傷係数の算出手順(1)

N3412 クリープ損傷係数の算出法

以下の i) ~ V) の手順によりクリープ損傷係数を算出し、C2231 に定める評価に用いる。(図 N3412.1)

- i) 評価点およびこれを含む評価断面を適切に選択する。
- ii) 評価断面の Mises の相当応力 σ_{eq} を時点ごとに記録する。
- iii) ii) の結果を用いて、評価点（評価断面の表面）における σ_{eq} を時点ごとに空間外挿する。

備 考

2. 任意の2時点について、各塑性ひずみ成分の差をとり、 $\Delta \epsilon_{pX}$ 、 $\Delta \epsilon_{pY}$ 、 $\Delta \epsilon_{pZ}$ 、 $\Delta \gamma_{pXY}$ 、 $\Delta \gamma_{pYZ}$ 、 $\Delta \gamma_{pZX}$ とする。

3. 任意の2時点の全組合せについて、相当ひずみ範囲 ϵ_{p-eq} を計算する。

$$\Delta \epsilon_{p-eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta \epsilon_{pX} - \Delta \epsilon_{pY})^2 + (\Delta \epsilon_{pY} - \Delta \epsilon_{pZ})^2 + (\Delta \epsilon_{pZ} - \Delta \epsilon_{pX})^2} + \frac{3}{2} (\Delta \gamma_{pXY}^2 + \Delta \gamma_{pYZ}^2 + \Delta \gamma_{pZX}^2)$$

iii) Df を計算するための2時点 t_A 、 t_B

i)、ii) で求めた $\Delta \epsilon_{p-eq}$ 、 $\Delta \epsilon_{p-eq}$ の和が最大となる時点をと t_A 、 t_B とする。

条文 試案	備 考
<p>iv) iii) の結果を用いて、第 j サイクルのクリープ損傷係数 $(Dc)_j$ を次式により求める。</p> $(Dc)_j = 2 \sum_i \left[\frac{(\Delta t_i/2)}{T_{d,i}} + \frac{(\Delta t_i/2)}{T_{d,i+1}} \right]$ <p>ここで、Δt_i : 時点 i から時点 i+1 への時間増分 $T_{d, i}$: 時点 i における Mises の相当応力に対する許容時間 $T_{d, i+1}$: 時点 i における Mises の相当応力に対する許容時間</p> <p>v) iv) で得られたクリープ損傷係数から寿命末期の累積クリープ損傷係数 Dc を次式により外挿する。 ここで、</p> $Dc = \sum_{j=1}^N (Dc)_j + (Dc)N \times (M - N)$ <p>j : サイクル番号 M : 寿命末期までの全サイクル数 N : 非弾性解析を行った最後のサイクル番号</p> <p>なお、クリープ損傷係数に関する上記外挿法は解析を行った最後の 3 サイクルにおいてサイクルごとの $(Dc)_j$ が一定または減少している場合に適用できる。</p> <div style="text-align: center;"> <pre> graph TD Start([評価開始]) --> Select[評価断面の選択] Select --> Record[評価断面の Mises 相当応力 sigma_eq を時点ごとに記録] Record --> Extrapolate[評価点における sigma_eq を時点ごとに空間外挿] Extrapolate --> Calc[第 j サイクルのクリープ損傷 (Dc)_j の算出] Calc --> Decision{最後の 3 サイクルにおいて (Dc)_j が一定または減少} Decision -- No --> Reanalyze[再解析] Decision -- Yes --> ExtrapolateDc["(Dc)_j から寿命末期の累積クリープ損傷 Dc を外挿"] ExtrapolateDc --> End[C2231 へ] </pre> </div> <p>図 N3412.1 クリープ損傷係数の算出手順(2)</p>	

条 文 試 案	備 考
<p>N3420 弾性解析ルートとの併用による方法</p> <p>弾性解析ルートとの併用による評価の場合には、本項で定められる弾性追従係数を用いて、弾性解析の結果から求めた値より N3300、N3400 により損傷係数等を求めるものとする。</p> <p>弾性解析結果から、非弾性ひずみを簡易的に求めるための弾性追従係数の算出方法について以下に規定する。弾性追従係数は対象とする構造、荷重条件などにより定まるものであり、対象とする部位に依存した固有の値となる。</p> <p>弾性追従係数は、次式により定義する値とする。</p> $q = \Delta(\varepsilon_p + \varepsilon_c) / \{(\Delta\sigma_{EL} - \Delta\sigma) / E\}$ <p>ここで、</p> <p>q：評価点における弾性追従係数</p> <p>E：評価点における縦弾性係数 (N/mm²)</p> <p>$\Delta\sigma_{EL}$：負荷増分に対して、評価点において弾性的に計算される相当応力増分 (N/mm²)</p> <p>$\Delta\sigma$：評価点における相当応力増分 (N/mm²)</p> <p>$\Delta(\varepsilon_p + \varepsilon_c)$：評価点における相当非弾性ひずみ増分 (mm/mm)</p> <p>弾性解析結果から、$\Delta\sigma_{EL}$、非弾性解析から $\Delta\sigma$、$\Delta(\varepsilon_p + \varepsilon_c)$ を求め、上式に従い弾性追従係数を算出するか、別途定める規定値を用いてもよい。</p>	<p>弾性追従係数の設定には簡便な方法として、弾クリープ解析または、単調負荷による弾塑性解析と ETD の方法で計算することが提案*されているが、将来的に採用するか今後の課題である。</p> <p>(*笠原直人、島川貴司、安藤昌教、非弾性解析による設計アプローチ、機械学会計算力学講演会論文集、117、pp33/34、(2001))</p>

条 文 試 案

備 考

N4000 非弾性設計解析用材料特性値

N4100 縦弾性係数、ポアソン比及び瞬間熱膨張係数

受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成 12 年度 (最終報告書) 付録より

316FR鋼の弾性解析材料強度基準

温 度 (°C)	縦弾性係数 E (N/mm ²)	ポアソン比 ν	熱膨張係数 α (10 ⁻⁶ mm/mm/°C)		熱伝導率 λ (W/m-K)	比熱 Cp (J/g-K)
			A	B		
20	195000	0.300	16.15	—	13.34	0.482
50	193000	0.300	16.65	15.45	13.04	0.483
75	191000	0.300	16.07	15.63	14.35	0.499
100	190000	0.300	16.48	15.82	14.71	0.503
125	188000	0.300	16.86	16.00	15.17	0.512
150	186000	0.300	17.22	16.18	15.64	0.521
175	184000	0.300	17.55	16.37	15.95	0.522
200	183000	0.300	17.85	16.54	16.41	0.527
225	180000	0.300	18.12	16.72	16.88	0.535
250	178000	0.300	18.36	16.88	17.23	0.538
275	177000	0.300	18.58	17.04	17.64	0.541
300	176000	0.300	18.79	17.20	18.03	0.544
325	174000	0.300	18.99	17.34	18.34	0.545
350	173000	0.300	19.19	17.47	18.70	0.549
375	171000	0.300	19.38	17.58	19.14	0.553
400	169000	0.300	19.57	17.69	19.46	0.553
425	167000	0.300	19.75	17.78	19.93	0.558
450	164000	0.300	19.93	17.89	20.25	0.558
475	161000	0.301	20.11	18.00	20.69	0.564
500	159000	0.302	20.28	18.12	21.05	0.566
525	156000	0.304	20.45	18.23	21.36	0.566
550	154000	0.306	20.60	18.33	21.76	0.569
575	151000	0.308	20.75	18.44	22.16	0.573
600	149000	0.310	20.87	18.54	22.47	0.574
625	146000	0.312	20.99	18.64	22.79	0.576
650	144000	0.314	21.09	18.74	23.11	0.576

(注記)

- ・ E, ν, αは, DDS材料強度基準等(案)を適用した。
- ・ λ, Cpは, ASME SECTION II Materials Part D-Properties 1992 EDITION High Alloy Steels 16Cr-12Ni-2Moを適用した。
- ・ 密度はJIS G4310から, 7980kg/m³を使用した。

条文 試案

備 考

N4200 単調2直線応力-ひずみ関係

受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成12年度(最終報告書) 付録より

316FR鋼の弾塑性応力-ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_y$ のとき

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

$$\epsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_y$ のとき

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

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

使用単位

T : 温度 (°C) $425 < T \leq 650$

ϵ_e : 弾性ひずみ (mm/mm)

ϵ_p : 塑性ひずみ (mm/mm)

最大ひずみ ($\epsilon_e + \epsilon_p$) $_{max} \leq 0.03$ (mm/mm)

σ : 応力 (N/mm²)

E (N/mm ²)	DDS (案) 材料強度基準等 別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_y (N/mm ²)	$\sigma_y = \sigma_{y0} - K (0.002)^m$
σ_y (N/mm ²)	平均曲線: $-9.08682 \times 10^{-1} T^2 + 1.38828 \times 10^{-2} T^3$ $-7.40603 \times 10^{-1} T + 2.73354 \times 10^2$ 最小曲線: 別表 1.4 設計降伏点 S_y による
K (N/mm ²)	$-2.02022 \times 10^{-1} T + 4.72602 \times 10^2$
m	$1.18719 \times 10^{-5} T + 2.70149 \times 10^{-1}$

備 考

条 文 試 案

316FR鋼の弾塑性応力ひずみ関係の2直線近似：降伏応力 σ_y (N/mm²)

σ_{max}/σ_y	温度 (°C)														
	350	375	400	425	450	475	500	525	550	575	600	625	650		
0.2	106	106	105	104	103	102	102	102	101	101	100	99	97		
0.3	114	112	110	109	109	108	108	107	107	106	105	104	102		
0.4	118	116	115	114	113	112	112	111	111	110	109	108	106		
0.5	122	120	118	117	116	115	115	114	114	113	112	111	109		
0.6	125	123	121	120	119	118	118	117	116	116	115	114	112		
0.7	127	125	124	122	121	121	120	119	119	118	117	116	114		
0.8	130	129	128	126	124	123	123	121	121	120	119	117	116		
0.9	132	130	128	127	126	125	124	123	123	122	121	119	117		
1.0	134	132	130	128	127	127	126	125	124	123	122	121	119		
1.1	135	133	132	130	129	129	128	127	127	126	125	124	122		
1.2	137	135	133	132	131	130	129	128	127	127	126	124	122		
1.3	139	136	135	133	132	131	130	129	129	128	127	125	123		
1.4	140	138	136	135	134	133	132	131	130	129	128	126	124		
1.5	142	139	137	136	135	134	133	132	131	130	129	127	125		
1.6	143	141	139	137	136	135	134	133	132	131	130	128	126		
1.7	144	142	140	138	137	136	135	134	133	132	131	129	127		
1.8	145	143	141	140	139	137	137	136	135	134	132	131	129		
1.9	146	144	142	141	140	139	139	137	136	135	133	132	130		
2.0	148	145	143	142	141	140	139	138	137	136	134	133	131		
2.1	149	146	144	143	142	141	140	139	138	137	135	134	132		
2.2	150	147	145	144	143	142	141	140	139	138	136	135	133		
2.3	151	148	146	145	144	142	141	141	140	138	137	135	133		
2.4	152	149	147	146	144	143	142	141	140	139	137	136	134		
2.5	153	150	148	147	145	144	143	142	141	140	138	137	135		
2.6	153	151	149	147	146	145	144	143	142	141	140	138	136		
2.7	154	152	150	148	147	146	145	144	143	142	140	139	137		
2.8	155	153	151	149	148	147	146	145	144	142	141	139	137		
2.9	155	154	152	150	149	147	146	145	144	143	142	140	138		
3.0	157	154	152	151	149	148	147	146	145	144	143	141	139		

316FR鋼の弾塑性応力ひずみ関係の2直線近似：加工硬化係数 H' (N/mm²)

σ_{max}/σ_y	温度 (°C)														
	350	375	400	425	450	475	500	525	550	575	600	625	650		
0.2	23761	23416	23110	22801	22574	22335	22105	21880	21653	21416	21163	20885	20577		
0.3	19599	19480	19275	19081	18896	18717	18542	18369	18195	18017	17834	17641	17437		
0.4	16331	16167	15959	15759	15556	15352	15149	14948	14747	14546	14342	14134	13923		
0.5	1431	14157	13928	13705	13481	13251	13017	12780	12541	12300	12056	11809	11559		
0.6	8432	8338	8248	8160	8074	7990	7907	7825	7742	7658	7574	7490	7406		
0.7	7454	7354	7257	7162	7069	6977	6885	6794	6702	6611	6518	6423	6327		
0.8	6583	6494	6408	6322	6238	6155	6073	5990	5908	5825	5741	5657	5572		
0.9	6077	5997	5918	5841	5764	5688	5613	5537	5462	5387	5310	5233	5156		
1.0	5587	5513	5441	5369	5299	5229	5160	5090	5021	4951	4881	4810	4738		
1.1	5180	5112	5045	4978	4914	4849	4784	4720	4655	4590	4522	4450	4378		
1.2	4837	4774	4712	4650	4589	4529	4468	4407	4347	4285	4223	4154	4082		
1.3	4544	4484	4425	4366	4307	4250	4193	4134	4075	4015	3955	3891	3823		
1.4	4289	4232	4174	4117	4060	4003	3946	3888	3830	3771	3711	3649	3587		
1.5	4068	4013	3960	3909	3857	3806	3755	3704	3653	3602	3551	3500	3447		
1.6	3868	3818	3768	3719	3670	3621	3572	3524	3476	3427	3378	3329	3280		
1.7	3681	3644	3596	3548	3500	3453	3406	3359	3312	3264	3217	3170	3122		
1.8	3533	3487	3442	3397	3352	3308	3264	3219	3175	3131	3086	3041	2996		
1.9	3390	3346	3302	3259	3216	3174	3131	3088	3046	3004	2961	2918	2875		
2.0	3259	3217	3176	3134	3093	3052	3011	2970	2929	2888	2847	2806	2765		
2.1	3140	3100	3059	3018	2978	2937	2897	2857	2817	2777	2736	2695	2654		
2.2	3031	2992	2953	2915	2877	2839	2801	2763	2725	2686	2648	2610	2571		
2.3	2931	2893	2855	2818	2781	2744	2708	2671	2634	2597	2561	2523	2486		
2.4	2837	2801	2765	2729	2693	2657	2622	2586	2551	2515	2479	2443	2407		
2.5	2751	2716	2681	2646	2611	2577	2542	2508	2473	2439	2404	2369	2334		
2.6	2671	2637	2603	2569	2535	2502	2468	2435	2401	2368	2334	2300	2266		
2.7	2596	2563	2530	2497	2464	2431	2399	2366	2334	2301	2268	2235	2201		
2.8	2526	2493	2461	2429	2397	2365	2334	2302	2271	2239	2207	2175	2143		
2.9	2460	2428	2397	2365	2335	2304	2273	2242	2212	2181	2150	2119	2088		
3.0	2398	2367	2337	2306	2276	2246	2216	2186	2156	2126	2096	2066	2035		

条文 試案	備 考														
<p>N4300 繰返し2直線応力-ひずみ関係</p> <p style="text-align: center;">316FR鋼の動的応力-ひずみ関係式</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 10px; margin: 10px 0;"> <p>(1) $\Delta\sigma \leq 2\sigma_p$ のとき</p> $\Delta\epsilon_t = \Delta\sigma / E$ <p>(2) $\Delta\sigma > 2\sigma_p$ のとき</p> $\Delta\epsilon_t = \Delta\epsilon_{e_s} + \Delta\epsilon_p$ $\Delta\epsilon_{e_s} = \Delta\sigma / E$ $\Delta\epsilon_p = [(\Delta\sigma - 2\sigma_p) / K_p]^{1/m}$ <p>使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) 425 < T ≤ 650</p> <p>$\Delta\epsilon_{e_s}$: 弾性ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\epsilon_p$: 塑性ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\epsilon_t$: 全ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\sigma$: 応力範囲 (N/mm²)</p> <p>σ_p : 比例限 (N/mm²)</p> </div> <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse; margin-top: 10px;"> <tr> <td style="width: 15%;">E (N/mm²)</td> <td>DDS (案) 材料強度基準等 別表1.B 縦弾性係数 E による</td> </tr> <tr> <td>σ_p (N/mm²)</td> <td>$\sigma_p = \sigma_s - K (0.002)^m$</td> </tr> <tr> <td>K (N/mm²)</td> <td>$-2.62022 \times 10^{-1} T + 4.72692 \times 10^3$</td> </tr> <tr> <td>m</td> <td>$1.18719 \times 10^{-5} T + 2.70149 \times 10^{-1}$</td> </tr> <tr> <td>$\sigma_s$ (N/mm²)</td> <td>平均曲線: $-9.08682 \times 10^{-1} T^2 + 1.38828 \times 10^{-3} T^3$ $-7.40603 \times 10^{-1} T + 2.73364 \times 10^4$ 最大曲線: 1.5 × (平均曲線)</td> </tr> <tr> <td>K_p (N/mm²)</td> <td>$-1.26855 \times 10 T + 1.02059 \times 10^4$</td> </tr> <tr> <td>$m_p$</td> <td>$-7.76430 \times 10^{-4} T + 8.33186 \times 10^{-1}$</td> </tr> </table>	E (N/mm ²)	DDS (案) 材料強度基準等 別表1.B 縦弾性係数 E による	σ_p (N/mm ²)	$\sigma_p = \sigma_s - K (0.002)^m$	K (N/mm ²)	$-2.62022 \times 10^{-1} T + 4.72692 \times 10^3$	m	$1.18719 \times 10^{-5} T + 2.70149 \times 10^{-1}$	σ_s (N/mm ²)	平均曲線: $-9.08682 \times 10^{-1} T^2 + 1.38828 \times 10^{-3} T^3$ $-7.40603 \times 10^{-1} T + 2.73364 \times 10^4$ 最大曲線: 1.5 × (平均曲線)	K_p (N/mm ²)	$-1.26855 \times 10 T + 1.02059 \times 10^4$	m_p	$-7.76430 \times 10^{-4} T + 8.33186 \times 10^{-1}$	<p>受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成12年度 (最終報告書) 付録より</p>
E (N/mm ²)	DDS (案) 材料強度基準等 別表1.B 縦弾性係数 E による														
σ_p (N/mm ²)	$\sigma_p = \sigma_s - K (0.002)^m$														
K (N/mm ²)	$-2.62022 \times 10^{-1} T + 4.72692 \times 10^3$														
m	$1.18719 \times 10^{-5} T + 2.70149 \times 10^{-1}$														
σ_s (N/mm ²)	平均曲線: $-9.08682 \times 10^{-1} T^2 + 1.38828 \times 10^{-3} T^3$ $-7.40603 \times 10^{-1} T + 2.73364 \times 10^4$ 最大曲線: 1.5 × (平均曲線)														
K_p (N/mm ²)	$-1.26855 \times 10 T + 1.02059 \times 10^4$														
m_p	$-7.76430 \times 10^{-4} T + 8.33186 \times 10^{-1}$														

条文 試案

備 考

3 1 6 F R 鋼の動的応力ひずみ関係の2直線近似：降伏応力 σ_y (N/mm²)

Table with columns for displacement ratio (A2max/G) and temperature (温度 (°C)). Rows show yield stress values for displacement ratios from 0.2 to 3.0 and temperatures from 350 to 850.

3 1 6 F R 鋼の動的応力ひずみ関係の2直線近似：加工硬化係数H' (N/mm²)

Table with columns for displacement ratio (A2max/G) and temperature (温度 (°C)). Rows show work hardening coefficient H' values for displacement ratios from 0.2 to 3.0 and temperatures from 350 to 850.

条 文 試 案	備 考														
<p>N4400 クリープひずみ式</p> <p style="text-align: center;">316FR鋼のクリープひずみ式</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 10px; margin: 10px auto; width: 80%;"> $\epsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\epsilon}_m t$ <p style="text-align: center;">使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) σ : 応力 (N/mm²) t_R : 破断時間 (h) $\dot{\epsilon}_m$: 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h) t : 時間 (h)</p> </div> <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse; margin-top: 10px;"> <tr> <td style="width: 10%; text-align: center;">t_R</td> <td>$(T + 273.15) \{ \log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 2.39623 \times 10 \}$ $= 3.07082 \times 10^4 + 2.91411 \times 10^3 \log_{10} \sigma - 2.46583 \times 10^3 (\log_{10} \sigma)^2$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">$\dot{\epsilon}_m$</td> <td>$2.62247 \times 10^2 \times \sigma \times \rho \{ -4.92390 \times 10^4 / 8.31441 / (T + 273.15) \} t_R^{-1.19912}$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">C₁</td> <td>$1.2692 \dot{\epsilon}_m^{0.74091} / r_1$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">C₂</td> <td>$0.48449 \dot{\epsilon}_m^{0.71114} / r_2$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">r₁</td> <td>$103.37 t_R^{-0.17267}$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">r₂</td> <td>$17.235 t_R^{-0.04715}$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">α_c</td> <td>平均値 : 1 設計最小値 : 3</td> </tr> </table>	t _R	$(T + 273.15) \{ \log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 2.39623 \times 10 \}$ $= 3.07082 \times 10^4 + 2.91411 \times 10^3 \log_{10} \sigma - 2.46583 \times 10^3 (\log_{10} \sigma)^2$	$\dot{\epsilon}_m$	$2.62247 \times 10^2 \times \sigma \times \rho \{ -4.92390 \times 10^4 / 8.31441 / (T + 273.15) \} t_R^{-1.19912}$	C ₁	$1.2692 \dot{\epsilon}_m^{0.74091} / r_1$	C ₂	$0.48449 \dot{\epsilon}_m^{0.71114} / r_2$	r ₁	$103.37 t_R^{-0.17267}$	r ₂	$17.235 t_R^{-0.04715}$	α _c	平均値 : 1 設計最小値 : 3	<p>受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 平成 12 年度 (最終報告書) 付録より</p>
t _R	$(T + 273.15) \{ \log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 2.39623 \times 10 \}$ $= 3.07082 \times 10^4 + 2.91411 \times 10^3 \log_{10} \sigma - 2.46583 \times 10^3 (\log_{10} \sigma)^2$														
$\dot{\epsilon}_m$	$2.62247 \times 10^2 \times \sigma \times \rho \{ -4.92390 \times 10^4 / 8.31441 / (T + 273.15) \} t_R^{-1.19912}$														
C ₁	$1.2692 \dot{\epsilon}_m^{0.74091} / r_1$														
C ₂	$0.48449 \dot{\epsilon}_m^{0.71114} / r_2$														
r ₁	$103.37 t_R^{-0.17267}$														
r ₂	$17.235 t_R^{-0.04715}$														
α _c	平均値 : 1 設計最小値 : 3														

条文 試 案

備 考

316FR鋼の主クリープ破断関係式

$$(T + 273.15) (\log_{10}(\alpha_R \cdot t_R) + C) = A_0 + A_1 \log_{10} \sigma + A_2 (\log_{10} \sigma)^2$$

使用単位

T : 温度 (°C) 425 < T ≤ 650

σ : 応力 (N/mm²) 78.8 ≤ σ

t_R : 破断時間 (h)

C	2.39623 × 10
A ₀	3.07082 × 10 ⁴
A ₁	2.91411 × 10 ³
A ₂	-2.46583 × 10 ³
α _R	平均値 : 1 設計最小値 : 10

ただし、σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

5. 熱荷重想定法の検討

5.1 系統熱過渡荷重評価法の検討

5.1.1 熱荷重想定法事例集の作成

高速実用炉の設計概念は、経済性向上のため、機器の小型・簡素化、系統数削減等の設計合理化が図られ、これに伴い高速原型炉もんじゅ等と比べ、系統熱過渡が厳しくなっており、その合理的緩和の期待が大きい。

従来、熱荷重想定法は、指針、基準等としての明確な体系化・条文化がなされておらず、対象機器、現象ごとに個別評価が実施されており、設計者が異なることにより評価に不確定性、任意性が生じていた。

このため、荷重設定に過度な保守性が存在する場合はこれを排し、また、設計者に依存した不確定性、任意性を合理的な範囲に抑制し得る標準的な手法を確立し、具体的適用法を例示して、荷重緩和を図ることは重要である。

本検討では、熱荷重想定法について将来体系化することも念頭に、系統熱過渡荷重評価法に関する事例集を整備した。

5.1.2 事例集の構成とその考え方

熱荷重評価法は、地震荷重などと同様に、実用化構造設計基準(FDS)における強度評価とある程度の連携を考慮し、荷重評価法として整備する。

事例集の構成案を表 5.1-1 に示す。これらは最適化指標、実施ガイドライン等を含めた構成とし、プラントの最適化を行うことを可能とし、プラント合理化に資するものとする。

(1) 前提条件

前提として、想定事象と想定回数は別途決定されていることとする。これは、FDSから呼び込まれるもの、若しくはそれと同じものを参照して定める。

(2) 対象荷重

FDSでは、対象荷重を定義することが想定される。FDSでは、圧力荷重、熱荷重、地震荷重などを対象とすることが適用範囲と関連して記載されるものと考えられるが、熱荷重評価法は、FDSの対象荷重のうち“熱荷重”を対象として評価法を設定していることを明記する。

(3) 評価対象と適用範囲

FDSでは“荷重想定”、“防止すべき破損モード”が定義される。熱荷重評価法では、これらについて以下を対象とすることとする。

- ・ 荷重想定： 熱荷重

- ・ “熱流動荷重”とする場合、流力振動などの流体力評価法を追記することとなるが、先ずは評価対象を“熱荷重”に限定する。

- ・ 防止すべき破損モード： クリープ疲労損傷、高サイクル熱疲労等

温度や、系統熱過渡等のばらつきに関しては、下限を抑える思想を採用する。FDSをシステム化規格へと発展させる際には、ばらつきを考慮した確率密度など実際の発生頻度を考慮したものになる。

現象因子と設計因子を評価対象にできることを記載する。

- ・ 現象因子（直接的因子）： 構造物に直接的に加わる因子。構造物に接している流体の温度変動や熱伝達率、輻射率等
- ・ 設計因子（間接的因子）： 設計因子の原因となる間接的因子。上流側のプラント制御パラメータ等。

設計最適化を行う上で、応力、損傷などに影響を与える因子として、熱過渡の元となる設計因子までを評価対象とする。

(4) 評価法

FDSが破損様式毎の具体的な評価法を提示するのに合わせ、評価に必要な熱荷重想定法を示す。現状ではクリープ疲労と高サイクル熱疲労評価のための熱荷重想定が主体となる。FDS体系では、ラチェット評価が(累積)ひずみの評価法の位置づけで別に与えられる形となるが、その荷重条件としても用いることができる。ひずみ算出のための熱荷重算定は、FDS内と直接的にリンクするのではなく、別評価法として呼ばれるものとのリンクとなるので、今後“評価対象と適用範囲”等で関連を明確化する必要がある。

熱荷重に対する評価法は、対象とする事象や構造により異なるものが多い。“評価法”でクリープ疲労と高サイクル熱疲労等に対し、具体的な評価対象を設定する。流力振動も将来的には熱荷重評価法に含める必要があると考えられる。

想定法としては、それぞれの対象についての荷重想定のプロセスを与える程度まで具体化する。熱過渡であれば、多直線化法や実験計画法による発生応力などの上限を押さえる(温度変

化や設計パラメータの下限を押さえる)方法、サーマルストライピングであれば、流体温度の周波数に対する構造物の追従を評価する方法などの具体的想定法を記載する。周波数に対する線図なども“評価法”の中で準備する。いくつかの項目では“熱荷重”だけではなく応力なども算定、あるいは応力算定法を指定する形となるが、熱荷重想定と切り離せないもの、切り離すのが合理的でないものについては応力算定に関する部分にも踏み込むものとする。DNB振動のように実際には実験で決めているものについては決定すべき項目を記載し、決定方法は“適切な方法”として評価事例において実験で決める旨を示す。

ここでは先ず、評価法とそれに続く評価事例において、多直線化法と実験計画法による下限カーブ評価法を纏める。

(5) 評価事例

具体的な適用方法、運用方法の事例を示す。従来の設計例等(仮想でもかまわない)を記載する。前項の評価法で示した手法について、より具体的な評価法に踏み込んで事例を示すことで利用者の理解度向上を図る。

表 5.1-1 荷重評価法の構成案

前提条件	対象荷重	評価対象と 適用範囲	評価法と評価事例		備考	
想定事象 想定回数	対象荷重： FDSか ら呼ばれ ることを 記載	荷重想定： 現象因子と設 計因子を対象 とできること を明記。ばら つきの下限を 抑える思想を 明記。 防止すべき破 損モードとの 対応を記載： クリープ疲労 損傷、高サイ クル疲労損傷 等	系統熱荷重評価法	多直線化法	主にクリー プ疲労評価	
				下限カーブ評価法（実 験計画法等利用）		
			温度成層界面移動 荷重評価法	簡易法（詳細未定）		主に高サイ クル熱疲労 評価
				詳細法（炉容器輻射等 を考慮した方法）		
			サーマルストライ ピング荷重評価法	周波数法（JNCで開 発した方法等）		主に高サイ クル熱疲労 評価
				時刻歴法（詳細未定）		
			閉止配管内熱成層 評価法	機械学会の評価法等		主に高サイ クル熱疲労 評価
			DNB評価法（実 験ベース）	周波数と熱伝達率の設 定等		
			スロッシング評価 法	周波数算定、液面揺動 高さ算定法等		
			液面揺動	（実験による確認）		
ひずみ評価法	クリープ疲労用の熱荷 重想定法と同様とな る。	解析手法と して提示				
必要に応じ拡充						

太枠 H14 年度整備範囲

5.1.3 熱荷重評価法事例集

5.1.3.1 前提条件

(1) 目的

荷重設定における過度な保守性を排除し、また設計者により荷重想定が大きく異なることが生じないように、熱荷重を設定する手法を与えることを目的とする。

(2) 想定事象、想定回数

想定事象、想定回数は、別途設定されること。想定事象及び想定回数は、FDSにおいて設定される。

5.1.3.2 対象荷重

(1) 適用範囲

対象は、ナトリウム冷却型高速増殖炉とする。また、FDSにおいて対象とする圧力荷重、熱荷重、地震荷重などのうち、熱荷重の設定に適用する。

(2) 荷重想定の基本方針

現象因子と設計因子を対象とする。これら因子のばらつきに関し、ばらつきの下限を抑えるものとする。

(3) 想定破損モード

クリープ疲労損傷、高サイクル疲労損傷、機能維持のための変形算定の荷重として設定する。

(4) 想定事象と評価法

熱荷重として、プラントの系統から運転事象(過渡事象含む)により加わる熱荷重と流動状況などの局所的な状況により加わる熱荷重を対象とする。FDSの評価法を考慮し、(低サイクル)クリープ疲労損傷を評価するための熱荷重と高サイクル疲労を評価する熱荷重を考慮し、以下の項目の評価法を与える。なお、高サイクル疲労については、評価法が多岐にわたるため、適用にあたっては注意が必要である。

- ・系統熱過渡荷重評価法

- ・ 温度成層界面移動荷重評価法
- ・ サーマルストライピング荷重評価法
- ・ 配管内熱成層評価法
- ・ DNB 荷重評価法
- ・ スロッシング評価法
- ・ 液面揺動評価法 他

本項目は必要により追加する。

5.1.3.3 評価法

(1) 評価式

温度の時刻歴変化、構造物内の分布を把握するため、熱伝導、対流、輻射を考慮した基礎式を用いる。

(2) 設計ツール

評価式以外に、これらに基づく動特性解析コード、熱流動解析コード(FEM、差分コードなど)等を用いて、温度の時刻歴変化、構造物内の分布を把握する。動特性から構造評価までを含む統合コード(サイクル機構が開発しているPARTS [1]等)の使用もこれに含まれる。

(3) 系統熱過渡荷重評価法

a. 多直線化法

動特性解析等から得られる、構造物が接する流体の温度を多直線で近似する。

多直線化にあたっては、ばらつきの下限を包絡する。平均的挙動の温度時刻歴特性(標準熱過渡曲線)と温度変動要因のうち、構造物にとって発生応力が高くなると想定されるケースとして、温度変化率が急峻な場合と温度変化幅が大きい場合を求める。ここで得られた温度変化率 α と温度変化幅 β を用いて平均的挙動を修正する。作成手順を図 5.1-1 に、また、手順中における計算方法を図 5.1-2 に示す。

b. 実験計画法による下限カーブ想定法

実験計画法を利用した「実際に想定される最も厳しい条件」設定法の流れを図 5.1-3 に示す。

(a) 熱過渡への影響因子の選定

熱過渡条件は、各種要因のばらつきの影響を受ける。例えば炉心の崩壊熱のばらつきや

ポンプのコストダウン特性等が挙げられる。これらは、設計上ある範囲のばらつきが想定され得るが、それにより熱過渡条件が変動し構造物の発生応力は変動する。先ず、影響因子とその変動幅を特定する。

(b) 直交表への割り付け

影響因子を抽出し、その変動幅を設定した場合、それらのどの組合せが最も厳しい条件を与えるかを算定しなければならない。各条件のすべての組合せについて応力を算出する(フルマトリクス)ことが可能であるならば、これを実施するが、一般的には計算量が大きくなりすぎるため、直交表を利用して計算量の削減を図る。抽出した要因の数と水準数から適切な直交表を選定する。交互作用がある場合はこれを考慮し、それが難しい場合は混合型直交表を用いるようにする。

(c) 応力算定法の検討

熱過渡条件から構造物の発生応力を算定する方法を検討する。動特性解析を実施し、その温度を境界条件としたFEMを実施する等の方法がある。また、これを統合した解析法等を用いても良い。

(d) 解析の実施

影響因子をパラメータとし、その組合せ直交表に従う解析(計算)を行い、目標関数として応力を算出する。FDSと組合せて目標関数を損傷としても良い。

(e) 分散分析の実施

解析結果から分散分析を実施する。汎用のソフトウェア等を利用しても良い。

(f) 要因効果の検討

分散分析結果から要因効果図を作成して効果の大きな要因を把握し、最も厳しい条件を推定する。また、要因に対する伝達関数を作成し、最も厳しい条件に対する応力を推定する。

(g) 熱過渡条件の確定

上記の最も厳しい条件を下限カーブ(最も厳しいカーブ)として、熱過渡条件を確定する。選定した組合せは、直交表で設定された組合せには含まれない場合が多い。その場合、選定した組合せについて、確認の解析(計算)を行う。また、この解析の結果はFDSの応力評価で利用する。

(4) サーマルストライピング荷重評価法

今後整備を計画する。サイクル機構が開発中の周波数に着眼した手法を採用する。その他、FDSにおいてレインフローを実施することも考慮し、時刻歴を与えることも可とする。

(5) 温度成層界面移動荷重評価法

今後整備を計画する。サーマルストラティフィケーションに関する評価法を記載する。評価法は部位による(機器内の冷却材の流況による)が、原子炉容器等の温度成層界面の移動現象の評価と熱流動解析またはスタグナント領域とみなせるなら熱伝導解析による評価が必要である。

(6) 閉止配管内熱成層評価法

今後整備を計画する。機械学会で検討中の閉止T字管での渦潜り込みによる流れ(キャビテーションフロー)に対する評価法を記載する(機械学会の成果が纏まった後に検討を実施するのが合理的である)。

(7) DNB 荷重評価法

今後整備を計画する。DNB振動を評価する基本概念を示す。現状の技術レベルでは実験により得るデータが必要なため、これを得た後、設定方法を記載する。

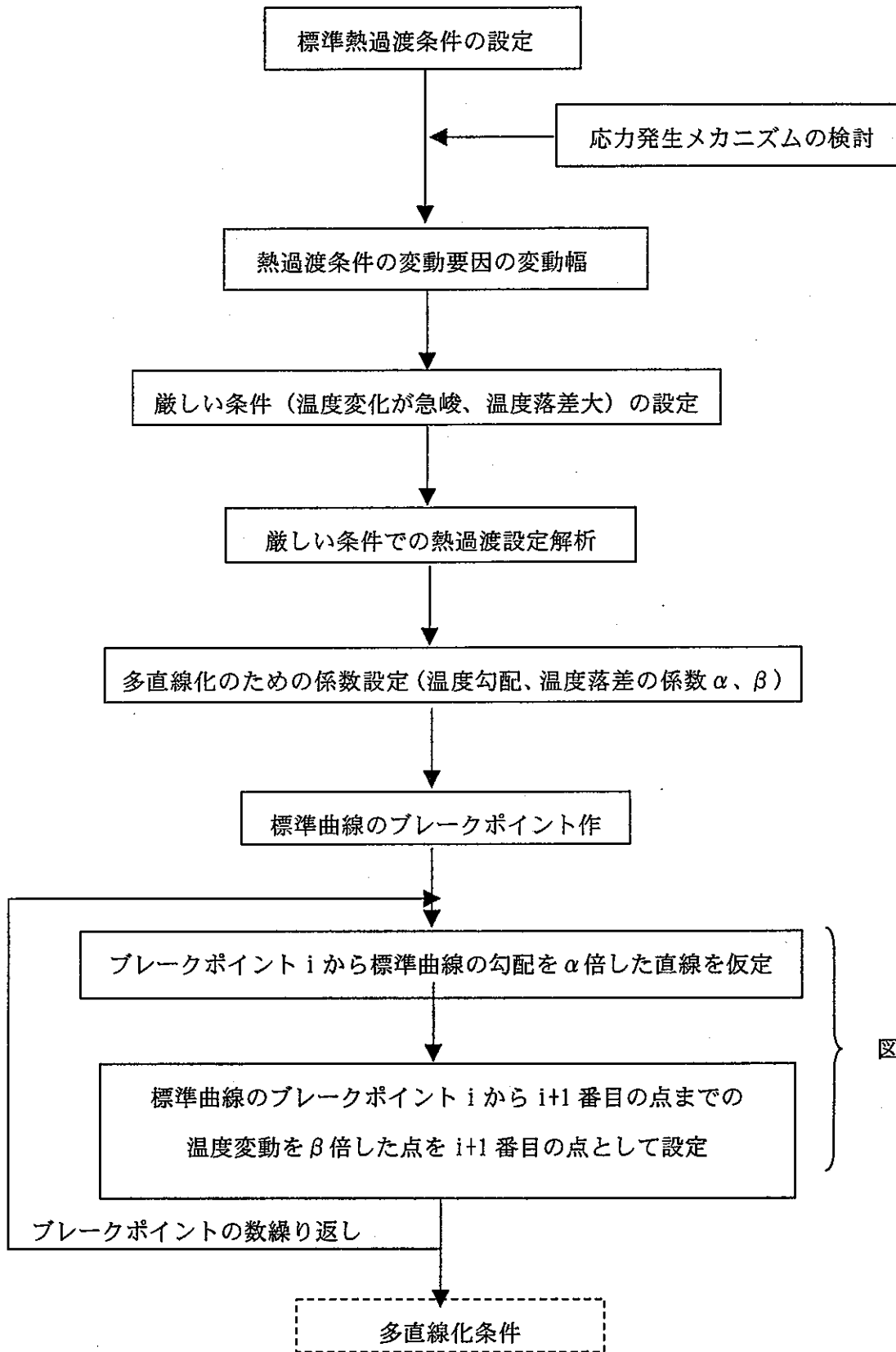
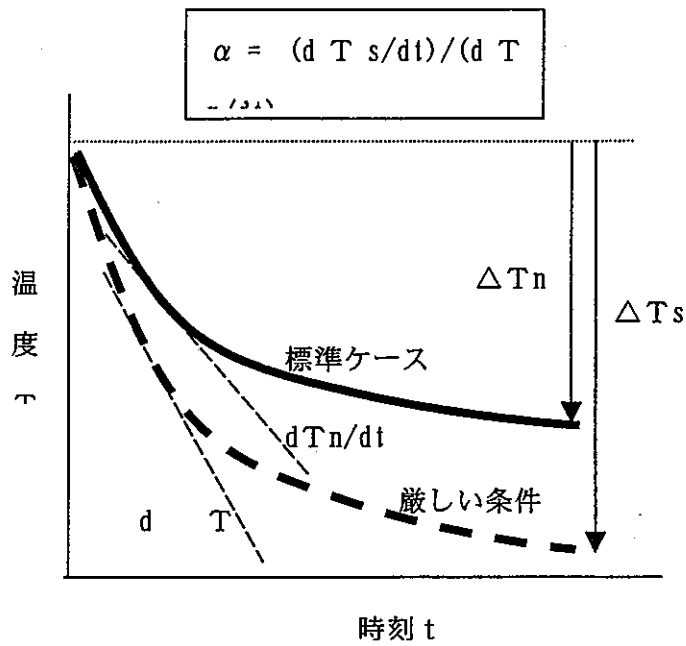
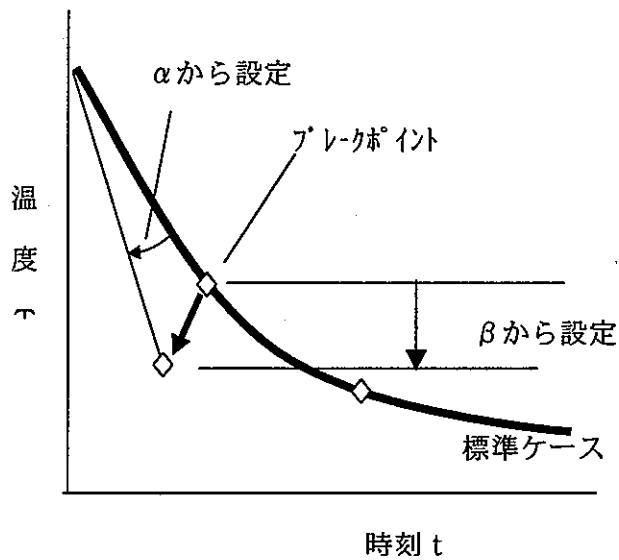


図 5.1-2

図 5.1-1 多直線化条件設定の流れ



(a) 温度変化率に関する係数 α と温度落差に関する係数 β の設定法



(b) ブレイクポイントにおける次ブレイクポイントの設定法

図 5.1-2 多直線化係数の設定と多直線化の考え方

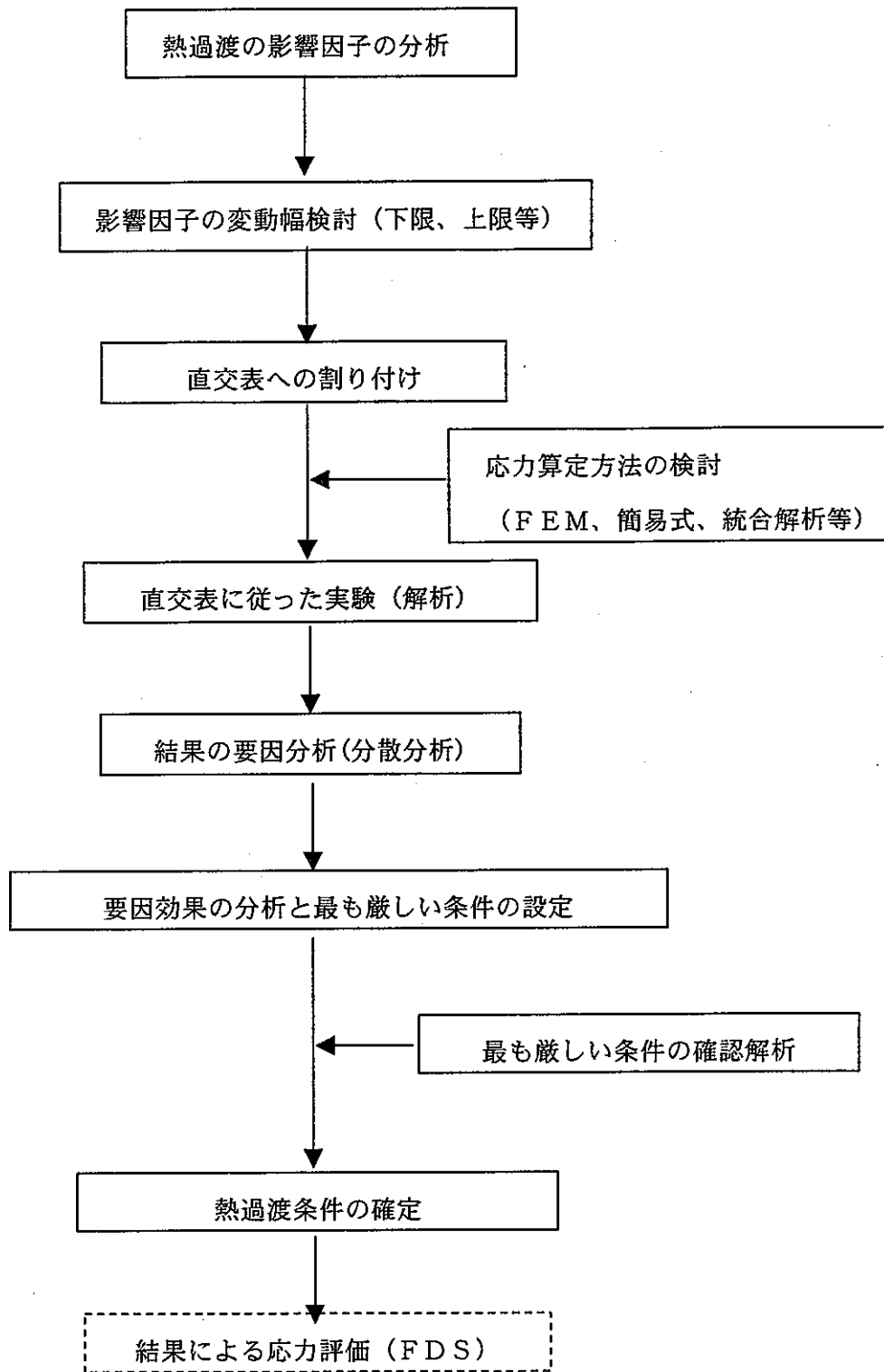


図 5.1-3 実験計画法による熱過渡条件設定の流れ

5.1.3.4 評価事例

(1) 系統熱過渡荷重評価法

a. 多直線化法

(a) 標準熱過渡条件の設定

事例として、中間熱交換器の管板の手動トリップを採り上げる。図 5.1-4 に 1 次入口ナトリウムと 2 次出口ナトリウムのノミナル熱過渡条件を示す。図 5.1-4 はプラントの各種パラメータが設計で想定する標準値(ノミナル値)であった場合の熱過渡条件である。

(b) 応力発生メカニズムの検討

図 5.1-5 に例題とした I H X 管板構造、図 5.1-6 に熱的境界条件を示す。I H X 管板は 1 次(入口)ナトリウムと 2 次(出口)ナトリウムに接する構造であり、その両者の熱過渡の影響を受ける。図 5.1-7 に一般に評価対象となる部位を示す。胴-管板接合部、リムリガメント境界などである。ここでは例として、内側の胴-管板接合部(②)を取り上げる。図 5.1-8 にノミナル熱過渡条件の代表的時刻として最大応力発生時の温度分布、図 5.1.3-9 にそのときのトレスカ応力の分布図を変形と併せて示す。応力発生メカニズムとしては、温度追従差による熱応力が支配的と考えられる。図 5.1-9 をみるとコールドショックに伴って全体的に径方向に収縮するが、厚肉部 3 箇所は温度が残るため収縮量が小さくなっていることが分る。このことから、評価部位④上面のような厚肉部では温度が残ることによって周方向に比較的大きな圧縮応力が生じ、また、評価部位②外面のような薄肉部では曲げによる比較的大きな引張り応力が発生している。

(c) 変動要因の変動幅

事例の I H X 管板に接するナトリウム温度は、手動トリップの際、表 5.1-2 に示すようなプラントの影響因子により変動が生ずる。また、その変動幅は表 5.1-2 に示す範囲にあると想定される。

(d) 厳しい条件の設定

事例の I H X 管板では、コールドショックの温度追従遅れのメカニズムが支配的であり、温度落差が大きいほうが温度差が大きくなること、また、温度変化が早いほど応答遅れが大きくなり温度差が大きくなることが想定され、これにより発生応力も大きくなることが想定される。この前提に立ち、熱過渡条件を決定する因子の変動幅と変動の方向を厳しい側に想定する必要がある。例えば、崩壊熱の発生が小さいほうが炉心からの入熱が小さく、I H X 部で温度が低くなりコールドショックの温度落差が大きくなるといった分析をする。

(e) 厳しい条件での熱過渡解析

(d) 項の分析に従い、厳しい条件での1次及び2次ナトリウムの熱過渡条件を設定する解析(プラント動特性解析、熱流動解析)を実施し厳しい熱過渡条件を設定する。温度勾配が急峻になりそうな組合せ、あるいは温度落差が大きくなりそうな組合せを幾つか実施する。本事例では、同一の事象に対し厳しい条件を設定しているが、厳しい熱過渡の類推のデータとして異なる事象の解析結果を用いても良い。

(f) 多直線化のための係数設定

(e) 項の条件が最も厳しければこれを採用することとなるが、これが最も厳しい保証はないため、ある程度保守側に包絡する様に多直線化を実施する。そのため2つの条件を比較し、図 5.1-10 に示すように温度落差と温度勾配について、標準熱過渡との比を求める(α 、 β 係数)。 α 、 β は最大値が発生する状態を想定するが、熱過渡開始時や温度一定状態近傍など分母となる値が小さくなるため、みかけ上大きくなる場合もあり、どの時点での値を採用するか応力発生メカニズム、時刻を勘案し慎重に決定する必要がある。温度勾配については同時刻での比をとるか、全時刻の間での最大値同士の比を取るかといった選択肢がある。これについても応力発生メカニズム、時刻を勘案し慎重に決定する必要がある。

(g) 多直線化の実施

α 、 β 係数を決定したら、標準の熱過渡条件の折れ点(直線近似出来る間隔。ブレイクポイント)を適宜設定し、 α 、 β 係数を用いてブレイクポイント間の直線から、厳しい多直線を設定する。図 5.1-11 に1次入口ナトリウム温度について多直線化(折線化)を行った例を示す。

b. 実験計画法による下限カーブ想定法

統計学的に最も厳しい条件を探ることにより、多直線化より合理的な熱過渡条件を設定する手法を用いた設計事例を示す。本手法は、統計的に検討ケースを削減し現実的なケース数での検討を可能にするが、多直線化を行う場合に比べ多くの解析等を必要とするため、設計者はいずれを採用するか慎重に決定することを奨める。多直線化ではどうしても過度の裕度が入り設計合理化が難しいキーポイントの構造に利用するのが合理的であると考えられる。

(a) 熱過渡影響因子の分析

事例として、中間熱交換器(IHX)管板の手動トリップを取り上げる。事例の管板に接するナトリウム温度は、手動トリップの際、表 5.1-2 に示すようなプラントの影響因子により変動が生ずる。

(b) 影響因子の変動幅検討

影響因子の変動幅は表 5.1-2 に示す範囲にあると想定される。

(c) 直交表への割り付け

ここで用いる IHX 管板の例のように、熱過渡に影響する因子が多い場合、全ての組合せを考慮すると膨大なケースの検討が必要となる。しかし、実験計画法を用いることにより、少ない検討ケースで統計的に全てのケースを実施したのと同程度の効果を得ることが出来る。なお、影響因子が少なく全ての場合を検討できる場合は、全ケース(フルマトリクス)を検討しても良い。

品質工学などで採用される実験計画法(田口メソッド等を含む)では、直交表という条件の直交性を利用する表を用いて、これに条件を当てはめることで検討ケースを減らすことができる。本事例では L 18 といわれる直交表を用いている。表 5.1-3 に表 5.1-2 の影響因子と水準(最大、ノミナル、最小)の直交表への割り付けを示す。各水準は表 5.1-4 に示す値となっている。

(d) 直交表に従った実験

直交表の割付に従い、本事例の場合 18 ケースの熱過渡解析を実施する。図 5.1-12 に 18 ケースの 1 次入口ナトリウム熱過渡解析結果を纏めて比較する。この図のケースだけで全ての条件を包絡しているとはいえないが、この程度の変動があることが確認出来る。2 次出口ナトリウムについても同様に求める(一般に同一の解析から求まる)。次に、図 5.1-12 の各熱過渡条件を用いて、熱応力解析を実施する。図 5.1-7 の②の部位の応力の時刻歴を図 5.1-13 に 18 ケース纏め比較して示す。これらも全てのケースの応力状態を表している訳ではないが、この程度応力変動が生ずることが分る。

(e) 結果の要因分析

これらの 18 ケースの解析結果から分散分析を行い、要因分析図を作成する。図 5.1-14 に IHX 管板②の部位について要因分析した図を示す。結果の分析には汎用の分散分析ソフトを使用した。

(f) 要因効果の分析と最も厳しい条件の設定

要因分析図では、平均的発生応力に対し、各因子が有る水準にある場合の単独の影響を示している。図から、最も影響が大きいのは崩壊熱の変動であり、崩壊熱の水準が 1 の状態、即ち崩壊熱が小さい場合に最も応力を大きく発生させる効果があると言える。これは、崩壊熱が小さいことでトリップ時にナトリウム温度の温度降下が早く大きいという現象と

合致している。水準による応力の差が大きい因子は主因子と呼ばれ、これらの影響が重要になる。水準による差が小さいものは影響も小さく、結果としても誤差の範囲に入る程度のものとなる。

実験計画法の分析から、要因の水準と発生応力の間に関連関数を設定することが出来るため、最も厳しい状態(それ以外の各状態も)を解析せずに予測することが可能であるが、統計的誤差を含むため、設計値としては最も厳しい条件のみを採用し、応力値あるいはその後の損傷値はFEM解析結果等の一般の設計手法を用いるものとする。なお、実験計画法からの予測値は、概略の傾向の把握には有効である。本設計事例ではFEM解析は予測応力の約99%と比較的良好な精度を示している。また、本手法は最適化を実施する上で有効である。

(g) 熱過渡条件の確定

要因分析の結果から各因子の水準の最も厳しい組合せが判明する。表 5.1-5 に評価部位②にとって最も厳しい組合せを示す。組合せは評価部位によって異なる可能性があるため、評価部位毎に検討する。表 5.1-5 の最も厳しい組合せは、先に検討した18ケースには含まれていないため、再度この1ケースについて解析を実施し、最も厳しい場合の評価とする。図 5.1-13 には最も厳しい条件の場合も重ねて示しているが、最大の応力を発生していることが分る。

(h) 最適化への利用

(g)項までで、熱過渡条件の設定は終了であるが、因子の影響度合を把握しているため最適化が可能である。実験計画法を用いた本事例では、設計の過程で影響因子の効果を把握することが可能となるため、従来設計一般に実施されてきたワンスルーの評価法(図 5.1-15)ではなく、繰り返しによる最適化(図 5.1-16)を実施することが比較的容易に可能である。計算機速度や労力の問題があり、従来のように感度が把握できない状態で全てのパラメータに対応しようとする膨大な数量の設計計算・評価が必要となるが、実験計画法を用いる場合、上流側の設計因子に対する構造側の感度が把握できているため、何処を調整すればプラントとして合理的かという検討が比較的容易である。

参考文献

- [1] 笠原、井上、Object Oriented Design Procedure for Nuclear Components Against Thermal Transient Stress, ASME PVP-vol360(1998) p115-121
- [2] 電力共同研究「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」報告書
(平成 13 年度)
- [3] 井上、神保、北 「系統熱過渡設計用熱流動・構造解析手法の開発」報告書
(平成 13 年度) JNC TJ9420 2001-009 (2001)

表 5.1-2 I H X管板の手動トリップにおける影響因子と因子の変動幅の想定

影響因子	条 件	ノミナル値	パラメータ値	
			MAX値	MIN値
崩壊熱		ノミナル条件の崩壊熱	プラス側誤差 10%、カロリメ トリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×1.1×1.02	マイナス側誤差 15%、カロリ メトリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×0.85×0.98
1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		6.5 秒	8 秒(電共研データ)	5.5 秒
2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)		4.5 秒	5.0 秒	4.0 秒
1次側トリップ後整定流量		15%	系統圧損誤差 10% を考慮 15×1.1≒17%	系統圧損誤差 10% を考慮 15×0.9≒13%
2次側トリップ後整定流量		15.3%	16.8%	13.8%
トリップ後のSG給水温度		240℃	圧力設定誤差+2kg/cm ² を考 慮 +3℃	圧力設定誤差-2kg/cm ² を考 慮 -3℃
トリップ後のSG給水流量		25%	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 +3%	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 -3%
ポンプトリップ遅れ時間		1 秒(電共研データ)	3 秒(電共研データ)	-

表 5.1-3 影響因子の実験計画法による直交表L18における割り付け

ケースNo.	A. ポンプトリップ遅れ時間		B. 加温熱		C. 1次主ポンプコースタダウン特性 (流量半減時間)		D. 2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)		E. 1次側トリップ後整定流量		F. 2次側トリップ後整定流量		G. トリップ後のSG給水温度		H. トリップ後のSG給水流量	
1	1	NOM	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN
2	1	NOM	1	MIN	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM
3	1	NOM	1	MIN	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX
4	1	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX
5	1	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN
6	1	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM
7	1	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX
8	1	NOM	3	MAX	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN
9	1	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM
10	2	MAX	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN
11	2	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM
12	2	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX
13	2	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM
14	2	MAX	2	NOM	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX
15	2	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN
16	2	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM
17	2	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX
18	2	MAX	3	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN

標準ケース

0	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM	NOM
---	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

表 5.1-4 パラメータの設定

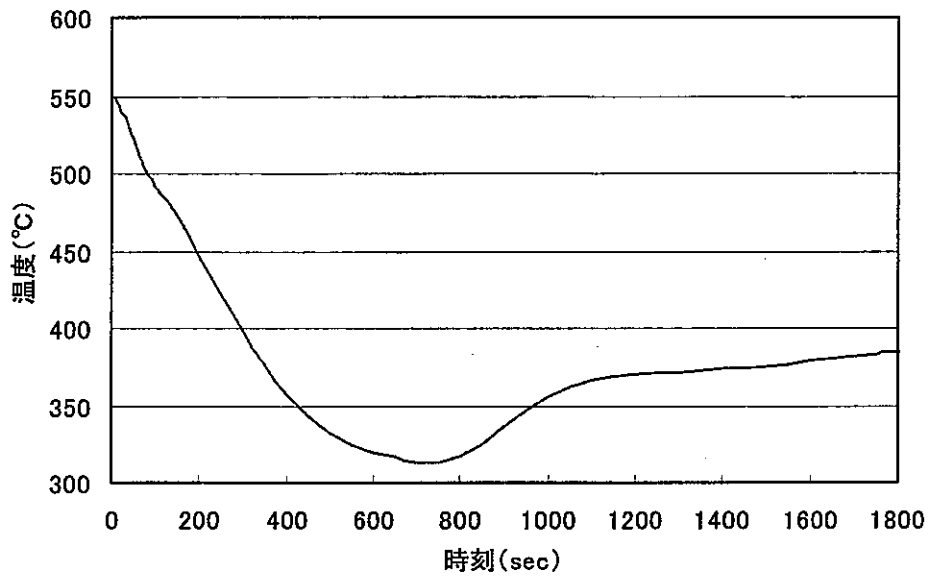
	パラメータ	水準1	水準2	水準3
A	ポンプトリップ遅れ時間	1秒	3秒	該当なし
B	崩壊熱	0.833	1	1.122
C	1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)	5.5	6.5	8
D	2次Na流量半減時間(定格流量→整定流量)	40	45	50
E	1次側トリップ後整定流量	0.13	0.15	0.17
F	2次側トリップ後整定流量	0.138	0.153	0.168
G	トリップ後のSG給水温度	237	240	243
H	トリップ後のSG給水流量	0.2425	0.25	0.2575

表 5.1-5 最も厳しい条件

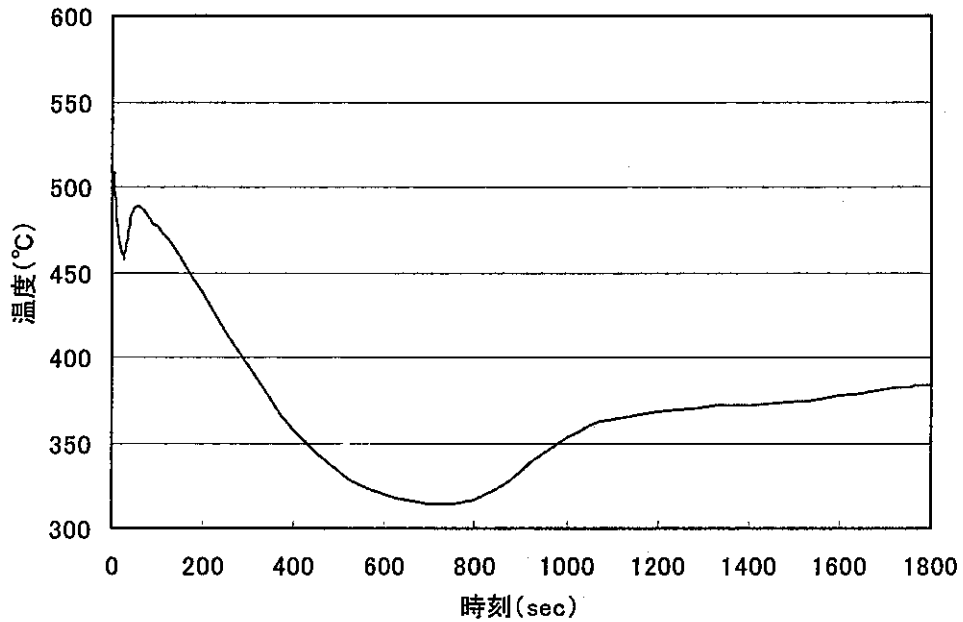
	最も厳しい組み合わせ 評価部位②外面
A. ポンプトリップ遅れ時間	1
B. 崩壊熱	1
C. 1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)	3
D. 2次Na流量半減時間(定格流量→整定流量)	3
E. 1次側トリップ後整定流量	2
F. 2次側トリップ後整定流量	3
G. トリップ後のSG給水温度	1
H. トリップ後のSG給水流量	3
予想応力(Mpa)	364.1
最も厳しい条件の発生応力(Mpa)	360.1

*予想応力:実験計画法による統計的な要因分析結果から推定されるトレスカ応力値

*発生応力:最もきびしい条件でFEM解析したトレスカ応力値



I HX 1次入口Na温度変化



I HX 2次出口Na温度変化

図 5.1-4 熱過渡条件 (標準ケース)

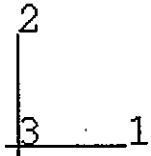
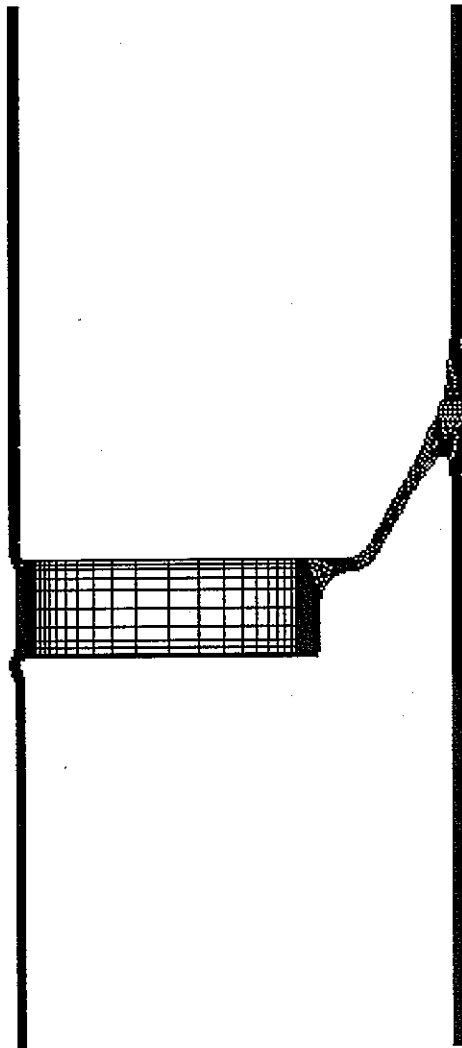


図 5.1-5 対象とする IHX 管板の構造 (解析メッシュ)

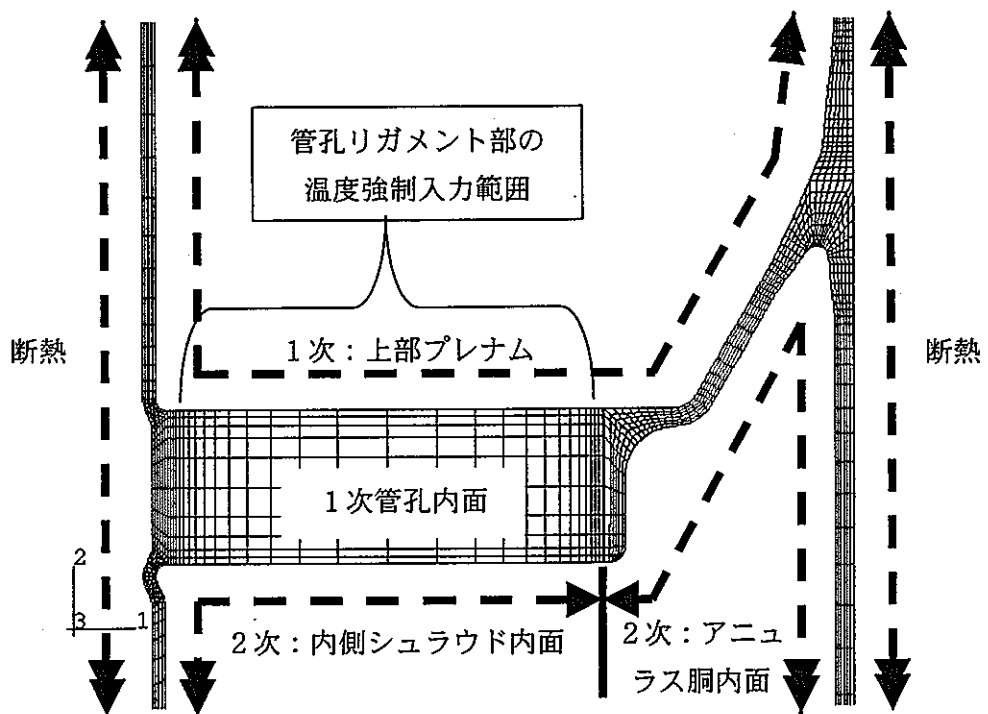


図 5.1-6 熱的境界条件

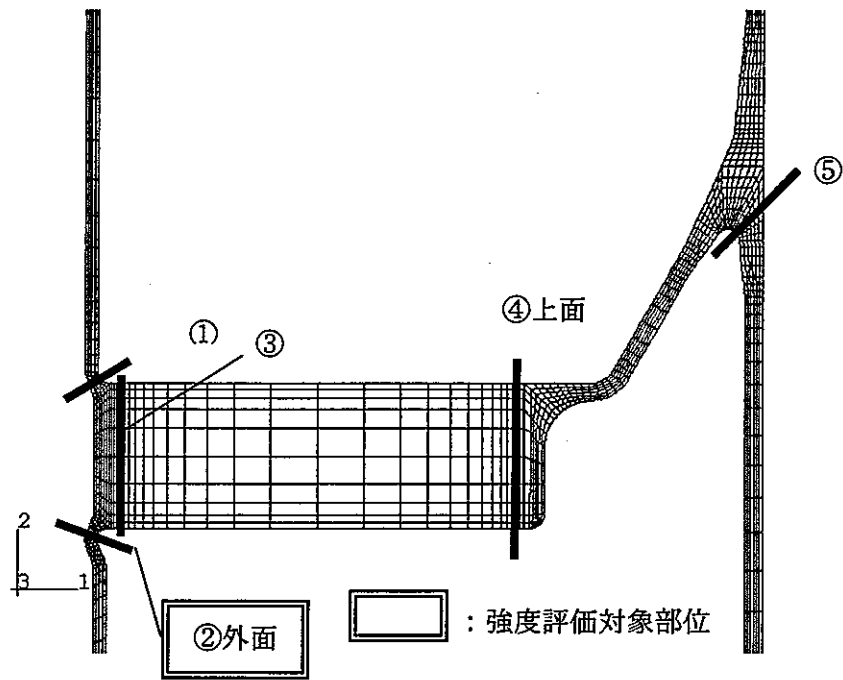


图 5.1-7 応力評価部位

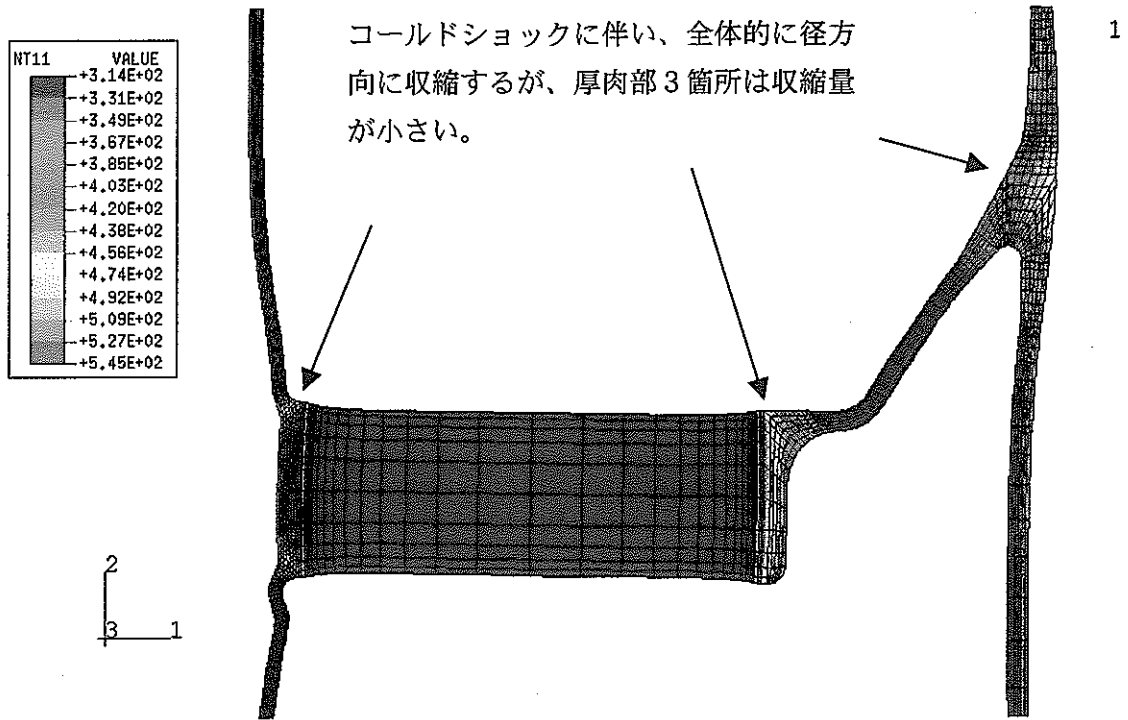


図 5.1-8 温度コンタ (標準ケース : 695 秒後)

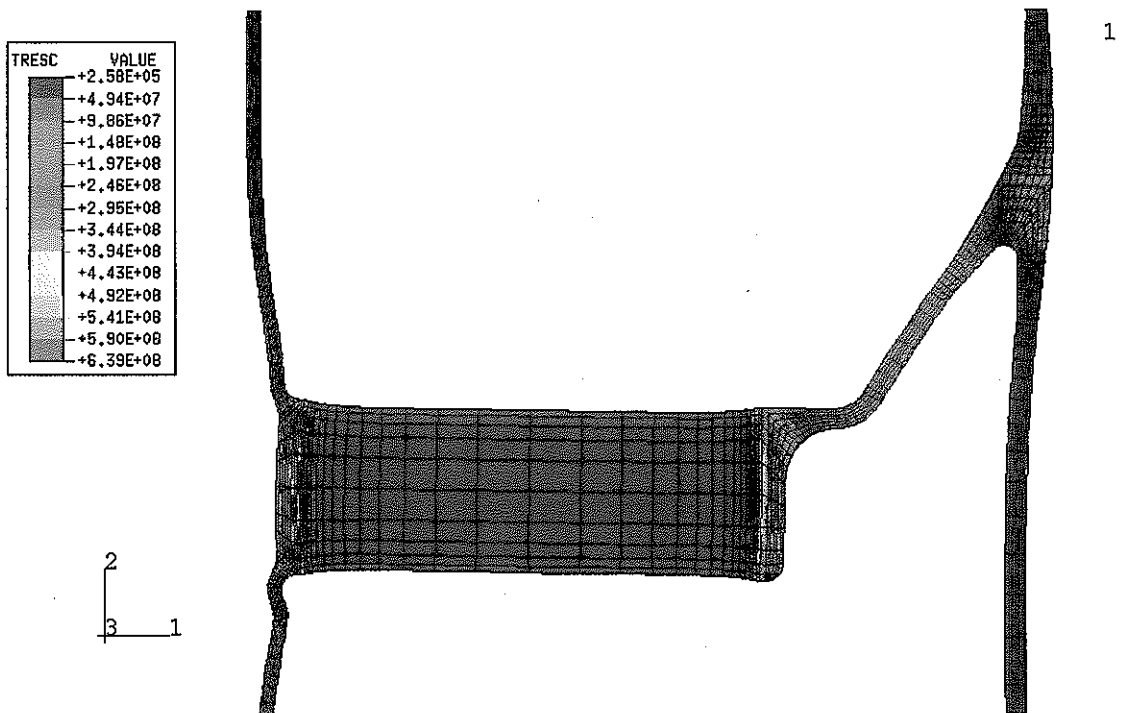


図 5.1-9 トレスカ応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

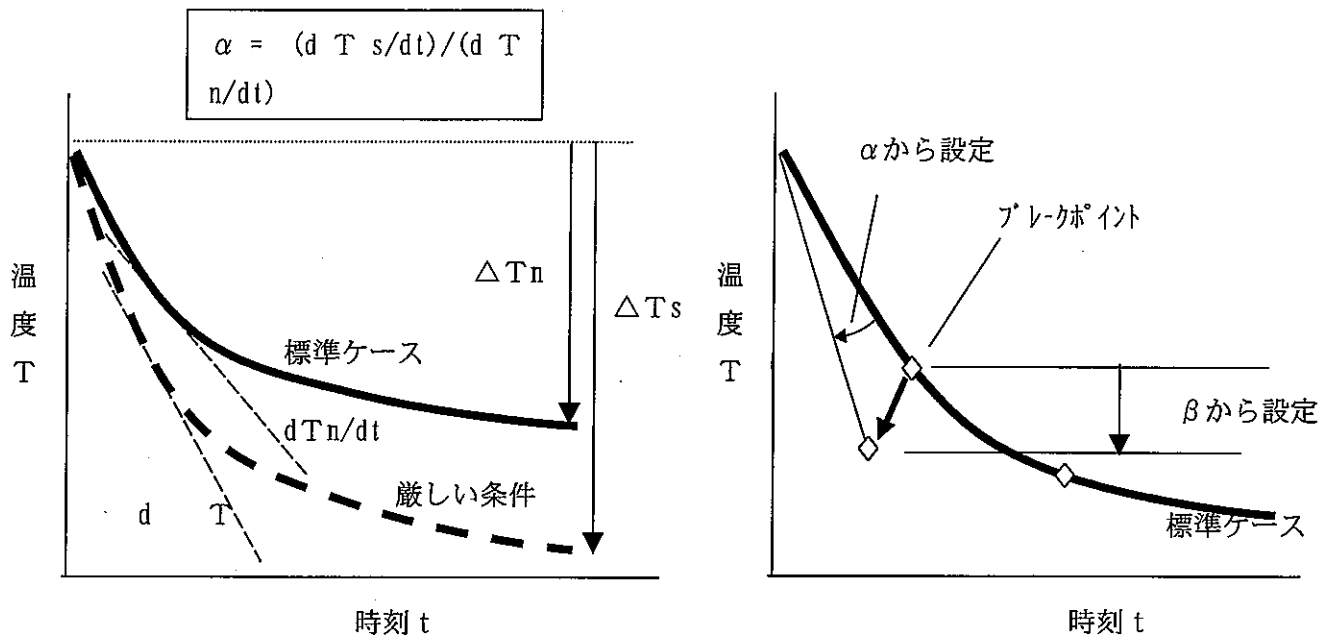


図 5.1-10 多直線化係数の設定と多直線化の考え方

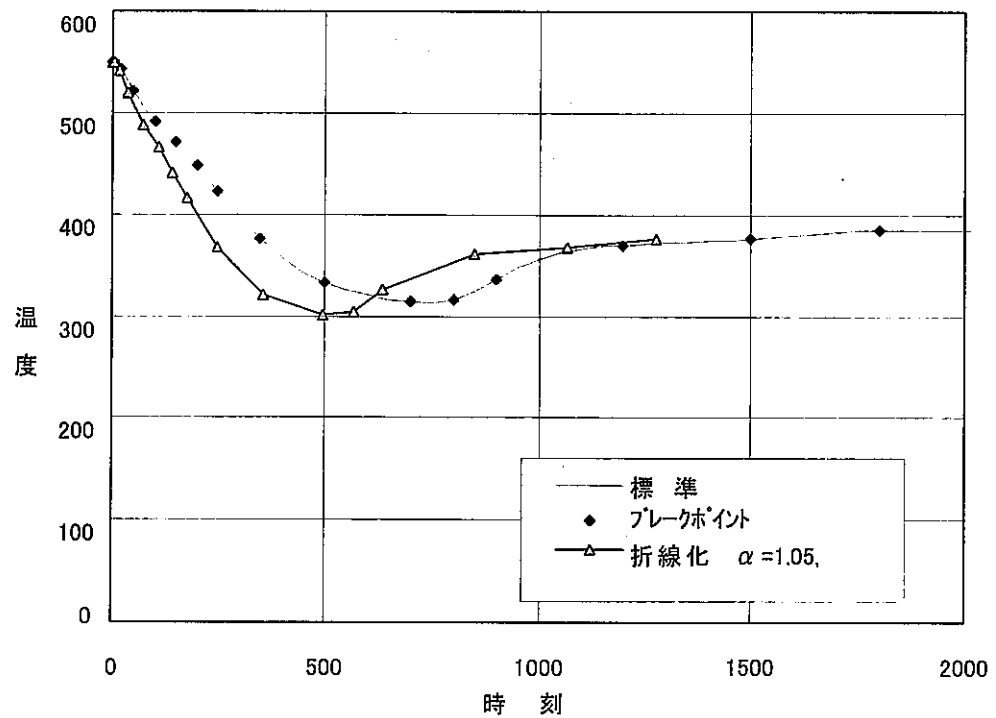


図 5.1-11 多直線化例（1次入口 Na の例）

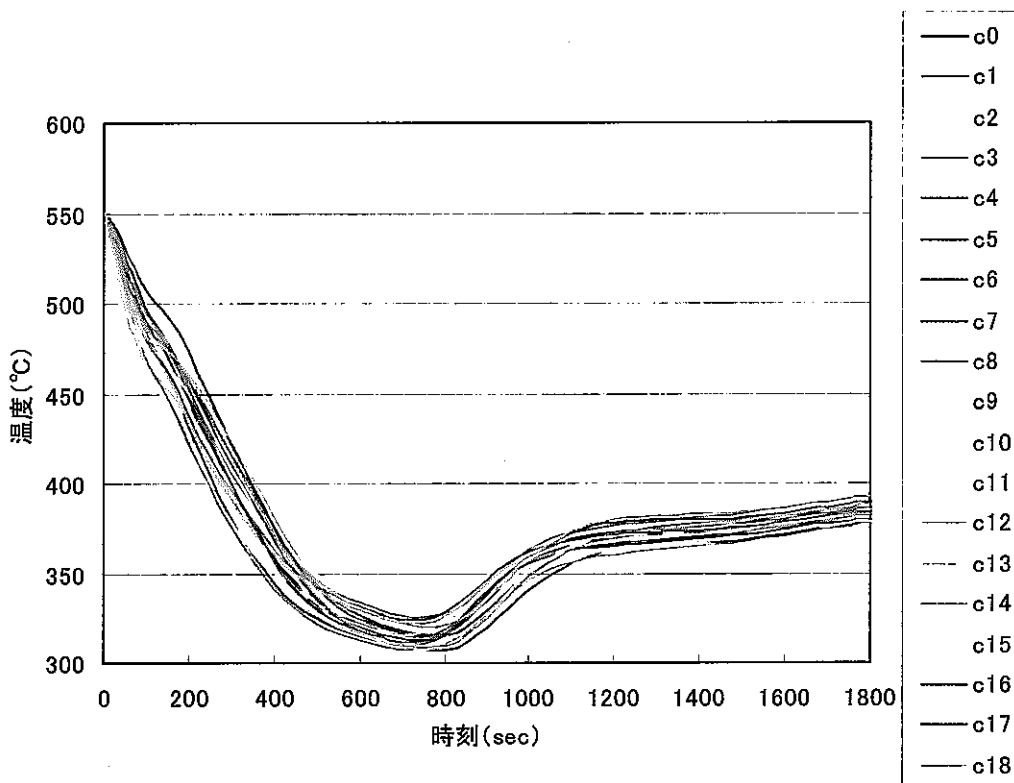


図 5.1-12 直交表に基づくケースの熱過渡解析結果 (1次入口 Na)

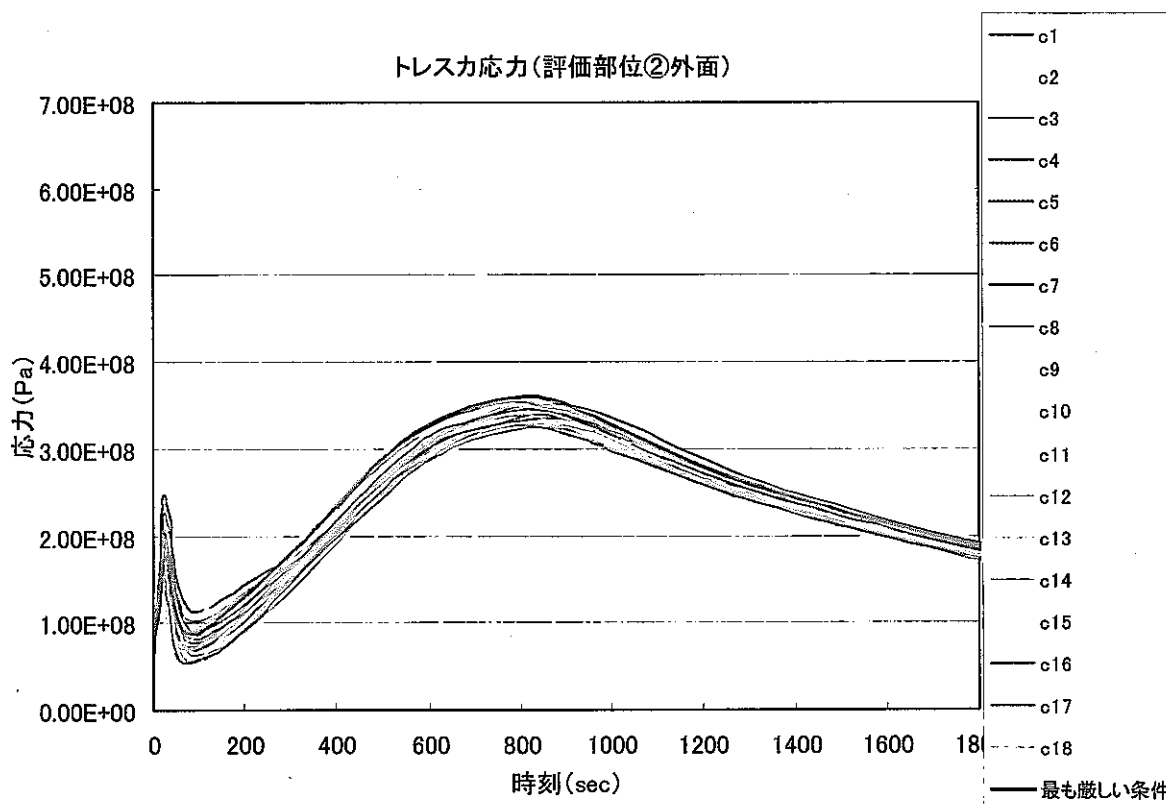


図 5.1-13 直交表に基づくケースの応力解析 (評価点②のトレスカ応力)

要因効果分析 評価部位②外面

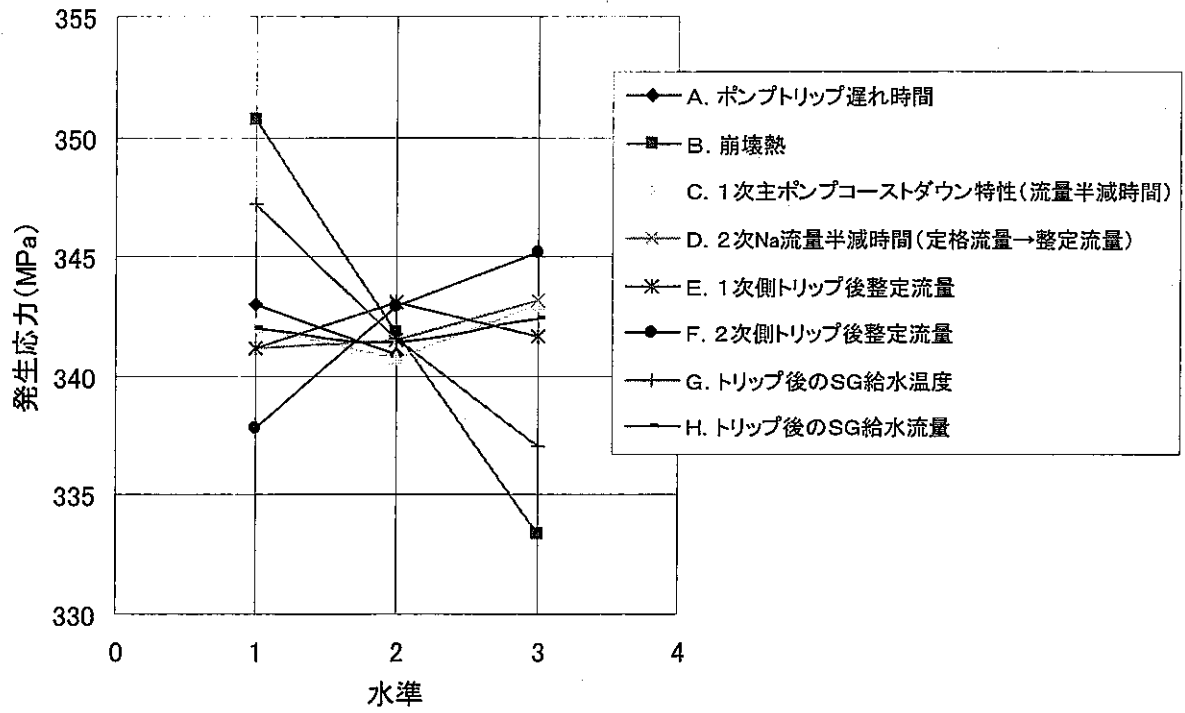
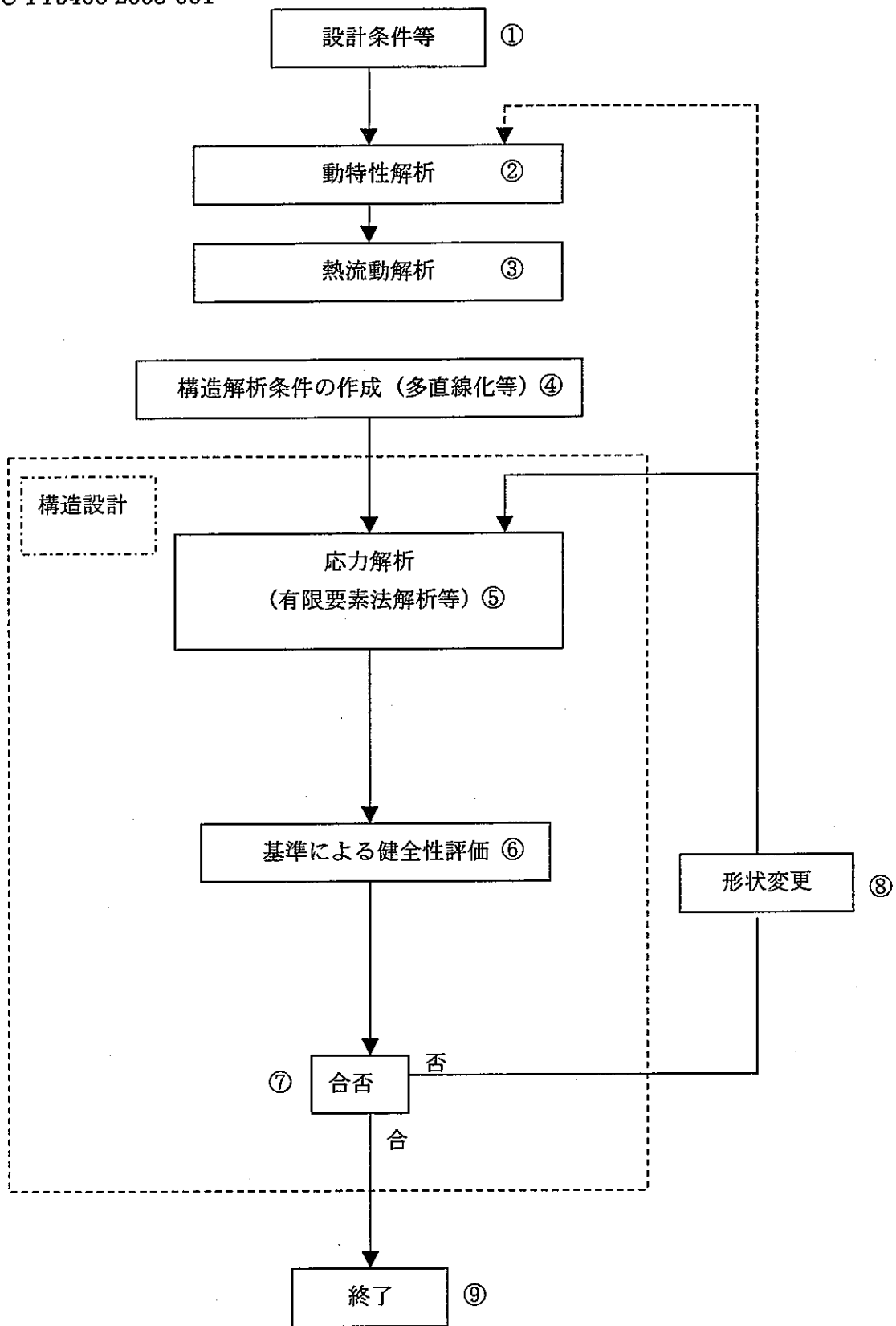
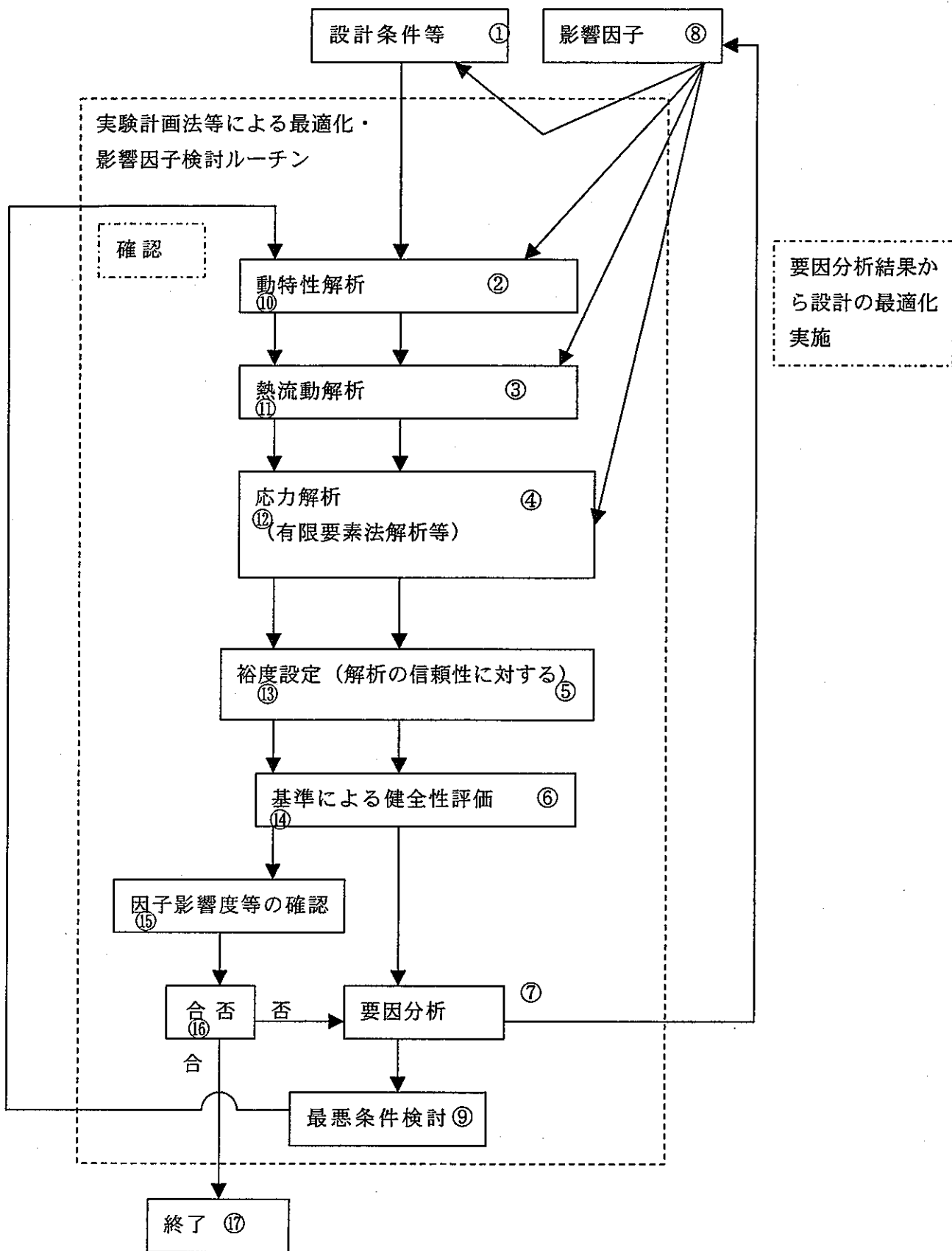


図 5.1-14 要因分析結果



出典：設計手法に関する検討 平成12年度報告書 図4(4)②2)-1

図 5.1-15 従来のワンスルーを前提としたの評価体系



出典：設計手法に関する検討 平成12年度報告書 図4(4)②2)-2

図5.1-16 上流側との調整も含む最適化のための評価体系

5.2 熱過渡荷重のスクリーニングに関する検討

5.2.1 概要

熱荷重想定法検討のためには、熱荷重に対する構造物の温度、応力の応答特性がどのようになるかを把握する方法が重要となる。

系統熱過渡荷重に対する熱荷重想定法として、従来よりサイクル機構開発のPARTSコード等と実験計画法を用いた合理的設定方法を検討してきている。これまでの検討では、評価対象部位における熱過渡の影響の厳しさを主眼に検討が進められてきているが、設計を行う場合には

- ・ 数種の熱過渡事象がある場合に、どの事象が代表事象となるか
- ・ 熱過渡に対し、どの部位が評価部位となるか(もっとも厳しい)

といった情報を把握することが重要である。即ち、荷重のスクリーニングと部位のスクリーニングである。ここでは、両者のスクリーニング方法に関し、検討を実施する。

5.2.2 スクリーニング概念の抽出・整理

荷重及び部位のスクリーニングについて、解析による評価を行う(FEM等の解析モデルを作成する)という前提の下で検討する。即ち、最終段階までにはFEMによる弾性解析あるいは非弾性解析を実施するという前提に立ち、解析モデル作成の有無による差は無いものとする。

熱荷重のスクリーニング法及び部位のスクリーニング法について、候補となる概念を分類した。その概要と課題を、表 5.2-1 及び表 5.2-2 に示す。

スクリーニングには、従来の知見や評価結果に基づくデータベース、簡易式などを用いることが考えられるが、評価対象の特徴に基づき分類される。熱荷重の場合は、原子炉容器液面近傍部に代表されるように、境界温度とともに境界の位置が変動する場合とそうでない場合で大きく異なると考えられる。また、構造評価の部位選定においては、液面近傍、管板、Y ジャンクションなど“当該部位”の選定と当該部位の中での「胴-管板接合部」などの位置選定の2つが考えられる。当該部位の選定については、従来知見からのデータベース、あるいは荷重伝達、応力発生メカニズムの推定を個別に考慮することが主体となるため、当該部位が選定された後の評価位置(ポイント)の候補選定がスクリーニングの主体となる。この観点からすると、配管の熱膨張応力に対する評価は、配管系を全てモデル化して評価することから、スクリーニングは必要性が低いと考えられる。

これらスクリーニングの流れの概要を図 5.2-7、スクリーニングの流れの詳細を図 5.2-8 に示す。

表 5.2-1 荷重スクリーニング方法 (熱過渡応力)

	適用部位	候補となる手法	手法の概要	課題
境界温度同時変化部位	管板、容器内構造物、配管等 (構造材接する冷却材が境界温度)	包絡法 (図 5.2.2-1)	ホットショック、コールドショックなど当該部位に加わる荷重の類似性に着眼し、温度差の大きいもの、温度落差の大きいものなど厳しいものに包絡する方法	明確な場合を除き包絡性を示せず、スクリーニングできない場合が生ずる可能性あり (温度落差はAが大きい、温度勾配はBが大きい。どちらが厳しいか判断不能)
		グリーン関数法 (図 5.2.2-2)	当該構造のグリーン関数を求め(グリーン関数算定用温度解析及び応力解析実施)、境界温度変化に関する発生応力を簡易に求める	熱伝達率変化など非線形な部分について検討が必要(個別には、もんじゅ監視診断システムにおいて実用化の実績あり) 単一部位ごとの評価となり、部位の選定との組み合わせが必要
		構造簡易式法 (図 5.2.2-3)	包絡法の補助的手法。 代表的構造ごとに、温度勾配と温度落差などの応力発生メカニズムから応力あるいは影響度を明らかにし、単純に判断できない場合についても、スクリーニングを進める	構造(メカニズム)に起因した応力推定法、影響度推定法をそれぞれ準備しなければならない。 準備できない場合もある
		データベース法	包絡法の補助的手法。構造簡易式法で対応できない場合等に用いる。 構造ごとに温度勾配と温度落差、形状などの要因と応力あるいは影響度の関係をデータベース化しておき、スクリーニングを進める	系統的なデータベース化が難しく、データベース使用の判断が困難な場合が想定される

	適用部位	候補となる手法	手法の概要	課題
境界温度移動変化部位	容器液面近傍、容器ストラ界面等	包絡法 (図 5.2.2-4)	ホットフロント、コールドフロントなど容器壁に加わる荷重の類似性に着眼し、温度差の大きいもの、軸方向温度勾配の急峻なものなど厳しいものに包絡する方法	明確な場合を除き包絡性を示せず、スクリーニングできない場合が生ずる可能性あり
		データベース法	包絡法の補助的手法。 板厚、直径（あるいは板厚/半径比）ごとに温度勾配と温度落差をパラメータとした発生応力をデータベース化しておき、スクリーニングを進める	液面上部の熱伝達、輻射、固定端との距離などの複雑な影響を考慮できない 容器内熱流動評価をするまでは、スクリーニングできない（容器内熱流動評価を省略できない）
境界温度揺らぎ部位	配管合流部等	温度差法 (図 5.2.2-5)	発生応力が疲労限となる温度差からスクリーニング	場合によってはスクリーニングできる範囲が小さい 軽水炉配管対象とした評価法と同等
		周波数法 (図 5.2.2-5)	温度差でスクリーニングできない場合の詳細法 発生応力が温度変化と周波数に依存することから、これらの線図（B i 数で整理）を準備しこれを用いてスクリーニングする	軽水炉配管対象とした評価法と同等 周波数を特定することが困難な場合が多いと想定されるため、スクリーニングはもっとも厳しい周波数について実施することになり、荷重のスクリーニングとして差別化できない可能性あり（構造評価も含めたスクリーニングとする）
配管	配管（熱膨張応力）	温度変化法	配管温度は流体温度に比較的早く追従することから、熱膨張は流体温度に依存すると考え、温度が高い場合＝熱膨張量が多い、温度が低い＝熱膨張量が少ないとして、温度変化から判断する	

表 5.2-2 部位スクリーニング手法

	適用部位	候補となる手法	手法の概要	課題
構造不連続部	Yピース、管板、段付円筒	ノミナル法	ホットショック、コールドショックなど当該部位に加わる荷重の類似性に着眼し、代表熱荷重（代表熱過渡のノミナル荷重）での解析結果から評価部位を選定	熱過渡の違いにより、評価部位が変化する場合の考慮必要 評価部位はある範囲として評価（従来DDS等と同様、ピンポイント評価とはならない部位が存在する可能性あり）
		グリーン関数法 （図 5.2.2-2）	当該構造のグリーン関数を求め（グリーン関数算定用温度解析及び応力解析実施）、境界温度変化に関する発生応力を簡易に求める	熱伝達率変化など非線形な部分について検討が必要（個別には、もんじゅ監視診断システムにおいて実用化の実績あり） 単一部位ごとの評価となり、部位の選定との組み合わせが必要
		構造簡易式法 （図 5.2.2-6）	代表的構造ごとに、温度差と剛性差などの応力発生メカニズムから応力を算出する	構造（メカニズム）に起因した応力推定法をそれぞれ準備しなければならない 準備できない場合もある
		データベース法	構造ごとに温度差、形状などの要因と応力及び高応力発生部位の関係をデータベース化しておき、スクリーニングを進める。構造簡易式法で対応できない場合等に用いる 他の評価法の基本となる当該部位の候補選定に有効	従来設計されている構造については、豊富な知見、設計例があると想定されるが、データベースとしてまとまっていない 新概念には適用できない場合が想定される

	適用部位	候補となる手法	手法の概要	課題
平滑部	容器液面近傍	ノミナル法	構造不連続部と同様	構造不連続部と同様。熱荷重スクリーニングがあいまいな場合ノミナルケースの選定が多ケースとなる可能性あり
配管	配管（熱膨張応力）	ノミナル法	配管系に温度上昇を加えた場合に発生応力が大きくなるエルボ（ノズル）を選定する	当該配管をすべてモデル化した解析を実施するケースが多いことから、部位選定スクリーニングの重要性は低い
		弾性追従法	配管系の弾性追従により特定のエルボに非弾性変形が集中する挙動を、候補エルボの剛性を低下させた線形解析から推定する	構造設計手法に関する研究（その6）に研究例あり。4エルボまでの検討例からなり、実機規模配管への適用性検討が求められる可能性あり

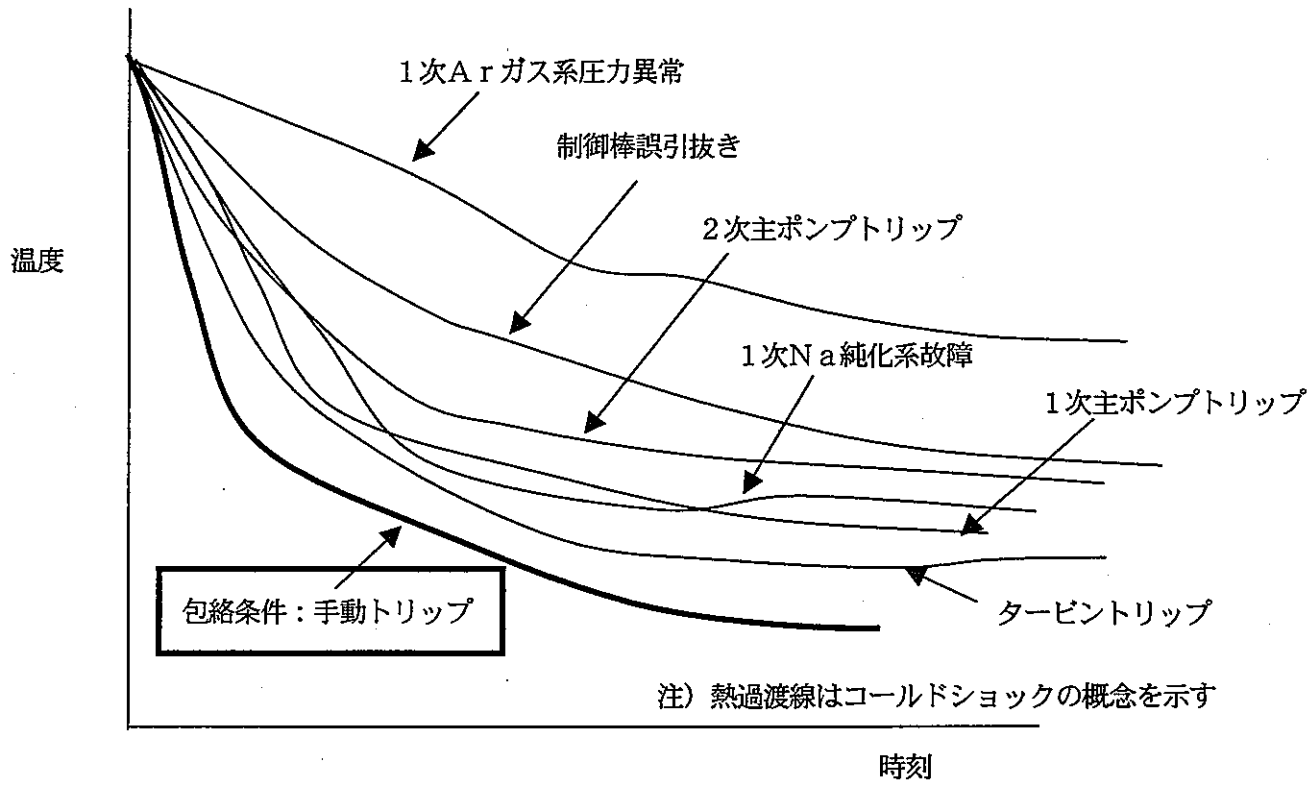
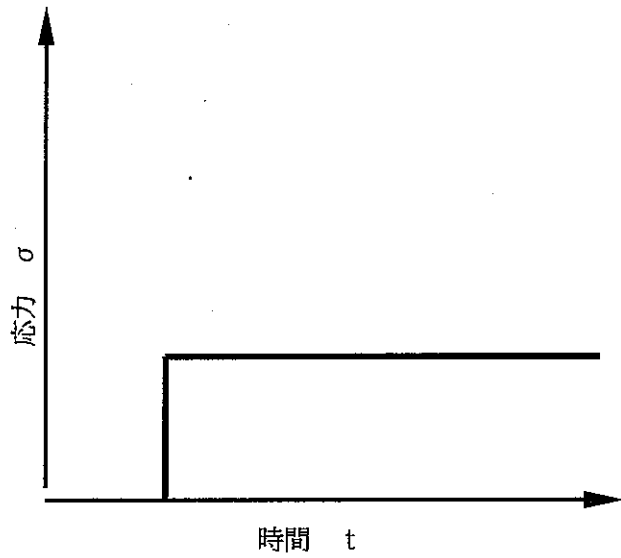
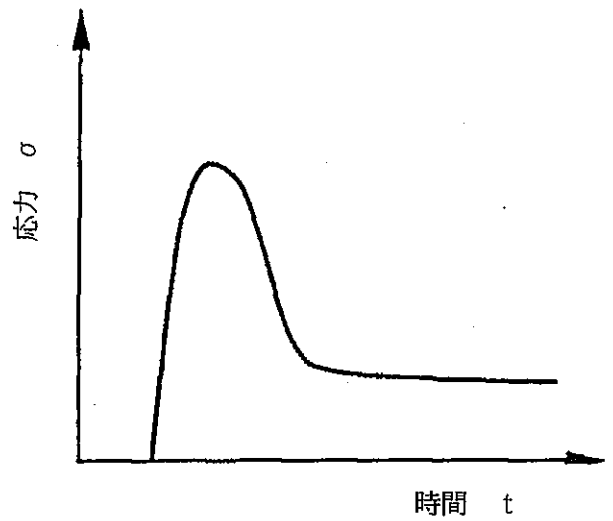


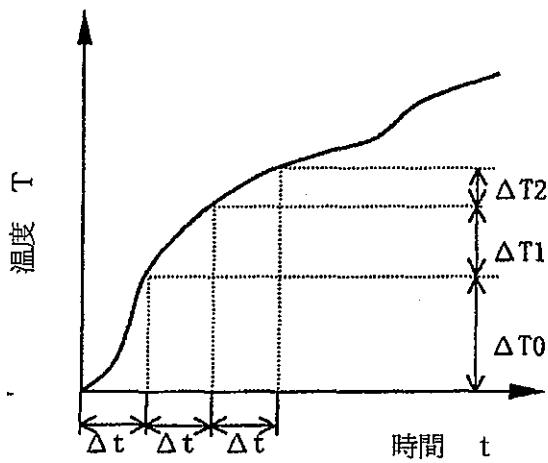
図 5.2-1 包絡法の概念



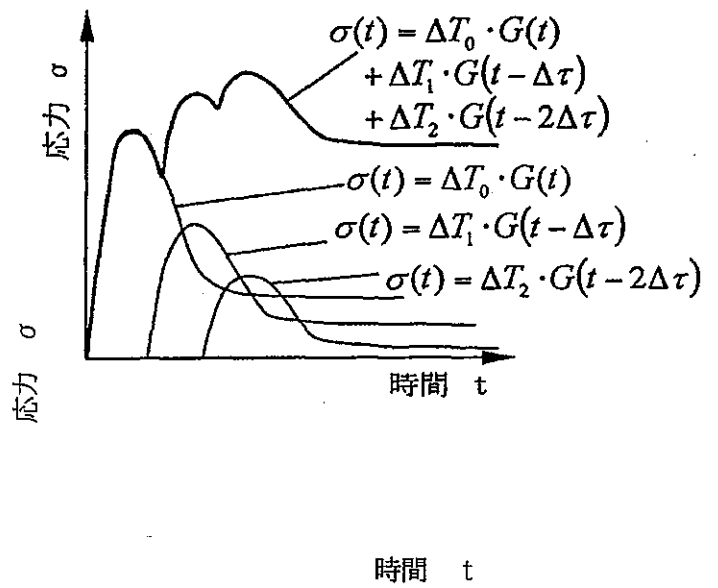
(a) 境界温度の (単位) ステップ変化



(b) 応力の Green 関数



(c) 境界温度の変化



(d) 計算される応力履歴 (重ね合わせ)

図 5.2-2 Green 関数法の原理

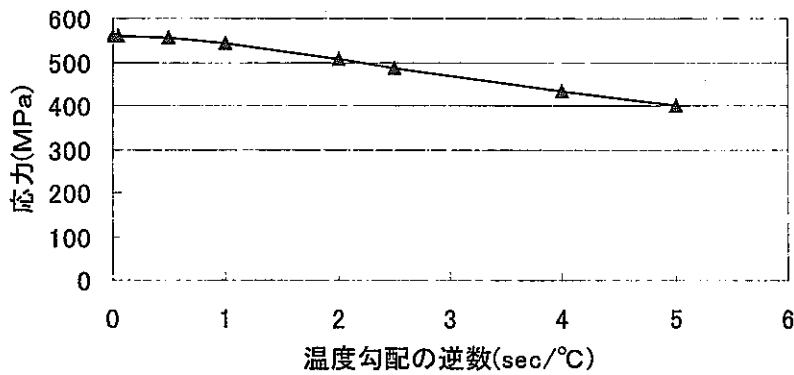
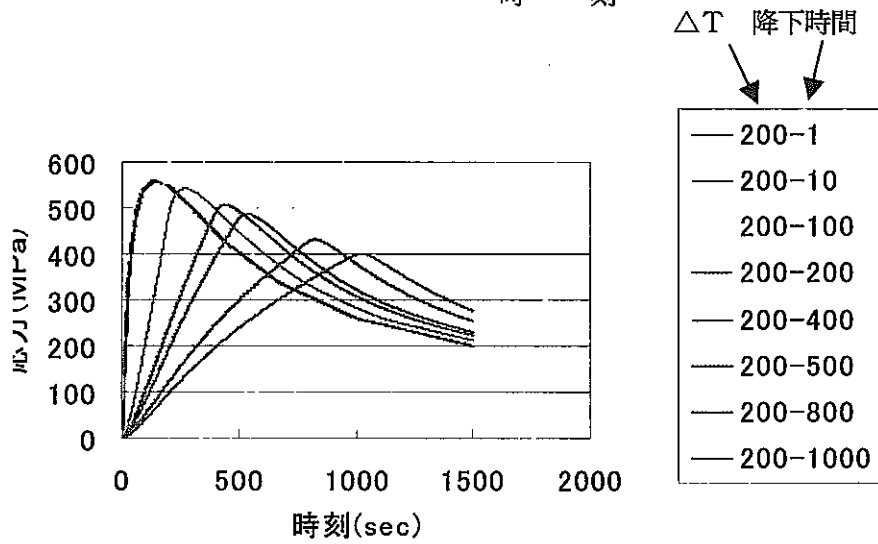
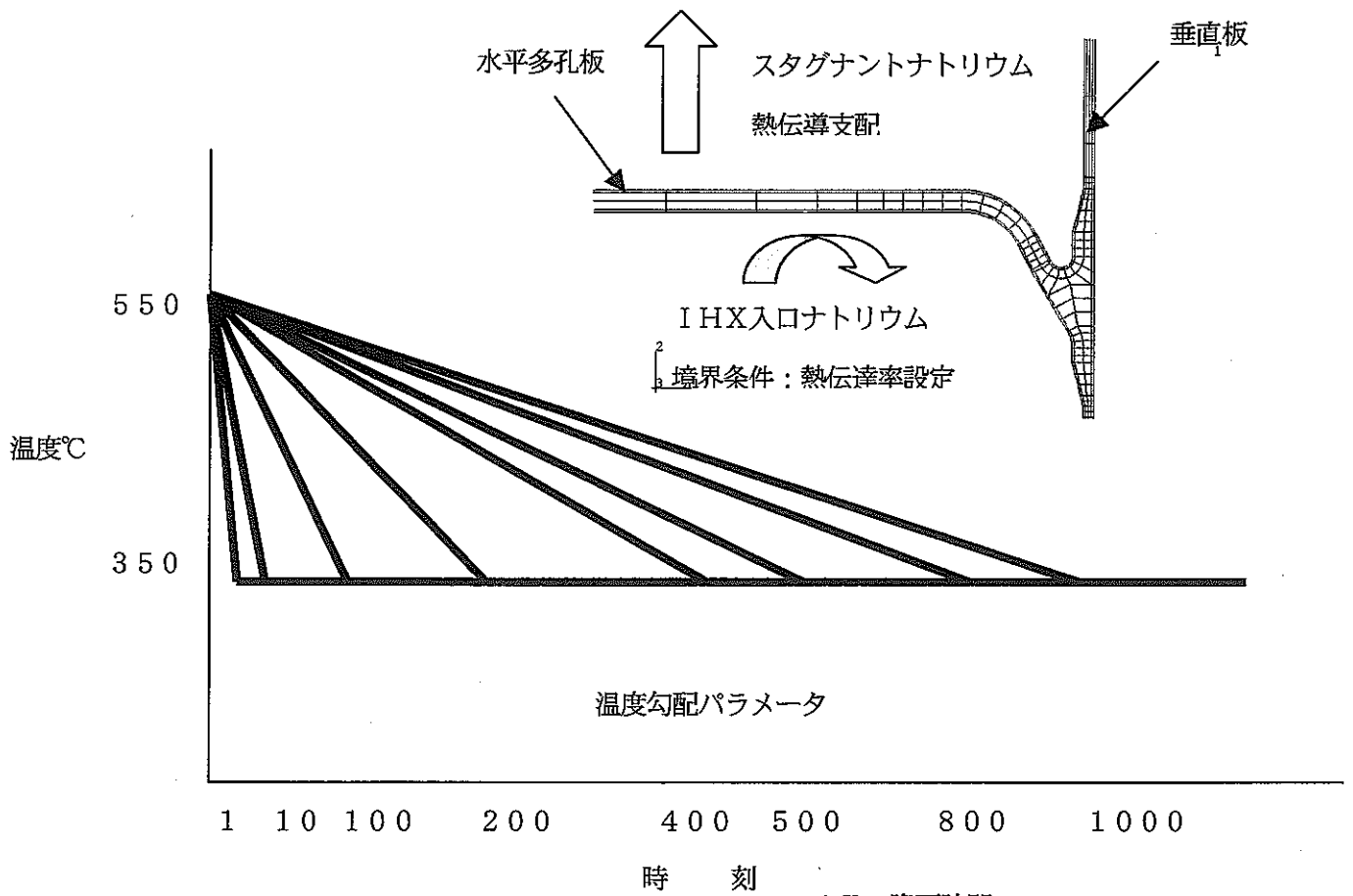


図 5.2-3 構造簡易式の例 (IHXガス巻込み防止構造)

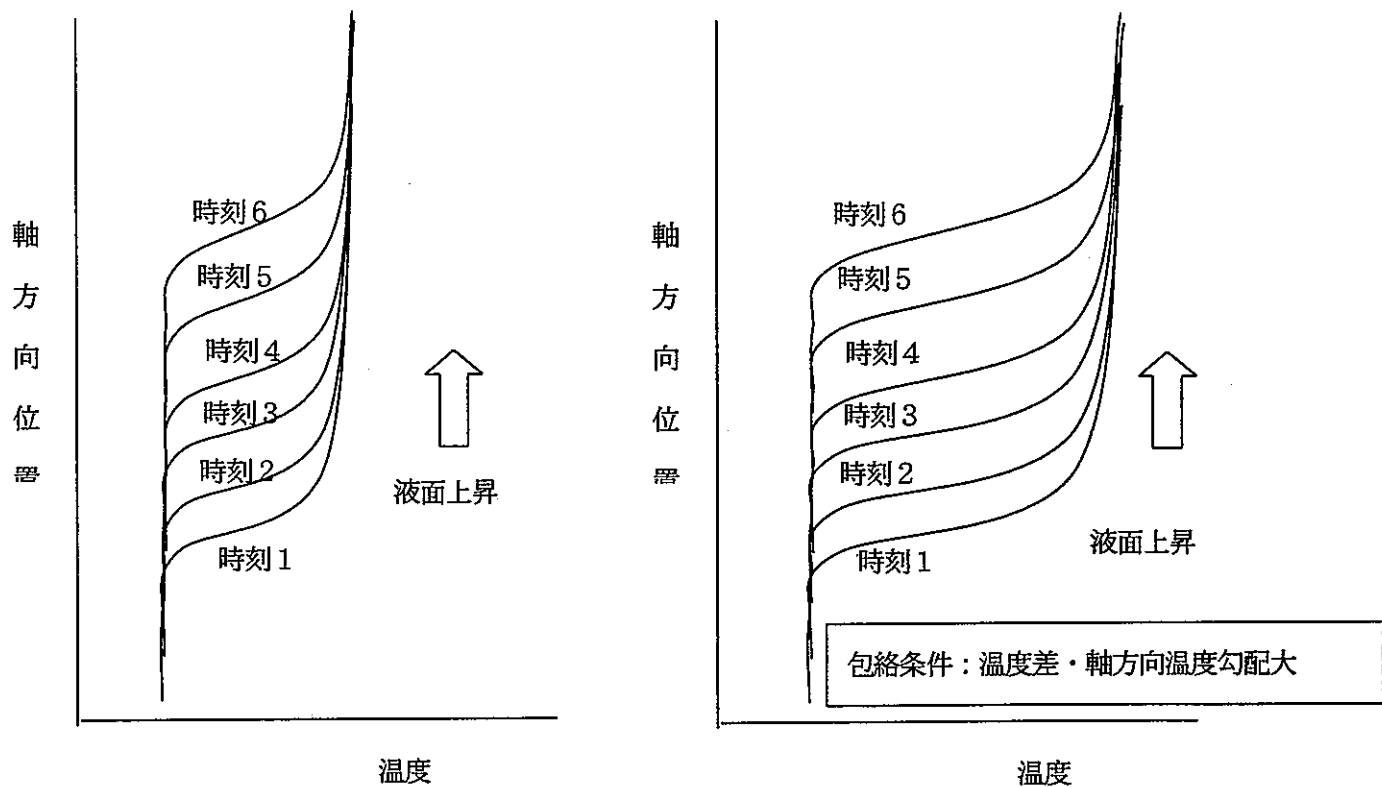
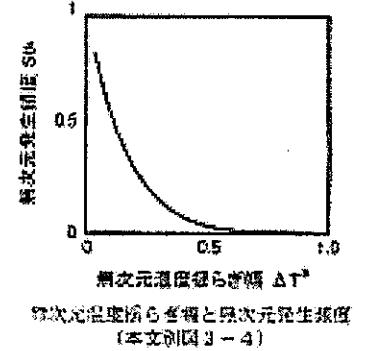
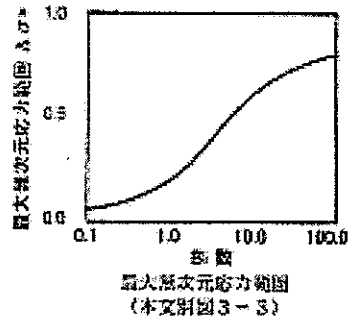
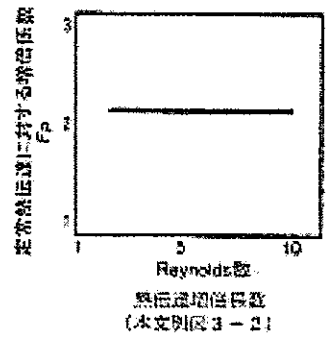
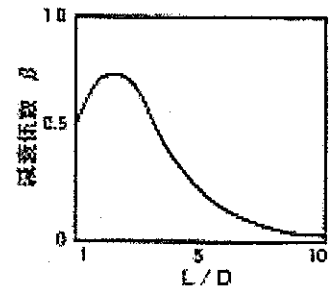
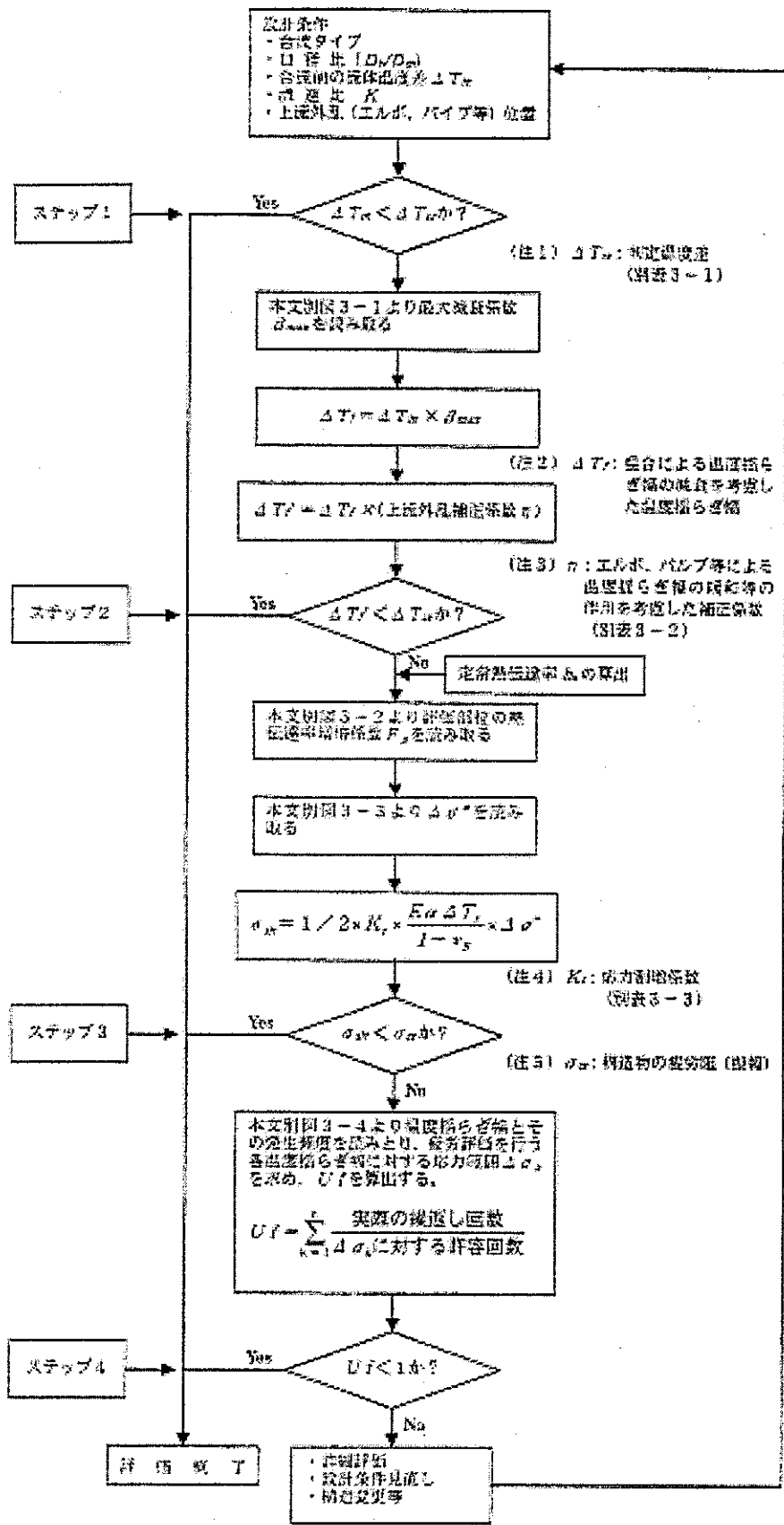
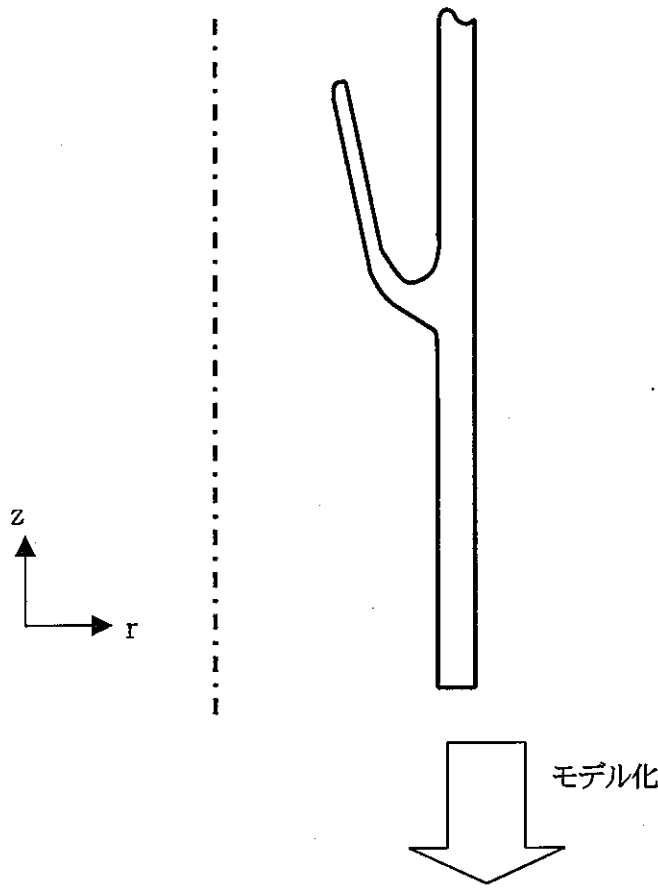


図 5.2-4 液面上昇熱過渡における包絡法の概念



評価に用いる本文別図イメージ

図 5.2-5 配管合流部の熱疲労評価フロー



連立方程式

$$\theta + \frac{Ma}{Da \lambda a} - \frac{Va}{2Da \lambda a^2} = r_a \alpha \left(\frac{dT_a}{dz} \right)$$

$$\delta - \frac{Ma}{2Da \lambda a^2} + \frac{Va}{2Da \lambda a^3} = r_a \alpha T_a$$

$$\theta + \frac{Mb}{Db \lambda b} + \frac{Vb}{2Db \lambda b^2} = r_b \alpha \left(\frac{dT_b}{dz} \right)$$

$$\delta + \frac{Mb}{2Db \lambda b^2} + \frac{Vb}{2Db \lambda b^3} = r_b \alpha T_b$$

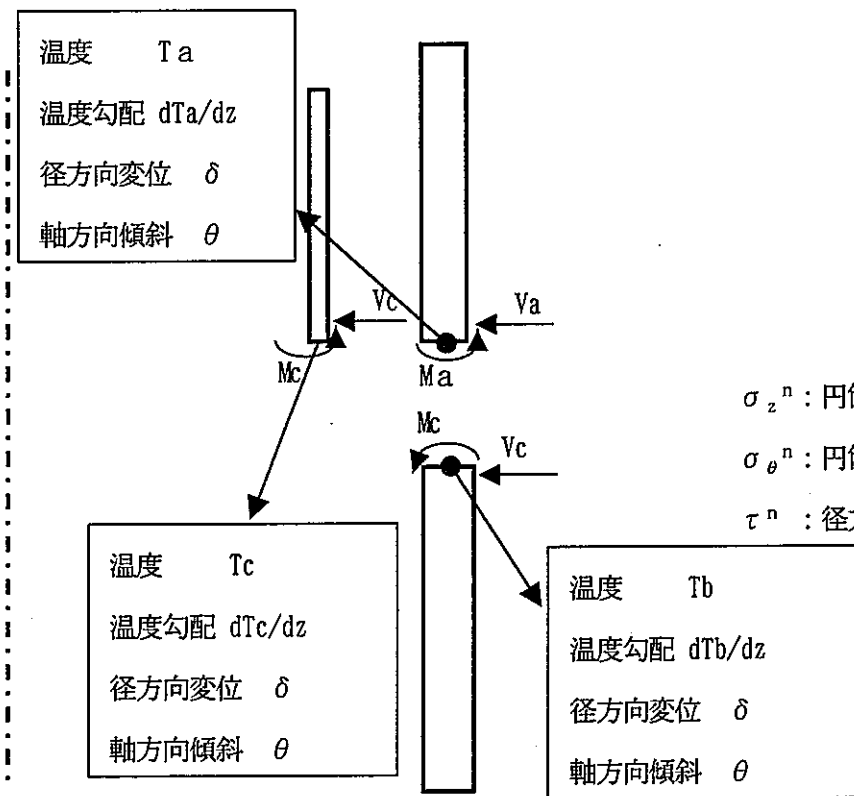
$$\theta + \frac{Mc}{Dc \lambda c} - \frac{Vc}{2Dc \lambda c^2} = r_c \alpha \left(\frac{dT_c}{dz} \right)$$

$$\delta - \frac{Mc}{2Dc \lambda c^2} + \frac{Vc}{2Dc \lambda c^3} = r_c \alpha T_c$$

$$Ma + Mb + Mc = 0$$

$$Va + Vb + Vc = 0$$

$D_n = Et_n^3 / 12(1-\nu^2)$ (添え字 n は a, b, c のいずれか)
 E : 縦弾性係数
 r_n : 各円筒 (添え字 n は a, b, c のいずれか) の半径
 t_n : 各円筒 (添え字 n は a, b, c のいずれか) の板厚
 α : 熱膨張係数
 ν : ポアソン比
 λ_n : シェルパラメータ = $(3(1-\nu^2)/r_n^2/t_n^3)^{1/4}$



$$\sigma_z^n = -\frac{6Mn}{t_n^2}$$

$$\sigma_\theta^n = \frac{(\delta - \alpha r_n T_n)E}{r_n} + \nu \sigma_z^n$$

$$\tau^n = \frac{Vn}{t_n}$$

σ_z^n : 円筒 n の外表面の軸方向曲げ応力
 σ_θ^n : 円筒 n の外表面の周方向応力
 τ^n : 径方向せん断応力

図 5.2-6 Yピース部の応力推定法の例

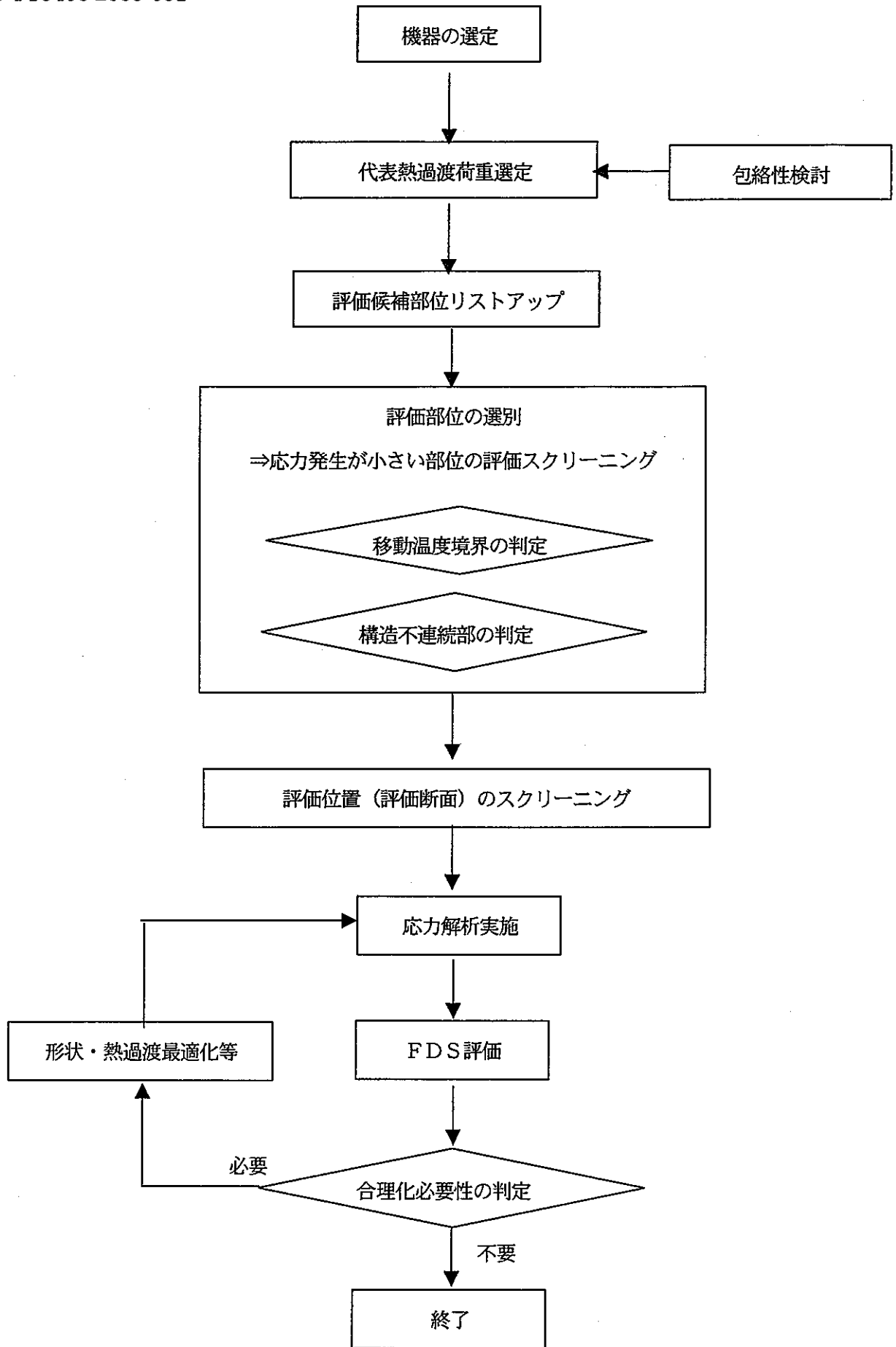


図 5.2-7 スクリーニングの流れの概要

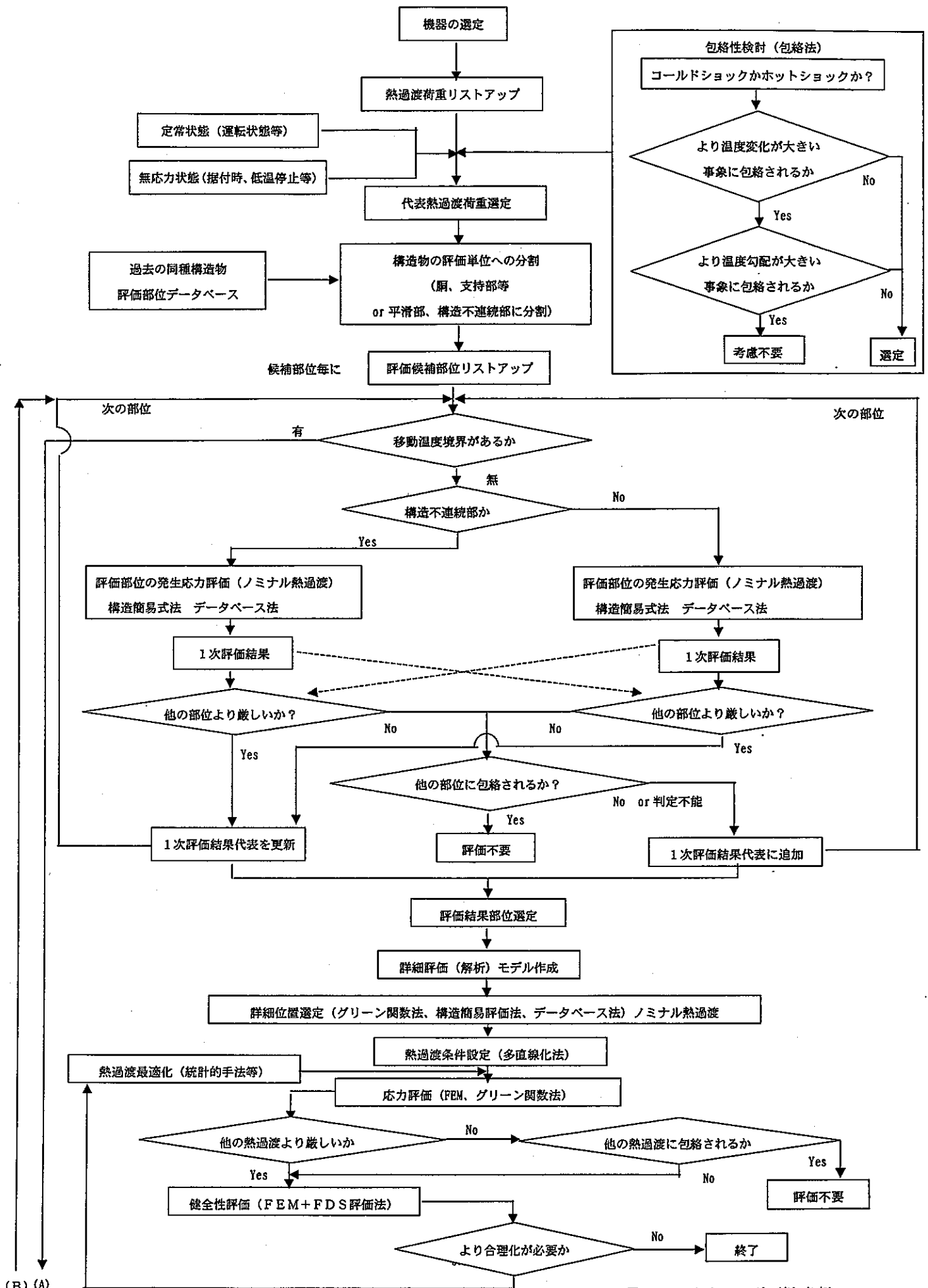


図 5.2-8 スクリーニングの流れ(1/2)

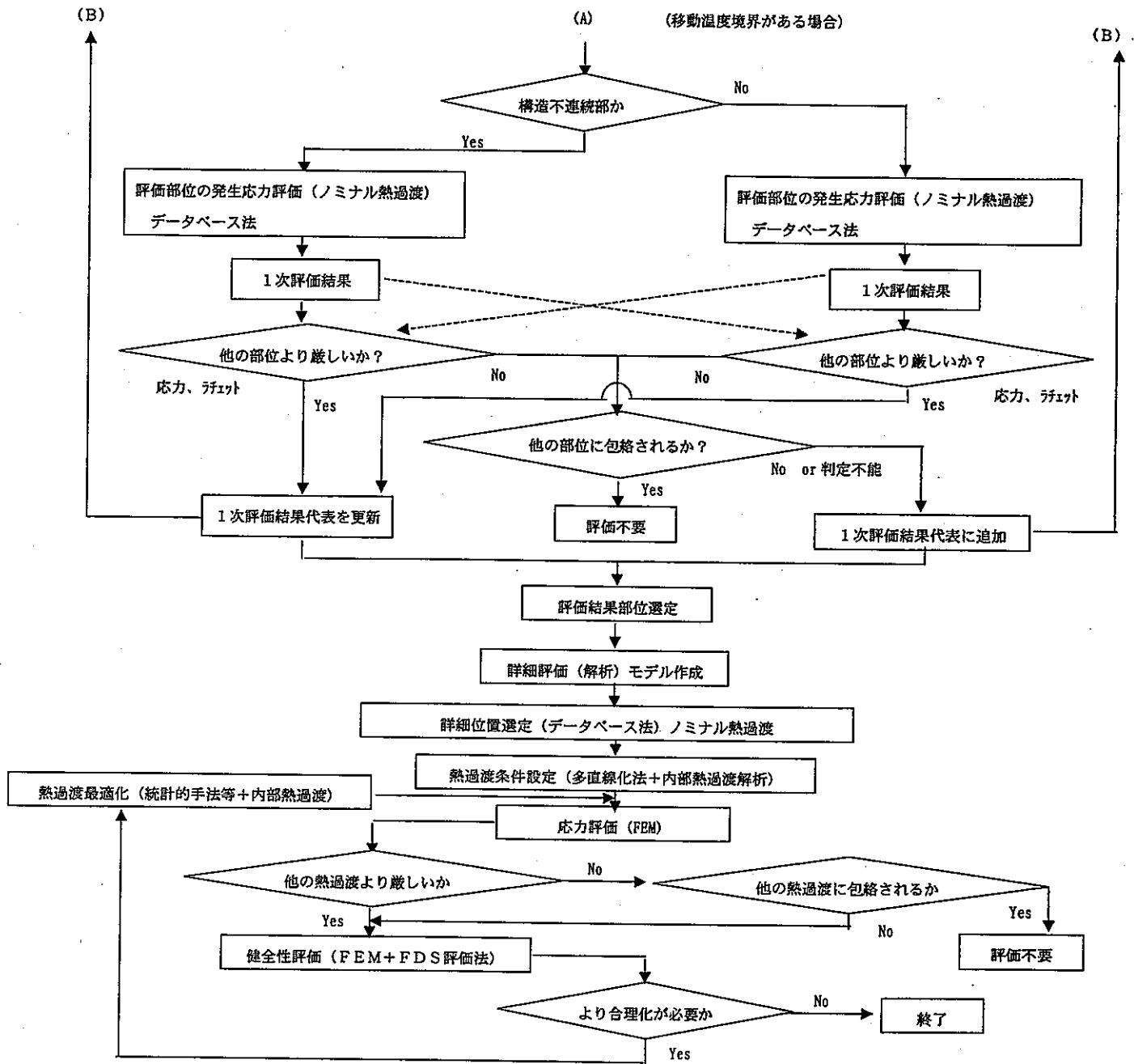


図 5.2-8 スクリーニングの流れ(2/2)

5.2.3 スクリーニング概念適用検討

5.2.2 項で抽出したスクリーニング概念を、実際の構造物の評価に適用してることにより、課題を検討する。

例題として、ナトリウム冷却型FBRの中間熱交換器(IHX)を選定し、図5.2-7に示したスクリーニングの流れに従い検討を進める。熱過渡条件としては、当該部に加わる幾つかの熱過渡条件を想定する。

(1) 機器の選定

中間熱交換器を選定する。構造概念を図5.2-9に示す。

(2) 熱過渡条件のリストアップ

一般的なプラントの熱過渡条件としては、通常起動、通常停止、日負荷追従、手動トリップ、SG入口放出弁誤開、SG入口給水弁誤閉、SG入口給水弁誤開、外部電源喪失、外部電源喪失+DG1台起動失敗、主蒸気管破断、1次ポンプ軸固着、2次ポンプ軸固着、給水配管破損、給水加熱喪失、DRACS誤起動、1次流量増大、2次流量増大等多数の熱過渡条件が想定される。

(3) 代表熱過渡条件の選定

リストアップされた熱過渡条件から包絡性を検討し、代表事象を選定する。温度変化が大きいか温度変化の勾配が大きいことが目安となるが、これを運転事象、想定回数と関連させて選定する。即ち、厳しい熱過渡であっても想定回数が少ない場合、これに次ぐ厳しい熱過渡を選定しておかないと全事象の回数に満たないということが生ずるためである。最も厳しい熱過渡が全運転状態の全想定回数発生するとすれば保守的であるとはいえるが、過度に保守的になることと、一般に運転状態ごとに想定回数が設定されることから、これらを分類の目安として選定される。

例題として、ここでは通常起動、通常停止、手動トリップ、外部電源喪失、主蒸気管破断、1次ポンプ軸固着が選択されたものとする。例題として使用する熱過渡条件を、図5.2-10、11、12に示す。図は、中間熱交換器容器の通常起動、通常停止、手動トリップ、外部電源喪失、主蒸気管破断、1次ポンプ軸固着事象における2次ナトリウムの温度変化を示すものである。ここで、まず熱過渡条件のスクリーニングが実施された。

(4) 構造物の評価単位への分割

構造評価を行う部位として I H X を分割してゆく。分割を行う際に設計者が検討する内容としては、応力発生メカニズムと同種の構造物の評価の内容が挙げられる。同種の構造物の評価は、すでに応力発生メカニズムに基づき構造健全性上課題となるところが選定されているものであり、これを参考にすることで評価の抜け落ちを防止するとともに、この後の候補部位のリストアップでスクリーニングする際の評価が見通せる分割が為される。

上部管版、下部管版(鏡含む)、1次Na入口ノズル、1次Na出口ノズル、2次Na入口ノズル、2次Na出口ノズル、容器胴、下鏡、支持スカート、1次入口リングヘッダ(接合部含む)、フローシュラウド、I H X / ポンプ隔壁、バウンダリベローズ、シールベローズ、カバーガスベローズ、伝熱管等に分割される(ポンプは除く)。

- ・ 必要となるデータベース ; I H X 評価の事例

(5) 評価候補部位リストアップ

(4)項の各項目について、移動温度境界、構造不連続部判定を行い、評価候補として選定するか決定する。

データベースが作成されたと想定すると、(4)項の評価部位のうちスクリーニングされるのは、液面移動の無い容器胴、フローシュラウドとなる。直接的な熱応力に対するスクリーニングとしては、伝熱管やベローズも該当する可能性あるが、伝熱管相対差による健全性評価や熱膨張吸収量に対するベローズ評価などはスクリーニングされるものではない。また、これらも一種の熱荷重である。

次にデータベースからではなく、応力推定の簡易式からのスクリーニングについて例題を用いて検討する。まず、中間熱交換器胴部を評価する。移動温度境界は無し、構造不連続部でもない。これに対し、ノミナルの熱過渡と構造評価の簡易式を用いて評価した例を図 5.2-13 に示す。評価は胴部を平板に近似し、平板の過渡時の応力を求めたものである。均一温度にある平板の表面が ΔT_f の温度差の流体に接する場合の最大応力を求めるものである。熱過渡としては、温度変動時間が短く温度変化が急峻で板厚内温度分布がつきやすい 1 次ポンプ軸固着を選んだ。発生応力としては約 130 MPa となる。起動などの時間が長い事象では、板厚内の温度追従が進むため発生応力は小さくなり、1 次ポンプ軸固着が最も厳しいと想定される。これ以外に温度落差が大きい手動トリップも考えられるが、温度が 300℃ まで低下する時間が約 500 秒と長いため発生応力は小さくなる。手動トリップについても温度変

化を 500 秒間で 220℃として同様の評価を行うと、約 50MPa であることが確認された。

次に、評価部位として支持スカートを選択した。本部位は移動温度境界がなく、構造不連続部である。スカートは取り付けられる胴部が高温で、建て屋側の取り付け部が低温となり、その熱膨張変形により通常運転状態に大きな熱応力が発生することが予想される。この構造簡易評価を図 5.2-14 に示す。手法は図 5.2-6 に示した Y ピースの応力評価法である。平板と同様、ヤング率 $E: 174000\text{N/mm}^2$ 線膨張係数: 11.2×10^{-6} (12Cr 鋼 500℃)として簡易評価を実施した。ここで、定常状態では胴部が 520℃一定となる仮定は問題ないが、スカート側の温度をどのように想定するかが課題となる。スカート途中までは保温が被っており、途中から外気により除熱される形となる。比較的簡単な伝熱形態ではあるが、側面の除熱条件が変わることから公式による評価は少し難しい形態である。簡易な差分計算等を実施する必要があると考えられるが、ここでは 1 次評価であるので、ある程度の仮定でスクリーニングすることとした。ここでは、保温がある部分(約 40mm)の先ですぐ外気温となる場合、それより伝熱による温度上昇があることを想定して 1m 先で室温となる場合の 2 ケースについて感度を調べ、スクリーニングすることを考えた。両者の違いは簡易評価式のスカートの温度勾配に影響する。また、スカートの平均温度も簡易評価の場合、必要となるが、熱膨張差により取り付け部に加わる水平力の釣り合いに影響する。取り付け部では保温もあり胴とほぼ同一温度であるので、胴と同一温度の 520℃の場合と、これより低い 400℃の場合について感度を確認することでスクリーニングを行うこととした。簡易評価の結果、最大 500MPa 以上の応力発生の可能性が得られた。また、容器胴下部曲げ応力、スカート曲げ応力については、接続部のコーナー R の影響による応力集中も考えられるため、さらに表面応力が大きくなる可能性はある。

この結果を、容器胴部と比較すると容器胴部より厳しいことが明らかであり、1 次評価の結果として選定結果がスカート部に変更される。即ち、容器胴部がスクリーニングされる。同様の評価を、フローシュラウドについて実施すれば、フローシュラウドはスクリーニングされることになろう。次に、例えば管板を選択するとする。管板の特にリムリガメント境界の評価については簡易法の準備は難しくが、当該部位は過去のデータベースからみると評価対象として選択することとなろう。これ以外の Y ピース構造などもあるが、明確に判定を下すことが難しく、他の部位に包絡されるといい切れない。このようにスクリーニングが出来ない部位がでてくる。

しかしながら、考え方を変えると健全性評価上問題とならない程度の部分、すなわち健全

性評価として重要でない部分はスクリーニングされたわけであり、健全性評価ではなく、スクリーニングとして評価すれば機能を果たしていると考えられる。また、包絡性が明示しきれずに評価対象となる部分は、主に従来の評価対象となってきた部分である。

・ 課 題

必ずしも各種構造に対する応力評価簡易式等が与えられていない。一般に簡易法は、平板などの単純形状を除き、温度分布を仮定しなければならないことが多い。その温度推定が難しい場合が多く、応力推定精度が低下する傾向がある。また、熱過渡に対する応力評価も難しい。そのため、他の部位への包絡性を評価するのは難しい。ただし、目的として明らかに発生応力が低い部位のスクリーニングと考えた場合、必要な手順である。

(6) 評価部位の選定

(5)の結果から評価部位の候補が絞り込まれた。

(7) 詳細評価モデル作成

ここでは詳細評価について、例題として選定された部位の1つである容器のスカート部について検討する。

図 5.2-15 及び図 5.2-16 に温度解析モデル及び応力解析モデルを示す。解析モデルは2次元軸対称モデルとし、解析コードは汎用有限要素法解析プログラムABAQUSを用いた。物性値は表 5.2-3 に示す 12Cr 系鋼の値を用いた。

(8) 評価位置の選定

選定した構造物の詳細評価位置を設定する。

まず、データベースによる方法が考えられる。データベースがあるとするば、Y ピースの場合、コーナーR部の両側の胴またはコーン側の部分、即ち胴の下部とスカートの付け根部、これに加え胴の上部側付け根が対象となる。胴の剛性と、Yピース接続部の剛性のバランスにより発生応力は決定される。(4)項で検討した簡易評価法を用いた場合も同一の場所となる。

さらに詳細評価位置の決定には(7)項で設定した解析モデルを使用する。応力発生の一つの代表メカニズムが通常運転状態(定常状態)で容器部が高温で、スカートの建屋側取り付け部が低温の状態が挙げられるため、定常状態の解析を実施し、この結果を基に評価位置の検討

を行う。

通常運転時の解析結果の温度及び応力分布図を図 5.2-17 及び図 5.2-18 に示す。定常状態の応力分布から、スカート付け根部に応力も含めて高応力が発生しており、構造評価上はこの部分が評価位置となると考えられる。起動時も温度分布形態が同一であるため、変形モード、応力発生メカニズムは同様と考えられ、評価位置も同様であると想定される。

手動トリップなどのコールドショックの場合には、Y ピース接合部及びスカート側が高温のまま胴側が低温になる温度分布が生ずる可能性がある。その場合、胴が縮径しようとするため、胴側下部は起動時など逆の曲げモードが発生する可能性がある。その場合、応力強さを想定すると、逆方向の応力は組合せ対象となるため、これを選択しておく必要がある。また、この胴側冷却のモードにより、Y ピース部の変形挙動も変わるため、スカート側の挙動の影響を受ける可能性がある。そこで、コールドショックの代表として手動トリップの解析結果から上記の可能性を確認する。手動トリップの解析結果を図 5.2-19 及び図 5.2-20 に示す。胴下部側の軸方向応力で反転が生ずることとスカート部の付け根より下方に高応力発生部位が生ずることが分る。

定常時(ホットショックを含む)とコールドショックにおける応力発生メカニズムが確認されたので、応力評価位置は図 5.2-21 に示す③外面、⑥内面、⑦外面となる。図 5.2-21 は従来のデータベースまたは簡易法から想定されるであろう評価断面をすべて示している。この中で③、⑥、⑦以外の評価断面がスクリーニングされたことになる。

(9) 熱過渡条件設定

熱過渡条件の設定を行う。一般には、先ず多直線化法による条件設定を行う。例題として図 5.2-10 に示している熱過渡は多直線化されたものであるため、ここでは多直線化作業は省略する。

(10) 応力評価

設定した熱過渡条件を用いて応力評価を行う。熱過渡条件が多い場合、評価断面が想定されているので、FEMモデルを用いて各応力成分のGreen関数を求めておき、これを用いて応力を算出してもよい。ここでは、FEMにより応力分布を求めることとする。図 5.2-22 に各熱過渡事象毎に各評価点のミーゼス応力の時刻歴を示す。どの事象にとっても⑥内面の応力が支配的であること、コールドショックでは⑥内面の応力が単調減少傾向であるのに対

し、⑦外面の応力は一旦上昇することが確認される。③外面の応力は支配的ではないが、ホットショックとの組合せで応力反転を示すことが重要である。

(11) 他の熱過渡条件との比較

例題として選定している熱過渡条件は、一般には運転状態が異なるため、全て代表の事象としてFDSに基づき評価されるものである。しかし、ここでは運転状態を無視し、あるいは運転状態が異なるものについても包絡する事象で評価するという前提で、比較を実施してみる。

ホットショックについては、⑥内面で主蒸気管破損が厳しく、手動トリップがほぼこれと同等になる。外部電源喪失の熱過渡開始直後と後半はホットショックといえなくないが、手動トリップに包絡されると考えて問題ない。

コールドショックについては、③外面、⑥内面、⑦外面の各点について事象毎の比較を図 5.2-23 に示す。⑥については、定常が最も支配的で単調減少のため、コールドショックとしては無応力状態が選定されることになる。③、⑦については、1次ポンプ軸固着と手動トリップが同様の応力発生メカニズムであるため、MISES 応力がその絶対値の比をほぼ表していると想定される。手動トリップと1次ポンプ軸固着はほぼ同等の発生応力であるが、若干手動トリップの方が大きく、強いて包絡させるなら手動トリップが選択される。外部電源喪失の前半はコールドショックといえるが、こちらは明らかに手動トリップなどに包絡される。

従って、運転状態を考慮しない場合、あるいは運転状態を越えて包絡を考える場合は、外部電源喪失を健全性評価の熱過渡事象からスクリーニングすることが可能と思われる。

ここで、⑦外側と⑥内側の応力を比較すると、どちらも応力反転がないと思われるため、⑥内側が⑦外側を包絡していると想定されるが、詳細位置設定では、⑦はスクリーニングされなかった。応力解析まで実施した段階で、熱過渡条件以外にさらに詳細位置のスクリーニングも可能であることが分る。逆に、詳細位置選定の段階ではスクリーニングが少なめ(評価断面が大目)に評価されることが例題により示された。

なお、ホットショックと定常の応力発生メカニズム確認のため、図 5.2-24 及び図 5.2-25 に起動時の温度及び応力分布図を示す。定常と同様のメカニズムであることが確認できる。

5.2.4 まとめと今後の課題

荷重のスクリーニングと部位のスクリーニング方法に関する検討を行い、スクリーニングの

流れ及びそれに必要な評価法を纏めた。

スクリーニングの流れに従って、F B R 中間熱交換器設計例を用いてスクリーニングを行い、一応のスクリーニングが可能であることを確認し、また実際の機器構造への適用上の課題を抽出した。

課題としては下記が挙げられた。

- ・ 必ずしも各種構造に対する応力評価簡易式などが与えられていない。
- ・ 簡易評価法を使用するにあたって、平板などの単純形状を除いて、一般に簡易法は温度分布を仮定しなければならないことが多い。その温度推定が難しい場合が多く、応力推定精度が低下する傾向がある。また、熱過渡に対する応力評価も難しい。そのため、他の部位への包絡性を評価するのは難しい。ただし、目的として明らかに発生応力が低い部位のスクリーニングと考えた場合、必要な手順である。
- ・ 評価法としてデータベースを用意する場合、設計評価事例は有用である。
- ・ 評価断面の選定は、多めになる(スクリーニングが少なめになる)可能性がある。

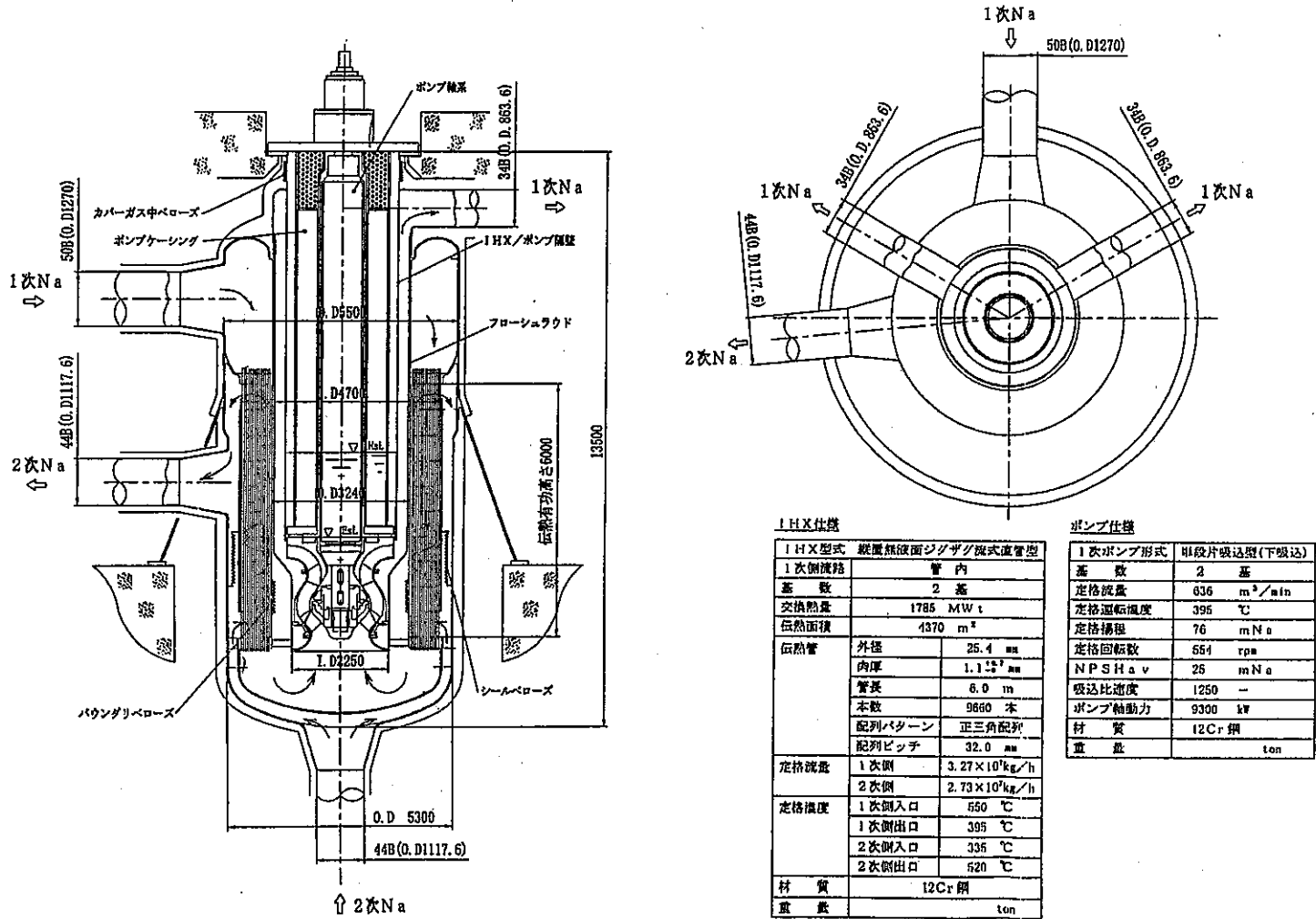
これら課題の解決のため、応力評価簡易法の整備が必要であるが、汎用のハンドブックなどとの関連をどのように捉えるか議論が必要である。また、スクリーニングに限定した場合、温度推定法等をどこまで考慮するか議論も必要である。

表 5.2 - 3 12Cr 系鋼物性値

温度	縦弾性係数	平均線膨張率	瞬間線膨張率	熱伝導率	比熱
T	E	αa	αi	λ	Cp
°C	GPa	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	W/mK	J/gK
20	216	10.7	11.9	22.7	0.444
100	211	10.7	11.9		
200	204	10.7	11.9	28.6	0.621
300	196	10.7	11.9	30.5	0.681
400	185	11.0	12.0	31.2	0.731
500	174	11.2	12.2	32.7	0.837
600	158	11.5	12.6	34.6	0.983
700	132	11.6	13.2	33.9	1.272
800	124	11.9	13.9		

ポアソン比 $\nu = 0.32$ (一定)

比重 $\rho = 7860\text{kg/m}^3$



IHX仕様		ポンプ仕様		
1HX型式	縦置無液面シザグ板式直管型	1次ポンプ形式	H段片吸込型(下吸込)	
1次側減圧	管内	基数	2基	
基数	2基	定格流量	636 m ³ /min	
交換熱量	1785 MWt	定格運転温度	395 °C	
伝熱面積	4370 m ²	定格揚程	76 mNa	
伝熱管	外径	25.4 mm	定格回転数	664 rpm
	肉厚	1.11 ^{±0.03} mm	NPSHa v	26 mNa
	管長	6.0 m	吸込比速度	1250 -
	本数	9660 本	ポンプ軸動力	9300 kW
	配列パターン	正三角配列	材質	12Cr鋼
	配列ピッチ	32.0 mm	重量	ton
定格流量	1次側 3.27×10 ⁴ kg/h 2次側 2.73×10 ⁴ kg/h			
定格温度	1次側入口	550 °C		
	1次側出口	395 °C		
	2次側入口	336 °C		
	2次側出口	520 °C		
材質	12Cr鋼			
重量	ton			

出典：平成 13 年度炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究報告書

図 5. 2-9 例題とした中間熱交換器の構造概念

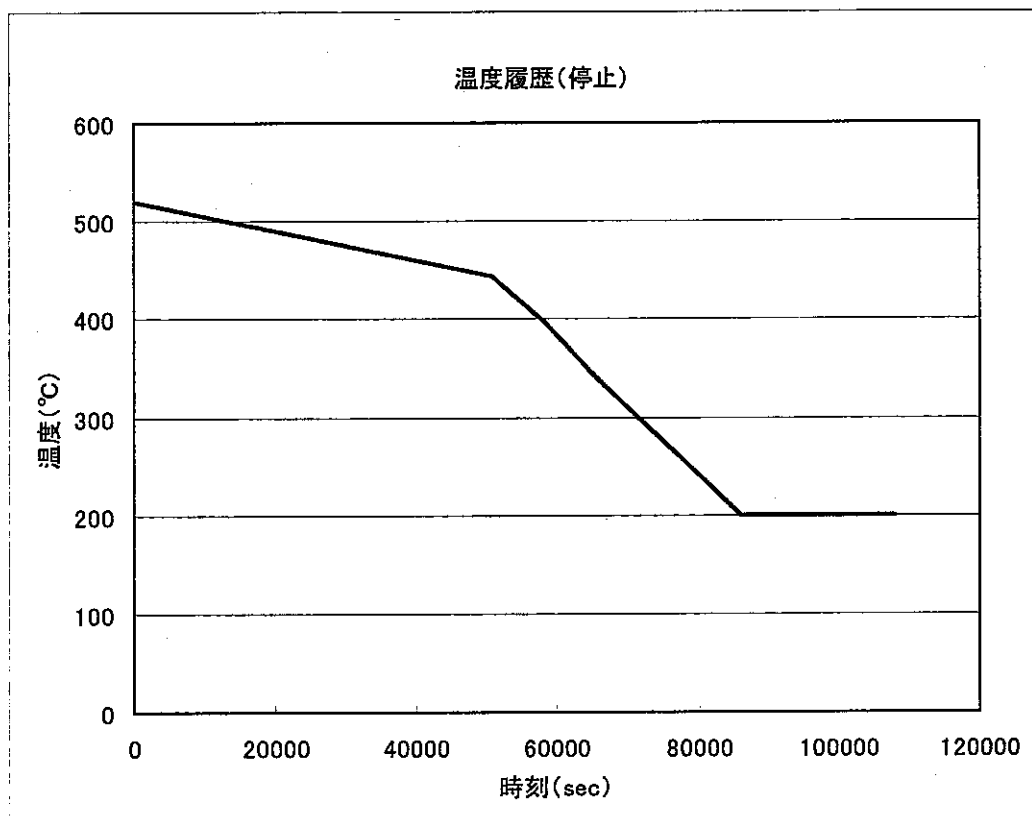
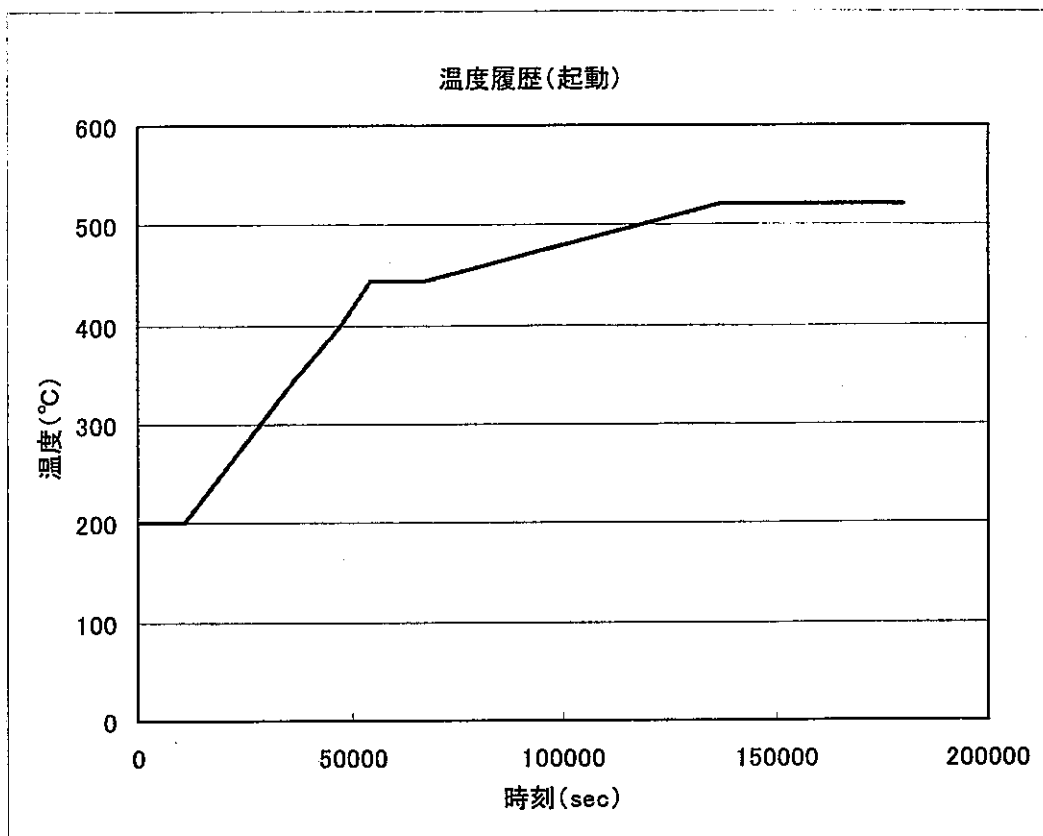


図 5.2-10 例題として使用する中間熱交換器 2 次ナトリウム熱過渡条件

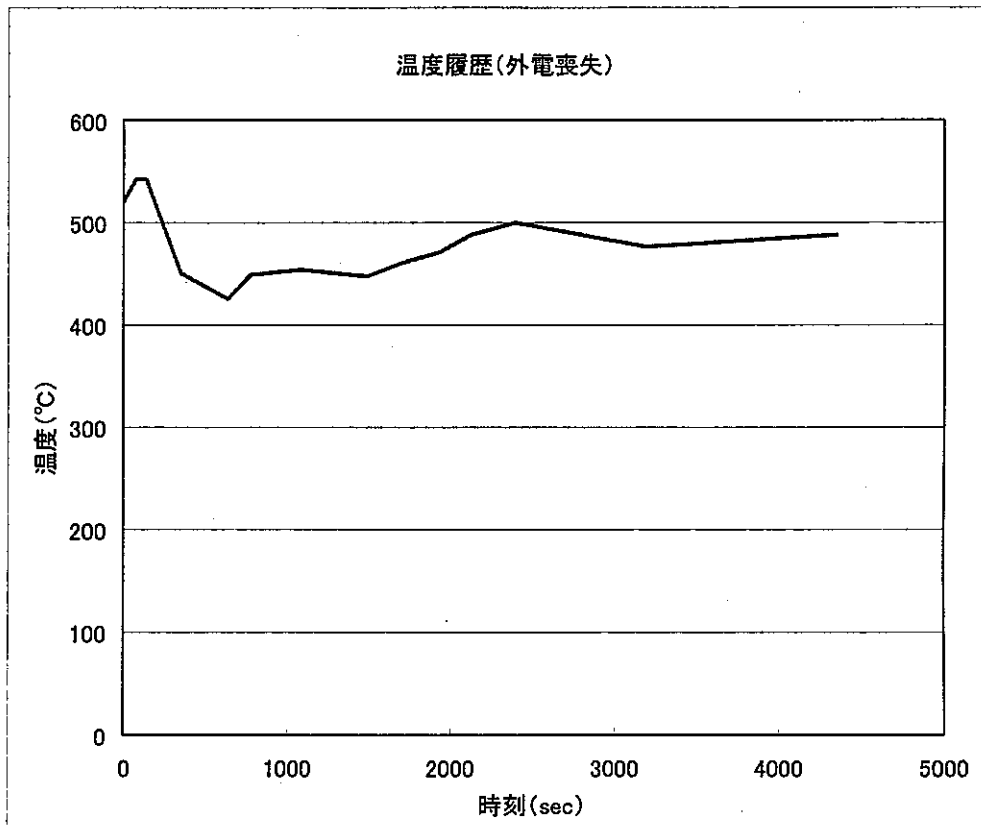
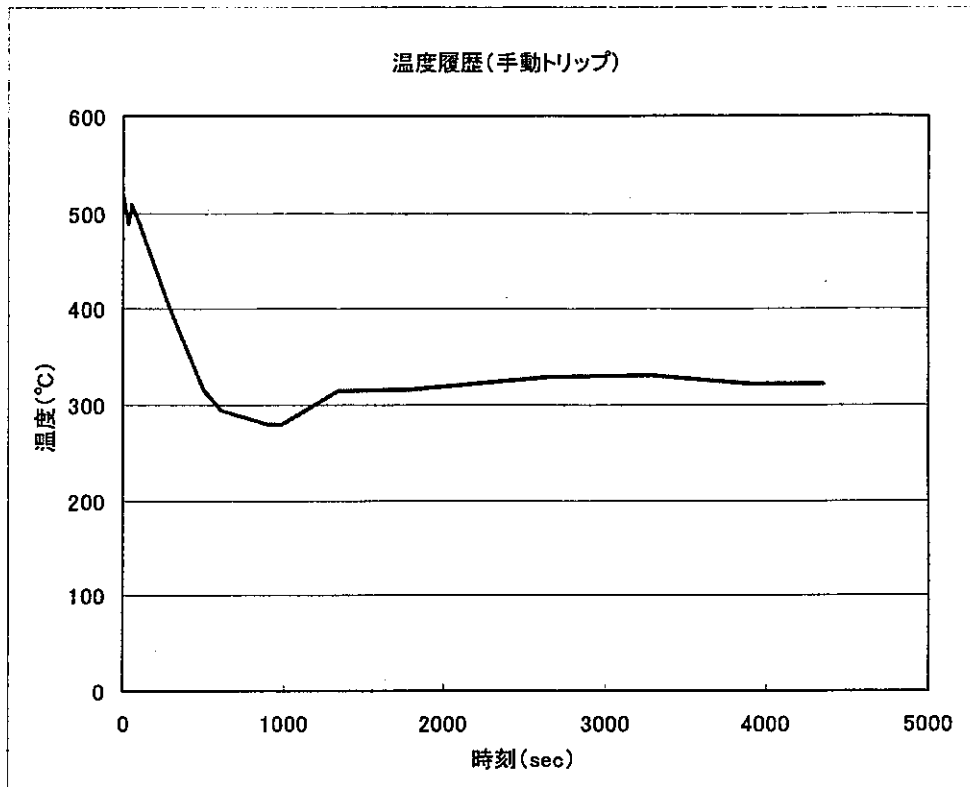


図 5.2-11 例題として使用する中間熱交換器 2 次ナトリウム熱過渡条件

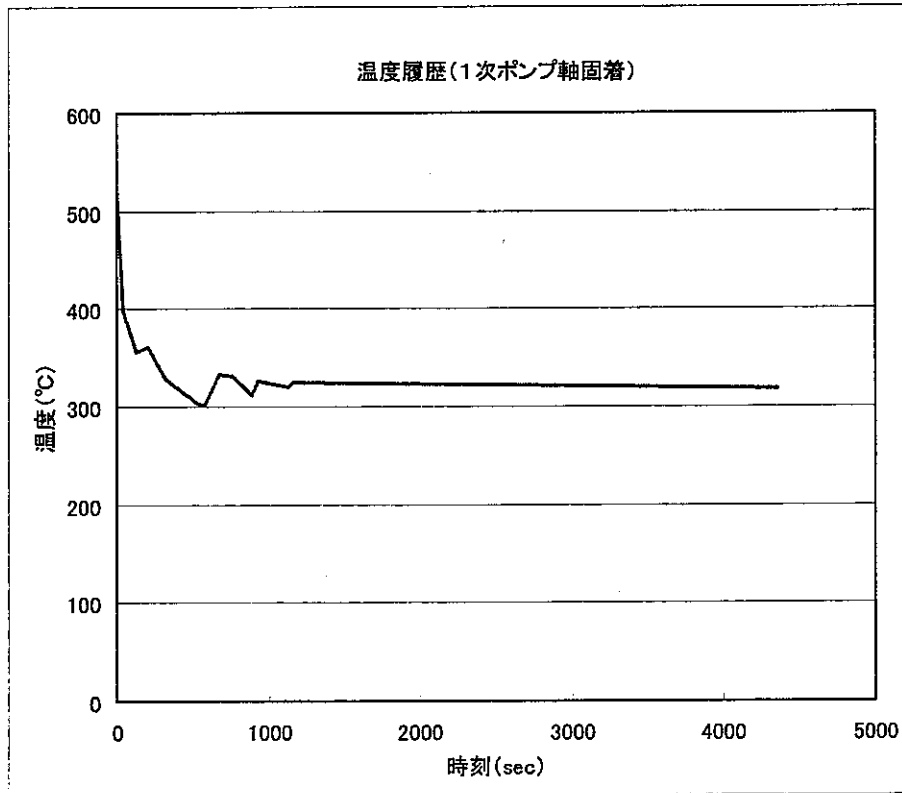
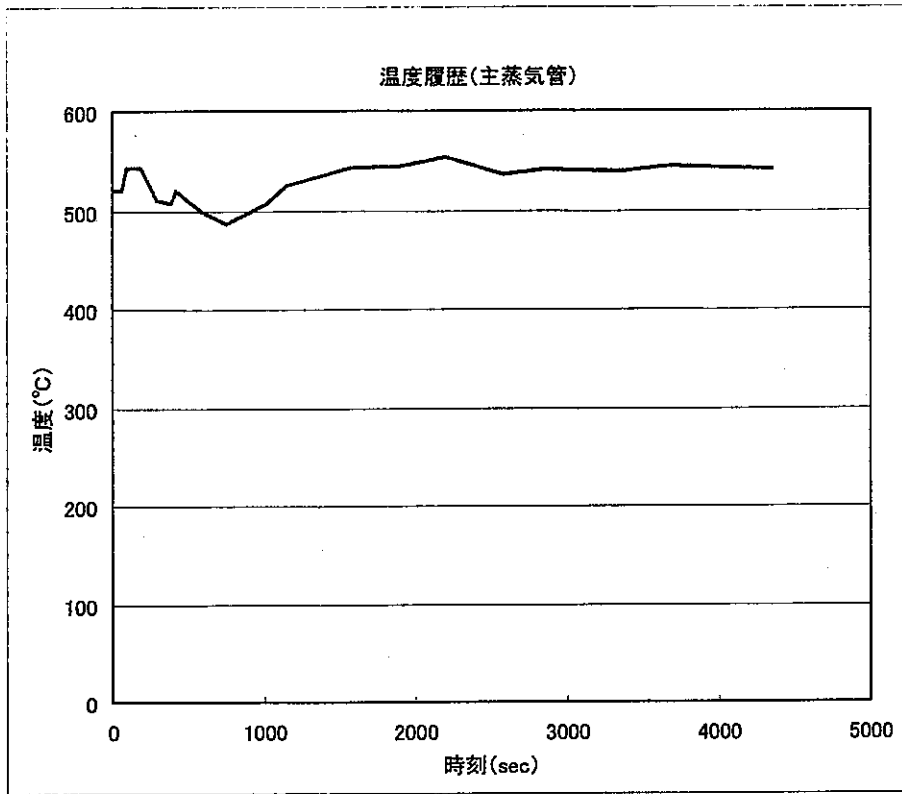
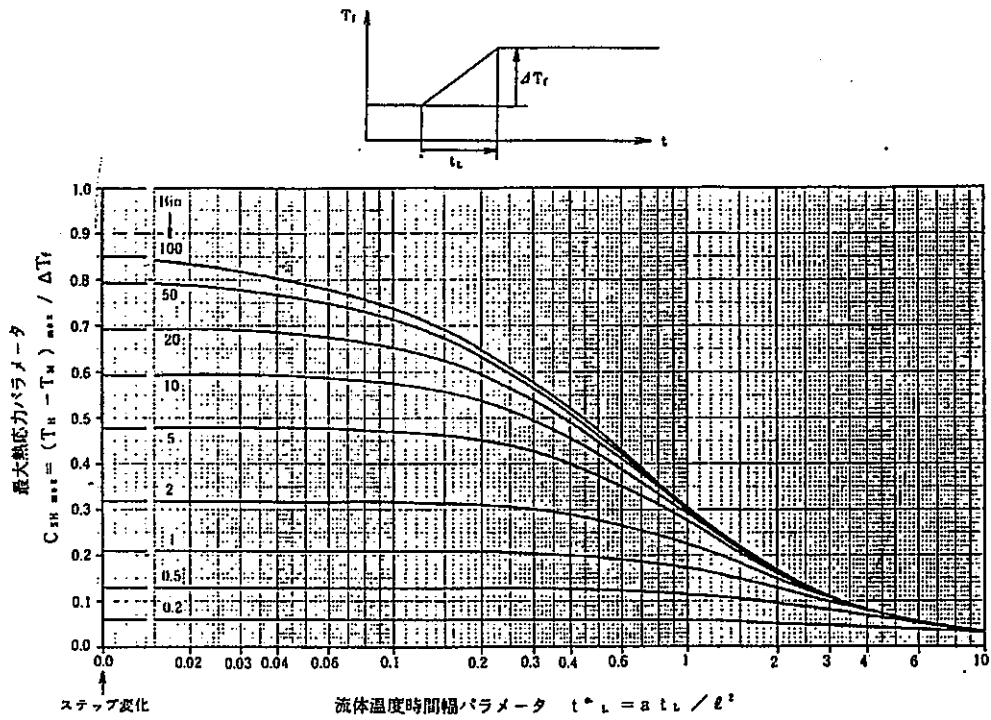


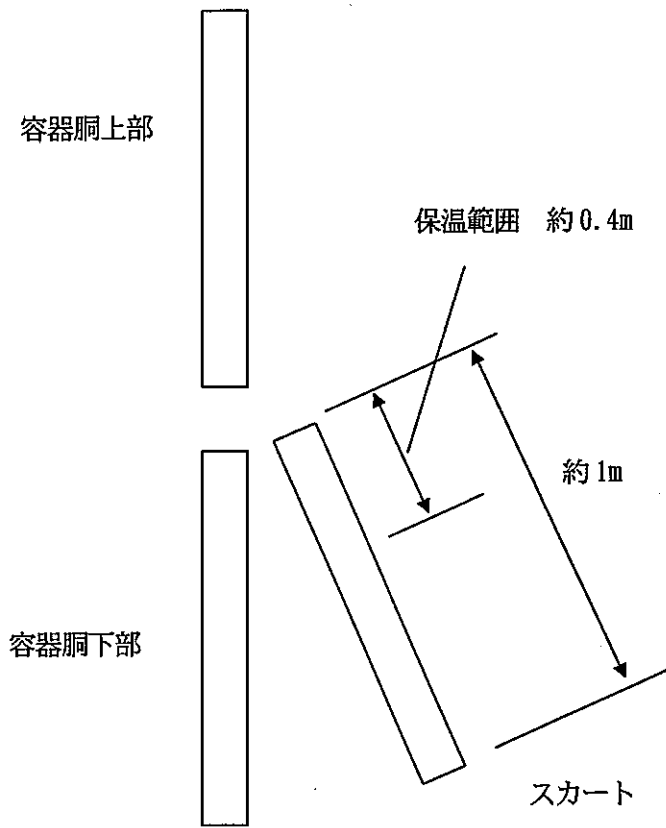
図 5.2-12 例題として使用する中間熱交換器 2 次ナトリウム熱過渡条件



板の最大過渡熱応力パラメータ C_{SHmax}

熱伝達率	: 3400 W/m ² K
板厚	: 0.025 m
ヤング率E	: 174000 N/mm ² (12Cr 鋼 500°C)
線膨張係数	: 11.2 × 10 ⁻⁶ (12Cr 鋼 500°C)
ポアソン比	: 0.32
熱伝導率	: 32.7 W/mK (12Cr 鋼 500°C)
比熱	: 837 J/kgK (12Cr 鋼 500°C)
密度	: 7860 kg/m ³ (12Cr 鋼 500°C)
温度伝導率	: 4.9705 × 10 ⁻⁶
Bi	: 2.6
流体温度変化 Tf	: 520-350=170°C
流体温度変化時間 tL	: 100 秒 (1次ポンプ軸固着を包絡)
t*L	: 0.8
C _{SHmax}	= 0.27
σ _{Hmax}	= C _{SHmax} E α ΔTf / (1-ν) = 132 N/mm ²

図 5.2-13 中間熱交換器の容器胴の簡易応力評価(平板の応力評価)



	ケース1	ケース2	ケース3
スカートが室温になるまでの範囲	保温範囲(約0.4m)	約1m	保温範囲(約0.4m)
スカート平均温度 (付根部せん断力に影響)	520℃	520℃	400℃
スカート温度勾配 (°C/mm)	1.175	0.47	1.175
容器胴上部曲げ応力 (MPa)	563	225	288
容器胴下部曲げ応力 (MPa)	312	125	371
スカート曲げ応力 (MPa)	439	175	307

図 5.2-14 Yピースの応力評価

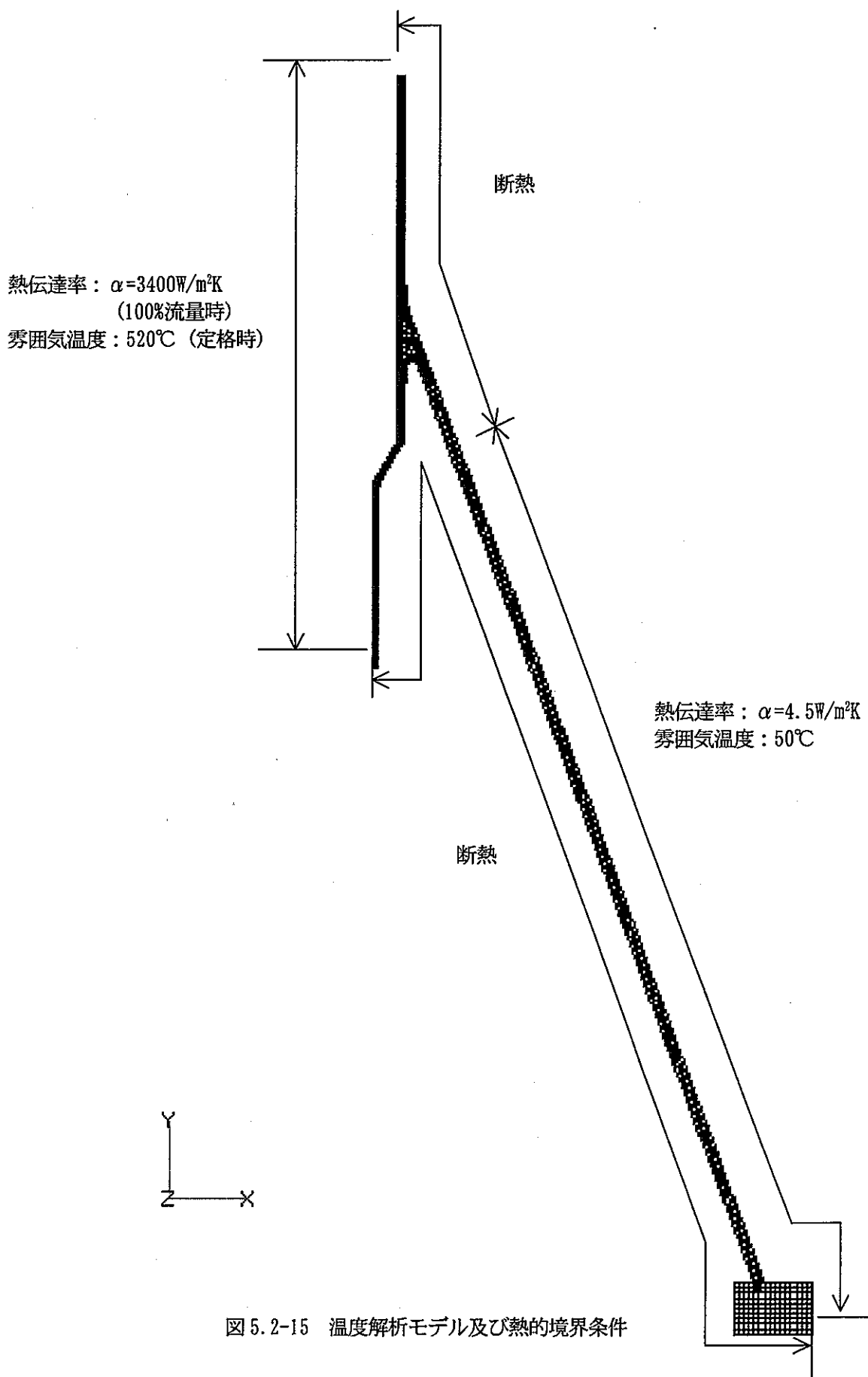


図 5.2-15 温度解析モデル及び熱的境界条件

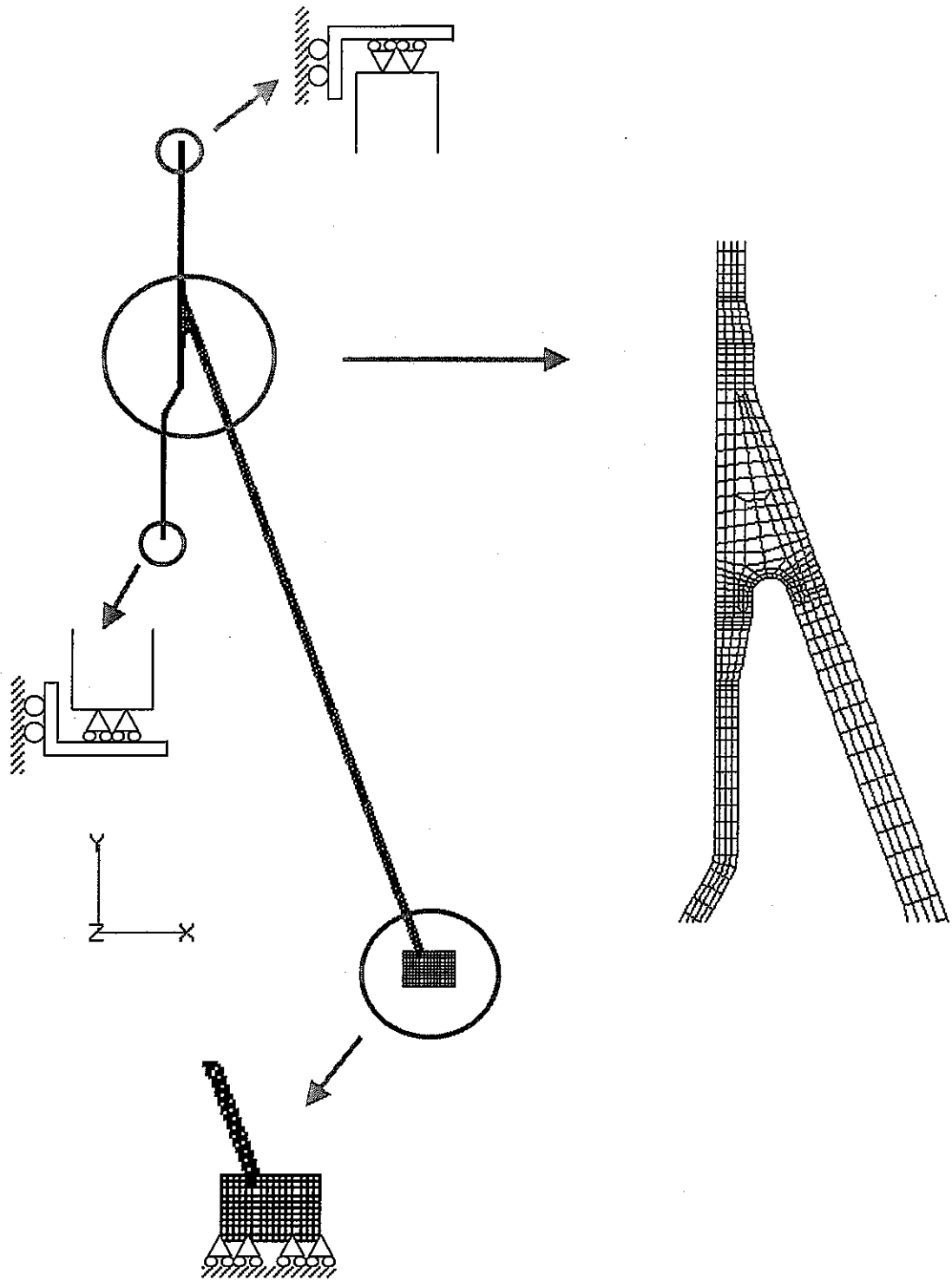


図 5.2-16 応力解析モデル及び境界条件

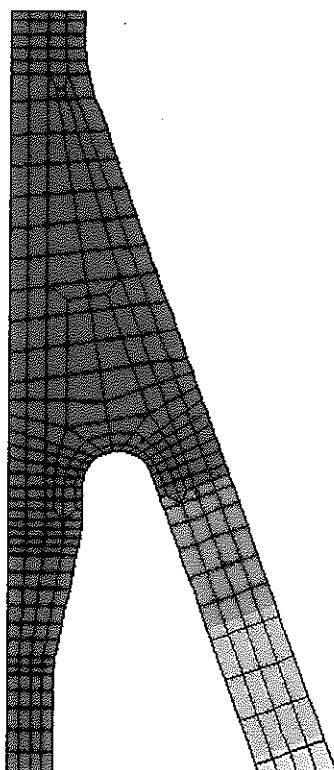
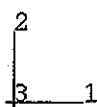
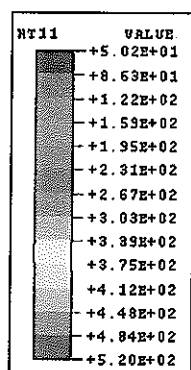


図 5.2-17 温度コンタ (定常)

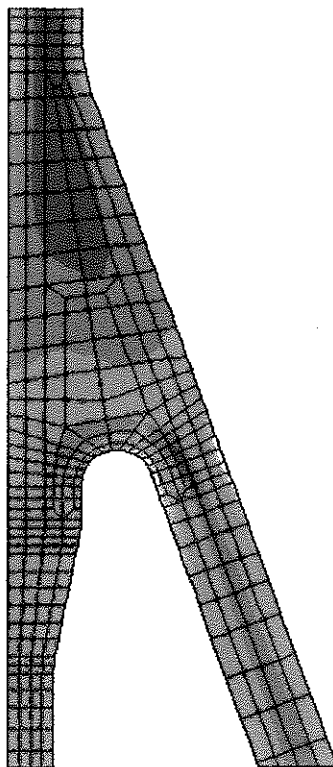
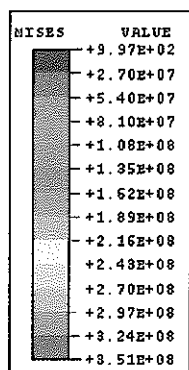


図 5.2-18 (1) ミーゼス応力コンタ (定常)

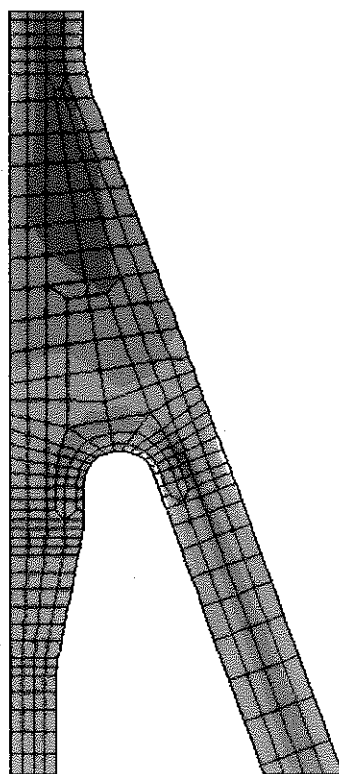
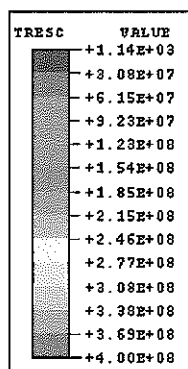


図 5.2-18 (2) トレスカ応力コンタ (定常)

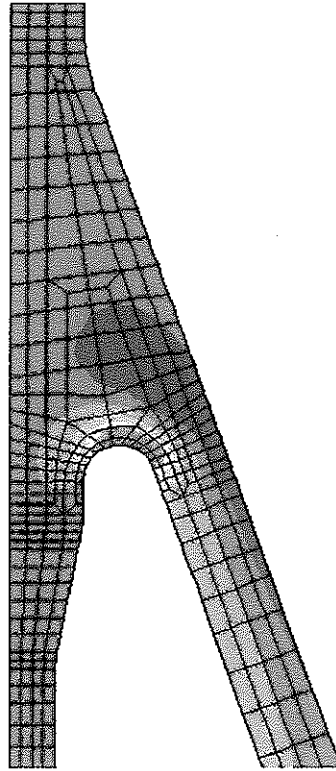
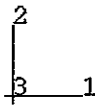
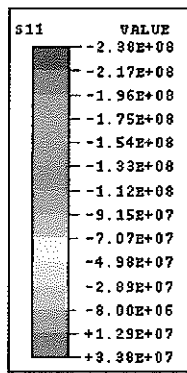


図 5.2-18 (3) 半径方向応力コンタ (定常)

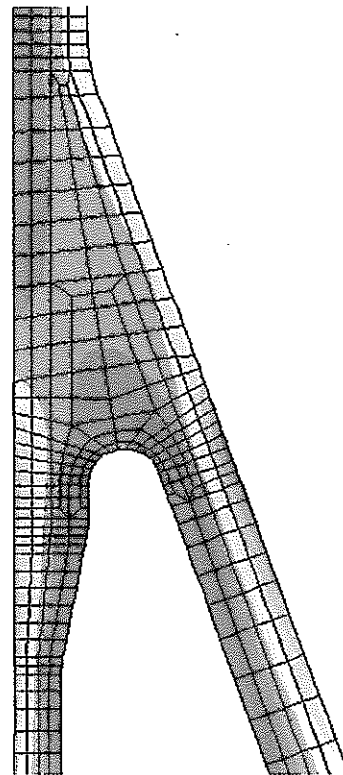
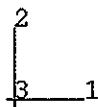
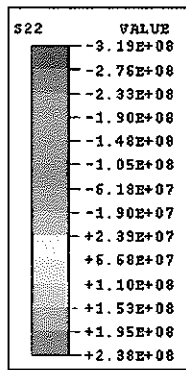


図 5.2-18(4) 軸方向応力コンタ (定常)

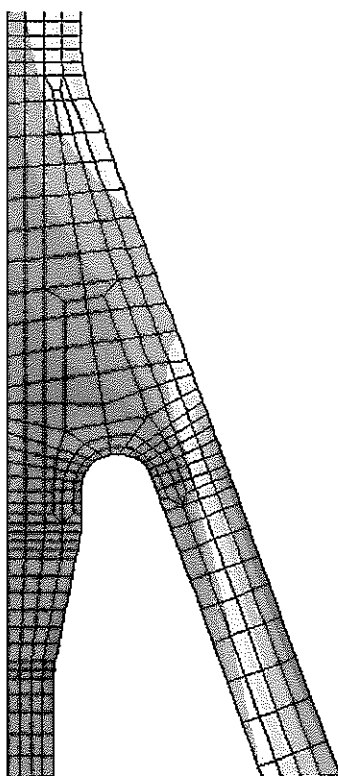
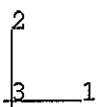
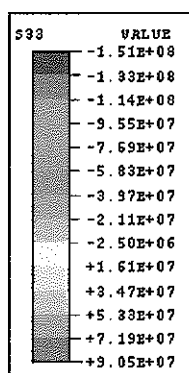


図 5.2-18 (5) 周方向応力コンタ (定常)

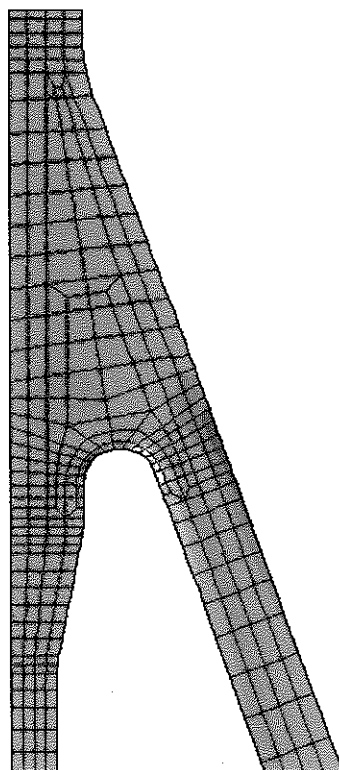
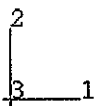
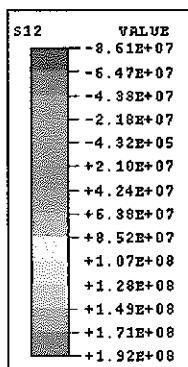


図 5.2-18 (6) せん断方向応力コンタ (定常)

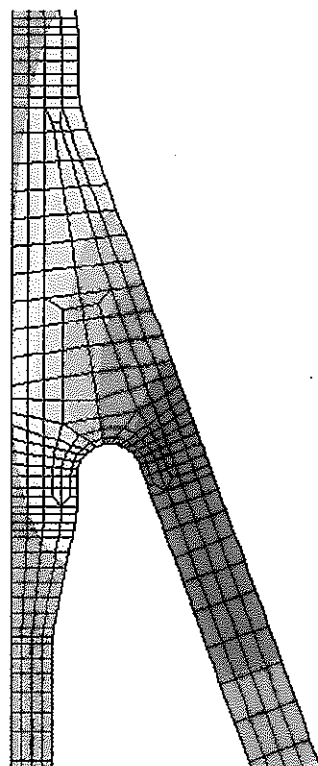
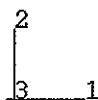
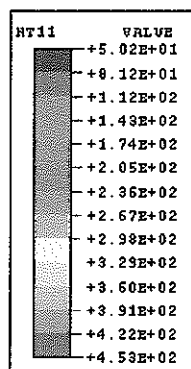


図 5.2-19 温度コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

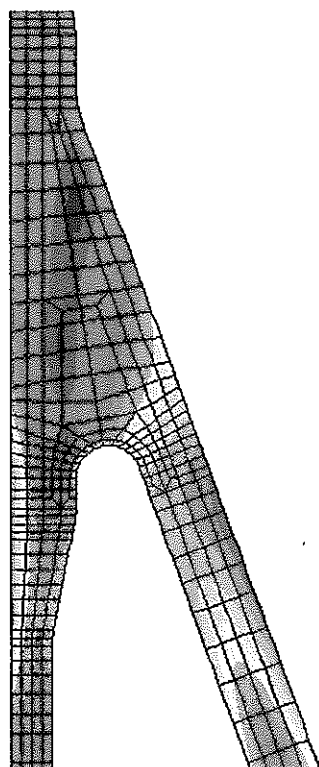
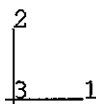
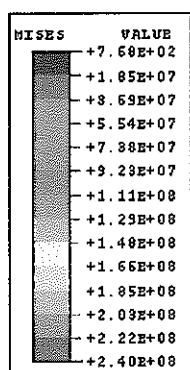


図 5.2-20 (1) ミーゼス応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

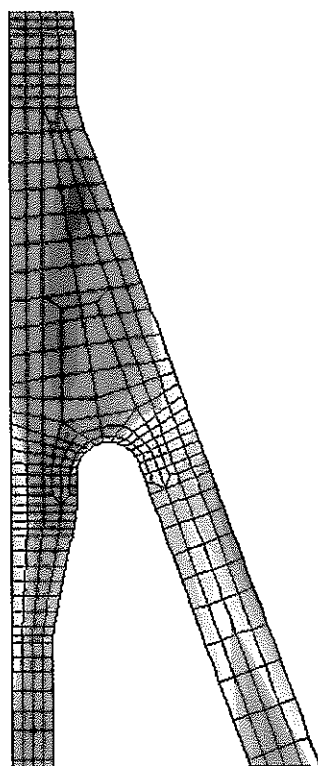
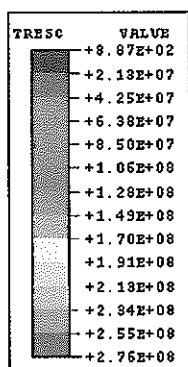


図 5.2-20 (2) トレスカ応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

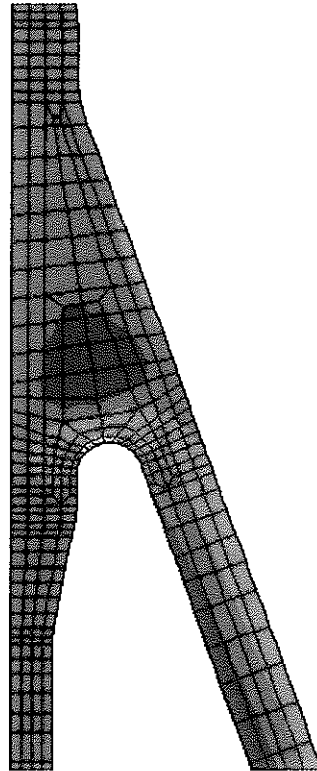
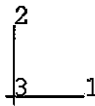
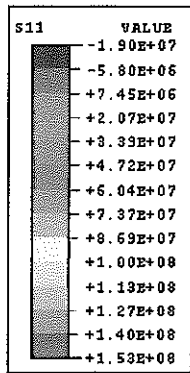


図 5.2-20 (3) 半径方向応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

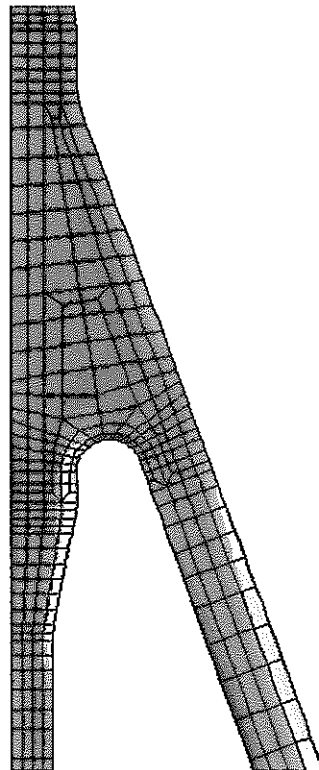
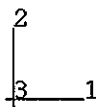
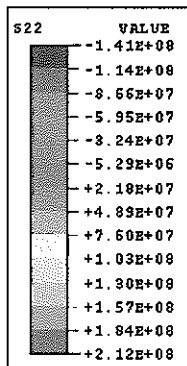


図 5.2-20 (4) 軸方向応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

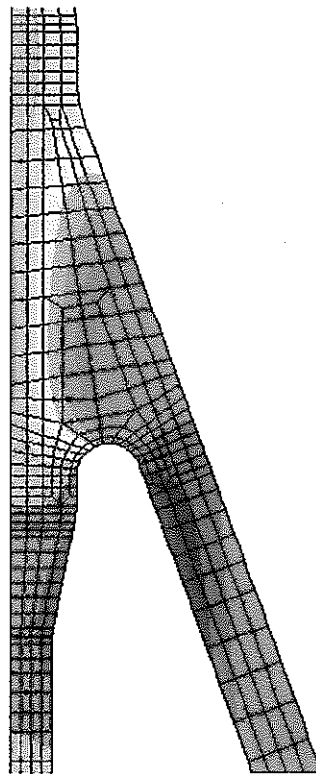
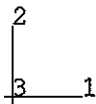
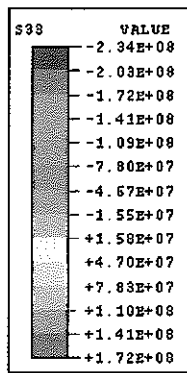


図 5.2-20 (5) 周方向応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

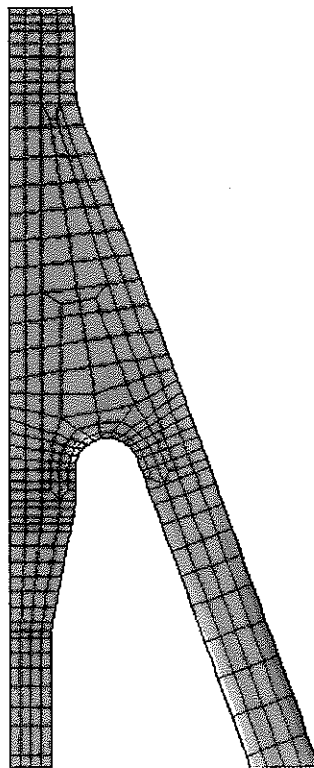
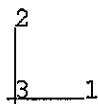
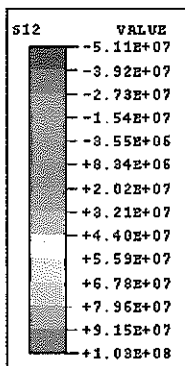


図 5.2-20 (6) せん断方向応力コンタ (手動トリップ ; 936 秒後)

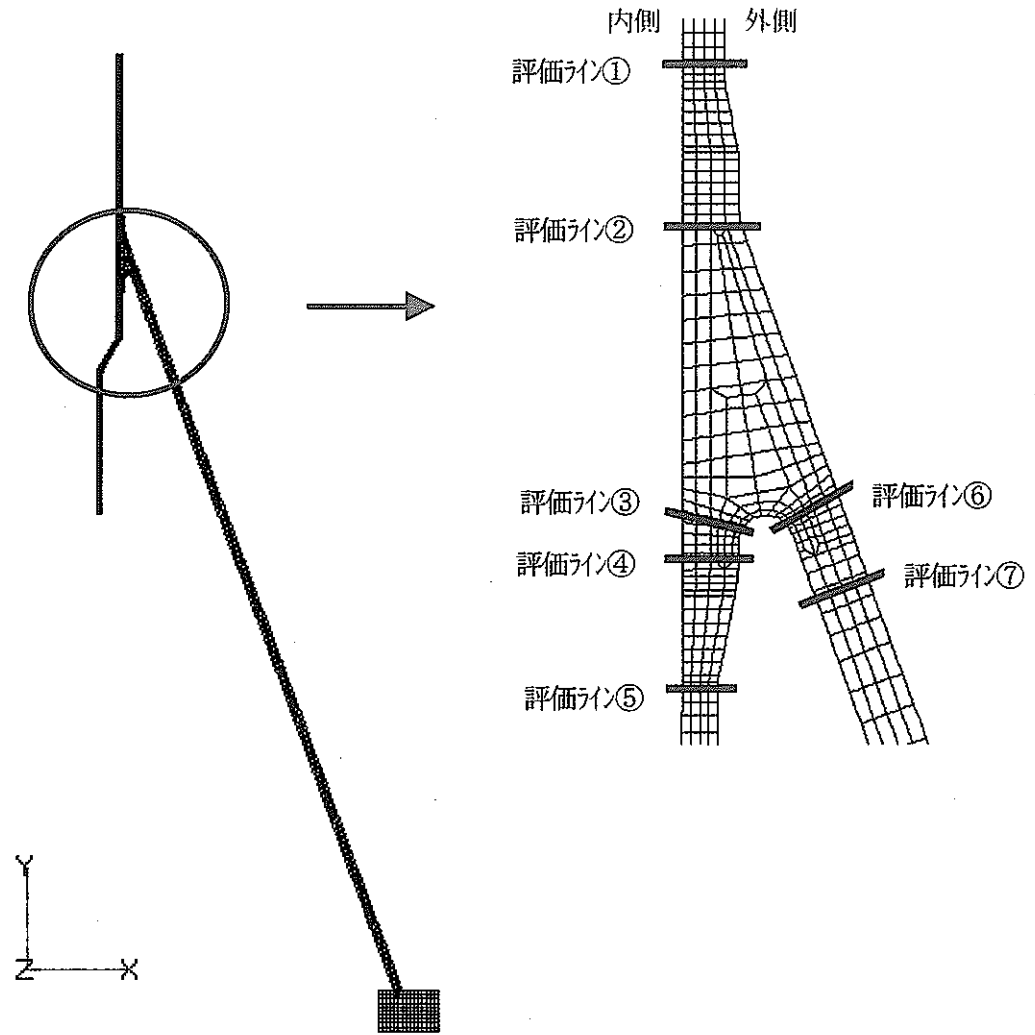


図 5. 2-21 評価ライン

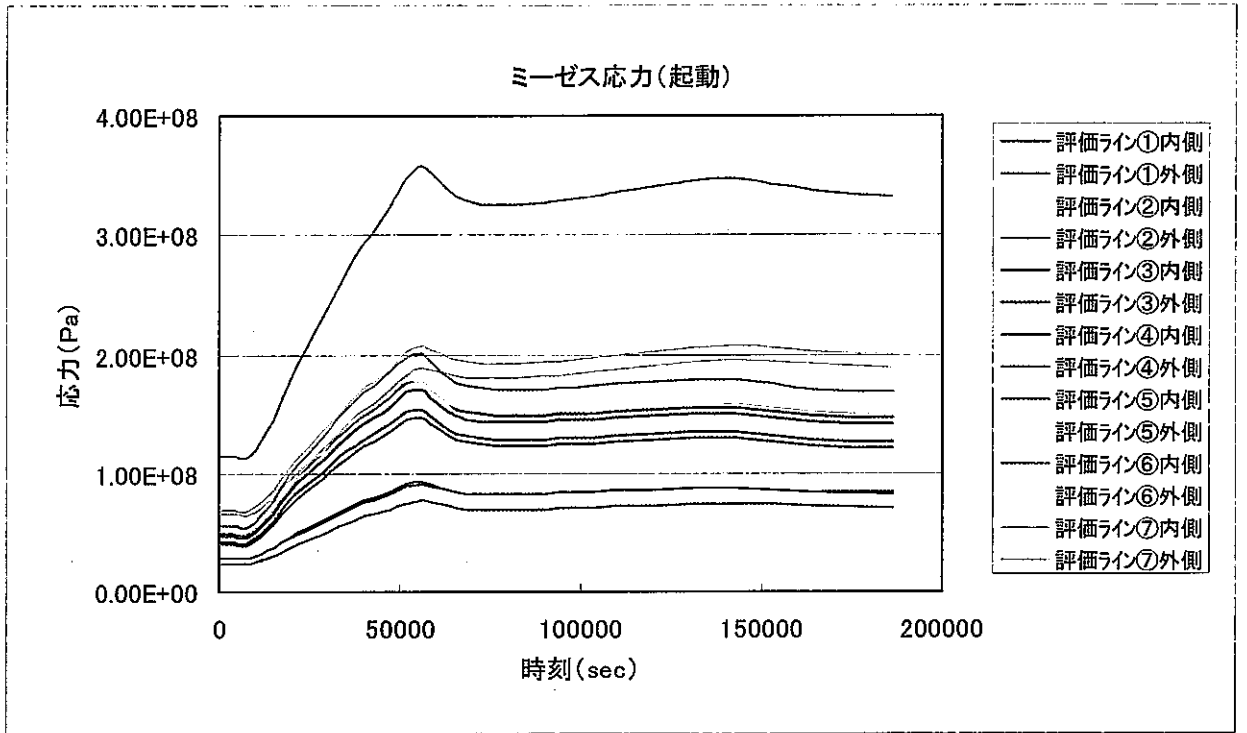


図 5.2-22 (1) 起動時のミーゼス応力変化

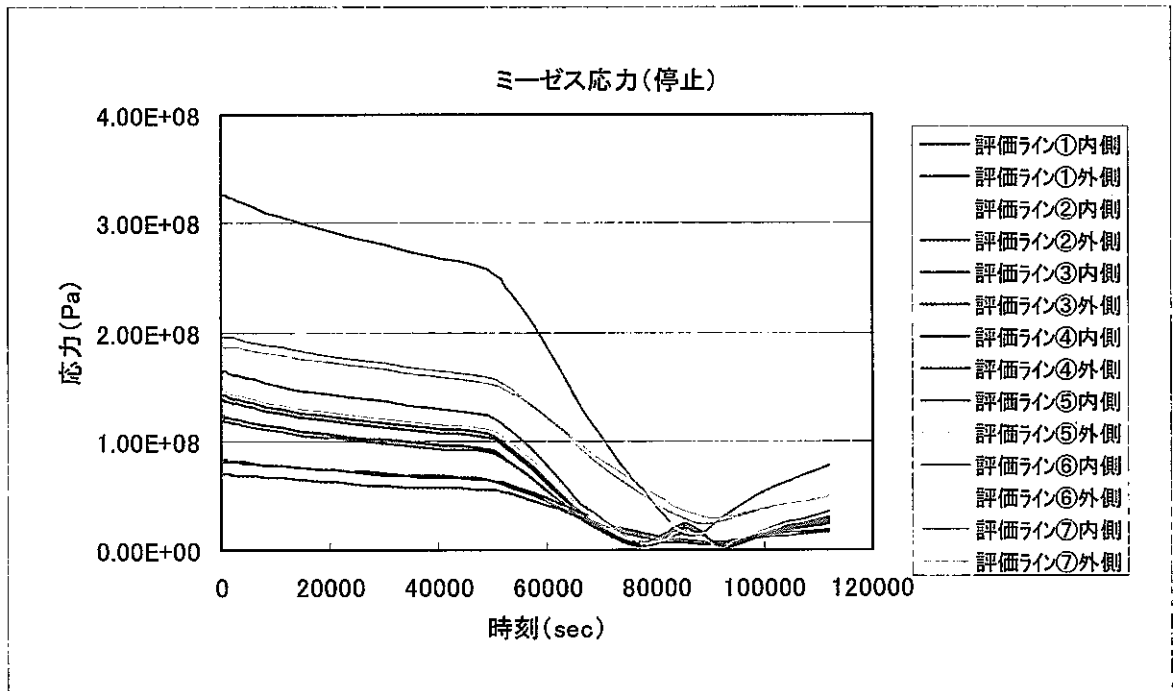


図 5.2-22 (2) 停止時のミーゼス応力変化

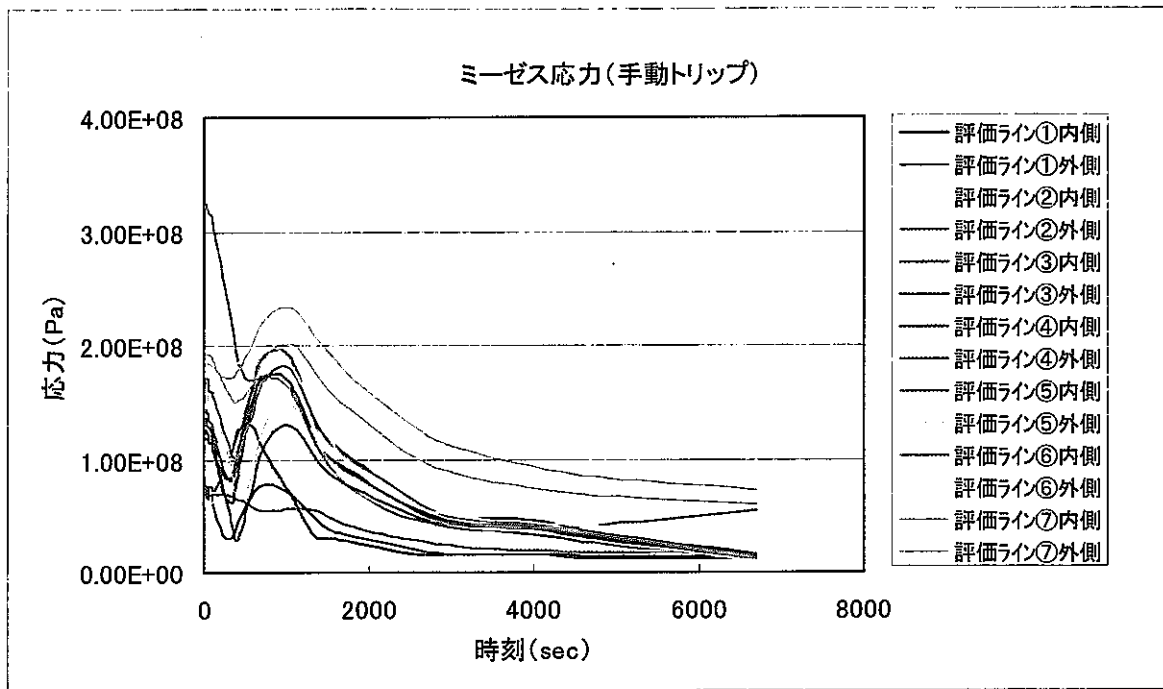


図 5. 2-22 (3) 手動トリップ時のミーゼス応力変化

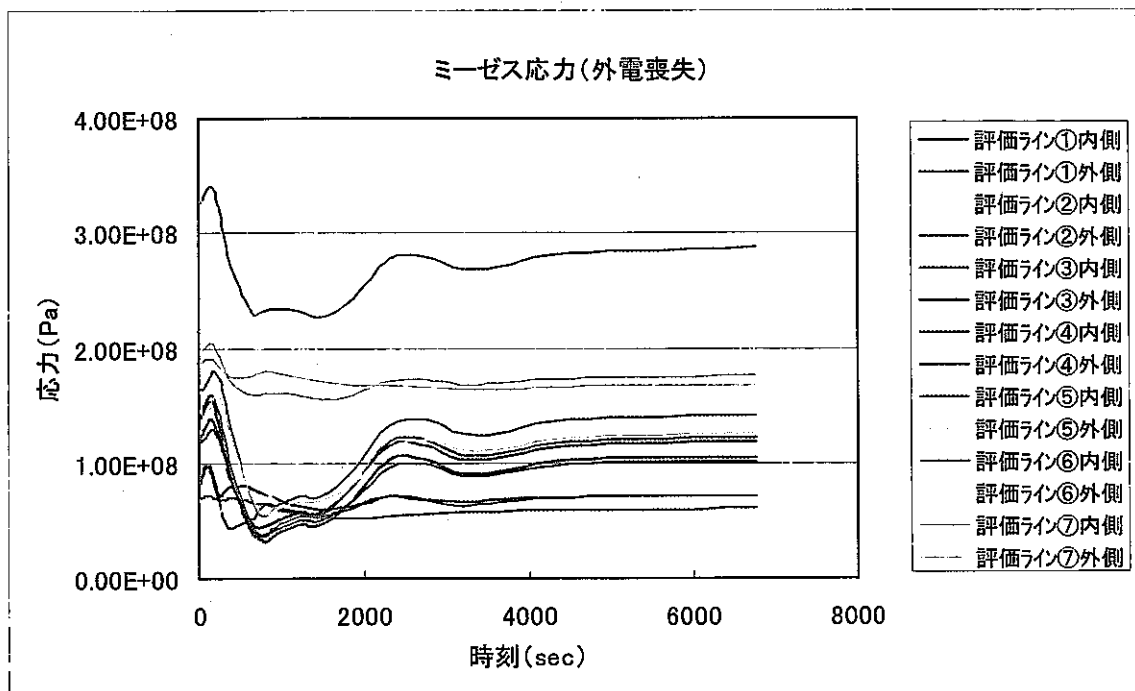


図 5. 2-22 (4) 外部電源喪失時のミーゼス応力変化

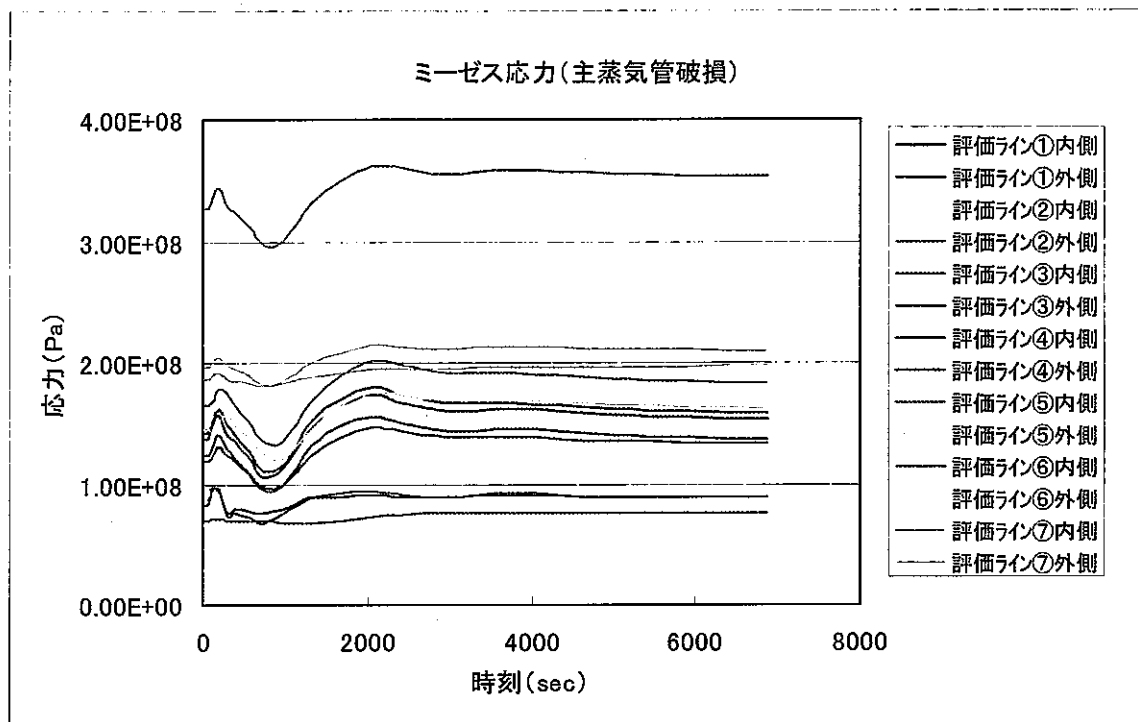


図 5. 2-22 (5) 主蒸気管破断時のミーゼス応力変化

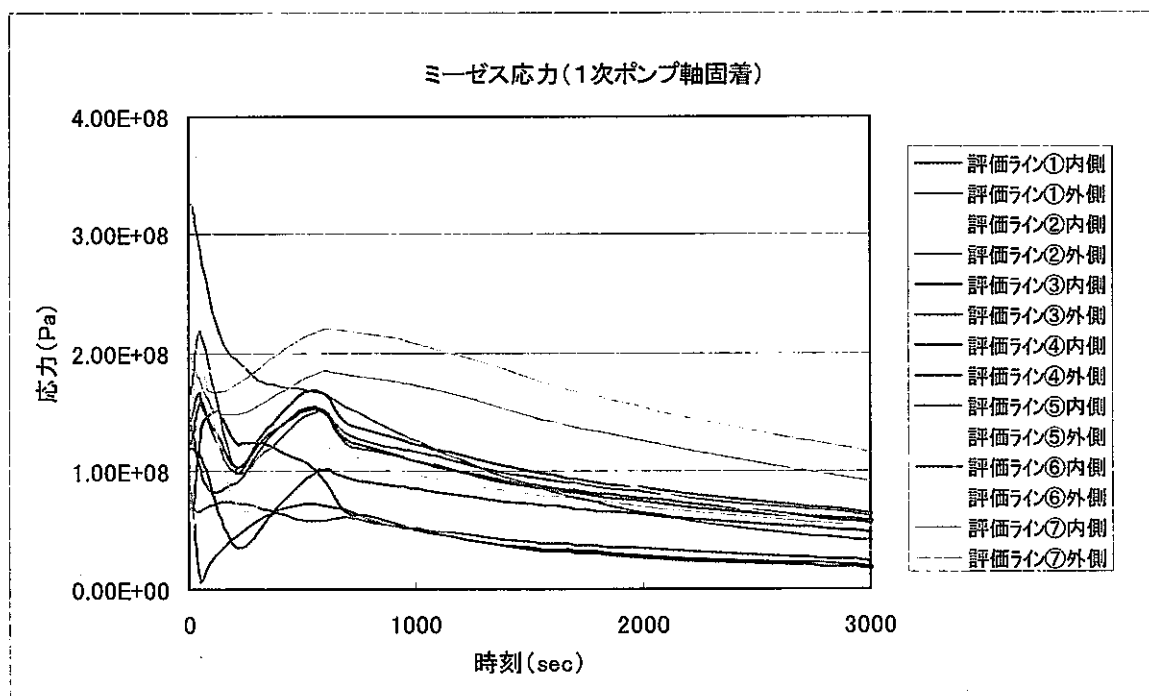


図 5. 2-22 (6) 1次ポンプ軸固着時のミーゼス応力変化

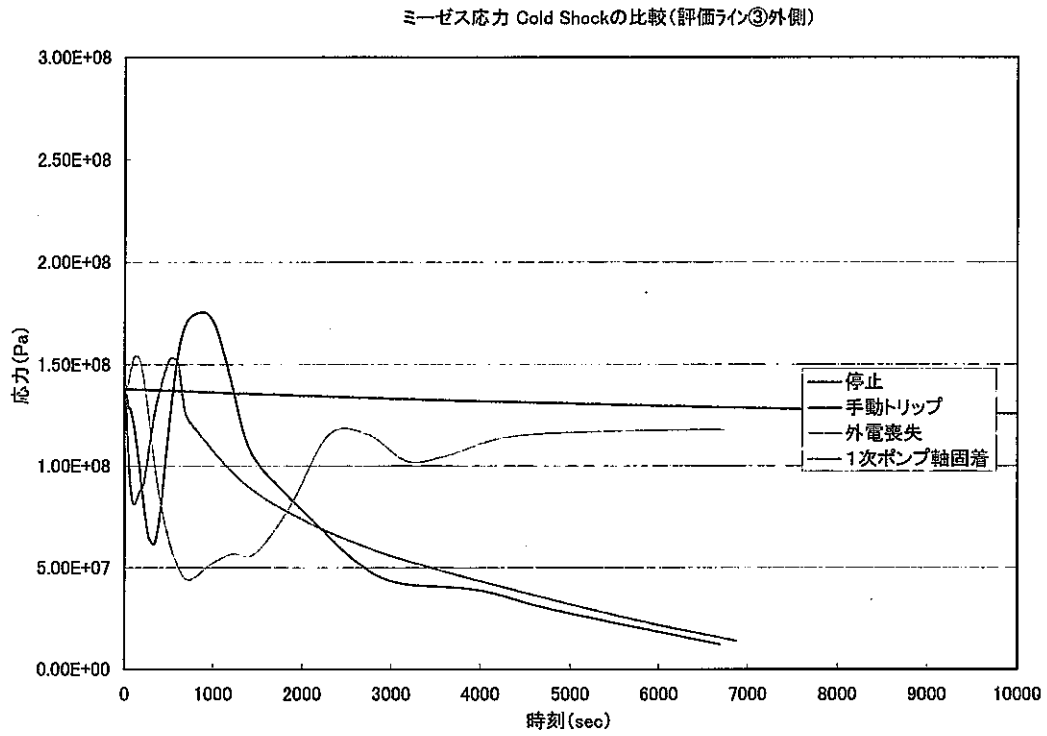


図 5. 2-23 (1) 評価ライン③外側の応力変化の比較 (コールドショック)

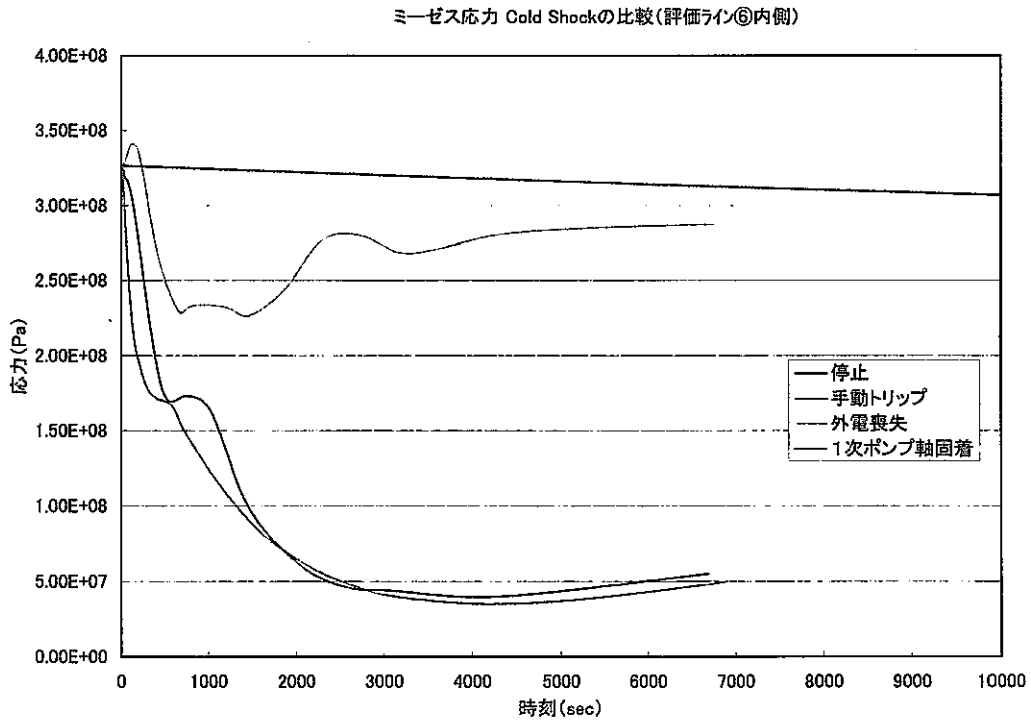


図 5. 2-23 (2) 評価ライン⑥内側の応力変化の比較 (コールドショック)

ミーゼス応力 Cold Shockの比較(評価ライン⑦外側)

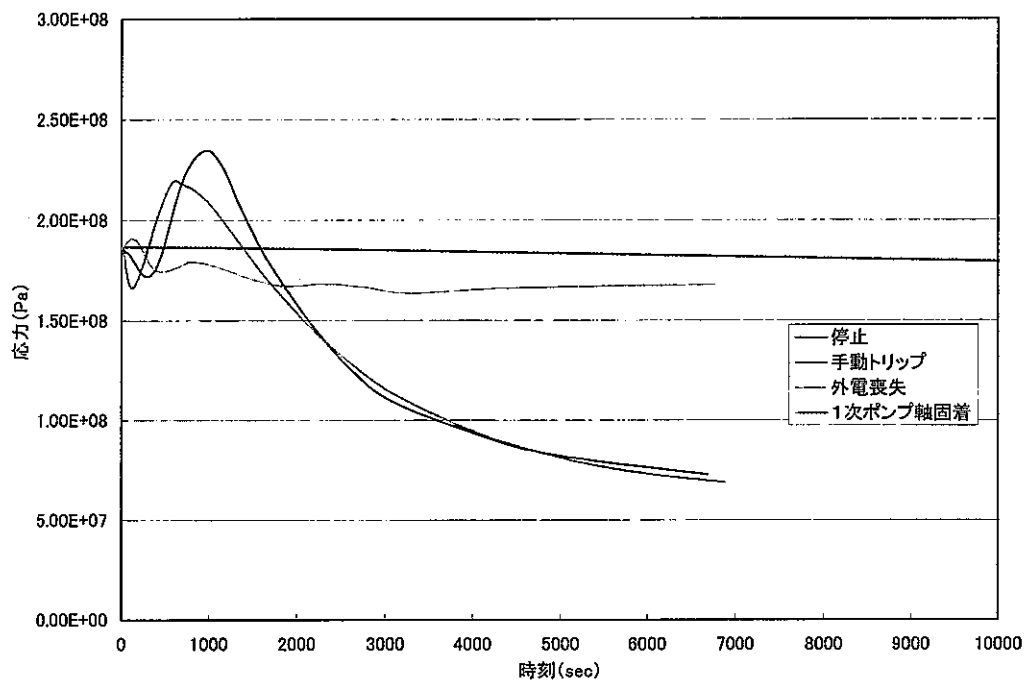


図 5.2-23 (3) 評価ライン⑥内側の応力変化の比較 (コールドショック)

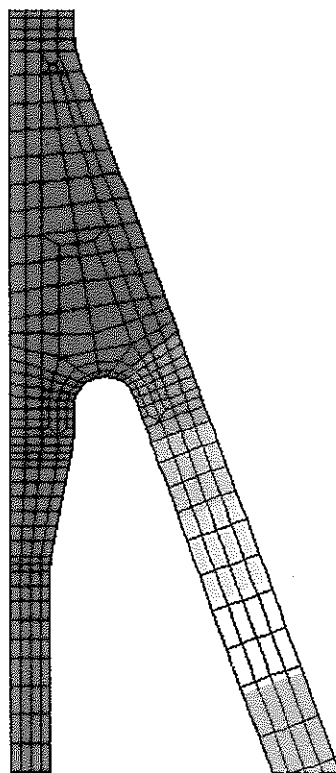
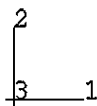
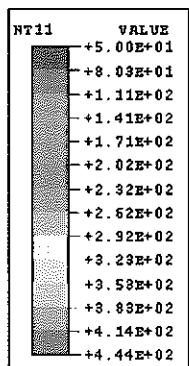


図 5.2-24 温度コンタ (起動; 56300 秒後)

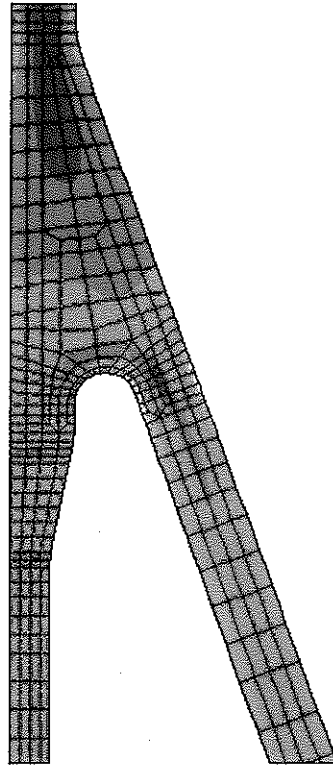
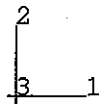
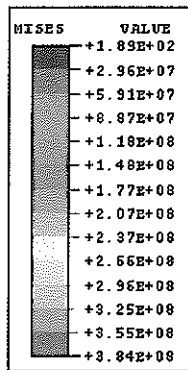


図 5.2-25 (1) ミーゼス応力コンタ (起動; 56300 秒後)

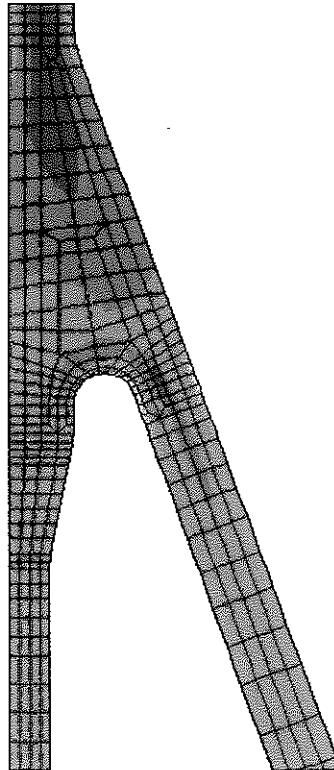
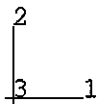
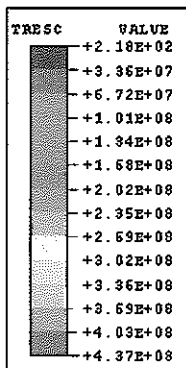


図 5.2-25 (2) トレスカ応力コンタ (起動; 56300 秒後)

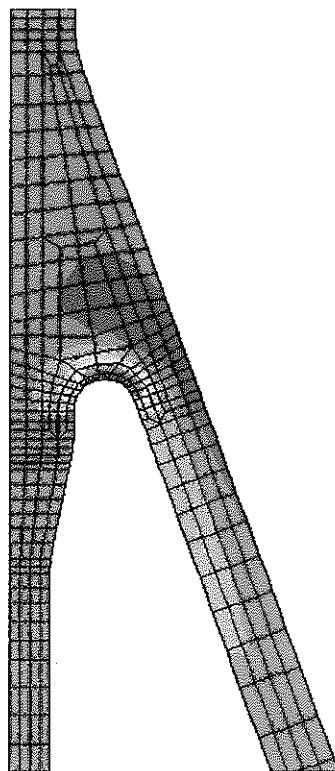
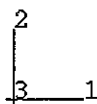
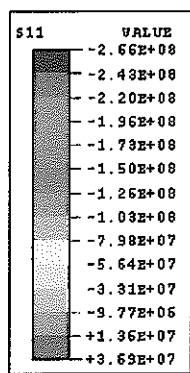


図 5.2-25 (3) 半径方向応力コンタ (起動; 56300 秒後)

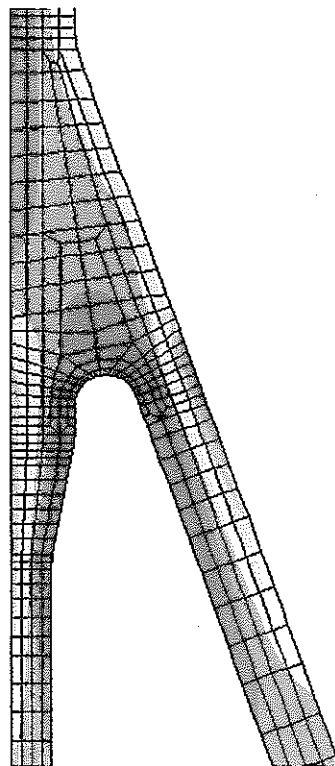
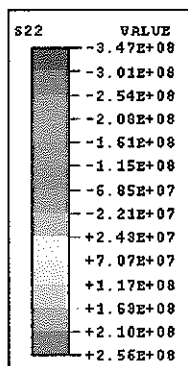


図 5.2-25 (4) 軸方向応力コンタ (起動; 56300 秒後)

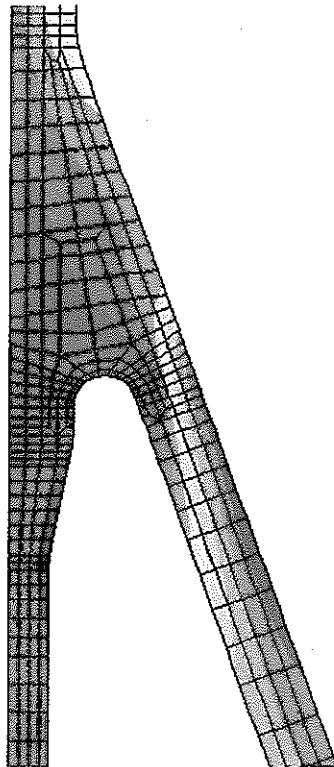
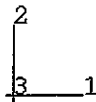
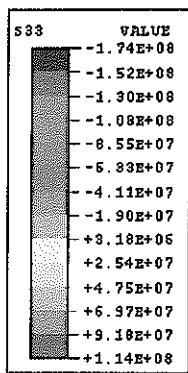


図 5.2-25 (5) 周方向応力コンタ (起動; 56300 秒後)

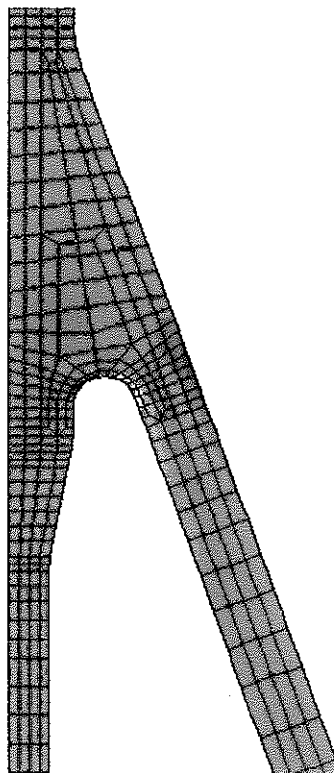
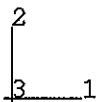
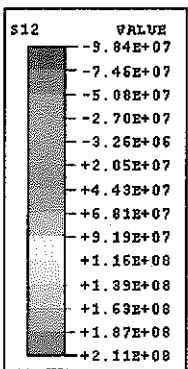


図 5.2-25 (6) せん断方向応力コンタ (起動; 56300 秒後)

5.3 サーマルストライピング荷重評価法の検討

5.3.1 サーマルストライピングによる破損事例と分類

原子力プラントの機器、配管において温度が異なる冷却材が合流する領域では、流体混合による不規則な温度ゆらぎが生じるため、繰り返し熱応力による構造材の高サイクル疲労破損に注意する必要がある、サーマルストライピング(Thermal Striping)と称されている。

高速炉の構造設計では、燃料チャンネルを通過する高温流体と制御棒チャンネルを通る低温流体の混合領域にある炉心上部機構や炉容器上部プレナム温度成層界面近傍等の様々な部位にサーマルストライピング発生の可能性を想定している。実際に稼働中の高速炉プラントにおいて、ホットスポットが生じたとされる配管合流部(図 5.3-2 参照)等にサーマルストライピングによる破損事例が見つまっている[1]。軽水炉においても比較的近年になり、RHRクーラーバイパス、一次系閉塞分岐管及び加圧器サージラインといった部位にサーマルストライピングによる破損事例が複数報告されるようになってきている[2][3][4]。これらは軽水炉の経年変化の主要課題となり、日本機械学会・動力エネルギーシステム部門内に設置されている「熱荷重による構造物の損傷評価手法に関する研究会(平成 11 年度～)」において評価法の検討がなされ、その結果に基づき、同「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」基準策定委員会(平成 14 年度～)[5]において、指針案の策定が進められた。

5.3.2 温度ゆらぎ減衰を考慮したサーマルストライピング評価体系

フランスの高速原型炉「フェニックス」の 2 次主冷却系配管で発生した熱疲労き裂発生事象に関して、熱流動と構造の統合ベンチマーク解析が 1996 年から 1998 年にかけて IAEA で実施され、熱流動評価、応力評価、疲労強度評価等の様々な因子の健全性評価への影響が比較検討された[6]。その結果、熱荷重の評価制度が許容値の制度に比べて結果に大きな影響を及ぼし、流体温度ゆらぎが構造物中に伝わり応力振幅に変換されるまでの種々の減衰要因を考慮した合理的な熱荷重評価法の整備が最優先であることが明らかにされた[7][8]。

流体温度ゆらぎにより構造物に熱応力が発生するまでには、大きく分けて次表に示す 3 種類の減衰メカニズムが働くと考えられている[9]。

日本機械学会「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」基準策定委員会では、上記を考慮した熱荷重の合理的評価法を取り込んだ設計法の指針化に取り組んでいる。サイクル機構からは、上記委員会に対し、以下に示す指針の枠組みについて提案がなされている[10]。サーマルストライピング現象は図 5.3-4 のフローに示す素過程に分類することができる。フローの前

半は主として熱荷重の評価に係わる現象であり、後半は主として破損評価のための許容値に関する現象である。提案中の設計基準の枠組みは、合理化の効果と評価の難易度に応じて、以下のように段階的に評価を行うというものである。

(1) 1次スクリーニング

- ・ 熱荷重の評価

温度の減衰効果を考慮せずに次式により保守的であるが簡便に評価する。

$$\Delta \sigma = C E \alpha \Delta T_f \quad (5.3-1)$$

- ・ 許容値

疲労損傷が無視し得る応力範囲

なお、許容応力を等価な温度差に換算して、合流前温度を直接制限しても意味としては同じである。

(2) 2次スクリーニング

- ・ 熱荷重の評価

2次スクリーニングでは比較的评价が容易な減衰メカニズム2と3を考慮し、さらに可能であればメカニズム1を考慮した上で、あらゆる周波数に対して最大となる応力範囲を評価する。

$$\Delta \sigma = C E \alpha \left| F H S \right|_{\max} \Delta T_f \quad (5.3-2)$$

F ; 流体内の乱流混合による温度振幅の減衰係数 (≤ 1)

H ; 流体から構造への熱伝達時の温度振幅の減衰係数 (≤ 1)

S ; 構造内熱伝導による温度勾配緩和による応力の減衰係数 (≤ 1)

- ・ 許容値

疲労損傷が無視し得る応力範囲

(3) 3次スクリーニング

- ・ 熱荷重の評価

発生流体温度振幅の周波数特性と構造の周波数応答特性の組合せによって、周波数に応じた応力の振幅を評価する。

$$\Delta\sigma(f) = CE\alpha F(f)H(f)S(f)\Delta T_f(f) \quad (5.3-3)$$

- ・ 許容値

疲労損傷が無視し得る応力範囲または疲労損傷係数

(4) 詳細解析

- ・ 熱荷重の評価

詳細熱流動解析から得られる流体温度時刻歴を構造解析モデルに受け渡し、応力振幅の時刻歴を評価する。

- ・ 許容値

レインフロー法とマイナー則で計算される疲労損傷係数

上記枠組みの中でT字合流配管内サーマルストライピングの評価に関しては具体化検討が進んでいる。サイクル機構の提案では、1次スクリーニングが合格しなかった場合は、T字合流配管内フローパターンを熱流動設計条件から判別し、フローパターンに応じて2次スクリーニング評価に必要な熱荷重を周波数応答線図により評価する。さらに、2次スクリーニングが合格しなかった場合は、流体温度ゆらぎの周波数特性を熱流動設計条件から判別し、周波数特性に応じて3次スクリーニング評価に必要な熱荷重を周波数応答線図により評価するというものである。

ここで、T字合流配管内フローパターン評価法と周波数応答線図については検討が進んでいることから、以降に概要を示す。

T字合流配管内フローパターンは、流速比、口径比、等の熱流動設計条件に応じて、図 5.3-3 のように変化する。図 5.3-3 のフローパターンは、温度変動挙動とそれに伴う熱荷重発生メカニズムに、表 5.3-2 に示すように対応している。このため、A～E の判別方法の検討が実験的[12]、解析的[13]に進められている。こうした検討結果に基づき、主配管と枝配管の運動量比による分類方法が以下の通り提案されている。

$$M_m = \rho V_m^2 D_m D_b \quad (5.3-4)$$

$$M_b = \rho V_b^2 \frac{1}{4} \pi D_b^2 \quad (5.3-5)$$

5.3.3 熱応力の周波数応答関数の高度化

記 号

$$Bi = \frac{hL}{\lambda} : \text{ビオ数}$$

$$D(x^*, jf^*) : \text{有効熱伝導関数}$$

E : 構造材料のヤング率

$$H(Bi, jf^*) : \text{有効熱伝達関数}$$

$$k(a^*, jf^*, R_m, R_b) : \text{有効応力拡大係数関数}$$

$$K(a, h, jf, R_m, R_b) : \text{応力拡大係数}$$

$$K^*(a^*, Bi, jf^*, R_m, R_b) = K / \frac{E\alpha T_0 \sqrt{\pi L}}{1-\nu} : \text{無次元応力拡大係数 (流体温度ゆらぎ)}$$

$$K^* = K / \sigma_m \sqrt{\pi L} : \text{無次元応力拡大係数 (膜応力 } \sigma_m \text{)}$$

$$K^* = K / \frac{E\alpha \Delta T_b \sqrt{\pi L}}{2(1-\nu)} : \text{無次元応力拡大係数 (温度の曲げ成分 } \Delta T_b \text{)}$$

L: 代表長さ (板厚)

$$M(x, a) : \text{応力拡大係数算出に用いる重み関数}$$

 R_m, R_b : 膜応力と曲げ応力に対する拘束効率係数

$$S(x^*, jf^*, R_m, R_b) : \text{有効熱応力関数}$$

 T_0 : 代表温度 (流体温度差)

$$T_f(jf) : \text{流体温度}$$

$$T_f^*(jf^*) = T_f / T_0 : \text{無次元流体温度}$$

$$T_s(x, h, jf) : \text{構造温度}$$

$$T_s^*(x^*, Bi, jf^*) = T_s / T_0 : \text{無次元構造温度}$$

$$T_m^*(jf^*), T_b^*(jf^*), T_p^*(jf^*) : \text{板厚内温度勾配の膜、曲げ、ピーク成分}$$

a: き裂深さ

$$a^* = a / L : \text{無次元き裂深さ}$$

f: 周波数

$$f^* = \frac{fL^2}{\kappa} : \text{無次元周波数}$$

h: 熱伝達係数

j : 虚数

$m^*(x^*, a^*) = M / \sqrt{L}$: 応力拡大係数算出に用いる無次元重み関数

$t^* = \kappa t / L^2$: Fourier 数

$u(a, x)$: き裂開口変位

$u^*(a^*, x^*) = u / L$: 無次元開口変位

x : 構造表面からの深さ

$x^* = x / L$: 構造表面からの無次元深さ

α : 構造材料の熱膨張係数

κ : 温度拡散係数

λ : 構造材料の熱伝導率

ν : 構造材料のポアソン比

$\sigma(x, h, jf, R_m, R_b)$: 応力

$\sigma^*(x^*, Bi, jf^*, R_m, R_b) = \sigma / \frac{E\alpha T_0}{1-\nu}$: 無次元応力

本報告書で使用する記号について

- ・ 周波数応答関数及び伝達関数を複素関数で表現し、複素平面上の原点を中心とする円運動の実数部が観測値を表すものとした。
- ・ 一般化のために物理変数は可能な限り無次元化し、*印で表記した。ただし熱伝達係数 (h) 及び対応する無次元数 (ピオ数 Bi) のみは従来 of 慣習による記号を採用した。
- ・ 一般に非定常熱伝導を記述する無次元時間は Fourier 数 $= \kappa t / L^2$ が使用される。無次元周波数 f^* は Fourier 数を時間尺度とした周波数であり、 f^* により全ての周波数因子を記述できる。

平成 13 年度までに、流体温度ゆらぎに対する応力応答の周波数依存性に着目して、き裂発生評価に使用するための熱応力の周波数応答関数を提案してきた [11] [12] [13]。本関数は応力に対する主要な減衰メカニズムである応答時定数による流体から構造への熱伝達時の高周波成分の減衰と構造内均熱化による低周波成分の減衰を考慮している。

本研究では、上記の周波数応答関数を拡張することによって、流体温度ゆらぎに対する一般的な境界条件下の構造物の板厚内の応力分布 (図 5.3-5) の周波数応答関数を提案する [14] [15]。図 5.3-6 に、周波数伝達関数による定式化の流れを示す。物理変数は無次元表示されており、伝達関数は無次元数に対して定義される。

関数の入力は、流体温度変動 $T_f(t)$ を次式により無次元化して周波数領域で表したものである。

$$T_f^*(jf^*) = T_f(jf)/T_0 = \mathfrak{S}[T_f(t)/T_0] \quad (5.3-6)$$

さらに、有効熱伝達関数 $H(Bi, jf^*)$ を介して構造の表面温度変動

$$T_s^*(0, Bi, jf^*) = H(Bi, jf^*) T_f^*(jf^*) \quad (5.3-7)$$

となり、表面温度変動が有効熱伝達関数 $D(x^*, jf^*)$ を介して構造内部の温度変動

$$T_s^*(x^*, Bi, jf^*) = D(x^*, jf^*) T_s^*(0, Bi, jf^*) = H(Bi, jf^*) D(x^*, jf^*) T_f^*(jf^*) \quad (5.3-8)$$

となる。

構造内部の温度変動と力学的な境界条件に応じて応力変動

$$\sigma^*(x^*, Bi, jf^*, R_m, R_b) = H(Bi, jf^*) S(x^*, jf^*, R_m, R_b) T_f^*(jf^*) \quad (5.3-9)$$

が発生する。次式から有次元応力の時刻暦が求まる。

$$\sigma(x, h, t, R_m, R_b) = \frac{E\alpha T_0}{1-\nu} \sigma^*(x, Bi, t^*, R_m, R_b) = \frac{E\alpha T_0}{1-\nu} \mathfrak{S}^{-1}[\sigma^*(x^*, Bi, jf^*, R_m, R_b)] \quad (5.3-10)$$

厚さ L の平板の片面が一定の熱伝達係数を介して流体に接しており、他面が断熱状態であるモデル図 5.3-7 を仮定して、温度の周波数応答特性を定量化する。この仮定は液体を内包する薄肉配管等の多くのプラント機器で成り立つ。図 5.3-7 において、

$$\text{非定常熱伝導} \quad \frac{\partial T_s(x, t)}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 T_s(x, t)}{\partial x^2} \quad (5.3-11)$$

$$\text{境界条件 1 (表面熱伝達)} \quad \lambda \frac{\partial T_s(0, t)}{\partial x} = h \{T_s(0, t) - T_f(t)\} \quad (5.3-12)$$

$$\text{流体温度変化のフーリエ級数表示} \quad T_f(t) = \sum \Delta T_f \exp(2\pi jft)$$

$$\text{境界条件 2 (他面断熱)} \quad \frac{\partial T_s(L, t)}{\partial x} = 0 \quad (5.3-13)$$

(2.1)～(2.3)を時間に関してラプラス変換すると

$$T_s(x,s) = \frac{\exp\{(x-L)\sqrt{s/\kappa}\} + \exp\{(L-x)\sqrt{s/\kappa}\}}{(h - \lambda\sqrt{s/\kappa})\exp(-L\sqrt{s/\kappa}) + (h + \lambda\sqrt{s/\kappa})\exp(L\sqrt{s/\kappa})} hT_f(s) \quad (5.3-14)$$

$$T_f(s) = \sum \Delta T_f / (s - 2\pi jf)$$

(5.3-14)式を無次元化すると、流体温度から流体に接する表面の温度までの有効熱伝達関数 $H(Bi, jf^*)$ が以下のように求まる。

$$H(Bi, jf^*) = \frac{T_s^*(0, Bi, jf^*)}{T_f^*(jf^*)} = H_1(Bi, jf^*) + jH_2(Bi, jf^*) \quad (5.3-15)$$

$$H_1 = (u_1v_1 + u_2v_2) / (v_1^2 + v_2^2)$$

$$H_2 = (u_2v_1 - u_1v_2) / (v_1^2 + v_2^2)$$

$$u_1 = B_i \cosh(\omega) \cos(\omega), \quad \omega = \sqrt{\pi f^*}$$

$$u_2 = B_i \sinh(\omega) \sin(\omega)$$

$$v_1 = B_i \cosh(\omega) \cos(\omega) + \omega \{ \sinh(\omega) \cos(\omega) - \cosh(\omega) \sin(\omega) \}$$

$$v_2 = B_i \sinh(\omega) \sin(\omega) + \omega \{ \sinh(\omega) \cos(\omega) + \cosh(\omega) \sin(\omega) \}$$

$$|H| = \sqrt{(u_1^2 + u_2^2) / (v_1^2 + v_2^2)}$$

$$\arg H = \tan^{-1} [(u_2v_1 - u_1v_2) / (u_1v_1 + u_2v_2)] \quad (5.3-16)$$

式(5.3-16)より有効熱伝達関数のゲインを、無次元周波数とビオ数をパラメータとして計算すると、図5.3-8(a), (b)のようになる。無次元周波数が増加すると、ゲインは次第にゼロに近づく。逆に周波数が小さくなるとゲインは1に漸近する。またビオ数が大きいほどゲインは増加する。周波数有限で $Bi \rightarrow \infty$ の時、 $|H| \rightarrow 1$ 、 $\arg H \rightarrow 0$ となる ($T_s \rightarrow T_f$ 、位相遅れ0、表面温度規定条件に近づく。)。 Bi 有限で $f \rightarrow \infty$ の時、 $|H| \rightarrow 0$ 、 $\arg H \rightarrow -\pi/2$ となる ($T_s \rightarrow 0$ 、位相遅れ $\pi/2$ 、断熱条件に近づく)。

さらに、無次元化した(5.3-14)式より熱伝達表面温度から無次元深さ x^* までの温度の有効熱伝導関数 $D(x^*, jf^*)$ が以下のように求まる。

$$D(x^*, jf^*) = \frac{T_s^*(x^*, Bi, jf^*)}{T_s^*(0, Bi, jf^*)} = B(x^*, f^*) + jC(x^*, f^*) \quad (5.3-17)$$

$$B(x^*, f^*) = \frac{\cos\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) \cosh\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) + \sin\sqrt{\pi f^*} \sinh\sqrt{\pi f^*} \sin\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) \sinh\sqrt{\pi f^*}(1-x^*)}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \quad (5.3-18)$$

$$C(x^*, f^*) = \frac{\cos\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*} \sin\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) \sinh\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) - \sin\sqrt{\pi f^*} \sinh\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*}(1-x^*) \cosh\sqrt{\pi f^*}(1-x^*)}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \quad (5.3-19)$$

有効熱伝導関数 $D(x^*, jf^*)$ は表面温度振幅を基準とした板厚内温度分布を表す無次元関数とみなすことができる。任意位置 x^* の温度は表面温度に対して振幅が $|D(x^*, jf^*)|$ 倍となり、位相が $\arg D(x^*, jf^*)$ だけ変化する。 $x^*=0$ 面から $x^*=1$ 面に向かって、温度振幅が減少し、位相遅れが大きくなる。

$\sqrt{\pi f^*} = 2\pi$ のとき $x^*=1$ 面の温度は $x^*=0$ 面に対して丁度 1 周期分の位相遅れとなる。 $\sqrt{\pi f^*} / 2\pi = \sqrt{f^*} / 4\pi$ は、任意時点の板厚内温度分布の山または谷の数（波数）を表している。すなわち $\sqrt{f^*} / 4\pi$ は表面温度変動が反対面に何サイクルで伝わるかを表している。

f^* が大きくなるに従い、 $x^*=0 \rightarrow 1$ での温度振幅の減少が大きくなる。 $f^* \rightarrow \infty$ の極限では $x^*=0$ 面のみ温度変動し、内部 ($x^* > 0$) には温度変動が伝達されなくなる。

板厚方向温度分布 $T_s^*(x^*, Bi, jf^*)$ による板の自由熱膨張変形は、平均温度 T_m^* に比例した長さ方向の伸びと温度モーメント T_b^* に比例した面内曲げが支配的となる。自由熱膨張変形が拘束された場合は、図 5.3-9 のように T_m^* の変化に比例して膜応力の変動が、 T_b^* の変化に応じて曲げ応力の変動が生じることから、これらは熱応力の計算に使用される。

そこで平均温度及び温度モーメントを求めることにする。実際の板厚内温度分布 $T_s^*(x^*, Bi, jf^*)$ (以下 $T_s^*(x^*)$ と略記する。) と平均値 T_m^* およびモーメント T_b^* が等しい次式の等価直線温度分布 $T_{el}^*(x^*)$ を求めておくと便利である。

$$T_{el}^*(x^*) = T_m^* + (1 - 2x^*)T_b^* \quad (5.3-20)$$

$T_{el}^*(x^*)$ は $x^*=0$ で $T_m^* + T_b^*$ となり、 $x^*=1$ で $T_m^* - T_b^*$ となるような直線温度分布である。 T_m^* は平均温度であり、 T_b^* は等価線形内外面温度差の $1/2$ であり、温度曲げ成分の $x^*=0$ での表面値である。以後は T_b^* を単に「温度曲げ成分」と呼ぶことにする。実際の温度モーメントは $L^3 T_b^* / 6$ となる。 $T_{el}^*(x^*)$ と $T_s^*(x^*)$ は平均値が等しいから、

$$\int_0^1 T_{EL}^* (x^*) dx^* = T_m^* = \int_0^1 T_s^* (x^*) dx^*$$

$$= \int_0^1 D(x^*, jf^*) T_s^* (0) dx^* = \left[\int_0^1 D(x^*, jf^*) dx^* \right] T_s^* (0) \quad (5.2-21)$$

これから表面温度 $T_s^* (0)$ から平均温度 T_m^* への伝達関数 $D_m = B_m + jC_m$ が次式のように得られる。

$$D_m(jf^*) = \frac{T_m^*}{T_s^*(0)} = \int_0^1 D(x^*, jf^*) dx^* = B_m + jC_m \quad (5.3-22)$$

$$B_m(f^*) = \frac{1}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sin\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*} + \sinh\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*}}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \right] \quad (5.3-23)$$

$$C_m(f^*) = \frac{1}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sin\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*} - \sinh\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*}}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \right] \quad (5.3-24)$$

$$|D_m| = \{B_m^2 + C_m^2\}^{1/2} \quad (5.3-25)$$

$$\arg(D_m) = \tan^{-1}(C_m/B_m) \quad (5.3-26)$$

表面温度から平均温度への伝達関数 $D_m(jf^*)$ は無次元数周波数 f^* のみに依存する。

表面温度との振幅比 $|D_m|$ は無次元数 f^* の増加に対して単調減少となる。

$f^* = 0 \rightarrow \infty$ に対して $1 \rightarrow 0$ となる。

$T_{EL}^* (x^*)$ と $T_s^* (x^*)$ は温度モーメントが等しいから

$$\int_0^1 T_{EL}^* (x^*) (1/2 - x^*) dx^* = T_b^*/6 = \int_0^1 T_s^* (x^*) (1/2 - x^*) dx^*$$

$$= \int_0^1 D(x^*) T_s^* (0) (1/2 - x^*) dx^* = \left[\int_0^1 D(x^*) (1/2 - x^*) dx^* \right] T_s^* (0) \quad (5.3-27)$$

これから表面温度 $T_s^* (0)$ から温度曲げ成分 T_b^* への伝達関数 $D_b = B_b + jC_b$ が次式のように得られる。

$$D_b(jf^*) = \frac{T_b^*}{T_s^*(0)} = 3 \int_0^1 D(x^*, jf^*) (1 - 2x^*) dx^* = B_b + jC_b \quad (5.3-28)$$

$$B_b(f^*) = \frac{3}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sinh\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*} + \sin\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*} - \frac{2\sinh\sqrt{\pi f^*} \sin\sqrt{\pi f^*}}{\sqrt{\pi f^*}}}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \right] \quad (5.3-29)$$

$$C_b(f^*) = \frac{3}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{-\sinh\sqrt{\pi f^*} \cosh\sqrt{\pi f^*} + \sin\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*} + \frac{2}{\sqrt{\pi f^*}} (\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*} - \cosh\sqrt{\pi f^*} \cos\sqrt{\pi f^*})}{\cos^2\sqrt{\pi f^*} \cosh^2\sqrt{\pi f^*} + \sin^2\sqrt{\pi f^*} \sinh^2\sqrt{\pi f^*}} \right] \quad (5.3-30)$$

$$|D_b| = D_b = \{B_b^2 + C_b^2\}^{1/2} \quad (5.3-31)$$

$$\arg(D_b) = \tan^{-1}(C_b/B_b) \quad (5.3-32)$$

表面温度から温度曲げ成分への伝達関数 $D_b(jf^*)$ は無次元周波数 f^* のみに依存する。

表面温度との振幅比 $|D_b(f^*)|$ は、 $f^* = 1.28$ で最大値 0.463 となる。 $f^* = 0 \rightarrow 1.28 \rightarrow \infty$ に対して、 $0 \rightarrow 0.463 \rightarrow 0$ となる。

無次元周波数 f^* に応じた、接液表面での温度成分の割合は下図のようになる。

x 方向の板厚 L 及び z 方向の板厚 L_z に比べて y 方向の長さ L_y が十分に大きな平板とする。下面 $y=0$ を固定端部とし y 方向の変位を 0 とする。上面 $y=L_y$ を境界端部とする。側面 $x=0$ 及び $x=L$ は自由境界とする。 z 方向の板厚が十分に薄い場合は平面応力状態 ($\sigma_z=0$) となり、逆に z 方向の板厚が十分に厚い場合は平面ひずみ状態 ($\varepsilon_z = \text{面内一定}$) となる。

(1) 自由熱膨張の応力

境界端部を自由に変形させた場合(図 5.3-11(a))、等価直線温度分布に見合った熱膨張伸びと熱膨張曲げが生じる。 y 方向の熱膨張伸びは平均温度 T_b^* に比例し、 xy 面内の熱膨張曲げは温度曲げ成分 T_b^* に比例する。等価直線温度分布と実際の温度分布との差に比例した次式の y 方向の応力が生じる。

無次元全応力

$$\sigma^*(x^*) = \frac{\sigma}{CE\alpha T_b^*} = \sigma_p^*(x^*) \quad (5.3-33)$$

ここに C は応力状態に依存する係数であり、薄肉構造の平面応力状態では $C=1$ であり、厚肉構造の平面ひずみ状態では $C=1/(1-\nu)$ である。

ピーク応力

$$\sigma_p^*(x^*) = T_m^* + (1-2x^*)T_b^* - T_s^*(x^*) \quad (5.3-34a)$$

$$= [D_0 + (1-2x^*)D_b - D(x^*)] T_s^* \quad (0) \quad (5.3-34b)$$

$$=S(x^*, jf^*)T_s^*(0) = H(Bi, jf^*)S(x^*, jf^*)T_f^*(jf^*) \quad (5.3-34c)$$

ここで、有効熱応力関数

$$S(x^*, jf^*) = D_0 + (1 - 2x^*)D_0 - D(x^*) \quad (5.3-35)$$

等価直線温度分布の定義から明らかなように、 $\sigma_p^*(x^*)$ は平均値(膜応力)及びモーメント(曲げ応力)とも0である。熱膨張(伸び+曲げ)変形に見合った直線状の全ひずみ分布 [$\alpha T_{EL}^*(x^*) = \alpha \{T_0^* + (1 - 2x^*)T_b^*\}$] と非直線状の温度ひずみ分布 [$\alpha T^*(x^*)$] との差をキャンセルするように生じた非直線状の弾性ひずみ分布 [$\alpha \{T_{EL}^*(x^*) - T^*(x^*)\}$] による応力であり熱ピーク応力と称される。以後これを単に「ピーク応力」と呼ぶ事にする。

(2) 完全拘束の熱応力

境界端部の熱膨張伸びと熱膨張曲げを完全に拘束した場合、次式の y 方向応力が生じる。

$$\text{全応力 } \sigma^*(x^*) = \sigma_m^* + (1 - 2x^*)\sigma_b^* + \sigma_p^*(x^*) = -T_s^*(x^*) \quad (5.3-36a)$$

$$= -D(x^*) T_s^*(0) \quad (5.3-36b)$$

$$= S(x^*, jf^*)T_s^*(0) = H(Bi, jf^*)S(x^*, jf^*)T_f^*(jf^*) \quad (5.3-36c)$$

ここで、有効熱応力関数

$$S(x^*, jf^*) = -D(x^*) \quad (5.3-37)$$

$$\text{最大膜応力 } \sigma_m^* \equiv -T_0 \quad (5.3-38a)$$

$$= -D_0 T_s^*(0) \quad (5.3-38b)$$

$$= -H(Bi, jf^*)D_m(jf^*)T_f^*(jf^*) \quad (5.3-38c)$$

$$\text{最大曲げ応力 } \sigma_b^* \equiv -T_b \quad (5.3-39a)$$

$$= -D_b T_s^*(0) \quad (5.3-39b)$$

$$= -H(Bi, jf^*)D_b(jf^*)T_f^*(jf^*) \quad (5.3-39c)$$

ここに σ_m^* は熱膨張伸びを拘束することにより生じる膜応力の上限値を表し、以後これを「最大膜応力」と呼ぶ事にする。 σ_b^* は熱膨張曲げを拘束することにより生じる曲げ応力の $x^*=0$ 表面での上限値を表し、以後これを「最大曲げ応力」と呼ぶ事にする。 $(1 - 2x^*)\sigma_p^*$ により直線状の曲げ応力分布を表す。

(3) 一般的な境界条件の熱応力

より一般的な境界条件として、境界端部で熱膨張伸びの R_m 倍が拘束され、熱膨張曲げの R_b 倍が拘束される場合を考える。すなわち以下のような拘束係数を定義する。

$$0 \leq R_m \leq 1, R_m = 0 \text{ で伸び自由, } R_m = 1 \text{ で伸び完全拘束} \quad (5.3-40)$$

$$0 \leq R_b \leq 1, R_b = 0 \text{ で曲げ自由, } R_b = 1 \text{ で曲げ完全拘束} \quad (5.3-41)$$

この場合、以下のような y 方向応力が生じる。

$$\text{全応力 } \sigma^*(x^*, R_m, R_b) = R_m \sigma_m^* + R_b (1 - 2x^*) \sigma_b^* + \sigma_p^*(x^*) \quad (5.3-42a)$$

$$= (1 - R_m) \int_0^1 T_s^* dx^* + (1 - R_b) 3 \int_0^1 T_s^* (1 - 2x^*) dx^* - T_s^* \quad (5.3-42b)$$

$$= (1 - R_m) T_m^* + (1 - R_b) (1 - 2x^*) T_b^* - T_s^*(x^*) \quad (5.3-42c)$$

$$= [(1 - R_m) D_m + (1 - R_b) (1 - 2x^*) D_b - D(x^*)] T_s^* \quad (0) \quad (5.3-42d)$$

$$= S(x^*, jf^*, R_m, R_b) T_s^*(0, Bi, jf^*) \quad (5.3-42e)$$

$$= H(Bi, jf^*) S(x^*, jf^*, R_m, R_b) T_f^*(jf^*) \quad (5.3-42e)$$

ここで、有効熱応力関数

$$S(x^*, jf^*, R_m, R_b) = (1 - R_m) D_m + (1 - R_b) (1 - 2x^*) D_b - D(x^*) \quad (5.3-43)$$

すなわち全応力分布は最大膜応力の R_m 倍、最大曲げ応力分布の R_b 倍、およびピーク応力を重ね合わせた応力分布となる。

(4) 有効熱応力関数

(5.3-42) (5.3-43) 式から、表面温度変動 $T_s^*(0)$ から熱応力への伝達関数は以下のように与えられることがわかる。

$$\begin{aligned} S(x^*, jf^*, R_m, R_b) &= \frac{\sigma^*(x^*, jf^*, R_m, R_b)}{T_s^*(0)} = (1 - R_m) D_m + (1 - R_b) (1 - 2x^*) D_b - D(x^*) \\ &= S_1(x^*, f^*, R_m, R_b) + jS_2(x^*, f^*, R_m, R_b) \end{aligned} \quad (5.3-44)$$

$$S_1(x^*, f^*, R_m, R_b) = (1 - R_m) B_m(f^*) + (1 - R_b) (1 - 2x^*) B_b(f^*) - B(x^*, f^*) \quad (5.3-45)$$

$$S_2(x^*, f^*, R_m, R_b) = (1 - R_m)C_m(f^*) + (1 - R_b)(1 - 2x^*)C_b(f^*) - C(x^*, f^*) \quad (5.3-46)$$

すなわち全応力分布は最大膜応力の R_m 倍、最大曲げ応力分布の R_b 倍及びピーク応力を重ね合わせた応力分布となる。

プラント機器で典型的な円筒構造は一般に曲げ+ピーク拘束条件である。この拘束条件に相当する式(5.3-33)と式(5.3-34b)により、有効熱応力関数のゲインと周波数の関係を板表面及び板厚方向の各深さ毎に計算すると図5.3-12及び図5.3-13のようになる。図から、板厚方向に深くなると、高周波領域のゲインが急激に減衰することが分かる。

次に、有効熱応力関数のゲインの板厚方向分布を周波数毎に計算すると図5.3-14のようになる。周波数が高くなると、内表面のゲインが増加すると共に板厚方向分布が曲げから、ピーク応力側に変化する。

次に、式(5.3-44)に式(5.3-15)を代入することによって以下のように流体温度に対する熱応力の応答特性を評価することが出来る。

$$\sigma^*(x^*, Bi, jf^*, R_m, R_b) = S(x^*, jf^*, R_m, R_b)T_s^*(0, Bi, jf^*) = H(Bi, jf^*)S(x^*, jf^*, R_m, R_b)T_f^*(jf^*) \quad (5.3-47)$$

例として、 $Bi=6.07$ の場合について、熱応力の周波数応答関数のゲインと周波数の関係を板表面及び板厚方向の各深さ毎に計算すると図5.3-15及び図5.3-16のようになる。

次に、式(5.3-47)により、熱応力の周波数応答関数のゲインの板厚方向分布を周波数毎に計算すると図5.3-17のようになる。無次元周波数1近傍で、最大の板厚保方向応力分布が生じている。それより周波数が低いと、膜応力、高いとピーク応力型に近づく。

5.3.4 流体温度ゆらぎによる熱疲労損傷の評価法

流体温度ゆらぎと熱伝達係数が与えられた場合の熱疲労損傷評価法を減衰効果の考慮の程度と難易度に応じて以下に示す。

(1) 流体内の温度減衰のみを考慮する方法

- a. 構造物近傍の最大流体温度範囲 $\Delta T_{f \max}$ とヤング率 E 、熱膨張係数 α 、ポアソン比 ν から求まる応力範囲 $\Delta \sigma_{\max}$ と疲労限 $\Delta \sigma_{cr}$ (10^7 サイクルで定義)を比較する。

$$\Delta \sigma_{\max} = \frac{E\alpha}{1-\nu} \Delta T_{f \max} \leq \Delta \sigma_{cr} \quad (5.3-48)$$

- b. 流体温度のレインフロー波形分解により温度範囲 $\Delta T_f(N_i)$ と頻度 N_i の組み合わせを求める。次式から $\Delta T_f(N_i)$ を $\Delta\sigma(N_i)$ に変換して疲労曲線から許容繰返し数 N_f を評価し、これと頻度 N_i との比から疲労損傷係数 D_f を計算する。

$$\Delta\sigma(N_i) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \Delta T_f(N_i) \quad (5.3-49)$$

$$D_f = \sum \frac{N_i}{N_f \{\Delta\sigma(N_i)\}} \quad (5.3-50)$$

(2) 構造応答特性による減衰のみを考慮する方法

- a. 混合前流体温度差 ΔT_0 と流体温度に対する応力の周波数応答関数 [2] の最大ゲイン $|G(Bi, jf^*)|_{\max}$ から求まる $\Delta\sigma_{\max}$ と $\Delta\sigma_{cr}$ を比較する。

$$\Delta\sigma_{\max} = \frac{E\alpha}{1-\nu} |G(Bi, jf^*)|_{\max} \Delta T_0 \leq \Delta\sigma_{cr} \quad (5.3-51)$$

- b. 周波数応答関数の最大ゲインを与える周波数 f^* の正弦波が供用時間 t の間負荷されたと仮定して疲労損傷を評価する。

$$N = f^* \times t \quad (5.3-52)$$

$$D_f = \frac{N}{N_f \{\Delta\sigma_{\max}\}} \quad (5.3-53)$$

(3) 流体と構造の減衰効果を静的に組み合わせる方法

- a. 最大流体温度範囲 $\Delta T_{f \max}$ 及び $|G(Bi, jf^*)|_{\max}$ から求まる $\Delta\sigma_{\max}$ と、 $\Delta\sigma_{cr}$ を比較する。

$$\Delta\sigma_{\max} = \frac{E\alpha}{1-\nu} |G(Bi, jf^*)|_{\max} \Delta T_{f \max} \leq \Delta\sigma_{cr} \quad (5.3-54)$$

- b. 流体温度のレインフロー波形分解による温度振幅 $\Delta T_f(N_i)$ と周波数応答関数の最大ゲイン $|G(Bi, jf^*)|_{\max}$ から応力振幅を求め頻度 N_i と組み合わせ疲労損傷係数 D_f を評価する。

$$\Delta\sigma(N_i) = \frac{E\alpha}{1-\nu} |G(Bi, jf^*)|_{\max} \Delta T_f(N_i) \quad (5.3-55)$$

$$D_f = \sum \frac{N_i}{N_f \{\Delta\sigma(N_i)\}} \quad (5.3-56)$$

(4) 流体と構造の減衰効果を動的に組み合わせる方法

周波数領域で表した流体温度ゆらぎ $T_f(jf^*)$ と周波数応答関数から応力応答 $\sigma(jf^*)$ を評価する。 $\sigma(jf^*)$ を逆 FFT 変換により時間領域に戻し、レインフロー評価により応力の振幅・頻度を求めて疲労損傷を評価する。

$$\sigma(jf^*) = \frac{E\alpha}{1-\nu} G(B, jf^*) T_f(jf^*) \sigma(t) = \mathcal{F}^{-1}[\sigma(jf^*)] \quad (5.3-57)$$

$$D_f = \sum \frac{N_i}{N_f \{\Delta\sigma(N_i)\}} \quad (5.3-58)$$

(5) 温度計測データによる方法

構造表面の温度時刻歴の計測値を境界条件として有限要素解析により応力の時刻歴を計算する。レインフロー法による応力の振幅・頻度と疲労曲線から疲労損傷を評価する。

前章で述べた各疲労損傷評価法の合理性を検討するため、配管合流部試験の温度計測データ [16] に基づき疲労損傷係数を計算し比較する。試験は図 5.3-18 に示すアクリル配管に温度差 15℃ の水を流し、壁近傍の水と壁表面の温度を 327 秒間サンプリング周波数 100Hz で計測したものである。最大温度範囲発生部の壁から 3 mm の水と壁表面の計測結果を示す。疲労損傷評価に際しては、実機で約 150℃ 程度までの温度差が生じる可能性があることから試験データのスケールを 10 倍して温度差が 150℃ あった場合を仮定する。また、配管材料は SUS316 ステンレス鋼を想定し、板厚は 150mm とする。また、疲労損傷評価時間は 327 秒とする。

図 5.3-19 に示す値の 10 倍の温度ゆらぎに対する疲労損傷評価の結果を表 5.3-3 に示す(損傷は応力を 10 倍して評価)。A2, C2, D, E のレインフロー評価結果を 1 秒当りの頻度(等価周波数)を横軸として整理したものが図 5.3-20 である。応力の周波数応答関数は実験から推定した熱伝達係数 $h=946\text{W/m}^2\text{K}$ を用いて Fig. 5 のように求めた。周波数領域の流体温度は図 5.3-22 の通りであり、周波数応答関数を作用させると応力の周波数特性が図 5.3-23 の通り得られる。ある周波数の波のピークにはより高い周波数の波が重畳すると保守的に仮定して次式で求めた図 5.3-20 中の曲線は、ピーク応力の振幅の周波数に対する傾向を表す。この傾向は図 5.3-21 と類似しており、周波数領域での疲労評価の可能性を示唆するものである。

$$\Delta\sigma(f^*) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \int_0^\infty |G(B, jf^*) T_f(jf^*)| df^* \quad (5.3-59)$$

(5)を正解として各手法で予測された疲労損傷係数を比較すると、流体と構造の減衰特性を動的に組み合わせた(4)の方法が最も高精度であることが分かる。図 5.3-22 と図 5.3-23 の比較から分かるとおり流体温度揺らぎの高周波成分の減衰を考慮できるためである。

参考文献

- [1] International Atomic Energy Agency, International Nuclear Information System: INIS, Vienna
- [2] Nuclear Regulatory Commission, Assessment of Pressurized Water Reactor Primary System Leaks, NUREG CR 6582, (1999)
- [3] IPSN/OECD-NEA/WANO, Experience with Thermal Fatigue in LWR Piping Caused by Mixing and Stratification, Specialists Meeting Proceedings, Paris, France, NEA/CSNI/R(98)8, (1998)
- [4] 奥田恭令, 軽水炉型原子力発電所の熱疲労による配管等の損傷の分析
- [5] 班目春樹, 高サイクル熱疲労基準作成準備状況, 機械学会, 材料力学講演会, 809, (2000)
- [6] Gelineau, O., et al., Review of predictive methods applied to thermal striping problems and recommendations, SMiRT15, F06/3, (1999)
- [7] Muramatsu, T., Evaluation of Thermal Striping Phenomena at a Tee Junction of LMFR Piping System with Numerical Methods (1) Thermohydraulic Calculations, SMiRT15, F05/6, (1999)
- [8] Kasahara, N., Evaluation of Thermal Striping Phenomena at a Tee Junction of LMFR Piping System with Numerical Methods (2) Thermomechanical Calculations, SMiRT15, F05/5, (1999)
- [9] 村松壽晴, 笠原直人, サーマルストライピングに対する解析的評価手法の実炉データによる検証, サイクル機構技報, No. 6, 2000. 3, (2000)
- [10] 村松壽晴, 笠原直人, 菊池政之, 西村元彦, 上出英樹, サーマルストライピングに関する研究の現状と今後の研究計画, JNC, TN9400 2000-010, (2000)
- [11] 笠原直人, 流体温度ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数, 機械学会, 計算力学講演会, 301, pp229/230, (2000)
- [12] 笠原直人, 高正英樹, 温度成層界面ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数, 機械学会, 材料力学講演会論文集, 253, pp221/222, (2001)
- [13] 笠原直人, 高正英樹, ホット/コールドスポット温度ゆらぎに対する接液構造物の周波数応

答関数, 機械学会, 年次大会講演論文集 (I), pp421/422, (2001)

- [14] N.Kasahara, H.Takasho and A.Yacumpai, Structural response function approach for evaluation of thermal striping phenomena, Nuc. Eng. Des., 212, pp281/292, (2002)
- [15] N.Kasahara and H.Takasho., Stress response functions to multi-dimensional spatial fluctuations of fluid temperature, ASME, PVP-Vol.443-1, pp25/31, (2002)
- [16] 笠原直人、上出 英樹、五十嵐 実、細貝広視 高正英樹, 周波数特性に着目した流体温度ゆらぎによる熱疲労損傷の評価法, 機械学会, 材料力学部門講演論文集 pp415/416, (2002)
- [17] M.Igarashi, et. al., Experimental study on fluid mixing for evaluation of thermal striping in T-pipe junction, ICONE10, 22255, (2002)

表 5.3-1 流体温度ゆらぎにより発生する熱応力の減衰メカニズム

メカニズム 1	流体内の乱流拡散による温度振幅の減衰
メカニズム 2	分子拡散と熱容量による流体から構造への熱伝達時の減衰
メカニズム 3	構造内熱伝導による熱応力要因である温度勾配の減衰

表 5.3-2 高速炉と軽水炉のサーマルストライピング現象の分類

フローパターン	温度変動挙動	熱荷重メカニズム
B、C、(A)	板厚内温度変動のみ	局所的温度勾配
D	ホット/コールドスポットの形成	局所的温度勾配 + 総体的温度分布
E	成層流	

表 5.3-3 疲労損傷評価結果

	A	B	C	D	E
1	$\Delta\sigma_{\max} = 604$	$\Delta\sigma_{\max} = 561$	$\Delta\sigma_{\max} = 509$	$D_f = 7.60 \times 10^{-6}$	$D_f = 7.37 \times 10^{-6}$
2	$D_f = 3.75 \times 10^{-3}$	$D_f = 3.31 \times 10^{-3}$	$D_f = 1.42 \times 10^{-3}$		

$\Delta\sigma_{\max}$ (MPa), $\Delta\sigma_{cr} = 188\text{MPa}$

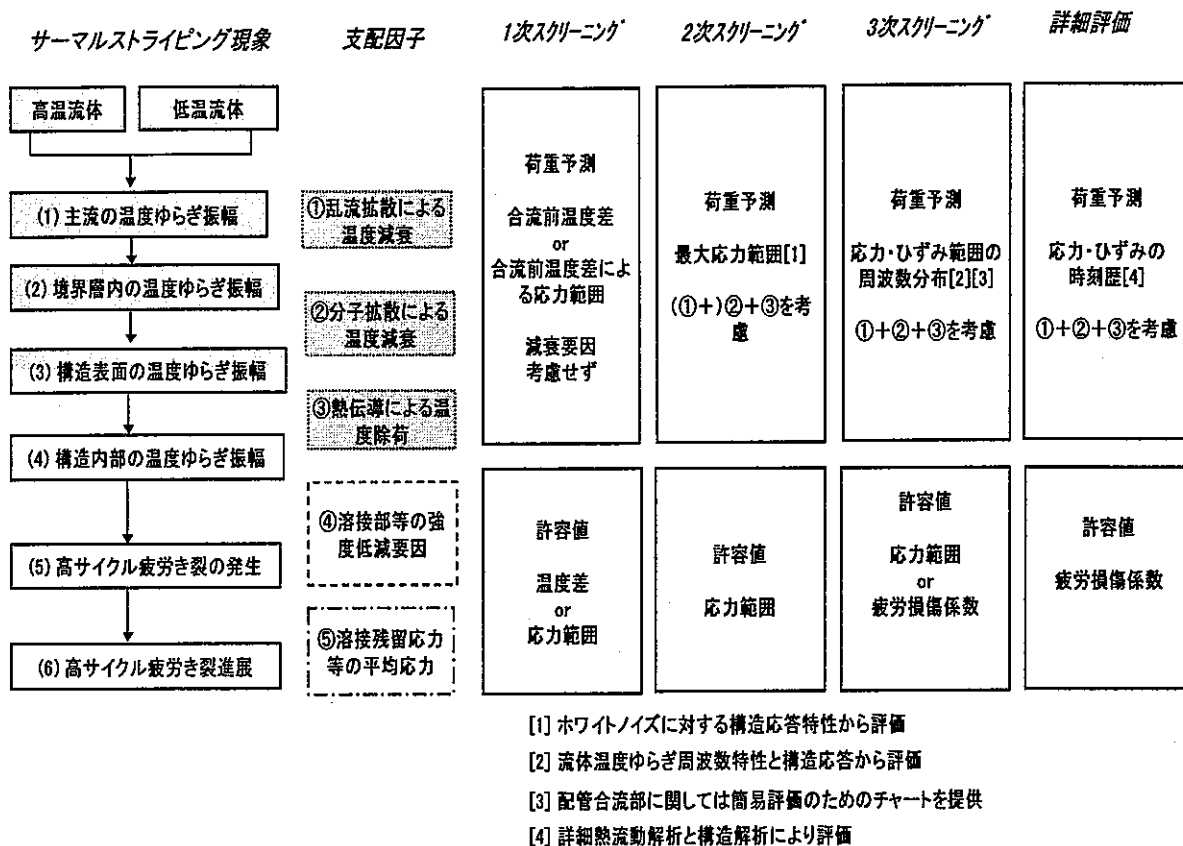


図 5.3-1 温度ゆらぎ減衰を考慮したサーマルストライピング評価体系の案

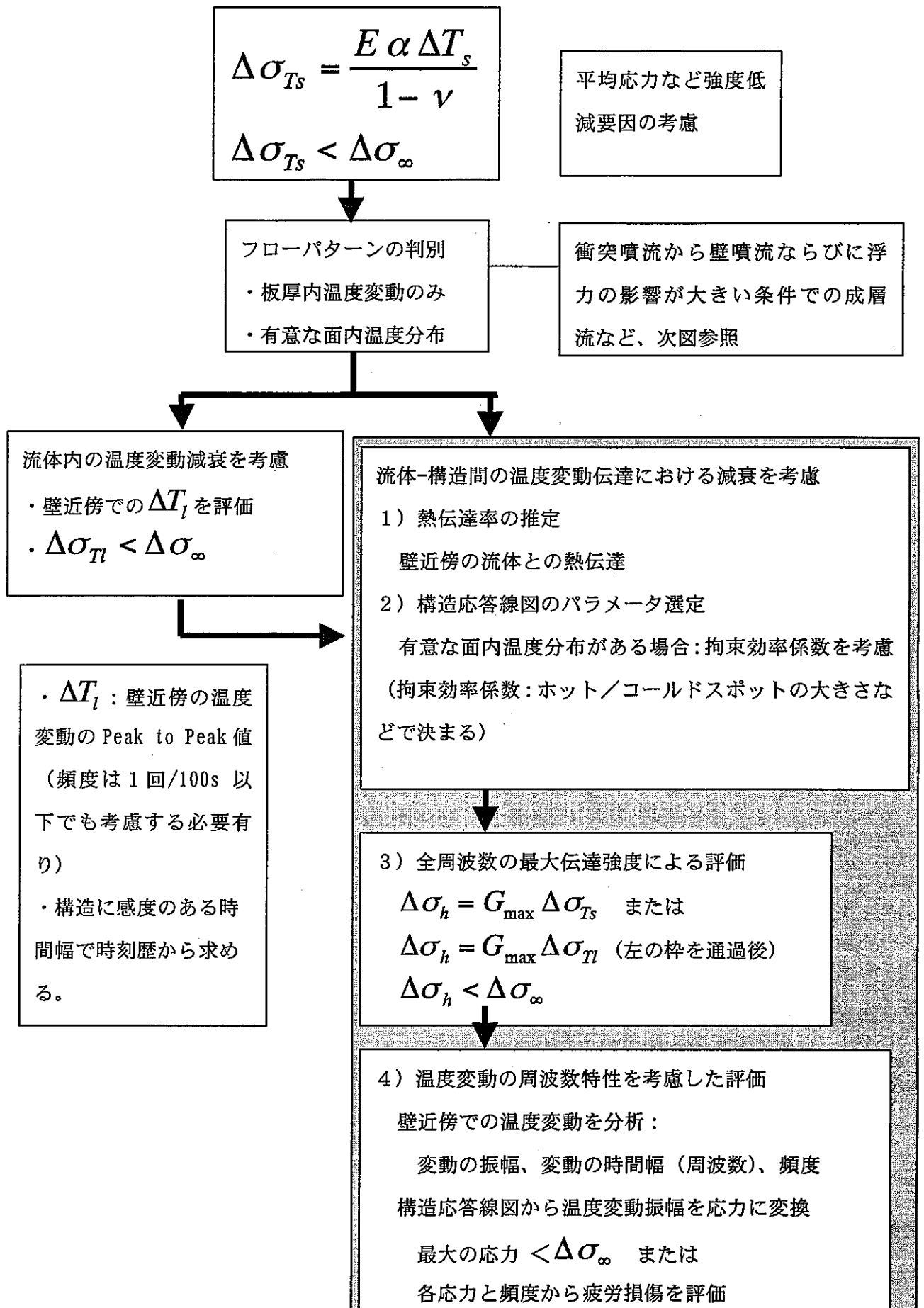


図 5.3-2 T字合流配管内サーマルストライピングの評価フロー

- A : 衝突噴流
- B : 偏向噴流
- C : 再付着噴流
- D : 壁噴流
- E : 成層流

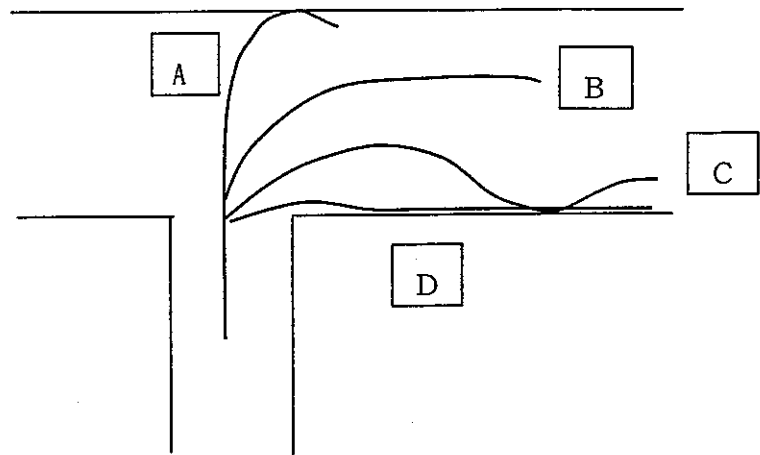


図 5.3-3 T字合流配管内フローパターン

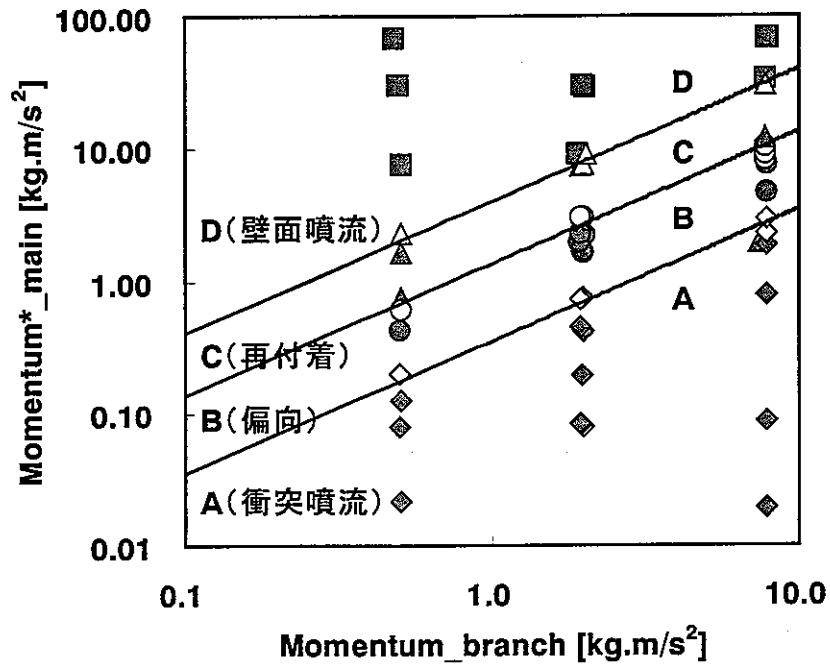


図 5.3-4 T字合流配管内フローパターンの判別
(口径比 : 3 主管 150mm、枝管 50mm)

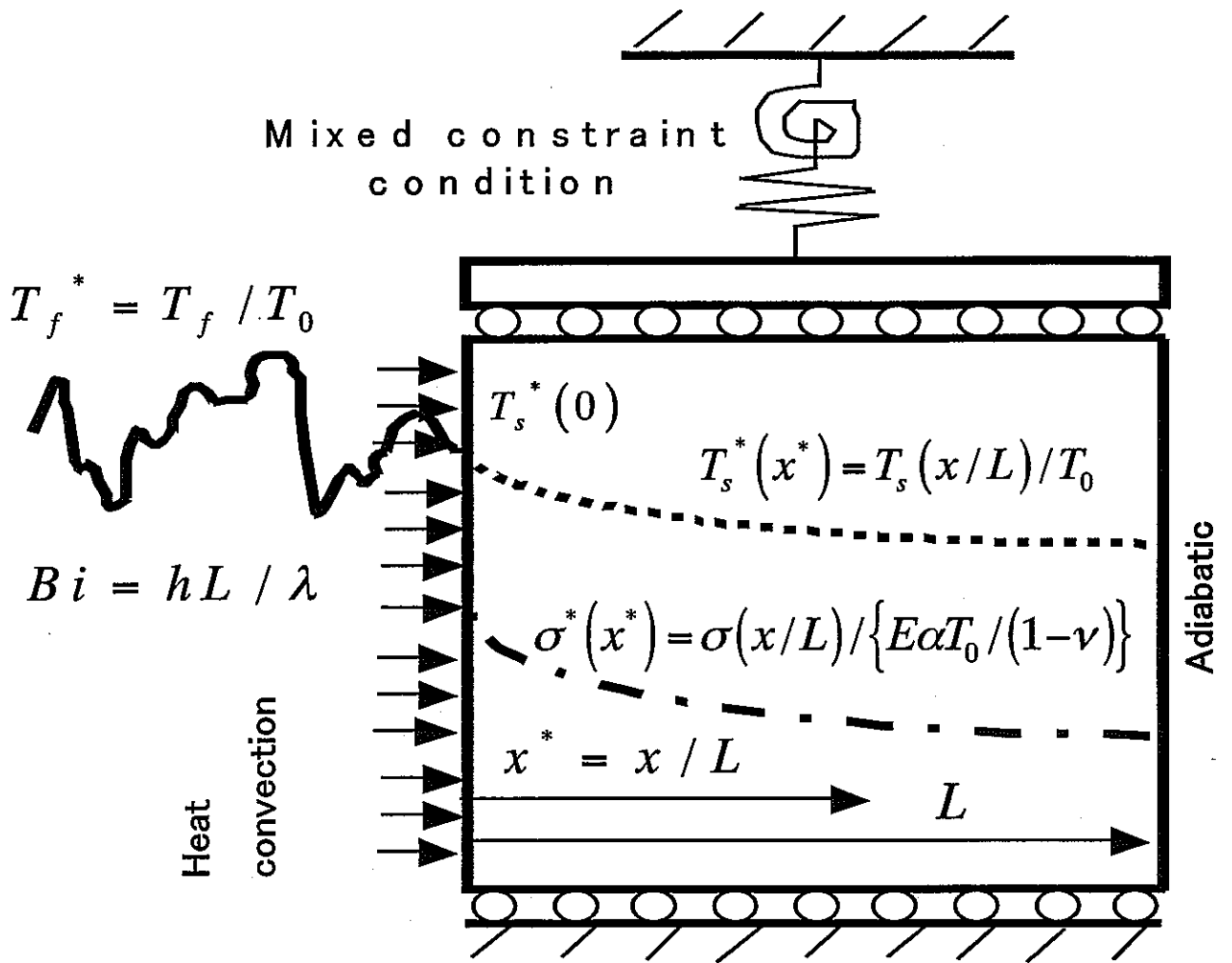


図 5.3-5 流体温度ゆらぎによる熱応力の発生機構

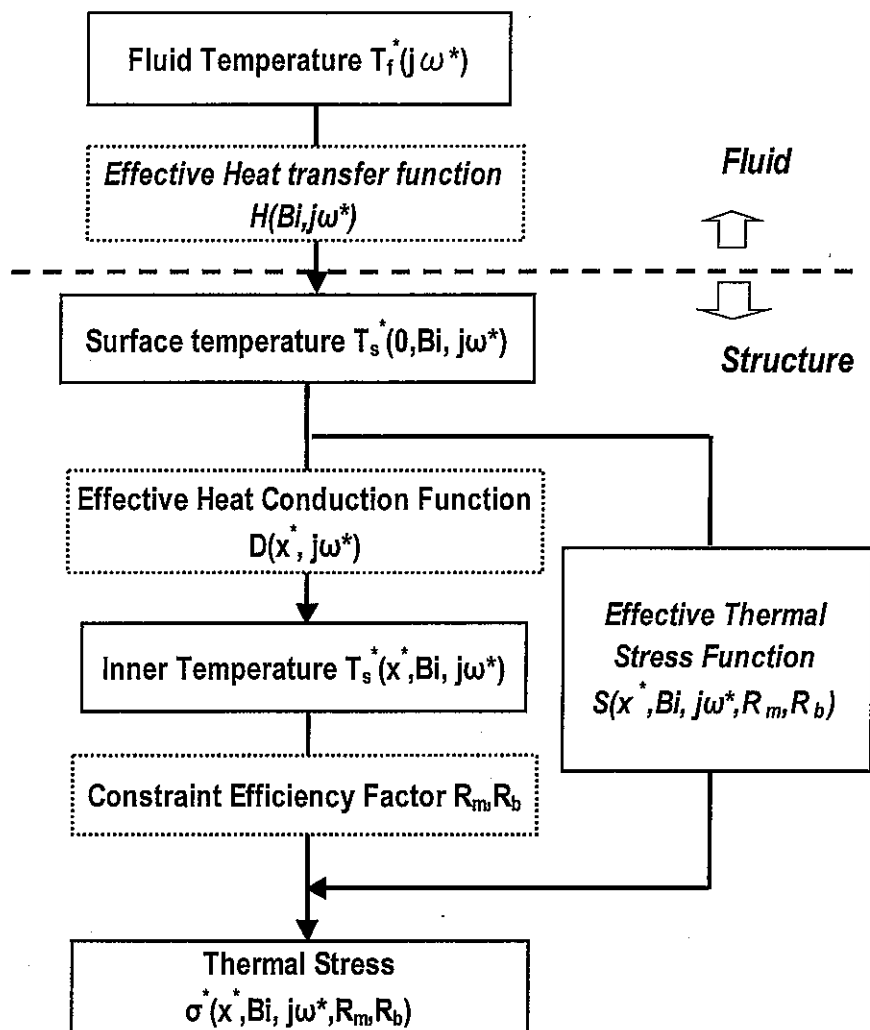


図 5.3-6 流体温度ゆらぎに対する熱応力の周波数伝達関数による定式化

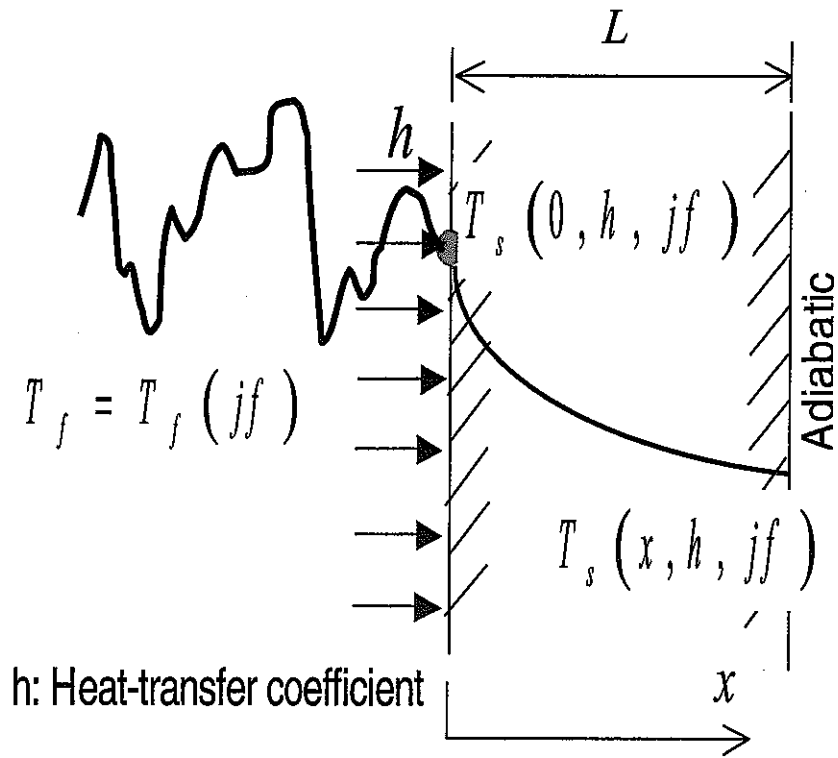


図 5.3.-7 流体温度ゆらぎに対する平板の熱的応答

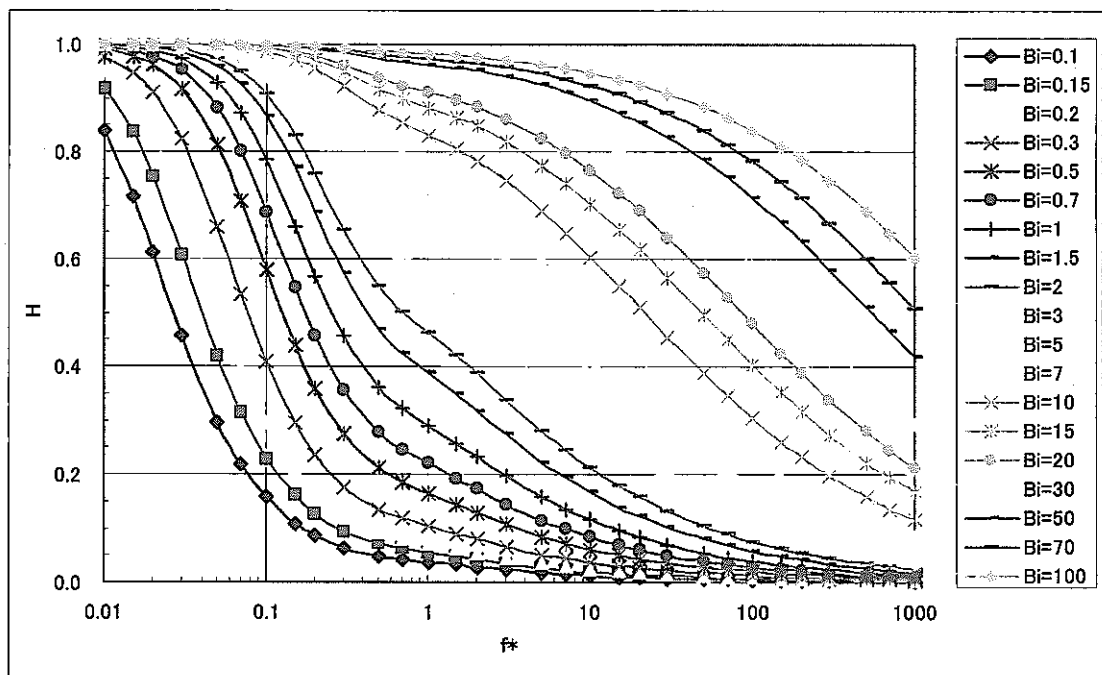


図 5.3-8(a) 有効熱伝達関数のゲイン

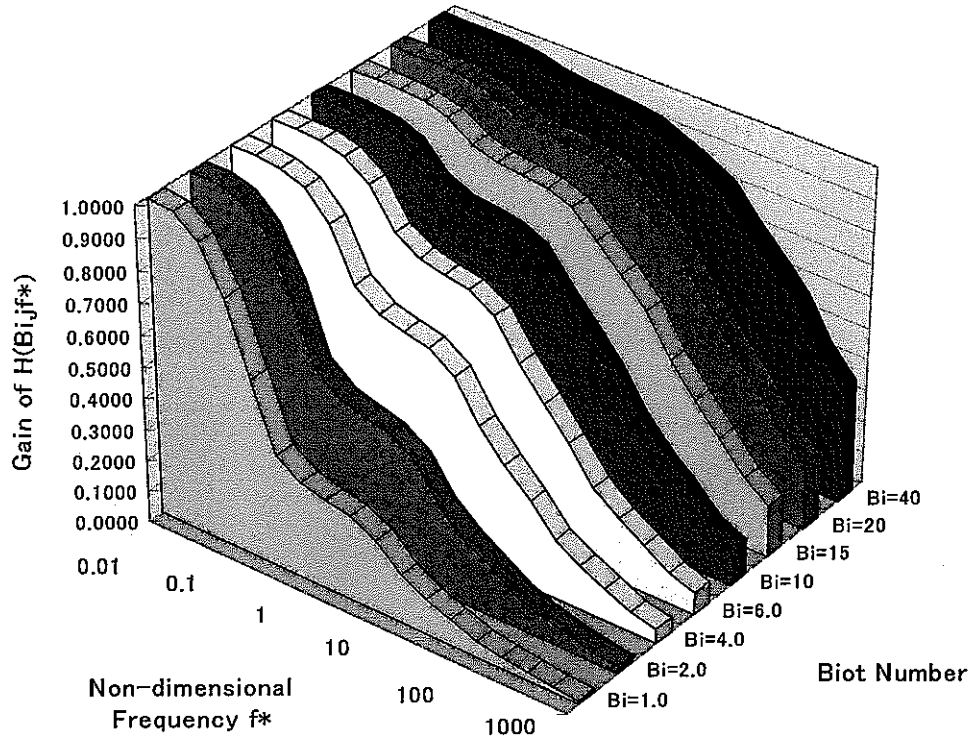


図 5.3-8(b) 有効熱伝達関数のゲイン

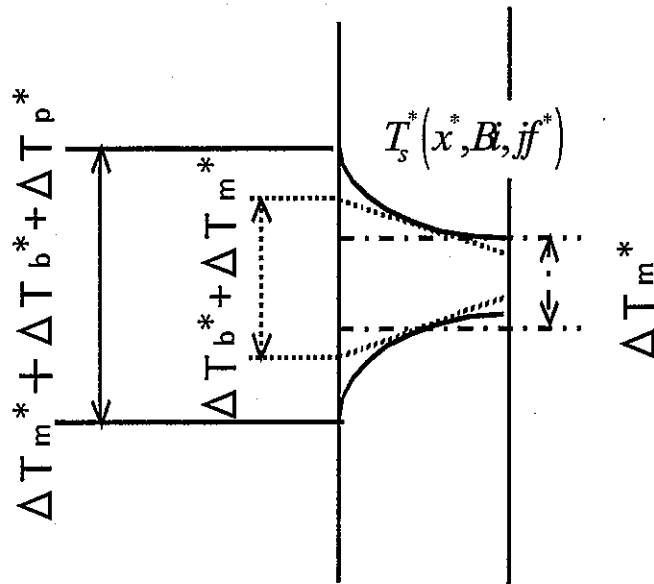


図 5.3-9 板厚温度勾配の膜及び曲げ成分

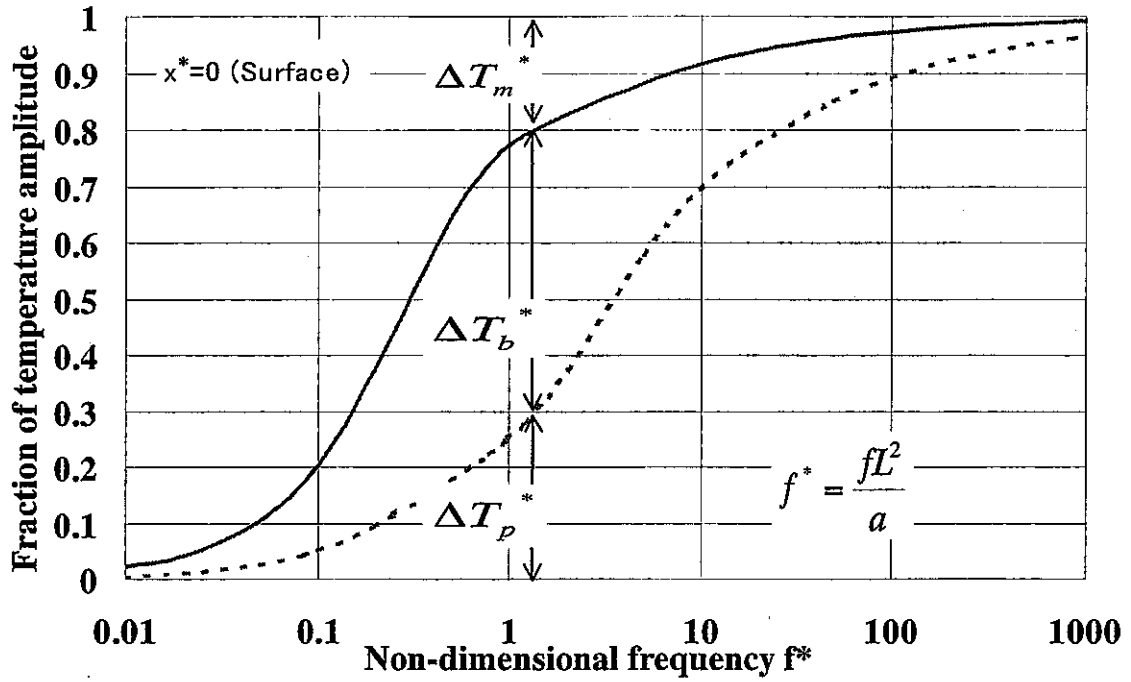


図 5.3-10 表面における温度変動成分の割合

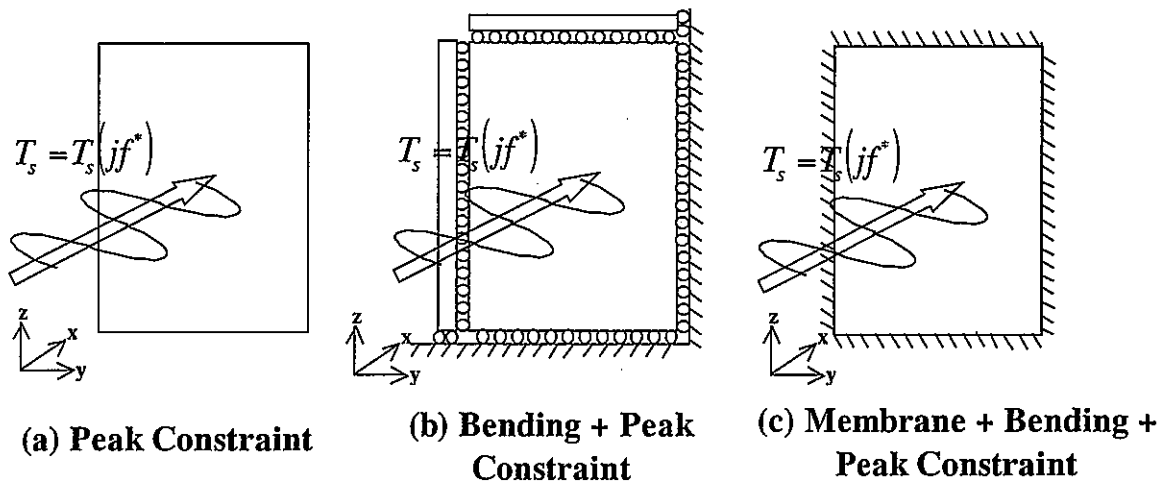


図 5.3-11 拘束条件の種類

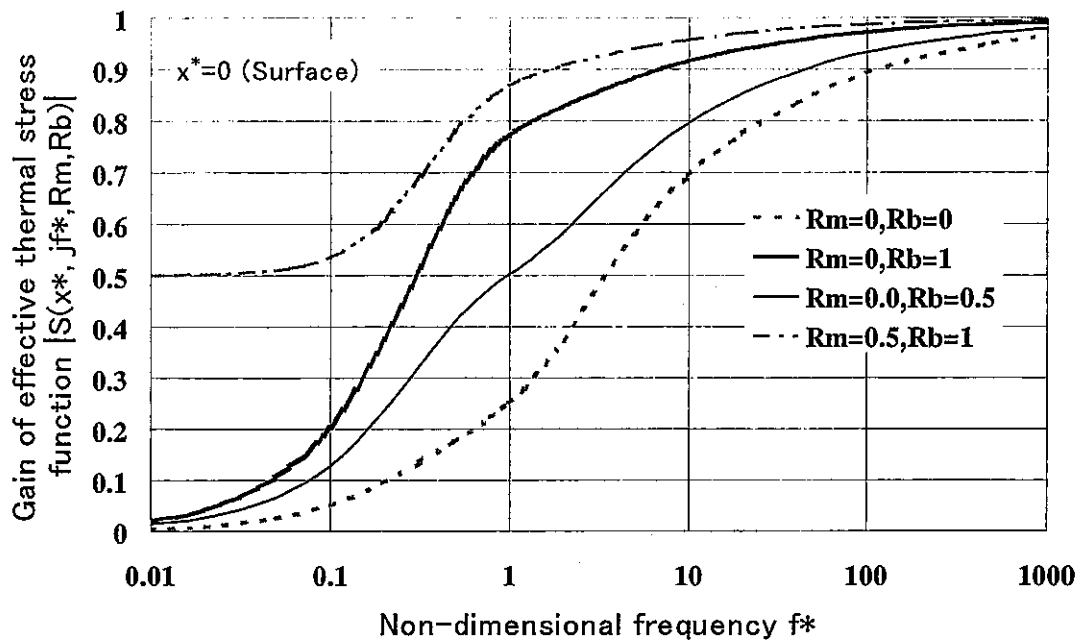


図 5.3-12 表面における有効熱応力関数のゲイン

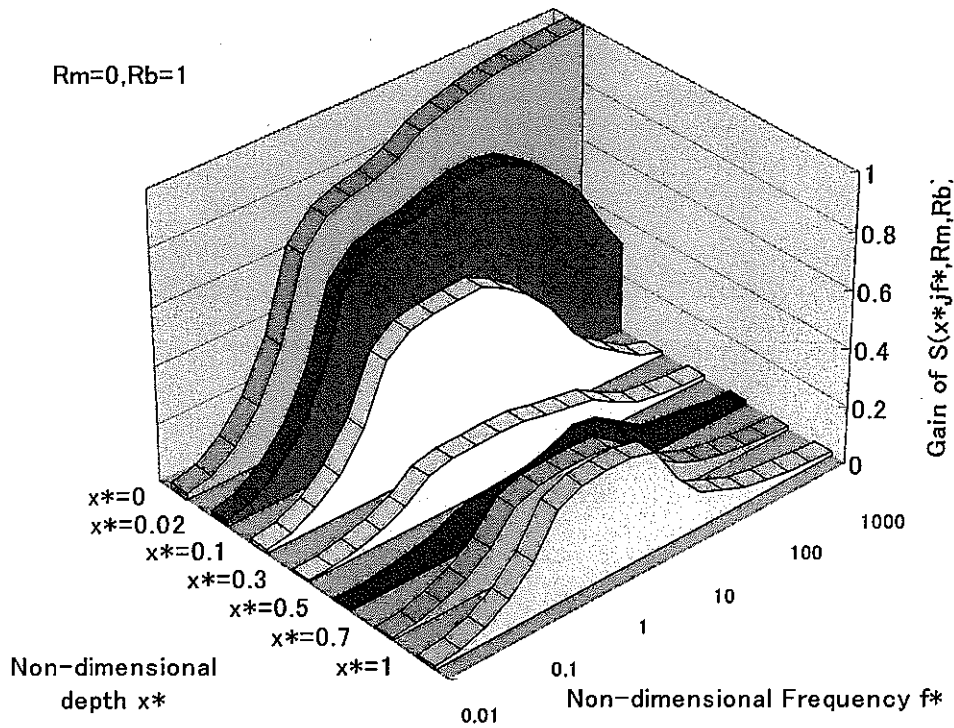


図 5.3-13(a) 有効熱応力関数のゲインの周波数分布

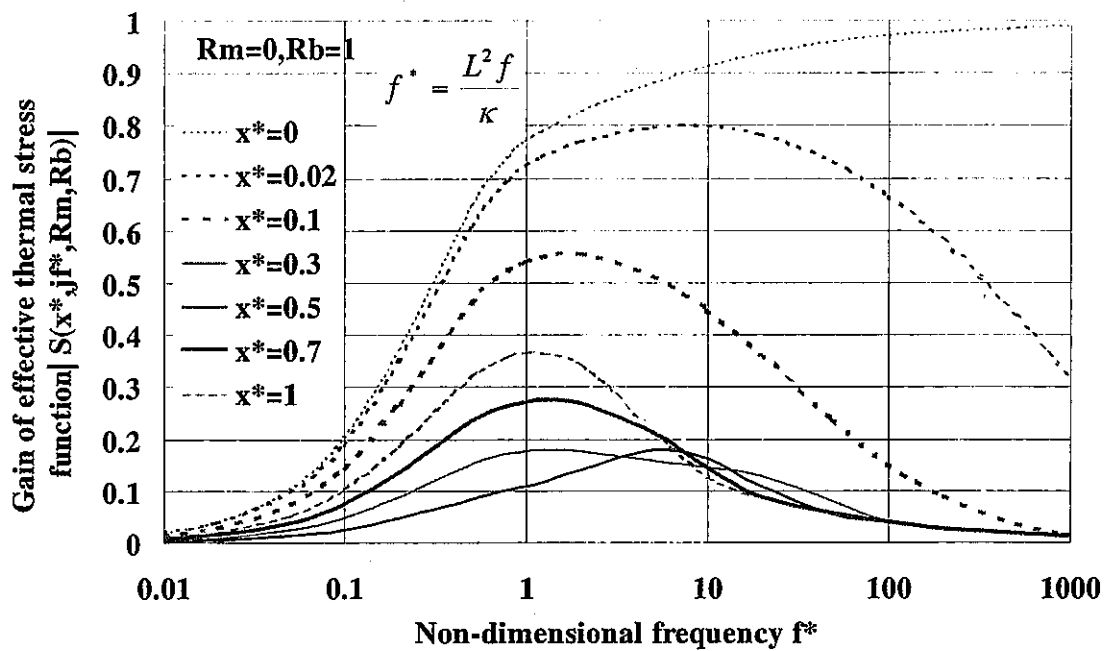


図 5.3-13(b) 有効熱応力関数のゲインの周波数分布

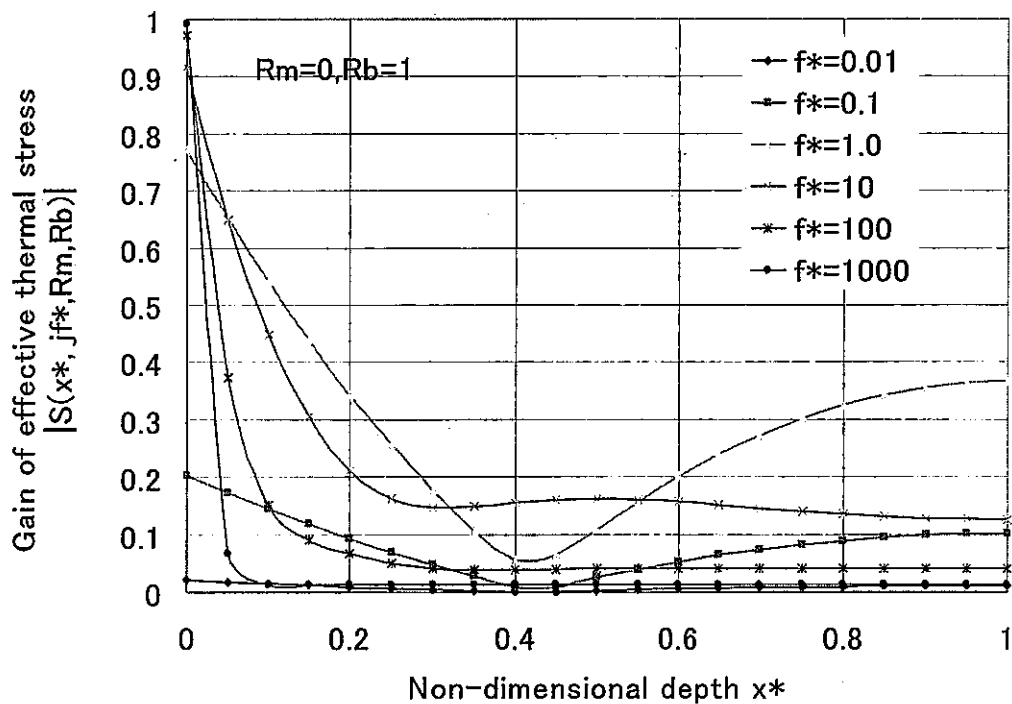


図 5.3-14(a) 有効熱応力関数のゲインの板厚方向分布

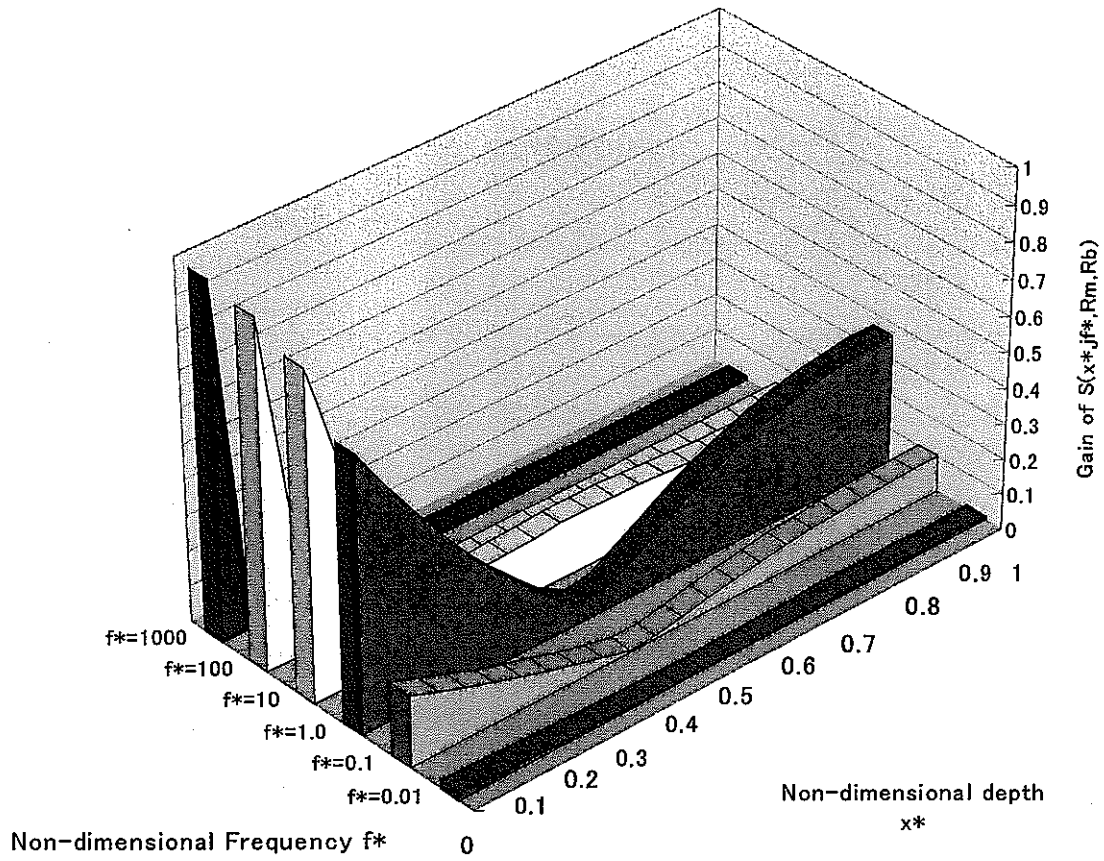


図 5.3-14(b) 有効熱応力関数のゲインの板厚方向分布

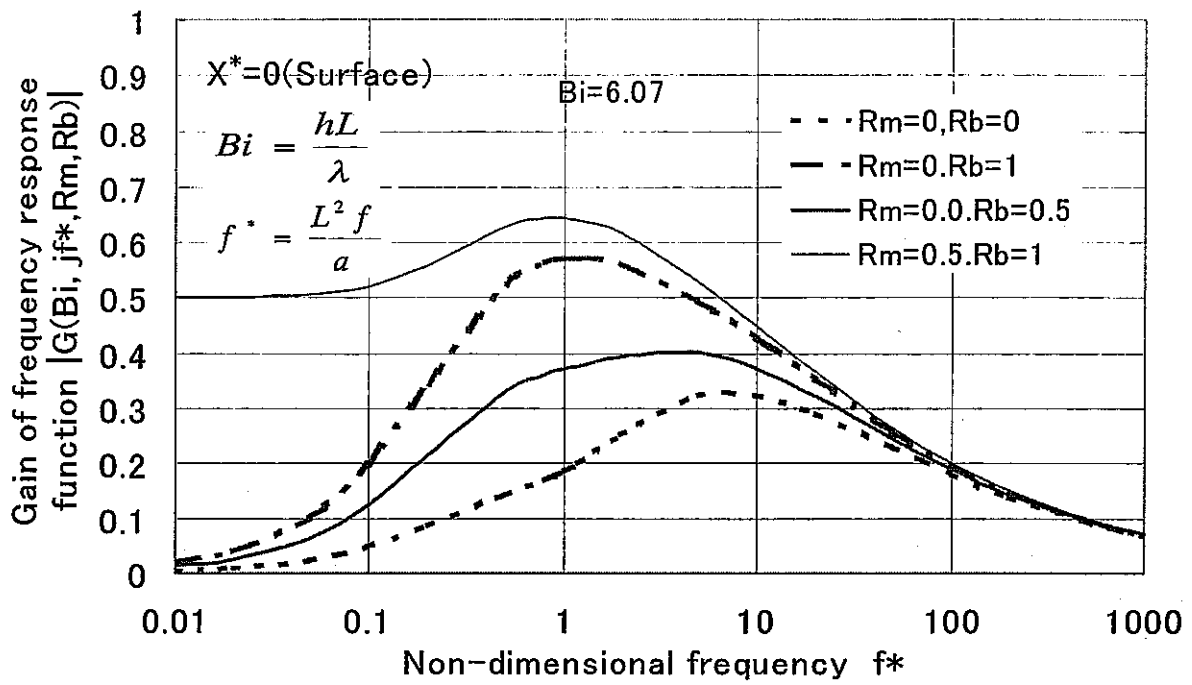


図 5.3-15 表面における周波数伝達関数のゲイン

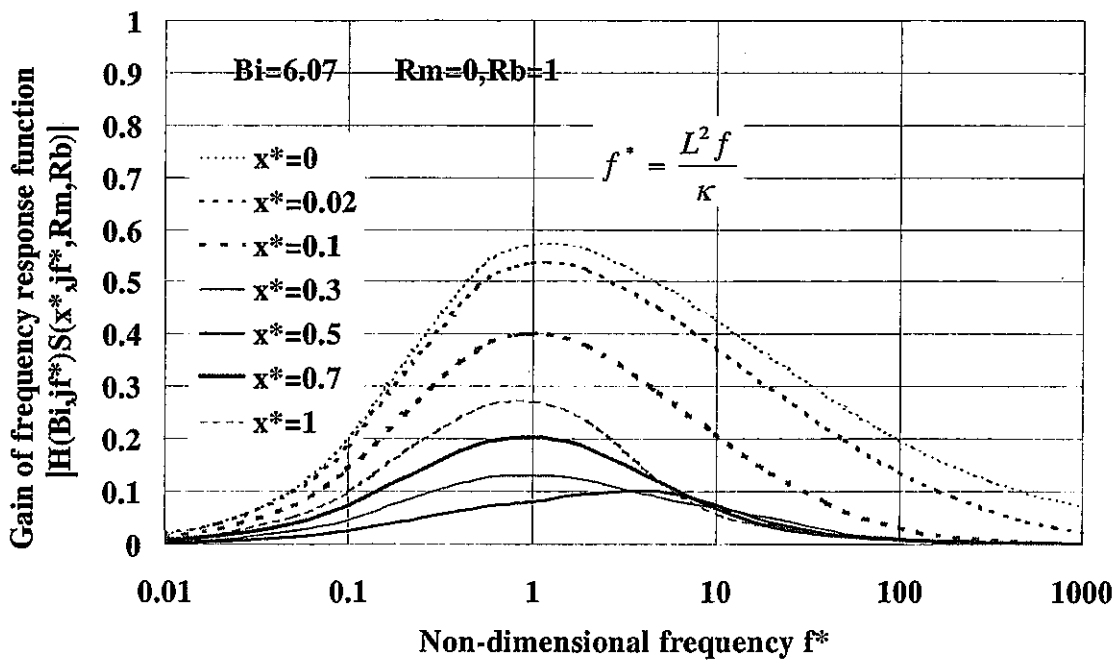


図 5.3-16(a) 周波数伝達関数のゲインの周波数分布

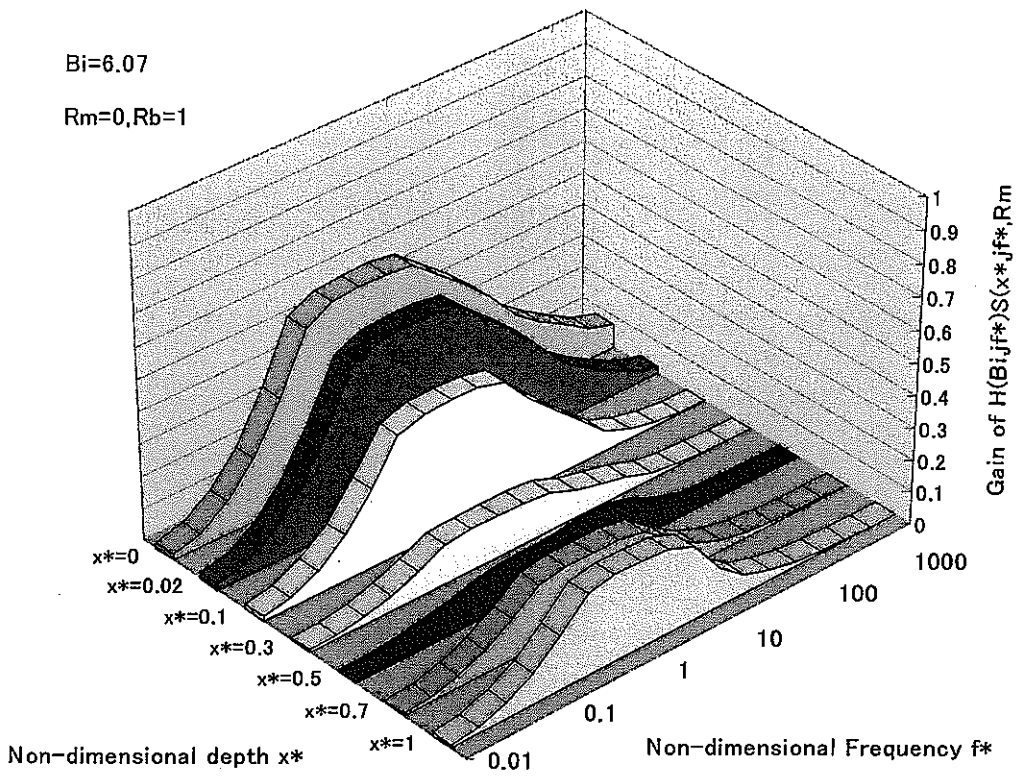


図 5.3-16(b) 周波数伝達関数のゲインの周波数分布

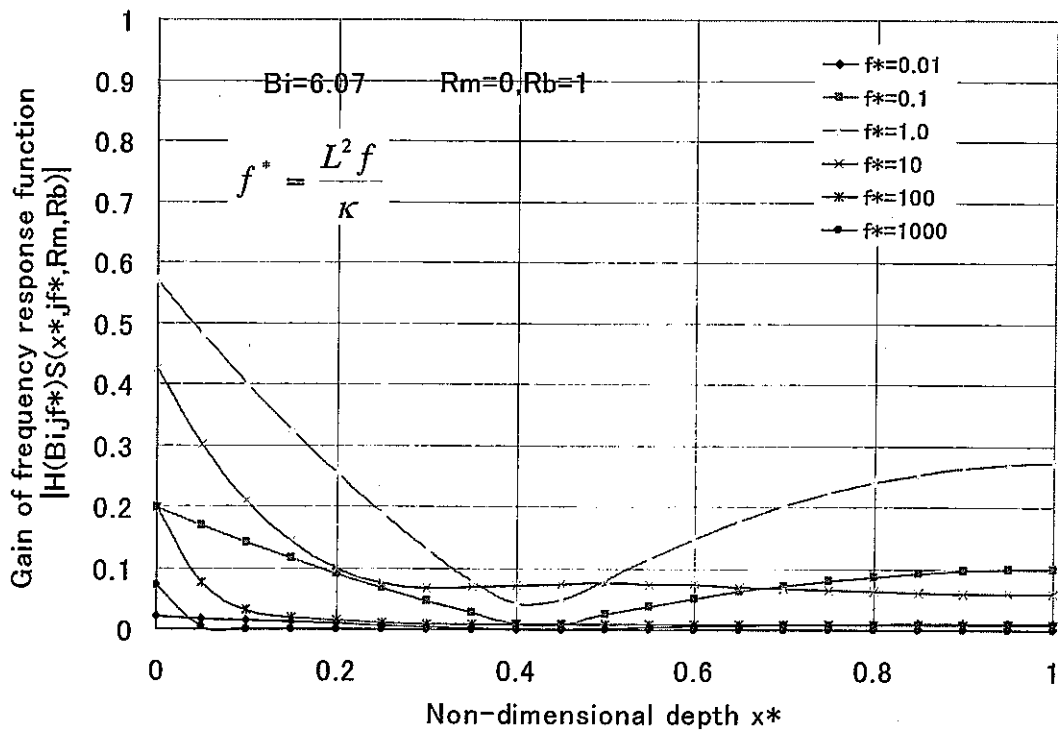


図 5.3-16(a) 周波数伝達関数のゲインの板厚方向分布

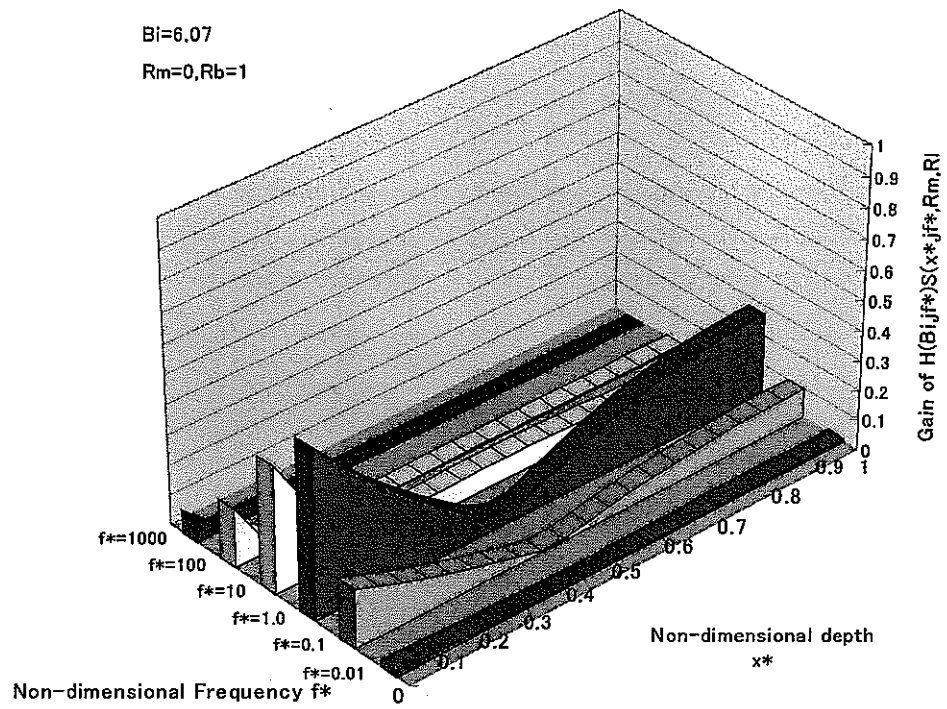


図 5.3-16(b) 周波数伝達関数のゲインの板厚方向分布

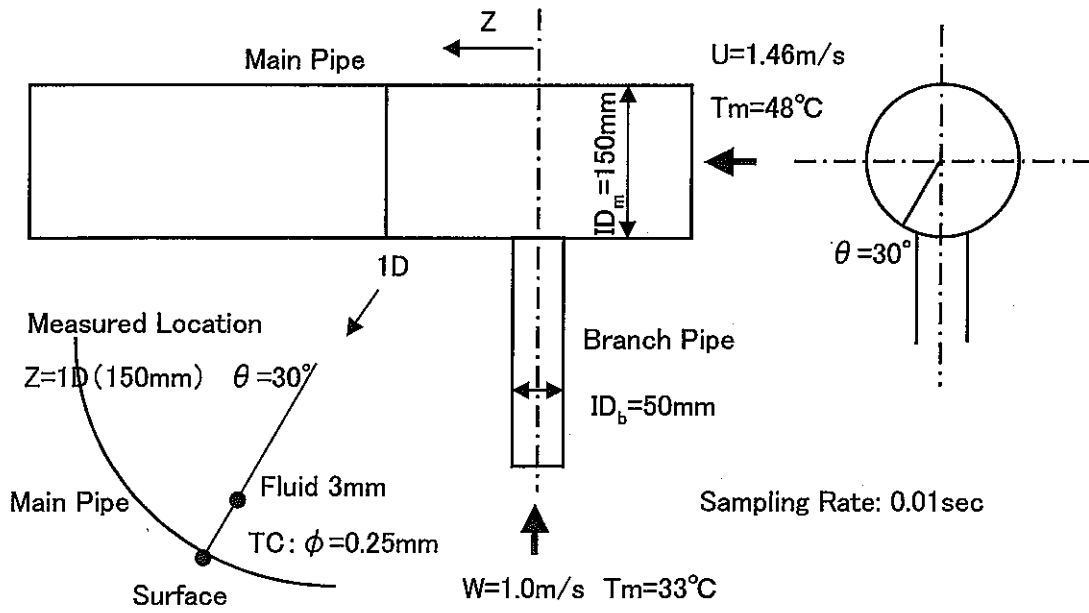


図 5.3-18 配管系の熱流動試験体

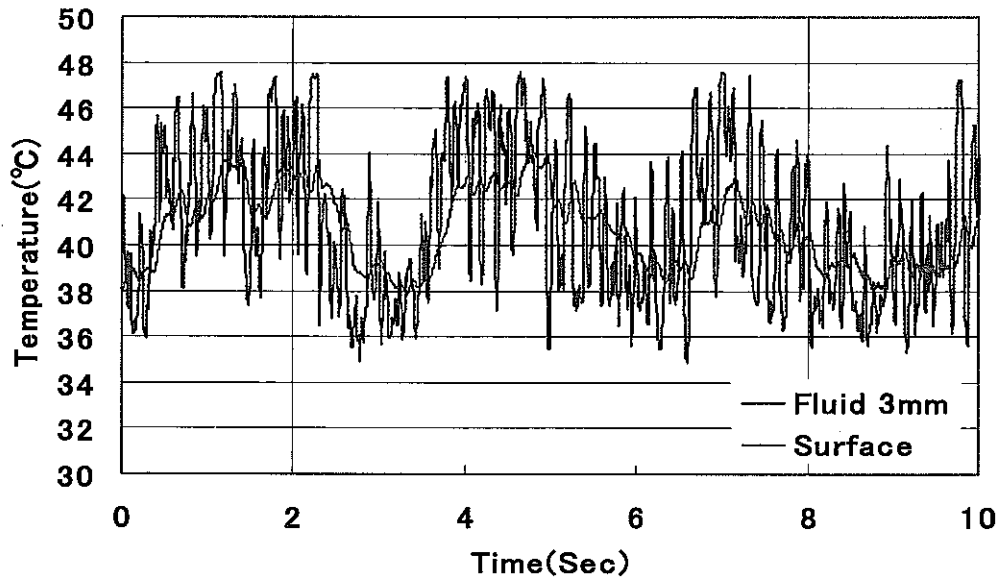


図 5.3-19 最大温度ゆらぎ発生位置における温度履歴計測データ

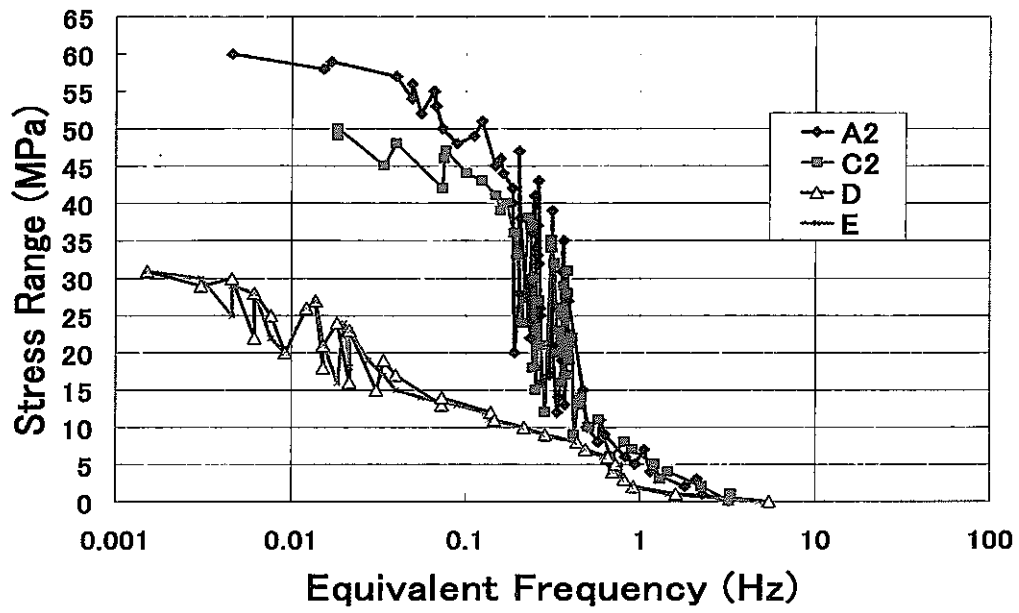


図 5.3-20 応力範囲とレインフロー法による等価周波数との関係

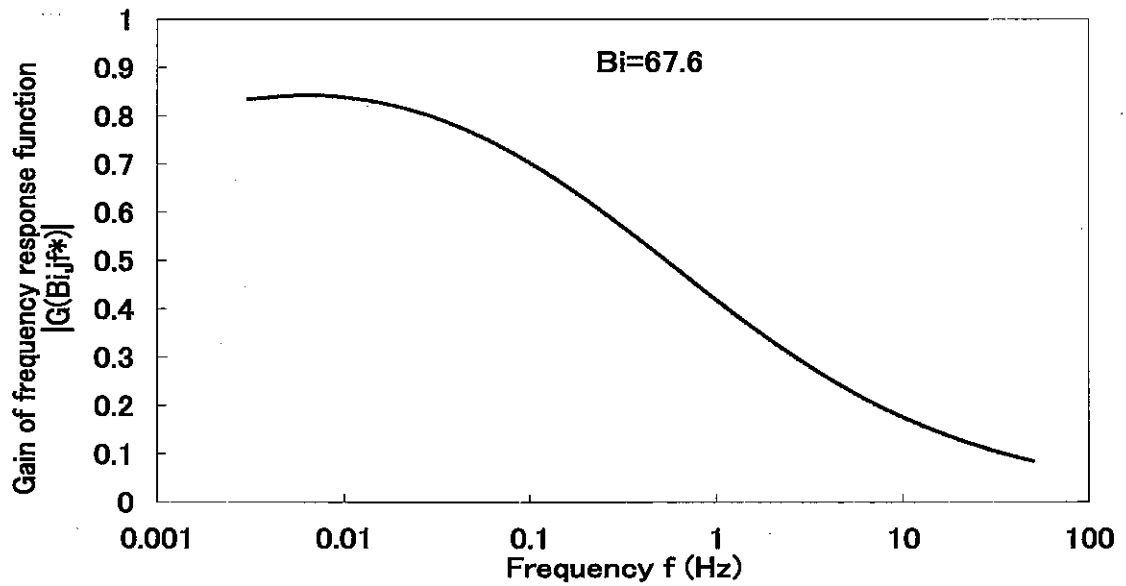


図 5.3-21 熱応力の周波数伝達関数のゲイン

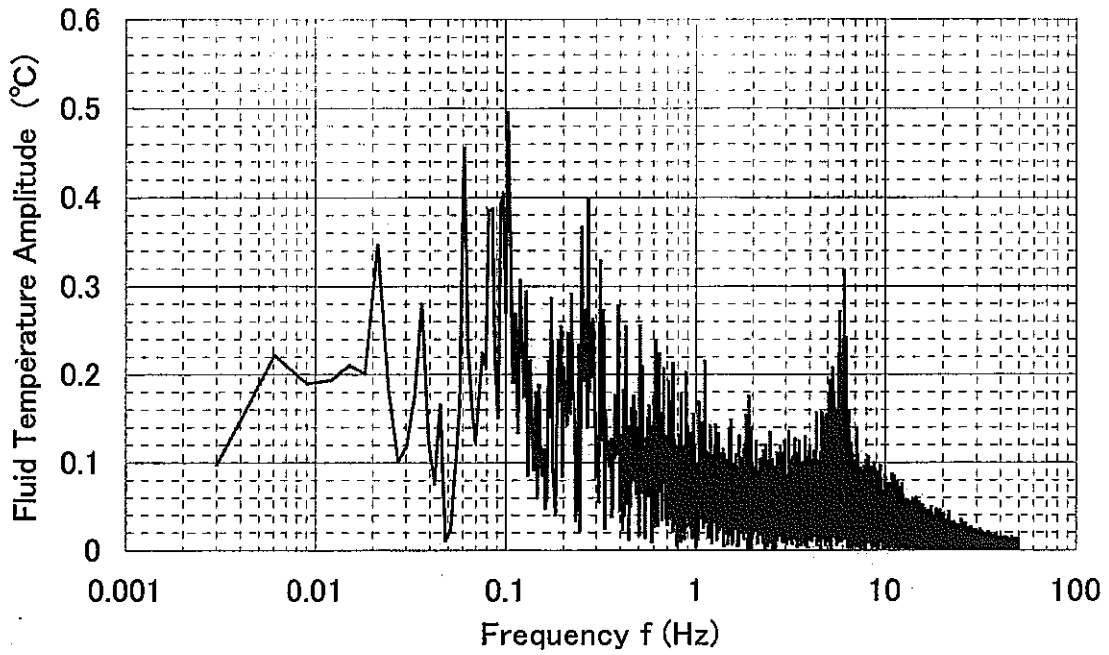


図 5.3-22 周波数領域で表した温度ゆらぎ範囲

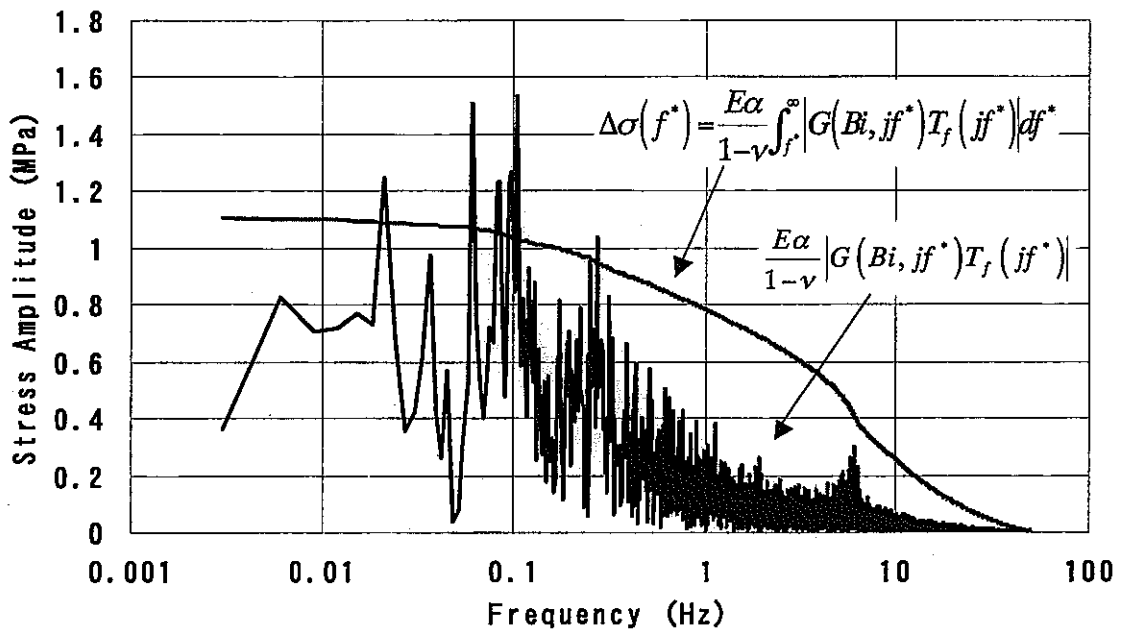


図 5.3-23 周波数領域で表した応力範囲

6. 実用化構造設計基準の体系の検討

従来の構造設計基準は、低温基準を高温に拡張したため肥大化・複雑化し、新技術の取り込みや破損様式の追加が困難であるなどシーズ面において改善の余地を残している。このため、階層化、モジュール化等を採用入れた一層機能的・柔軟な基準体系を目指し、根本的な体系変更を行うこととして、今までに開発計画を明らかにした。しかしながら、研究課題は多く、また、実用高速炉用の実用化構造設計基準としては、先ず設計ニーズ上の課題を優先させる必要がある。設計手法高度化委員会においても新基準体系に関してコメントを受け、体系変更等に関して再検討した。この結果、構造設計基準の開発を短期(平成17年度迄の本研究フェーズⅡ)、長期(10年間程度)の2つのステージに区分し、当面は短期的課題の検討に注力することとした。短期的には、原則として従来の構造設計基準体系を維持し、評価法の充実、非弾性解析・合理的な熱荷重想定法の導入を主体に研究開発を進めていく。ここでは、短期的な課題を明らかにするとともに、長期的課題となり将来検討されることとなった構造設計基準体系に関して、これまでの検討を総括するとともに将来の課題について纏めた。

(1) これまでの検討

当初、新しい構造設計基準を策定するに当たって、以下の目標を掲げ、検討を進めてきた。

- ① 様々な炉型に対応した広範な使用条件に適用できる評価法の整備
- ② 想定される破損モードを漏れなく評価できること
- ③ 使用者の利便を図る

上記の目的を達成する基準の体系のあり方として以下を提案した。

- ① 不足している評価の追加や技術の進歩による評価手法の改良に伴い、基準を改定する必要が度々生じることが予想される。このため、基準を階層化し、上位基準を機能性化するとともに、下位基準に詳細評価法を列挙する形を取る。個々の評価法はモジュール化し、評価手法間の相互参照を無くし、改訂に対応した評価法の追加・変更を容易にする。これらは、コンピュータプログラム言語の最新の思想にも通じるものであり、従来基準においても意識されてはいるが、それをさらに徹底するものである。
- ② 従来の構造設計基準は、応力分類に基づいた基準の構成となっていたが、破損モードに基づく強度評価体系への移行を図る。評価対象の破損モードを、明確化し、評価上抜けのないよう配慮する。
- ③ 従来の構造設計基準は、強度評価クライテリアのみを規定しており、解析、荷重想定につ

いては明確な規定をしていない。しかしながら、解析、荷重想定は評価の精度・合理性や作業の効率に大きな影響を与えるものであるため、これらに関し作業指針を与え、構造設計評価の信頼性、合理性を向上させる。

- ④ ナトリウム冷却型高速炉の場合、ナトリウムに接している機器は高温であるが圧力が低い
ため、クリープ疲労が主要な破損モードとなっている。一方、軽水炉の場合は、温度は比較的低いが圧力が高いため、設計時に配慮すべき破損モードは延性破断となる。このように、機器が受ける温度や圧力により主要な破損モードは変化するため、個々のケースに応じ構造設計基準で注意を喚起し、また、重要度の低い評価を簡略化する。

(2) FDSの短期的検討方針

短期的には、開発した基準を実用高速炉の構造設計に供することを想定し、第2章に示した設計側からのニーズに応える検討を中心に実施していくこととした(表6-1参照)。具体的には、評価の簡素化を目的としNegligible Creep曲線の導入の検討を行う。また、設計評価合理化支援を目的とした非弾性解析指針及び熱荷重想定法の策定検討を行う。さらに、新たな破損モードとしてラチェット疲労評価の追加検討を試験に基づき実施する。

なお、基準体系については、従来の告示及び高温構造設計基準の体系を踏襲することとし、上記の新規項目の導入に係わる事項を中心に検討する。

FDSの短期的な仕上がりイメージを図6-1に示す。

(3) FDS開発の長期課題

長期的には、短期的課題について検討した後、従来の検討を発展させ(1)で掲げている目標を目指して検討を実施する予定である。そこでは、評価手法を充実させるとともに、システム化規格に組み込むことをも想定して基準体系を再構築する。現在挙げられている長期課題としては、以下に示すようなものがある。(表6-2参照)

① 様々な炉型に対応した広範な使用条件に適用できる評価法の整備

ナトリウム冷却型高速炉のみでなく、広範な種類の炉型に対応した汎用的な高温構造設計基準の策定を目指す。このために、評価対象温度域の拡大及び各種評価法の整備を行う。

- ・ 現在、評価対象としていない破損モードについてのサーベイを行い、必要な評価法を整備する。
- ・ 告示の温度域の評価も含めた低温と高温の統一的な設計構造評価法を整備する。

② 想定される破損モードを漏れなく評価できること

- ・ ラチェットクリープ疲労評価法の整備
- ・ 短期で検討を行うラチェット疲労評価法をクリープ温度域まで拡張し、実用高速炉に適用可能な評価法を整備する。
- ・ 現在、評価対象としていない破損モードについて評価法を整備する。(①と同じ)
- ・ 条文のモジュール化により、メンテナンス性の向上を図る。(基準の改良、評価法の追加等を容易にする)
- ・ 温度・圧力区分を導入し、着目すべき評価法を明示するとともに、評価の簡素化を可能とする。

③ 使用者の利便を図る

新しい構造設計基準を設計者が容易に利用できるよう、各種評価手続きや評価手法のガイドラインを整備する。併せて、解析や評価の実施例を例題集として纏め、設計者の作業の参考とする。

- ・ 評価手順を導くマニュアルを整備し、一般の設計者が容易に構造設計基準を利用できるよう支援する。
- ・ 上記と同様の趣旨で、解析や評価手法の運用の仕方を示す例題集を整備する。(短期課題でもあるが継続して実施する)
- ・ 高精度であるが複雑な評価手法のみでなく、多少の精度は犠牲にしても保守的でかつ簡易な評価手法を準備する。

④ 基準体系の構築

- ・ 告示の温度域の評価も含めた低温と高温の統一的な設計構造評価法を整備する。
- ・ 条文のモジュール化により、メンテナンス性の向上を図る。(基準の改良、評価法追加等を容易にする)(②と同じ)
- ・ 記述方式の変更(プログラム化、オブジェクト化)

モジュール化の考えを追求すれば、基準の記述形態として現状のような自然言語ではなく、プログラム言語等で記述することも考えられる。また、モジュール化をさらに発展させ、オブジェクト化を指向する可能性もある。それらの記述方法により、基準のメンテナンスが容易となると同時に、自動的に評価が可能となるメリットがある。実現性には疑問が残るが、このような姿も将来の基準の可能性の一つとして検討を試みる。

- ・ システム化規格との融合
別途検討が進められているシステム化規格の部分規格としての位置付けで、FDSを書き換える。

⑤ その他

- ・ 非弾性解析指針の整備
高精度な詳細構成則を利用可能とする非弾性解析指針を策定する。また、適用対象とする破損モードを拡充する(座屈、延性破断等)。
- ・ 材料強度試験、構造物試験等の結果に基づき、評価のための設計係数を合理化する。

表 6-1 FDSの短期的課題

項目	内容
温度区分	Negligible Creep 曲線を開発・適用し、クリープの効果を設計評価上無視してもよい領域を拡大し、設計の合理化を図る
破損モード	ラチェット疲労に関し、試験に基づき評価手法の開発を行う
非弾性解析指針	簡易構成則（2直線近似）を設計評価に適用できるよう、非弾性解析手順を定めたガイドラインを整備する 具体的な設計に非弾性解析を適用し、例題集として整備する 非弾性解析手法が妥当なものであることを示すため、試験結果等との比較による検証を行う
熱荷重想定法	熱過渡を合理的に想定する手法のガイドラインを整備する

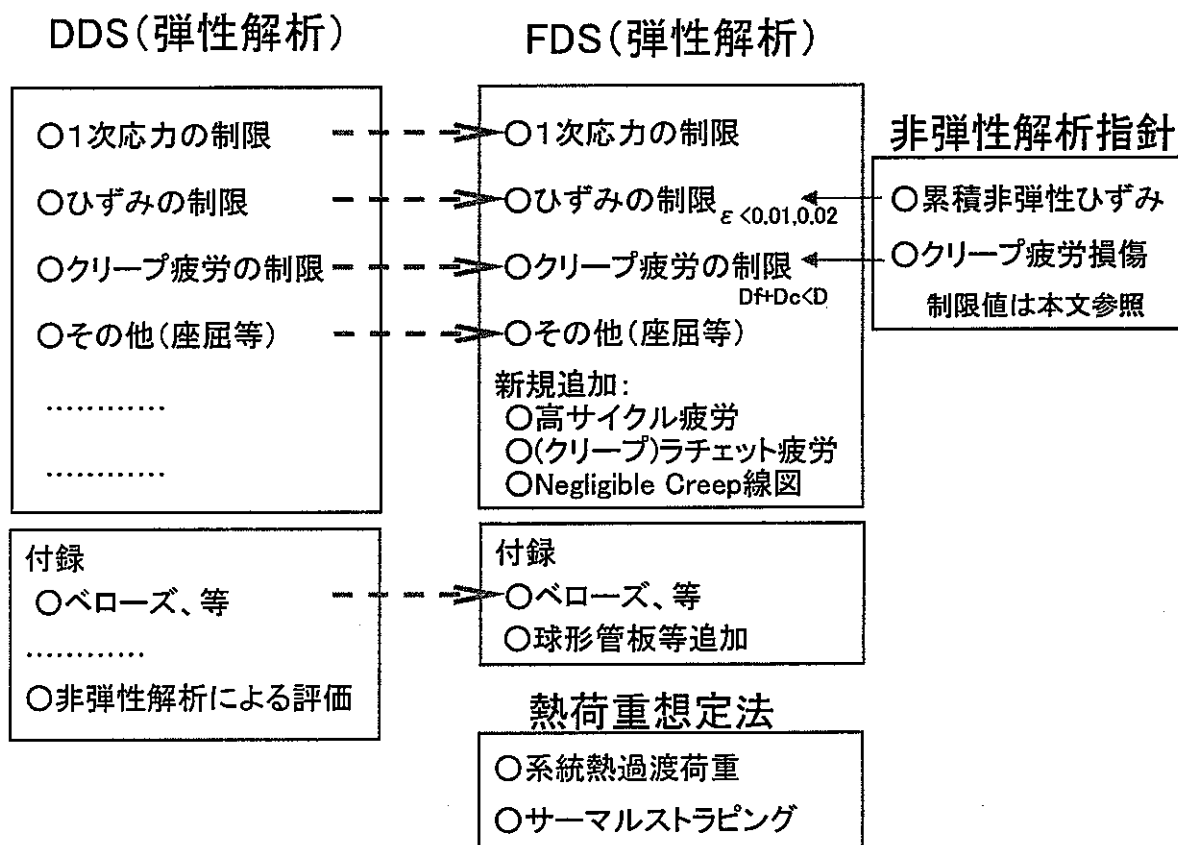


図 6-1 FDSの短期的仕上がりイメージ

表 6-2 FDS の長期的課題

項目	内容
破損モードに抜けのない体系	破損モードのサーベイ 必要な破損モードに対する評価手法の整備
基準の階層化・構造化	基準の改良を容易にするため、階層化・構造化を行う
低温基準との融合	低温から高温まで一貫して評価可能な基準とする ・ Negligible Creep 曲線による低・高温基準（クリープの考慮）の区分 ・ 設計係数、疲労曲線の連続化
荷重区分	高温／低温、高圧／低圧の条件区分を行い、それらの組合せによる主要な破損モードに着目した合理的かつ抜けのない評価体系の構築を行う
設計係数	材料試験・構造物試験結果の充足に伴い、評価のための設計係数を合理化する
非弾性解析指針	高精度な構成則の利用も可能とする非弾性解析指針の策定 必要となる全ての破損モードに対応した非弾性解析指針の策定 非弾性解析の妥当性の検証
荷重想定法	荷重想定手法の開発
複数選択肢	高精度・複雑な評価手法のみでなく、保守的・簡易な評価手法も適用できるように、複数の選択肢を整備する
評価手順指針	長期的に開発する構造設計基準の評価手順は設計者になじみがないため、容易に利用できるように指針を作成する

7. 結 言

実用化構造設計基準FDSに関する本年度の研究成果と今後の計画は以下のとおりである。

(1) 実用化構造設計基準の課題の見直し

- ・ 実用化戦略調査研究が進捗しつつあることから、新型炉の最新の設計ニーズに基づき構造設計基準に対する要求項目をまとめた。
- ・ 発電用新型炉技術確証試験は、平成17年度までを当面の目標とすることから、それまでに実用高速炉設計に貢献できる見通しがある項目、設計概念の成立性判断に必要な項目を優先して、次の研究課題を短期的に解決することとした。
- ・ 破損クライテリアに関しては、ラチェットひずみとクリープ疲労損傷の評価法の高度化を図る。特に累積ひずみが強度に及ぼす限界値(ラチェット疲労限界)を明らかにすることによって、累積ひずみ許容量とクリープ疲労評価法の適用範囲を定める。また、温度と時間による合理的なクリープ設計領域の設定法を開発する。解析法については、古典的構成式を保守的に適用するための具体的手順と詳細構成式の適用要件を備えた非弾性解析指針を策定する。荷重想定法として、熱流動-構造統合解析による合理的で見通しの良い熱荷重想定法を開発する。

(2) 破損クライテリアの高度化

a. ラチェットが疲労に及ぼす影響の検討

- ・ ラチェット疲労の発生機構と発生限界を明確にして、破損クライテリア(クリープ疲労評価法適用範囲)を設定すべく、合理的なラチェット疲労試験方法を計画立案し予備試験を行った。
- ・ 今後はラチェット疲労試験を継続実施する。また、ラチェット疲労発生限界条件を提示する手法を検討する。さらに、従来想定していなかった条件下のラチェット評価法について検討する。

b. 合理的なクリープ設計領域判定法の策定

- ・ 合理的なクリープ設計領域設定法であるNC(Negligible Creep)カーブに関し、応力が1.5Smより高い条件と2次応力が主体の場合にも対応できるようNCカーブの適用条件を拡張した。また、NCカーブを採用する場合の課題を整理した。
- ・ 今後は、高速実用炉の機器設計に試用し適用性を評価する。また、NCカーブの妥当性の

検証方法に関する検討を行う。

c. 1次応力の影響評価法の整備

- ・ 2次応力支配の場合の破損様式と評価法に対して、1次応力が高めとなった場合の影響を簡易モデルによる解析を通じ検討評価した。また等価線形処理を行わずに1次応力と2次応力が並存する場から1次応力を分類評価する手法を検討の上選定し、その妥当性を確認した。
- ・ 今後は、熱荷重が主体である高速実用炉の機器を対象として、1次応力の影響評価法の適用性を検討する。

(3) 非弾性解析指針の策定

a. 非弾性解析法の検討

- ・ 高速炉機器の応力場を模擬した単純モデルを用いて、負荷履歴の非弾性解析結果への影響を調査した。
- ・ 今後は、実機モデルを用いて負荷履歴の影響に関する解析評価を継続実施する。また、詳細構成則を指針案に取り込む上での課題の解決策の検討を行う。

b. 非弾性解析指針の評価手法の妥当性検証

- ・ 妥当性検証のため、活用し得る既往構造物試験に関して調査し、また、検証試験の計画をたてた。
- ・ 今後は、検証を目的として、実用高速炉の原子炉容器液面近傍を模擬した構造物モデル試験を開始する。また、活用可能な既往構造物試験データを用い、指針に規定する評価手法の妥当性を検討する。

c. 非弾性解析に対応したクリープ疲労損傷評価法

- ・ 非弾性解析の算定応力に基づくクリープ損傷計算値が非常に低くなる中間保持状態を想定しても、緩和クリープ損傷を安全側に評価するロジックについて検討した。
- ・ 今後は、本年度に検討した(中間保持)緩和クリープ損傷を安全側に評価するロジックの具体化を図り、その妥当性を検討する。

d. 非弾性解析指針策定方針等の検討

- ・ 本指針の策定方針、記載事項を明確にした。また、破損クライテリアとのリンクについて整理した。さらに、非弾性解析指針に基づく解析の妥当性を保証するための例題を検討した。

- ・ 今後は、指針の条文試案を検討する。必要に応じ、解析の妥当性を保証するための例題策定も継続する。

(4) 熱荷重想定法

a. 熱荷重想定法の体系等の検討

- ・ 高速炉で典型的な熱荷重として、「系統熱過渡荷重」、「温度成層界面移動荷重」、「サーマルストライピング荷重」、「配管内熱成層」、「DNB荷重」及び「液面揺動」を摘出し、上記熱荷重を対象とした熱荷重想定法の体系の検討した。特に設計上重要な「系統熱過渡荷重」と「サーマルストライピング荷重」に関しては以下のとおり具体化を進めた。

b. 系統熱過渡荷重想定法

- ・ 平成13年度までに提案した熱流動-構造統合解析と実験計画法を組み合わせた合理的系統熱荷重想定法を実用化炉の中間熱交換機ポンプ合体機器評価に適用し事例集化を進めた。
- ・ 上記の合理的系統熱荷重想定法を効率的に適用するために必要な高速炉プラントで熱過渡荷重が厳しい部位を把握するためのスクリーニング手法の候補を整理した。
- ・ 今後は、適用事例を増やすとともに熱荷重による高応力部位のスクリーニング手法の検討を継続する。

c. サーマルストライピング荷重想定法

- ・ 平成13年度までに提案した流体温度ゆらぎに対する熱応力の周波数伝達関数による予測法の高度化を計った。
- ・ 上記熱応力予測に基づく疲労損傷評価法を検討した。
- ・ 今後は、熱応力解析法と疲労損傷予測法を組み合わせ、全体の評価体系の検討を行っていく。

(5) 基準体系の検討

- ・ 設計ニーズの充足を優先する方針に基づき、実証炉基準に新たな破損クライテリアを追加した上で、非弾性解析指針と熱荷重想定法を併せた体系を短期的にまとめることとした。
- ・ 階層化・モジュール化等を取り入れた機能的・柔軟な基準体系に関しては、これまでの検討を総括するとともに、長期的課題として取り組むこととした。

第Ⅲ編

新材料の基準化の検討

目 次

1. 緒 言	1-1
2. 高速増殖炉用 12Cr 鋼の開発	2.1-1
2.1 候補仕様(タングステン調整)材の製作	2.1-1
2.2 材料試験内容	2.2-1
2.3 基本材料特性評価試験	2.3-1
2.4 熱時効後の材料特性評価	2.4-1
3. 溶接施工法の確立	3.1-1
3.1 溶接継手の製作	3.1-1
3.2 溶接部における硬さ測定	3.2-1
4. 材料特性評価法見直し	4-1
5. 新材料基準化の考え方	5.1-1
5.1 選定のための指標検討	5.1-1
5.2 実績の考え方	5.2-1
6. 結 言	6-1

1. 緒言

化石燃料に代替する将来の最も有望なエネルギー供給システムと位置付けられた高速増殖炉(FBR)は、安全上も経済的にも商業・工業的に受容できる発電プラントとして成立することが求められている。平成11年から始められた「実用化戦略調査研究」では、そうした要求を受け、多くの革新的な設計、概念の採用が試みられている。FBRプラントの特徴を的確に反映した構造材料の新たな開発/選択は、最も大きな経済的効果が期待できる導入技術の1つである。そうした材料の適用により、機器・構造物のコンパクト設計が可能となり、材料の大幅な減容が予想されるためである。また、同時に設計選択肢の広がりや安全裕度の増加についても期待されている。

FBRの主要な負荷の特徴が熱過渡/温度変動に起因するひずみ制御型負荷であることから、構造材料は、温度変動の影響を抑制する熱的特性及び高温下での負荷に対する耐性、すなわち高温強度に優れていることが望まれる。そのうえで、厳しい安全性確保の要求から、新材料であっても長時間にわたる信頼性や構造健全性維持の確証を求められるが、現況からは、材料自身の工業的な使用実績により評価される場合が多い。

以上のような背景から、本研究では熱特性ならびに高温強度がバランス良く優れる高クロム鋼、特に、既に火力発電分野で実績がある12Cr鋼のFBRプラントへの適用性検討を実施する。また、並行して新材料の導入/基準化に関する考え方についても検討を加える。

平成12年度には、高クロムフェライト鋼を中心とした材料開発の状況調査、火力プラントで最も使用実績があるHCM12A(P122, T122, 火 SUS410J)鋼データに基づく材料強度基準試案の策定を含む12Cr鋼のデータ整備状況の確認とFBR適用見通しの検討、さらに、以上の調査・検討結果を踏まえたFBR用12Cr鋼仕様の検討を行った。

平成13年度は、平成12年度調査結果に基づき、データ量が希少なFBR使用温度域について、データ拡充を図るとともに、取得データに基づき材料強度基準試案及び特性式の見直しを行った。また、高クロムフェライト鋼をFBR機器へ適用する場合の大きな課題となるクリープ疲労強度、靱性ならびに高温延性の改善を志向した材料仕様の検討を継続した。検討結果に基づき、有望と思われる候補仕様について厚肉板(30mm)及び伝熱管相当板(3mm)を製作した。実プラントへの適用に際し、もう1つの大きな課題である溶接施工については、広く公開文献やメーカ情報について調査を実施した。「新材料の基準化の考え方」については、新材料の採用基準の具体的な検討に着手した。

本年度は、平成13年度に製作した候補仕様材(タングステン中/無添加材)について、改善目標の達成度を評価する材料試験を実施するとともに、同様主旨で研究が進められているFBR電力共

通研究(電共研)成果を参照し、FBR用12Cr鋼の最適仕様について検討を深めた。また、長寿命プラント適用で懸念される熱時効(経年)後の特性変化を把握する目的で、600℃-6,000時間熱時効した候補材の評価に着手した。さらに、各候補材について、調査に基づき現状で最適と思われる施工法に従い溶接継手を製作し、高クロム鋼溶接部では共通した課題となっているHAZ軟化部の程度を確認している。「新材料の基準化の考え方」については、次年度の候補仕様絞込みに向け、新材料の採用基準の具体的な検討を継続した。

2. 高速増殖炉用 12Cr 鋼の開発

2.1 候補仕様(タングステン調整)材の製作

高 Cr 系材料として 12Cr 系鋼が熱的特性、高温強度及び他プラントでの高温使用実績の点で優れており、高速増殖炉(FBR)用構造材料として有力な候補材料であることが今までの調査により示されている(図 2.1-1、図 2.1-2 参照) [1]。12Cr 系鋼のうち FBR 用構造材料開発に向けた仕様検討の原型となりうる鋼種として、火力で加工性や溶接性を含め最も実績がある HCM12A がある。FBR への適用性を検討する際、主要な負荷形態に差があることから、火力プラントと異なりクリープ疲労強度に優れることが求められる。しかし、一般に、実機使用を想定したクリープ疲労試験には長い時間がかかるため、代替として、相関が認められるクリープ破断延性の確保を 1 つの要求特性としている。HCM12A は図 2.1-3 に示すように、600℃以上で 100~1,000 時間を超えるとかなり明確な延性低下が認められる。時間外挿法として用いられることが多い時間-温度パラメータに従えば、現状、FBR 使用温度である 550℃では 10,000 時間までは延性低下は認められないものの、実機使用のような長時間域では延性が低下する可能性を否定できない。そのため、本研究では、同鋼以外の有力な候補材として、同様に火力用に開発され実績のある 12Cr 鋼の中からタングステン(W)無添加 12Cr 鋼と W 中添加 12Cr 鋼を選定した。両鋼は、高温長時間安定したクリープ破断延性を期待できる化学組成と開発経緯から、適用対象温度域が FBR プラント適用に有利であることが分かっている。本年度は両候補材料について以下に示す強度試験を実施した。

(1) タングステン無添加 30mm 板厚材

W 無添加材の仕様原型となった 12Cr 鋼は火力用タービンロータ材として開発され、焼戻し温度を低く設定することにより、高い耐力及びクリープ強度を実現した材料であり、耐力が HCM12A の 1.4 倍程度、クリープ破断強度は 316FR 並を有している。しかし、この火力タービンロータ材は、クリープ疲労強度($\Delta \epsilon_f=1\%$ 、 $t_f=1\text{hr}$)が図 2.1-4 に示すように改良 9Cr-1Mo 鋼より若干低く [2]、本研究の開発目標に達しない。また、硬いことから溶接を多用する構造物への適用や加工性に問題が残る。そこで、FBR 仕様として、耐力、クリープ強度を若干犠牲にして、焼戻し温度を上げ延性や韌性を高める(材料を軟らかくする)とともに、クリープ疲労強度の向上(図 2.1-4 及び図 2.1-5 [2] 参照)を図っている。

化学成分及び熱処理条件を表 2.1-1 及び表 2.1-2 に、室温での機械性質を表 2.1-3 に示す。化学成分は基本的に火力仕様と同じであり、Mo の固溶強化によりクリープ強度を向上させることを特徴とした 12Cr 鋼である。図 2.1-6 にミクロ組織観察例を示す。

(2) タングステン中添加 30mm 板厚材

W 中添加材は、タービンロータ材として開発された材料を基に、原型材の持つ耐力及びクリープ破断強度をやや犠牲にして、FBR 使用条件におけるクリープ疲労強度や靱性の改善を狙って開発した材料である。そのため、熱処理は原型材よりも高温化し、主として Ni、C、W 添加量の調整を行っている。これらの化学成分については下記の観点から成分を定めた。

[Ni]は、タービンロータ仕様よりも低減することにより、脆化及び靱性は低下するが、組織が安定となり、長時間での強度、延性が向上し、短時間強度への影響小さい。火力では 600℃以上の温度及び高速回転部位を念頭に、 δ フェライトを“0”に押さえるための成分設計を行っているが、FBR としては 550℃以下の温度及びナトリウムバウンダリの静止部位を考えると、 δ フェライトを完全に無くする成分設計にはこだわる必要は無く、数%の δ フェライトは許容可能と判断した。

[C]は、タービンロータ仕様よりも低減することにより、短時間強度、靱性、脆化は低下するが、長時間強度はやや増加し、延性も増加する。火力では、 δ フェライトの抑制及び高強度化を狙い、増加の傾向で考えがちであるが、FBR では溶接性及び延性の確保を目的に、0.12%以上の C 添加は避けた。

[Mo]は、タービンロータ仕様よりも低減することにより、延性及び靱性を向上できる。短時間及び長時間強度が低下する可能性があるが、W との複合添加で強度低下は防止できる。

[W]の添加は、600℃での長時間強度の向上をもたらすが、FBR の主要な使用温度域である 550℃以下では添加効果小さい。550℃での長時間強度の安定性を狙い少量添加するに留める。

[Mo+W]は、12Cr 系に対しては、Mo 当量で 1.5%程度が最適と判断した。

$$(\text{Mo 当量} = \text{Mo} + 0.5\text{W})$$

溶解は、スーパークリーン材を狙い、真空溶解(原料精選)のラボ溶解とし、溶解量は 1 キュベット真空 180 kg 単位で行った。

熱処理条件は、材料強度を左右する。クリープ破断強度の観点からは、最終焼戻し温度は、使用温度+150℃が目安の 1 つと言われている。W 中添加材の熱処理条件については、室温での引張強度 850MPa 以上、耐力 720MPa 以上、伸び 20%以上、絞り 70%以上を目標として、最終熱処理条件を、焼きならし温度 1,050℃、加熱時間 1 時間後空冷、焼戻し温度 720℃、加熱時間 2 時間後空冷とした。

化学成分及び熱処理条件を表 2.1-1 及び表 2.1-2 に、室温での機械的性質を表 2.1-3 に示す。また、図 2.1-7 にミクロ組織観察結果を例示する。

(3) タングステン無添加 3mm 板厚材

伝熱管に 12Cr 鋼熱処理材を適用した場合の基本特性を把握するために、厚さ 3mm の W 無添加材を製作した。なお、厚さ 3mm は伝熱管相当の厚さである。

W 無添加 3mm 板厚材の化学成分仕様は 30mm 板厚材と同じであり、表 2.1-1 に示す組成である。熱処理条件は、上述の 30mm 板の仕様を基に熱処理後の 0.2%耐力が約 600 MPa になるよう熱処理条件を設定した。熱処理条件を表 2.1-2 に、室温の機械的性質を表 2.1-3 に、ミクロ組織観察結果を図 2.1-6 に示す。

W無添加3mm板厚材の製造手順を以下に示す。

- ① 素材製作：t20mm×W75mm×L600mm
- ② 軟化熱処理：1050℃×1hrAC+775℃×3hrAC
- ③ 表面切削：t16mm×W65mm×L580mm
- ④ 熱間圧延：t4.7mm
- ⑤ 軟化熱処理：1050℃×1hrAC+775℃×3hrAC
- ⑥ 表面スケール除去：t4.6mm
- ⑦ 冷間圧延：13.2mm(加工度30.4%)
- ⑧ 調質熱処理：1090℃×1hrAC+760℃×1hrAC
- ⑨ 切断：W50mm×L250mm
- ⑩ 表面スケール除去

(4) タングステン中添加 3mm 板厚材

タングステン(W)中添加 3mm 伝熱管相当板材の化学成分や熱処理などは、30mm 板厚材の仕様と同様である。熱処理条件を表 2.1-2 に、室温の機械的性質を表 2.1-3 に、ミクロ組織観察結果を図 2.1-7 に示す。3mm 伝熱管相当板材の製作手順を以下に示す。

- ① 素材製作：t 20mm x W200mm x L1200mm
- ② 熱間圧延：1050℃～1000℃ t 8 mm
- ③ 軟化熱処理：1050℃ x 1 h AC+720℃ x 2 h AC
- ④ 表面切削加工： t 6 mm
- ⑤ 冷間圧延①（加工度 25% ） t4.5mm
- ⑥ 軟化熱処理：1050 度 x 1 h AC+720℃ 2 h AC
- ⑦ 表面スケール除去

- ⑧ 冷間加工②（加工度 33%） t 3.0mm
- ⑨ 最終熱処理：焼きならし、1050℃ x 1 h AC
焼きもどし、 720℃ x 20min AC
- ⑩ 製品切断： t 3 mm x W200mm x L1100mm
- ⑪ 表面スケール除去

参考文献

- [1] 受託研究報告書「改良 9Cr 鋼材料データの評価研究」（平成 10 年度）
- [2] 平川他、CAMP-ISIJ Vol.14、pp365、2001

表 2.1-1 供試材の化学成分 (wt%)

材料	板厚 (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
W 無添加材	30	0.14	0.07	0.52	0.009	0.001	0.60	10.36	1.48	0.18
	3	0.14	0.04	0.57	0.003	0.001	0.67	10.45	1.55	0.15
	仕様	0.10-0.16	≤0.10	≤1.00	≤0.015	≤0.015	≤1.00	10.0-11.0	1.30-1.60	0.12-0.22
W 中添加材	30	0.12	<0.01	0.47	0.005	0.006	0.71	10.20	1.21	0.20
	3	0.12	<0.01	0.49	0.006	0.004	0.72	10.25	1.20	0.20
	仕様	0.10-0.14	≤0.1	≤0.7	≤0.01	≤0.01	0.5-0.8	9.5-11.0	1.0-1.30	0.10-0.30

材料	板厚 (mm)	Nb	N	Sol.Al	W	Cu	Sn	Sb	As
W 無添加材	30	0.059	0.047		—				
	3	0.06		0.002	—				
	仕様	0.03-0.08	0.03-0.07	≤0.010	—	≤0.15	≤0.015	≤0.0015	≤0.020
W 中添加材	30	0.056	0.027	<0.001	0.35	0.02	<0.001	<0.001	<0.001
	3	0.056	0.028	<0.001	0.35	0.02	<0.001	<0.001	<0.001
	仕様	0.04-0.08	0.02-0.05	≤0.005	0.30-0.40	<0.10	≤0.005	≤0.002	≤0.005

表 2.1-2 供試材の熱処理条件

材料	板厚 (mm)	焼ならし		焼戻し							
		温度 (°C)	時間 (h)	温度 (°C)	時間 (h)	温度 (°C)	時間 (h)	温度 (°C)	時間 (h)	温度 (°C)	時間 (h)
W 無添加材	30	1090	34 OQ	550	37FC	665	47FC	700	30FC	740	4FC
	3	1050	1 AC	760	1 AC						
W 中添加材	30	1050	1 AC	720	2 AC						
	3	1050	1 AC	720	2 AC						

注) W 無添加材は最終 SR 処理までを熱処理条件と考えており、表中の最終項は SR 条件を示す。

W 中添加材の熱処理には SR 条件は示されていないが、実機使用时には適切な SR しよりを行う。

表 2.1-3 供試材の機械的性質 (室温)

材料	板厚 (mm)	機械的性質			硬さ
		0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	
W 無添加	30	570	732	19	255 (Hv)
	3	686	853	16	269 (Hv)
W 中添加	30	724	867	22	271 (Hv)
	3	962	1037	12	293 (Hv)

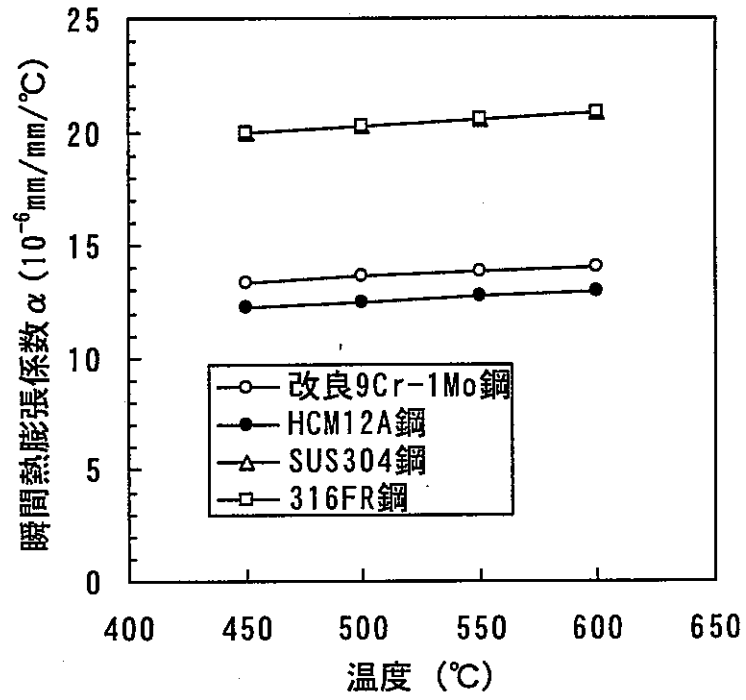


図 2.1-1 各鋼種の熱膨脹係数の比較

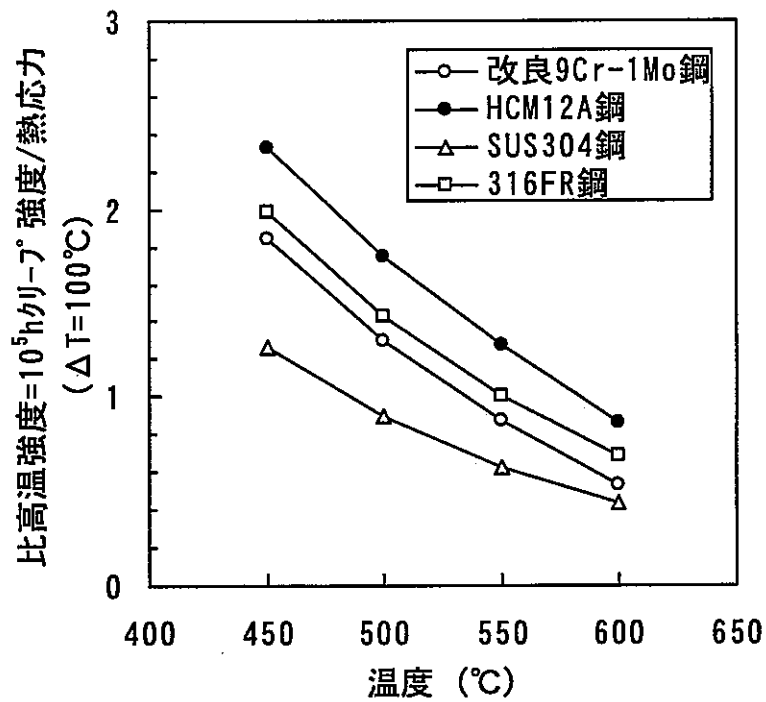
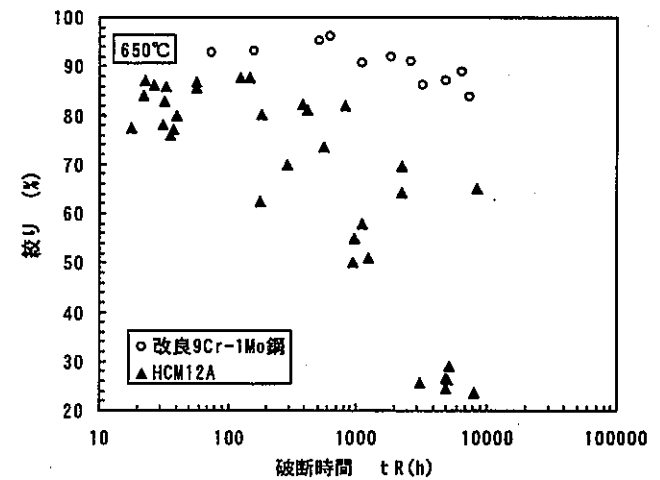
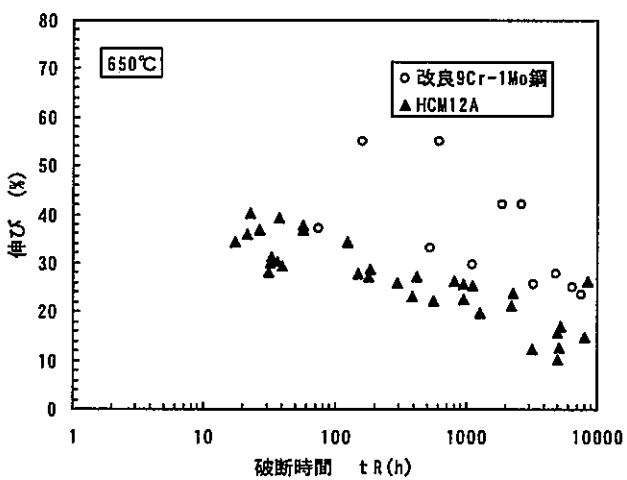
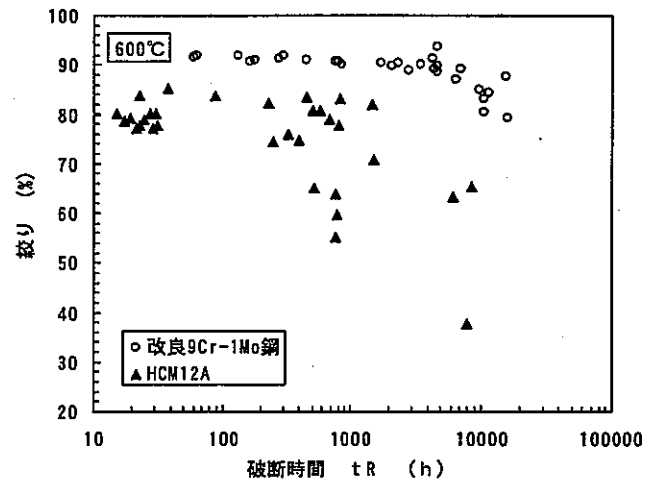
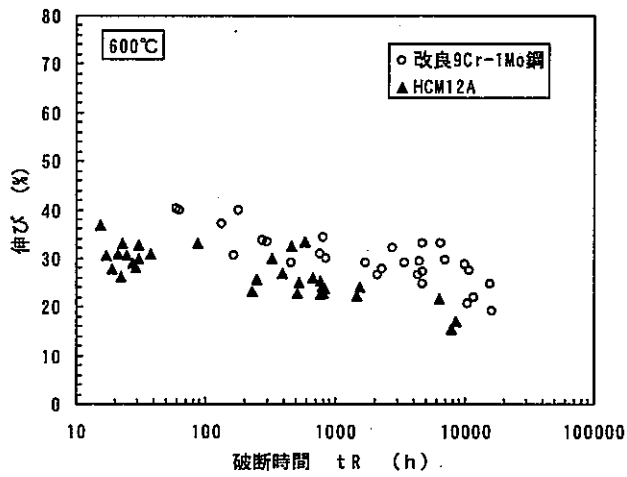
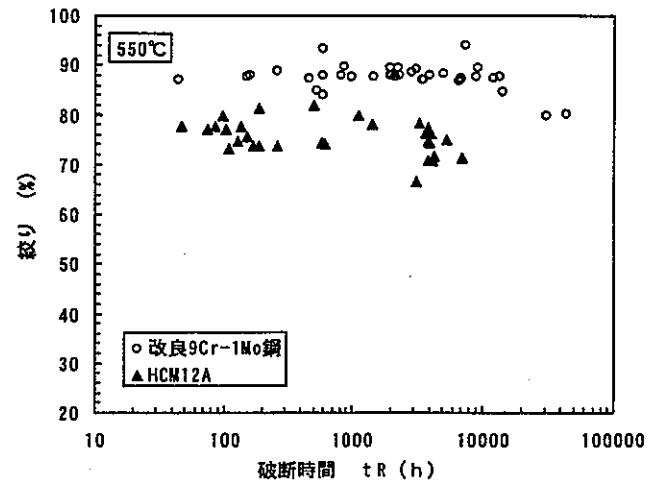
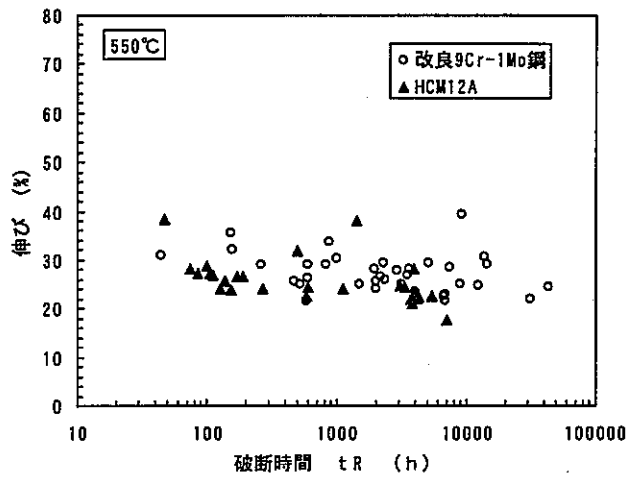


図 2.1-2 各鋼種の比高温強度の比較



(1) 破断伸び

(2) 絞り

図 2.1-3 HCM12A のクリープ破断延性の傾向

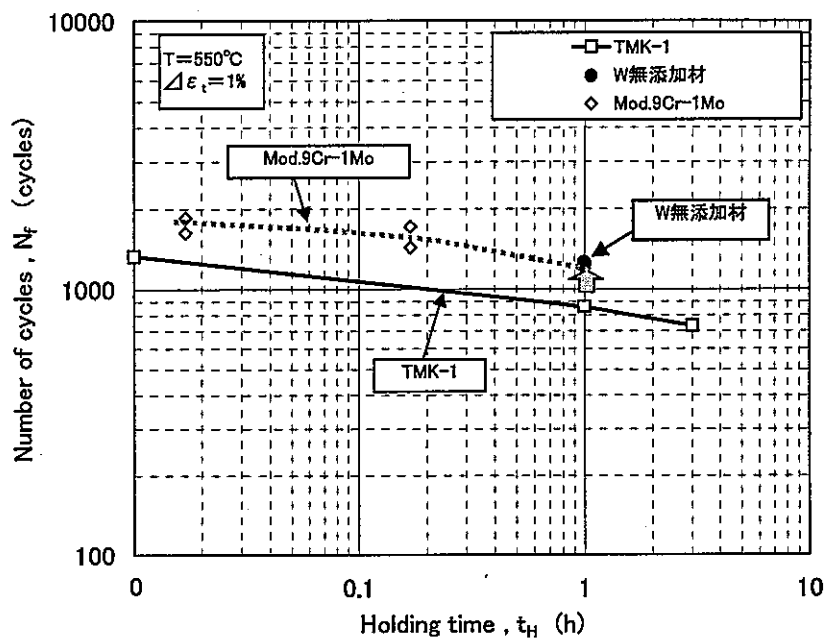


図 2.1-4 W無添加材のクリープ疲労強度[2]

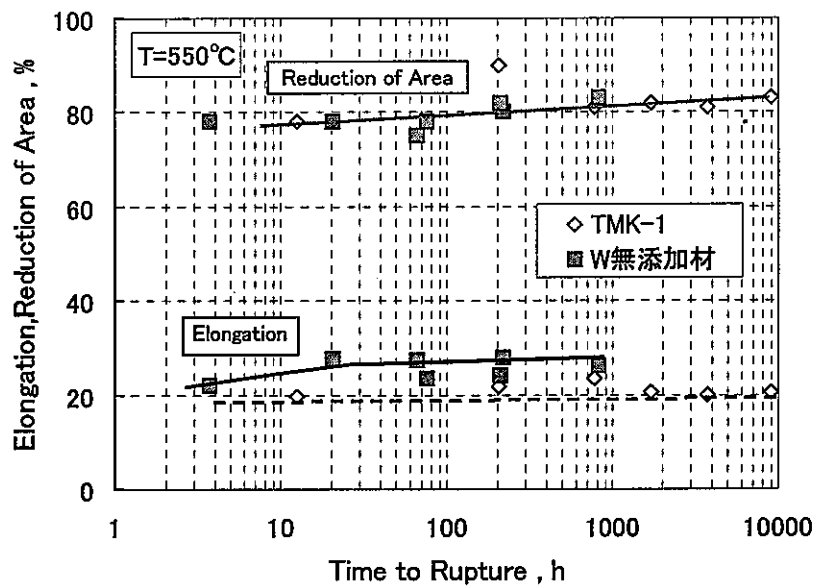


図 2.1-5 W無添加材のクリープ破断延性[2]

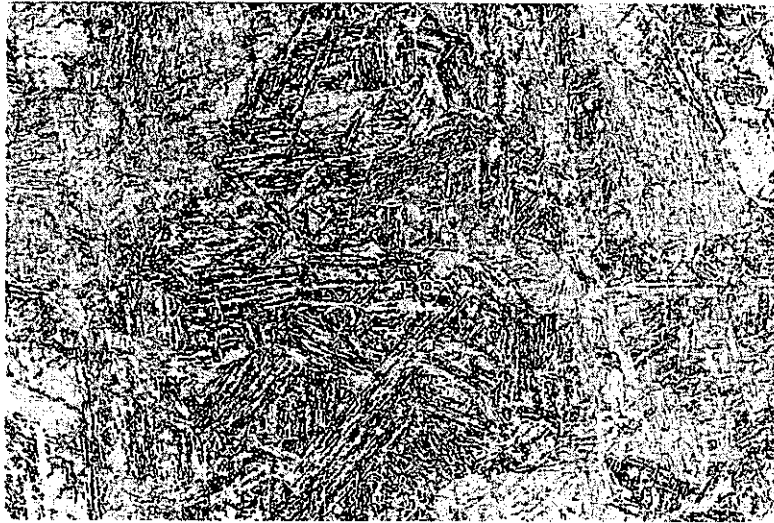
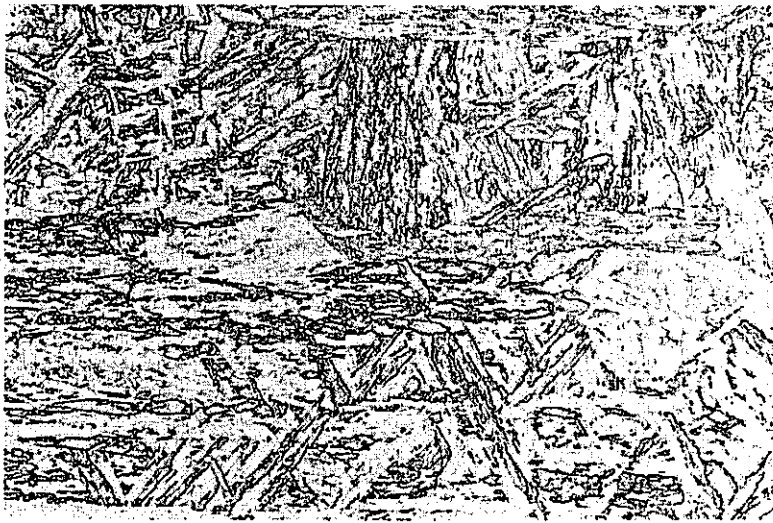
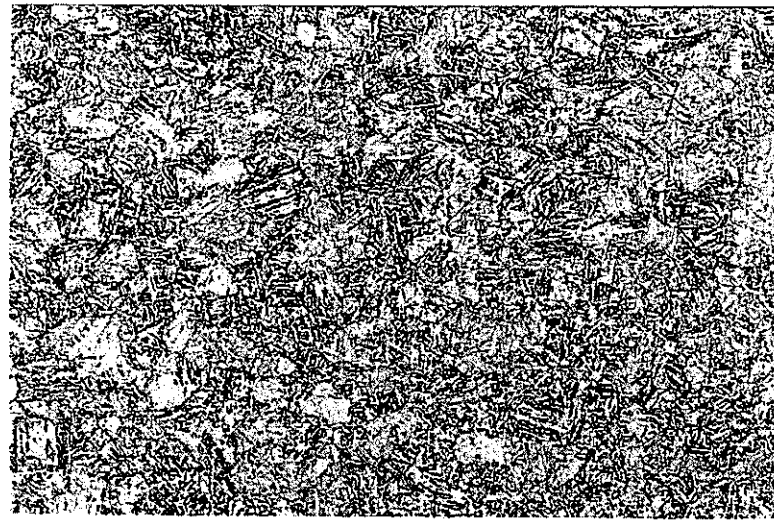
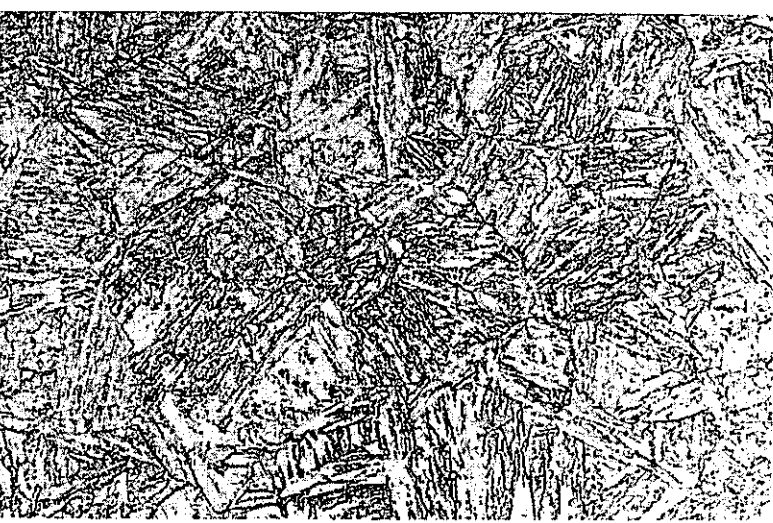
材 料	ミク ロ 組 織 観 察 結 果		硬 さ 値 HV (10)
	0.1mm	0.02mm	
W無添加 30mm材		<p style="text-align: center;">拡大 →</p> 	251
W無添加 3mm材		<p style="text-align: center;">拡大 →</p> 	269

図2.1-6 W無添加材のミク ロ 組 織 と 硬 さ 値

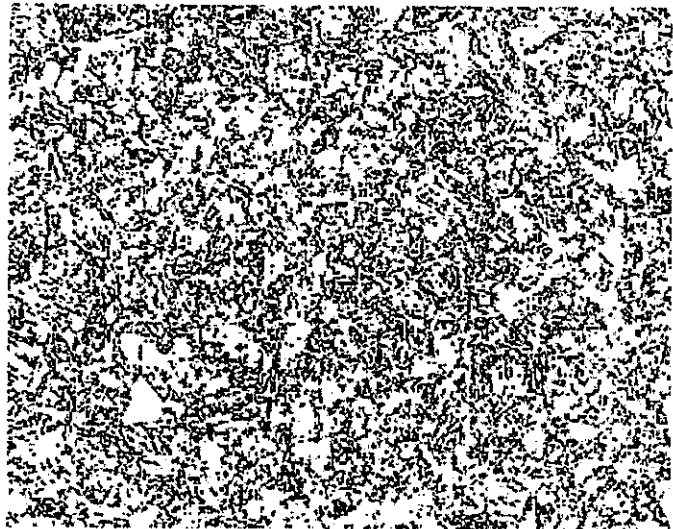
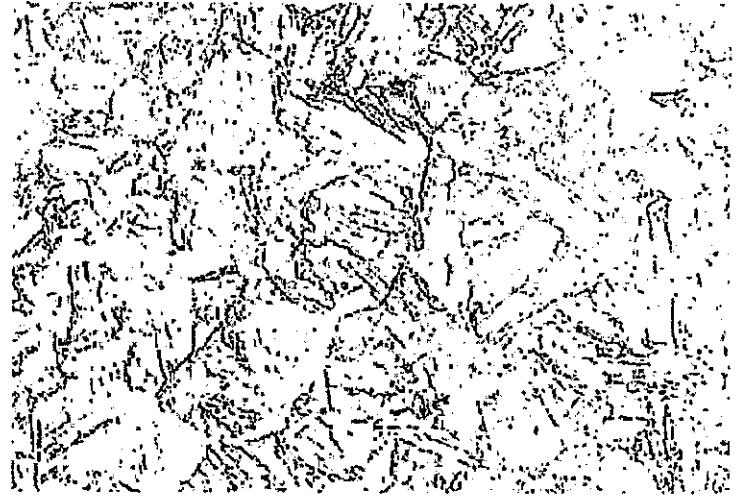
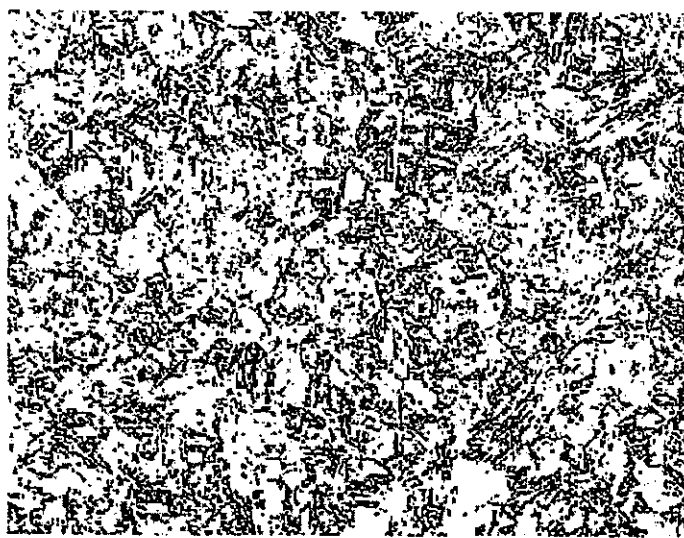

材 料	ミク ロ 組 織 観 察 結 果		硬 さ 値 HV (10)
	0.1mm	0.02mm	
W中添加 30mm材		<p style="text-align: center;">拡大 →</p> 	271
W中添加 3mm材		<p style="text-align: center;">拡大 →</p> 	293

図 2.1-7 W中添加材のミクロ組織と硬さ値

2.2 材料試験内容

(1) 基本試験計画及び工程

一般に、材料強度基準値の策定や構造強度評価法開発に必要となる材料特性データの種類及び量は非常に多くなる。本年度は、まず候補仕様とした W 調整材が特性改善目標を達成する見通しがあるか否かを評価検討するために必要な最小限のデータを優先的に取得する。候補仕様の基本的な材料特性評価に係わる以外の検討項目、例えば、FBR 適用に向けた熱処理効果の検討や冷却材との共存性評価については、研究の効率性を図るためにそれぞれ別に進められている電共研成果や核燃料サイクル開発機構の研究成果を適宜に参照することとしている。また、改善程度を評価するうえで必要となる参照データについては、同様に電共研成果、過去の火力関係で収集されたデータならびに電力中央研究所(電中研)成果を参照する。

本研究では、2つの W 調整材、W 中添加及び W 無添加材について、500℃及び550℃を中心とする FBR 使用温度における各種基本材料特性の把握を行う。特に、同温度におけるクリープ疲労及びクリープ変形・破断に関するデータの取得を優先する。候補仕様材は、参照とする火力仕様 HCM12A から高温延性及び靱性の改善を目指して設計されたものであることから、靱性改善達成の見通しを得る目的で関連の深い衝撃特性についても試験を優先する。また、これらの候補材の原型材が大型鍛鋼品であることから、伝熱管への適用を見通すために薄肉板の材料特性について確認する。さらに、実機では多用される溶接継手についても性能確認を行い、改善課題などを摘出する。対象とする FBR プラントの長寿命化に向けては、懸念される時効後の材料特性変化について検討する。

参照となる火力仕様の HCM12A については、長時間データが比較的多く蓄積されており、長時間クリープ破断強度に関しては、FBR 使用温度域である 500℃及び550℃でにおける補填程度で充足可能である。一方、FBR 構造物評価には、必要なクリープ挙動データは多くの破断試験で取得されていないため、FBR 温度におけるクリープ試験では変形データ取得も行う。さらに、FBR で重要な疲労、クリープ疲労に関してはデータが無く、FBR 条件での確認を優先する。これらについては、電共研データ及び電中研における研究成果を参照する。

平成 15 年度の仕様見通しを得るまでに取得すべきデータを優先度 1 として、試験条件及び試験工程を検討した。表 2.2-1 は優先度 1 の試験条件を示す。また、表 2.2-2 は優先度 1 の試験工程を示す。表には、電共研実施計画も参考に併記している。この中で、HCM12A の溶接継手に関しては、電中研内部での実施計画が実施された場合は、電中研データを用いることとしている。電中研での実施状況によっては計画を見直す。

優先度1設定の考え方を下記に示す。

- ① W 中添加/無添加については、既存材料に対する改良評価及び懸念される特性の評価に資するデータ取得の試験とする。
- ② 12Cr 鋼での重要課題と思われる、①母材の FCI、②母材の靱性(LBB 評価に必要な特性)、及び③母材並びに溶接部の時効後脆化の評価に資するデータ取得を優先させる。
- ③ 3mm の伝熱管相当板材について、引張及びクリープ強度の把握を行う。
- ④ 標準材と位置付けている HCM12A 鋼については、材料強度基準試案で不足しているデータ及び特性式策定(見直し)に資することを目的とする試験とする(電共研)。

(2) 試験条件と試験方法

a. 試験内容と試験条件

本年度実施の W 無添加/中添加材の試験内容及び試験条件を表 2.2-3~7 に示す。表には参考として電共研にて実施している既存の HCM12A の内容も併記する[1]。この中で時効材とは、600℃で 6,000 時間熱時効処理を施した材料を示す。本年度は、引張、衝撃及び熱時効後の引張、衝撃特性を把握した。また、クリープ及びクリープ疲労試験は試験継続中である。さらに、熱時効試験は本年度の 600℃-6,000 時間に引き続き、600℃-10,000 時間の熱時効試験を継続実施している。溶接継手に関しては、継手製作が完了し、継手の熱時効試験に着手している。

b. 試験方法

(a) 引張試験

引張試験は JISB7721、JISG0567 に基づいて実施した。試験片は W 無添加材について全て直径 6 mm、標点間距離(GL)30mm を用いた。W 中添加材は、素材のままの試験は直径 10mm、標点間距離(GL)50mm、時効後の試験は直径 6 mm、標点間距離(GL)30mm を用いた。この両試験片の強度及び延性の比較を RT 及び 550℃で実施し、差異が無いことを別途確認している。

(b) クリープ試験

クリープ試験は 500 及び 550℃で、3,000 時間以上の破断目標に対する推定応力を設定して実施した。

(c) クリープ疲労試験

クリープ疲労試験は、電気炉加熱式の電気機械式疲労試験機を用いて実施した。試験片形状は直径 8mm、標点間距離(GL)20mm(W 無添加材)及び 18mm(W 中添加材)を用いた。繰返し

時のひずみ速度は 0.015/sec で行った。

(d) 衝撃試験

衝撃試験は、JIS Z2242 に基づき、シャルピー衝撃試験機を用いて行った。試験片は JIS Z2202 の 10mmx10mmx55mmL で 2mm 深さの V ノッチのフルサイズを用いた。試験温度は 20℃ ~200℃ の 5 温度レベルで、衝撃エネルギーの上部棚値を求める目的で実施した。

(e) 硬さ試験

硬さ試験は、JIS Z2244 に従い、ピッカース硬さ試験を実施した。

(f) 熱時効試験

熱時効試験は、電気炉を用いて 600℃ で 6,000 時間均一加熱を行った。その後、時効材を用いて、引張、衝撃及び硬さ試験に供した。

参考文献

- [1] 日本原子力発電(株) 受託研究報告書「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」平成 14 年度 (平成 15 年 3 月)

表 2.2-1 優先度 1 の試験条件

供試材		引張	引張	引張	引張	引張	組織 硬さ	時効後		
								引張	衝撃	組織 硬さ
本 研 究	W 中添加/ 無添加 * 数値は 各素材毎	30mm 板*1	3000 ~ 10000h (4 本)	RT ~ 650°C (10 本)	(2 本)	上部棚 確認	1 式	RT ~ 650°C (10 本)	上部棚 確認	1 式
		3mm 伝 熱管相 当材	3000 ~ 10000h (4 本)	RT ~ 650°C (10 本)	—	—	—	—	—	—
		30mm 板 TIG 溶 接	3000 ~ 10000h (2 本)	—	—	—	上部棚 確認	—	RT ~ 650°C (10 本)	上部棚 確認
電 共 研	HCM12A	52mm 板 *2	3000 ~ 10000h (5 本)	RT ~ 650°C (10 本)	(3 本)	上部棚 確認	1 式	RT ~ 650°C (10 本)	上部棚 確認	1 式
		30mm 板 TIG 溶 接*3	—	—	—	—	—	—	—	—
	HCM12A-0 1FBR	718-1 30mm	3000 ~ 10000h (3 本)	RT ~ 650°C (10 本)	(2 本)	上部棚 確認	1 式	RT ~ 650°C (10 本)	上部棚 確認	1 式
	HCM12A-0 2FBR	745-3 30mm	—	RT ~ 550°C (2 本)	(2 本)	(2 本)	—	—	—	—
		745-10 30mm	—	RT ~ 550°C (2 本)	—	(2 本)	—	—	—	—
	HCM12A-0 1FBR	760-1 3mm	3000 ~ 10000h (4 本)	RT ~ 650°C (10 本)	—	—	—	—	—	—

*1 : W 無添加材 1 本 H13 年度修了

*2 : 平成 12 年度に一部実施(クリープ 3 本、クリープ疲労 2 本修了)

*3 : 電中研内部試験により見直し

表 2.2-2 優先度1の試験工程 (2001~2003)

綱種	種別	2001JFY	2002JFY	2003JFY
HCM12A板 (30mmt)	母材	クリープ疲労試験		
		クリープ/応力緩和試験		
	熱時効		熱時効後特性試験	
	溶接継手	継手製作	引張	※CRIEPI内部実施試験により内容見直し クリープ試験
		熱時効		熱時効後特性試験
HCM12A-FBR板 (30mmt)	母材	材料製作	引張	熱処理
		クリープ試験		引張
				クリープ試験
HCM12A-FBR伝熱管 相当板 (3mmt)	母材	材料製作	引張	クリープ試験
W中添加/無 添加材板 (30mmt)	母材	材料製作		
		W無添加材予備試験		
	クリープ試験		クリープ試験	
	熱時効		熱時効後特性試験	
溶接継手	継手製作	引張	熱時効	
	クリープ試験		熱時効	
			熱時効	
W中添加/無 添加材伝熱 管相当板 (3mmt)	母材	材料製作	引張	クリープ試験

表 2.2-3 H14 年度実施の引張試験条件

	材料	温度(バール数)	本数	備考
本研究	W 無添加 30mm	RT/650 (5)	10	
	W 無添加 3 mm 伝熱管相当板	RT/650 (5)	10	
	W 中添加 30mm	RT/650 (5)	10	
	W 中添加 3 3 mm 伝熱管相当板	RT/650 (5)	10	
	W 無添加 30mm 時効材	RT/650 (5)	10	H15 年度予定
	W 中添加 30mm 時効材	RT/650 (5)	10	H15 年度予定
電共研	HCM12A-01FBR(718-1) 30mm	RT/650 (5)	10	
	HCM12A-02FBR(745-3) 30m	RT/650 (2)	2	
	HCM12A-02FBR(745-10) 30m	RT/650 (2)	2	
	HCM12A-01FBR(760-1) 0m	RT/700 (11)	22	
	HCM12A-52mm 時効材	RT/650 (2)	2	H15 実施予定

表 2.2-4 H14 年度実施の衝撃試験条件

No	材料	温度(バール数)	本数	備考
本研究	W 無添加 30mm	RT/200 (5)	10	上部棚値の確認
	W 中添加 30mm	RT/200 (5)	10	
	W 無添加 30mm 時効	RT/200 (5)	10	
	W 中添加 3mm0 時効	RT/200 (5)	10	
電共研	HCM12A-52mm	RT/200 (5)	10	上部棚値の確認
	HCM12A-52mm 時効材	RT/200 (5)	10	
	HCM12A-01FBR(718-1) 30mm	RT/200 (5)	10	
	HCM12A-02FBR(745-3) 30mm	RT/200 (5)	5	
	HCM12A-02FBR(745-10) 30mm	RT/200 (5)	5	

表 2.2-5 H14 年度実施硬さ及びマイクロ組織観察条件

No	材料	内容	本数	備考
本研究	W 無添加 30mm	硬さ、組織	一式	硬さ：ピッカース硬さ (Hv) 組織：100、500 倍
	W 中添加 30mm	硬さ、組織	一式	
	W 無添加 30 時効	硬さ、	一式	
	W 中添加 30 時効	硬さ、	一式	
	W 無添加 3mm 伝熱管相当板材	硬さ、組織	一式	
	W 中添加 3mm 伝熱管相当板材	硬さ、組織	一式	
電共研	HCM12A-52mm	硬さ、組織	一式	
	HCM12A-52mm 時効材	硬さ、	一式	
	HCM12A-01FBR(718-1) 30mm	硬さ、	一式	

表 2.2-6 H14 年度実施クリープ試験条件

No.	材料	温度 (°C)	時間 (h)	本数 (本)	備考
本研究	W 無添加 30mm	500	3000	4	
		500	10000		
		550	3000		
		550	10000		
	W 中添加 30mm	500	3000	3	
		550	3000		
		550	10000		
	W 無添加 3mm 伝熱管相当板材	500	3000	3	
		550	3000		
		550	10000		
W 中添加 3mm 伝熱管相当板材	550	3000	2		
	550	10000			
電共研	HCM12A-52mm	550	10000	1	
	HCM12A-01FBR (718-1) 30mm	650	3000	1	
	HCM12A-01FBR (760-1) 3mm	500	3000	2	
		550	3000		

表 2.2-7 H14 年度実施クリープ疲労試験条件

No.	材料	温度 (°C)	$\Delta \epsilon$ (%)	Th (h)	備考
本研究	W 無添加 30mm	550	0.5	1	今年度試験終了
		550	0.35	0.17	
		550	0.7	3	
	W 中添加 30mm	550	0.5	1	
		550	0.35	0.17	
電共研	HCM12A32	550	0.5	1	今年度試験終了

2.3 基本材料特性評価試験

2.3.1 30mm 板厚材の基本材料特性評価

板厚 30mm の W 中添加材及び W 無添加材の基本特性を把握するとともに、火力仕様 HCM12A、HCM12A-01FBR(718-1) 30mm(H13 年度製作 FBR 熱処理(718℃、1 時間)30mm 板材) [1] 及び改良 9 Cr 鋼などとの比較評価を行い、開発 W 調整材の特性改善到達レベルを評価するために基本材料特性試験を実施する。具体的には、高温短時間、長時間強度及び延性、クリープ疲労強度や靱性についての改善レベルを評価する。

(1) 高温短時間強度特性

図 2.3.1-1(a)(b)～図 2.3.1-2(a)(b)に W 中/無添加 30mm 材の引張試験結果を示す。図中には HCM12A 及び HCM12A-01FBR(718-1) 30mm の値も併記している。

0.2%耐力、引張強度は 500℃以下の温度範囲では HCM12A-01FBR(718-1) 30mm が最も強く、次いで W 中添加材、W 無添加材、HCM12A の順になっている。しかしながら、500℃を超えると、4 鋼種の強度差は小さくなり、ほぼ同程度の強度になっている。

伸びについては、RT～600℃の温度範囲で 4 鋼種間の有意な差は認められない。絞りについては、500℃以下の温度では、W 中添加材、W 無添加材、HCM12A-01FBR(718-1) 30mm 材、HCM12A の順で大きく、HCM12A と HCM12A-01FBR(718-1) 30mm は同程度の値である。550℃以上では、W 中添加材と W 無添加材の絞りは同程度の値を示し、両者に有意な差は認められない。

総括すると、500℃以下の温度で W 中添加は強度、延性とも優れている。一方、HCM12A-01FBR(718-1) 30mm では、強度は高いが延性が低くなっている。W 無添加材は、強度、延性とも W 中添加材と HCM12A-01FBR(718-1) 30mm の中間の特性を示している。一方、550℃以上の温度になると W 中添加材と W 無添加材に有意な差は見られない。

(2) 衝撃試験

材料の靱性改善見通しを得る目的で衝撃試験を実施した。試験は 2mmV ノッチ試験片を用い、温度 0℃～200℃の範囲で実施した。

W 無添加 30mm 材及び W 中添加 30mm 材の衝撃試験結果を図 2.3.1-3 に示す。図中、比較材として HCM12A [1、2] 及び HCM12A-01FBR(718-1) 30mm 材 [1] の結果を併記して示す。

W 無添加 30mm 材及び W 中添加 30mm 材の吸収エネルギーは、遷移温度領域で W 中添加 30mm 材がやや高い傾向を示したが、上部棚温度付近の 200℃ではほぼ同等で吸収エネルギーは約

180J であった。HCM12A と比較すると両材とも全般的にやや高い値を示した。

破面は、両材とも 20℃ 以下では脆性破面が見られるが、50℃ 以上の温度領域では全て延性破面であり、脆性破面は観察されなかった。

(3) 高温長時間強度(クリープ)特性

a. タングステン無添加 30mm 板厚材

試験温度 500℃ 及び 550℃ のクリープ試験を実施し、今期間中に 500℃ の試験が 2 本終了し、550℃ の試験が 2 本試験中である。

クリープ試験結果を改良 9Cr-1Mo 鋼、HCM12A 鋼及び W 無添加 30mm 板厚材に関する三菱社内データも含めて図 2.3.1-4~2.3.1-6 に示す。W 無添加 30mm 板厚材のクリープ強度特性は、強度及び破断延性とも改良 9Cr-1Mo 鋼とほぼ同等となった。

クリープ破断強度が HCM12A の下限程度になった要因としては、焼戻し条件決定の根拠とした室温の 0.2% 耐力が約 570MPa と目標値よりやや低めであったためと考えられる。図 2.3.1-7 に 0.2% 耐力(室温)とクリープ破断特性の関係を改良 9Cr-1Mo 鋼、HCM12A 鋼及び 0.2% 耐力(室温)が異なる W 無添加材試験結果 [3] と併記して示す。W 無添加材の 0.2% 耐力(室温)とクリープ破断強度及びクリープ破断延性の関係は 0.2% 耐力(室温)が高いほどクリープ破断強度は高い傾向で、破断延性は逆に低い傾向が認められる。そのため、0.2% 耐力(室温)とクリープ破断強度の関係についての検討を試みた。図 2.3.1-8 に W 無添加材の応力を 0.2% 耐力(室温)で無次元化した値と破断時間の関係を改良 9Cr-1Mo 鋼、HCM12A 鋼と併記して示す。図から分かるように 0.2% 耐力とクリープ破断時間には相関関係が認められ、0.2% 耐力(室温)である程度のクリープ破断時間を推定できる。

今回試作した W 無添加 30mm 板厚材のクリープ破断強度は目標とした HCM12A の強度維持が困難であったが、目標 0.2% 耐力(焼戻し条件)を適切に設定することでクリープ破断強度維持とクリープ疲労強度(クリープ延性)のバランスをとることが可能であるものと思われる。

b. タングステン中添加 30mm 板厚材

表 2.3.1-1 にクリープ試験の条件と結果を示す。温度は 500℃ と 550℃ の 2 条件とし、応力はそれぞれ温度で 2 条件とした。図 2.3.1-9 に W 中添加 30mm 板厚材に関する試験結果を、火力仕様 HCM12A 及び改良 9Cr-1Mo 鋼のクリープ試験データと併せて示す。W 中添加 30mm 材の結果は 500℃、550℃ とも HCM12A の平均クリープ破断式より破断強度が高く、破断時間で 1 桁以上高強度を示している。

図 2.3.1-10 に W 中添加 30mm 材のクリープ試験 (500℃) の伸び及び絞りを、図 2.3.1-11 に W 中添加 30mm 材のクリープ試験 (550℃) の伸び及び絞りをそれぞれ示す。

これらの図に基づけば、今回試作した W 中添加 30mm 板厚材は、破断強度を確保したうえで、FBR 使用温度域における長時間延性が HCM12A と同レベルもしくは改良 9Cr-1Mo 鋼の下限値レベルを確保できたといえることができる。

(4) クリープ疲労強度特性

a. タングステン無添加 30 mm 板厚材

W 無添加 30mm 板厚材について、実機使用条件に近い低ひずみ範囲域のクリープ疲労強度評価を目的に、550℃、全ひずみ範囲 0.36%、0.167 時間引張ひずみ保持条件で材料試験を実施した。

試験結果を表 2.3.1-2 に示す。図 2.3.1-12 に各保持時間での全ひずみ範囲と破損繰返し数の関係を、図 2.3.1-13 に保持時間と破損繰返し数の関係を改良 9Cr-1Mo 鋼 [3]、HCM12A [1] 及び W 無添加 30mm 板厚材の平成 13 年度取得データと併せて示す。同図から、クリープ損傷が有為だと思われる、0.5%、1 時間保持条件では、W 無添加材の寿命は改良 9Cr-1Mo 鋼及び HCM12A より長寿命であり、保持効果のない低サイクル疲労寿命 (寿命曲線は改良 9Cr-1Mo 鋼) とほぼ同等であることが分かる。一方、クリープ損傷の割合が相対的に小さく、疲労損傷の寄与が大きいと考えられる保持時間の少ない 0.36%、0.167 保持条件では、ほぼ改良 9Cr-1Mo 鋼と同様な結果となった。

図 2.3.1-14 に代表サイクルにおけるヒステリシスループを、図 2.3.1-15 に繰返しに伴う応力の変化を示す。繰返しに伴う応力の変化挙動は繰返し軟化挙動を示し、平均応力は圧縮側となっている。

図 2.3.1-16 に寿命中期における繰返し応力ひずみ関係を改良 9Cr-1Mo 鋼の結果 [3] 及び HCM12A の結果 [1] と併記して示す。W 無添加材の繰返し応力ひずみ関係は HCM12A とほぼ同等で改良 9Cr-1Mo 鋼に比較して応力はやや高目の傾向を示す。

図 2.1.2-17 に寿命中期の保持中の応力緩和挙動を示す。

b. タングステン中添加 30mm 板厚材

W 中添加 30mm 板厚材のクリープ疲労試験条件及び実施状況を表 2.3.1-3 に示す。温度は 550℃、ひずみ範囲は 0.5% と 0.35% の 2 条件である。図 2.3.1-18 に試験状況を示す。現状はいずれも予想寿命の 50% にも達していない。

参考文献

- [1] FBR電力共通研究報告書 構造設計手法の検討、平成14年度報告書
- [2] 榎木他、住友金属技報 Vol.47 No.4、pp29、1995
- [3] 受託研究報告書「改良9Cr鋼材料データの評価研究」(平成10年度)
- [4] 角屋好邦他、鉄と鋼 第78 第6号、pp66、1992
- [5] 東北電力殿データ
- [6] 平成14年度発電用新型炉技術確証試験調査報告書、高温構造健全性評価技術確証試験、2003
- [7] 三菱重工(株)社内データ
- [8] 平川他、CAMP-ISIJ Vol.14、pp365、2001

表 2.3.1-1 W中添加 30mm 板厚材クリープ試験結果

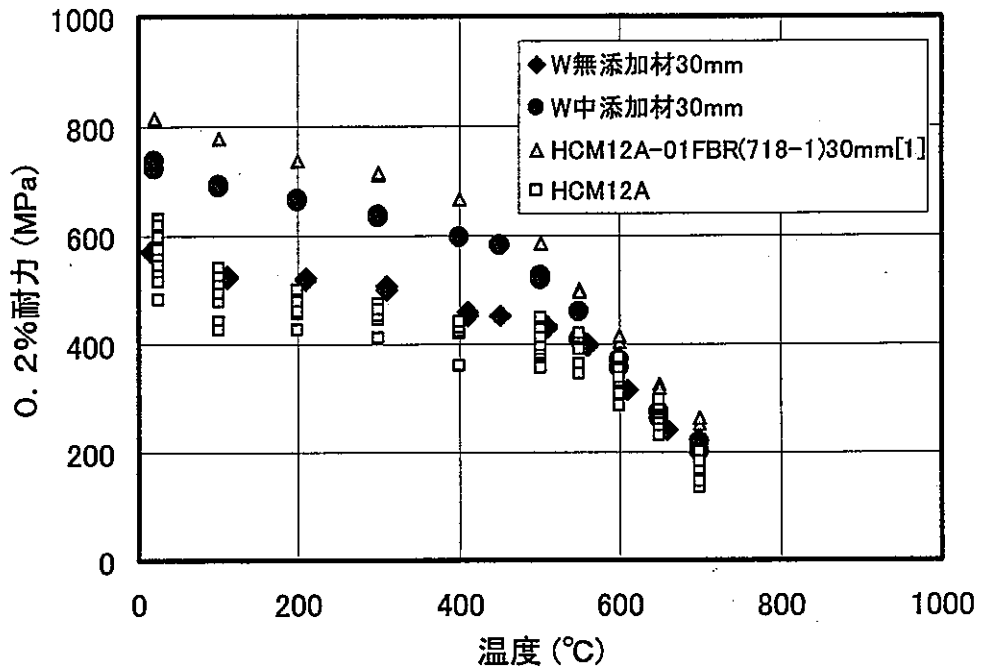
板厚 (mm)	温度 (°C)	応力 (MPa)	破断時 間 (h)	初期 ひずみ (%)	破断 伸び (%)	破断 絞り (%)	定常クリ-プ 速度 (%/h)	破断 位置	備考
30	550	343	239.1	0.186	24	82	1661×10^{-2}	B	終了
30	550	294	5256.7	0.160	23	82	6.47×10^{-5}	B	終了
30	500	471	25.8	0.268	22	80	8.47×10^{-2}	B	終了
30	500	392	3750.6	0.178	19	75	4.95×10^{-4}	B	終了

表 2.3.1-2 W無添加30mm板厚材の低ひずみクリープ疲労試験結果

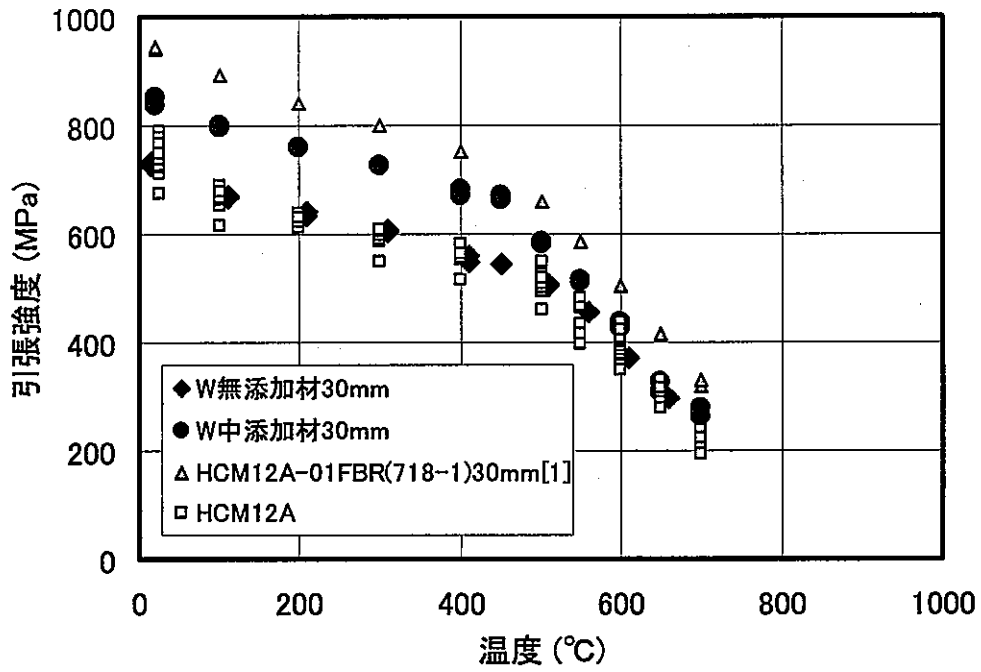
材料	温度 (°C)	全ひずみ範囲 (%)	保持時間 (hr)	破損繰返し数 N ₂₅ (サイクル)
W無添加 30mm材	550	0.5	0.167	30367

表 2.3.1-3 W中添加 30mm 板厚材のクリープ疲労試験状況

材料	温度 (°C)	$\Delta \epsilon$ (%)	保持時間 (h)	現在繰返し数 (回)
W中添加 30mm	550	0.5	1.0	>2700 試験中
W中添加 30mm	550	0.35	0.167 (10分)	>13000 試験中
参考				
HCM12A (t-t M)	550	1.0	1.0	Nf=820
HCM12A (t-t H)	550	0.7	1.0	Nf=2170
HCM12A (t-t M)	550	0.5	1.0	Nf=4980
HCM12A (t-t H)	550	0.5	1.0	Nf=6239

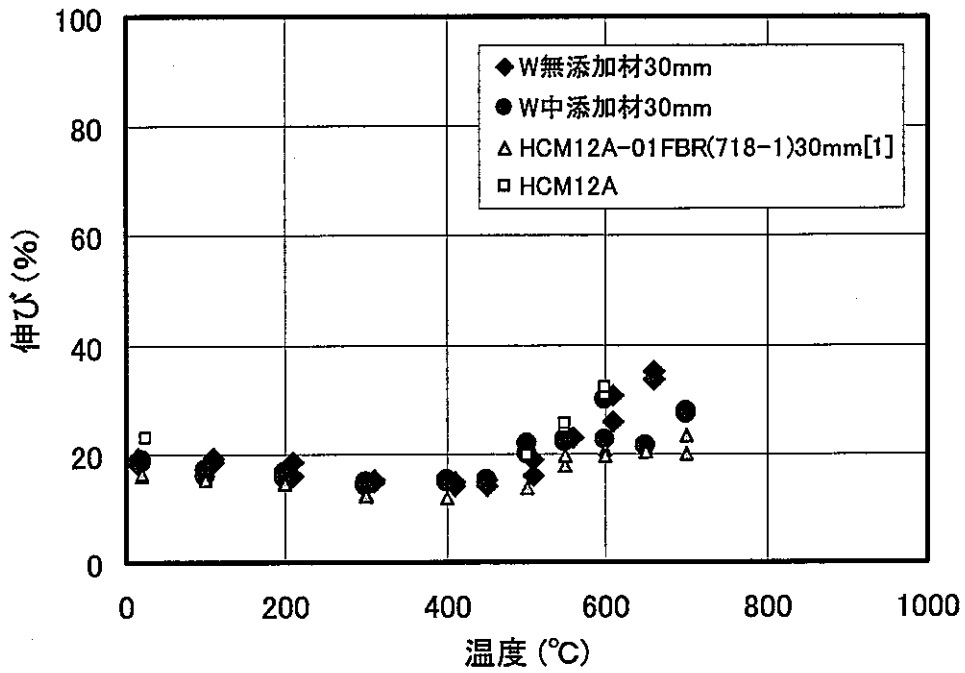


(a) 0.2%耐力

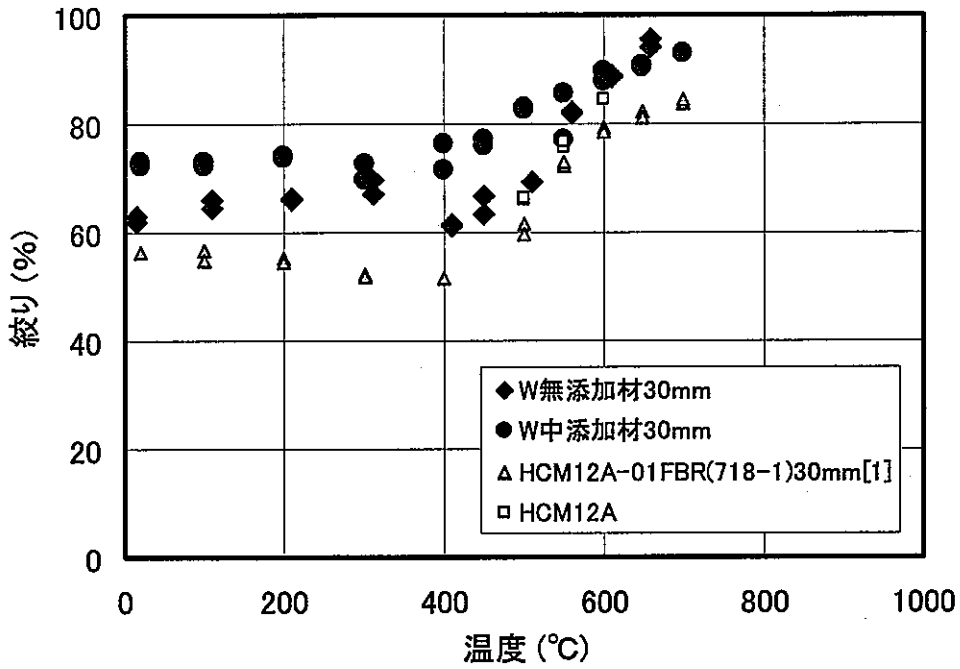


(b) 引張強度

图 2.3.1-1 W中/無添加 30mm 材引張試驗結果 (0.2%耐力、引張強度)

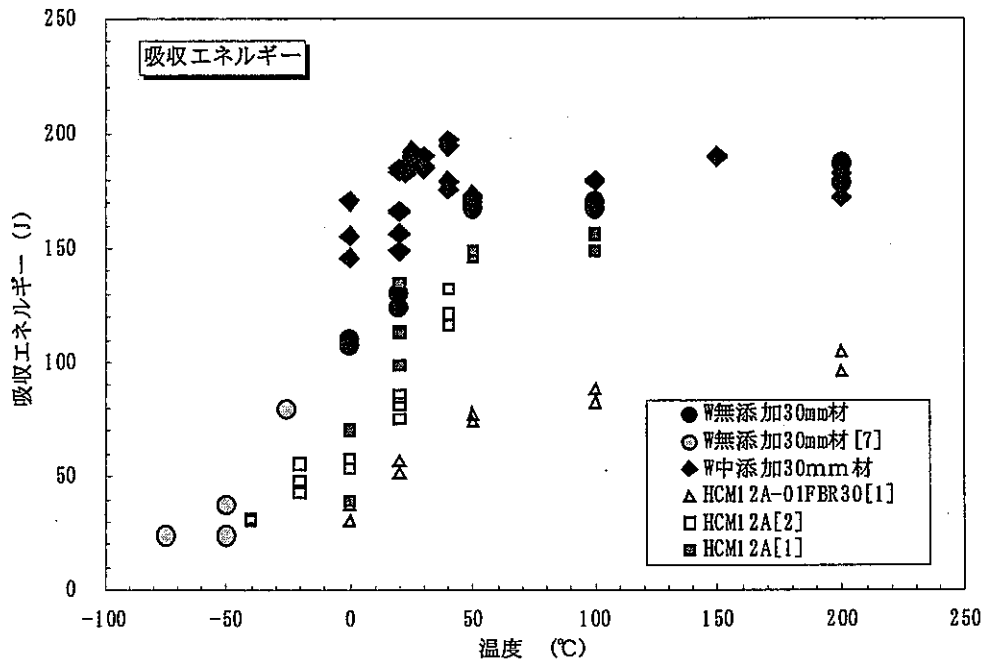


(a) 伸び

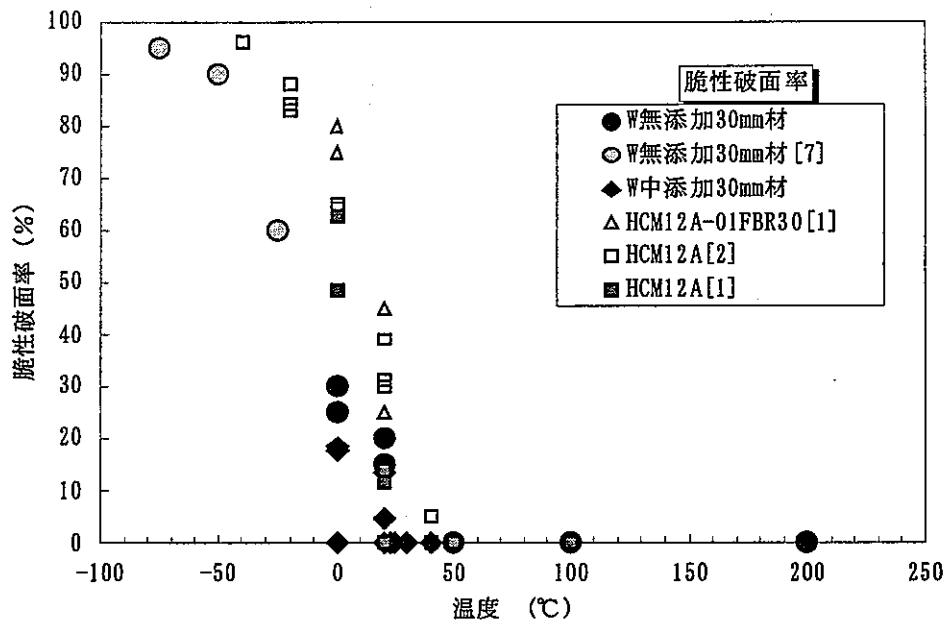


(b) 絞り

図 2.3.1-2 W中/無添加 30mm 材引張試験結果 (伸び、絞り)



(1) 吸収エネルギー



(2) 脆性破面率

図 2.3.1-3 W 無添加 30mm 材及び W 中添加 30mm 材の衝撃試験結果

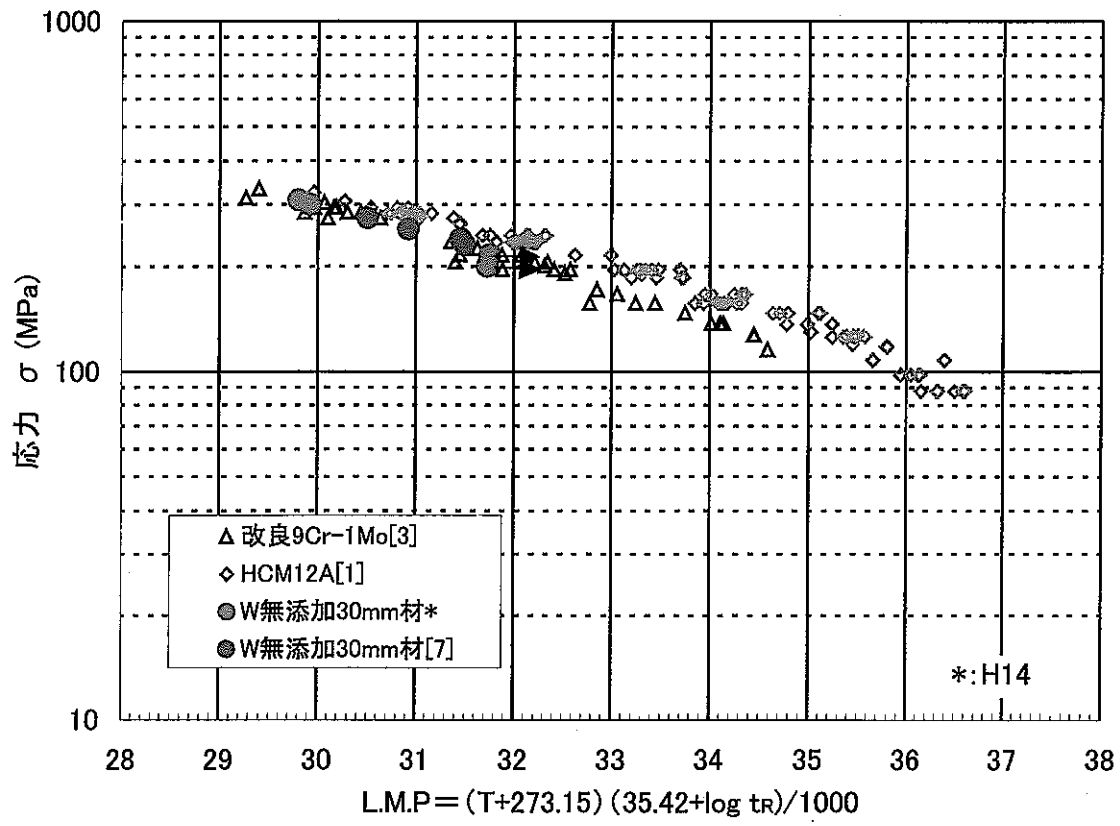
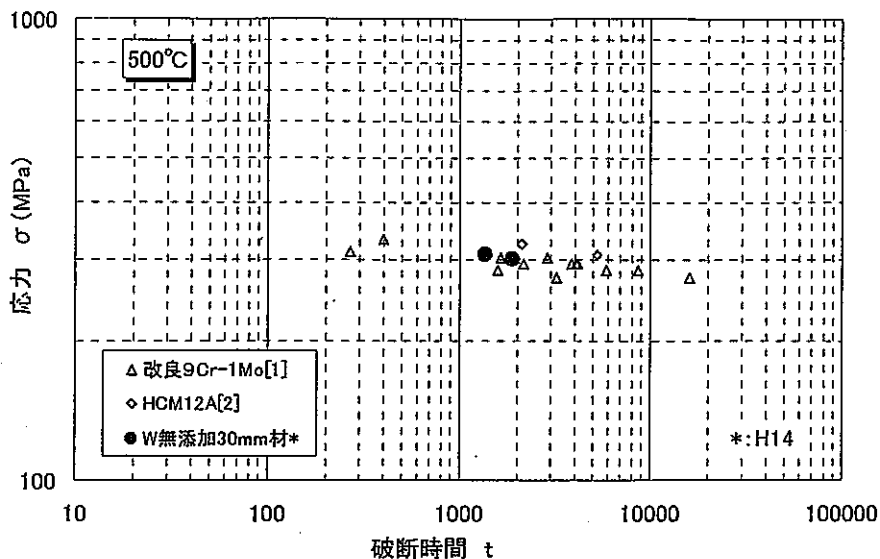
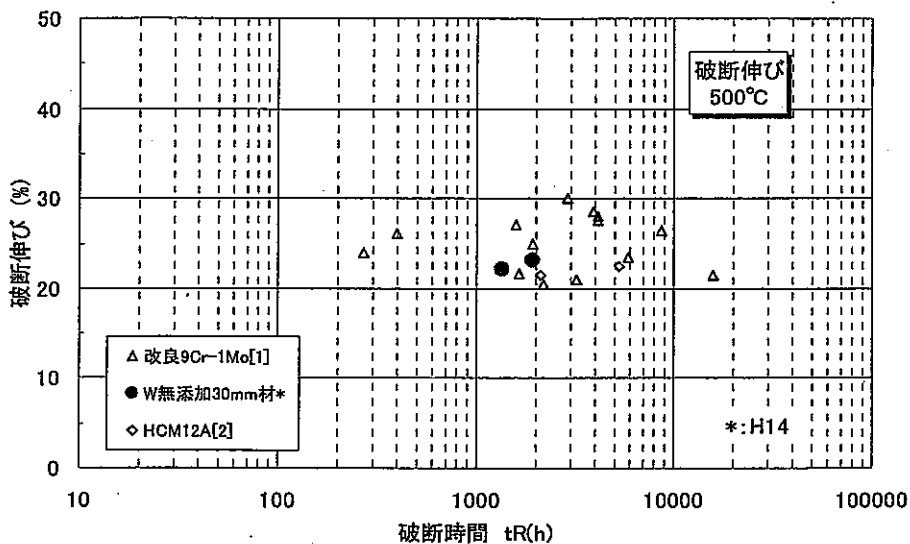


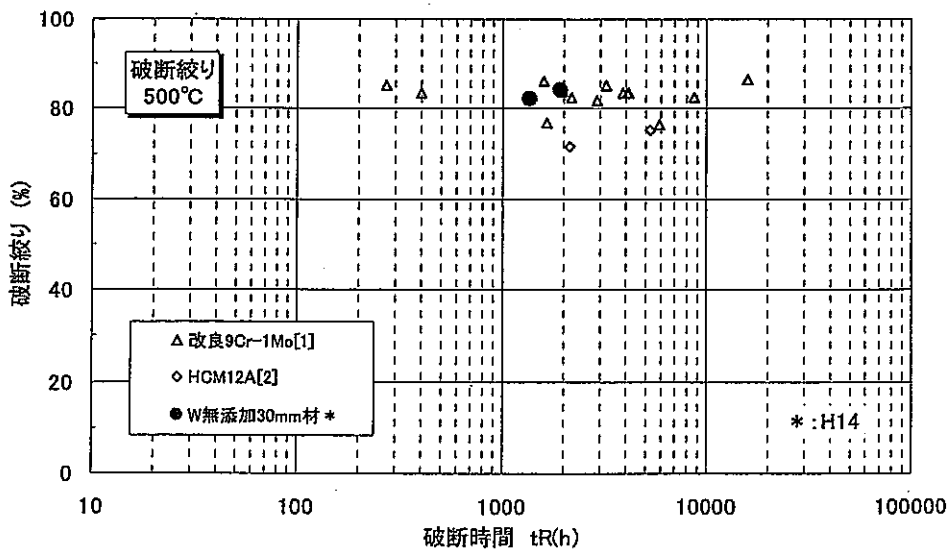
図 2.3.1-4 クリープ試験結果(応力とLMPの関係)



(1) クリプ破断強度



(2) 破断伸び



(3) 破断絞り

図 2.3.1-5 W無添加 30mm 材のクリプ試験結果(500°C)

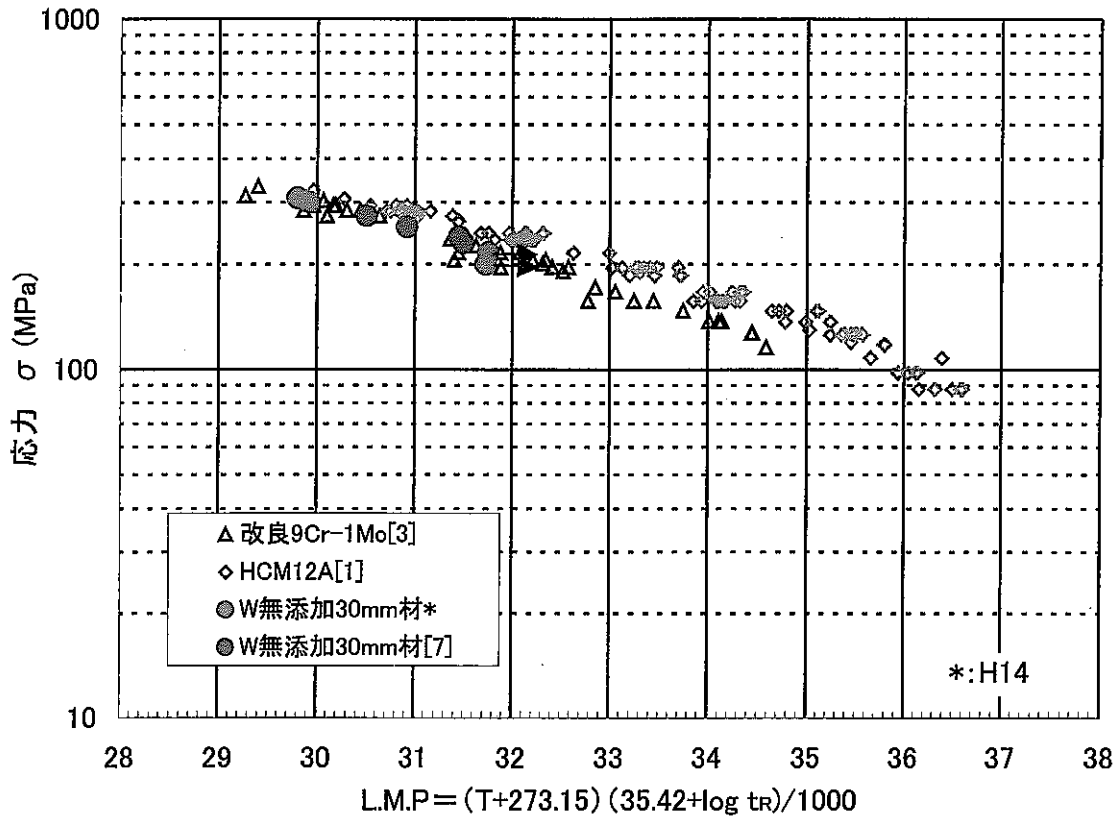
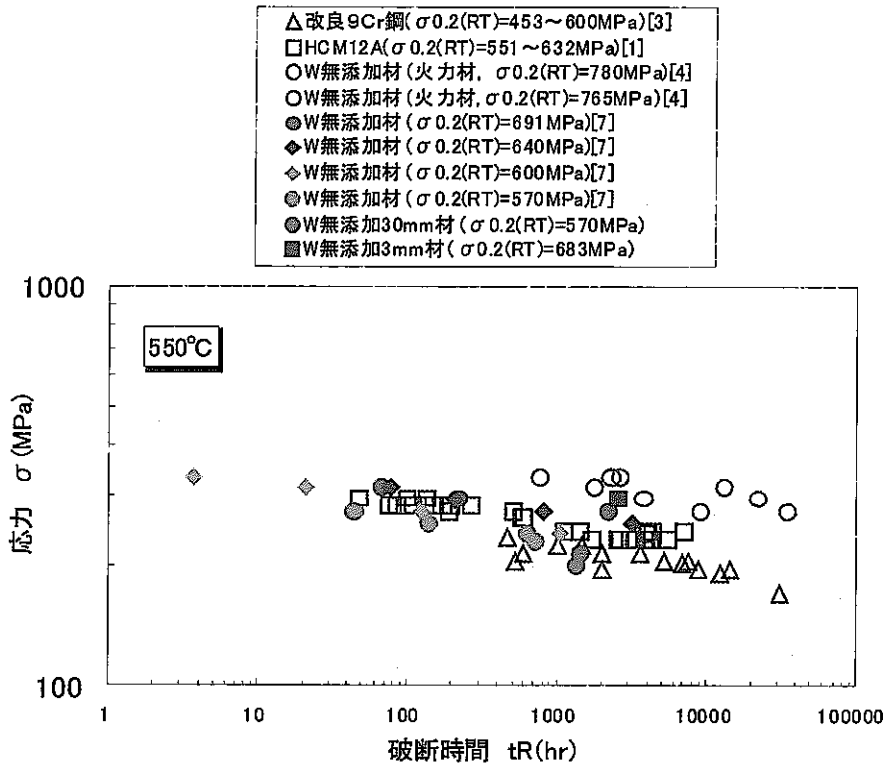
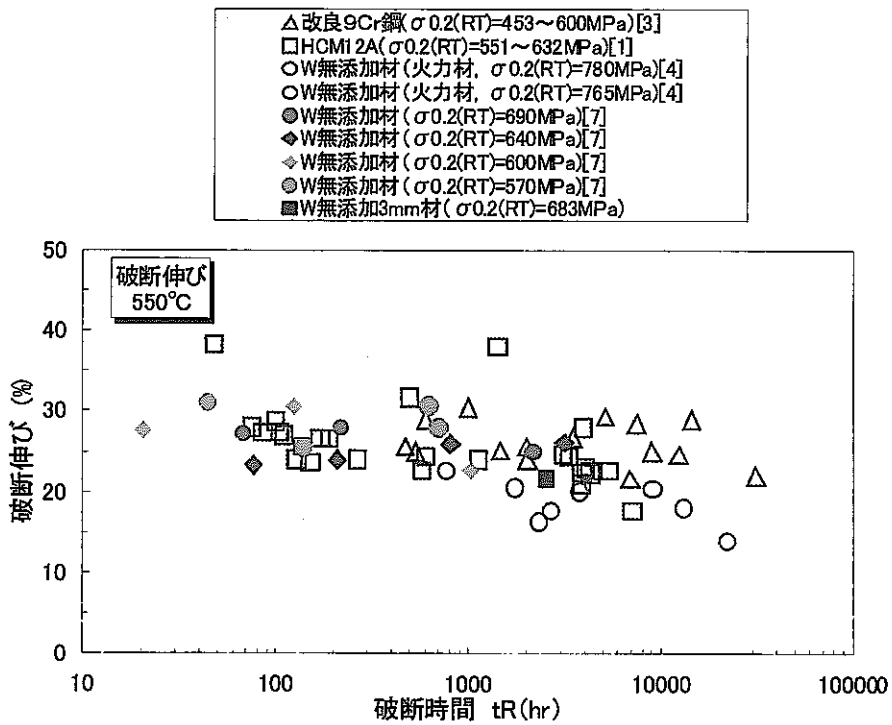


図 2.3.1-4 クリープ試験結果(応力とLMPの関係)



(1) クリープ破断強度



(2) 破断伸び

図 2.3.1-7 W無添加材の室温0.2%耐力とクリープ破断特性の関係

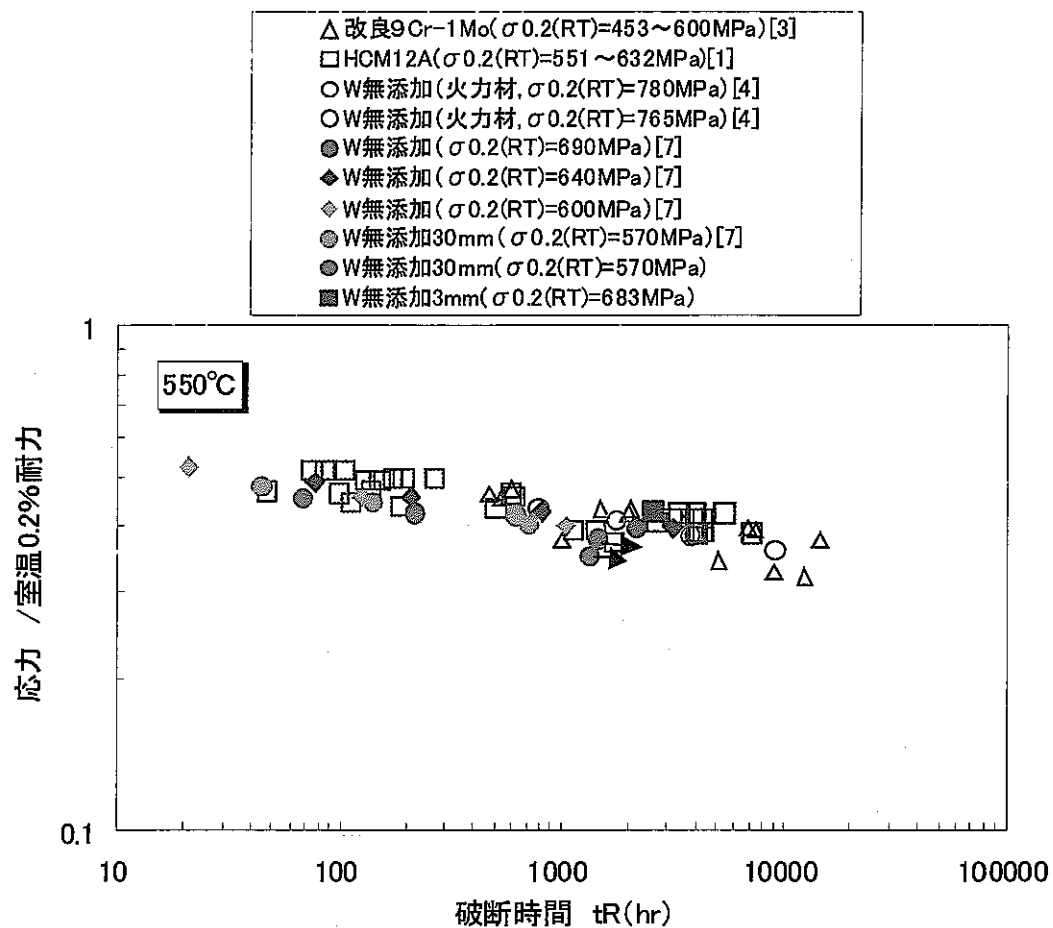


図 2. 3. 1-8 応力/室温 0. 2%耐力と破断時間の関係

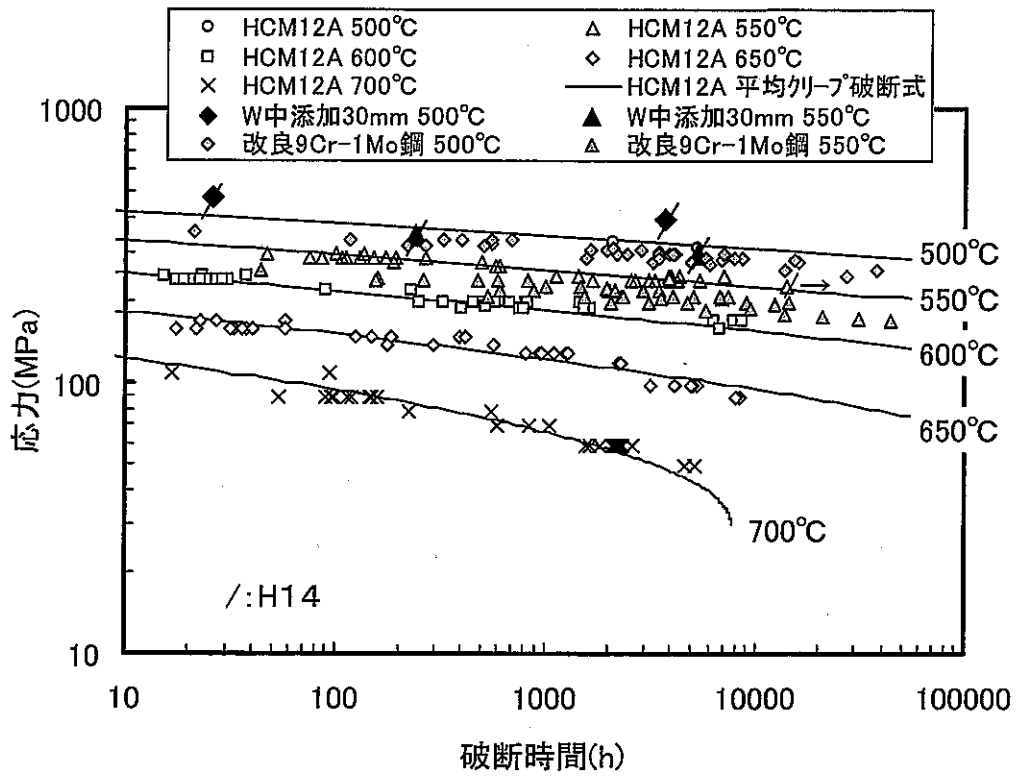
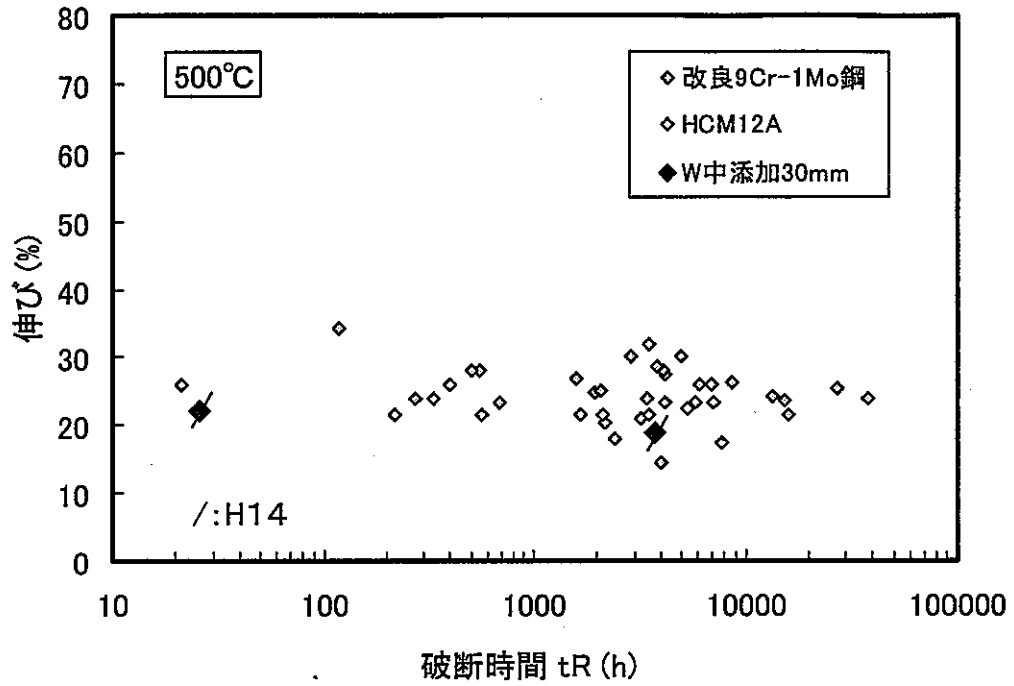
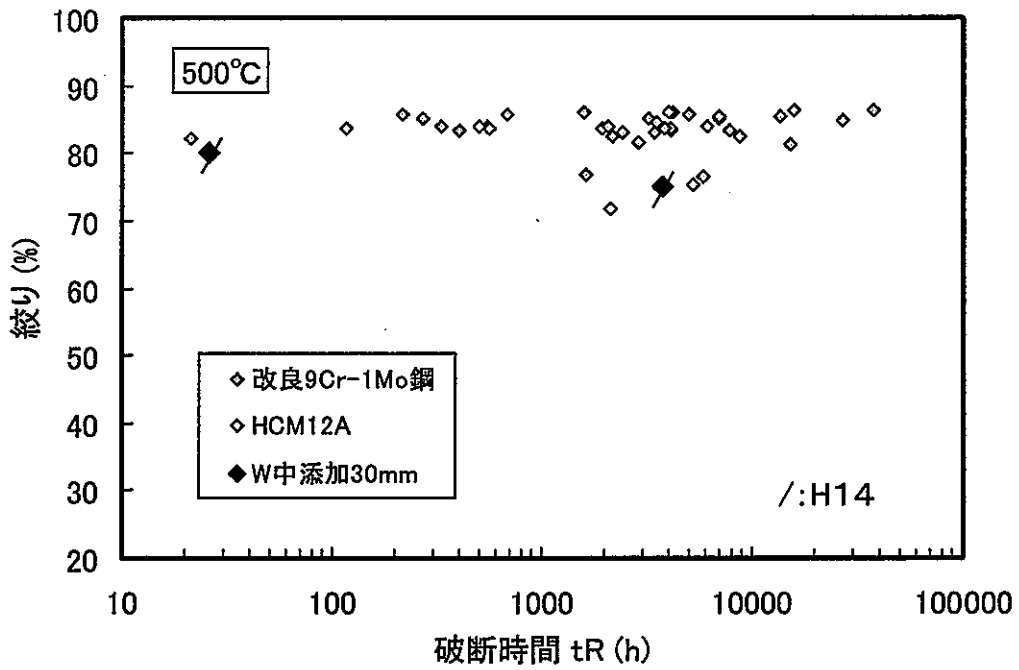


図 2.3.1-9 W中添加 30mm 材クリープ試験結果

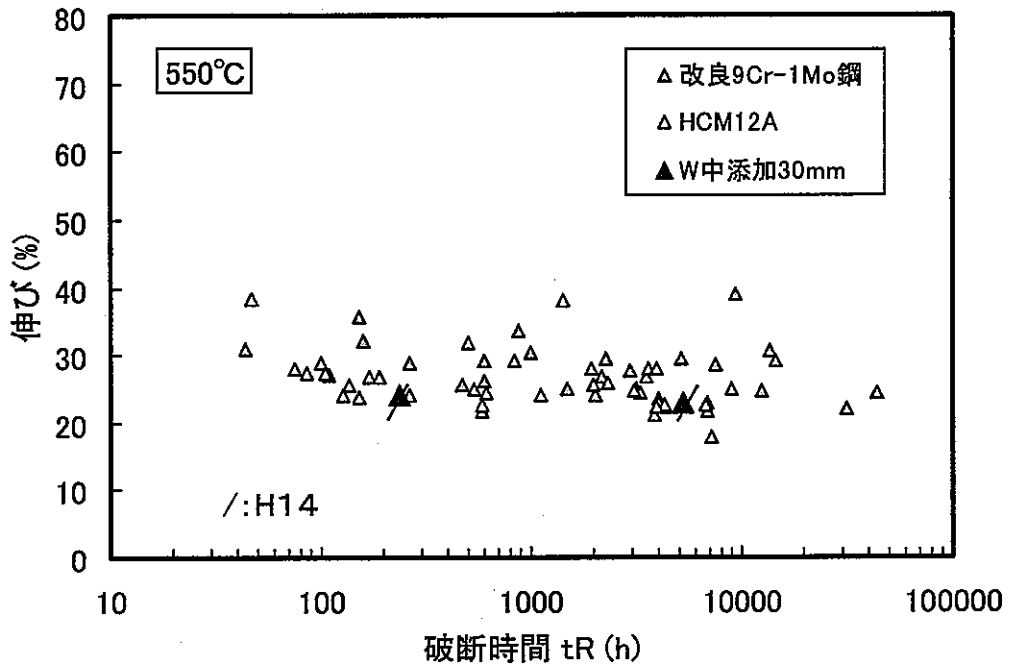


(a) 伸び

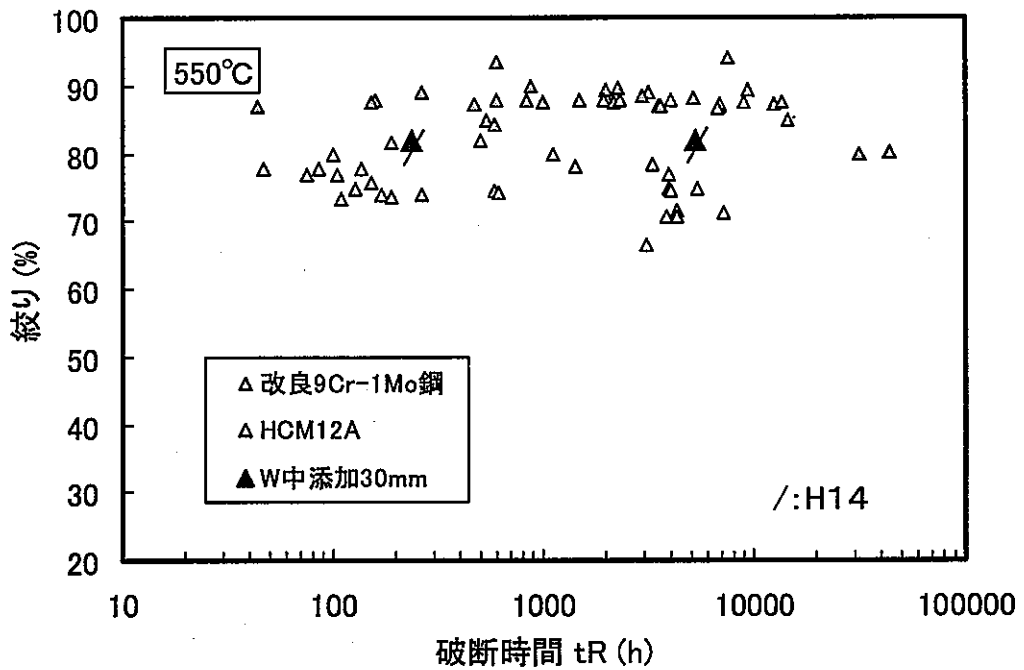


(b) 絞り

図 2.3.1-10 W中添加 30 mm板厚材クリープ試験結果(500°C)

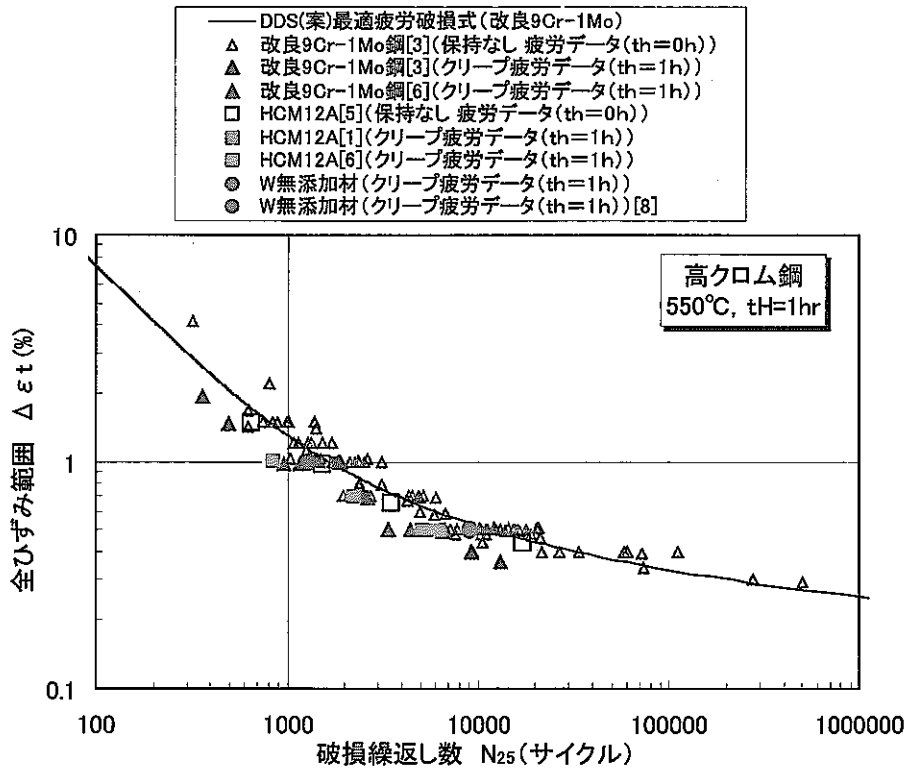
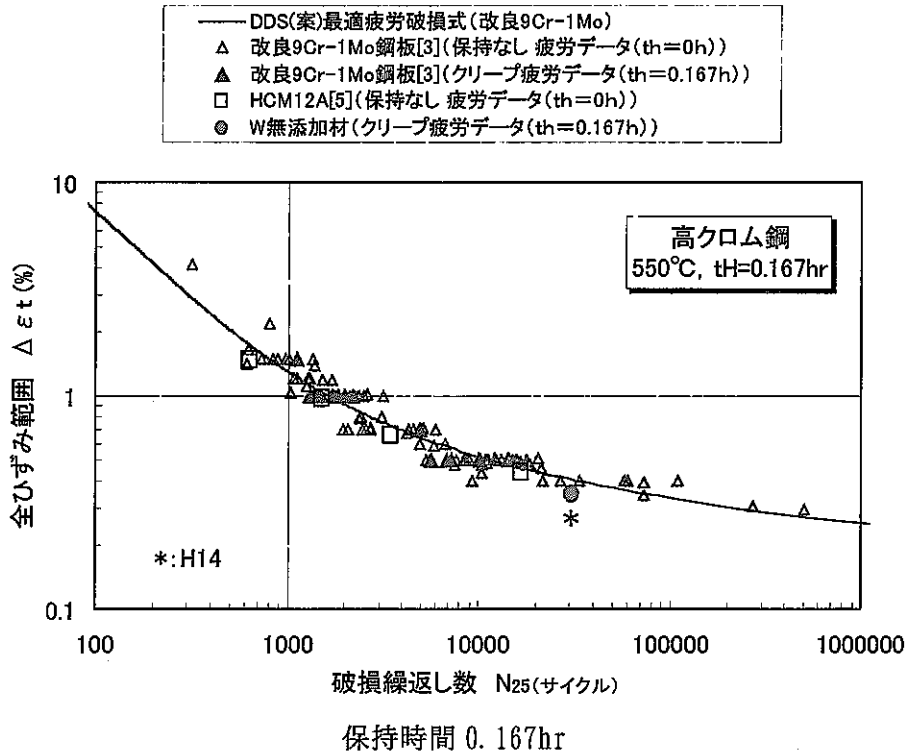


(a) 伸び



(b) 絞り

図 2.3.1-11 W中添加30mm板厚材クリープ試験結果(550°C)



(2) 保持時間1hr

図2.3.1-12 高クロム鋼の疲労/クリープ疲労における全ひずみ範囲と破損繰返し数の関係

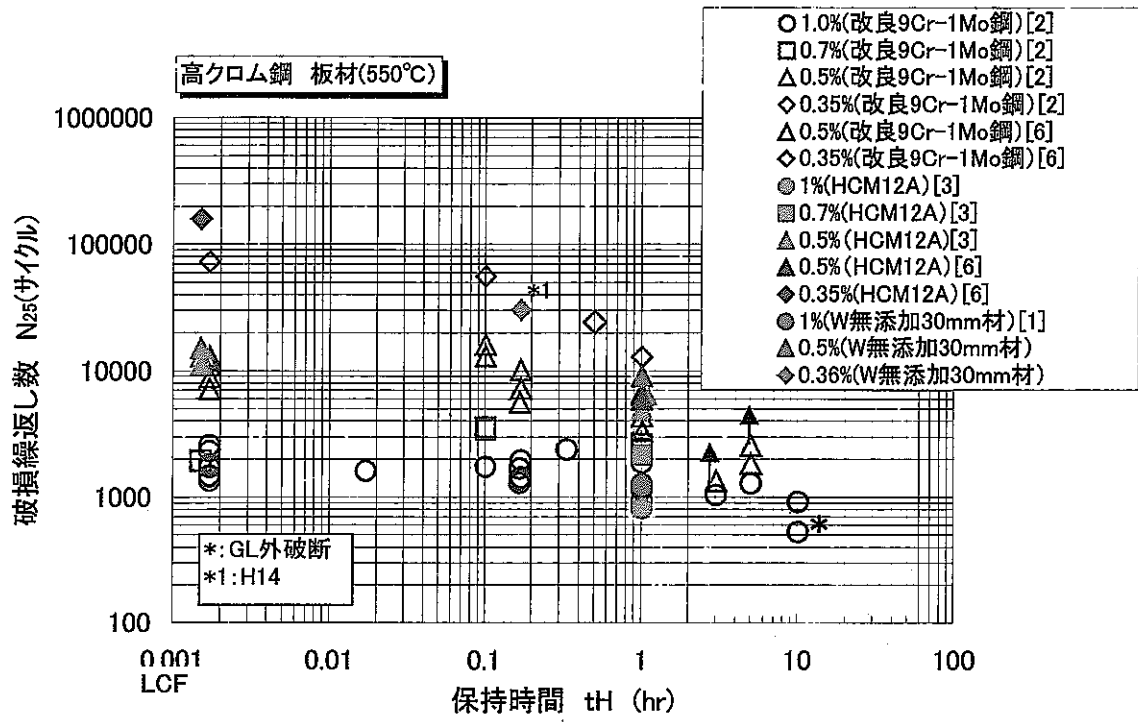
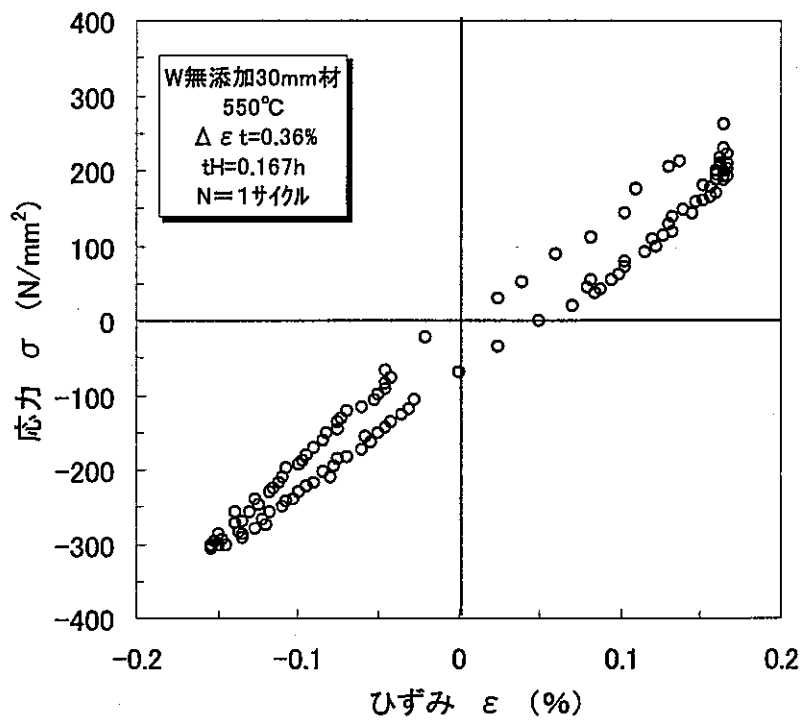
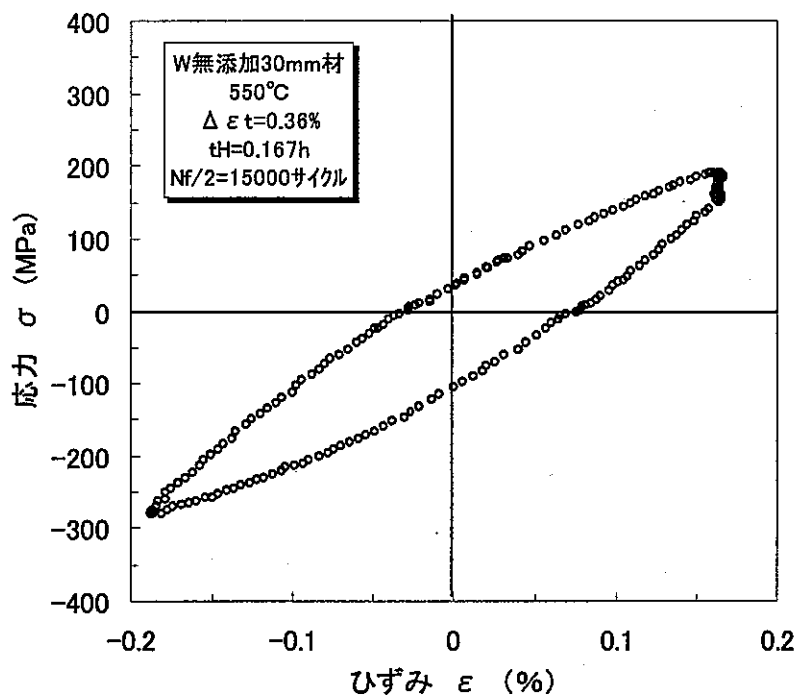


図 2.3.1-13 高クロム鋼のクリープ疲労における保持時間と破損繰返し数の関係



(a) $\Delta \epsilon t = 0.36\%$, $t_H = 0.167h$, $N = 1$ サイクル



(b) $\Delta \epsilon t = 0.36\%$, $t_H = 0.167h$, $N = 1500$ ($N_f/2$) サイクル

図 2.3.1-14 代表サイクルにおけるヒステリシスループ

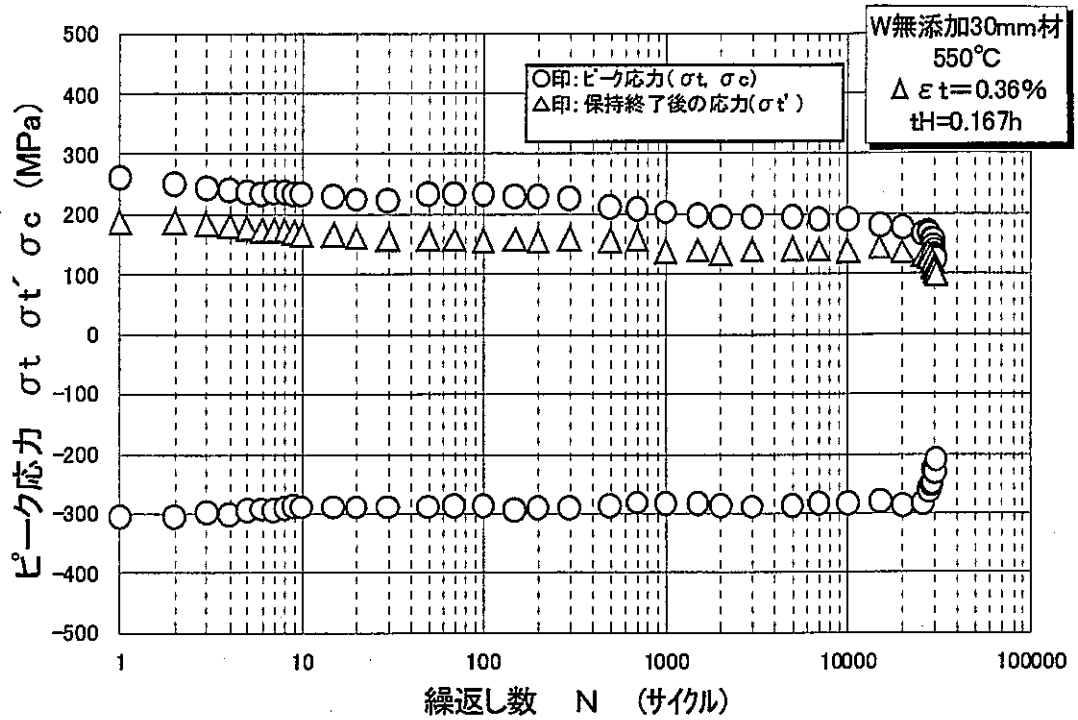


図 2.3.1-15 繰返しに伴う応力の変化

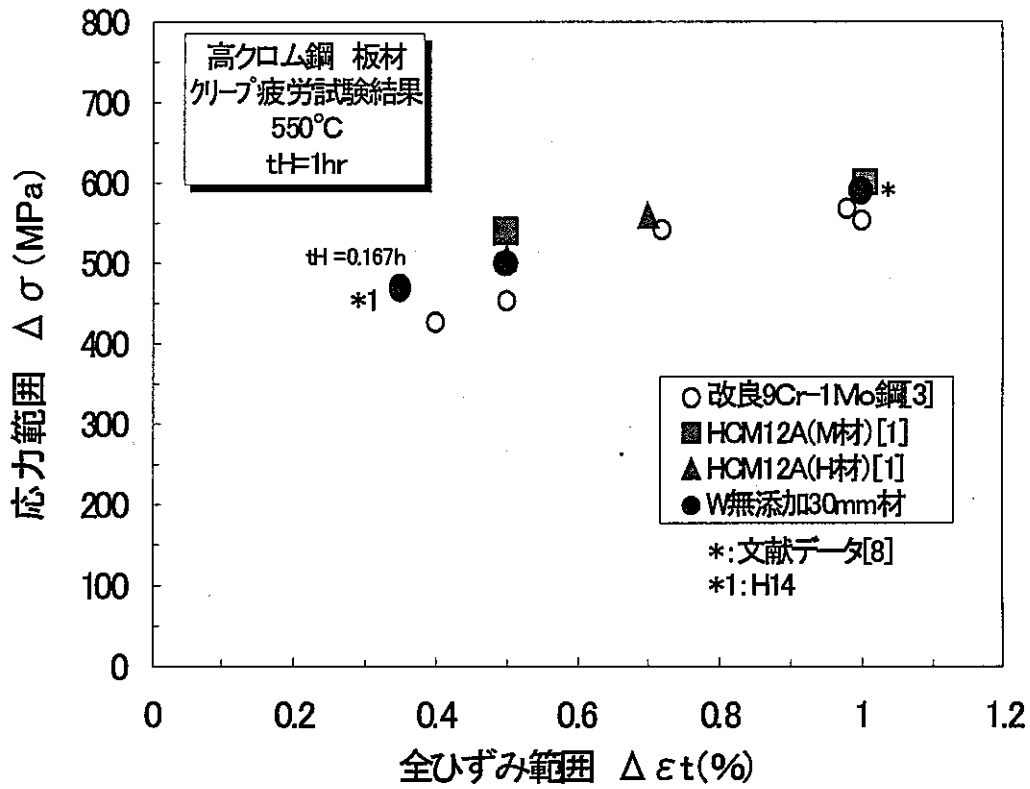


図 2.3.1-16 繰返し応力ひずみ関係 (クリープ疲労、寿命中期)

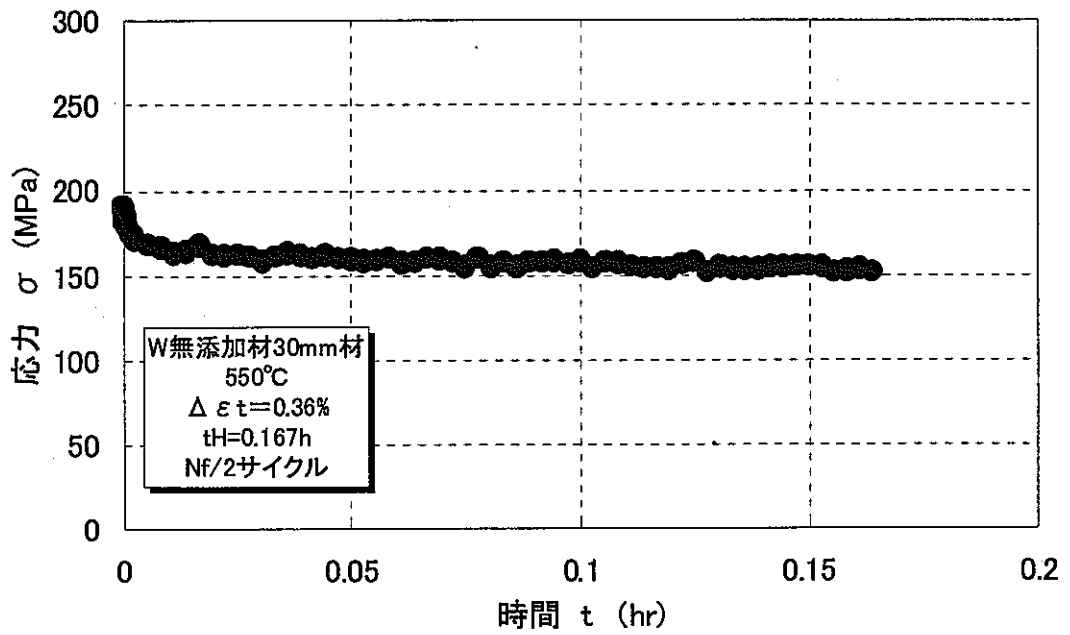


図 2.3.1-17 寿命中期における保持中の応力緩和挙動

材料	$\Delta \epsilon$ (%)				
	1.0	0.7	0.5	0.4	0.35
W中添加30mm(板)	-	-	△	-	■
HCM12A(板)	●	◆	▲	-	-
改良9Cr-1Mo鋼(板)	○	◇	△	□	-
改良9Cr-1Mo鋼(鍛造)	⊙	-	-	-	-

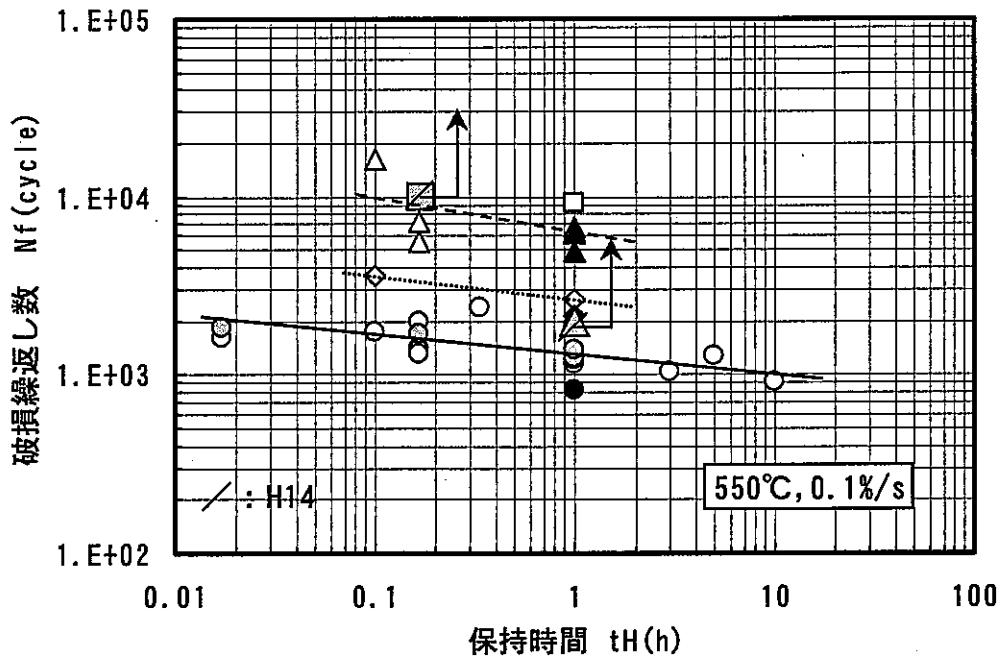


図 2.3.1-18 W中添加30mm材クリープ疲労試験状況

2.3.2 タングステン調整材の薄板(伝熱管相当板)における材料特性の把握

W 中添加材及び W 無添加材の両方について、共に原型材が鍛造による製造が一般的なタービンロータ材であるため、伝熱管への適用可否を確認することは重要である。そこで、3mm 板厚の伝熱管相当板を試製造した。その加工性評価及び薄板材の基本材料特性が 30mm 板厚材に比して遜色ないことの確認を目的として、高温材料試験を実施する。得られたデータを W 中添加 30mm 板厚材、W 無添加 30mm 材及び HCM12A-01FBR(760-1)3mm (H13 年度製作 FBR 熱処理(760℃, 1 時間) 3mm 伝熱管相当厚さ板材) と比較し、材料性能を評価する。

(1) 高温短時間強度特性

図 2.3.2-1(a)～図 2.3.2-2(b)に高温引張試験の結果を示す。図中には比較のため W 中添加 30mm 板厚材、W 無添加 30mm 板厚材及び HCM12A-01FBR(760-1)3mm 板厚材の値[1]も併記している。これらの図から、400℃以下の低温域では、W 中添加 3mm 板厚材及び W 無添加 3mm 板厚材とも、それぞれの 30mm 板厚に比較して、0.2%耐力、引張強度ともやや高くなっていることが分かる。この傾向は、温度が高くなるに従い小さくなり、高温域では 30mm 板厚材と 3mm 板厚材の強度差は小さくなっている。詳細に見ると、W 中添加材では、500℃以上の高温域においても、引張強度については薄板材の方が 30mm 板厚材の値より大きくなっているにも係らず、0.2%耐力は 30mm 板厚材並かそれ以下となっており、W 無添加材ではこうした逆転の傾向は認められない。図中、HCM12A-01FBR(760-1)3mm 板厚材の強度が低くなっているのは、同材の熱処理温度(760℃)が HCM12A-01FBR の 30mm 板厚材の熱処理温度(718℃)と異なっていることによるものと考えられる。

一方、延性については、W 中添加 3mm 板厚材及び W 無添加 3mm 板厚材の伸び及び絞りとも、それぞれの材料の 30mm 板厚材の特性に比較してやや低くなっているが、強度特性と同様、延性についても 500℃以上の高温域ではそうした材料間の差は小さくなっている。

これらのことから、W 中添加 3mm 材及び W 無添加 3mm 材は、それぞれの 30mm 板厚材と比較して引張強度はやや高目、延性は逆にやや低目になる傾向はあるが、いずれも FBR 使用温度域では差は小さくなること及び元来強度が高い方が望ましい伝熱管使用条件を考慮すれば、両 W 調整材の伝熱管への適用は十分可能であるものと判断できる。

(2) 高温長時間強度(クリープ)特性

伝熱管適用に際し、重要となる高温長時間強度特性を確認する目的で、両 W 調整 3mm 板厚

材のクリープ試験を実施した。

a. タングステン無添加 3mm 板厚材

試験温度 500℃及び 550℃で最長 10,000 時間破断目標のクリープ試験を実施し、本年度中に各温度 1 本の試験を終了した。

クリープ試験結果を図 2.3.2-3～2.3.2-5 に、W 無添加 30mm 板厚材(2.1.2(3)参照)、火力仕様 HCM12A[1]及び改良 9Cr-1Mo 鋼[2]の結果と比較して示す。図から明らかなように、W 無添加 3mm 板厚材のクリープ強度は、同材の 30mm 板厚材及び火力仕様 HCM12A より高い、一方破断延性は W 無添加 30mm 板厚材より低く、HCM12A の下限相当であった。

クリープ破断強度が同成分の W 無添加 30mm 板厚より高くなった要因は、2.1.2(3)で議論したように室温の 0.2%耐力が 683MPa と W 無添加 30mm 材(約 570MPa)と比べ高くなった熱処理条件にあるものと考えられる。

b. タングステン中添加 3mm 板厚材

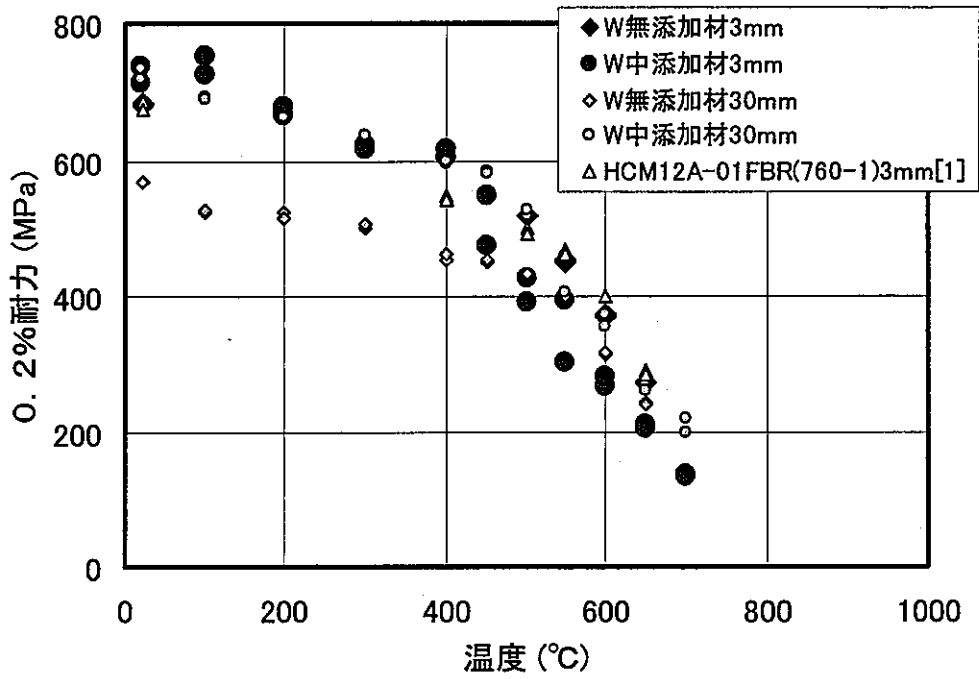
W 中添加 3mm 板厚材のクリープ試験条件と実施状況を表 2.3.2-1 に示す。また、図 2.3.2-6 に現状と同材の 30mm 板厚材、HCM12 及び改良 9Cr-1Mo 鋼のデータとの比較を示す。

参考文献

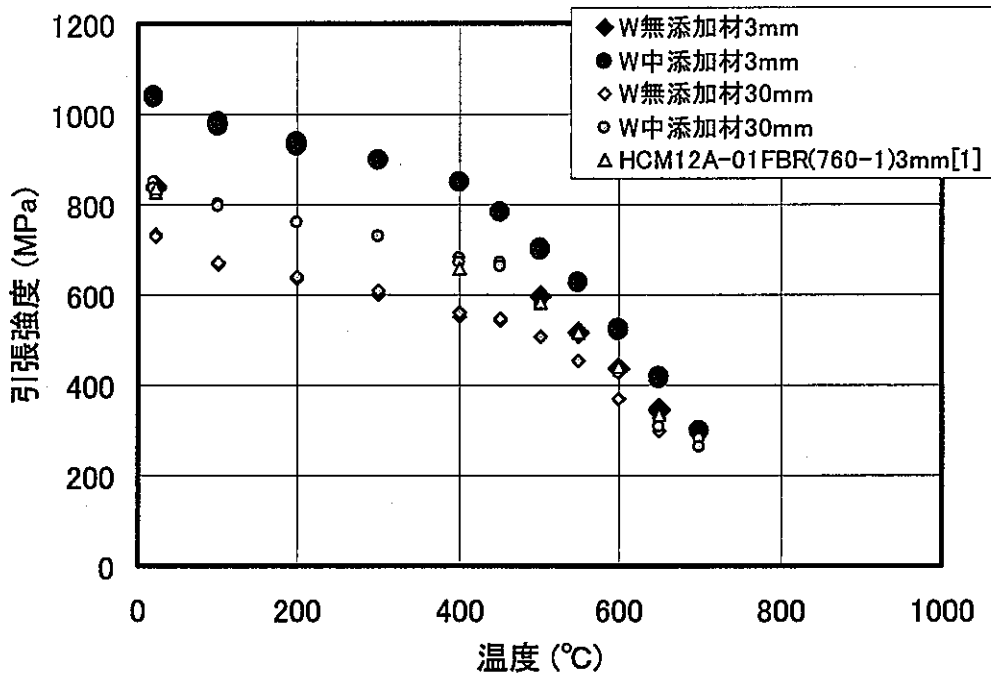
- [1] FBR 電力共通研究報告書 構造設計手法の検討、平成 14 年度報告書
- [2] 受託研究報告書「改良 9Cr 鋼材料データの評価研究」(平成 10 年度)
- [3] 三菱重工(株)社内データ

表 2.3.2-1 W中添加 3mm 板厚材クリープ試験状況

板厚 (mm)	温度 (℃)	応力 (MPa)	破断時 間 (h)	初期 ひずみ (%)	破断 伸び (%)	破断 絞り (%)	定常ク リ プ 速 度 (%/h)	破断 位置	備考
3	550	294	>6000	0.132					試験中

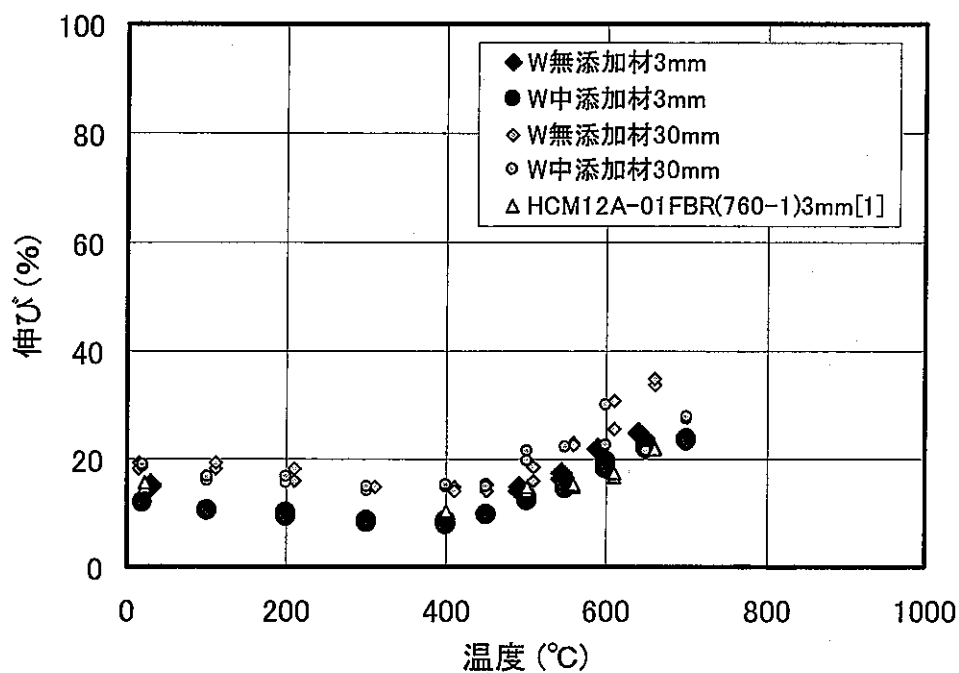


(a) 0.2%耐力

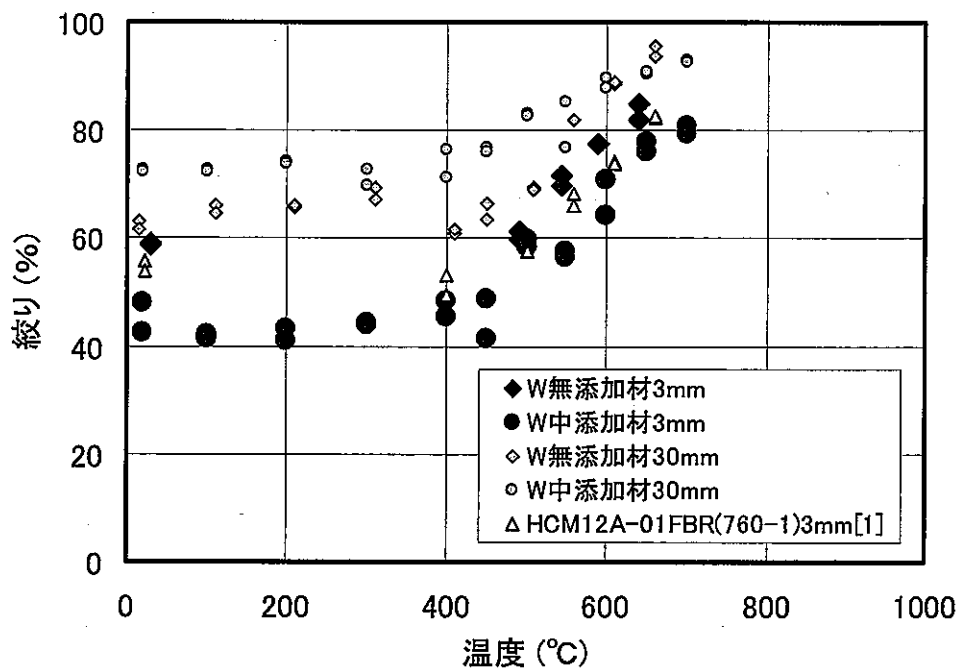


(b) 引張強度

図 2.3.2-1 W中/無添加 3 mm 材引張試験結果 (0.2%耐力、引張強度)



(a) 伸び



(b) 絞り

図 2.3.2-2 W中/無添加 3mm 材引張試験結果 (伸び、絞り)

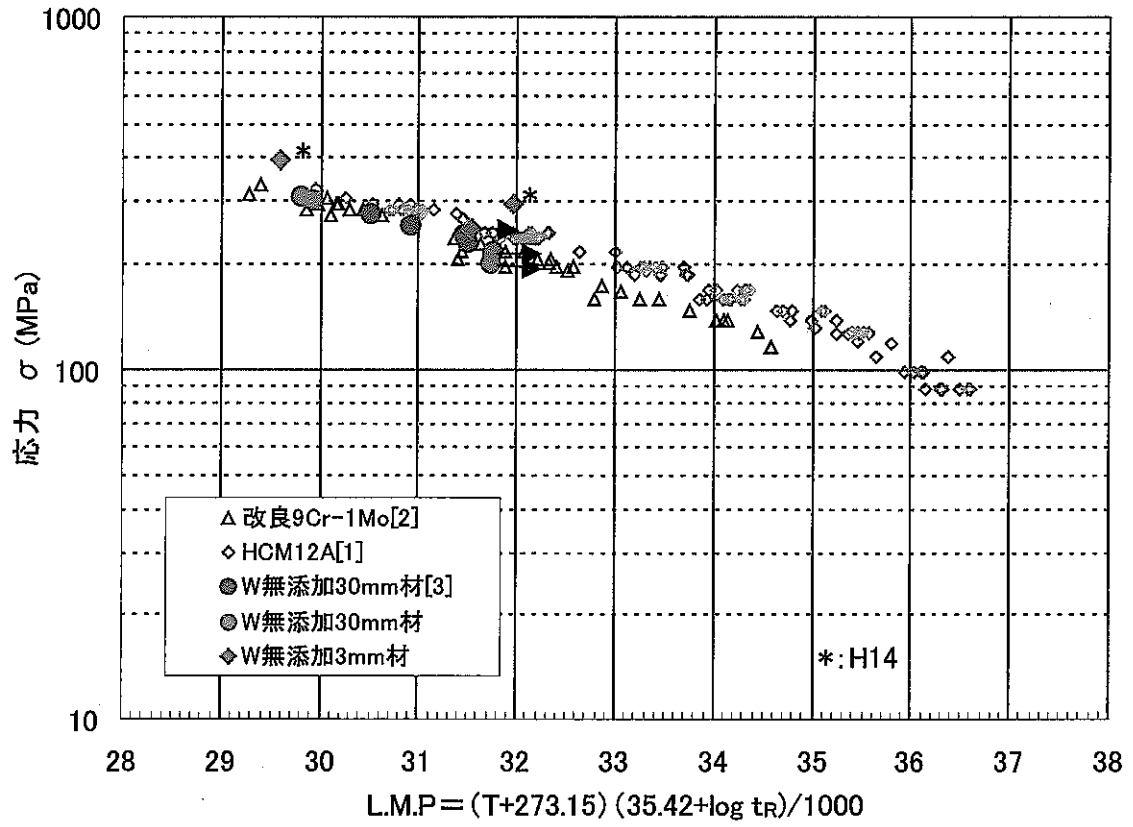
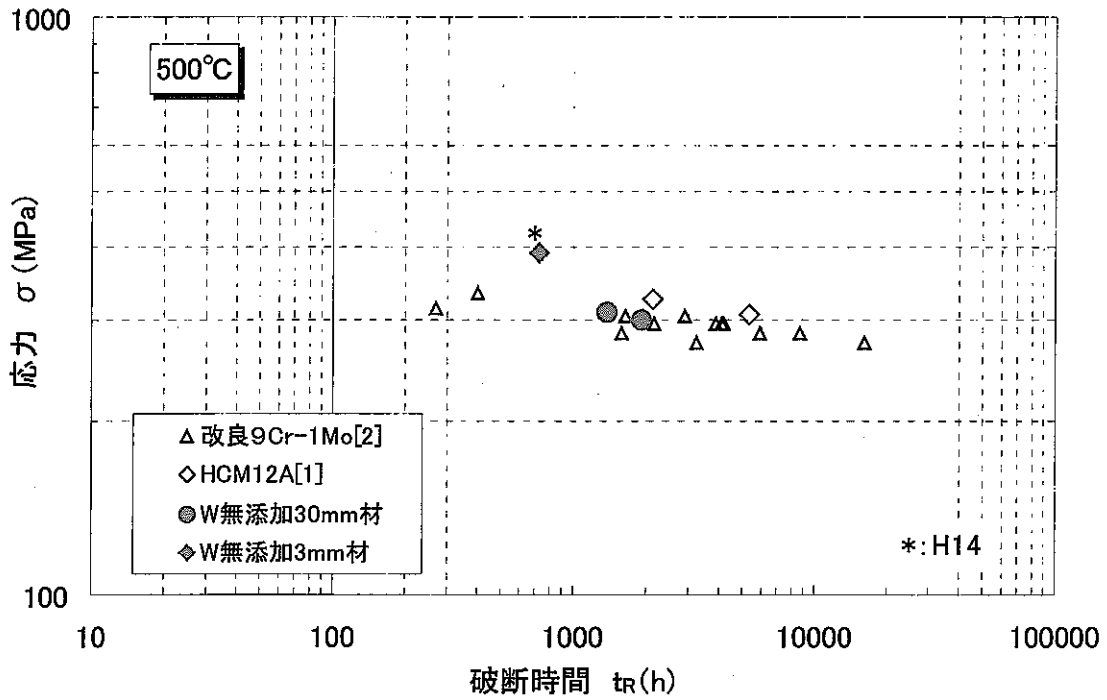
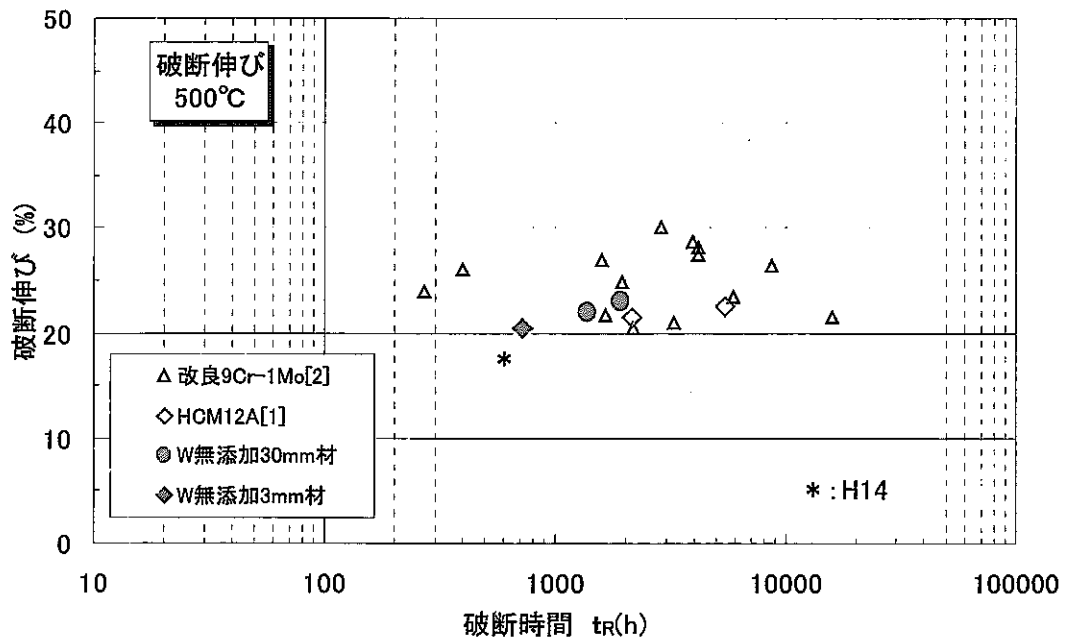


図 2. 3. 2-3 クリープ試験結果 (応力と LMP の関係)

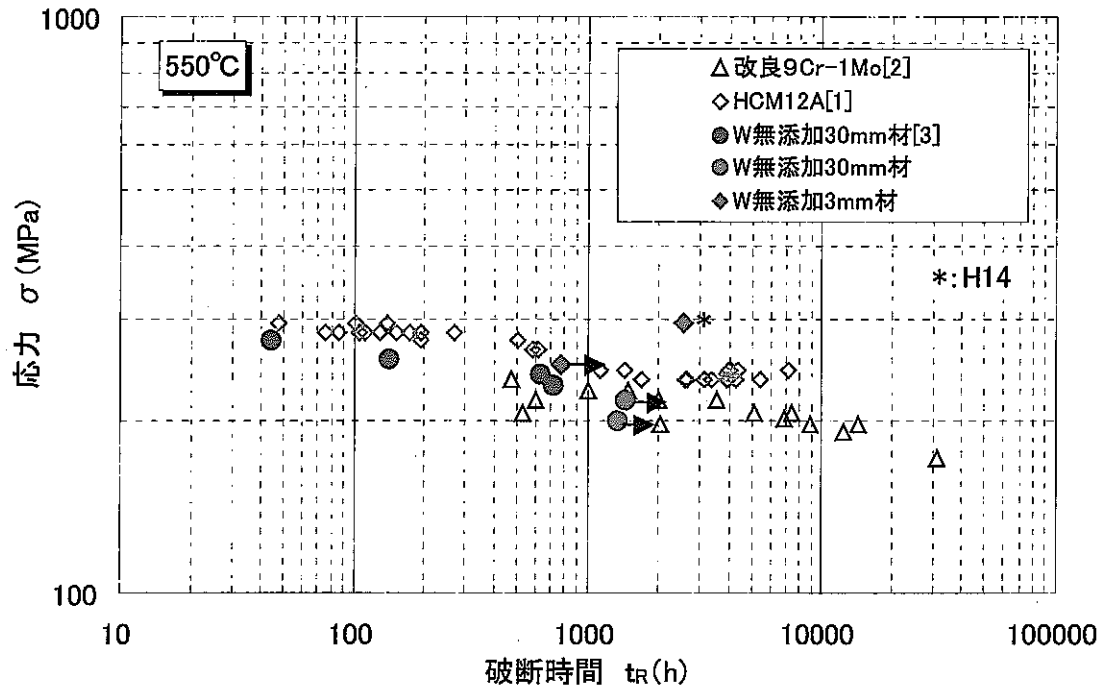


(1) クリープ破断

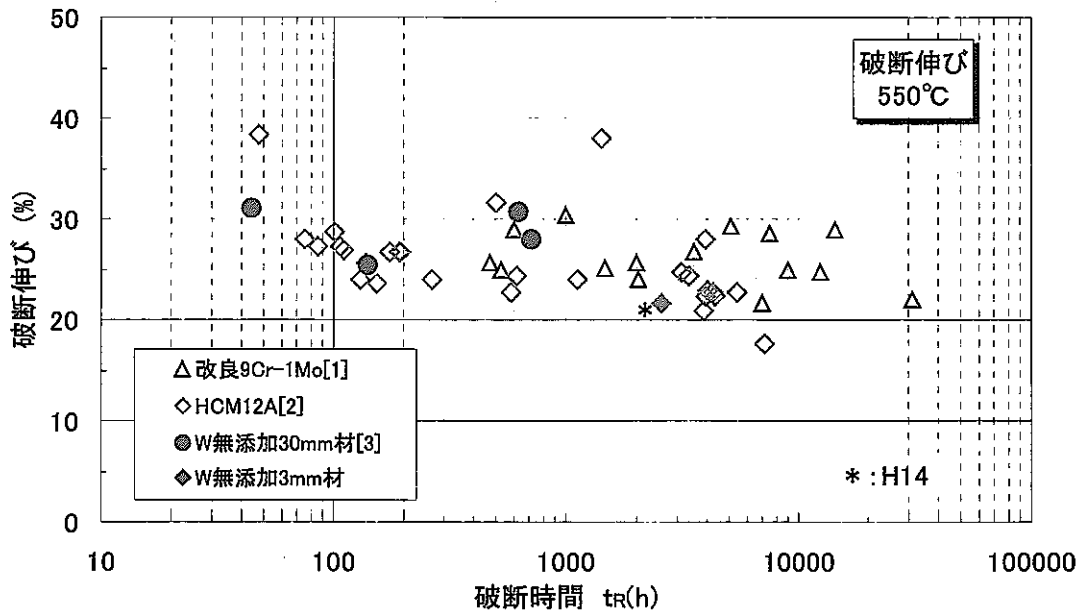


(2) クリープ破断伸び

図 2.3.2-4 W 無添加材のクリープ試験結果 (500°C)



(1) クリープ破断強度



(2) クリープ破断伸び

図 2. 3. 2-5 W 無添加材のクリープ試験結果 (550°C)

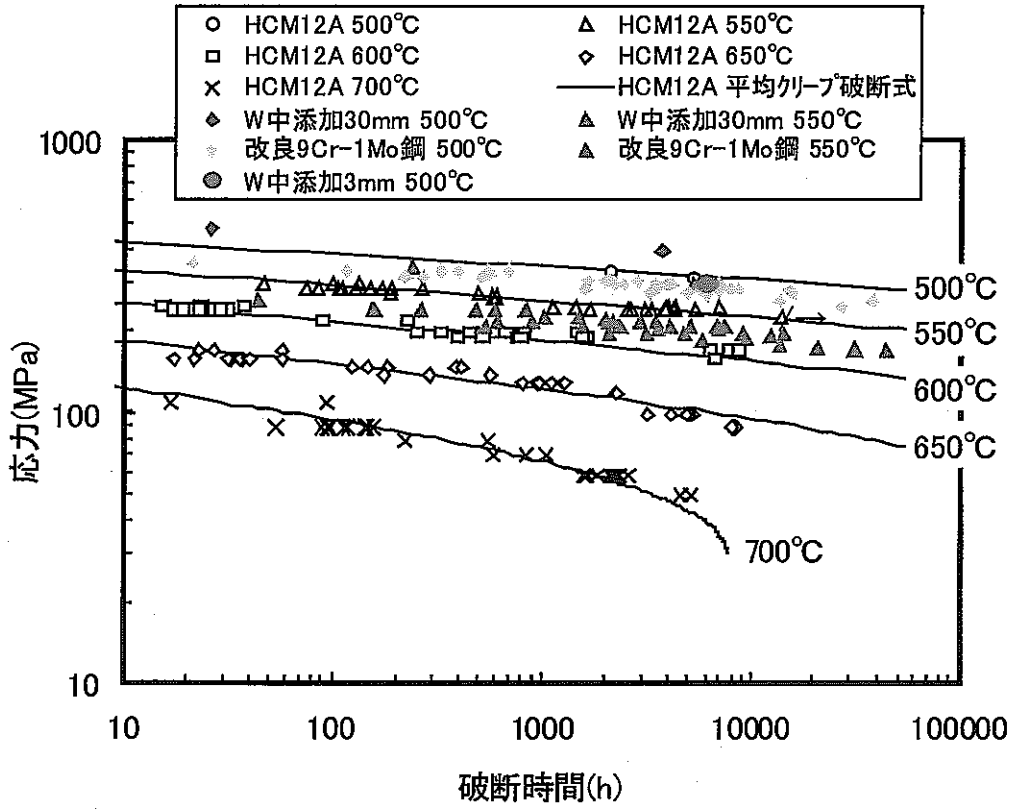


図 2.3.2-6 W 中添加材クリープ試験状況

2.4 熱時効後の材料特性評価

候補仕様の W 調整材について、実機長時間使用を視野に入れた熱時効後の材料特性評価を行う。供試材はいずれも 30mm 板厚材であり、熱時効条件は 600℃で 6,000 時間である(550℃、約 17 万時間に相当)。

(1) 高温短時間強度特性

図 2.4-1(a)～図 2.4-2(b)に引張試験の結果を示す。両鋼(W 中/無添加)とも、600℃-6,000h 熱時効後も 0.2%耐力及び引張強度はほとんど変化しなかった。一方、伸び及び絞りは、引張試験温度が 500℃以下では、熱時効材は受入材に比較してやや低下する傾向が見られたが、550℃以上の高温域では時効後も有意な変化は認められなかった。

(2) 衝撃特性

2.3.1(2)において、候補仕様材の靱性改善の見通しを得る目的で、受入材を対象に衝撃試験を行ったが、ここでは、そうした特性の 600℃-6,000h 時効後の変化について確認した。得られた吸収エネルギーと試験温度の関係を図 2.4-3 に示す。比較のため、図中に両 W 調整材 30mm 板厚材(2.3.1(2) 参照)、改良 9Cr-1Mo 鋼[2]の受入材及び 600℃時効材[2][3]、HCM12A[1]受入材及び 600℃時効材[1]の結果を併せて示す。

W 調整 30mm 板厚材の時効後の吸収エネルギーは、試験を実施したすべての温度領域で受入材より低い傾向を示したが、上部棚近傍の 200℃での値は W 無添加 30mm 板厚材が 150 J 程度、W 中添加 30mm 板厚材が 170J で、HCM12A の 600℃-6,000h 時効材の結果(120J)より高い値を示した。一方、試験温度条件は異なるが、改良 9Cr-1Mo 鋼受入材の吸収エネルギーは両 W 調整材より高目の傾向を示し、0℃でほぼ上部棚近傍となり 200 J 程度であった。しかし、600℃-5,000h 時効後は同様上部棚付近である 0℃で 120-140 J 程度に低下しており、W 無添加材及び W 中添加材の上部棚吸収エネルギーとほぼ同等の値となっている。

図 2.4-4 は上記に示した材料の素材と時効材の脆性破面率と試験温度の関係を示したものであるが、何れの材料も時効により破面遷移温度(脆性破面率が 50%になる試験温度)は上昇している。破面遷移温度は試験点数が少ないので正確な値ではないが、600℃-6,000h 時効での破面遷移温度上昇量は、W 中添加 30mm 材 (-20℃→50℃W) > 無添加 30mm 材 (-20℃→20℃) ≥ HCM12A (0℃→30℃) > 9Cr-1Mo 鋼 (-20℃→-5℃、600℃×5000 時間時効) の順であった。

図 2.4-5 は試験温度 0℃、20℃、200℃における吸収エネルギーと 600℃時効時間の関係を

示したものである。図には、比較のため、改良 9Cr-1Mo 鋼[2][3]、HCM12A[1]及び W 無添加材の原型材[4]の結果を併せて示した。いずれの材料も時効により吸収エネルギーは低下し、試験温度 200℃では W 無添加材が 30J、W 中添加材が 10J、HCM12A が 40J 程度低下している。試験温度 20℃の結果は、これらの材料の遷移温度領域のため低下が大きく、W 無添加材の場合 600℃-6,000h 時効で 80J 程度低下している。改良 9Cr-1Mo 鋼については、20℃はほぼ上部棚近傍のため時効による低下は少ない。同鋼の遷移温度領域は 0℃近傍であり、その温度域では低下傾向は 20℃に比べ大きいことが分かる。

図中、W 無添加材の原型材について 600℃-100,000h 時効後までの吸収エネルギーの変化を参考に示しているが、全般に低い値を示しているものの、6,000~100,000 時間まで吸収エネルギーはほとんど安定しており、継続する低下傾向は認められない。また、600℃×100,000h 時効材の 200℃の吸収エネルギーは 120J 程度あり、同成分である W 無添加材は同じ時効後(600℃×100,000h)でも同等の衝撃特性を保つことが期待できる。

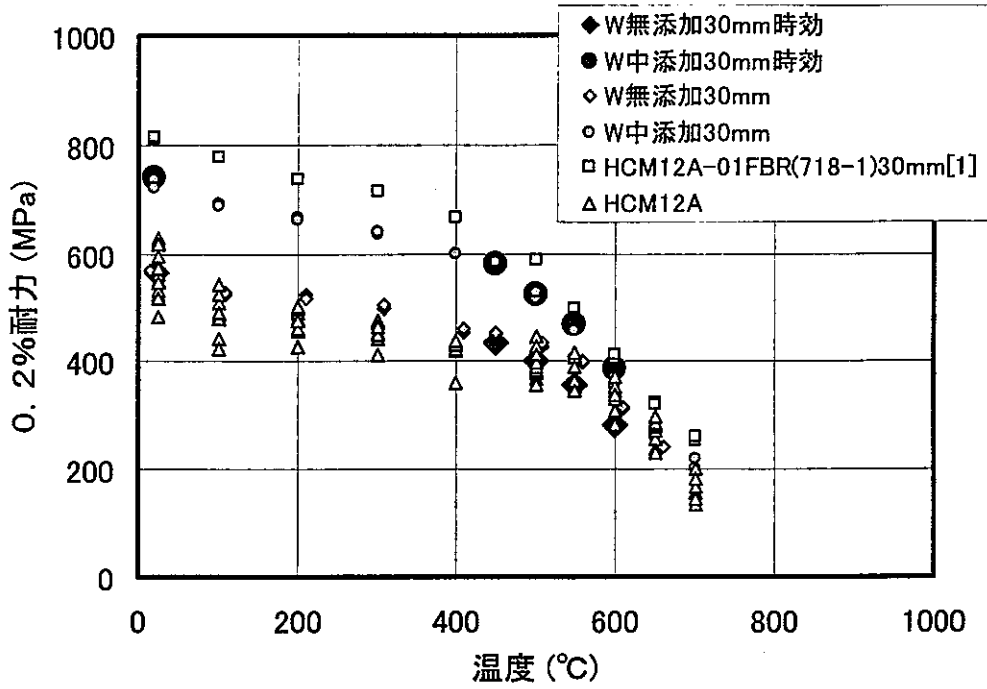
以上の結果を吸収エネルギーの低下率(各試験温度での時効後吸収エネルギー/受入材吸収エネルギー)で整理した結果を図 2.4-6 に示す。低下傾向には、材料による差はあまり認められない。鋼種によらず、上部棚近傍温度域(改良 9Cr-1Mo 鋼 20℃、他は 200℃)及び遷移温度域(改良 9Cr-1Mo 鋼 0℃、他は 20℃)では吸収エネルギーの低下率は異なり、600℃×6,000h 時効で上部棚近傍温度域では最低 20%低下、遷移温度域では最低 60%の低下が生じている。

(3) 硬さ測定

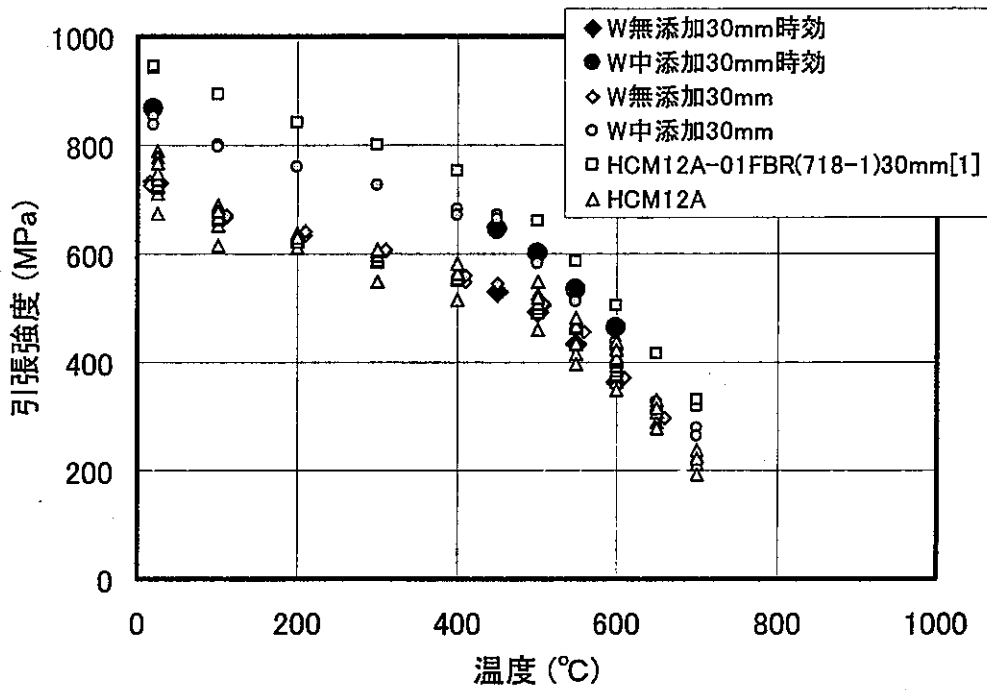
図 2.4-7 にピッカース硬さ測定結果を示す。W 中添加材、W 無添加材(いずれも 30mm 板厚材)とも、熱時効前後において硬さはほとんど変化しなかった。また、W 中添加及び W 無添加の材料間の差異も認められなかった。

参考文献

- [1] FBR 電力共通研究報告書 構造設計手法の検討、平成 14 年度報告書
- [2] 核燃料サイクル機構所内データ PNC SN9410 89-133
- [3] 昭和 63 年度 63FSG 小委員会報告書「蒸気発生器の構造材の品質向上の研究付録(別冊)」1989
- [4] 学振 12.4 委員会資料 2003.3
- [5] 三菱重工(株)社内データ

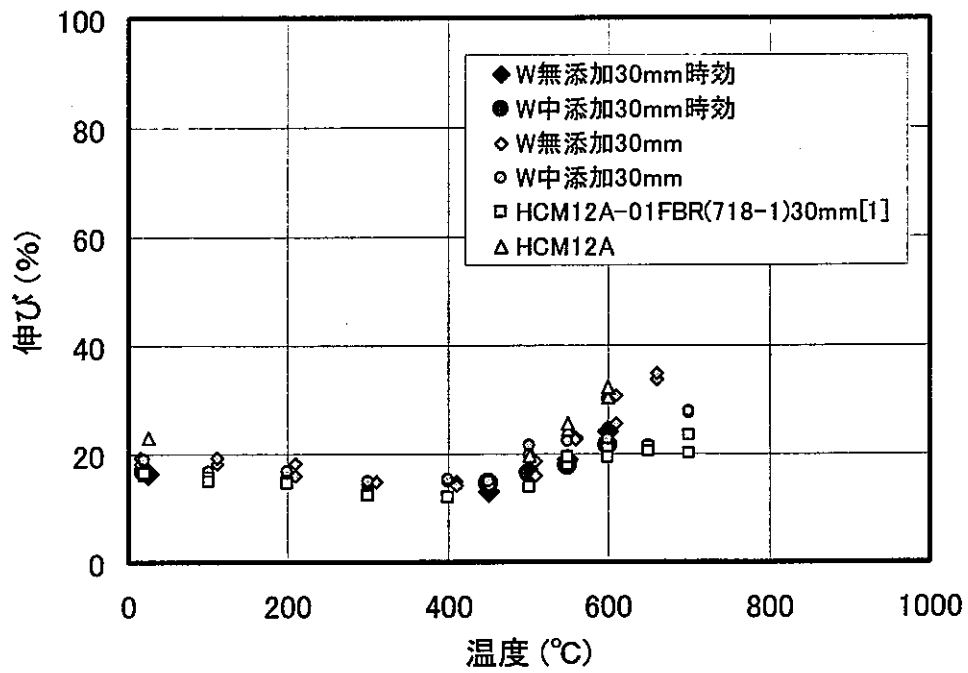


(a) 0.2%耐力

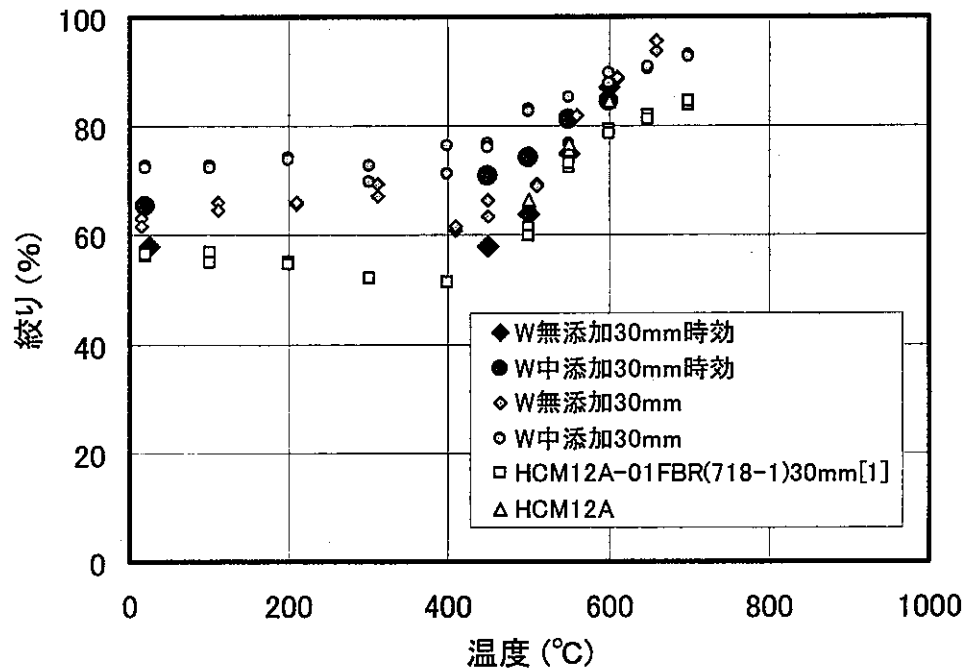


(b) 引張強度

図 2.4-1 W中/無添加 30mm 時効材引張試験結果 (0.2%耐力、引張強度)



(a) 伸び



(b) 絞り

図 2.4-2 W中/無添加 30mm 時効材引張試験結果 (伸び、絞り)

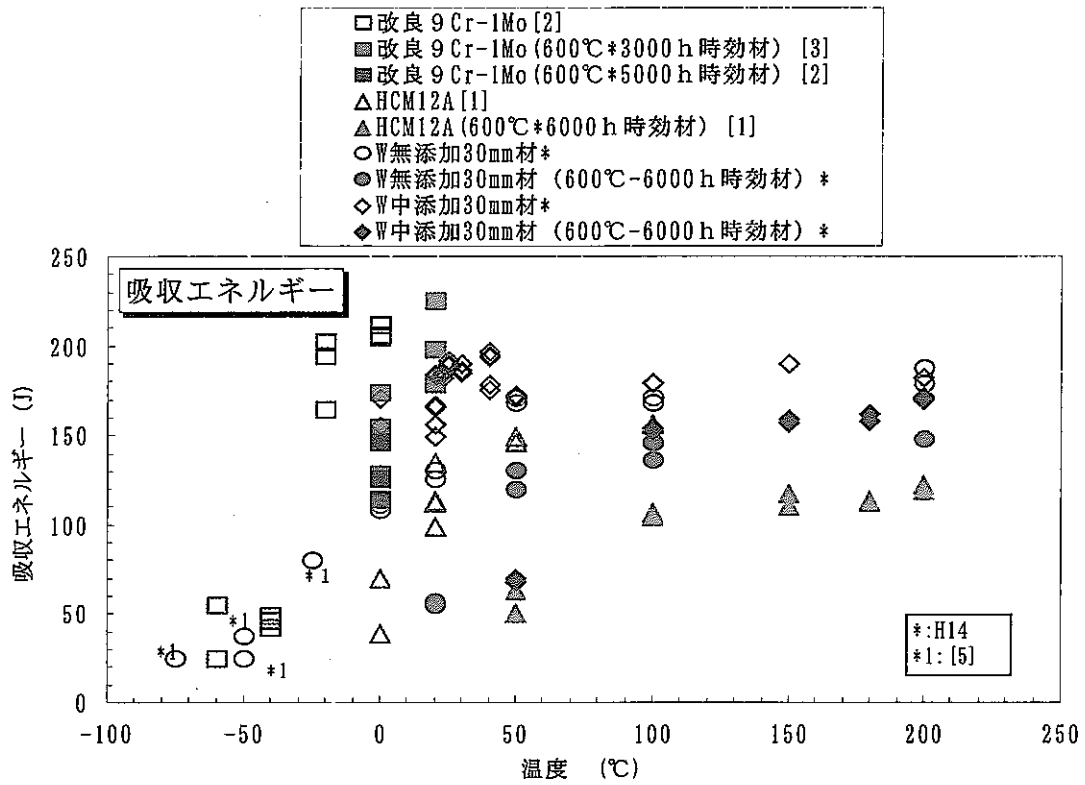


図 2.4-3 衝撃試験結果(吸収エネルギー)

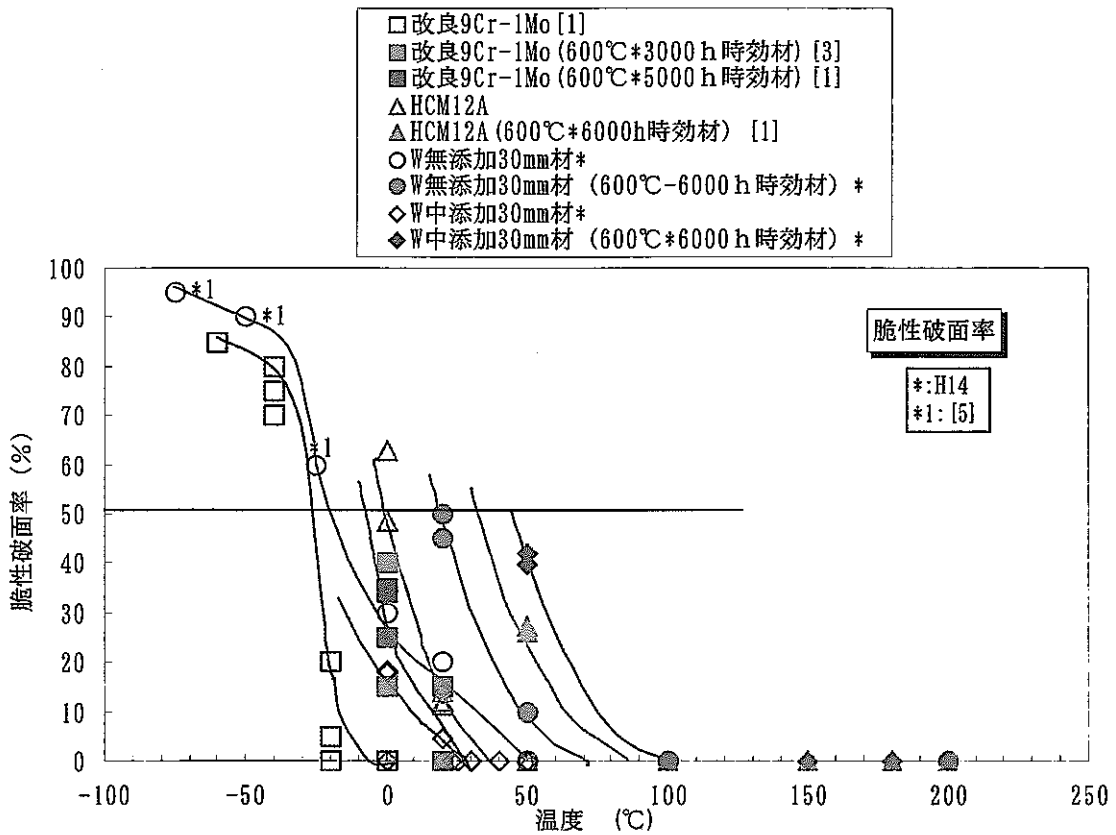
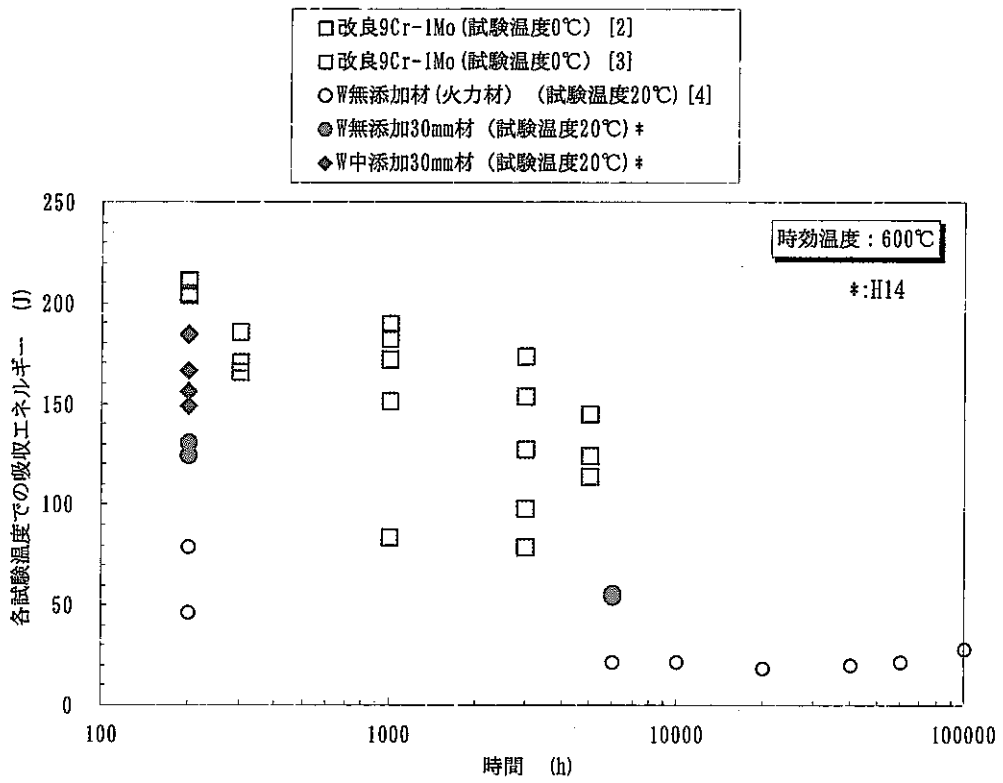
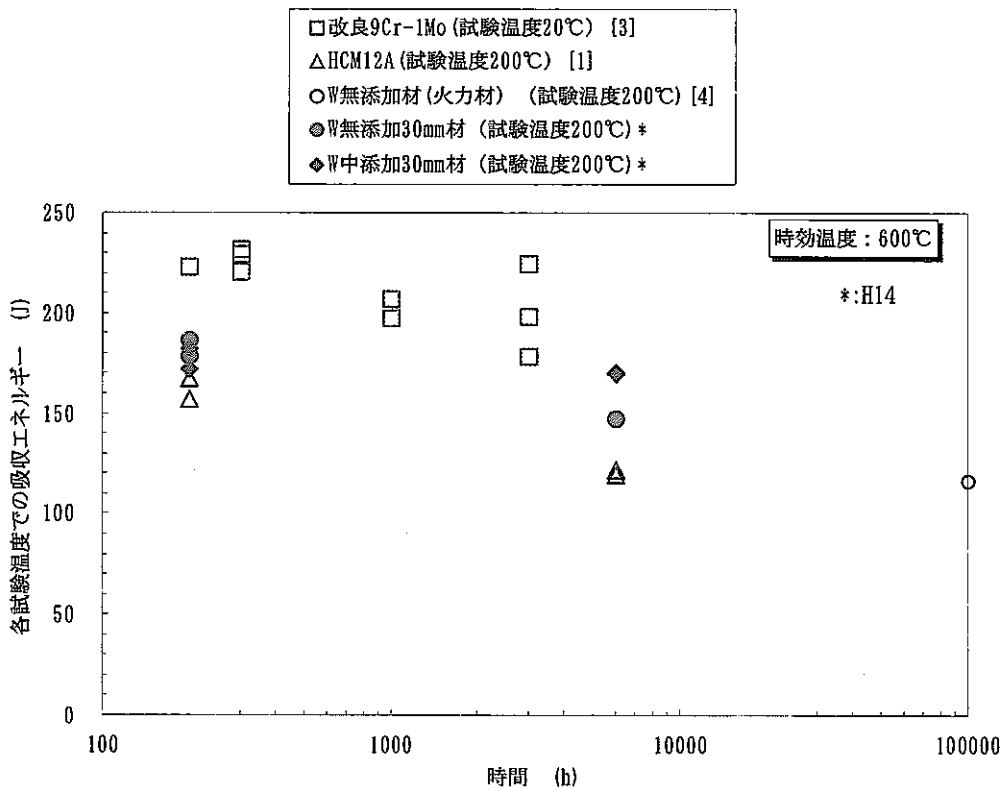


図 2.4-4 衝撃試験結果(脆性破面率)

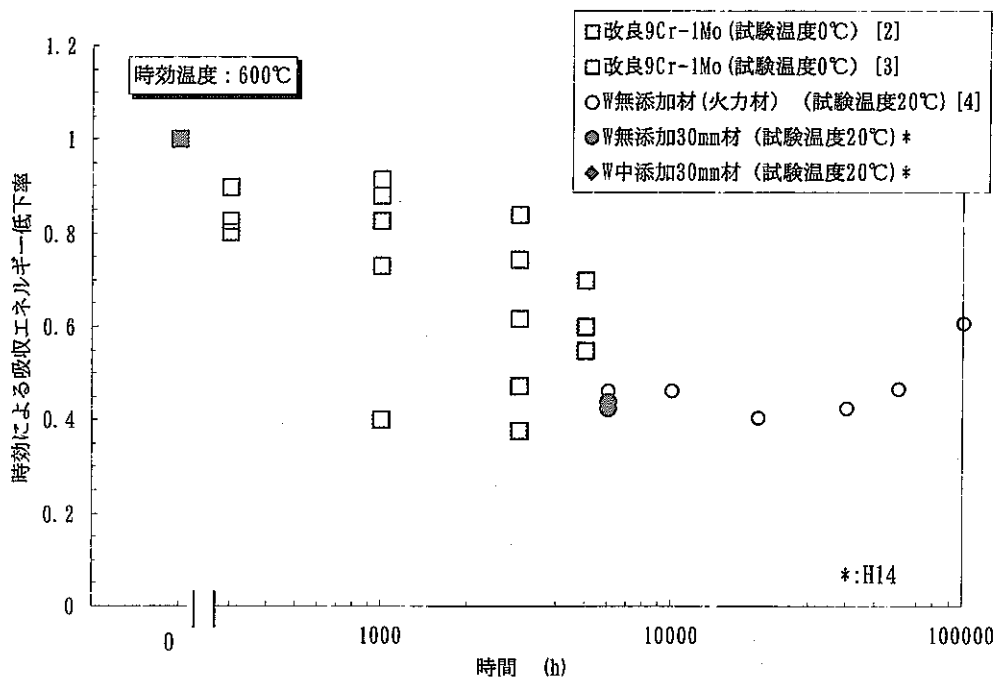


遷移温度域試験結果

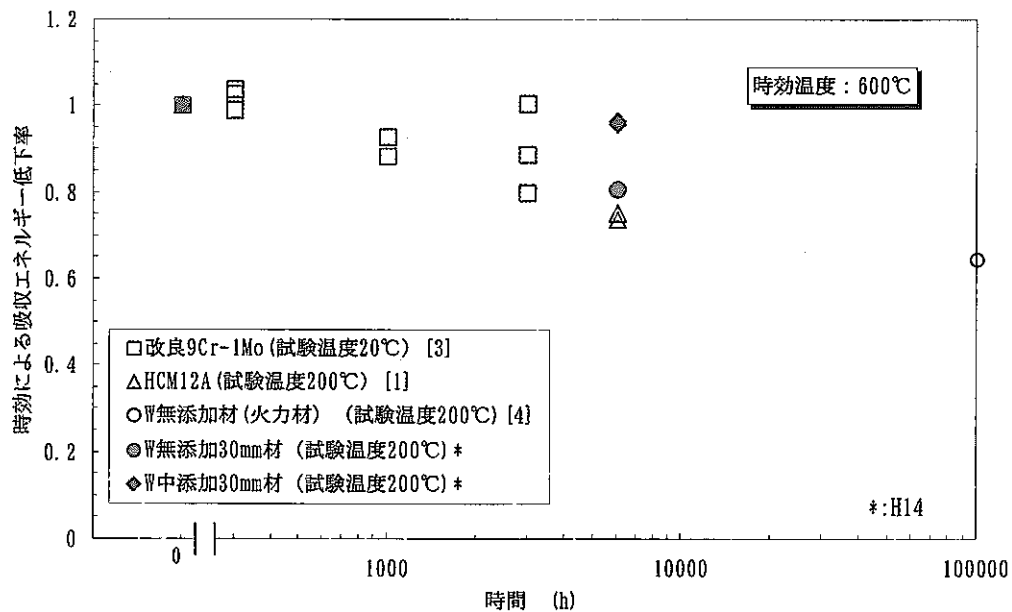


(2) 上部棚温度域試験結果

図 2.4-5 時効による吸収エネルギーの変化



(1) 遷移温度域試験結果



(2) 上部棚温度域試験結果

図 2.4-6 時効による吸収エネルギー低下率の変化

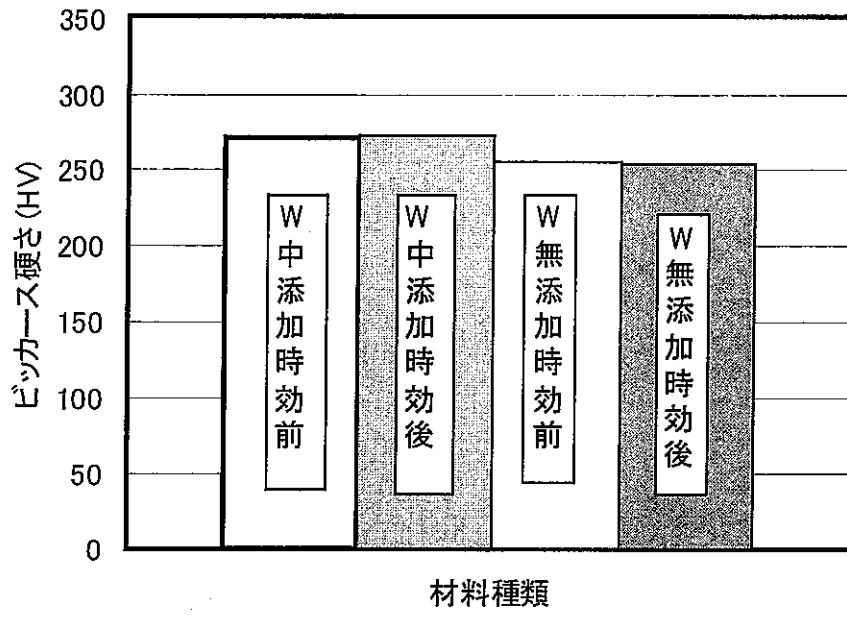


図 2.4-7 W中/無添加 30mm 材の 600-6,000h 時効前後の硬さ測定結果

3. 溶接施工法の確立

3.1 溶接継手の製作

(1) タングステン無添加材の溶接継手試作

a. 溶接材料と溶接条件

W 無添加材溶接継手の試作には、耐溶接割れ性、靱性及びクリープ強度特性を考慮して、溶接材料を母材成分組成に近く、かつ W 無添加の表 3.1-1 に示す改良 9Cr-1Mo 系溶接材料を用いている。溶接施行は TIG 溶接で行った。

図 3.1-1 に開先形状、表 3.1-2 に TIG 溶接条件を示す。TIG 溶接後は、740℃×4h の溶接後熱処理 (SR) を施した。

b. 継手製作

図 3.1-2 に溶接施工後の外観状況を、図 3.1-3 に断面マクロ組織観察結果を示す。溶接割れ等は観察されず、溶接性に問題がないことが確認できる。

図 3.1-4 及び図 3.1-5 に板厚の 1/4 及び 3/4 位置の断面ミクロ組織観察結果を示す。

(2) タングステン中添加材の溶接継手試作

a. 溶接材料と溶接条件

W 中添加材溶接継手の施工について、溶接材料として、対溶接割れ性、靱性、クリープ強度特性を考慮して、母材成分に近い表 3.1-3 に示す W 添加の共金系溶接材料 (ワイヤ) を用いて TIG 溶接で行った。表には溶接後の溶着金属部 (Dep.) の分析結果も合わせて示す。

図 3.1-6 に開先形状及び施工図を、表 3.1-4 に TIG 溶接条件を示す。TIG 溶接後は、740℃×4h の溶接後熱処理 (SR) を施した。

b. 継手製作

図 3.1-7 に溶接施工後の外観状況を、図 3.1-8 に断面マクロ組織観察結果を示す。溶接割れは観察されず、溶接性は問題無いことを確認した。

図 3.1-9 に表層から 2mm 内側の近傍のミクロ組織観察結果を示す。

表 3.1-1 W 無添加材の溶接材料化学成分 (wt%)

材料	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb
溶接金属 TGS 9CB	0.08	0.16	0.99	0.008	0.007	0.17	0.70	8.97	0.89	0.17	0.04
母材 W 無添加材	0.14	0.07	0.52	0.009	0.001	-	0.60	10.36	1.48	0.18	0.059

表 3.1-2 W 無添加材の TIG 溶接条件

区分	パス No	溶接電流 A	溶接電 圧 V	溶接速度 mm/min	ワイヤ送給 速度 mm/min	シールドガス L/min		予熱・ パス間温度 ℃
						トーチ	補助シ ールド	
表	1	200/160	11/10	80	650	25	40	200
	2~12	250	12		550			~
裏	13~24							

溶接後熱処理
740℃×4 h.F.C.

積層順序

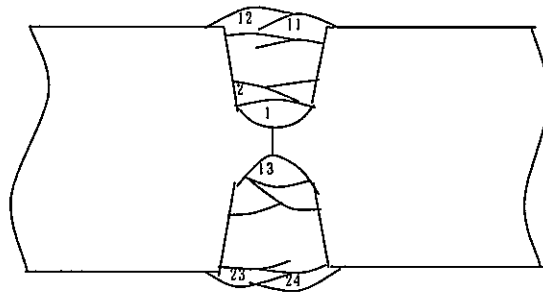


表 3.1-3 W 中添加材の溶接材料および溶接金属の化学成分 (mass%)

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
ワイヤ	0.073	0.36	0.85	0.006	0.005	0.01	0.51	9.91
溶着金属	0.074	0.28	0.76	0.005	0.005	0.007	0.58	10.06
	Mo	V	Co	Nb	W	N		
ワイヤ	0.35	0.20	0.97	0.038	1.44	0.036		
溶着金属	0.59	0.19	0.78	0.049	1.15	0.026		

表 3.1-4 W 中添加材の TIG 溶接条件

区分	パス No	溶接電流 (A)	溶接電圧 (V)	溶接速度 (mm/min)	シールドガス (L/min)		予熱・パス間 温度 (°C)
					トーチ	補助シールド	
表 (1st.)	1	120	11	100	20	30	200~240
	2~ 10	250					
裏 (2cd.)	11~ 19						

溶接後熱処理 (SR) : 740°C - 4 h F.C.

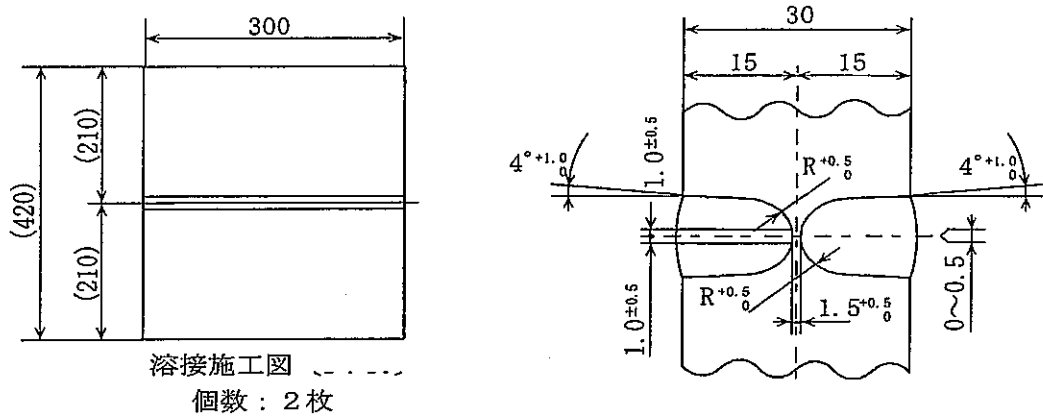


図 3.1-1 溶接施工図

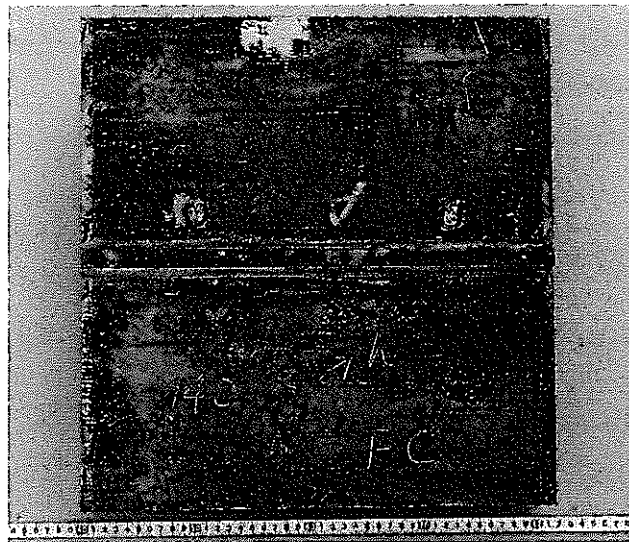


図 3.1-2 W無加材溶接継手の外観写真

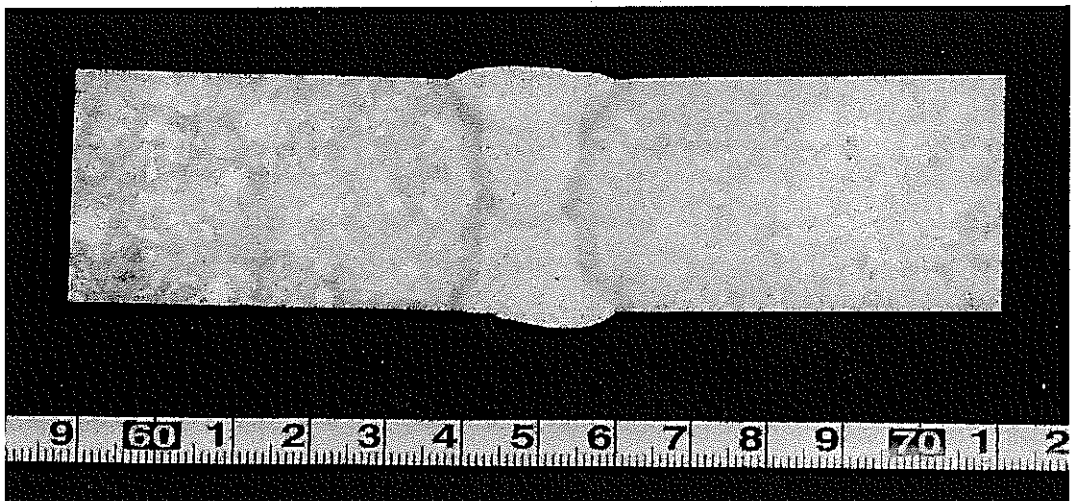
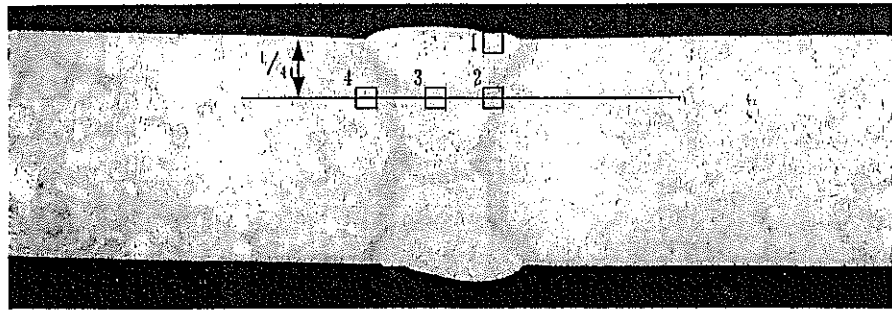


図 3.1-3 W無添加材溶接継手の断面マクロ写真



ミクロ観察位置



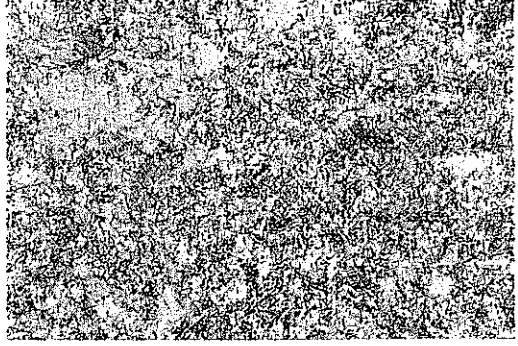

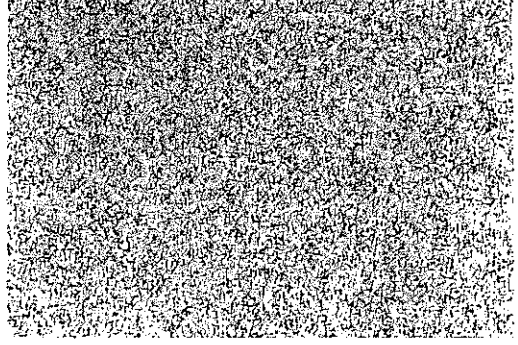
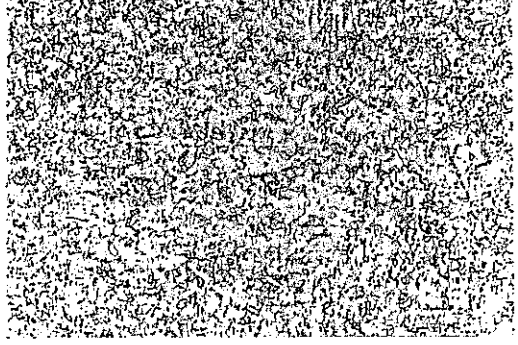


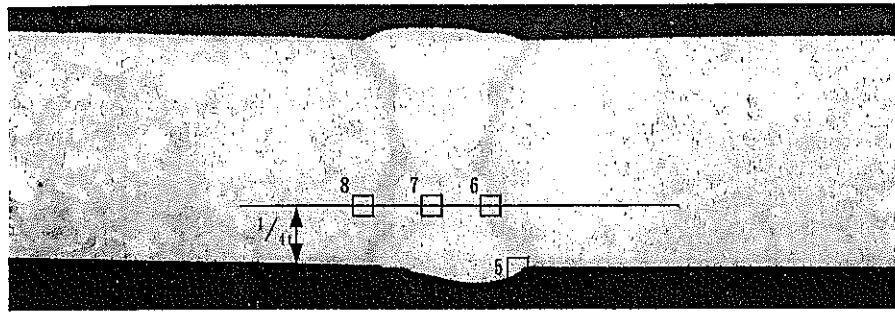
位置	ミクロ組織観察結果	
① 溶接金属		
② 溶接金属		
③ 熱影響部		
④ 母材		

図3.1-4 W無添加材溶接継手の断面ミクロ組織観察結果(その1)



マイクロ観察位置



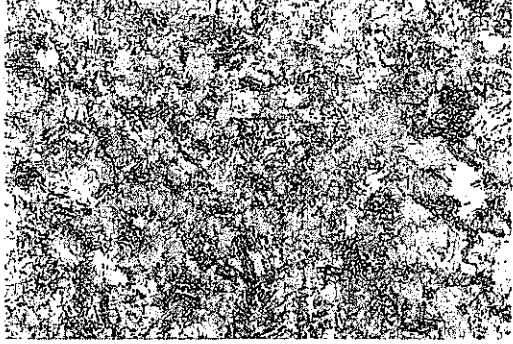

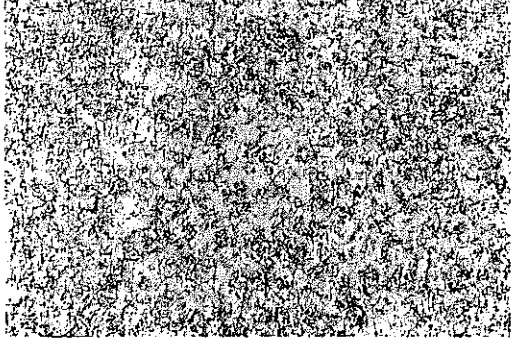
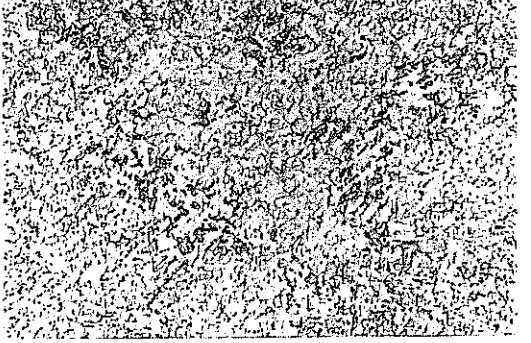


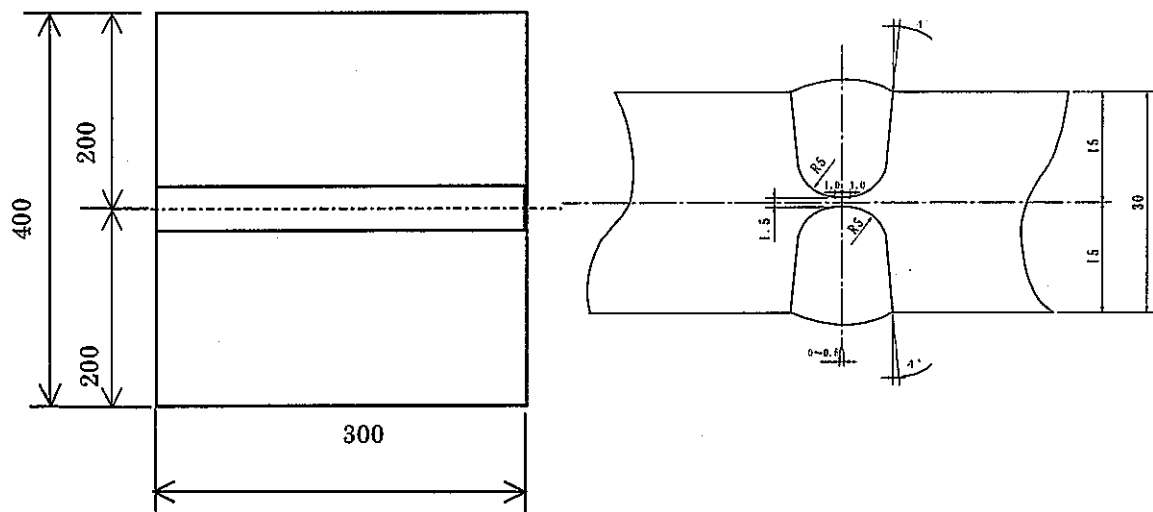
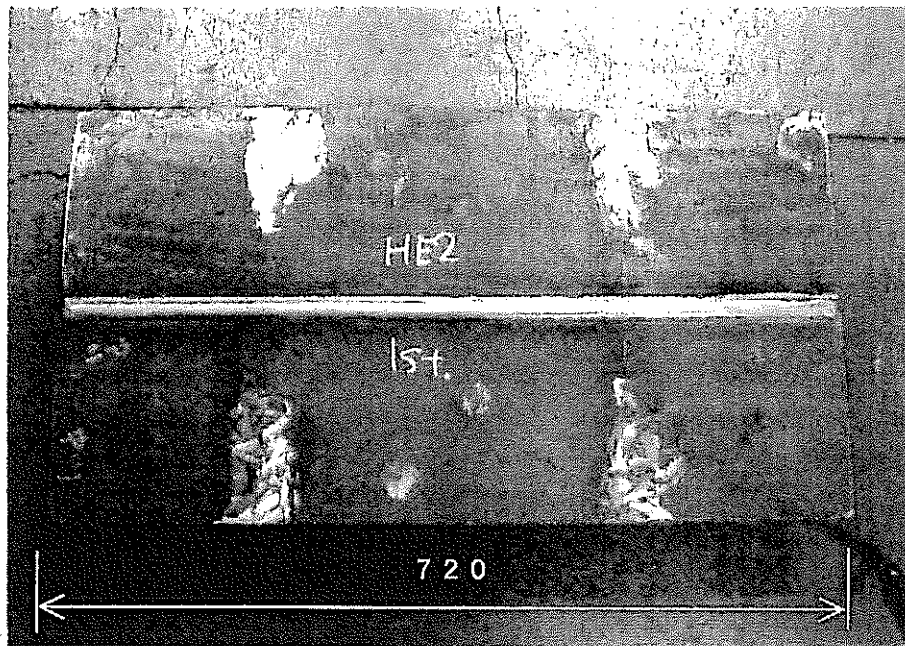
位置	マイクロ組織観察結果 0.1 mm 0.02 mm	
⑤ 溶接金属		
⑥ 溶接金属		
⑦ 熱影響部		
⑧ 母材		

図3.1-5 W無添加材溶接継手の断面マイクロ組織観察結果(その2)

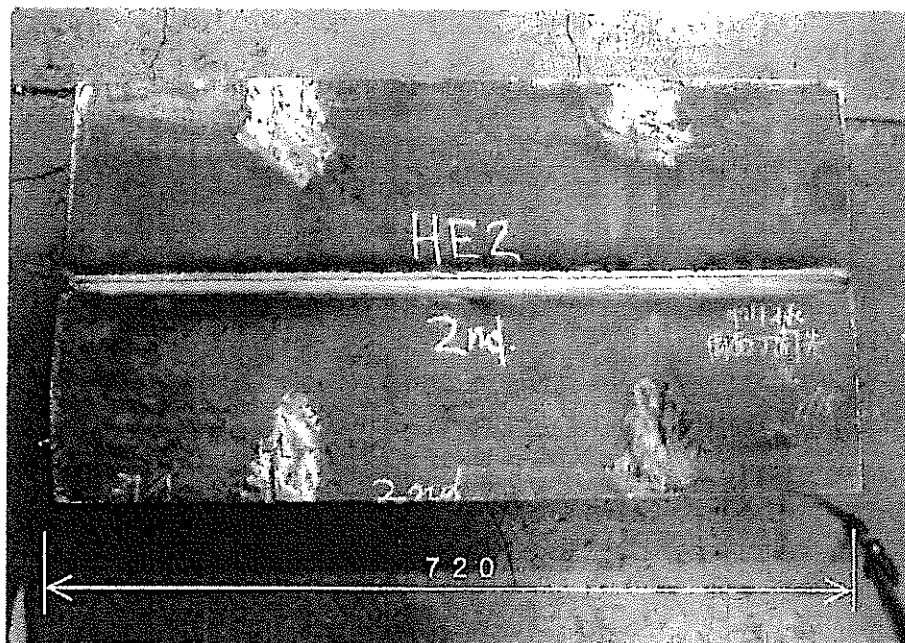


(単位 : mm)

図 3.1-6 W 中添加材の溶接開先形状及び施工図



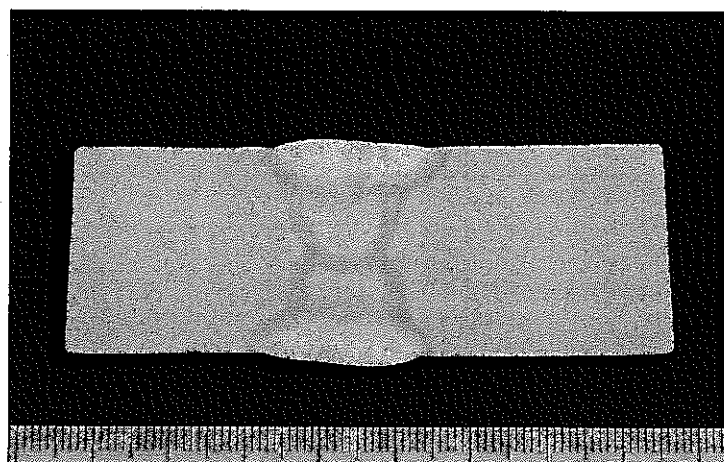
(a) 1st. 側



(b) 2nd. 側

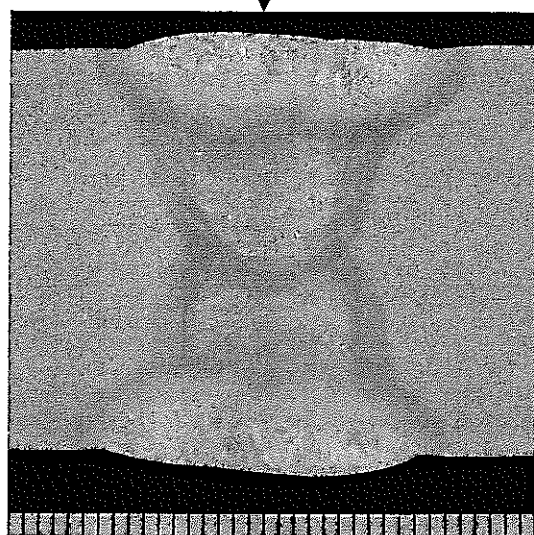
図 3.1-7 W 中添加材の溶接継手外観

断面マクロ組織



× 1

溶接部拡大



× 2

図 3.1-8 溶接継手の断面マクロ組織観察結果

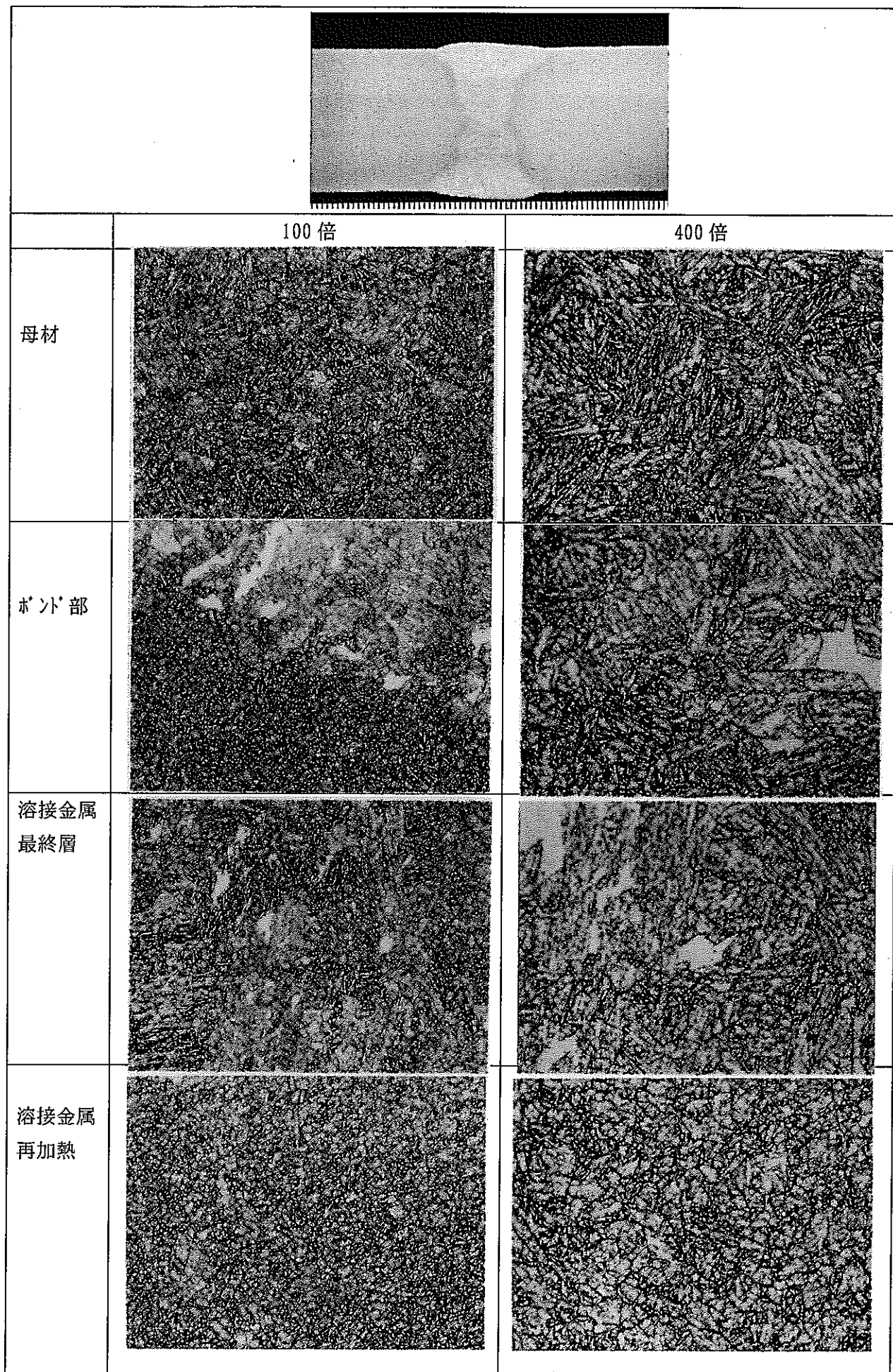


図 3.1-9 W 中添加材の溶接継手断面のミクロ組織観察結果

3.2 溶接部における硬さ測定

高クロム鋼溶接継手には共通した課題である溶接部熱影響部 (HAZ) の軟化部発生の状況を確認する目的で試製作した両 W 調整材の継手について硬さ測定を実施した。

図 3.2-1 に、W 無添加材溶接継手の板厚の 1/4 及び 3/4 位置の硬さ測定結果を示す。SR 後の硬さ値はピッカース硬さで溶接金属が Hv(5)=約 230、溶接金属と熱影響部 (HAZ) の境界 (Bond) 部が Hv(5)=約 260、HAZ 部が最低 Hv(5)=約 200、母材部が Hv(5)=約 225 で HAZ 部には母材の約 10%程度の軟化している領域が認められる。

図 3.2-2 に、W 中添加材溶接継手の両表面から 2 mm の位置及び厚さ方向断面の硬さ測定結果を示す。SR 後の硬さはピッカースで溶接金属が Hv=約 280、溶接金属と熱影響部 (HAZ) の境界部 (Bond) で Hv=約 270、熱影響部 (HAZ) が最軟化部 Hv=約 250、母材部が Hv=約 250 で、熱影響部の軟化傾向は有為には認められなかった。

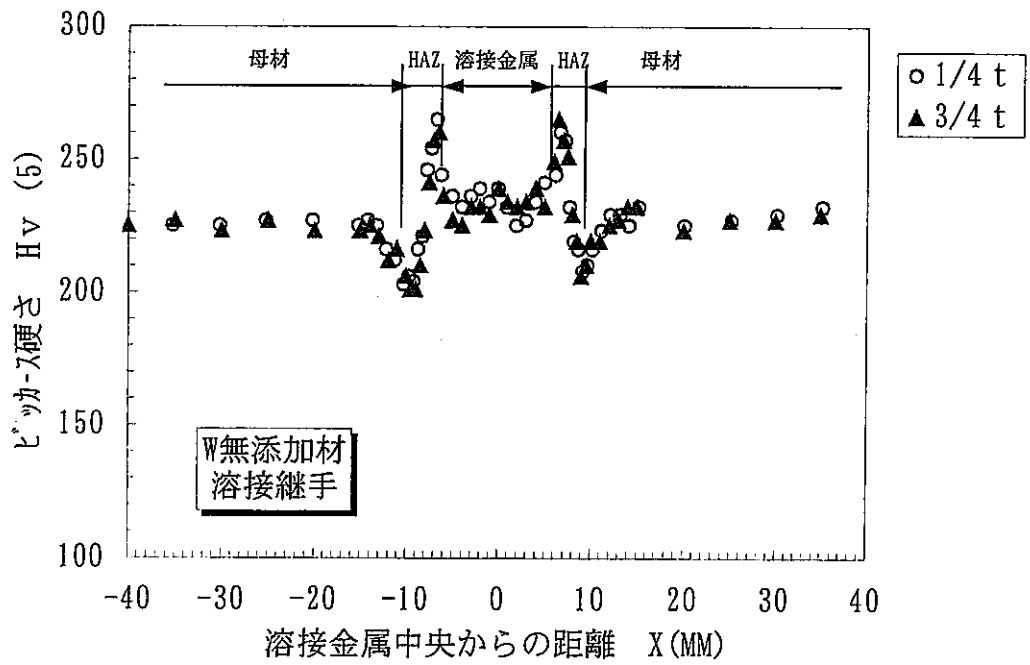
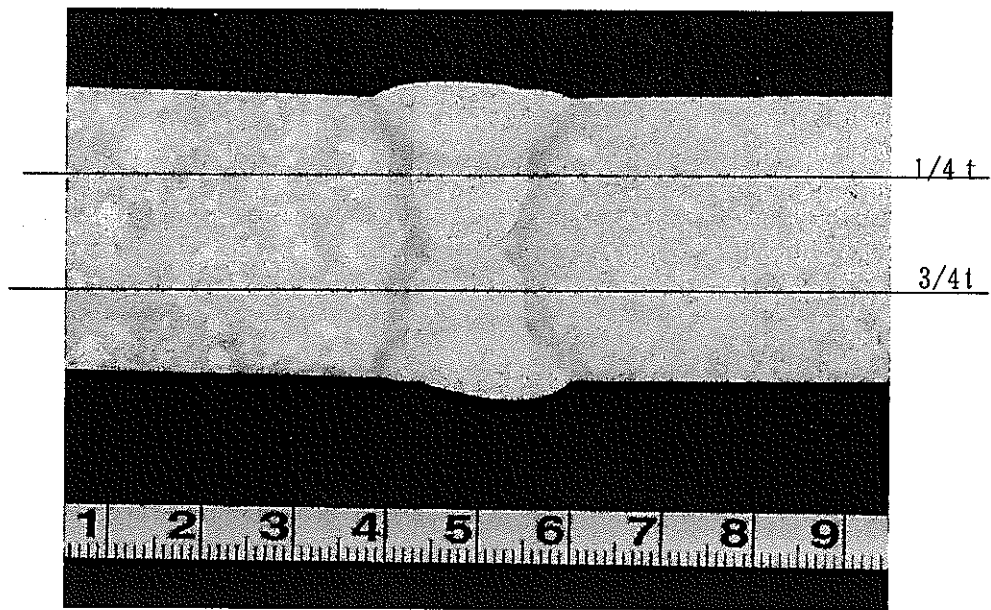
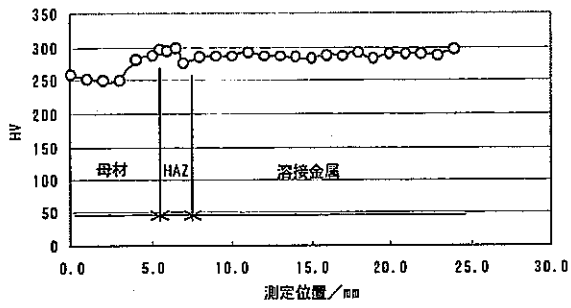
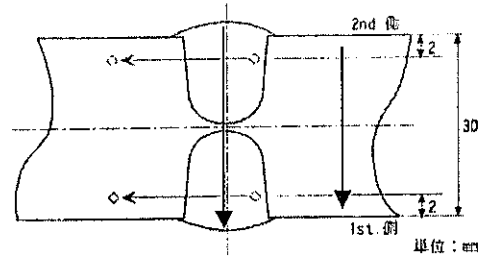
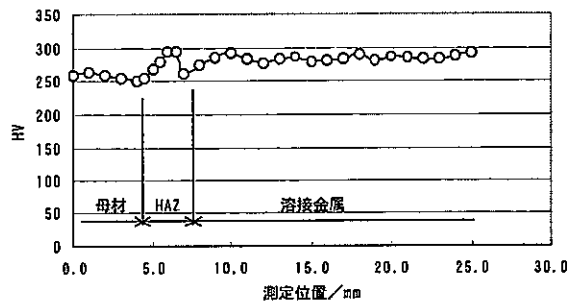


図 3.2-1 W 無添加材の溶接継手の硬さ測定結果

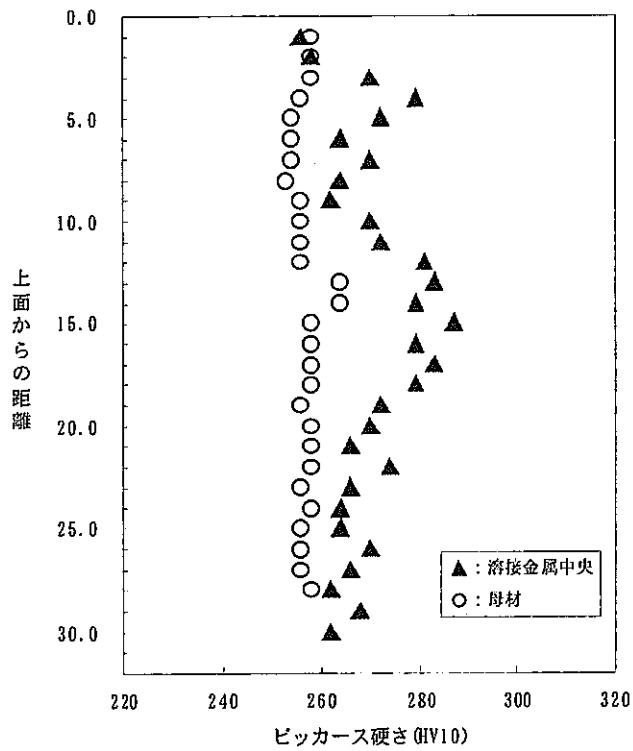


(2nd. 側)



(1st. 側)

(1) 表面より2mmの位置



2) 断面垂直方向

図 3.2-2 W 中添加材の溶接継手の硬さ測定結果

4. 材料特性評価法見直し

平成 12 年度に策定した 12Cr 鋼の代表である HCM12A 鋼の材料強度基準試案(案)について平成 13 年度に見直しを行った。平成 13 年度は、伝熱管の最大許容応力強さ S_0 の設定、定常クリープ速度の見直しによるクリープひずみ式の見直し、引張データ(引張強さ及び耐力)の全面的な見直しに伴う関連許容値の見直しを行った。その結果、試案基準値の値が非安全側(非保守側)になることは無いことが確認されたため、平成 13 年度の試案への反映は、伝熱管の最大許容応力強さ S_0 の追加のみとし、その他の特性式及び基準値については平成 12 年度試案のままとして、その後のさらなるデータの新規蓄積後に検討することとした。なお、参考までに平成 13 年度の見直し検討項目を表 4-1 に示す。

本年度は、さらなる見直しとして、主として材料特性式について検討した。

(1) 疲労特性式

現状 HCM12A 鋼材料強度基準試案(案)の最適疲労破損式は、改良 9Cr-1Mo 鋼の破損式を準用している。HCM12A 鋼の FBR 温度条件である 550℃での疲労強度は、図 4-1 に示すように改良 9Cr-1Mo 鋼と同等であることが確認されている[1]。その後、疲労に関する新たなデータは取得されておらず、HCM12A 鋼を代表とする 12Cr 系鋼の疲労特性式は現状のままで問題無いと考えられる。表 4-2 に現状の最適疲労破損式を示す。

(2) クリープひずみ式

HCM12A を代表とする 12Cr 系鋼のクリープデータは、現在、長時間試験が継続実施されている[2]が、本年度新たに取得されたデータは無く、平成 13 年度と同じ知見である。

平成 13 年度は、クリープひずみ式中の定常クリープ速度について新たに取得した実測値を追加して見直している。見直し式を表 4-3 に示す。その結果、データの見直しにより、試案基準値の値が非安全側(非保守側)になることは無いことが確認されたため、平成 12 年度試案のままとして、その後のさらなるデータの新規蓄積後に検討することとした。

(3) クリープ疲労評価法

12Cr 系鋼の代表である HCM12A 鋼のクリープ疲労寿命に関しては、改良 9Cr-1Mo 鋼とほぼ同レベルであることが確認されている[2]。また、クリープ疲労評価手法としては、改良 9Cr-1Mo 鋼と同様な評価手法を用いることを否定する情報は得られていない。したがって、

クリープ疲労評価法としては、現時点での見直しは必要無いと考えられる。

クリープ疲労評価は、疲労損傷とクリープ損傷の評価により行われる。そこで用いられる材料特性式としては、最適疲労破損式、主クリープ破断関係式、応力緩和量を算出するクリープひずみ式、さらに評価時の初期応力を求める弾塑性及び動的応力ひずみ関係式がある。

最適疲労破損式及びクリープひずみ式については、前述のように現時点での見直しは必要無い。主クリープ破断関係式については、平成 13 年度に蓄積データと現状特性式と一致していることを確認し、主クリープ破断関係式の見直しの必要は無いと判断されている。弾塑性応力-ひずみ関係式は、平成 13 年度に引張データ(0.2%耐力 σ_y)の見直し検討を行い、 σ_y 平均曲線を見直しており、本年度の見直しは必要無いと考える。平成 13 年度の見直し式を表 4-4 に示す。動的応力-ひずみ関係式についても、弾塑性応力-ひずみ関係式と同様に、 σ_y 平均曲線を見直しており、現状問題無いと考える。平成 13 年度の見直し式を表 4-5 に示す。

参考文献

- [1] 受託研究報告書「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」
平成 13 年度（平成 14 年 3 月）
- [2] 受託研究報告書「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」
平成 14 年度（平成 15 年 3 月）

表 4-1 平成 13 年度の HCM12A 鋼材料強度基準試案 (案) の見直し状況

項 目		見直し状況	見直し理由
最大許容応力強さ	S_0	○	S_y, S_u , クリープひずみ式見直し, 伝熱管基準値の設定
設計応力強さ	S_m	○	S_y, S_u 見直し
設計応力強さ	S_t	○	S_R , クリープひずみ式見直し
設計降伏点	S_y	○	引張データ見直し
設計クリープ破断応力強さ	S_R	○	S_u 見直し
設計引張強さ	S_u	○	引張データ見直し
設計緩和強さ	S_r	○	S_m , クリープひずみ式見直し
縦弾性係数	E	—	—
ポアソン比	ν	—	—
熱膨張係数	α	—	—
許容ひずみ範囲 (A) (B) (C)	ϵ_t	—	—
材料特性式	主クリープ破断関係式	—	—
	クリープひずみ式	○	定常クリープ速度見直し
	弾塑性応力-ひずみ関係式	○	引張データ見直しによる σ_y 見直し
	動的応力-ひずみ関係式	○	引張データ見直しによる σ_y 見直し
物性値 (密度, 熱伝導率, 比熱)		—	—

表 4-2 HCM12A 鋼の最適疲労破損式

$(\log_{10} N_f)^{-1/2}$ $= A_0 + A_1 \log_{10} \Delta \varepsilon_t + A_2 (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^2 + A_3 (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^4$ <p>使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) 375 ≤ T ≤ 600</p> <p>ε : ひずみ速度 (mm/mm/s)</p> <p>Δε_t : 全ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>N_f : 破損繰返し数</p>	
A ₀	$1.142078 - 3.720100 \times 10^{-15} \times T^4 \times R$
A ₁	$5.799126 \times 10^{-1} - 9.783423 \times 10^{-6} \times R^4$
A ₂	$1.776488 \times 10^{-1} + 2.758978 \times 10^{-8} \times T^2$
A ₃	-1.068372×10^{-2}
<p>ただし、R = log₁₀ ε̇ である。</p>	

表 4-3 HCM12A 鋼のクリープひずみ式

$\varepsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m t$	
<p>使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) 375 < T ≤ 700</p> <p>σ : 応力 (N/mm²) 30.7 ≤ σ</p> <p>t_R : 破断時間 (h)</p> <p>ε̇_m : 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h)</p> <p>t : 時間 (h)</p>	
t _R	$(T + 273.15) \{ \log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 3.54209 \times 10 \}$ $= 2.10245 \times 10^4 + 2.31597 \times 10^4 \log_{10} \sigma - 7.78465 \times 10^3 (\log_{10} \sigma)^2$
ε̇ _m	$4.79994 \times 10^{-2} \exp \{ 6.26714 \times 10^3 / 8.31441 / (T + 273.15) \} t_R^{-1.16225}$
C ₁	$2.13822 \dot{\varepsilon}_m^{0.59235} / r_1$
C ₂	$0.927675 \dot{\varepsilon}_m^{0.81657} / r_2$
r ₁	$317.0902 t_R^{-0.56858}$
r ₂	$14.3245 t_R^{-0.82278}$
α _c	<p>平均値 : 1</p> <p>設計最小値 : 3</p>

表 4-4 HCM12A 鋼の弾塑性応力-ひずみ関係式

<p>(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき</p> $\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$ $\varepsilon_p = 0$ <p>(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき</p> $\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$ $\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}}$ <p>使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) 375 < T ≤ 700</p> <p>ε_e : 弾性ひずみ (mm/mm)</p> <p>ε_p : 塑性ひずみ (mm/mm)</p> <p> 最大ひずみ ($\varepsilon_e + \varepsilon_p$)_{max} ≤ 0.03 (mm/mm)</p> <p>σ : 応力 (N/mm²)</p>	
E (N/mm ²)	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p (N/mm ²)	$\sigma_p = \sigma_y - K (0.002)^m$
σ_y (N/mm ²)	最大曲線 : 1.1 × (平均曲線) 平均曲線 : $-4.87537 \times 10^{-6} T^3 + 4.37334 \times 10^{-3} T^2$ $-1.30574 T + 6.04227 \times 10^2$ 最小曲線 : 別表 1.4 設計降伏点 S_y による
K (N/mm ²)	$-2.36903 T + 1.75288 \times 10^3$
m	$-4.90306 \times 10^{-4} T + 3.73980 \times 10^{-1}$

表 4-5 HCM12A 鋼の動的応力-ひずみ関係式

<p>(1) $\Delta\sigma \leq 2\sigma_p$ のとき</p> $\Delta\varepsilon_t = \Delta\sigma / E$	
<p>(2) $\Delta\sigma > 2\sigma_p$ のとき</p> $\Delta\varepsilon_t = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$ $\Delta\varepsilon_e = \Delta\sigma / E$ $\Delta\varepsilon_p = \{(\Delta\sigma - 2\sigma_p) / K_d\}^{1/m_d}$	
<p>使用単位</p> <p>T : 温度 (°C) 425 < T ≤ 650</p> <p>$\Delta\varepsilon_e$: 弾性ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\varepsilon_p$: 塑性ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\varepsilon_t$: 全ひずみ範囲 (mm/mm)</p> <p>$\Delta\sigma$: 応力範囲 (N/mm²)</p> <p>σ_p : 比例限 (N/mm²)</p>	
E (N/mm ²)	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p (N/mm ²)	$\sigma_p = \sigma_y - K (0.002)^m$
K (N/mm ²)	$-1.78480T + 1.34718 \times 10^3$
m	$-8.37514 \times 10^{-4}T + 5.56244 \times 10^{-1}$
σ_y (N/mm ²)	平均曲線 : $-4.87537 \times 10^{-6}T^3 + 4.37334 \times 10^{-3}T^2$ $-1.30574T + 6.04227 \times 10^2$
K_d (N/mm ²)	$-2.2818T + 2.22502 \times 10^3$
m_d	$-7.39501 \times 10^{-4}T + 6.35479 \times 10^{-1}$

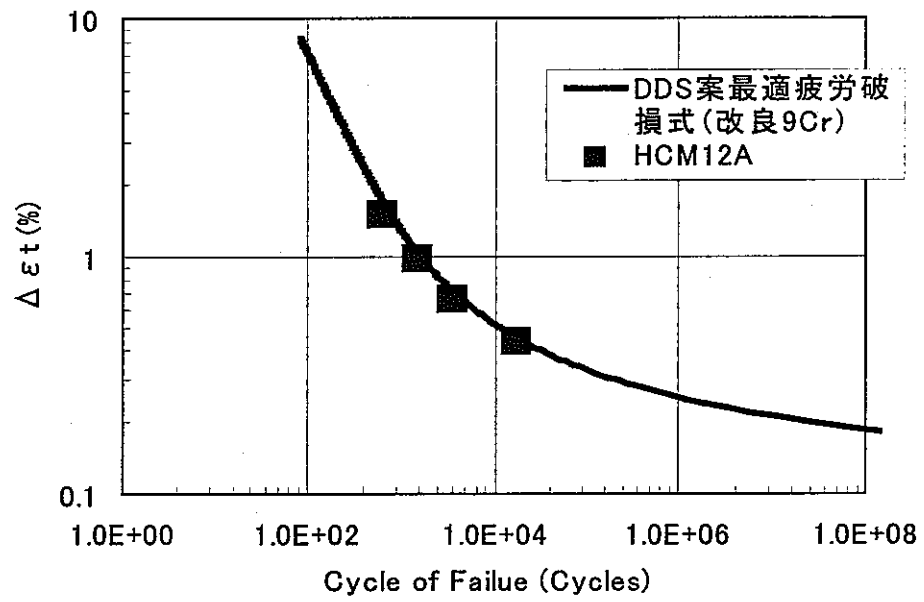


図 4-1 HCM12A 鋼と改良 9Cr-1Mo 鋼の疲労寿命 (550°C) [1]

5. 新材料基準化の考え方

新材料を高速炉に採用する場合の採用基準を定めるための考え方について、平成13年度に引き続き整理した。平成13年度までは、設計側のニーズの整理を行い、議論すべき項目として候補材適用の見極めと導入時期、適用範囲の制限と暫定基準の有効性及び実績に対する認識等が提起された。また、新材料基準化検討の前提条件及び新材料基準化の適用範囲についても示されている。さらに、新材料の定義、材料の開発段階／採用区分の定義及び材料強度基準の概念について議論してきた。

本年度は、材料選定のための指標及び実績の考え方について検討する。

5.1 選定のための指標検討

新材料の採用にあたっては、平成13年度検討した「材料の開発段階／採用区分」毎に採用を判断する評価指針が必要となる。この評価指針、すなわち採用のための指針についての考え方を以下に示す。

材料選定時の指標としては、(1)材料物性値及び材料強度特性、(2)材料特性評価指標、(3)強度と延性のバランス、(4)組織安定性(延性)に区分して検討する。

(1) 材料物性値及び材料強度特性

a. 材料物性値

材料物性値は、後述の材料特性評価指標にも大きく影響するものであり、材料の使用環境、使用条件等の目的に応じて優れたものを選定することが基本である。物性値としては下記があり、材料として固有の値である。

- ・物性値1 (熱膨脹率 α 、熱伝導率 k 、熱伝達率 μ 、比熱 c 、密度 ρ)
- ・物性値2 (縦弾性係数 E 、ポアソン比 ν)

b. 材料強度特性

材料の強度・延性を示す特性であり、高温構造材料に対するものとしては下記がある。

- ・高温強度 (引張強さ σ_u 、降伏強さ σ_y 、クリープ破断強度 σ_R 、疲労強度、クリープ疲労強度)
- ・高温延性 (引張破断伸び・絞り、クリープ破断伸び・絞り)

これら特性は、材料強度基準として設計用許容値を設定するベースとなる特性であり、設計ニーズに対してのスクリーニング及び試評価に用いられる。これらの材料データそのもの

は、各特性に応じたばらつきを含む特性であり、平均値か最小値の値で評価することになる。これら特性は、機器毎の材料仕様決定にも用いられる。

また、材料選定時に特に留意すべきこととして、強度と延性のバランス及び高温延性の長時間安定性が挙げられる。これらについては後述する。

(2) 材料特性評価指標

前述の物性値及び強度特性の材料個別の特性のほかに、設計要求に対応して、複数の特性を組み合わせた材料特性評価のための指標も必要となる。これらの指標として下記のようなものが挙げられる。なお、一例として示す検討例は各特性の平均値を用いて行った。

a. 熱応力に対する材料選定指標

(a) 熱衝撃係数

熱衝撃に対する強さの指標として、古くから Biot 数や熱衝撃係数が知られている。

- ① Biot 数 $\beta = h \mu / k$ および熱衝撃係数 K, K'

$$K = k \sigma_u / E \alpha \quad K' = \sigma_u / E \alpha$$

ここで、 σ_u は破壊に対する最大値として用いている。したがって、 σ_u を置き代えることにより、以下のパラメータも考えられる。

- ② 降伏に対する熱衝撃限界値として σ_u を σ_y に置き換えた降伏熱衝撃係数。

$$K' = \sigma_y / E \alpha$$

- ③ 長時間に対する熱衝撃限界値として σ_u を σ_R に置き換えた長時間熱衝撃係数。

$$K' = \sigma_R / E \alpha \quad \text{ただし、} \sigma_R \text{ は任意時間でのクリープ破断強度。}$$

図 5.1-1 に各鋼種の熱衝撃係数と温度の関係を示す(引用データ出典[1])。450～650℃温度域で HCM12A(12Cr 系鋼)が大きな熱衝撃係数を有しており、600℃以下では次いで改良 9Cr-1Mo 鋼及び 2.25Cr-1Mo 鋼のフェライト系鋼が高い値を示している。SUS304、SUS316、316FR 及び Alloy800 の各オーステナイトステンレス鋼が何れもほぼ同じ値を示し、温度依存性も余り見られない。650℃では、HCM12A を除いて各鋼種とも同程度の値となってくる。

図 5.1-2 に各鋼種の降伏熱衝撃係数と温度との関係を示す(引用データ出典[1])。降伏熱衝撃係数は、前述の降伏熱衝撃係数と同様な傾向を示しているが、鋼種間の差異はさらに顕著に現れており、短時間強度熱的特性に対しては、フェライト系鋼が、特に HCM12A が優れていることを示している。

図 5.1-3 に各鋼種の 550℃、100,000 時間熱衝撃係数と温度の関係を示す(引用データ出

典[1])。550℃、10万時間クリープ破断強度に対する熱衝撃係数は、650℃では2.25Cr-1Mo鋼を除いて他の鋼種はほぼ同程度の値になっている。600℃以下の温度では、HCM12Aが特に優れている。これは、12Cr鋼は熱的特性及び長時間強度ともに優れていることを示している。

(b) 熱応力抵抗性

温度差により発生する熱応力と材料固有の強度(降伏強さ)とのバランスを示す指標として熱応力抵抗性Mがある。

$$M = 2 \sigma_y (1 - \nu) / E \alpha \Delta T$$

図5.1-4に各鋼種の温度差 $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ の場合の熱応力抵抗性と温度の関係を示す(引用データ出典[1])。熱衝撃特性と同様な、特に降伏熱衝撃係数と同様な傾向を示している。また、2.25Cr-1Mo鋼は550℃以上の温度では適用が難しいことが分る。

(c) 熱ラチェット抵抗性

熱ラチェット抵抗性をラチェット発生 of 制限値を左右する降伏強さ σ_y と熱応力を支配する熱膨脹率 α との比(σ_y / α)で示す。

図5.1-5に各鋼種の各温度での降伏強さ σ_y と熱膨脹率 α の比と温度の関係を示す(引用データ出典[1])。図中12Cr火力使用とはHCM12Aである。降伏強さが大きく、熱膨脹係数の小さいフェライト系鋼、時に12Cr鋼は大きな値を示し、対熱ラチェット抵抗性が大きいことが伺える。

(d) 応力緩和損傷

2次応力である熱応力は、定常運転中に初期応力から時間とともに緩和してくる。この応力緩和のし易さ及び緩和による損傷を示す指標として

$$\sigma / \sigma_0 / \delta \quad \text{又は} \quad (1 - \sigma / \sigma_0) / \delta$$

が考えられる。ここで、 σ : 緩和後応力、 σ_0 : 初期応力、 δ : クリープ破断伸びを示す。現状では、鋼種間を比較するに足るデータがまだ整備されていないため、検討例は省く。

b. 1次応力に対する材料選定指針

(a) 降伏強さ/引張強さ比

1次応力が支配的となる場合、降伏強さ σ_y と降伏後の破断までの裕度との関係が重要となる。降伏強さ S_y (または σ_y)が大きく、かつ降伏強さと引張強さの比 S_y/S_u (または σ_y/σ_u)が小さいのが有利となる。

図5.1-6に各鋼種のRT及び450~650℃での設計降伏強さ S_y と設計引張強さの比 S_y/S_u

と設計降伏強さ S_y の関係を示す(引用データ出典[1])。従来から知られているように SUS 系のオーステナイトステンレス鋼は S_y が小さく、 S_y/S_u も小さくなっており、フェライト系鋼は逆に S_y が大きく、 S_y/S_u も大きくなっている。したがって、この関係を前提に設計要求に応じ、また設計裕度の考え方に従って、材料選定を行うことが必要である。

c. その他

その他の材料選定指針としては、溶接部特性を確保するための溶接材料選定に係るものと溶接後熱影響部に係るものがある。

(a) 溶接材料

溶接材料に関しては、基本的には、前記の構造材料選定と同じである。溶接材料の特性として構造材料と異なる特性が予想されるのは衝撃値である。したがって、溶接材料の場合は衝撃値に対しても留意する必要がある。

一方、高速炉の構造設計においては、衝撃値そのものの値を評価するものではない。高速炉における衝撃値は、LBB 評価における目安値及び組織変化に対し比較的敏感な特性を活用した組織安定性の目安値として活用すべきものである。したがって、溶接材料の衝撃値も組織安定性の観点から評価すべきものである。

(b) 溶接部熱影響部

溶接部の熱影響部は材料、形状、溶接施工方法、施工条件、溶接後熱処理条件等により変わるが、熱影響部は硬化あるいは軟化する。この硬化及び軟化の程度が溶接部の強度に大きく影響する。したがって、熱影響部の硬化/軟化度合いを把握するために、硬さ値を用いて検討することも重要である。

(3) 強度と延性のバランス

従来、材料特性を評価する場合、材料の有している強度と延性は別個に、独立に取扱う場合が多い。例えば、ステンレス鋼は高延性材で、高 Cr 系フェライト鋼は高強度材であるとか、ステンレス鋼は低強度材で、高 Cr 系フェライト鋼は低延性材であるような見方をしている。材料選定においては個々の設計要求を満足することが前提となるが、強度と延性のバランスについても考慮させるべきものである。この強度と延性のバランスを示す指標については、今後検討を行うことになるが、引張破断伸びと引張強度に関する一例を示す。

図 5.1-7 は室温平均引張破断伸びで規格化した室温～650℃での引張破断伸びと引張強さの関係を示す(引用データ出典[2][3][4])。図中縦軸の 1.0 が室温レベルであり、各鋼種毎に

1.0 レベルの最も右側の点が室温測定値である。この室温点から図の左側が高温側となっている。フェライト系鋼は、高温になっても室温に対する破断伸びの低下は少ないように見える。むしろステンレス鋼の引張強度 $30\text{kg}/\text{mm}^2$ 位での(300℃付近)での低下(青熱脆性)が目立つ。引張強度と延性の関係については、規格化した破断延性はオーステナイト系ステンレス鋼とフェライト系鋼とで有為な差異は認められない。

(4) 組織安定性

材料は高温長時間使用により劣化し、初期に有していた強度及び延性共に変化(低下)する。強度については、従来の経験からパラメータ法などで長時間の特性を予測することはほぼ可能であり、以前から評価に取り入れられている。一方、延性及び靱性についての長時間予測については従来あまり議論されていない。

従来、延性及び靱性については、材料製造直後の特性が優れているものが、延性/靱性に優れた材料とされてきている。例えば、ステンレス鋼は高延性材で、高Cr系フェライト鋼は低延性材であるとの見方もあった。確かに、ミルシートに記載されている引張破断伸びは材料製造直後の室温での値であり、オーステナイトステンレス鋼の方がフェライト系鋼よりも大きな値を有している。しかしながら、高温で使用される材料は、初期に優れた特性を有していることのみではなく、材料特性が使用中安定で変化が少ないものがより好ましい。

材料は、高温長時間使用中に析出物偏析、粗大化等の組織変化が起り、強度及び延性を低下させると考えられる。したがって、高温使用中の強度及び延性変化を少なくするためには、組織が安定であることが望ましい。この組織変化は、粒界及び粒内で起る。今までの経験から、材料の粒界/粒内の変化は、強度よりも延性や靱性値に比較的現れやすいと考えられる。

そこで、組織安定性の指標としては、延性や靱性の高温使用時間による変化率が考えられるが、現実的には、靱性のデータは比較的少ないので、クリープ破断延性(破断伸び)で検討する。

図 5.1-8 は各鋼種の 550 及び 600℃でのクリープ破断伸びとクリープ破断時間の関係の一例を示す(引用データ出典[2][3])。550℃でのクリープ破断伸びは HCM12A がオーステナイト系ステンレス鋼バンドの下限值に近く、600℃では HCM12A の破断伸びがオーステナイトステンレス鋼よりの低下しているが、時間とともに両者の差は小さくなる傾向が見られる。すなわち、オーステナイトステンレス鋼は時間の経過とともに破断伸びは低下するが、フェライト系鋼は時間に伴う低下は非常に小さいことを示している。

図 5.1-9 は図 5.1-8 に示したクリープ破断伸びを室温での平均引張破断伸びで規格化した値とクリープ破断時間の関係の一例を示す(引用データ出典[2][3])。室温引張破断伸びで規格化したクリープ破断伸びは、オーステナイトステンレス鋼では 1.0 を下回るのに対してフェライト系鋼では 1.0 を上回っている。特に、HCM12A では破断時間にかかわらず 1.0 に近い値を維持している。このことは、HCM12A は、室温での伸び(延性)が長時間でもそのままの値を維持しており、データのある 10,000 時間内では組織的に非常に安定している材料であることを示唆している。逆に、オーステナイトステンレス鋼は室温での延性が時間とともに低下していることを示している。

図 5.1-10 はクリープ破断伸びを当該温度での平均引張破断伸びで規格化した値とクリープ破断時間の関係の一例を示す(引用データ出典[2][3])。当該温度での引張破断伸びで規格化したクリープ破断伸びは、図 5.1-9 に示した室温引張伸びで規格化した場合と同様な傾向を示しているが、室温引張伸びで規格化した場合よりも 1.0 に近づいている。特に、HCM12A は当然のことながら、316FR 鋼も比較的 1.0 付近に点在している。このことは、HCM12A 及び 316FR 鋼はクリープ温度領域では、短時間延性(伸び)が長時間(データのある 10,000 時間以内)でも変化が少なく、組織的にも安定な状態を維持していることを示している。

参考文献

- [1] 日本原子力発電(株)：受託研究報告書「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」平成 12 年度(平成 13 年 3 月)
- [2] JNC データベース「SMAT」
- [3] 日本原子力発電データベース「MANADAS」
- [4] 本研究(平成 14 年度)

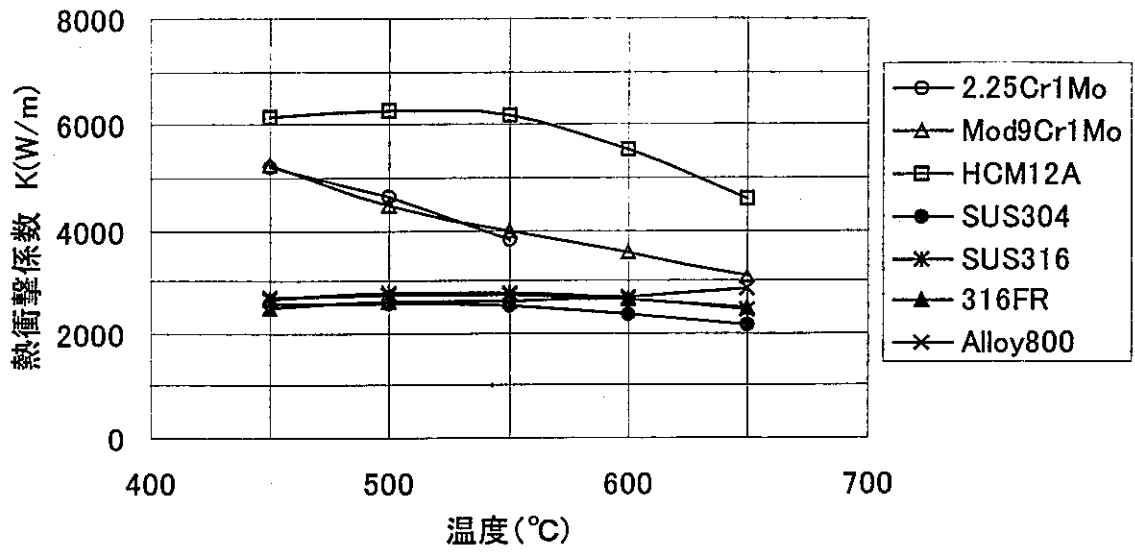


図 5.1-1 各鋼種の熱衝撃係数と温度の関係

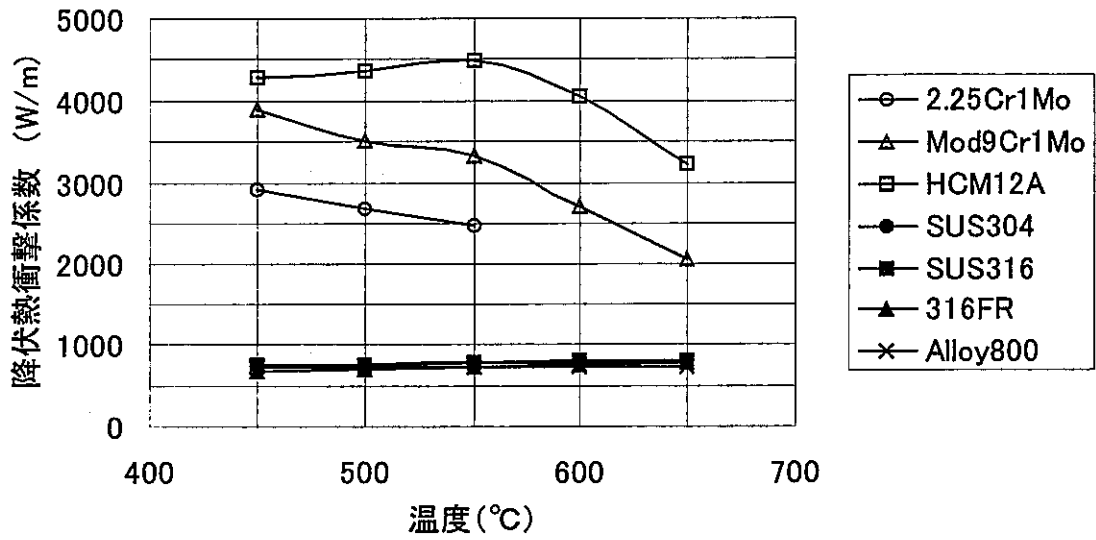


図 5.1-2 各鋼種の降伏熱衝撃係数と温度の関係

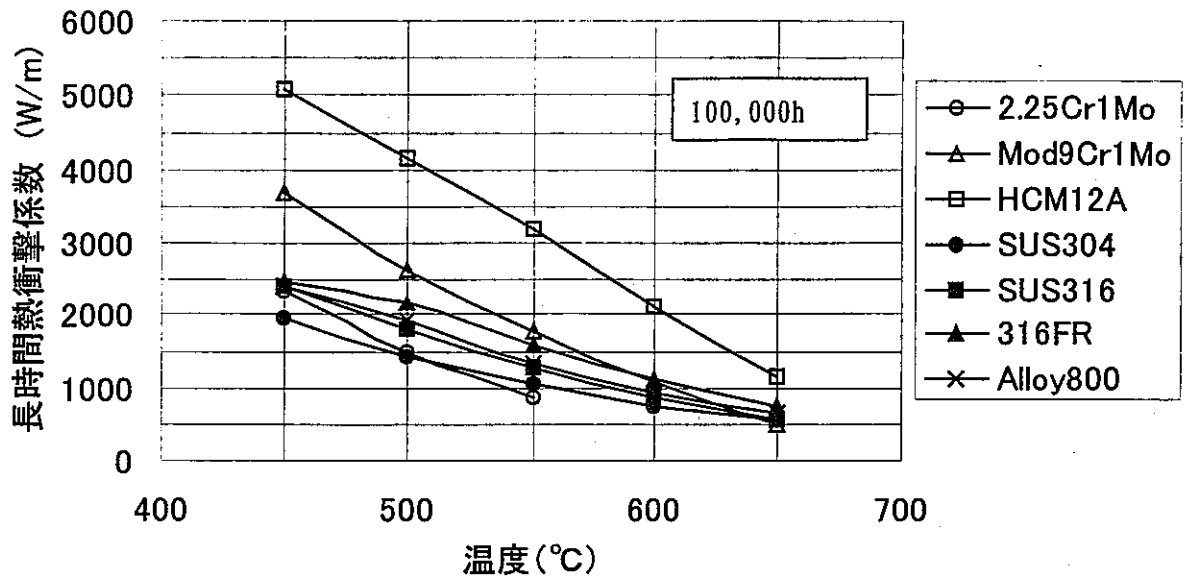


図 5.1-3 各鋼種の 100,000h 長時間熱衝撃係数と温度の関係

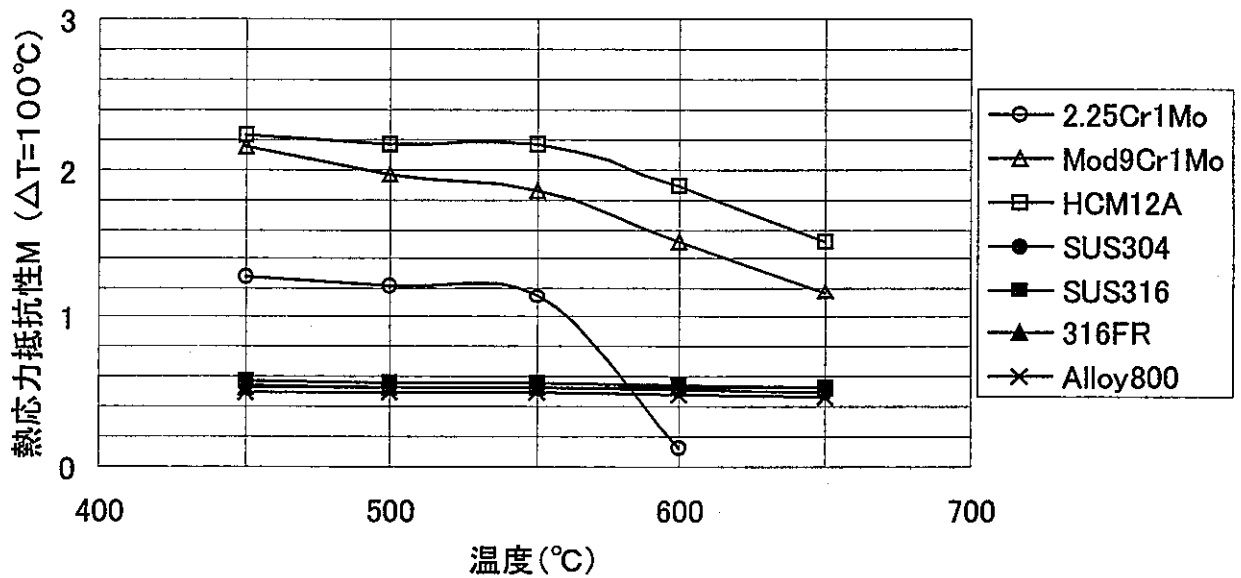


図 5.1-4 各鋼種の熱応力抵抗性と温度の関係

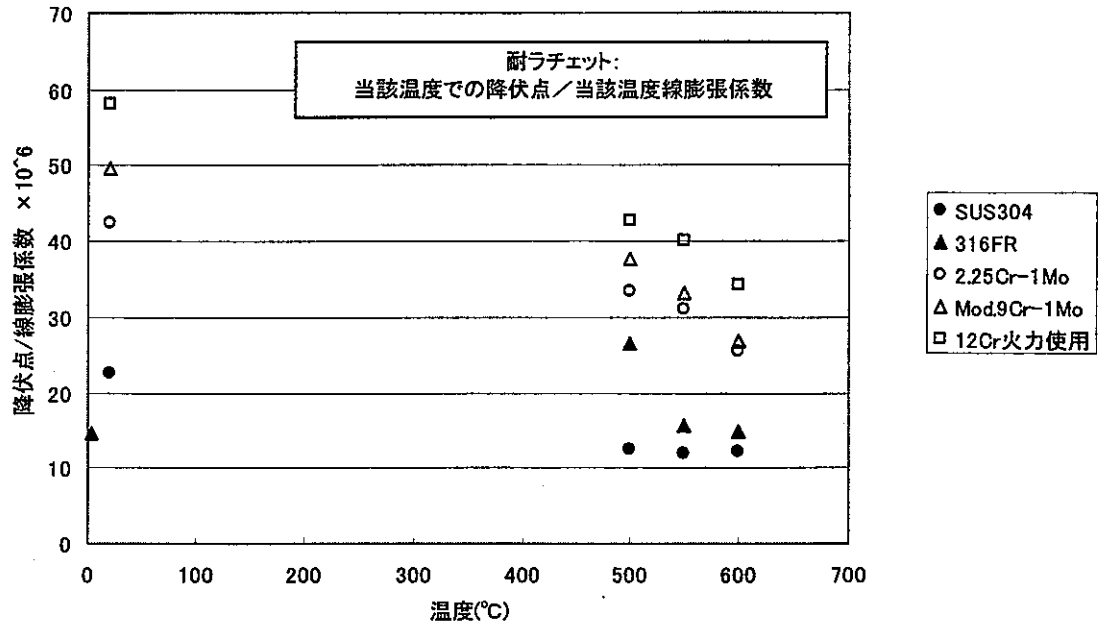


図 5.1-5 各鋼種の降伏強さ/熱膨脹係数と温度の関係

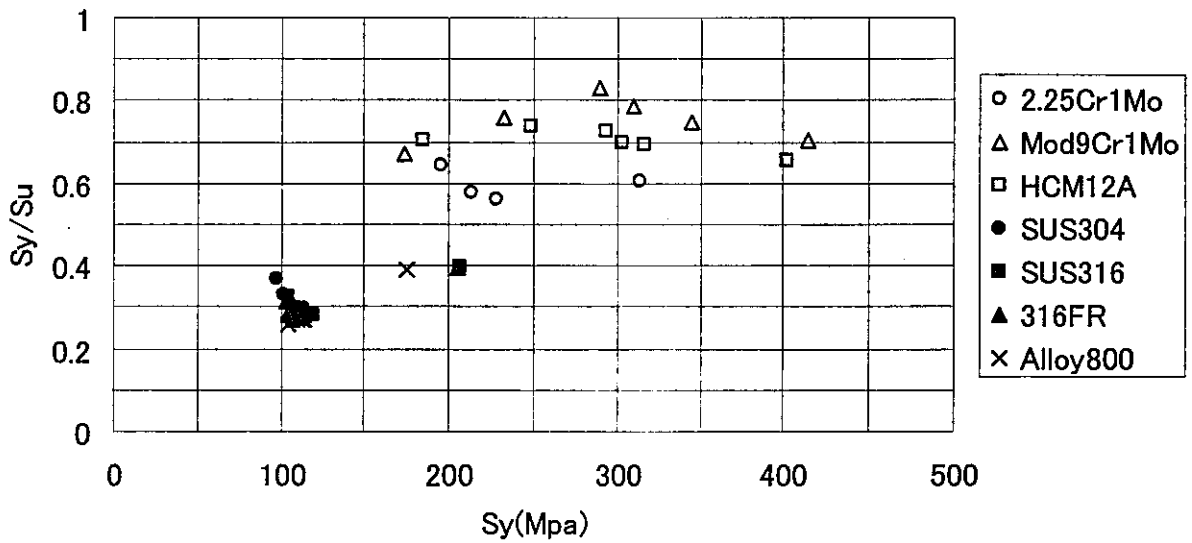


図 5.1-6 各鋼種の降伏強さ/引張強度と降伏強さの関係

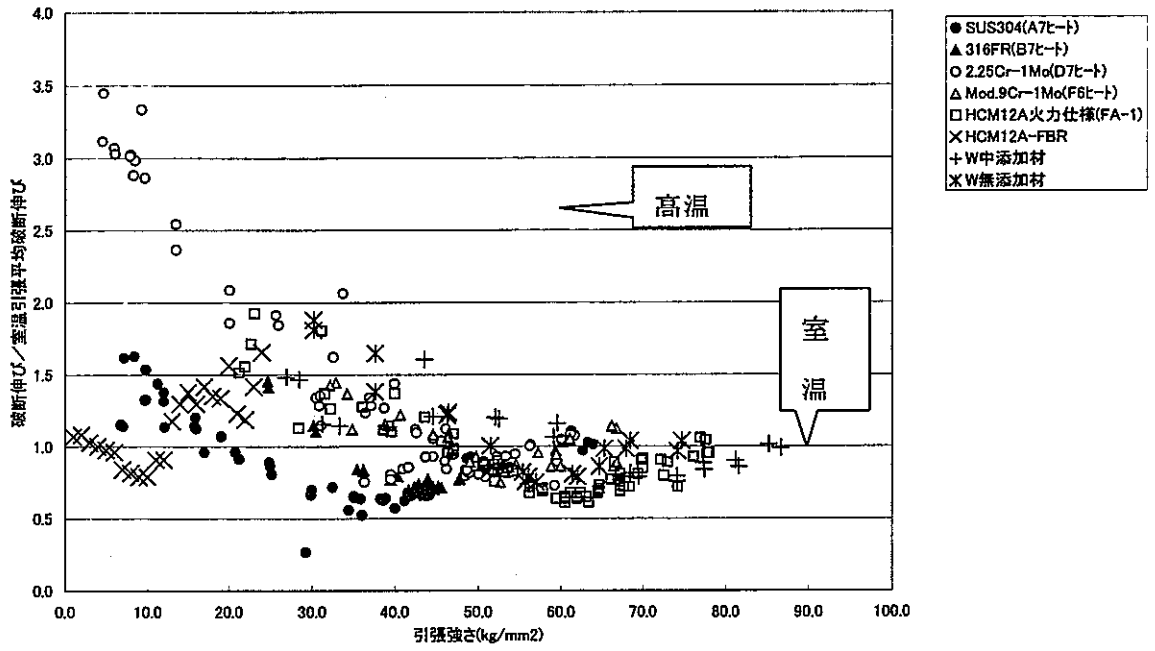
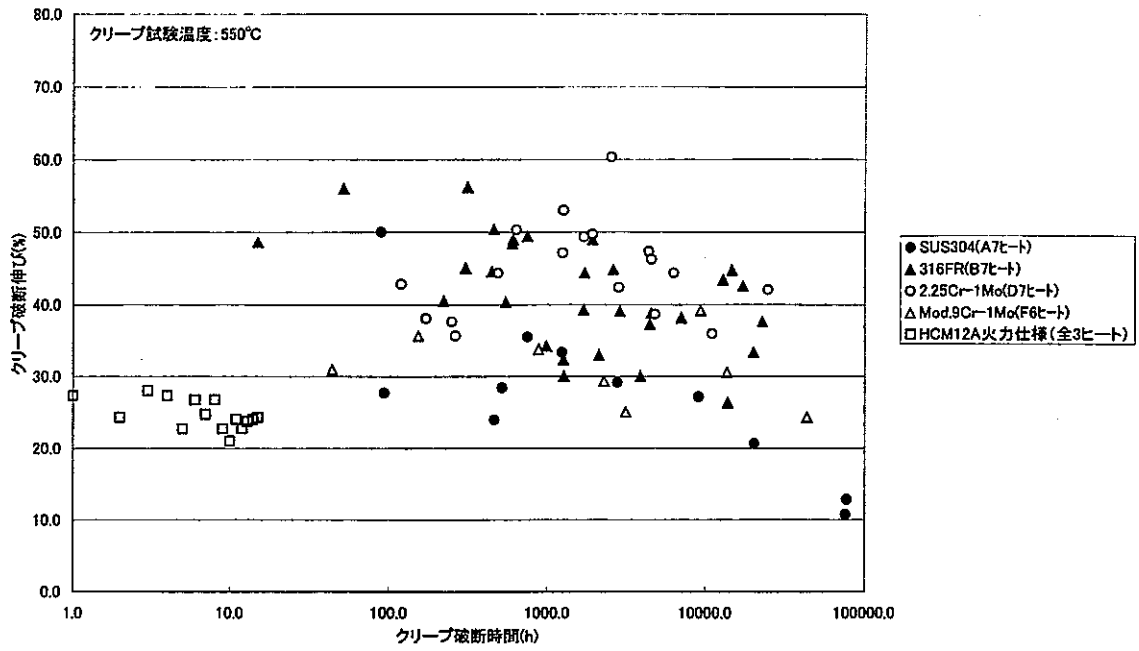
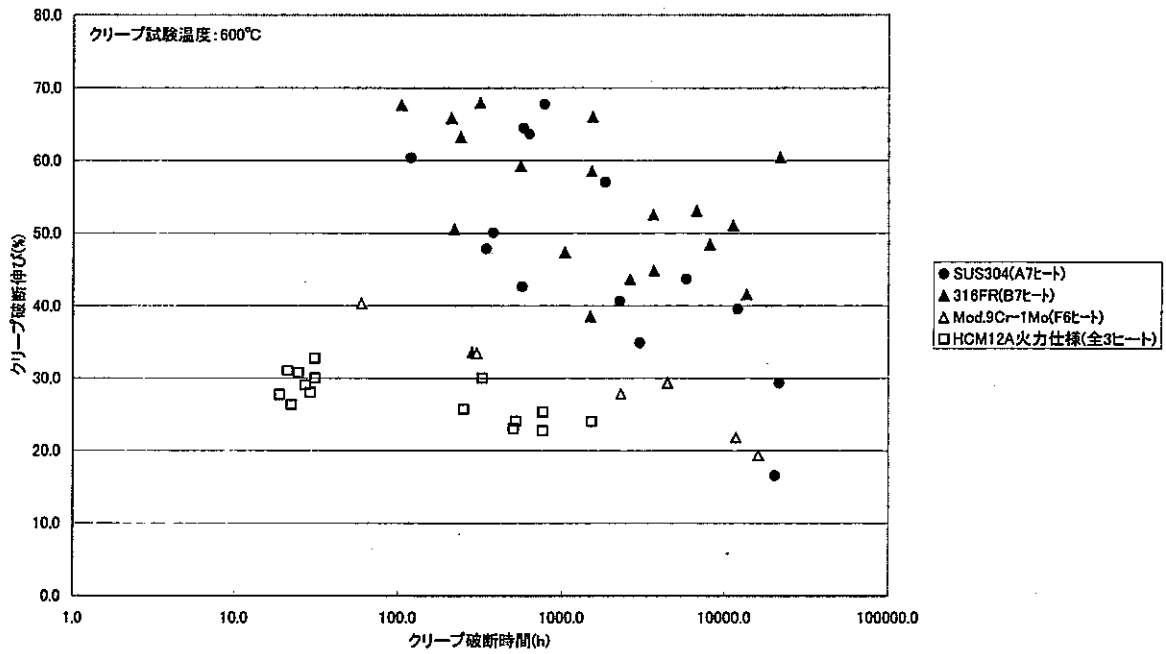


図 5.1-7 各鋼種の室温平均引張破断伸びで規格化した引張破断伸びと引張強さの関係

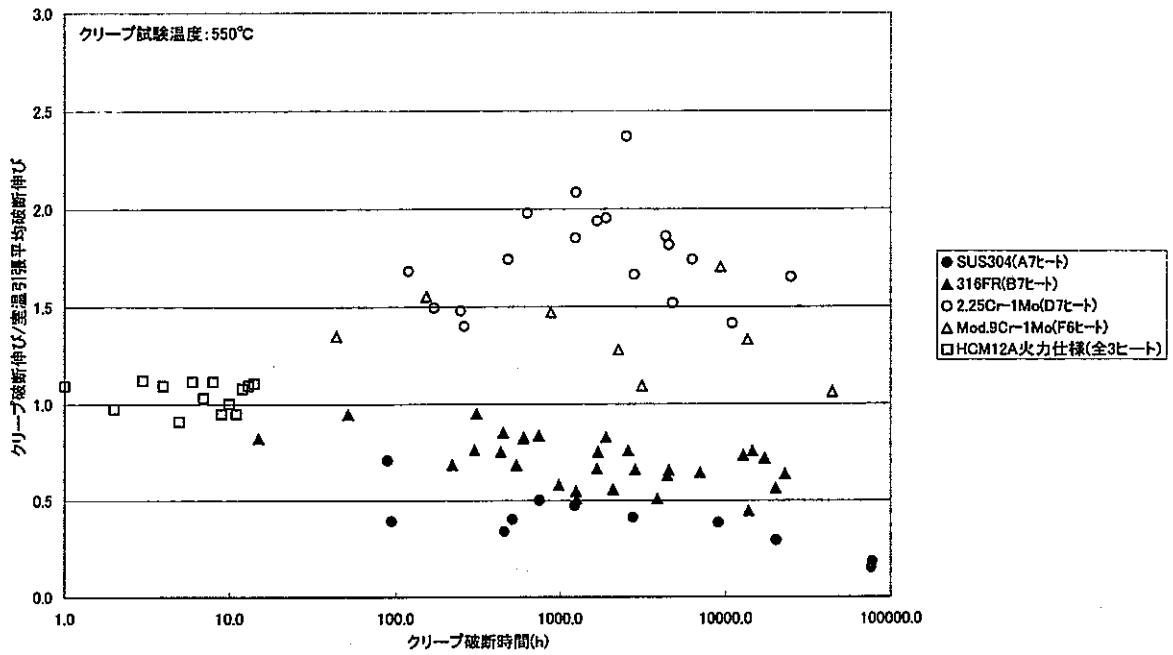


(a) 550°C

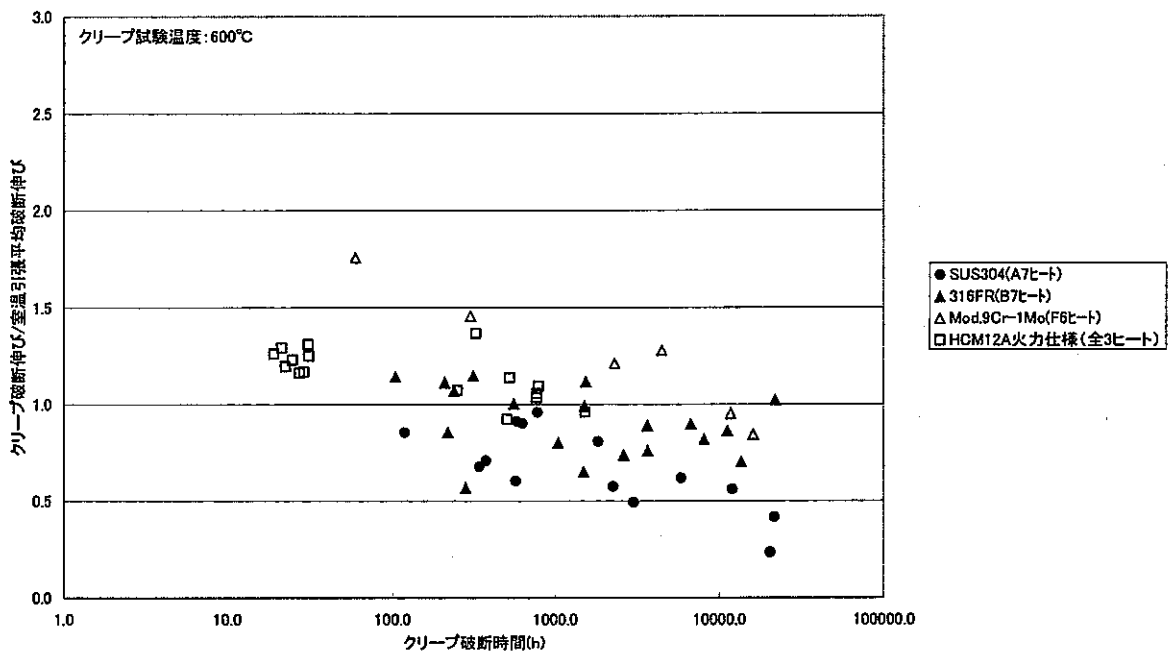


(b) 600°C

図 5.1-8 各鋼種のクリープ破断伸びと破断時間の関係 (550、600°C)

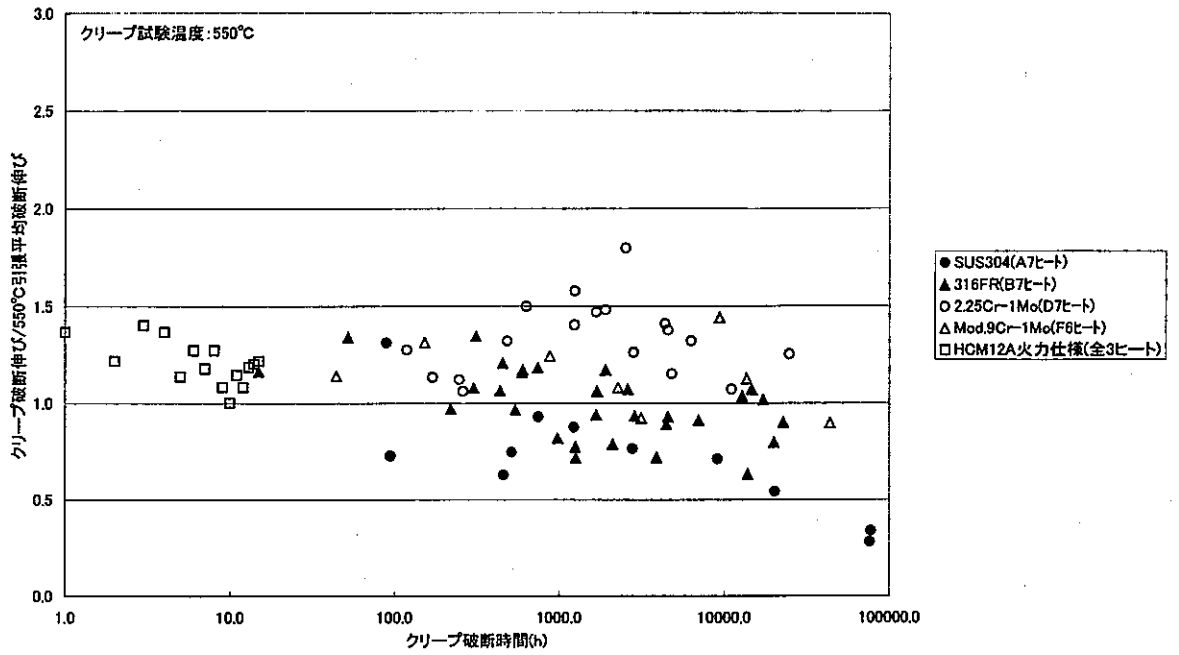


(a) 550°C

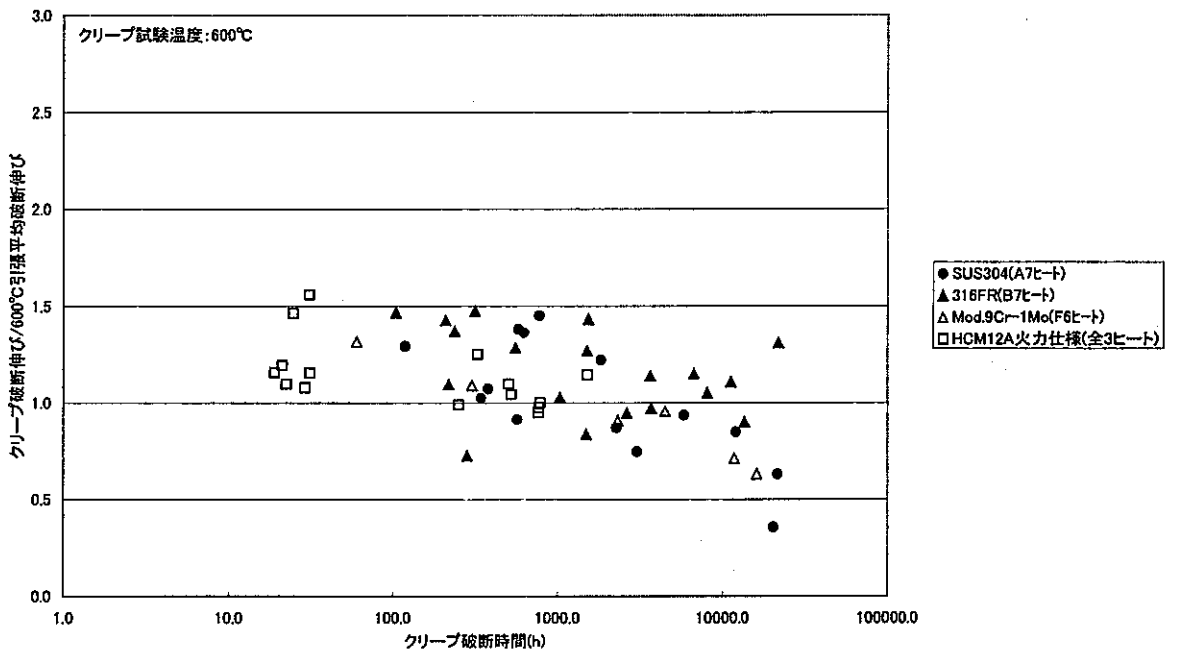


(b) 600°C

図 5.1-9 各鋼種の室温引張破断伸びで規格化したクリープ破断伸びと破断時間の関係(550、600°C)



(a) 550°C



(b) 600°C

図 5.1-10 各鋼種の当該温度引張破断伸びで規格化したクリープ破断伸びと破断時間の関係 (550、600°C)

5.2 実績の考え方

実績についての指標、各段階と実績の質の組み合わせで設定すべきである。ここでは、今までに議論してきた実績に関する基本的な考え方を整理する。

(1) 実績のランクアップ

実績が使用により評価/ランクアップ可能な適用方策が用意されているべきである。ランクとしては、例えば、未実績、限定実績(期間、適用個所)、制限実績(使用環境条件)、選択材料(使用条件無し)などに区分する。未実績材料は低重要度レベルの限定適用基準(大幅な設計裕度適用)に従って実機適用されるが、使用中の評価に基づき重要度分類ランクが上の交換機器材料として使用可能、あるいは検査期間の伸長などが与えられる。

(2) 他鋼種実績の活用

他鋼種の実績や蓄積データが使用判断に適用可能な材料「分別」として用意されているべきである。新材料であっても、短時間特性や金属学的な評価から、保証可能な長時間特性レベルが設定可能な評価手法を与えておく。

(3) 各段階毎の実績評価

各段階毎に実績を判断する基準を示す。実績となりうる項目として、以下のような項目が挙げられた。

- ・ 開発段階でのデータ (製作性、溶接性、材料特性、・・・)
- ・ 組織、組成の同系統材の基本物性値 (熱的特性、電気的特性、磁気的特性・・・)
- ・ 他プラントへの適用 (溶接性、製作性、安定性等)
- ・ 他プラント適用段階での検討例 (実管試験、サーベイランス試験、溶接性、製作性等)
- ・ 候補仕様による実験室データ
- ・ 候補仕様による FBR 部位用材の試作 (小型試作材も含む) 及び原子力機器への適用例

6. 結 言

本年度の活動概要を以下にまとめる。

(1) 平成 13 年度までの調査に基づき、高速増殖炉 (FBR) 用 12Cr 鋼開発について、クリープ疲労強度 (クリープ延性) 及び靱性の改善を主要な課題とした。そうした高温強度特性の改善について有望と思われる火力ロータ材を対象に開発された 12Cr 鋼を原型材として、FBR 構造用 12Cr 候補仕様材を製作し、基本材料特性試験、クリープ疲労試験及び衝撃試験を実施した。得られた結果を参照材とした火 SUS410J2TB (HCM12A の規格名称) や改良 9Cr-1Mo 鋼データと比較することにより、特性改善程度あるいは改善の見通しを評価した。得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 火力ロータ材を対象に開発された 12Cr 鋼を原型材とした、タングステン (W) 組成を調整した 1.5mass%モリブデン (Mo) 当量 (=Mo+0.5W) 材を試作した。製鋼上、クリープ強度改善及びその長時間維持に有効であるとされる W と Mo であるが、その効果は温度域によって異なるとも言われている。試作した候補仕様材の W 組成は、0.35mass% (W 中添加材) 及び無添加 (W 無添加材) であり、火力で最も実績がある SUS410J2TB (W : 1.5~2.5mass%) との比較から、両元素の FBR 使用温度域における効果を評価することも最適組成材開発に向けた目的の 1 つである。
- ② 両仕様鋼について実施した高温引張及びクリープ試験結果からは、課題とした延性について目標とした改良 9Cr-1Mo 鋼並を達成できる可能性が示された。W 中添加剤は短時間強度、クリープ強度とも SUS410J2TB を上回り、かつ約 5,000 時間程度までのクリープ延性は改良 9Cr-1Mo 鋼並を確保している。W 無添加材については、クリープ延性の改善を狙ってやや高温強度を落し過ぎたが、熱処理の最適化によりバランスできる手応えは得たと考えている。
- ③ クリープ疲労試験については、取得データに限りがあり成果をまとめるに至っていないが、現状得られた試験結果からは、W 無添加材はほぼ所期の目標である改良 9Cr-1Mo 鋼レベル以上の強度を示している。
- ④ 破壊靱性については、本年度直接的な材料試験はできなかったが、衝撃試験により改善程度を把握した。いずれの仕様材とも上部棚吸収エネルギーで火 SUS410J2TB の値を上回り、改善効果があったことを示した。
- ⑤ 鍛造を主とする原型材仕様に考慮して、伝熱管製作を視野に入れた薄肉伝熱管相当板材

(3mm)を製作し、加工性及び適用性評価のための材料試験を行った。高温短時間及び長時間(～5,000 時間)材料特性は、いずれも厚肉板材同等以上であることを確認し、候補仕様による伝熱管製作の見通しを得た。

(2) 長寿命プラントへの適用を視野に候補仕様材及びその溶接継手を対象として、経年後の特性把握を目的とした長時間熱時効試験を実施している。600℃-6,000 時間時効後(550℃換算で約 17 万時間)の母材試料について材料特性試験を実施した。得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 時効後の高温短時間強度特性にはいずれも有為な変化は認められなかった。短時間延性については、500℃以下の低温域で若干低下が認められるものの、高温側では強度特性同様劣化は認められていない。
- ② 一方、衝撃試験結果では、上部棚吸収エネルギー値でいずれも受入材の値を 20～40J ほど下回ったが、火 SUS410J 2 TB の受入材の値と同等レベル以上を確保しており、改良 9Cr-1Mo 鋼の 600℃-5,000 時間時効後の上部棚吸収エネルギーの値と同等であった。
- ③ また、破面遷移温度(脆性破面率が 50%になる試験温度)は、いずれの候補仕様材でも上昇しており、上昇量は W 中添加 30mm 材 (-20℃→50℃W) > 無添加 30mm 材 (-20℃→20℃) ≥ HCM12A (0℃→30℃) > 9Cr-1Mo 鋼 (-20℃→-5℃、600℃×5000 時間時効) の順であった。
- ④ いずれの材料においても、時効前後の硬さには有為な変化は認められなかった。

(3) 上記候補仕様材(W 中添加材及び無添加材)について、溶接材料選定を含む溶接施工法を提案し、同提案に従い TIG 溶接継手を製作した。継手の製作性や強度評価を行うために試験計画を策定し、一部材料試験に着手している。これまでに得られた結果及び知見は以下の通りである。

- ① 継手のマクロ及びミクロ組織観察などにより、両仕様材の継手とも溶接割れなどの不具合は発生しておらず、提案施工法により溶接施工が正しく実施できることを確認した。
- ② 溶接部近傍における硬さ試験に基づき、高クロム鋼溶接部において共通した課題となる熱影響部(HAZ)軟化部の発生が、改良 9Cr-Mo 鋼並(母材に比して 10%程度)に改善される傾向にあることを確かめている。

- (4) 新材料を FBR プラントへ適用するための採用基準のありかたについての検討を継続した。
- 評価指標として、これまでの強度特性を対象としたものだけでなく、延性や組織安定性に着目した指標についても検討を行った。また、新材料選定時点での実績についての考え方について検討した。

第IV編

システム化規格の検討

目 次

1. 緒 言	1-1
2. システム化規格の例題に基づく検討	2.1-1
2.1 例題検討の位置付けと方法	2.1-1
2.2 エキスパートパネルにおける例題の設定	2.2-1
2.3 経験豊富な設計者に対する例題に関するアンケート	2.3-1
3. 例題による裕度交換の検討	3.1-1
3.1 例題の設定	3.1-1
3.2 例題に対する選択肢の組合せの選定	3.2-1
3.3 選択肢の組合せに対する破損確率の計算	3.3-1
3.4 破損確率計算結果の評価	3.4-1
4. システム化規格における要素技術の開発	4.1-1
4.1 荷重条件に関する検討	4.1-1
4.2 材料に関する検討	4.2-1
4.3 破損の定義に関する検討	4.3-1
4.4 製作・据付に関する検討	4.4-1
4.5 検査に関する検討	4.5-1
5. 結 言	5-1
付 録：経験豊富な設計者へのアンケート依頼	付

1. 緒言

本年度は、平成13年度に設計手法高度化委員会の下に設置されたシステム化規格ワーキンググループ(以下「WG」という。)を中心に活動した。WGでは、システム化規格が新しい発想に基づく規格体系であって、参考となる既存の規格基準が存在しないことから、原子力分野以外の専門家も含めてシステム化規格について検討する際の枠組み(前提条件)や検討の方向性等について議論を行い、開発の進路を検討した。また、技術的内容についても、具体例を用いた検討材料を持ち寄って議論し、システム化規格の基本概念を具体化するための技術的方法論を抽出するとともに、それらの工学的な適用性検討を継続した。

検討の枠組み(前提条件)や検討の方向性等、開発の進路を定める議論については、WG主査及び委員を中心としたWG構成メンバーにより、WGの場において行われた。技術的内容の議論については、WG委員からの検討材料の提供のほか、受託実施体制における検討の成果もWGに提示し、WGでの議論を経て技術的方法論が抽出された。

本年度の技術的検討は、例題検討をベースとして実施した。例題は、システム化規格の方向性を定めるための具体的検討材料として位置付けられる。このため、例題は、原子力プラントの設計・建設・運転・維持等の分野で長年活躍されている経験豊富な方々に依頼し、エキスパートパネルを設置して、このエキスパートパネルの議論をもとにして定めた。さらに、この例題に基づき、現在直接システム化規格の開発に携わってはもらえない方々にアンケートを依頼し、現場の設計者の意見を調査し、今後のシステム化規格の開発に反映することとした。これに加えて、例題を念頭に置いた定量評価も実施した。

一方、WGで抽出された技術的方法論を支える要素技術(材料、破損の定義、確率論の適用、検査技術等)の開発検討については平成13年度に引き続き検討を実施した。

本編では、WG議論の流れに沿ってシステム化規格の例題設定(2章)、その定量評価(3章)及び要素技術の検討成果(4章)について述べる。

2. システム化規格の例題に基づく検討

2.1 例題検討の位置付けと方法

2.1.1 例題検討の位置付け

システム化規格とは、規格基準に含まれるいくつかの技術項目の間で余裕を相互交換可能にすることにより、余裕の重複を避け、過剰な余裕を適正な水準に合理的に設定することを目標とする柔軟な規格基準体系である(図 2.1-1)。

一般に、規格は、技術規格、品質保証規格、認証・認定規格により構成される。技術規格は技術的な要求を示した規格、品質保証規格は技術規格の意図したところを満足するために必要な体制を含めた規格、認証・認定規格は技術規格の要求や品質保証規格を満足しているかを確認するための規格である。

システム化規格も、最終的には、技術規格、品質保証規格、認証・規格から構成されると考えられる。しかしながら、平成 13 年度までの検討により、当面、最優先で集中的な開発が必要となる、技術規格に絞って開発作業を行うこととしている。

技術規格の中で、最も大きなポイントは、裕度交換の成立性とその効果を具体的に示した上で、裕度交換を実現するための手法を整備することである。平成 12 年度から 13 年度にかけて、裕度交換の概念について基礎的な検討を行うとともに、具体的な手法の候補を選出した。さらに、平成 13 年度には、裕度交換の具体例を示すための予備検討として、高速炉の原子炉容器を想定して疲労損傷の防止に関する例題を設定し、評価を行った。この結果、材料強度と供用期間中検査の間で裕度交換が成立する可能性があることが示唆された。

本年度は、裕度交換を具体化するために、例題に基づく検討をさらに本格的に行うこととした。

2.1.2 例題検討の方法

平成 13 年度の予備的例題検討においては、高速炉を念頭においた例題を設定したが、本年度は、より実践的で汎用性のある検討を行うために、例題検討のためのエキスパートパネルを設定し、このパネルで例題を設定した(詳細は、2.2 に示す)。エキスパートパネルで設定された例題は、配管エンドキャップの設計であり、要求される仕様とともに、システム化規格で想定される選択肢が設定された。

次に、品質と設計選択肢の対応、同じ品質を実現するにあたっての裕度交換の可能性に関する経験者の感覚や考え方をシステム化規格に反映することを目的として、この例題を各分野で

活躍中の経験豊かな設計者に提示し、4段階の異なる品質(目標信頼度)に対する選択肢の選定を依頼した(詳細は、2.3に示す)。さらに、告示501号で規定されている設計応力強さに対する安全率、設計疲れ線図に対する安全率に関する経験者の認識を調査し、今後システム化規格において裕度を設定する上での参考とすることにした。

この例題を念頭において、類似のケースについて、数値計算法(モンテカルロ法及び β 法)により定量的な信頼度評価を行い、品質と信頼度の関係、異なる選択肢の組合せにより同一の信頼度を実現することによる裕度交換の実現可能性を検討した(詳細は、3章に示す)。

表 2.1-1 エキスパートパネルにおける議論のポイント

全般	<p><システム化規格></p> <ul style="list-style-type: none"> ・設計～デコミまでトータルで考え、豊富な選択肢を用意することにより設計の自由度を増やすことが、システム化規格の最重要ポイント。 ・選択肢の組合せの最適化のためにリスクベース技術を用いることができる。 <p><エキスパートパネル></p> <ul style="list-style-type: none"> ・エキスパートパネルでは、出席者、議事録など、議論のエビデンスを残すことが重要。 <p><検討の前提></p> <ul style="list-style-type: none"> ・FBRの破損事例を踏まえて、問題点を抽出してから具体的検討に移るべきである。 ・システム化規格として本来検討すべき範囲をよく認識した上で、現在の検討を明確に位置付けるべき。
裕度交換の方法	<ul style="list-style-type: none"> ・裕度交換の成立性評価においては、選択肢のすべての組合せについて、信頼度とコストを算出しなければならない。 ・すべての選択肢の組合せについて、その信頼度を簡易に評価する方法を作るためには、膨大な数の係数を設定する作業が必要になるため、エキスパートの判断を併用するのが現実的である。 ・異なる部分基準における選択肢の重要度の等価性および交換可能性を明らかにする必要がある(朝田先生提案の品質保証指数のcを定量化することに相当)
目標信頼度	<ul style="list-style-type: none"> ・目標信頼度は、システム化規格の外から与えられる。安全(必ず守るべき要求)、経済(設置者の判断により設定)を考慮の上、安心(社会への配慮)についても必要に応じて検討。 ・リスクを許容する、許容しない、の判断は、選択肢の一項目として位置付ける。システム化規格としては、選択肢として用意しておき、実際の選択は、設計者/設置者の判断にゆだねる。 ・目標信頼度は、構造健全性のほか、コストや国民感情を考慮して決定すべきである。
破損モード	<ul style="list-style-type: none"> ・典型的な1種機器と3種機器の信頼度の比較という観点では、破損モードとして、疲労だけでなく、延性破断も考慮することが望ましい。 ・システム化規格の中で、ウェステージなど、現行の規格基準で陽に扱われていない破損モードをどのように扱うのか、明確にする必要がある。
荷重	<ul style="list-style-type: none"> ・現状の想定荷重は、すべての事象を包絡するようにして設定されており、極めて保守的になっている。 ・荷重の想定回数も極めて保守的になっている。ただし、これが結果的にマージンになっていることもある(軽水炉で問題提起されている環境効果はその例)。
材料	<ul style="list-style-type: none"> ・ミルシートの有無と強度は直接対応しない。 ・材料の選択肢のランク分けに際しては、強度、成分、品質保証の3つの観点が重要。 ・材料の疲労強度のばらつきは、チャージを絞り込むことにより、小さくなるのではない。 ・材料メーカーのランクの扱いが重要(原子力用材料の製造実績が豊富かどうか) ・材料の実際の品質確保は、規格値とは別に、メーカーの自主管理によるところが大きい。 ・材料のランク(チャージの絞り込みなど)に応じて疲労の安全率を決める方法がある。
設計	<ul style="list-style-type: none"> ・安全率の大小と選択肢のランク分けの対応はどのように考えるべきか。例えば、条件によっては弾性解析は解析精度の点で非弾性解析に劣るかもしれないが、結果的に板厚の厚いもののができ、安全になることがある。同様のことは、材料の安全率についても言える。 ・上記の観点における、安全率の大小と選択肢のランク分けの対応をどう考えるべきかという問題は、破損モードに依存しうる。 ・解析手法が真の裕度交換の対象となるかどうかという点は、本質的な問題を含んでいるため、検討が必要である。
溶接施工	<ul style="list-style-type: none"> ・溶接欠陥の許容によるコスト削減効果は大きい。 ・開先PT検査は、小口径配管を除くなど、ある程度限定して実施するのが普通で、すべての溶接部について実施するとオーバークオリティとなる。ただし、この判断は、材料等の品質保証の程度に依存する。
運転	<ul style="list-style-type: none"> ・環境効果は、運転の中で見てゆくべきである。
PSI	<ul style="list-style-type: none"> ・RTをUTで代替可能のはずである。
ISI	<ul style="list-style-type: none"> ・ISIの精度ばかりでなく頻度が信頼度に大きく影響。 ・UTのTOFD法は厚板にも有効。選択肢に加えるべき。
コストダウン方策	<ul style="list-style-type: none"> ・溶接欠陥の許容 ・ソケット溶接の採用 ・開先PT検査の適用先限定 ・解析手法の適切な選定(公式、弾性解析、非弾性解析)、等

2.2 エキスパートパネルにおける例題の設定

2.2.1 エキスパートパネルの概要

(1) 目的

21世紀を担うシステム化規格の具体化・体系化を図るための例題設定を行うことを目的としてエキスパートパネルを設定した。

(2) メンバー

エキスパートパネルのメンバーは以下の通り。

専門家：安藤 博氏(発電技検)、和田 宏氏(ダイアエンジニアリング)

設計手法高度化委員会：朝田委員長

システム化規格WG：田下主査

幹事：神島氏(アーテック)

オブザーバー：随時

(3) 実施内容

システム化規格の見通しを得るための例題の設定

例題で対象とする構造体の形状及び選択肢の設定

(4) 開催日及び主な議論

第1回：平成14年11月7日

① システム化規格の概念

② 例題設定の趣旨

第2回：平成14年11月15日

① 信頼性の考え方

② 例題の具体的内容

③ 選択肢の設定

主な議論のポイントを表2.1-1に示す。

2.2.2 エキスパートパネルで設定された例題

エキスパートパネルにおける議論の結果、例題として、「配管エンドキャップの設計」を採用することにした。なお、本例題は、システム化規格の具現化に資することを目的としているため、特定のプラントの一部を対象とはしていない。

(1) 前提条件

① 考慮する破損モード

考慮する破損モードは、疲労破損とする。ただし、破損状態は一律に定義せず、DDS による許容限界、き裂発生、板厚の $1/2$ ($1/2$ は例)、き裂貫通のいずれも選べるようにしておく。

② 形状・材料

平蓋付き円筒とする。ただし、板厚は両者で共通とする(内圧を板厚の決定因子にしない)。材料は SUS304 または SUS316 とする。

1 種機器の設計及び 3 種機器の設計を念頭において、溶接位置及び形状を具体化したものを図 2.2-1 に示す。

③ 荷重条件

内圧：板厚の決定因子にならない程度の低めの圧力とする。

熱荷重：設計サイクル数(1,000 回)において設計疲労損傷が 1 程度となる熱過渡条件とする。

運転温度：クリープ効果を生じない温度(400℃に暫定)とする。

(2) 選択肢

① 荷重

選択肢 1：熱荷重分布の 90%

選択肢 2：熱荷重分布の 50%

② 材料

選択肢 1：特別仕様材

選択肢 2：JIS 材

③ 製作

選択肢 1：鍛造+突合せ溶接 (1 種)

選択肢 2：板曲げ+突合せ溶接 (1 種)

選択肢 3：板曲げ+T 溶接 (3 種)

④ PSI

選択肢 1：RT+PT

選択肢 2：PT

選択肢 3 : なし

⑤ ISI

選択肢 1 : VT+UT/ECT (100%/10年) +CM

選択肢 2 : VT+UT/ECT (100%/20年) +CM

選択肢 3 : VT+CM

選択肢 4 : CM

選択肢 5 : なし

(3) 結果の整理の視点

① 「大きな視点」からのチェック

1種機器相当と3種機器相当の代表的な条件(選択肢の組合せ)の2ケースについて信頼度を比較する。

② 「詳細な視点」からのチェック

1種機器相当と3種機器相当それぞれについて、選択肢の組合せを変えた場合の信頼度を評価し、裕度交換の成立可能性を考察する。

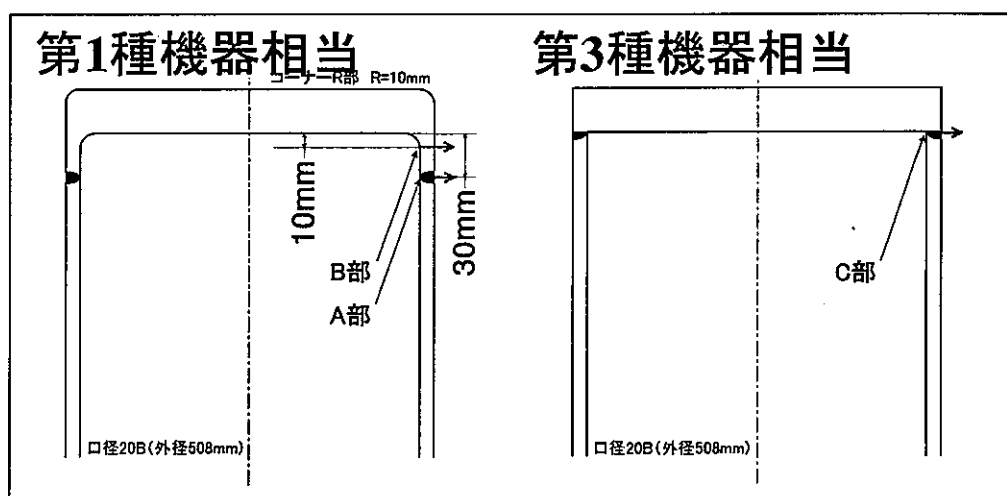


図 2.1-1 エンドキャップの形状の例

2.3 経験豊富な設計者に対する例題に関するアンケート

2.3.1 アンケートの概要

(1) 目的

2.2 で述べたように、エキスパートパネルを設けて、システム化規格の概念を具現化するための例題を設定した。品質と設計選択肢の対応、同じ品質を実現するにあたっての裕度交換の可能性に関する経験者の感覚や考え方をシステム化規格に反映することを目的として、設定した例題を各分野で活躍中の経験豊かな設計者に提示し、4段階の異なる品質(目標信頼度)に対する選択肢の選定を依頼した。さらに、告示 501 号で規定されている設計応力強さに対する安全率、設計疲れ線図に対する安全率に関する経験者の認識を調査し、今後システム化規格において裕度を設定する上での参考とした。

(2) 内容

アンケートでは、エキスパートパネルで設定された例題を基本に、選択肢をやや詳細に設定したものに対して、以下に示す4段階の異なる品質(目標信頼度)に対する選択肢の選定を依頼した。同時に、それぞれの品質に対するコストの概略(相対値)の提示も依頼した。4段階の品質は、以下の通り。

- A: 最高品質(寿命40年とし設計上考慮される1,000回の繰返し熱荷重を受けてもき裂の発生は生じない)
- B: 最高品質に近いがコスト削減方策を施したレベル
- C: 中程度の品質(寿命中のき裂発生はあり得るが、貫通はしない)
- D: コスト最優先(10年ごとの交換等コストを最優先した製品)

アンケートの内容の詳細を付録に示す。

(3) アンケートの依頼先

- ① 分野: 原子力、火力、航空宇宙等の分野で設計の経験豊富な方々
- ② 人数: 8名(5社)(現在、システム化規格の検討に直接携わっていない方々)

2.3.2 アンケートの結果

アンケートの結果を表2.3-1及び表2.3-2に示す。これらから得られた知見を以下に示す。

(1) 全般

- a. ほとんどの回答者が、信頼度レベルA~Dに対して、形状、材料、製作法、PSI、保守に対する技術的要求を明確に変化させる回答を行った。ただし、A及びDについては非現実的との意見もあった。
- b. ほとんどの回答者が、目標とする信頼度が同じであっても、技術項目間の裕度交換が可能である趣旨の回答を行った。傾向として、目標信頼度が高の場合は主に材料に関する項目で、目標信頼度が低の場合は主に検査、保守に関する項目で裕度交換可能との趣旨の回答が多かった。
- c. ほとんどの回答者が、設計応力強さ及び設計疲労線図は、近年の製造技術や解析技術の進歩を考えると、過剰に保守的となっている恐れがあり、データの統計解析などに基づき合理化の余地がある旨回答した。
- d. 以上から、システム化規格で、①何段階かの異なる信頼度に対応する設計法を用意する、②技術項目間で裕度交換の手法を用意する、③定量的検討に基づき安全率を合理的に設定する、ことは大変重要であり、メリットが大きいと言える。ただし、現状の規格で不適合は発生していないという意見もあった。

(2) 異なる品質レベルに応じた設計について

- a. 信頼度レベルA(最高品質)では、選択肢リストのうち、最も手厚いと考えられる選択肢が選定される。形状は、鍛造を前提とした応力集中の少ない形状で、材料には特別仕様が要求され、溶接施工法はTIG、PSIではPT+RT+耐圧検査、保守では体積検査と補修溶接が選択される。ただし、信頼度レベルAについては、過剰品質であり現実的でないという意見もあった。
- b. 信頼度レベルB(最高品質に近いがコスト削減)では、信頼度レベルAから要求がやや緩和され、形状も応力集中がやや大きいものになるなどの変化があるが、基本的には信頼度レベルAと変わらない。
- c. 信頼度レベルC(中程度の品質)では、形状が直角コーナーをもち応力集中の大きいものになる。材料の要求も緩和されほとんどの回答者が特別仕様の要求していない。溶接施工法はTIGを選択した回答者とSMAWを選択した回答者が相半ばしているが、全員が完全溶け込み溶接を要求している。PSIの品質保証の要求も緩和されているが、保守に関しては、ほぼ全員が5~10年後ごとの体積検査を要求している。このレベル(またはレベルB)が最も現実的

との認識があるようである。

- d. 信頼度レベル D(コスト最優先)では、形状はより簡易化され、隅肉溶接が採用される。材料は JIS 規格の市販品で圧延板が主となる。溶接施工は SMAW で As Weld である。検査及び保守は回答が分かれている。メンテナンスフリーに近い回答から、体積検査を要求する回答までである。信頼度レベル D については、品質保証が低すぎて現実的でないとの意見もあった。
- e. 信頼度レベル A のコストを 1.0 とした時の B、C、D のコストは、それぞれ、0.6~0.9、0.5~0.8、0.4~0.7 であった。
- f. 上記とは別の考え方として、信頼度レベル A~D において、製造コストとメンテナンスコストのトータルを一定にするという考え方を採用可能との意見があった。ただし、製造コストを低く抑え、メンテナンスにコストをかけることにした場合には、システムダウンの影響が大きくなることもあり得るという意見であった。

(3) 同一の品質レベルにおける裕度交換について

- a. 信頼度レベル A、B では主に材料の成分／製品／品質保証に関して裕度交換が成立すると解釈できる回答が多かった。目標とする信頼度が極めて高い場合でも、材料に関しては、最も手厚い選択肢のみを組み合わせると過剰品質となるため、適切な組み合わせが必要という認識と考えられる。一方、検査、保守については、高い目標信頼度を達成するためには、自ずと必要となるレベルが決まる認識と考えられる。
- b. 信頼度レベル C、D では、製作、検査、保守の項目で裕度交換が可能と解釈できる回答が多かった。目標とする信頼度レベルがそれほど高くない場合には、材料の選択肢は自ずと決まってくるが、製作法、検査、保守については、考え方によって、交換を前提としたり、メンテナンスフリーとしたり、あるいは、より高信頼度の機器に近い ISI を実施するなど、種々の方法を取り得るという認識と考えられる。
- c. 以上から、目標とする信頼度に係わらず、裕度交換は可能であるが、裕度交換の対象となる技術項目に違いが見られるといえる。たとえば、材料と保守はいずれも、信頼度確保の上で重要な項目であるが、現実的な交換手法について、十分検討する必要がある。

(4) 告示の「設計応力強さ」、「疲労の 2、20 の安全率」の合理化の可能性について

- a. 現状の安全率は過度に保守的であり、データの統計解析などに基づいて合理化可能との意見

が多かった。

- b. 現状の安全率は保守的だが、詳細解析を不要とできるメリットもあり、フレキシブルに選択できることが望ましいとの意見があった。

2.3.3 アンケート結果の試評価

システム化規格では、品質保証指数など、簡易な方法によって信頼度を評価することが提案されている。将来的にこのような体系を実現することを念頭におき、アンケートの結果得られた試設計を簡易的に定量評価するための試みを行った。ここでは、点数制を試みた。具体的には、形状、材料、製作、検査(PSI)、保守の5分野について、信頼度が高いと考えられる選択肢ほど高い点数を割り振った(各分野5点とし、全体の満点は25点)。

このようにして、各試設計について、対応する点数を求めた結果を棒グラフで表したものを図 2.3-1 に、このうち信頼度レベル B について、各試設計の点数をレーダーチャート化したものを図 2.3-2 に示す。

これらから得られる結論は、以下のとおりである。

- ① 信頼度レベルに対して行った設計の品質は一定の範囲内に収まる。→一定レベル以上の設計者であれば規制を外しても妥当な範囲内の設計を行うと判断できる。
- ② 同等レベルの信頼度を確保する方法として複数の選択肢の組み合わせケースが挙げられた。→大勢として選択肢間の裕度交換が可能と考えていると判断できる。
- ③ 大勢として現行の第1種機器は過剰品質であり過度に保守的である。→規制が外されれば必要な信頼度を確保しつつコストダウンが可能と判断できる。
- ④ 競争の激しい航空機では既に裕度交換に近い概念が取入れられている。→システム化規格の裕度交換概念の方向性は正しいと判断できる。

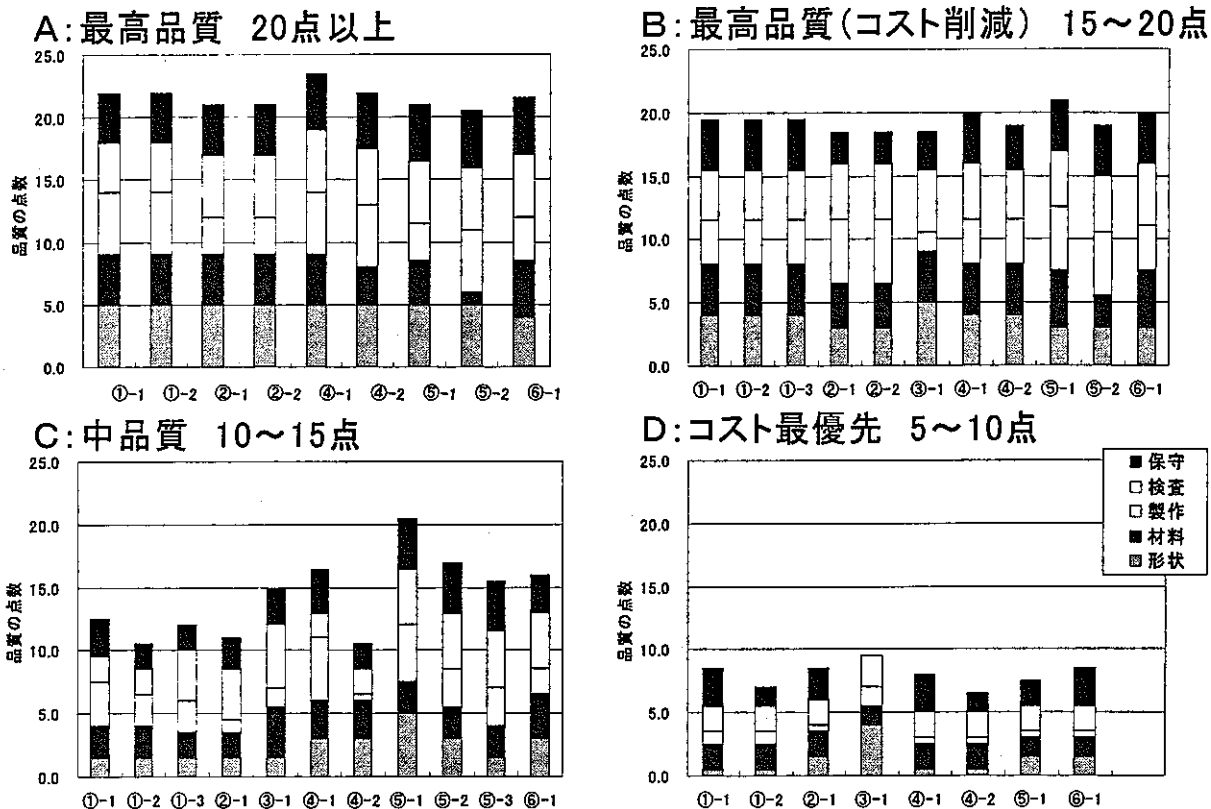


図 2.3-1 試設計結果の簡易定量評価の試み

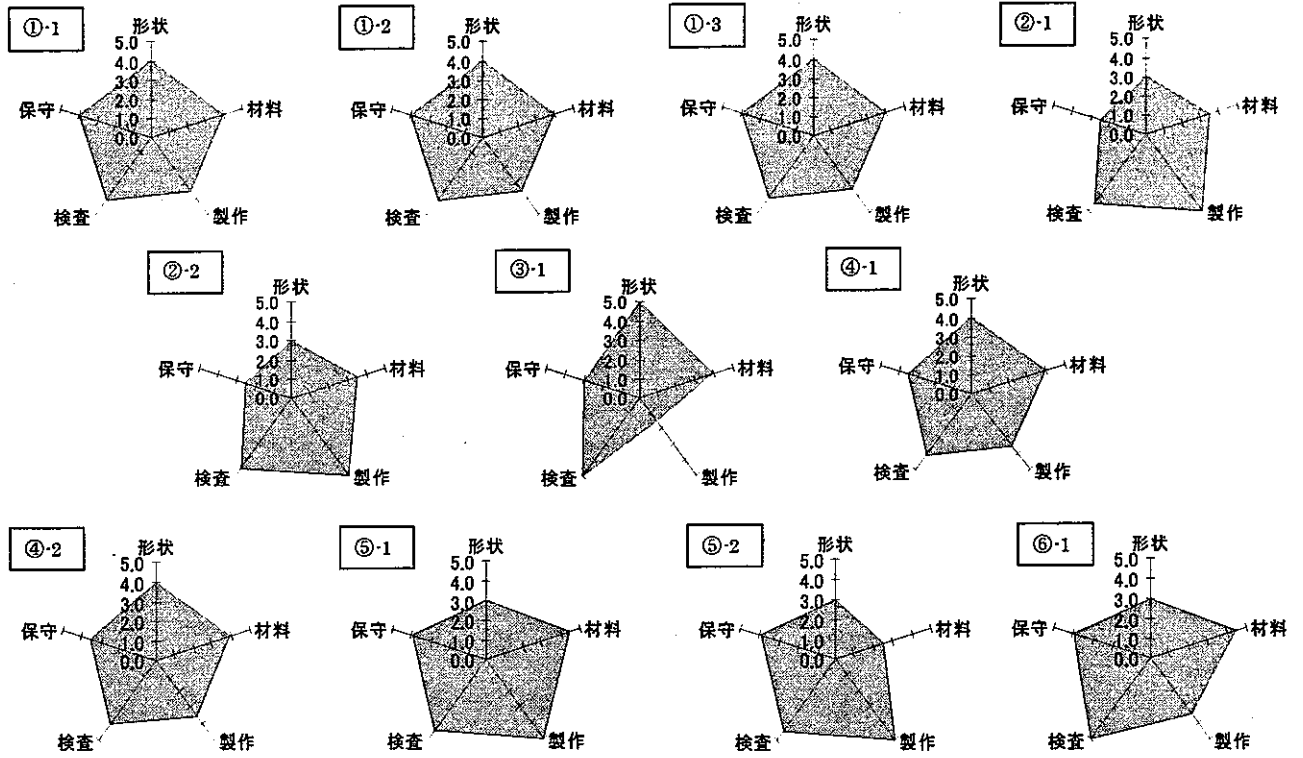


図 2.3-2 信頼度レベル B の試設計結果

表 2.3-1 アンケート結果の集計 (1/4: 品質レベル: A)

		回答者①		回答者②		回答者③	回答者④		回答者⑤		回答者⑥	回答者⑦
		案1	案2	案1	案2	案1	案1	案2	案1	案2	案1	案1
形状												鐘形は半球もしくは皿型、形状自体はさほど大きな問題ではない。胴板との接合は全て完全溶ナ込み溶接。
材料	材質(成分)	JIS+特別	JIS	JIS	JIS+特別	-	JIS+特別	JIS	JIS+特別		JIS+特別	JIS
	材質(製品)	鍛造	鍛造	鍛造	鍛造	-	鍛造	鍛造	圧延	その他	鍛造	圧延もしくは鍛造
	品質保証	原子力級	ミルシート付	ミルシート付	原子力級	-	原子力級	ミルシート付	原子力級		ミルシート付	ミルシート付
製作	溶接施工法	TIG	TIG	-	-	-	TIG	TIG	-	TIG	TIG+SMAW	完全溶ナ込み溶接
	検査	官庁なし	官庁なし	-	-	-	開先あり	開先あり	-	開先あり	開先あり	-
	仕上げ	外面フラッシュ	外面フラッシュ	-	-	-	外面フラッシュ	外面フラッシュ	-	外面フラッシュ	SR+RB	余盛リフラッシュ 全面機械加工
検査	PSI	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+UT+耐+He	PT+RT+UT+耐+He	-	PT+RT+耐圧+He	PT+RT+耐圧	PT+RT+UT+耐+He	PT+RT+UT+耐+He	PT+MT+RT+検定耐圧+耐圧	PT+RT+UT
	品質保証	製造者(確認)	製造者(確認)	第三者公開	第三者公開	-	第三者公開	オーナー保存	第三者公開	第三者公開	第三者+オーナー+製造者:記録提出	製造者
保守	ISI(手法)	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	-	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	VT+UT/EDT+CM	VT+PT+MT+UT	不要
	ISI(頻度)	10年ごと	10年ごと	10年ごと	10年ごと	-	5年ごと	5年ごと	常時モニター	常時モニター	4年ごと	-
	補修	補修溶接	補修溶接	表面切削	表面切削	-	補修溶接	補修溶接	なし	なし	補修溶接	欠陥種別による
コスト	1	1	1	0.8					コストを考えない絶対安全を保障するレベル		最高	1
コメント	<ul style="list-style-type: none"> 応力的に最も楽な構造。 鍛造/酸洗はどちらが安いかわからずバイケース。 鍛造の場合は素材の体積検査を要求。溶接箇所は体積検査を要求。 品質はチェック時に使わないと考えた。 					<ul style="list-style-type: none"> 応力を最も軽減できる構造 鍛造も可能 		<ul style="list-style-type: none"> 安全性を優先させる設計思想。現物コピほとんどないケースだが、一度トラブルを起こすと対策として、採用される場合が多い。案1は溶接施工を避ける発想だが、板厚等の寸法によっては技術的に不可能なケースもある。 		<ul style="list-style-type: none"> 最もコンパクトな形状を採用 事前にFEM解析必要 板厚厚く過剰に安全側 FEM解析実施で検定系圧応力/ピーク応力除いて板厚決定 表面切削で十分で、補修溶接は過剰に安全側。溶接後熱処理が必要な場合は事前検討要。 		<ul style="list-style-type: none"> 製品の品質要求は、考慮すべき環境モードの種類に依存する。SOD、腐食、クリープの考慮が不安な場合は、溶接部の健全性が確保されれば十分である。 材料分母で機械試験(0.41/42/4)を要求 溶接施工に関しては、ASMEもしくはMPSI資格溶接士を指定。また、低入熱管理、局部熱処理、残存応力改善処理等を実施する。

表 2.3-1 アンケート結果の集計 (2/4: 品質レベル: B)

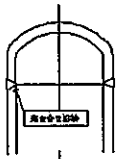
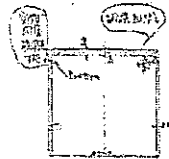
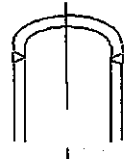
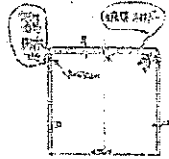

		回答者①			回答者②		回答者③	回答者④		回答者⑤		回答者⑥	回答者⑦
		案1	案2	案3	案1	案2	案1	案1	案2	案1	案2	案1	案1
形状							添付資料4のAとBの中間。エンドキャップは半球形状(温度、圧力が高い場合)						A品質と同じ ①規格は半球もしくは皿型、形状自由は必ずしも大きな荷重でないと、胴板との接合は全て完全溶け込み溶接。
材料	材質(成分)	JIS+特別	JIS	JIS	JIS	JIS+特別	JIS規格	JIS+特別	JIS	JIS+特別	JIS	JIS+特別	JIS
	材質(製品)	鍛造	鍛造	鍛造	鍛造+管	圧延+管	鍛造	鍛造	鍛造	鍛造	圧延	鍛造	圧延もしくは鍛造
	品質保証	原子力級	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	原子力級	ミルシート付	原子力級	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付
製作	溶接施工法	TIG	TIG	初層TIG+SMAW	TIG	TIG	MIG/SAW	TIG	TIG	TIG	TIG	TIG+SMAW	完全溶け込み溶接
	検査	官庁なし	官庁なし	官庁なし	関先あり	関先あり	関先あり	関先あり	関先あり	関先あり	関先あり	関先あり	-
	仕上げ	As Weld	As Weld	外面ブラッシュ	外面ブラッシュ	外面ブラッシュ	As Weld	As Weld	As Weld	外面ブラッシュ	外面ブラッシュ	SR+SB	As Weld
検査	PSI	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+UT+耐+He	PT+RT+UT+耐+He	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+MT+RT+耐圧	PT+RT+UT
	品質保証	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	オーナー保存	オーナー保存	第三者+オーナー+製造者: 記録保管	オーナー保存	製造者(確認)	オーナー保存	オーナー保存	第三者+オーナー+製造者: 記録保管	製造者
保守	ISI(手法)	VT+UT/EDT+OM	VT+UT/EDT+OM	VT+UT/EDT+OM	VT+OM	VT+OM	VT	VT+UT/EDT+OM	VT+UT/EDT	VT+UT/EDT	VT+UT/EDT	VT+RT+MT+UT	不要
	ISI(頻度)	10年ごと	10年ごと	10年ごと	10年ごと	10年ごと	2~4年ごと	10年ごと	10年ごと	5年ごと	5年ごと	4年ごと	-
	補修	補修溶接	補修溶接	補修溶接	補修溶接	補修溶接	なし	補修溶接	補修溶接	補修溶接	補修溶接	補修溶接	欠陥種別による
コスト		0.9	0.9	0.9	0.7	0.6				コスト面でまだ非現実かも知れないレベル	高	0.85	
コメント		*応力はAよりは高くなるが、溶接部は形状不連続部を固く突き合せ溶接を行なうことで疲労破壊のポテンシャル低減。 *その他はAと高本格的に可容。					火力ベース従来、規格通りに設計し、不適合は発生していない。	*Aより応力は高くなるが、溶接部は形状不連続部を固くした。		*十分な安全性を確保し、コスト面で若干の留意を行う。やや品質差あり。	*検定耐圧不要な構造設計。 *表面切削で十分で、補修溶接は適度に安全。溶接後処理必要な場合は事前検討要。	*従来試験はJISのみを要求 *溶接施工に関しては、ASMEもしくはMET規格溶接士を指定	

表 2.3-1 アンケート結果の集計 (3/4: 品質レベル: C)

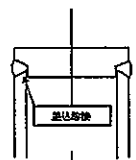


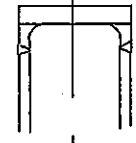
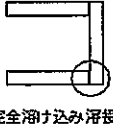
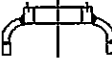
	回答者①			回答者②	回答者③	回答者④		回答者⑤			回答者⑥	回答者⑦		
	案1	案2	案3	案1	案1	案1	案2	案1	案2	案3	案1	案1		
形状					温度、圧力が低い場合 			添付A案と形状が同じだが、鎖板の製作を溶接で実施。胴部との取り合い接合は、完全溶け込みの突合せ溶接。全て、下向き姿勢。			案1の施工コスト改善 		鎖板は半球、皿型、平板、形状自由はどれほど大きな問題でもなし、コスト評価のうえ決定する。	
材料	材質(成分)	JIS	JIS	JIS	JIS	JIS規格	JIS	JIS	JIS	JIS	JIS	JIS+特別	JIS	
	材質(製品)	圧延	圧延	圧延	圧延+管	鍛造	機械加工	機械加工	圧延	圧延	圧延	圧延+鍛造	圧延	
	品質保証	ミルシート付	ミルシート付	市販品	市販品	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	ミルシート付	
製作	溶接施工法	TIG	SMAW	SMAW	MIG/SAW	MIG/SAW	TIG	SMAW	TIG	MIG/SAW	TIG/MIG/SAW	TIG+SMAW	応力が許せば、部分溶け込み溶接	
	検査	官庁なし	官庁なし	官庁なし	なし	開先あり	なし	なし	なし	なし	なし	開先あり	-	
	仕上げ	As Weld	外面フラッシュ	外面フラッシュ	As Weld	As Weld	外面フラッシュ	As Weld	外面フラッシュ	外面フラッシュ	外面フラッシュ	As Weld	As Weld	
検査	PSI	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT+RT+耐圧	PT	
	品質保証	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	第3者+オーナー+製造者:記録保管	製造者(確認)	製造者(確認)	オーナー保存	オーナー保存	オーナー保存	オーナー+製造者:記録保存	製造者	
保守	ISI(手法)	VT+UT/ECT	VT	VT	VT	VT	VT+UT/ECT	VT	VT+UT/ECT	VT+UT/ECT	VT+UT/ECT	通常VT+PT:異常があればMT+UT	不要	
	ISI(頻度)	20年ごと	10年ごと	10年ごと	5年ごと	2~4年ごと	10年ごと	10年ごと	5年ごと	5年ごと	5年ごと	初期4年ごと、その後8年ごと	-	
	補修	表面切削	表面切削	表面切削	補修溶接	なし	表面切削	表面切削	補修溶接	補修溶接	補修溶接	欠陥部の除去まで、工認の板厚を割る場合補修溶接	欠陥種別による	
コスト	0.8	0.8	0.8	0.5					安全性を確保した上で、コストを考慮したレベル			中	0.5	
コメント	A, Bに比べ溶接部で脆化(疲労破壊のポテンシャルは上がる)。TIGの場合はAs weld, SMAWは表面仕上げをする。素材のミルシートを要求しない代わりにPSIG溶接検査と溶接で材料検査することで余裕を交換。ISIは溶接検査を行なう場合は寿命中1回、表面検査のみの場合は10年に1回。必ずを免付けても必要板厚を割らない限り取り除くだけで補修溶接は行なわない。					火カバース(往來、規格通り)に設計し、不適合は発生していない。	* 個数によっては、荷重もしくは温度より機械加工の方が安く、信頼性も高い。			* 使用条件を勘案して安全性を確保済みながら、トータルでコストを下げている。最も現実的な選択案。			検定耐圧不要な構造設計 ・工認板の必要肉厚割れが予想される場合、補修溶接。	溶接施工に際しては、社内技術担当者

表 2.3-1 アンケート結果の集計 (4/4: 品質レベル: D)

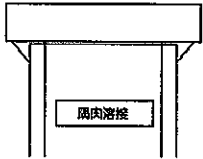
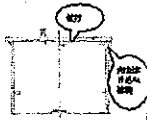
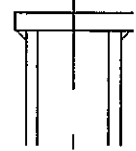
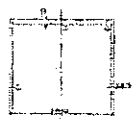
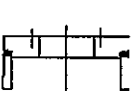
		回答者①			回答者②	回答者③	回答者④		回答者⑤	回答者⑥	回答者⑦
		案1	案2	案3	案1	案1	案1	案2	案1	案1	案1
形状											鋼脚は半球、皿型、平板、ねじ込み継手、形状自由はさほど大きな問題ではない。コスト評価のうえ決定する。
材料	材質(成分)	JIS	JIS	JIS規格外	JIS	JIS規格外	JIS	JIS	JIS規格外	JIS規格外(外国規格)	JIS規格外でも可
	材質(製品)	圧延	圧延	圧延	圧延+管	管	圧延	圧延	圧延+管	圧延	圧延
	品質保証	市販品	市販品	市販品	市販品	市販品(海外調達品)	市販品	市販品	市販品	ミルシートなし	不要
製作	溶接施工法	SMAW	SMAW	SMAW	SMAW	MIG/SAW	SMAW	SMAW	SMAW	A	部分溶け込み溶接もしくは隅肉溶接
	検査	官庁なし	官庁なし	官庁なし	なし	開先あり	なし	なし	なし	なし	-
	仕上げ	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld	As Weld
検査	PSI	PT+耐圧	PT+耐圧	なし	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+耐圧	PT+耐圧	PT
	品質保証	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	第三者+オーナー+製造者:記録保管	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者(確認)	製造者
保守	ISI(手法)	VT+UT/ECT	VT	10年ごと交換	OM	なし	VT+UT/ECT	VT	VT+OM	通常VT+PT:異常があればMT+UT	不要
	ISI(頻度)	20年ごと	20年ごと	-	5年ごと	-	20年ごと	20年ごと	30年1回	初期4年ごと、その後8年ごと	-
	補修	その他	表面切削	-	補修溶接	なし	その他	表面切削	その他	欠陥部の除去まで。強度確保に必要な板厚を割る場合補修溶接	欠陥種別による
コスト		0.7	0.7	0.7	0.4				コスト重視	低	0.3
コメント		・最も溶接部で高い応力発生。・案3は取替えの手間を考えると、初めに製造時及びISIの手間を省けたとしても高くなる。・ISIにおいて案1はさびの進展評価してOKであれば何もしない。案2はさびが取れるまで切開し、必要板厚を割らない限りそのまま。				Aでコスト低減をねらったもの。ただし、使用経路はなし。(低コスト材を使う場合、施工段階でコストアップになる可能性があるため)		応力は高くなるが安価	規格寸法を満足させる。安全性を考慮して、メーカとしての配慮なし。非現実的な考え方。	・検定耐圧不要な構造設計 ・運転時の強度が保証されない場合、補修溶接。	

表 2.3-2 アンケート結果の集計 (1/2: 設計応力強さの安全率に関するご意見)

	設計応力強さ
回答者①	設計荷重自体に余裕があること、材料の実力値も上がっていること、応力解析手法も進歩していること等を考えると、かなり保守的なものになっていると考える。合理化の余地あり。
回答者②	使用温度における0.2%耐力の最小値をベースとした値に一本化する方が合理的と考えます。
回答者③	特にありません。
回答者④	現在の1/3体系は信頼性は高いが裕度が高過ぎる可能性が大と思われます。設計精度、材料のばらつきも低減していることを考えると合理化の余地はあると思います。ガスタービンでは、ケーシング系は1/3体系は守れても、ロータ系に関しては各社とも1/3は守られていないと思います。
回答者⑤	許容応力に関しては、応力集中部に対する特別な設計上の配慮がある場合には、現状では合理化の余地はあると思います。一方で、それが無い場合のケースも多く、個々のケースでは詳細解析が不要とできるメリットがコスト面である場合もあり、フレキシブルな選択ができることが望ましいと考えます。
回答者⑥	回答者の所掌機器である第4種容器を例に意見します。 安全率を4としており合理化する余地はあると考えます。 ただし、多くの実機構造に基づく破壊試験等のデータが必要と考えます。 現状の設計・製造方法で信頼性ある機器を提供しており、合理化する場合、法規化以前の重大不適合を再認識する必要があると考えます。 溶接部の物性は、母材と全く同じにはならないため、不連続な構造を有する機器においては、最も厳しい部位がどこか実機データを基に評価することが重要と考えます。
回答者⑦	設計当初から運用廃棄(結婚&ゆりかごから墓場)までのトータルを検討が必要であり、その結果として対象としている製品に対してタスクAからEのようなことを実施し、トータルとして安全性を保障することが重要と考えます。 タスクA……設計情報(設計基準、管理計画、材料・工程・接合方式の選定要領、設計運用寿命&運用方法 等) タスクB……設計解析&開発試験(材料・継ぎ手許容値、荷重解析、設計運用荷重スペクトル、設計科学・熱環境スペクトル、応力解析、損傷許容性解析、耐久性解析等開発試験等) タスクC……実大試験(静強度、耐久性、損傷許容性等の試験および試験評価&設計への反映) (要すれば) タスクD……保守&点検計画(保守&点検計画、実運用スペクトルモニタ計画、個別製品追跡計画等) タスクE……保守&点検 (実運用環境把握、個別製品運用追跡、保守&点検の実施、整備&交換の実施) また、コストについてはライフサイクルコストで評価する必要があると考えます。
回答者⑧	機器の健全性上最も重要なことは負荷環境を正確に把握した設計ができていのかどうかということ。負荷環境(要は荷重条件)が100%正確に把握できているのであれば、1/3体系は充分すぎる裕度を有している。1/2でも充分。 しかしながら、一般的には圧力荷重以外の荷重は設計者はわかっているつもりでも結果論として正確に把握できていなかったという例が多く、その観点からすると、例えば胴板のような一般部はまだ裕度があると考えるが、貫通部等の特殊形状部については個別検討が必要。(多分板厚が支配する領域ではない)

表 2.3-2 アンケート結果の集計 (1/2: 設計疲れ線図の安全率に関するご意見)

	設計疲れ線図
回答者①	これも設計繰返し回数、荷重の保守性を考えると合理化する余地はあると考える。上記のSu値も同様だが、危険率を適切に評価した上でデータを統計解析することで合理的に見直すべき。
回答者②	繰返し回数に対する安全率は大きすぎると思われ、合理化の余地があると思われ。また安全率を応力と繰返し回数の両方にかけるのは過剰ではないでしょうか。
回答者③	火力部門(ボイラ)では、99%信頼度曲線を使用している。
回答者④	合理化の余地はあると思います。クレーン規格では応力に対して1.5、ガスタービンロータも2を割っているのが普通です。疲労強度の分布等を考慮して、合理的に決定する見直しが必要と思います。
回答者⑤	許容応力に関しては、応力集中部に対する特別な設計上の配慮がある場合には、現状では合理化の余地はあると思います。一方で、それが無い場合のケースも多く、個々のケースでは詳細解析が不要とできるメリットがコスト面である場合もあり、フレキシブルな選択ができることが望ましいと考えます。
回答者⑥	本件についても、実観溶接部の評価を考えた場合、理想状態の試験データに安全余裕をとることは重要であり、どこまで合理化できるかは、ファクトデータを再確認する必要あると考えます。
回答者⑦	この課題に対して、たとえば次のようなことをどのように考えるかが重要と考えます。 ① 対象としている材料の氏業性(MIL HDBK 5, AMS, JIS等) ② SNカーブが試験群のデータの平均値ORミニマム値でひかれているか。 ③ SNカーブがフレテイング等考慮したものであるのか。 ④ 運用荷重スペクトルがどのようなものか。(運用期間、力、周波数、環境等) ⑤ 解析のみの強度保証か、あるいは解析と試験による強度保証か。 たとえば、運用荷重スペクトル(外力と頻度等)および運用中の応力が非常に精度よく推定されるなら、応力に対して 1 でよいと思います。 繰返し回数についても、運用期間、力の大きさ、出現順位、頻度等が明確であり、SNカーブが適切なものであれば、20を小さくできると考えます。
回答者⑧	告示における疲労設計はSec.IIIが制定されたとき、低サイクル疲労が最も起こりうる破損形態と考えられたところに端を発している。対象とする機器を何に取るかによって回答は変わるが、一般の圧力容器であれば、低サイクル疲労は環境効果を含めてもはや現実的な意味を持っていない。考慮する必要があるのはすみ肉溶接部、ソケット溶接部に代表されるような構造不連続部の高サイクル疲労。これらの高サイクル疲労設計に対する設計基準としては現状の応力1/2に変わる案はない。

3. 例題による裕度交換の検討

3.1 例題の設定

裕度交換手法をより具体化していくために、実プラントで想定される機器構造に関し、破損確率の計算を実施し、本計算手法の有効性を検討することとした。

3.1.1 対象構造

計算対象とした機器は、配管のエンドキャップであり、本構造を第1種機器として設計・製作・検査・運転した場合と、第3種機器として設計・製作・検査・運転した場合とを比較対象とした。本構造の概念図を図3.1-1に示す。第1種機器に対しては、通常構造不連続による応力がより低下するコーナーR部から30mmの位置に溶接部を設定するものと考えられるが、設計上のオプションにより高応力部に溶接部を配置したときの影響を検討するため、コーナーR部から10mmの位置に溶接部を設定した場合についても評価を実施することとした。その結果、評価部位は、1種機器に対し3ケース、3種機器に対して1ケースとなった。1種機器に関しては、コーナーR部から30mm離れたA部溶接部(316FR溶接)、コーナーR部から10mm離れたB母材部(通常設計:316FR鍛造材)、コーナーR部から10mm離れたB溶接部(高応力部溶接配置検討用:316FR溶接)であり、3種機器に関しては、コーナー不連続部(C溶接部:SUS304溶接)である。

3.1.2 評価方法

裕度交換の評価は、初期欠陥が進展しクライテリアに至る確率 $P_c \times P_p$ と繰返し熱サイクル疲労により疲労き裂が発生・進展しクライテリアにいたる確率 P_{ip} の両者から破損確率(クライテリアにいたる確率: $P_f = P_{ip} + P_c P_p - P_{ip} P_c P_p$)を計算し、この破損確率を比較評価することによって行った。破損確率の計算フローを図3.1-2に示す。

熱過渡荷重想定、き裂発生評価方法、き裂進展評価方法、初期欠陥の想定の概要を表3.1-1に示す。

熱過渡荷重は、第1種機器を熱疲労設計した場合に最大限負荷される荷重を想定した。この時、コーナーR部から10mm離れたB溶接部の疲労損傷が最も大きくなり、本部位において寿命中繰返し数として想定した1,000回の熱疲労サイクルにおいて設計疲労損傷 D_f が1.0となるように荷重レベルを設定した。その結果、本部位は、ピーク応力範囲で677MPa、相当ひずみ範囲で0.841%の熱サイクルを負荷される条件となった。負荷される応力の膜曲げ比やA,B,Cといった各評価部位間での応力の比率は、各構造に対し実施した同一の熱過渡(手動トリップ)条件で

の弾性 FEM 解から得られた応力の比率を用いて再現することとした。その結果、各評価部位に対しては、表 3.1-2 に示すようなピーク応力範囲、相当ひずみ範囲(DDS による評価[1])、膜応力範囲、曲げ応力範囲が求められた。計算に用いた手動トリップの履歴を図 3.1-3 に、解析モデルを図 3.1-4 に、手動トリップにより発生した応力のコンター図を図 3.1-5 に示す。また、1 種機器における軸方向の応力分布を図 3.1-6 に示す。

き裂の発生は、疲労寿命の 1/2 サイクルで 0.5mm 深さのき裂が発生すると考えた。き裂のアスペクト比(き裂半長/き裂深さ)は、初期き裂と同様に Harris の式(後述)により与えた。各評価部位におけるき裂発生寿命の中央値は、設定したピーク応力範囲と各材料の特性により A 溶接部 338,000 サイクル、B 溶接部 7,450 サイクル、B 母材部 9,700 サイクル、C 溶接部 261 サイクルとなった。き裂発生寿命のばらつきは、疲労寿命のばらつきと同じひずみ範囲 0.5%以上に対し対数標準偏差 0.4、0.5%未満に対し 1.0 を設定し対数正規分布として近似した[2]。

き裂は、内表面周方向に半楕円表面き裂として発生すると考えた。応力拡大係数やき裂進展評価は、電中研の高温構造健全性評価指針(案)[3]に基づき評価を行った。

第1種機器における初期き裂の存在確率(対象溶接長に1個の欠陥が存在する確率)は、Harris の調査の中央推定値に基づき $1.21E-4$ と設定した[4]。第3種機器に関しては、第1種機器より 2 オーダー高い $1.21E-2$ と設定した。初期き裂の深さ分布は、Jouris & Shaffer の調査に基づき指数関数として設定した[5]。ただし、現実的には、肉厚(12.7mm)の数十%に相当する初期欠陥が製作時から存在することは考えにくいいため、溶接施工法の種類ごとに存在する最大欠陥深さを設定した。最大欠陥深さの設定は、TIG を初層 1 パス程度の 3mm とし、SAW や SMAW を倍の 6mm とした。初期き裂の存在確率を考慮したき裂深さの分布は、図 3.1-7 のようになる。図中は、12.7mm までプロットしてあるが、溶接施工法の種類により最大欠陥深さ以上の確率は 0 と補正して計算では使用している。

存在するき裂のアスペクト比は、同じく Harris の検討に基づき対数正規分布と設定した[4]。アスペクト比の分布を図 3.1-8 に示す。

また、PSI/ISI を実施するときには、図 3.1-9 のき裂検出確率を持って検出できるとして計算を行った。表 3.1-2 に示すように、第1種機器の PSI(溶接部)は RT+PT、第3種機器の PSI は RT、ISI は両機器とも UT であるが、計算上は表面き裂しか検査できない PT の効果は低いと考え、RT と UT のき裂検出確率を用いそれぞれ計算を実施している。

表 3.1-1 破損確率評価の考え方

	1種機器の代表モデル		3種機器の代表モデル
	溶接部	母材部	溶接部
評価部位	溶接部	母材部	溶接部
材料	316FR (共金系溶接金属)	316FR (鍛造材)	SUS304 (308系溶接金属)
熱荷重	1種機器母材部(B部)において、疲労損傷Dfが1000サイクルで1となる熱過渡条件を設定(告示501号に基づく)		
応力解析	上記熱過渡条件を用い、1種・3種両者に熱荷重を負荷し、弾性FEM解析によってそれぞれの応力分布を求める		
き裂発生評価	評価部位表面のピーク応力範囲に対し、弾性追従係数によるひずみ集中を考慮し、相当ひずみ範囲を算出 各材料の疲労寿命の1/2サイクルにおいて、0.5mm深さのき裂が発生すると考える		き裂発生の評価は、第1種機器と同じ考え方をしている。
き裂進展評価	評価ラインに垂直な応力によりき裂が進展すると考える。		
疲労寿命	各材料の試験データをもとに対数正規分布を設定		
疲労き裂進展	各材料の試験データをもとにParis則の係数について対数正規分布を設定		
初期欠陥分布	対象溶接部に $1.21E-4$ の確率で1個の初期欠陥が存在すると設定	初期欠陥は存在しないと設定	対象溶接部に $1.21E-2$ の確率で1個の初期欠陥が存在すると設定
初期欠陥の深さ分布	Jouris & Shafferの式 ただし、上限値あり (TIG 3mm, SMAW, SAW 6mm)	初期欠陥なし	Jouris & Shafferの式 ただし、上限値あり (6mm)
初期欠陥のアスペクト比 (き裂半長/き裂深さ)	Harrisの式		
PSI/ISI	PT: Kauppinenの式 RT: Halmshawの式、UT: Simonenの式		

表 3.1-2 破損確率計算条件

	1種			3種
	A溶接部 (30mm)	B溶接部 (10mm)	B母材部 (10mm)	C溶接部
ピーク応力範囲[MPa]	444	677	677	887
K、qn	1.00、3	1.19、3	1.19、3	2.00、3
相当ひずみ範囲[%]	0.328	0.841	0.841	3.25
疲労寿命(中央値) 対数標準偏差	676,000 1.0	14,900 0.4	20,000 0.4	522 0.4
膜応力範囲[MPa]	9.56	9.61	9.61	23.5
曲げ応力範囲[MPa]	413	576	576	618
引張側応力分布[MPa] ($\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)	416, -933, 192, -34.8	644, -1770, 1190, -580	644, -1770, 1190, -580	909, -3490, 4230, -2250
圧縮側応力分布[MPa] ($\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)	-30.4, 67.8, -13.0, 2.03	-47.4, 131, -88.4, 43.1	-47.4, 131, -88.4, 43.1	-66.7, 259, -320, 171
Paris則の係数C1 対数標準偏差	1.43E-4 0.42	1.43E-4 0.42	1.43E-4 0.42	1.43E-4 0.42
Paris則の指数m1	1.37	1.37	1.37	1.37
PSI	RT+PT	RT+PT	(UT+MT)	RT
ISI (UT)	100%/10年	100%/10年	なし	7.5%/10年

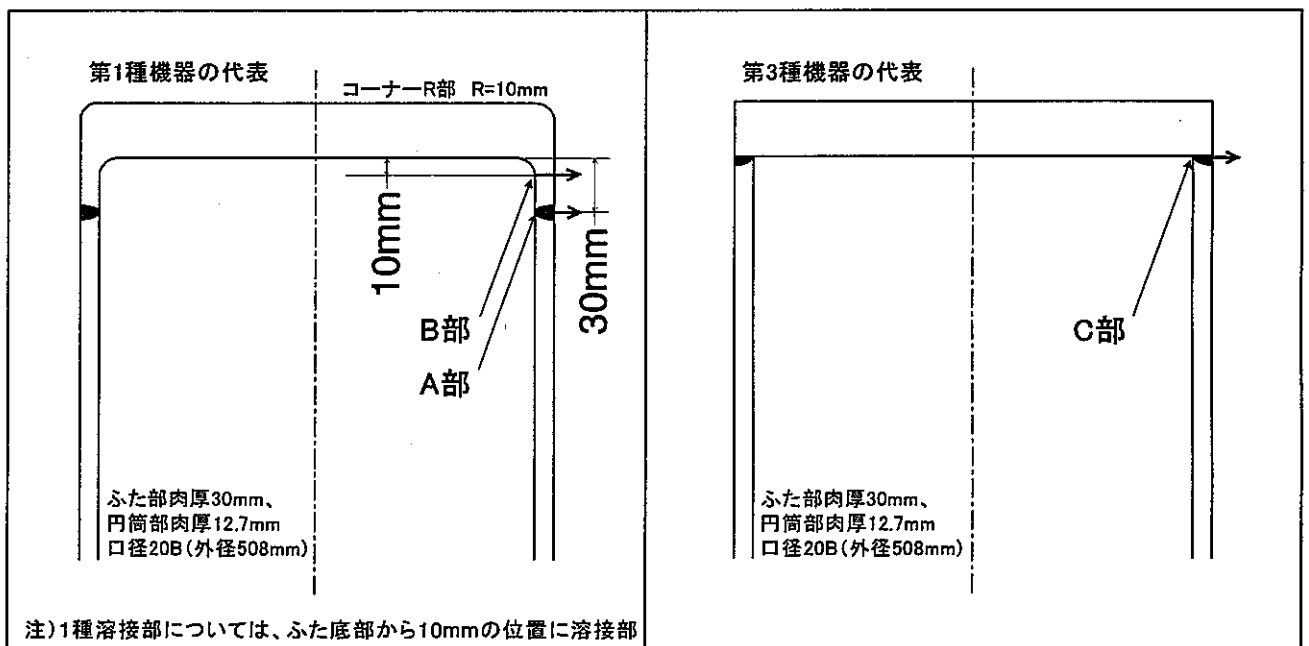


図 3.1-1 例題概念図

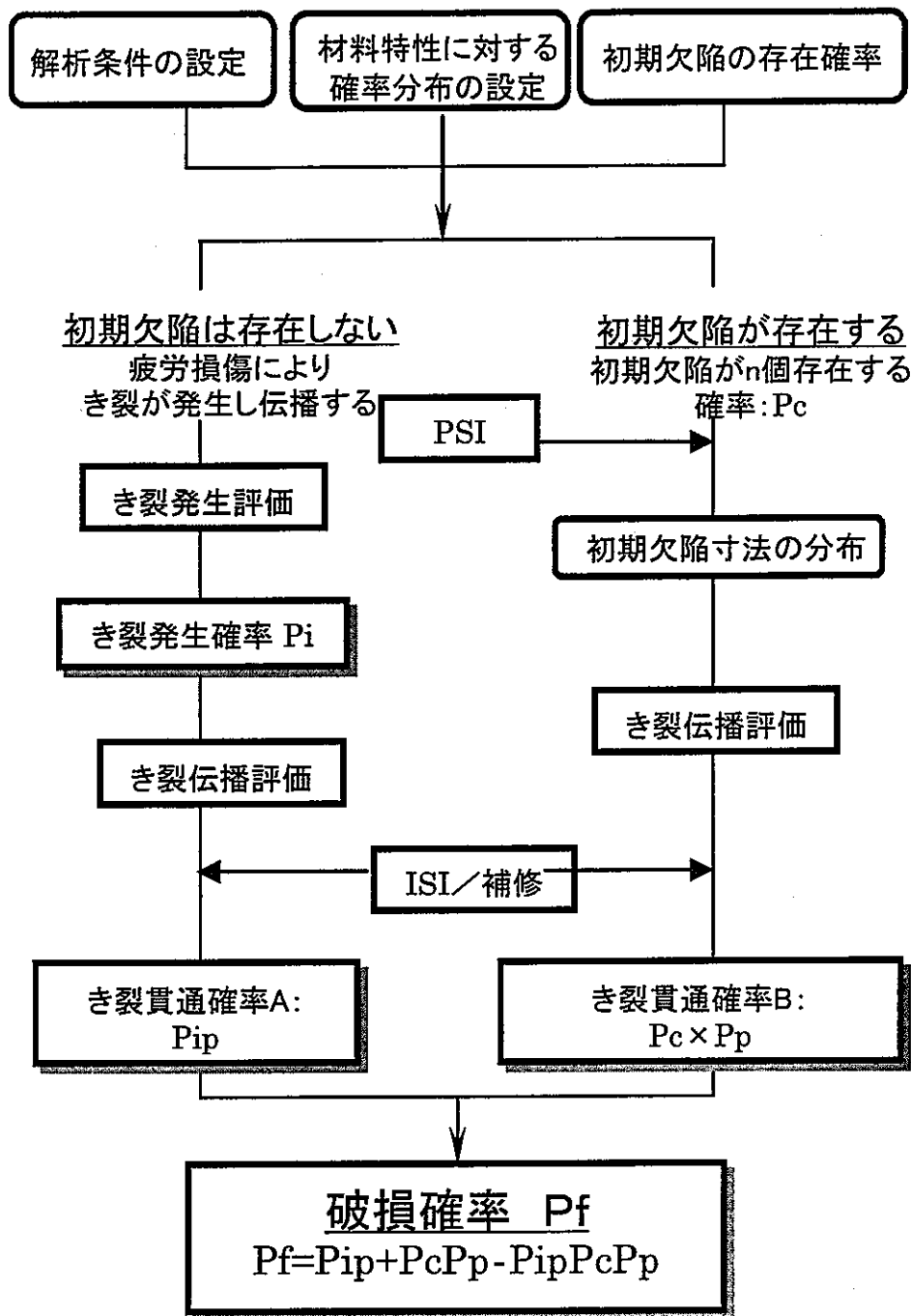


図 3.1-2 破損確率計算フロー図

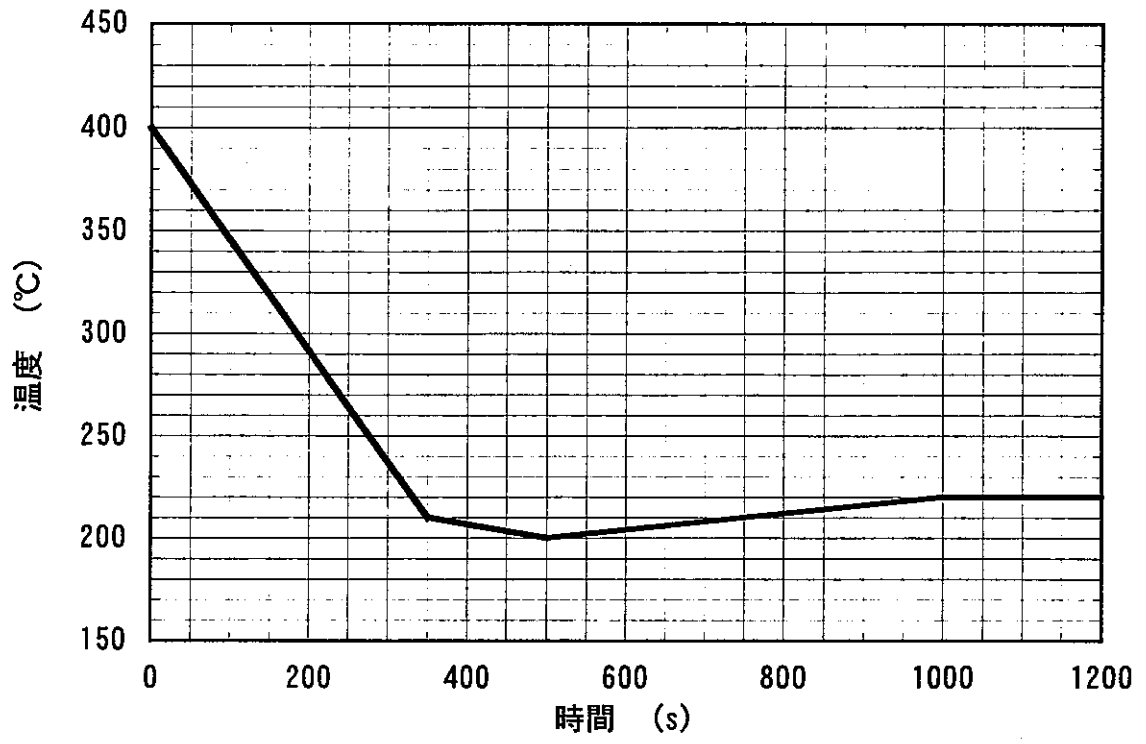
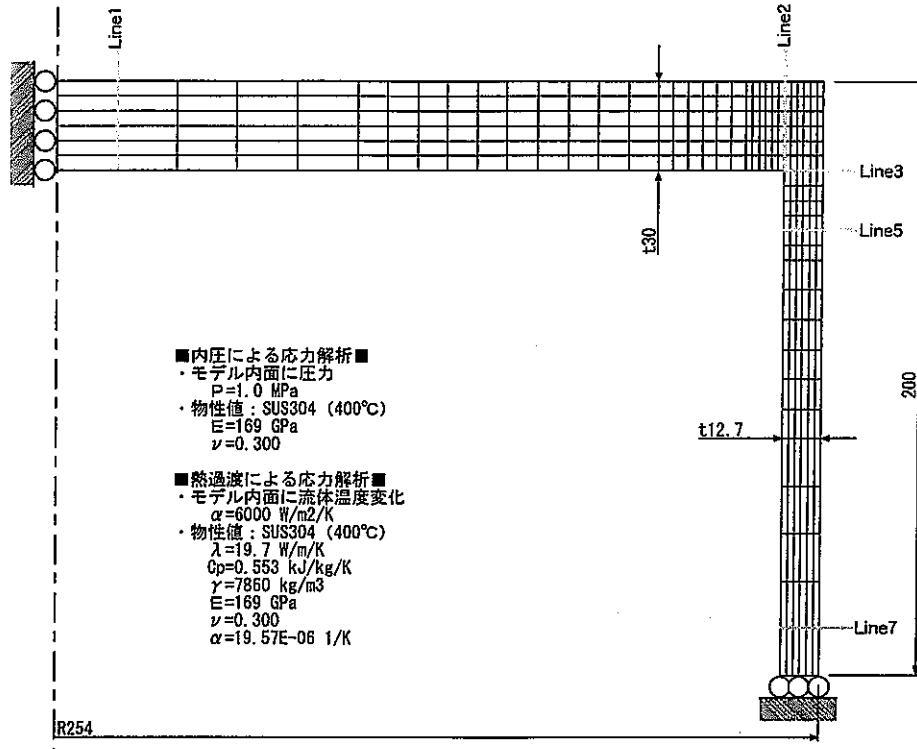
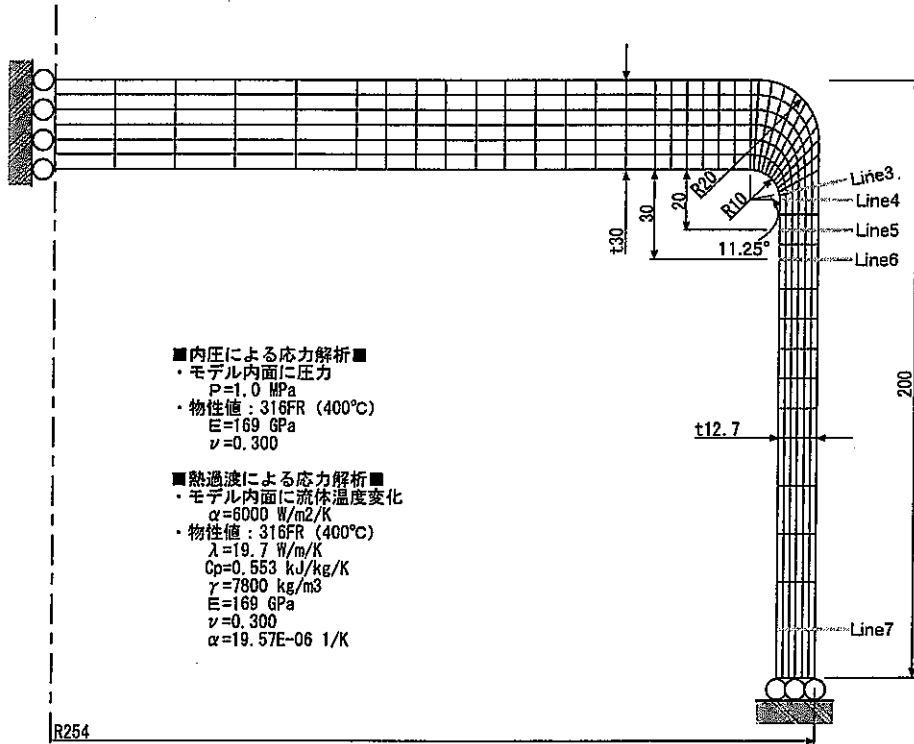


図 3.1-3 手動トリップの履歴



3種機器構造



1種機器構造

図 3.1-4 解析モデル

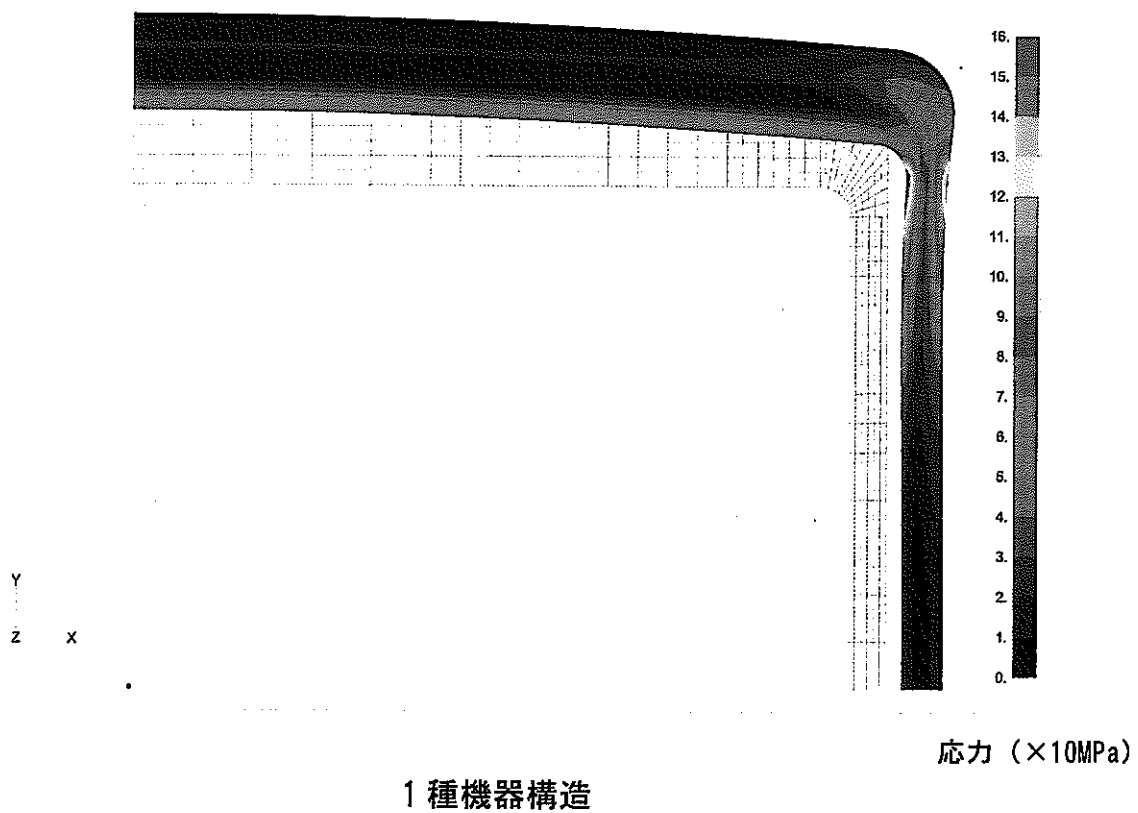
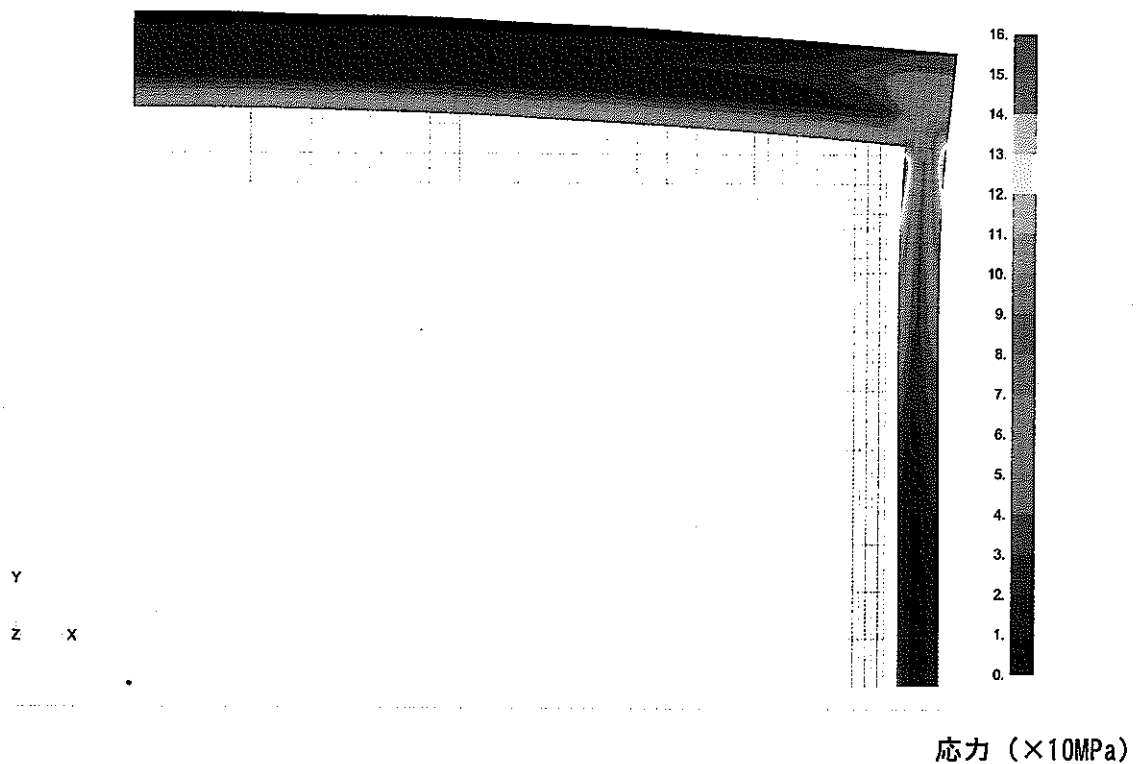
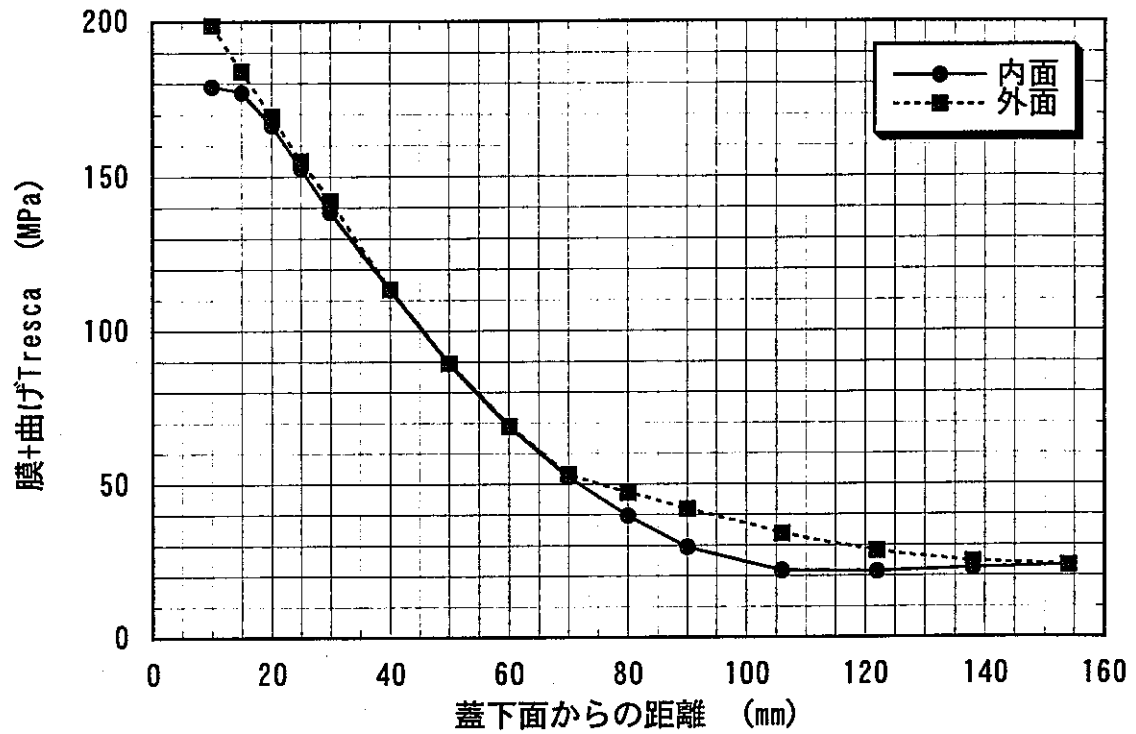


図 3.1-5 熱過渡により発生した応力
[熱過渡 (350 秒後) における変形モード及び応力強さ (Tresca) 分布]

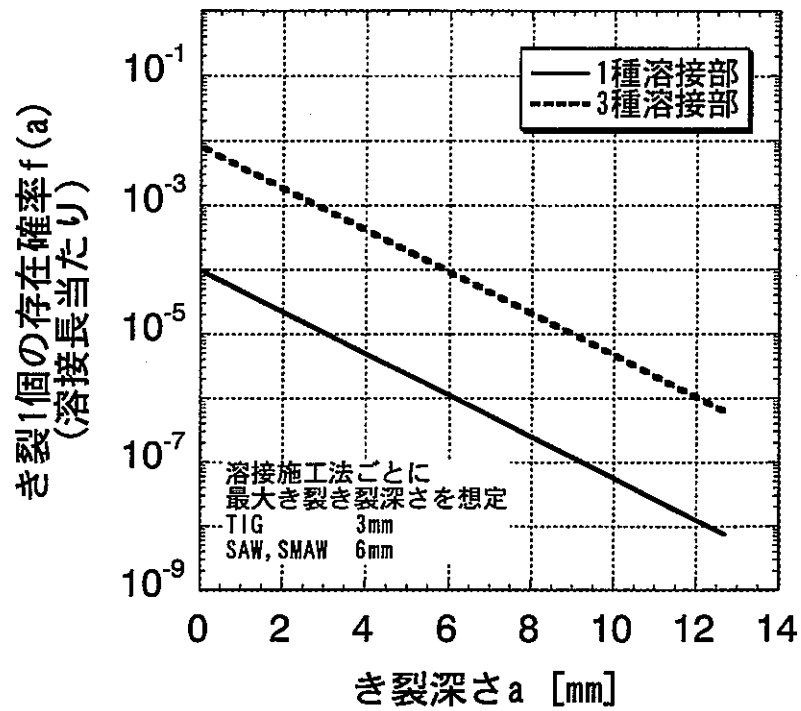


実際の設定応力は、本

図の 3.3 倍

図 3.1-6 第 1 種機器における軸方向応力分布

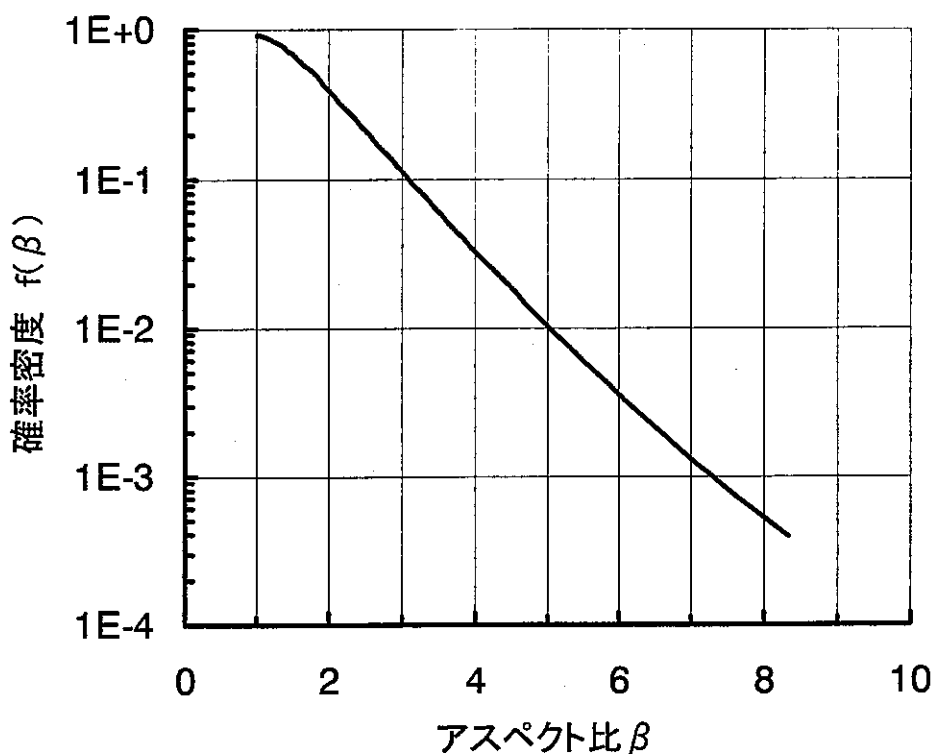
[熱過渡による円筒部の膜+曲げ応力強さ (Tresca) の軸方向分布]



1個のき裂が1の確率で存在するとき、き裂深さ a [mm] の確率密度 $f(a)$ [mm⁻¹] は、下記のような切捨て指数関数とした。本指数関数に1個のき裂の存在確率を乗じている。

$$f(a) = \begin{cases} 0 & (a \leq 0.1) \\ \frac{1}{1.34} \exp\left(-\frac{a-0.1}{1.34}\right) & (a > 0.1) \end{cases}$$

図 3.1-7 き裂深さ分布



中央値 1.336、対数標準偏差 0.5382 の対数正規分布

$$f(\beta) = \frac{C}{\sigma\beta\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left\{ \frac{\ln(\beta/\beta_m)}{\sigma} \right\}^2\right]$$

β : アスペクト比=c/a, a : き裂深さ [mm], 2c : 表面長さ [mm],

β > 1, β_m = 1.336, σ = 0.5382

C : 不完全確率関数の補正係数で、下式で表される

$$\frac{1}{C} = \int_{\beta_{\min}}^{\beta_{\max}} \frac{1}{\sigma\beta\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left\{ \frac{\ln(\beta/\beta_m)}{\sigma} \right\}^2\right] d\beta$$

図 3.1-8 アスペクト比の分布

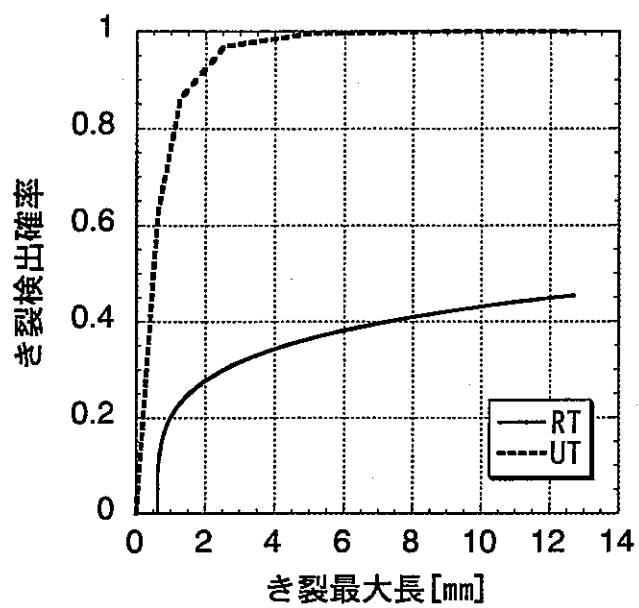


図 3.1-9 き裂検出確率

3.2 例題に対する選択肢の組合せの選定

第1種機器と第3種機器は、以下の選択肢の組合せにより構成されている。

* 組合せ No.1 : 第1種機器

荷重=想定熱荷重分布(90%) 材料=特別仕様材(316FR) 製作=板曲げ+突合せ溶接
 $PSI=RT+PT$ $ISI=VT+UT(100\%/10年)+CM$

* 組合せ No.2 : 第3種機器

荷重=想定熱荷重分布(90%) 材料=JIS材(SUS304) 製作=板曲げ+T溶接
 $PSI=RT$ $ISI=VT+UT(7.5\%/10年)+CM$

第1種機器で破損確率をもっとも高くなるのはA溶接部であり、本部位での破損確率が第1種機器の破損確率となる。A溶接部が低応力部へ設定された初期欠陥を低い確率で有する構造という意味を持つのにに対し、B母材部は高応力部へ設定された初期欠陥を有しない構造という意味を、B溶接部は高応力部へ設定された初期欠陥を低い確率で有する構造という意味を持つ。高応力部へ設定された初期欠陥を高い確率で有する構造という意味を持つ3種機器のC溶接部を合わせ、それぞれの選択肢の組合せは、下記の意味を持つこととなる。

* 組合せ No.1-1 (A溶接部) : 第1種機器

応力=低応力 材料=特別仕様材(316FR) 初期欠陥=あり(小)
 $PSI=RT+PT$ $SI=VT+UT(100\%/10年)+CM$

* 組合せ No.1-2 (B母材部) : 第1種機器

応力=高応力 材料=特別仕様材(316FR) 初期欠陥=なし
 $PSI=なし(材料検査は有)$ $ISI=なし$

* 組合せ No.1-3 (B溶接部) : 第1種機器

応力=高応力 材料=特別仕様材(316FR) 初期欠陥=あり(小)
 $PSI=RT+PT$ $ISI=VT+UT(100\%/10年)+CM$

* 組合せ No.2-1 (C溶接部) : 第3種機器

応力=高応力 材料=JIS材(SUS304) 初期欠陥=あり(大)
 $PSI=RT$ $ISI=VT+UT(7.5\%/10年)+CM$

予備的な解析の結果から、応力及び初期欠陥設定が最も有為に破損確率へ影響を与えることから、応力及び初期欠陥に関しては、さらにパラメータを追加し、同じ破損確率となる設計条件を推測することとした。応力に対しては、組合せ No.1-1 の条件から弾性曲げ応力範囲のみを変化させた。計算は、600、800、1,000MPa について実施した。

* 組合せ No. 3-1 : 第 1 種機器

曲げ応力範囲=600MPa 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(TIG)
 PSI=RT+PT ISI=VT+UT(100%/10年)+CM

* 組合せ No. 3-2 : 第 1 種機器

曲げ応力範囲=800MPa 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(TIG)
 PSI=RT+PT ISI=VT+UT(100%/10年)+CM

* 組合せ No. 3-3 : 第 1 種機器

曲げ応力範囲=1000MPa 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(TIG)
 PSI=RT+PT ISI=VT+UT(100%/10年)+CM

初期欠陥については、組合せ No. 1-1 の条件から、存在する初期欠陥の最大深さを変更した。変更は、3mm から 6mm であり、これは、TIG で初層 1 層に初期き裂があると考え、SMAW や SAW には倍の深さまで初期欠陥が存在する可能性があると考えたものである。なお、この条件では、初期欠陥の影響のみを検討するため、PSI/ISI なしの条件を基準に考えた。

* 組合せ No. 4-1 : 第 1 種機器

応力=A 溶接部 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(SMAW, SAW)
 PSI=なし ISI=なし

溶接施工法を変更し、初期欠陥深さを大きくすると、当然破損確率は高くなる。そこで、この増加した破損確率を補い、裕度交換を成立されるために、以下の 2 条件の解析も実施した。これは、精度の異なる 2 種類の PSI の実施であり、溶接施工法の簡素化により増加した破損確率を PSI の高精度化により裕度交換するものである。

* 組合せ No. 5-1 : 第 1 種機器

応力=A 溶接部 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(SMAW, SAW)
 PSI=RT ISI=なし

* 組合せ No. 5-2 : 第 1 種機器

応力=A 溶接部 材料=特別仕様材(316FR) 製作=突合せ溶接(SMAW, SAW)
 PSI=UT ISI=なし

3.3 選択肢の組合せに対する破損確率の計算

前節で設定した第1種及び第3種機器相当の計算条件をまとめると図3.3-1のようになる。破損確率の計算は、図3.3-2に示しているように、A, B, C部での初期欠陥の分布を設定し、それぞれの応力状態に合わせ進展させる、機器の使用に伴い生じる新規き裂の発生は、発生サイクルを推定し、別途加味することにより実施される。き裂進展速度は、アスペクト比や材料物性のばらつきなどにより対数正規分布となるが、中央値ベースでの進展速度は、同図に示すように、大きく応力に依存する。ここでPARIS則の乗数 m_1 は、材料物性から1.37を使用しており、疲労J積分範囲 ΔJ_I の1.37乗にき裂進展速度は比例している。なお、弾性曲げ応力範囲400MPaを基準に取り、本条件に対し応力とき裂進展速度の関係を逆算すると、だいたい応力の3乗に比例している。このようなき裂進展速度により1,000サイクルでのき裂深さを計算し、破損のクライテリアとした $3/4t$ を超える割合が破損確率となる。

A溶接部からC溶接部までの計算結果を図3.3-3に示す。

本第1種機器相当条件では、A溶接部の方が破損確率が高く、疲労損傷値の大きい母材部ではなく溶接部で破損すると本計算は予測している。A溶接部の破損確率は $1E-11$ であり、PSI/ISIを実施すると $3E-24$ まで破損確率を低減化できる(ただし、 $1E-12$ を下回るような低い破損確率については、物理的な意味も少なくかつ計算上の精度も低いため、0と見なせる程度に低い小さな破損確率であるという意味しか持っていない)。初期き裂の存在確率が低くかつ進展速度も遅い第1種機器部位に関しては、ISIの意味は破損確率の低下よりも想定外破損モード発生の検査という意味合いが強い。

A部よりも応力の大きいB部に溶接を設置した場合は、き裂進展速度が3倍程度増加し、PSI/ISIを実施しないケースにおいて約3オーダーの破損確率の増加を見せ、破損確率は $9E-8$ となる。本応力レベルは、初期欠陥からの進展・破損が現象を支配する領域であるためPSI/ISIによる初期欠陥の発見の効果が大きく、き裂が有意に進展する本領域においてもPSI/ISIの実施により破損確率は、0と見なせるレベルにまで下がっている。

C溶接部においては、初期欠陥存在確率がA, B部より2オーダー大きく、存在する最大初期欠陥深さも倍の6mmと設定されているため、破損確率は、B溶接部よりもさらに3オーダー高い $3E-4$ となる。C溶接部は、き裂発生の中央値が261サイクルと機器設計寿命1,000サイクルを下回っているため、運転中にき裂が発生し進展する領域となる。新規にき裂が発生するため、ISIによりき裂を発見したとしてもその低減効果には限度があり、破損確率は $3E-6$ までしか低下しない。

A溶接部から弾性曲げ応力範囲のみを600、800、1,000MPaと変化させていったときの破損確率

が図 3.3-4 に示されている。PSI/ISI を実施しない条件での C 溶接部と等価となる破損確率を計算する条件は、き裂進展速度がおおよそ 16 倍程度まで上昇するとともにき裂発生の影響が開始する 1,000MPa の条件である。これは、A 溶接部を 600MPa で使用したときの破損確率 $2E-7$ と C 溶接部の破損確率 $3E-4$ との破損確率の差 3 オーダーは、A 溶接部でき裂進展速度をおおよそ 5 倍程度変化させたことと等価であることを示しているが、図 3.3-2 の破損確率の算出概念図が示すように、き裂進展速度が増加するに伴い、破損確率を示す領域が 1) 最大初期き裂深さ(図中 6mm)のき裂が最悪条件(大きなアスペクト比やき裂が進展しやすい材料特性)で破損に至る領域、2) 通常の初期き裂が破損に至りだす領域、3) 発生したき裂が破損に至りだす領域と変化していくため、簡単にはき裂進展速度(応力)と破損確率の関係を定式化することはできない。なお、き裂発生サイクル及びき裂発生が破損確率へ影響を及ぼす応力レベルは、図 3.3-5 及び 3.3-6 から見て取ることができ、本条件の場合、き裂発生が破損確率へ影響を及ぼす応力レベルは 800MPa から 1,000MPa の間であることがわかる。

なお、C 溶接部つまり第 3 種機器相当の条件においても別途応力の影響を確認している。図 3.3-7 及び 3.3-8 にその結果を示す。定性的な傾向は、第 1 種機器相当の条件とほぼ同じであった。

ここまでの応力の影響を図 3.3-9 に示す。これは、横軸に弾性曲げ応力範囲、縦軸に破損確率をとってあり、それぞれの施工条件ごとに使用する応力レベルと破損確率の関係が読み取れる。

溶接施工法を変更し、A 溶接部に SMAW のような施工方法を採用した場合には、図 3.3-10 に示すように A 溶接部を弾性曲げ応力範囲 400MPa で使用した場合と比較し、2 オーダー程度の破損確率の上昇を見せた(計算上は、最大初期欠陥深さを 3mm から 6mm に変更した)。この条件からさらに RT 及び UT (TOFD 法を想定) を PSI として追加すると、破損確率はそれぞれ $8E-10$ 、 $7E-12$ となり、この $7E-12$ と破損確率を計算した SMAW+PSI (UT) のケースは、A 溶接部の 400MPa 条件である TIG+PSI なしと同じ破損確率となり裕度交換が計算上は成立することとなる。なお、これら SMAW や PSI の効果は、応力レベルによって異なるため、図 3.3-9 のような設計チャートに対し、同じ効果をもたらす方法として一律に記載することはできない。これらの効果も破損確率の算出概念図が示す 1,000 サイクルでのき裂の存在分布曲線により規定される破損モードの領域区分と関連があると思われるため、今後異なる応力レベルごとに効果の検討が必要となると思われる。

このような破損確率の試評価により、以下のようなことが推測される。

- ・き裂進展速度に最も大きく影響を及ぼす応力が、破損確率に最も大きく影響を及ぼす。
- ・応力レベルにより、1) 最大初期き裂深さのき裂が最悪条件で破損に至る、2) 通常の初期き裂が破損に至りだす、3) 発生したき裂が破損に至りだすといった破損パターンの変化が生じる

ため、応力と破損確率の関係を数式化することは難しい。

- ・しかしながら応力の効果は、各溶接施工法ごとにチャート化することで定量化可能であり、そのチャートから等価な破損確率となる組合せを類推することができる。
- ・溶接施工法による違いは、初期欠陥深さの分布、初期欠陥個数の分布に帰結する。
- ・これらの分布の施工法ごとの違いは、今後データの取得等を通じ、より正確に定量化していく必要がある。
- ・溶接施工法の影響に関しても応力レベルと同様に破損パターンの影響を受ける恐れがある。
- ・このように最終的な破損確率の定式化、区分化に際しては、更なる検討が必要ではあるが、破損確率が等価となる選択肢の条件は、破損確率計算により推定することができる。

5. 破損確率の計算-1:「大きな視点」計算条件

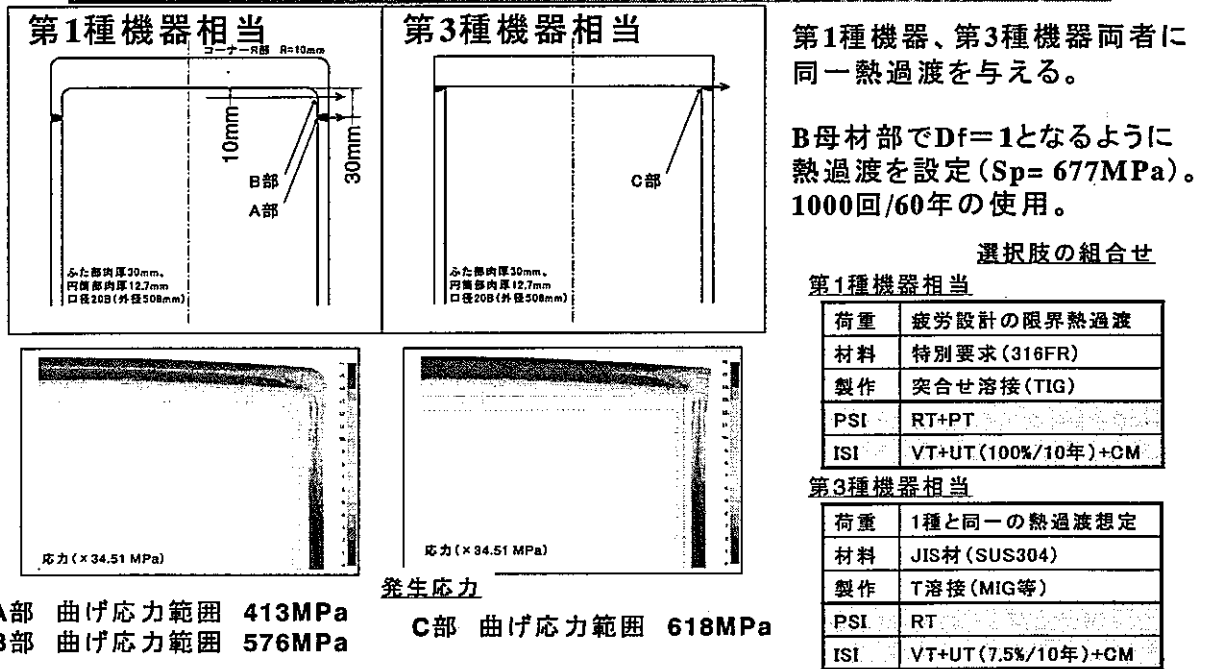


図 3.3-1 計算条件

5. 破損確率の計算-2:破損確率計算の概念

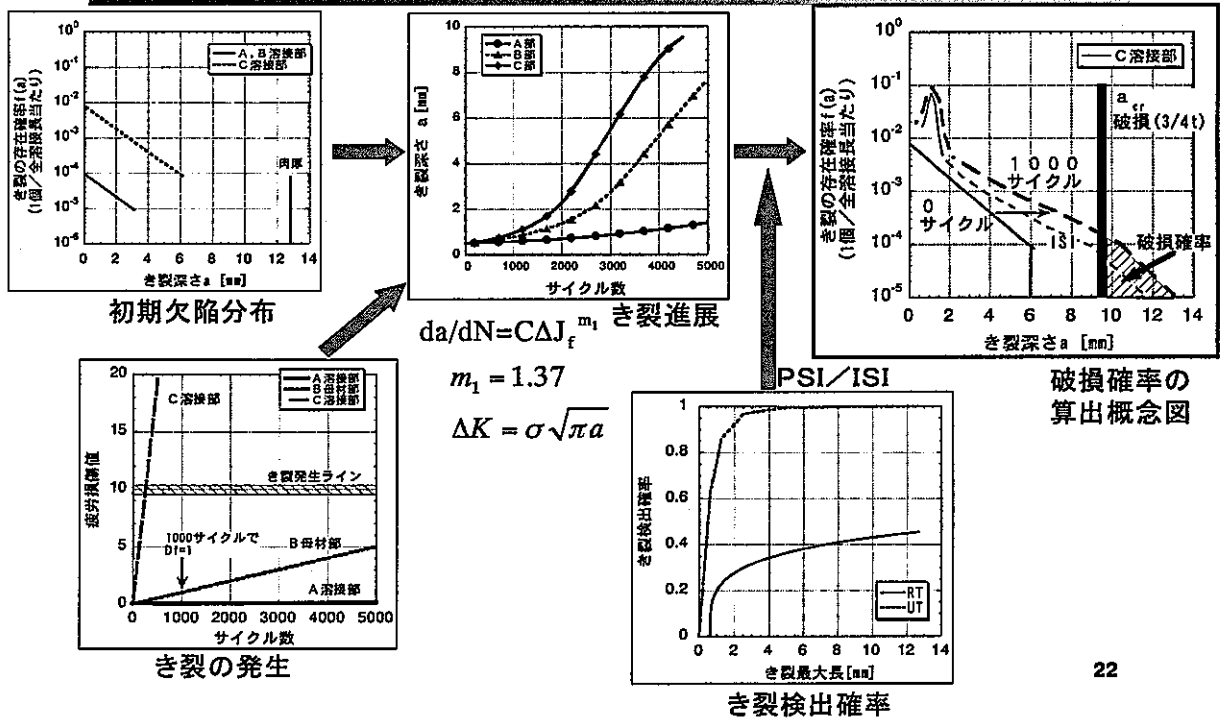
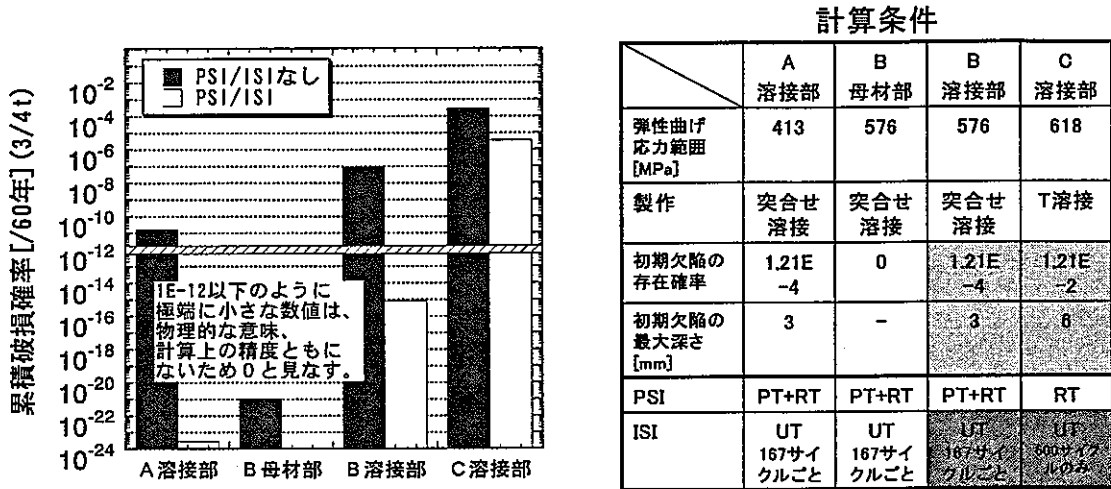


図 3.3-2 破損確率計算の概念

5.破損確率の計算-3:「大きな視点」の評価結果

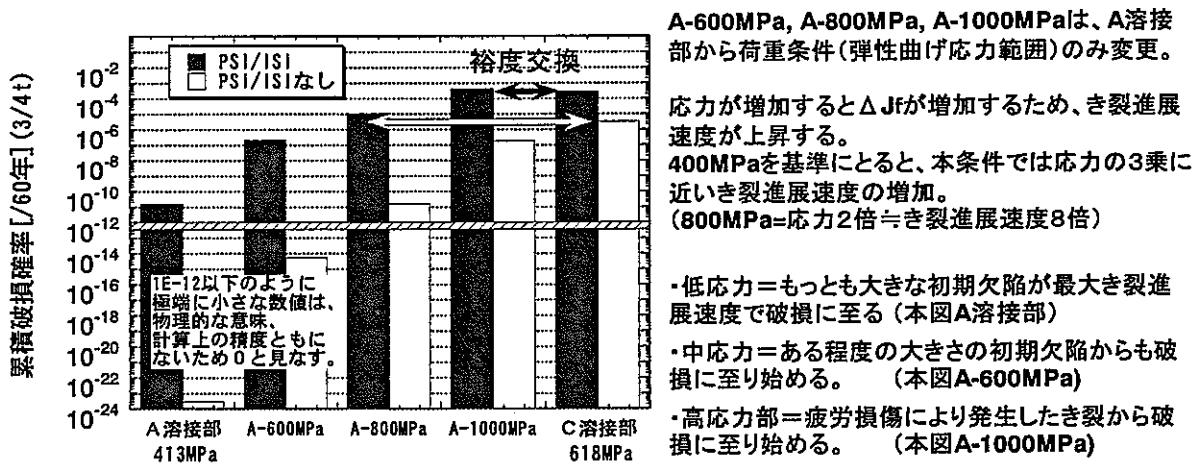


A溶接部は、熱疲労設計を実施した場合の設計限界条件。
C溶接部は、熱疲労設計を実施しない場合に予測される最大破損条件。

本条件の場合、A溶接部とC溶接部の差は、7オーダー(PSI/ISIなし条件)。
応力が類似のB溶接部とC溶接部の差は、3オーダー(そのうち初期欠陥の存在確率の差2オーダー)

図 3.3-3 A, B, C 部の破損確率計算結果

5.破損確率の計算-4:「詳細な視点」の評価結果(荷重)



応力と破損確率の関係を定式化することは難しいが、計算は応力増加により破損確率が有意に上昇していくという定性的な傾向は再現している。

同応力レベルでもA溶接部より3オーダー破損確率の高かったC溶接部と裕度交換が成立するのは、1000MPaの条件(PSI/ISIなし)。

図 3.3-4 A 部での応力の破損確率に対する影響

第1種機器での応力の影響:弾性曲げ応力範囲 400~1200MPa (1)

評価対象

第1種機器相当の材料・製作・PSI/ISIを選択した溶接部

弾性曲げ応力範囲 400,600,800,1000,1200MPa

第1種機器 A部 弾性曲げ応力範囲 413MPa

B部 弾性曲げ応力範囲 576MPa

(第3種機器の破損確率と同レベルになる応力を検討する意味合いから1200MPaまで設定)
(ただし、き裂進展へのピーク応力の影響はないと仮定し計算している。)

各評価部位の特徴

弾性曲げ 応力範囲 [MPa]	き裂発生 中央値	き裂発生 確率 (1000cyc.)	破損確率 (1000cyc.)
400	284,000	8E-9	8E-12 (0)
600	12,000	2E-4	2E-7 (0)
800	3,080	2E-3	1E-5 (1E-11)
1,000	1,340	2E-1	4E-4 (2E-7)
1,200	737	8E-1	5E-2 (7E-5)

括弧内PSI/ISIありの場合

700MPa程度までは、PSI/ISIの
実施で破損確率を0にできる。

応力レベル(第1種機器:材料、製作、PSI/ISI)

	荷重	曲げ応力 1200MPa	
	荷重	曲げ応力 600MPa	FR)
荷重	曲げ応力 400MPa		IG)
材料	特別要求(316FR)		
製作	突合せ溶接(TIG)		/10年)+CM
PSI	RT+PT)+CM
ISI	VT+UT(100%/10年)+CM		

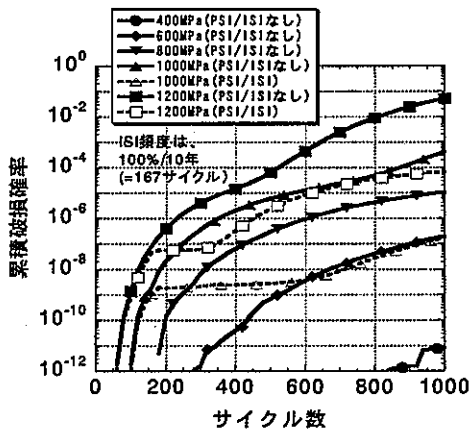
図 3.3-5 応力パラメータ計算の条件 (A部)

第1種機器での応力の影響:弾性曲げ応力範囲 400~1200MPa (2)

評価対象

第1種機器相当の材料・製作・PSI/ISIを選択した溶接部

破損確率の変化



現設計での設計限界は、550MPa程度

応力レベル(第1種機器)

	荷重	曲げ応力 1200MPa	
	荷重	曲げ応力 600MPa	FR)
荷重	曲げ応力 400MPa		IG)
材料	特別要求(316FR)		
製作	突合せ溶接(TIG)		/10年)+CM
PSI	RT+PT)+CM
ISI	VT+UT(100%/10年)+CM		

1000MPa程度より寿命後半でき裂発生の影響あり。

き裂発生の影響がでると、ISIにより破損確率の上昇を
食い止めるのが難しくなる。

1000MPa以下は、ISIにより破損確率の上昇が押さえら
れ、応力とISIの裕度交換が成り立つ。

600MPa (PSI/ISIなし)
=800MPa (PSI/500サイクルでのISI)
=1000MPa (PSI/ISI)
=2E-7

サイクル数に着目した場合は、
600MPa: 1000cyc.
= 800MPa: 480cyc.
=1,000MPa: 280cyc.
=1,200MPa: 180cyc. (いずれもPSI/ISIなし)

図 3.3-6 応力パラメータ計算の結果 (A部)

第3種機器での応力の影響：弾性曲げ応力範囲 300~600MPa (1)

評価対象
第3種機器相当の材料・製作・PSI/ISIを選択した溶接部

弾性曲げ応力範囲 300,400,500,600MPa

第3種機器 C部 弾性曲げ応力範囲 618MPa

(第3種機器に対し、熱疲労設計を実施すると現状より設計成立範囲が狭くなるため618MPaより低い応力を設定した。)
(ただし、き裂進展へのピーク応力の影響はないと仮定し計算している。)

各評価部位の特徴

弾性曲げ 応力範囲 [MPa]	き裂発生 中央値	き裂発生 確率 (1000cyc.)	破損確率 (1000cyc.)
300	6,830	8E-7	1E-8 (4E-11)
400	1,310	3E-1	6E-7 (7E-9)
500	522	9E-1	1E-5 (2E-7)
600	276	1	2E-4 (2E-6)

括弧内PSI/ISIありの場合

応力レベル(第3種機器:材料、製作、PSI/ISI)

	荷重	曲げ応力 600MPa	
	荷重	曲げ応力 400MPa	4)
荷重	曲げ応力 300MPa)
材料	JIS材(SUS304)		
製作	T溶接(MIG等)		/10年)+CM
PSI	RT		+CM
ISI	VT+UT(7.5%/10年)+CM		

PSI/ISIの実施により破損確率を0にするためには、200MPa程度まで応力を下げる必要がある。

7

図 3.3-7 応力パラメータ計算の条件 (C部)

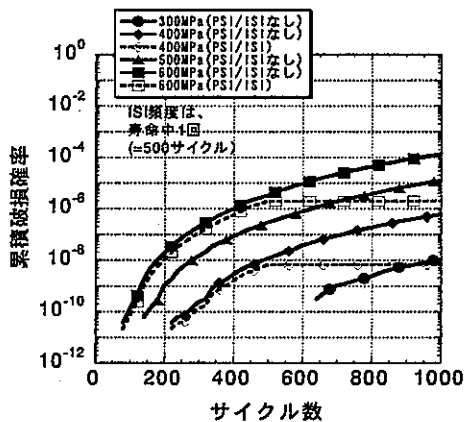
第3種機器での応力の影響：弾性曲げ応力範囲 300~600MPa (2)

応力レベル(第3種機器:材料、製作、PSI/ISI)

評価対象
第3種機器相当の材料・製作・PSI/ISIを選択した溶接部

破損確率の変化

	荷重	曲げ応力 600MPa	
	荷重	曲げ応力 400MPa	4)
荷重	曲げ応力 300MPa)
材料	JIS材(SUS304)		
製作	T溶接(MIG等)		/10年)+CM
PSI	RT		+CM
ISI	VT+UT(7.5%/10年)+CM		



初期欠陥の存在確率が高いため、600MPaまでの範囲では、き裂発生の影響はない。(き裂自体は発生する)
ISIにより破損確率の上昇が押さえられ、応力とISIの裕度交換が成り立つ。

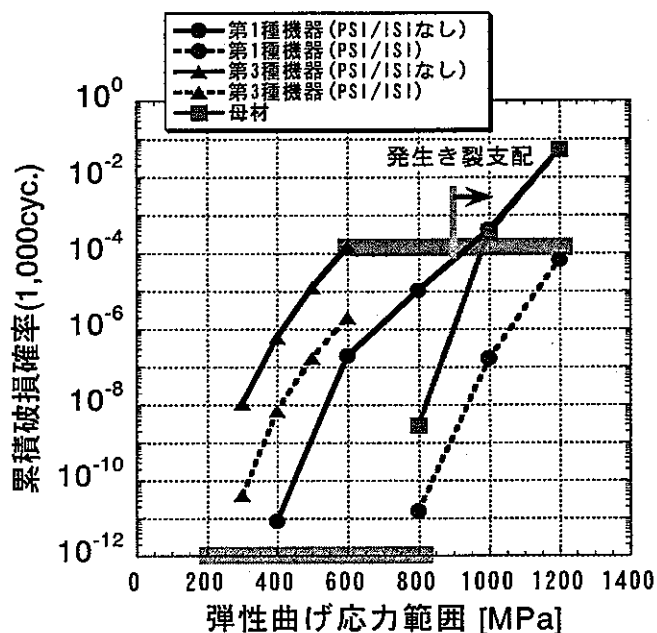
寿命中期でのISIで第1種機器と同様に応力25%減と同等の効果

サイクル数に着目した場合は、
300MPa: 1000cyc.
=400MPa: 500cyc.
=500MPa: 300cyc.
=600MPa: 180cyc. (いずれもPSI/ISIなし)
これもほぼ第1種機器と同様の傾向。

8

図 3.3-8 応力パラメータ計算の結果 (C部)

応力の影響



同一破損確率条件のイメージ

第1種機器並 (破損確率≒0)
700MPa以下+第1種機器の選択肢群
200MPa以下+第3種機器の選択肢群

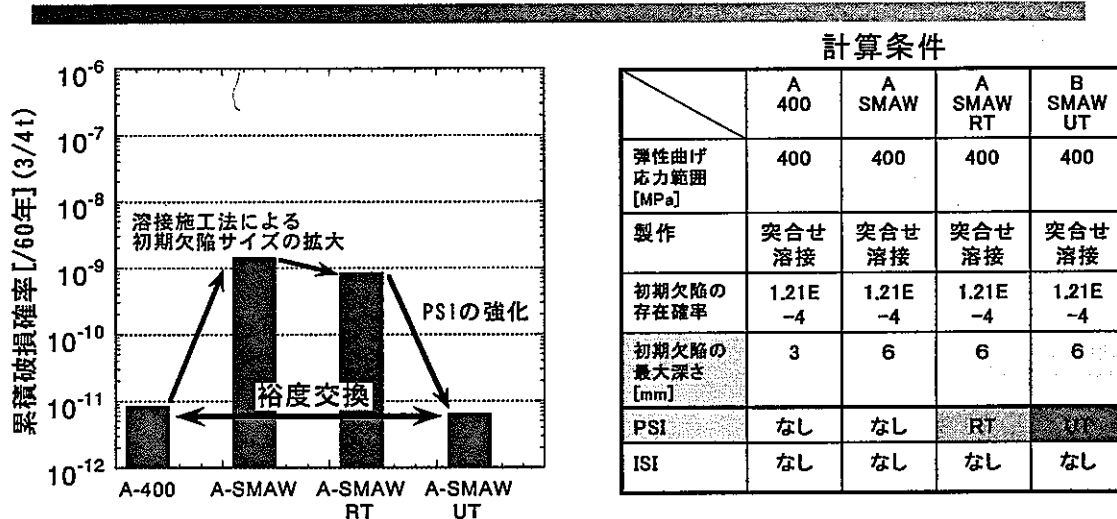
第3種機器並 (破損確率≒1E-4)
1200MPa+第1種機器の選択肢群
950MPa+ステンレス鋼母材
900MPa+第1種機器製作方法 (PSI/ISIなし)
700MPa+第3種機器の選択肢群
600MPa+第3種機器製作方法 (PSI/ISIなし)

ピーク応力によるき裂の進展を考慮すると範囲は縮小する。

図 3.3-9 応力パラメータ計算の結果

裕度交換

5.破損確率の計算-5:「詳細な視点」の評価結果(初期欠陥)



熱疲労設計を実施する応力レベルである400MPa領域では、初期欠陥支配となるため、溶接施工法(最大初期欠陥深さ)とPSIの精度(TOFD法等高精度PSI)の間に裕度交換が成り立つ見込みがある。

図 3.3-10 初期欠陥及び PSI の破損確率に対する影

3.4 破損確率計算結果の評価

破損確率の数値自体は、前節までの評価方法を用い計算することができるが、その数値自体がどの程度の信頼性をもち、今後その数値を使用しながら規格を作成していくことが妥当であるかどうかという判断は計算結果からはできない。そこで、2章で評価した品質レベルと比較することにより計算結果の位置づけを判断することとした。つまり、2章のA,B,C,Dの各品質レベルの代表選択肢として以下の組合せを考え、各組合せに対する品質点数と破損確率を比較することとした。示してある破損確率は、前節での計算結果から類推した破損確率のオーダーである。

- * 品質レベル A : 半球形キャップ
 応力=400MPa レベル 材料=特別仕様材(316FR) 製作=TIG
 PSI=UT ISI=RT
- * 品質レベル B : 皿型キャップ
 応力=600MPa レベル 材料=JIS(304) 製作=TIG
 PSI=UT ISI=なし
- * 品質レベル C : 平蓋キャップ
 応力=600MPa レベル 材料=JIS(304) 製作=SMAW(セットオン溶接)
 PSI=UT ISI=なし
- * 品質レベル D : 平蓋キャップ
 応力=800MPa レベル 材料=JIS(304) 製作=SMAW(隅肉)
 PSI=なし ISI=なし

対比結果を図 3.4-1 に示す。2章で求めた品質点数と本章で計算した破損確率は、ほぼ同等の傾向を示していると判断できる。つまり、A,B,C,Dの各品質レベルの違いは再現できており、そのレベルでの計算ツールとしての有効性は既に有していることがわかる。また、計算ツールとして今後さらに改良を進めていくことにより、さらに細かいレベルでの選択肢の違いを定量化できる可能性を持つとも判断できる。

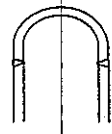
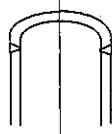
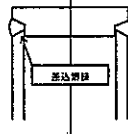
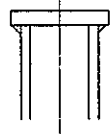
品質 レベル	形状	特徴(評価条件)	試設計 (品質点数)	破損確 率
A		TIG、400MPa PSI/ISI	22点	10 ⁻¹² 以下
B		TIG、600MPa PSI	18点	10 ⁻⁷
C		SMAW、600MPa PSI	12点	10 ⁻⁴
D		SMAW、800MPa	7点	10 ⁻²

図 3.4-1 品質点数と破損確率の傾向

参考文献

- [1] 「高速増殖実証炉高温構造設計方針(案)」 日本原子力発電(株) (1999)
- [2] 川崎信史, 浅山泰「システム化規格の開発(第4報)-確率論を用いた強度計算を目的とする材料の統計的性質: 316FR 母材材料強度-」 JNC TN9400 2002-017, 核燃料サイクル開発機構, (2002)
- [3] 「H12 年度発電用新型炉技術確証試験 調査報告書別冊「高温構造健全性評価指針(案)」」 電力中央研究所 (2001)
- [4] D.O.Harris, et al., Probability of pipe fracture in the primary coolant loop of a PWR plant volume 5, NUREG/CR-2189, Vol.5, NRC, (1981)
- [5] Jouris, G. M. and Shaffer, D.H. , Methodology for Initial Flaw Distribution, Nuclear Engineering and Design, 60, (1980)

4. システム化規格における要素技術の開発

4.1 荷重条件に関する検討

4.1.1 目的

システム化規格における信頼性評価のための要素技術として、破損確率評価を行う手法とあわせて荷重の発生確率の検討を実施している。これはこれまで研究が少ない熱荷重の発生確率分布について主に実施されており、その荷重の変動要因として、プラントシステムパラメータなどのばらつきを考慮した場合の評価法を検討している。荷重条件は、発生応力などを評価するための解析の条件となるが、システム化規格における破損評価のために必要となるのは発生応力の確率分布である。荷重条件の確率分布を考慮することにより発生応力の確率分布を推定する手法は既に検討が進められているが、発生応力の確率分布には、応力算定の計算・解析の不確定幅も考えられる。ここでは、熱荷重に対する発生応力の確率分布を想定する際に考慮すべき不確定因子について検討を実施し、システム化規格での荷重条件設定技術に資することを目的とする。

4.1.2 考慮すべき不確定因子の検討

熱荷重想定に対して設定した各因子の分散の妥当性とは別に、実際には系統解析のばらつきに大きな影響を与えるものとして、解析あるいは設計式等の数値算出法の不確定があげられる。これは、実機で検証するのが最も有効であるが、実機による検証が不可の場合は、解析手法の不確定性の導入を考慮することが考えられる。

系統設計解析の不確かさとしては、一般には境界条件や初期条件などの変動が大きな要因を占めるが、これはプラントシステム条件として設定する各因子の分散の形で含まれる。すなわち、荷重の確率分布として不確定を考慮しているため、不確定の考慮をさらに追加する必要性は小さい。

次に、これ以外に解析の不確かさを呼ぶ要因について検討を実施する。構造物の応答を考慮する場合、解析モデルにおける構造物と流体との境界の熱伝達率、物性値のばらつき等によるものが考えられる。これらは、ばらつきに対し現象的な変化すなわち物理的なメカニズムに基づいた変化が現れるものであり、プラントのシステムパラメータと同様変動要因として抽出し要因分析を実施すれば、それぞれの要因に対する影響度が計れると考えられる。従って、必要なもの、影響の大きいものについては影響因子として加えることができる。

これに対し、解析メッシュの大きさ、性能、解析プログラムによる差等によるばらつきが考

えられる。これらは、計算機の違い、プログラムの違い、メッシュ分割の違いなど現象的あるいは物理的には同一の物に対して差異を生ずるものであり、現象的な意味合いはない。これらについては、解析あるいは計算を実施することにより発生するばらつきとして何らかの考慮をする必要があると考えられる。

解析あるいは公式を使って設計する際には、意識して保守的仮定を設定することが行われる。例えば、境界条件の固定の方法を保守的に設定する、保守側の結果を与える構成則を用いる、2次元軸対称モデルでモデル化することにより保守側の結果が得られる等の設定である。これも、発生応力分布のばらつきあるいはズレを生ずる要因であり考慮する必要がある。ただし、これをあえて考慮しないことにより、「解析の安全率」といったものを確保する考え方も存在し、基準としてどのような思想を採用するか依存する部分である。保守的解析手法をそのまま採用する場合は、特に検討を要する項目はないため、ここで検討するものとしては、解析手法の保守性あるいはばらつきの程度がわかっている、あるいは設定できる場合に、保守的解析から現実に近い荷重発生分布を推定する方法である。

設計において簡易なモデル化を行う場合、一般的には保守的仮定を行う場合に近いと想定される。設計者がとくに考慮していない場合、同一の解析を実施しているにも関わらずばらつきが生ずるという点から、解析メッシュなどによるばらつきと同様に扱うことができると考えられる。これらについて表 4.1.2-1 にまとめて示す。

表 4.1.2-1 系統解析等により発生する不確定

不確定の要因	内容	対応の必要性
1. プラントシステムパラメータのばらつき	崩壊熱や、ポンプ性能、流量特性などのばらつきによる影響	従来検討している実験計画法による要因分析とモンテカルロ法の組み合わせにより発生荷重分布想定可能
2. 解析モデル上の不確定	構造物表面の熱伝達率、輻射率、材料のばらつきなどによる影響	基本的に、プラントシステムパラメータと同様に評価可能。影響度合いの大きいものについて因子として抽出する。
3. 計算手法による不確定	解析メッシュの大きさ、メッシュ性能、解析プログラムによる差、計算機の差等によるばらつき。物理的には同一の物に対して差異を生ずるもの	ばらつきの影響を別途考慮する必要がある。 安全率（設計係数）として考慮するのも一例。 4. 項に含まれるとする場合もあり。
4. 意識して保守的にモデル化したことによるズレ	境界条件の固定の方法を保守的に設定する、保守側の結果を与える構成則を用いる、保守的となるとわかって2次元軸対称でモデル化する場合など。	安全率的に考え、そのままにする場合追加考慮の不要。 保守側になる程度、ばらつきの度合いなどが推定できる場合で、保守的手法から実際の挙動に近い発生荷重分布を得ようとする場合、対応が必要。

4.1.3 発生応力の推定における不確定因子の考慮方法

(1) 概要

システム化規格検討では、製作から検査などを含む広い範囲で健全性を確保する思想に立ち、その中で裕度交換等を実現することを目指している。その中では裕度などを統一的に表現する指標が求められ、リスクや破損確率といった確率分布を用いた評価がその候補として検討されている。

そのためには、損傷、発生応力といったものを確率分布として表現することが必要となるため、熱荷重による発生応力を確率分布として表現する手法の検討が実施されてきた。

図 4.1.3-1 に示すように、各種のプラント条件の変動の影響が応力などにどのように影響を与えるかについては、従来実験計画法を用いた手法などが検討されている。この結果、プラント条件の変動と応力等の関係が求められることとなるが、実際に発生する応力はどのような確率で分布するかはわからない。実際のプラント条件は、図 4.1.3-2 に示すように各種の確率分布で発生すると考えられる。これらの確率分布が入力条件となった場合の発生応力の確率分布がどのようになるかがシステム化規格では必要となる。これについては、平成 13 年度の検討等において中間熱交換器容器内のガス巻き込み防止構造を例に、また、系統熱過渡設計用熱流動・構造統合解析手法の開発(サイクル機構)において中間熱交換器管板を例に、実験計画法による要因分析とモンテカルロ法を組み合わせ、当該部応力の発生確率分布を求める手法が検討されている。これらに対しては、有識者による委員会等において、解析手法等システムパラメータ以外の不確定幅の考慮の必要性が指摘されている。システムパラメータ等以外の物理現象に起因しない計算法による誤差などについて、「解析結果のばらつき」あるいは「解析の不確かさ」として考慮することで荷重条件から得られる結果のばらつきへの影響を把握する手法を例題を用いて検討する。

(2) 解析のばらつきを考慮した熱荷重発生確率分布の算定法

ここでは、系統熱過渡設計用熱流動・構造統合解析手法の開発において検討されている中間熱交換器管板を例に検討を進める。手法の成立性検討を行う観点から、プラント条件の確率密度分布については適宜分布形状を仮定した検討がなされているが、もっとも実機に近いと想定される条件について、解析のばらつきを追加考慮する場合と比較する。検討に用いた管板の構造及び評価位置を図 4.1.3-3 に示す。評価対象部位は発生応力の大きい胴管板接合部②及びリムーリガメント境界④部を評価部位とする。

上記モデルに対し、プラントの制御パラメータなど当該部の熱過渡及び発生応力に影響が有ると考えられる因子について、表 4.1.3-1 に影響因子とそのノミナル条件及び設計で考慮するふれ幅を示す。

これについて実験計画法を用いて整理、検討がなされており、影響因子の要因効果が分析されている。ここでは、この結果から得られる伝達関数を用い、影響因子の変化度合いと発生応力を結びつける。実際に発生する応力の確率分布は、このプラント条件と応力の関係(伝達関数)を用い、これに図 4.1.3-2 に示すモンテカルロ法を用いた手法を当てはめることにより作成する。これにより、想定した因子の確率分布形状を得る。図 4.1.3-2 に示すように、影響因子であるプラント条件はある確率分布を持って発生すると考えられる。表 4.1.2-1 に示した範囲で発生することは確定しているとして、その分布がどのようなかについて検討されている。ここでは、まず図 4.1.2-4 に示す矩形分布(一様分布)と正規分布を考える。矩形分布は、ある範囲内では発生する確率が同一であり、範囲内で任意に設定できる設定値などの場合が考えられる。従って、上限と下限を因子の想定範囲の上下限とする。正規分布は、一般的な確率分布であり、ノミナル値を狙って設定したものが不随意のばらつきなどにより変動するものと考えられる。圧力損失などが設計値に対し実際にはばらつくといった場合など多くの場合が想定される。その他、分布形状としては指数分布、ワイブル分布、三角分布など多数の状況が考えられるが、ここでは上記 2 つの分布を中心に検討されている。実際のプラントの条件に近いと思われる条件が想定されているが、その中でポンプトリップ遅れ時間については、ノミナルの 1 秒から最大 3 秒まで遅れる可能性があるとしており、この中間の値を中心とした正規分布とは言いにくい。1 秒を達成するよう設計がなされると想定され、遅れが発生する確率は 3 秒に近づくに従い漸減すると想定される。そのため、1 秒から 3 秒に漸減する関数を想定すべきであり、候補としては三角分布、指数分布などがある。指数とする場合の定数の意味づけなどが現状では曖昧であるので、ここではもっとも単純に 1 秒の発生確率が高く、3 秒の発生確率が低い三角分布として検討が実施されている。また、表 4.1.3-1 に示されるふれ幅の設定根拠からみると系統圧損など設計値から不随意にずれてしまうものと、設定誤差として設定値がある幅でずれるものがみられる。どちらも正規分布となると考えることもできるが、圧損などの誤差は狙った値を中心にはばらつくものであるのに対し、設定値は人間がその幅のいずれかを同一の確率で選ぶ可能性があると考えることができ、従ってここでは、設定誤差がふれ幅の要因になっている、トリップ後の SG 給水温度及びトリップ後の SG 給水流量を矩形(一様)分布として設定している。正規分布について

は、図 4.1.3-4 に示すように、中央値から上限あるいは下限までの幅が片側 3σ であると仮定して標準偏差を設定した。設定した上下限を表 4.1.3-3 に、この検討結果を図 4.1.3-5 に示す。

次に、解析のばらつきについて考慮を加える方法について検討する。解析がばらつく要因としては、プラントシステムパラメータや解析モデルにおける構造物と流体との境界の熱伝達率、物性値のばらつき等と、解析メッシュの大きさ、性能、解析プログラムによる差等が考えられる。前者は、ばらつきに対し現象的な変化すなわち物理的なメカニズムに基づいた変化が現れ、プラントのシステムパラメータと同様変動要因として抽出し要因分析を実施すると、それぞれの要因に対する影響度が計れる。従って、必要なもの、影響の大きいものについては影響因子として加えればよい。一方後者は、計算機の違い、プログラムの違い、メッシュ分割の違いなど現象的あるいは物理的には同一の物に対して誤差を生じ、現象的な意味合いはない。これを考慮する方法としては、システムパラメータなどの影響のばらつきに対し得られる応力に、解析のばらつきを乗ずることで考慮することが可能と考えられる。

すなわち評価する応力 σ は

$$\sigma = f(x_1, x_2, x_3 \dots) \times g_{FEM}$$

$f(\)$: 伝達関数

$x_1, x_2 \dots$: 影響因子の値

g_{FEM} : 解析の誤差関数

となる。

図 4.1.3-6 に示すように影響因子と伝達関数から得られる値と解析誤差の分布を用いてモンテカルロ法を用いることにより、解析のばらつきも考慮した応力の確率分布が得られる。解析のばらつきとしては、有限要素法解析の一般的なばらつきといわれている $\pm 10\%$ 程度を今回考慮した。解析結果のばらつきは、結果に対する倍率として表す。すなわち、解析結果に 0.9 倍から 1.1 倍の値をランダムに乗ずることとなる。解析結果のばらつきの確率分布としては、一般的分布である正規分布と 0.9 倍から 1.1 倍まで発生確率がまったく同一に生ずる矩形分布を検討対象とした。分布形状は、図 4.1.3-4 と同様に設定した。

上記で検討した解析のばらつきは、いわゆる計算誤差と呼ばれるものであるが、これとシステムパラメータのような影響因子によるばらつきのほかに、一般に解析においては「保守的モデル化」というばらつきが考えられる。例えば、境界条件の固定の方法を保守的に設定する、保守側の結果を与える構成則を用いる、2次元軸対称モデルでモデル化することにより保守

側の結果が得られる等といった保守的な設定である。既に解析の不確定の中に「保守側」という要素がはいっており、これにさらに保守側のばらつきを想定することは過度に保守側の想定となる。解析が保守側ということは、解析によるばらつきの上限を包絡していると考えられたため、中心を1としたばらつきではなく、最大値を1にしたばらつき(保守側に設定されているという前提)として評価すれば良い。解析のばらつきとしては、上記と同様有限要素法解析の一般的なばらつきといわれている $\pm 10\%$ 程度あるとし、これを $+0\%$ 、 -20% として考慮した。すなわち、解析結果に0.8倍から1.0倍の値をランダムに乗ずることとなる。解析結果のばらつきの確率分布としては、一般的分布である正規分布と発生確率がまったく同一に生ずる矩形分布を検討対象とした。分布形状は、図4.1.3-4と同様に設定した。

レファレンスケースを合わせて5ケースについて、2ヶ所の評価部位における応力発生分布形状への影響を確認する。確率分布の想定と解析のばらつきの幅を表4.1.3-2、表4.1.3-3にシステムパラメータと合わせて示す。モンテカルロ法の施行回数は10,000回とする。

(3) 検討結果

検討結果を図4.1.3-7～図4.1.3-10に示す。また、そのときの結果を分析した統計値を表4.1.3-4に示す。

評価部位②あるいは評価部位④においても、解析のばらつきの発生確率を矩形分布とすると、その形状の影響が結果の分布にも現れ、矩形分布に近い分布となることがわかる。標準偏差もレファレンスに比べ大きくなり、応力分布の発生確率のばらつきが大きくなるのがわかる。

解析のばらつきの発生確率を正規分布とするときは、発生応力の確率分布もほぼ正規分布となるが、レファレンスに比べ標準偏差が大きく応力分布の発生確率のばらつきが大きくなることは、解析のばらつきに矩形分布を仮定した場合と同様である。解析のばらつきについて、分布形状のデータは得られていない。また、1つの部位については解析プログラム、メッシュ、計算機が固定されれば、解析結果のばらつきもある点に偏った分布になると想定される。いろいろなパターンの解析に対しては、10%高めの答えが出たり、10%低めの答えが出たりするが、問題を1つに絞るとどこかを中心とした狭い分布になると考えられる。この点から考えると、分布としては正規分布が近いと考えられるが、標準偏差については大きく取ることで高応力側の発生確率が高まるので保守的と考えられる。

次に、ケース3及びケース4として実施した解析方法が保守的として設定されている場合

の結果であるが、解析のばらつきの分布形状の影響(矩形分布とするか正規分布とするか)は、それぞれケース1、ケース2と同様の傾向を示す。ケース1とケース3及びケース2とケース4の分散を比較するとほとんど同程度であり、解析のばらつきとして想定した確率分布の影響は同様に現れることが確認される。異なるのは、平均あるいは中央値がケース3及びケース4では小さくなるという点である。これは発生応力の最大範囲が、ケース1、ケース2ではレファレンスに対し大きくなっているのに比べ、ケース3及びケース4ではレファレンスとほぼ同一であることにもつながっている。すなわち、ケース3及びケース4はレファレンスに比べばらつきは大きくなるが、最大値は変わらないという状態が表されており、レファレンスが保守的解析法に基づいて実施された保守的結果である場合、包絡すべき最大値は変わらず、解析誤差によるばらつきの分だけ分散が大きくなっているという結果であり、保守的解析が採用されている場合にさらに解析誤差を考慮する方法として妥当な結果が得られていることがわかる。ただし、ケース3、ケース4はレファレンスに比べ、発生応力の分布が低めに見積もられるため、レファレンスが意識して「保守的」に設定されている場合以外は採用すべきではない。

表 4.1.3-1 I H X 手動トリップにおける影響因子の設定値

影響因子	条 件	ノミナル値	パラメータ値	
			MAX値	MIN値
崩壊熱		ノミナル条件の崩壊熱	プラス側誤差 10%、カロリメ トリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×1.1×1.02	マイナス側誤差 15%、カロリ メトリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×0.85×0.98
1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		6.5 秒	8 秒(原電データ)	5.5 秒
2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)		45 秒	50 秒	40 秒
1次側トリップ後整定流量		15%	系統圧損誤差 10% を考慮 15×1.1≒17%	系統圧損誤差 10% を考慮 15×0.9≒13%
2次側トリップ後整定流量		15.3%	16.8%	13.8%
トリップ後のSG給水温度		240℃	圧力設定誤差+2kg/cm ² を考 慮 +3℃	圧力設定誤差-2kg/cm ² を考 慮 -3℃
トリップ後のSG給水流量		25%	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 +3%	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 -3%
ポンプトリップ遅れ時間		1 秒(原電データ)	3 秒(原電データ)	-

表 4.1.3-2 影響因子の確率分布想定

因子		レファレンス	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
A	ポンプトリップ遅れ時間	三角分布	同左	同左	同左	同左
B	崩壊熱	正規分布	同左	同左	同左	同左
C	1次ポンプ流量半減時間	正規分布	同左	同左	同左	同左
D	2次ポンプ流量半減時間	正規分布	同左	同左	同左	同左
E	1次ポンプポニーモータ流量	正規分布	同左	同左	同左	同左
F	2次ポンプポニーモータ流量	正規分布	同左	同左	同左	同左
G	トリップ後のSG給水温度	矩形分布	同左	同左	同左	同左
H	トリップ後のSG給水流量	矩形分布	同左	同左	同左	同左
I	解析のばらつき	—	矩形分布	正規分布	矩形分布 保守的解析 考慮	正規分布 保守的解析 考慮

表 4.1.3-3 設定した上下限

パラメータ		下限	上限
A	ポンプトリップ遅れ時間	1	3
B	崩壊熱	0.833	1.122
C	1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)	5.5	8
D	2次 Na 流量半減時間 (定格流量 → 整定流量)	40	50
E	1次側トリップ後整定流量	0.13	0.17
F	2次側トリップ後整定流量	0.138	0.168
G	トリップ後のSG給水温度	237	243
H	トリップ後のSG給水流量	0.2425	0.2575
I	解析のばらつき (保守的解析考慮)	0.9 0.8	1.1 1.0

表 4.1.3-4 計算結果 (評価部②)

		ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
試行回数	10,000	10,000	10,000	10,000	10,000
平均値	346.22	346.07	345.98	311.43	311.9
中央値	346.24	345.85	345.85	311.04	311.88
標準偏差	2.46	20.13	11.83	20.11	11.63
分散	6.04	405.09	140.03	404.23	135.14
最小範囲	335.23	305.96	296.35	272.22	262.28
最大範囲	354.68	386.53	398.78	353.24	354.01

計算結果 (評価部④)

		ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
試行回数	10,000	10,000	10,000	10,000	10,000
平均値	495.60	500.28	500.21	450.27	450.22
中央値	495.86	500.09	500.27	450.28	450.47
標準偏差	5.31	29.09	17.12	29.22	16.96
分散	28.20	846.31	293.04	853.7	287.69
最小範囲	475.42	442.43	440.46	394.24	386.6
最大範囲	512.84	558.43	566.32	510.86	514.36

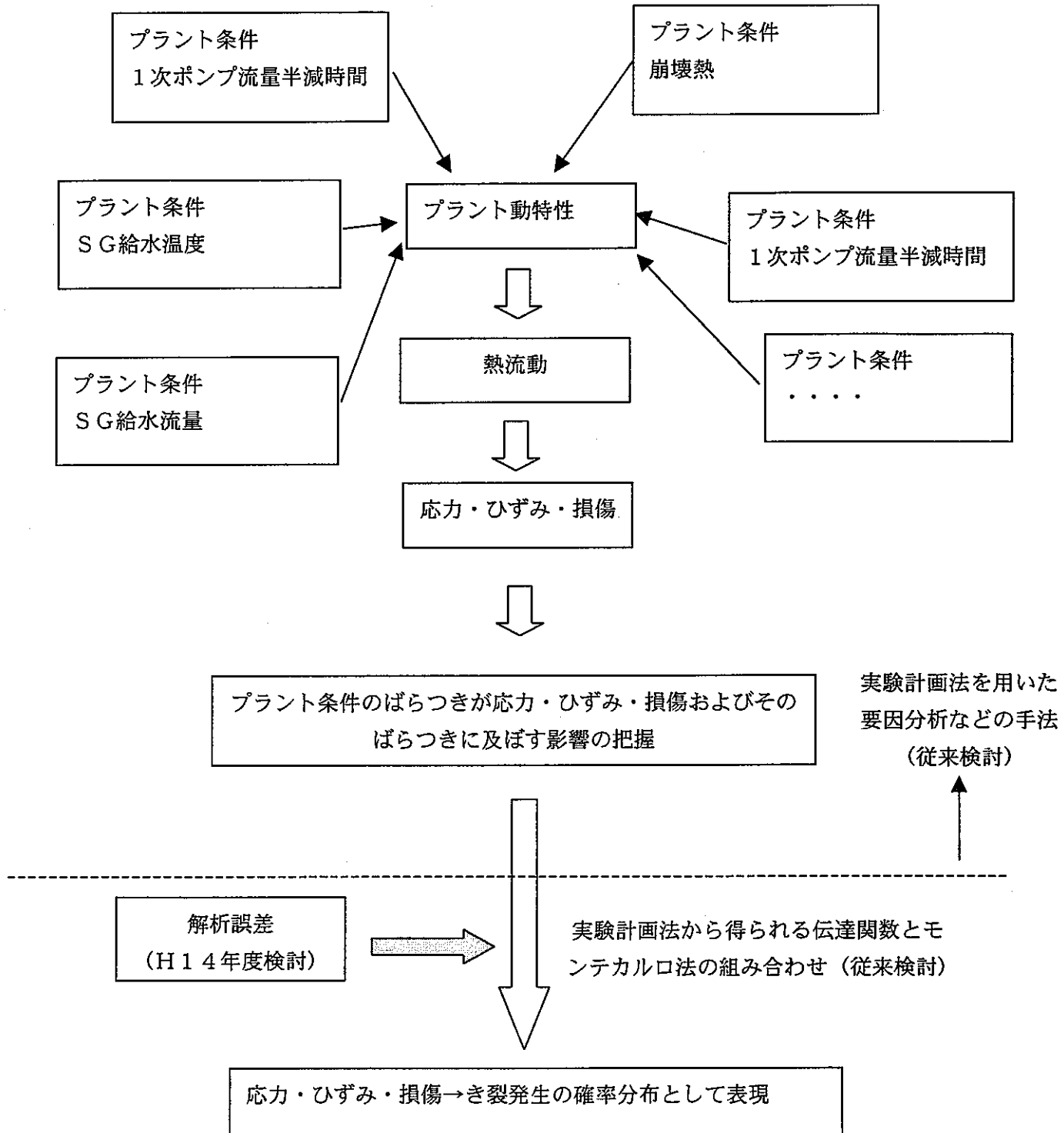


図 4.1.3-1 システム化規格において熱荷重に対する破損確率評価法設定の考え方

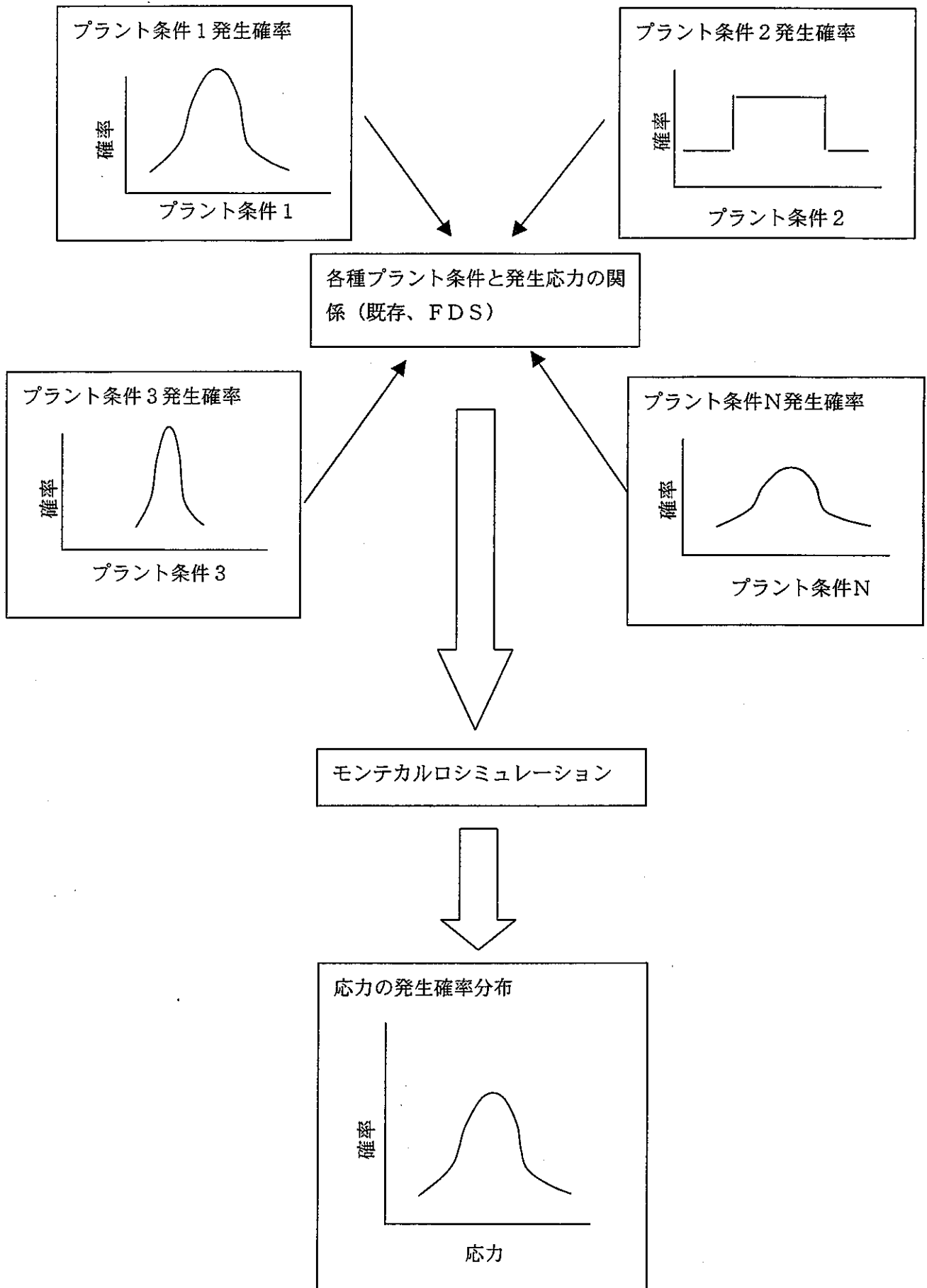


図 4.1.3-2 プラント条件の確率分布から発生応力の確率分布を算定する概念

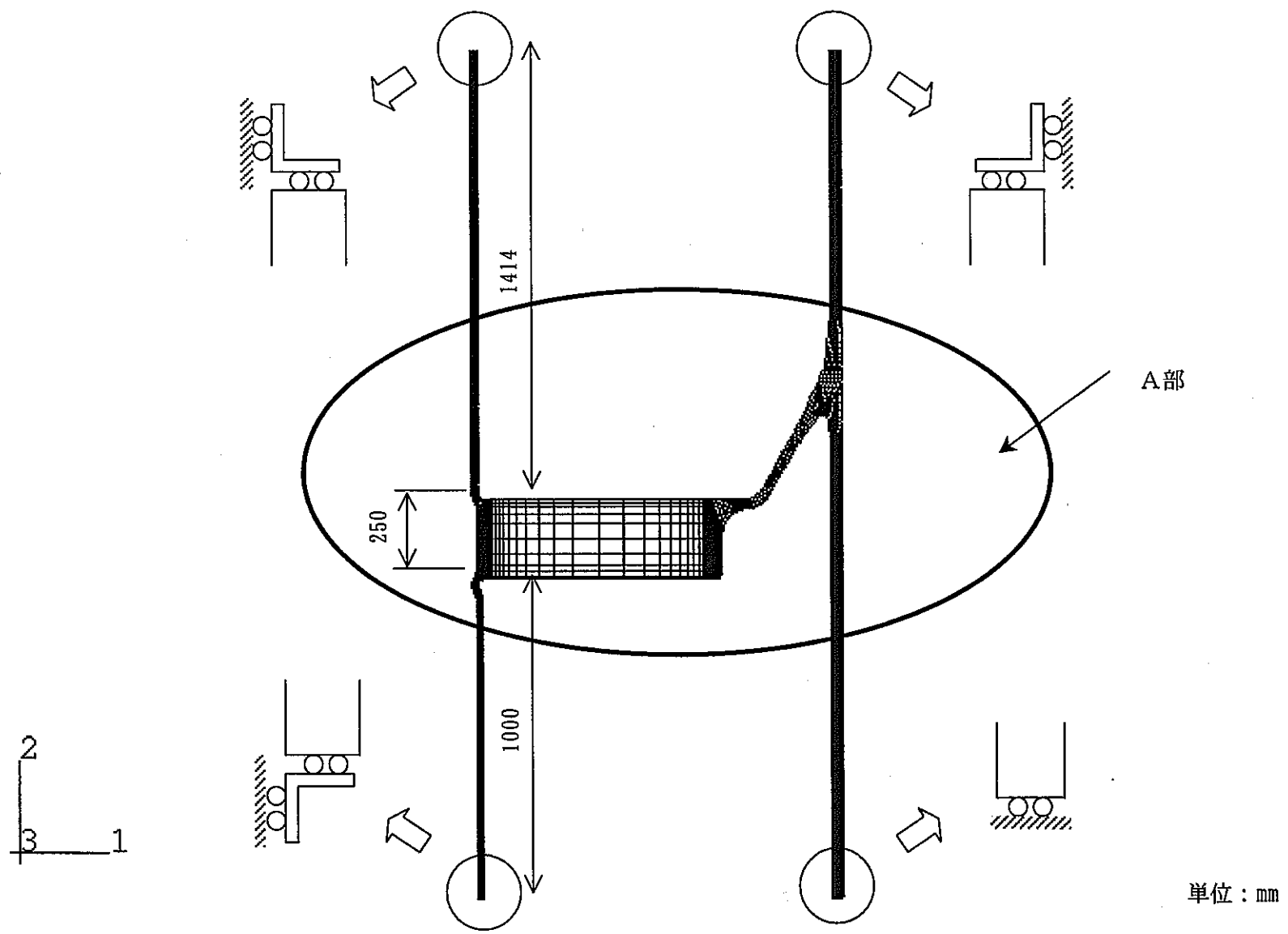


図 4.1.3-3(1) 解析モデル及び端部境界条件

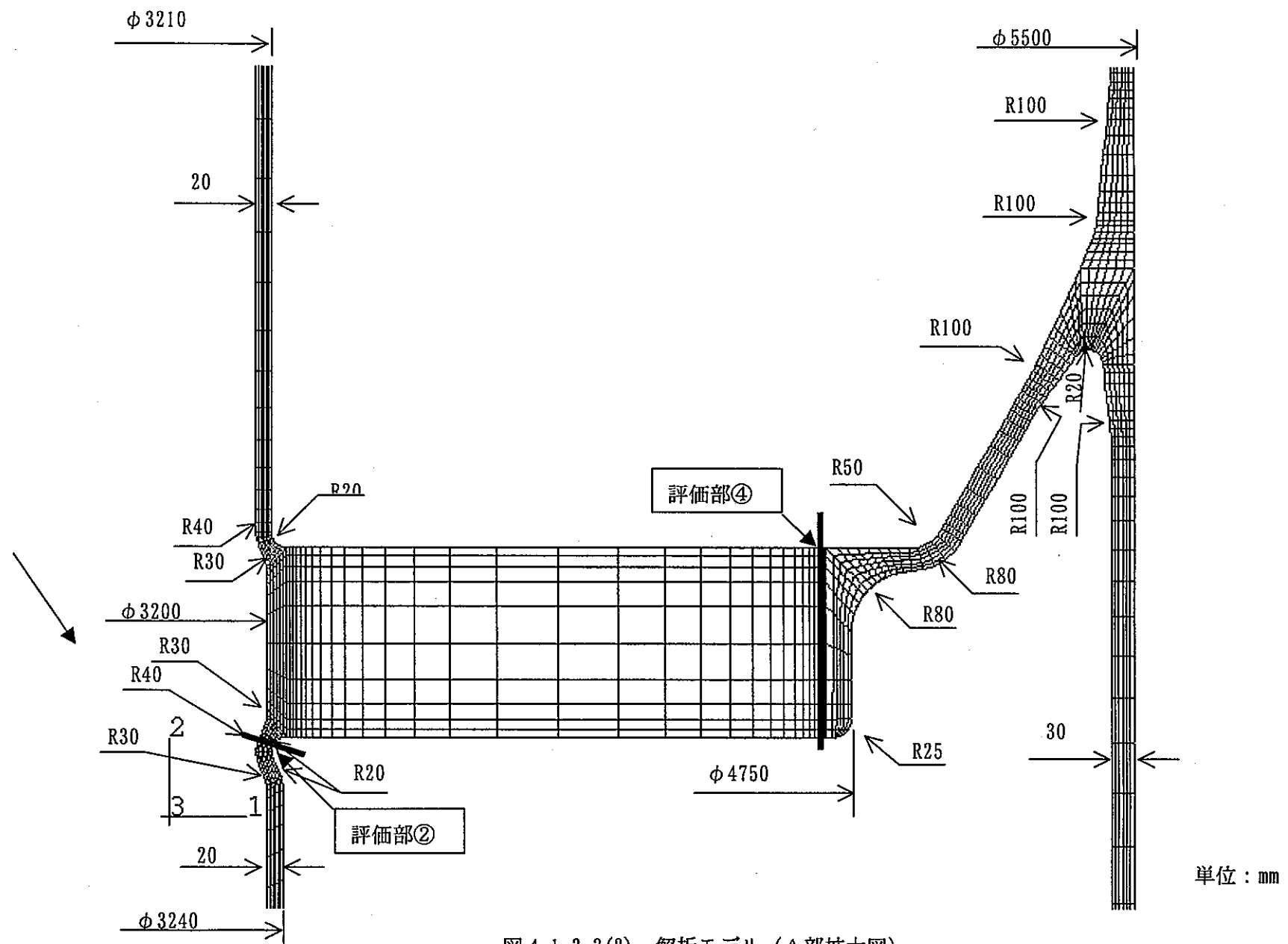
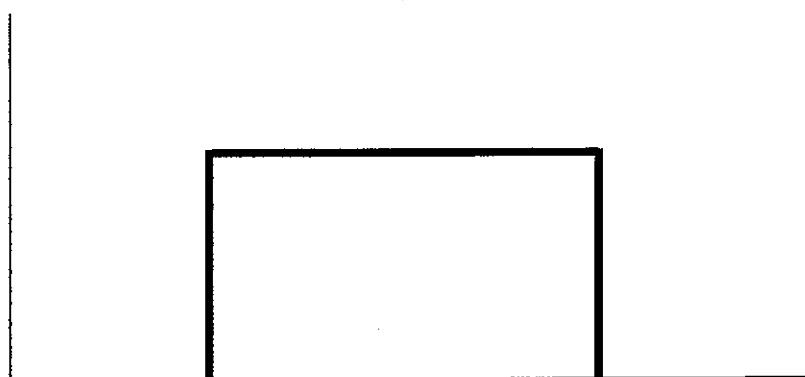
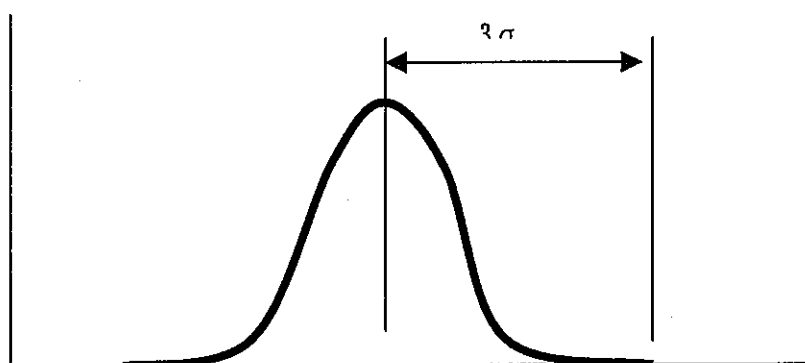


図 4.1.3-3(2) 解析モデル (A部拡大図)



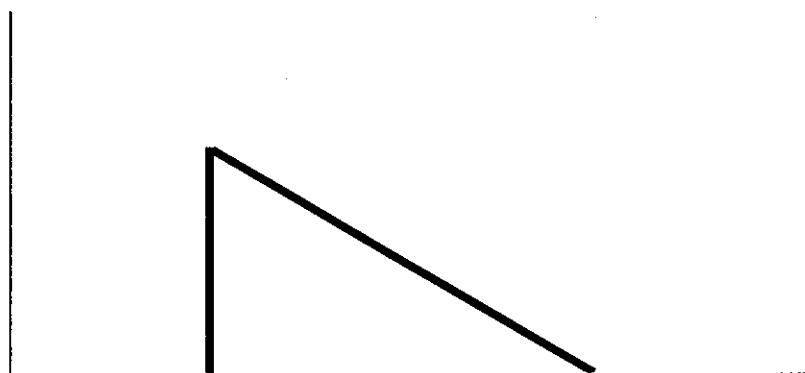
下限 上限

(a) 矩形分布



下限 上限

(b) 正規分布



下限 上限

(c) 三角分布

図 4.1.3-4 影響因子の発生確率分布の想定

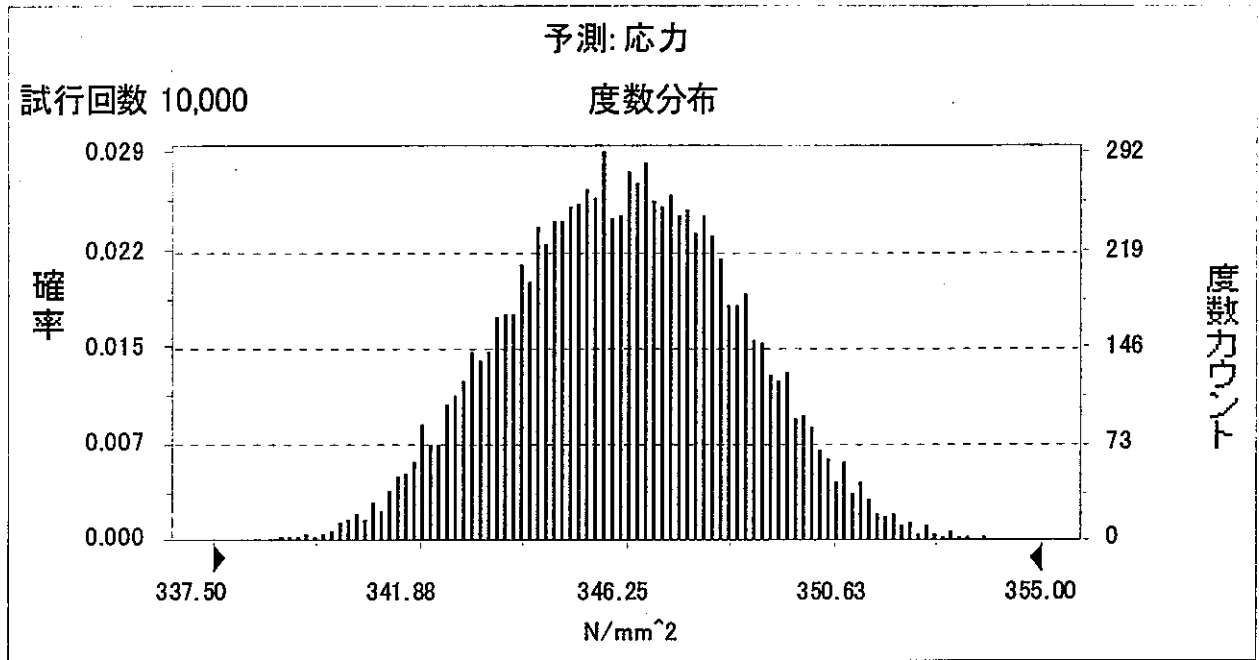


図 4.1.3-5 (1/2) 発生応力の確率分布 (評価部②)

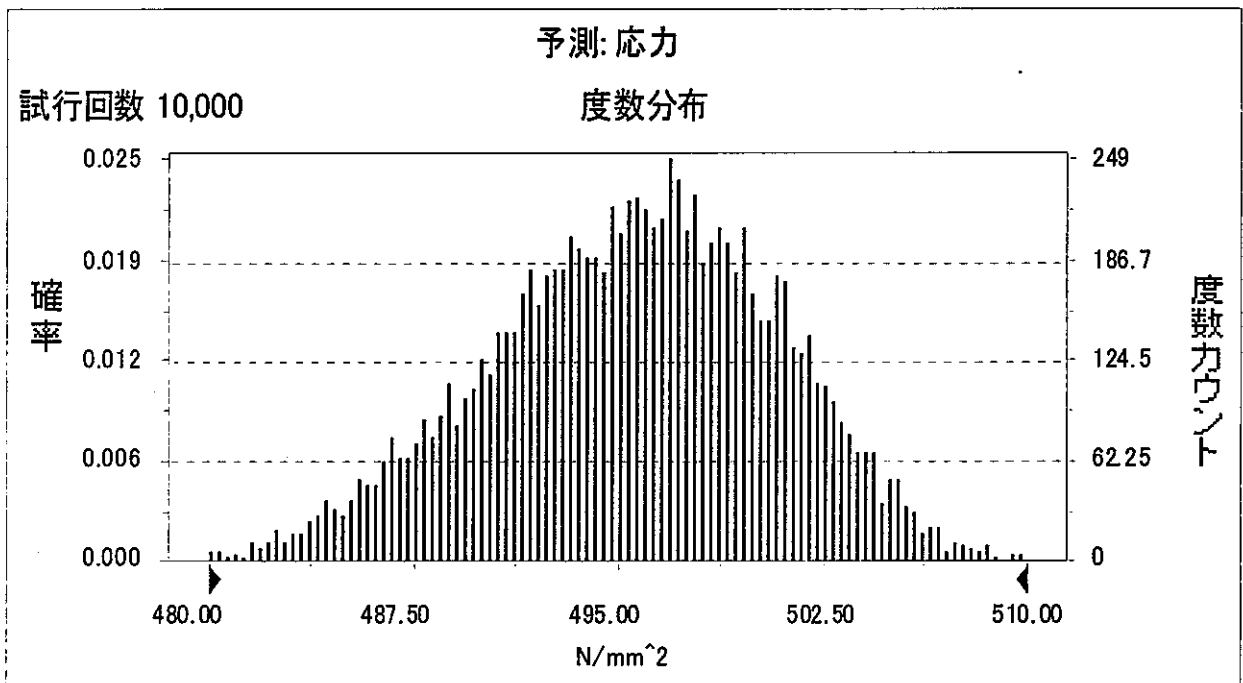


図 4.1.3-5 (2/2) 発生応力の確率分布 (評価部④)

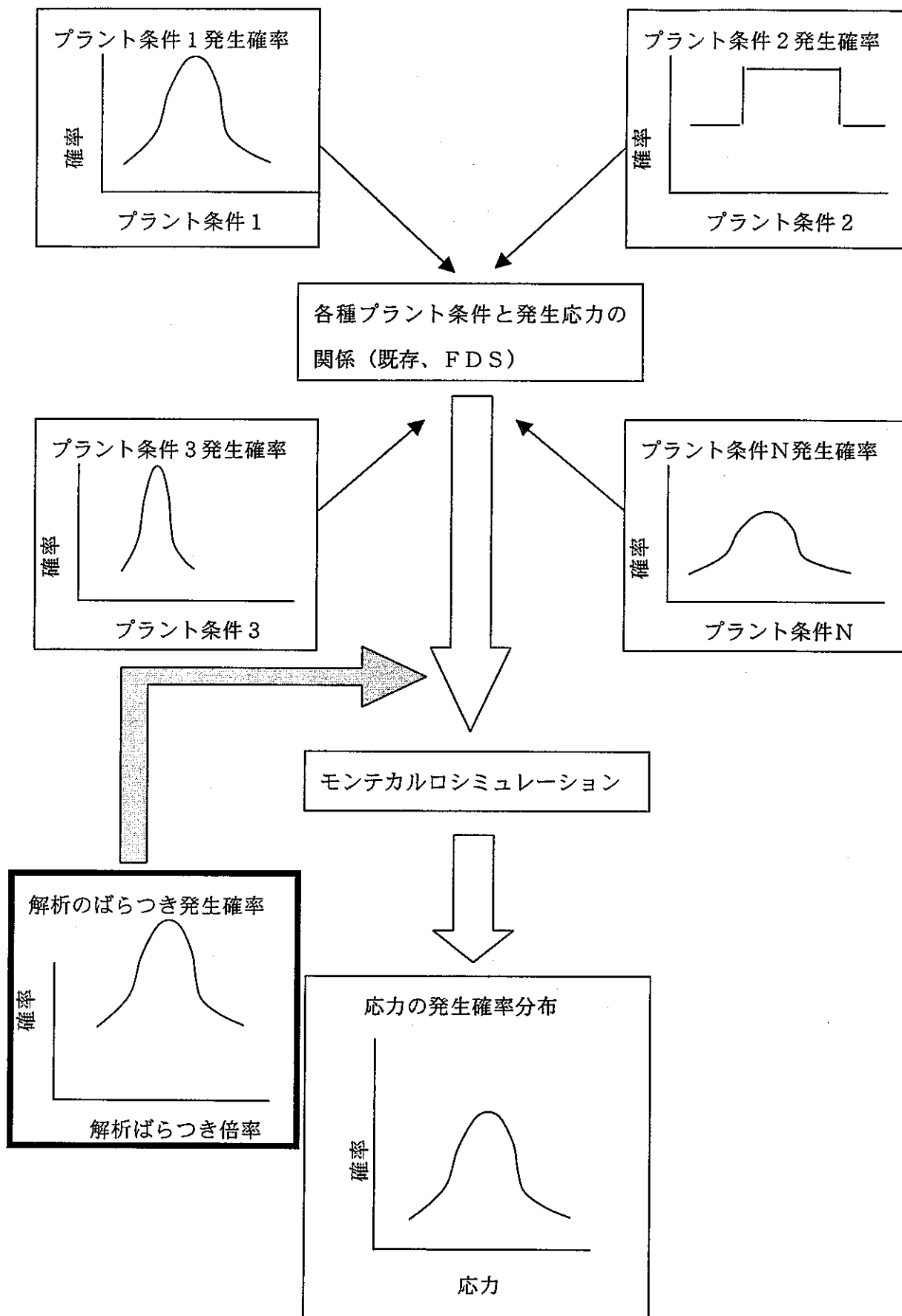


図 4.1.3-6 解析のばらつきを考慮した発生応力の確率分布を算定する概念

試行回数 10,000

度数分布

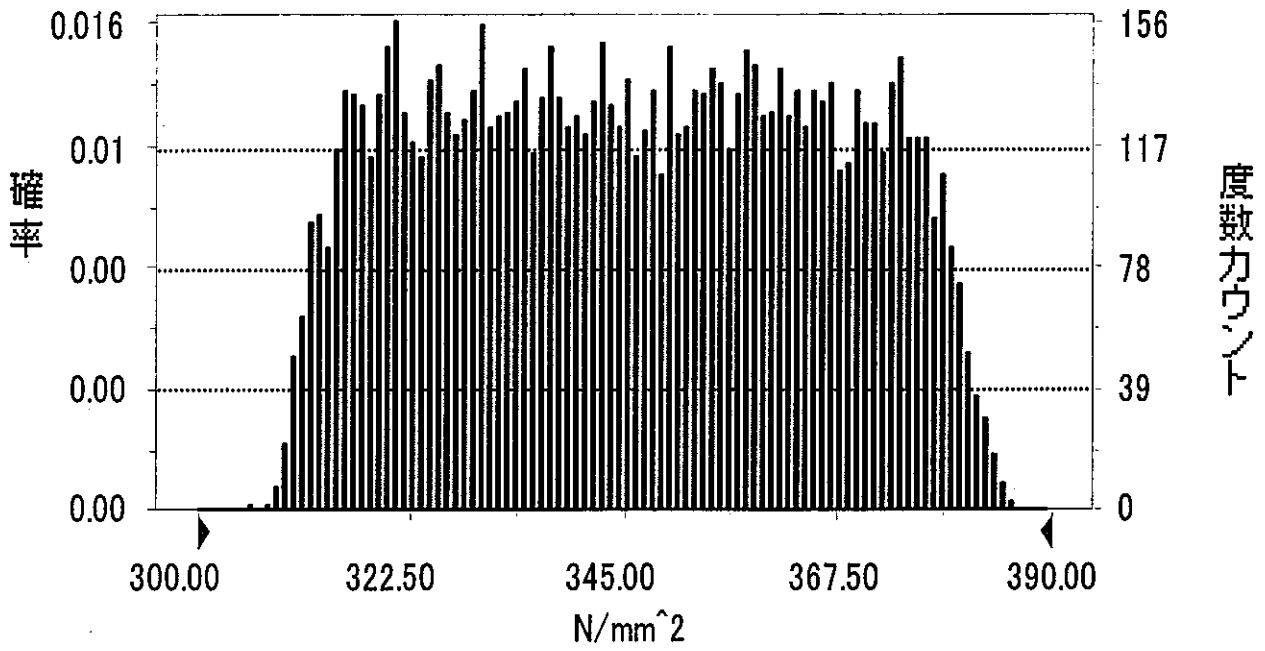


図 4.1.3-7(1/2) ケース1 発生応力の確率分布 (評下部②)

試行回数 10,000

度数分布

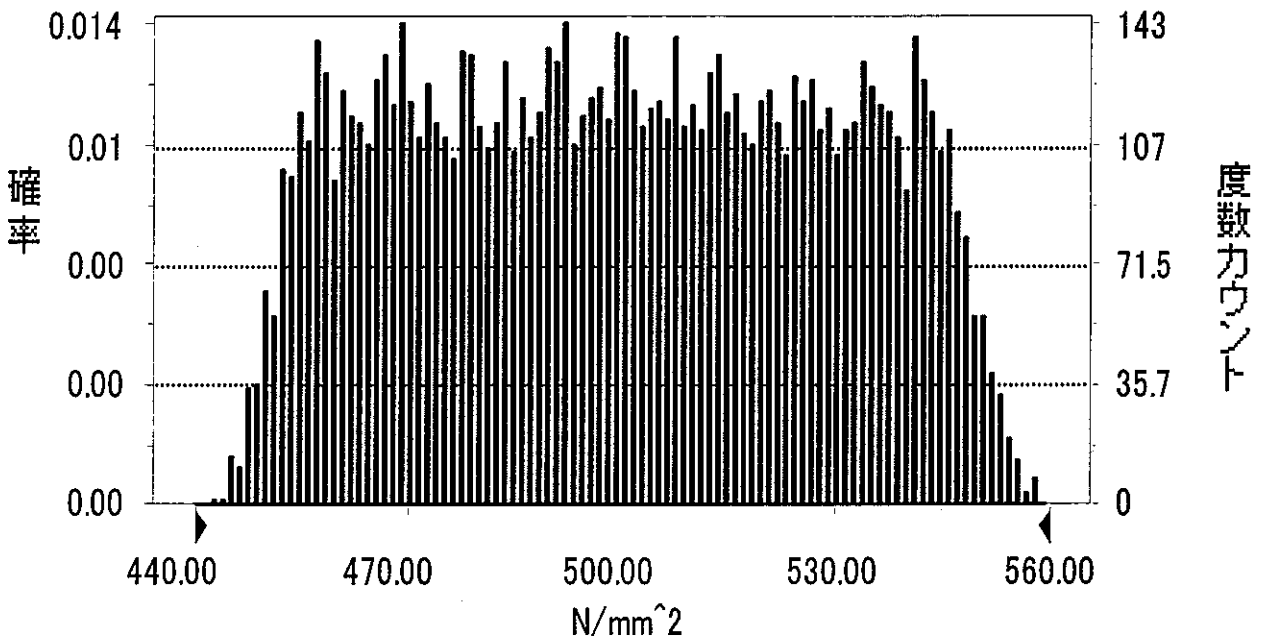


図 4.1.3-7(2/2) ケース1 発生応力の確率分布 (評価部④)

試行回数 10,000

度数分布

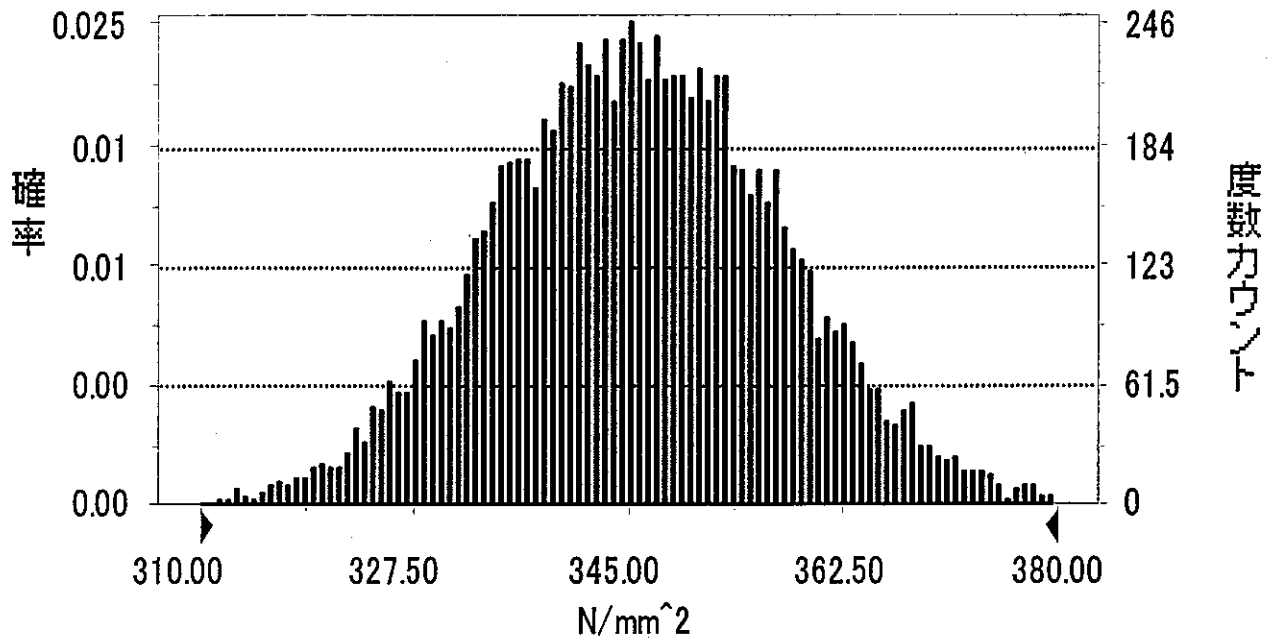


図 4.1.3-8(1/2) ケース 2 発生応力の確率分布 (評下部②)

試行回数 10,000

度数分布

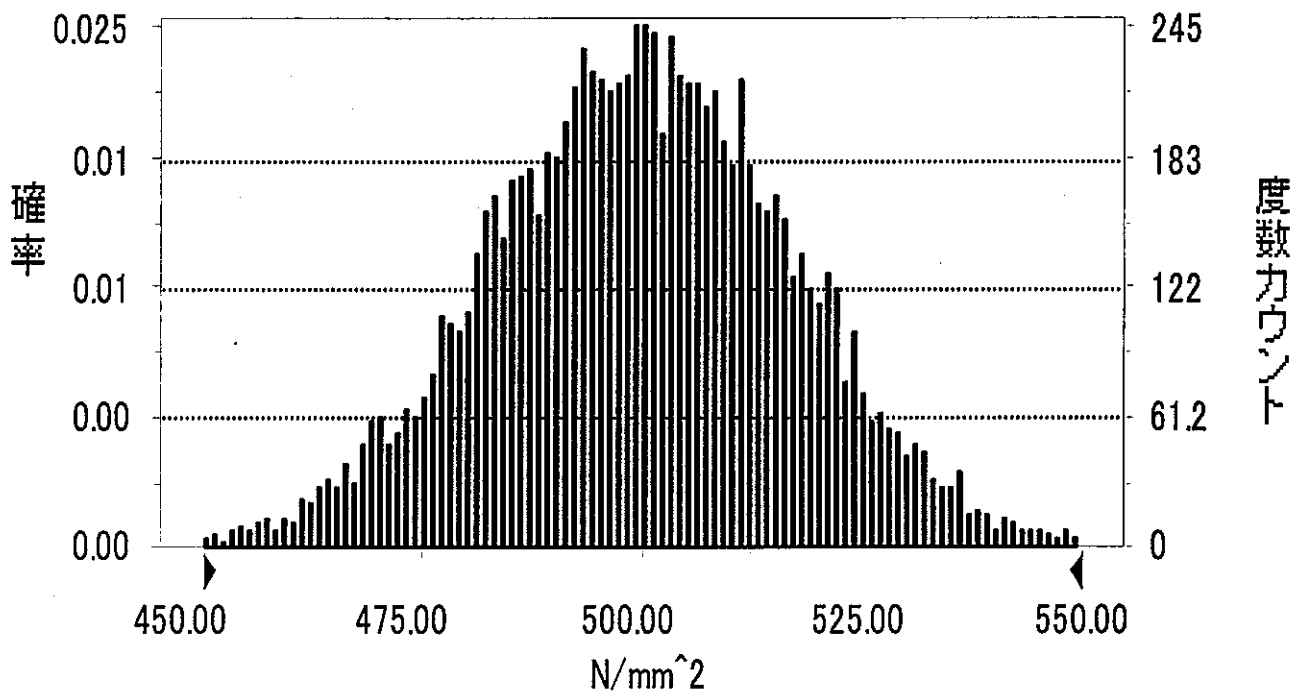


図 4.1.3-8(2/2) ケース 2 発生応力の確率分布 (評価部④)

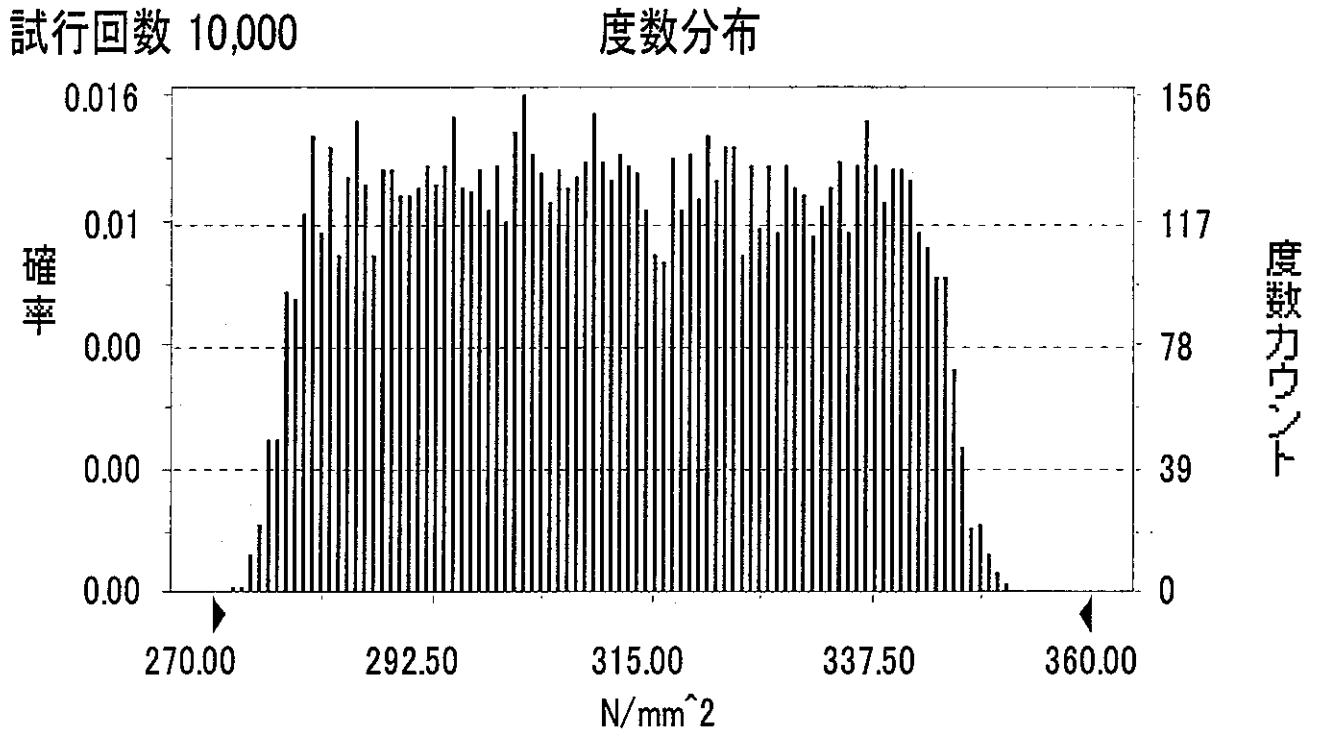


図 4.1.3-9(1/2) ケース 3 発生応力の確率分布 (評下部②)

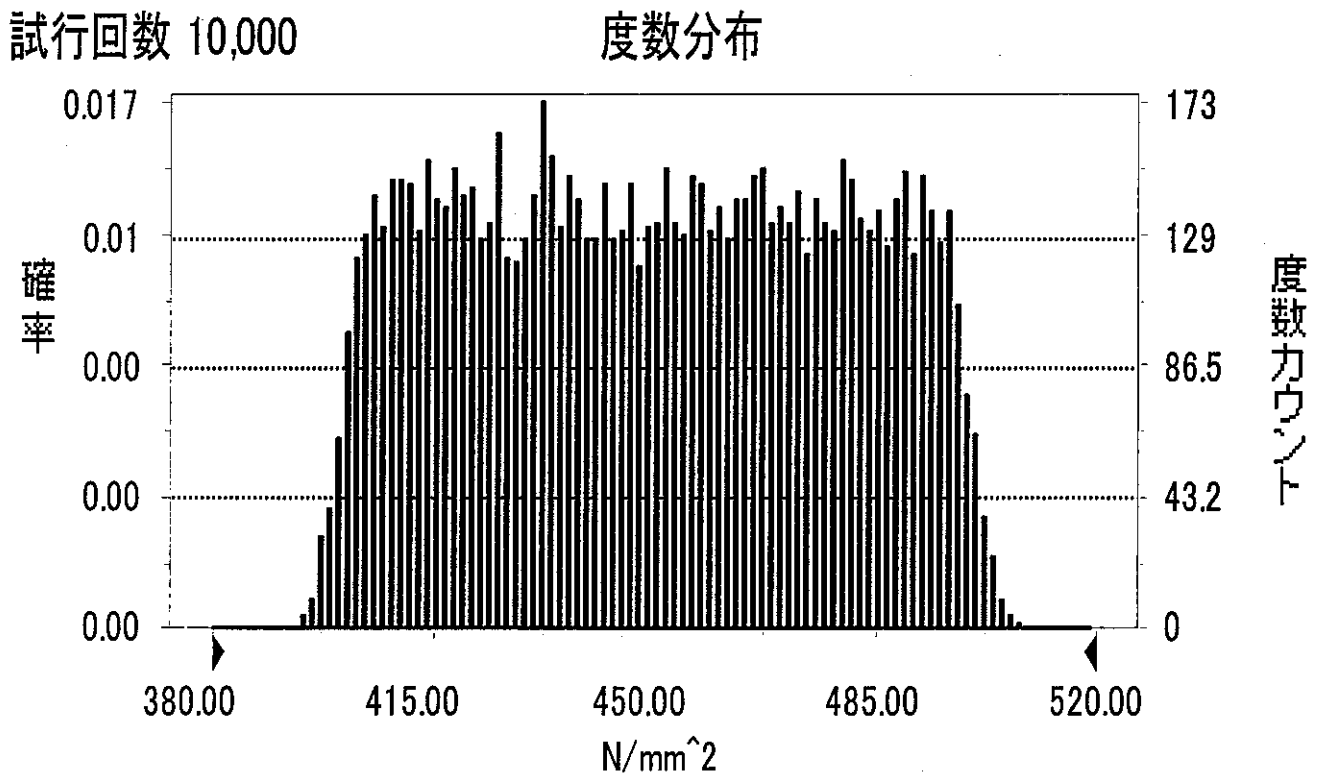


図 4.1.3-9(2/2) ケース 3 発生応力の確率分布 (評価部④)

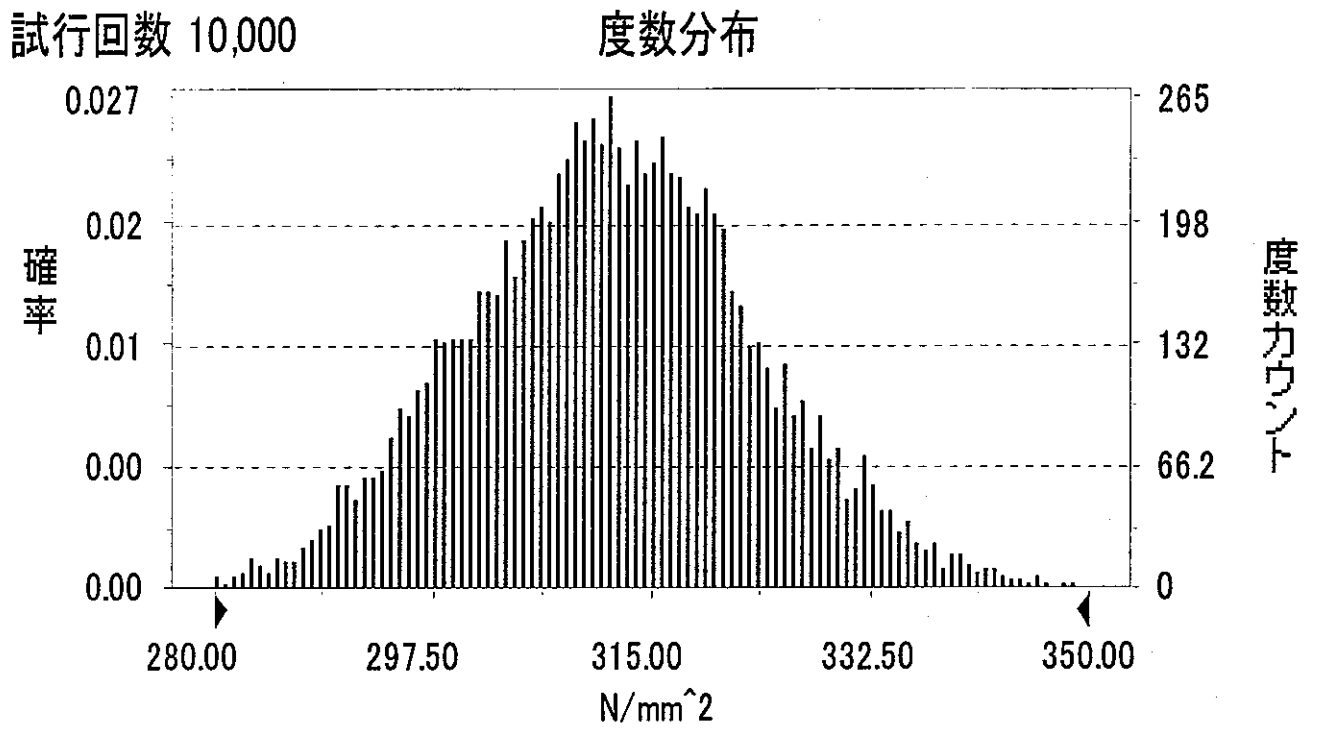


図 4.1.3-10(1/2) ケース 4 発生応力の確率分布 (評下部②)

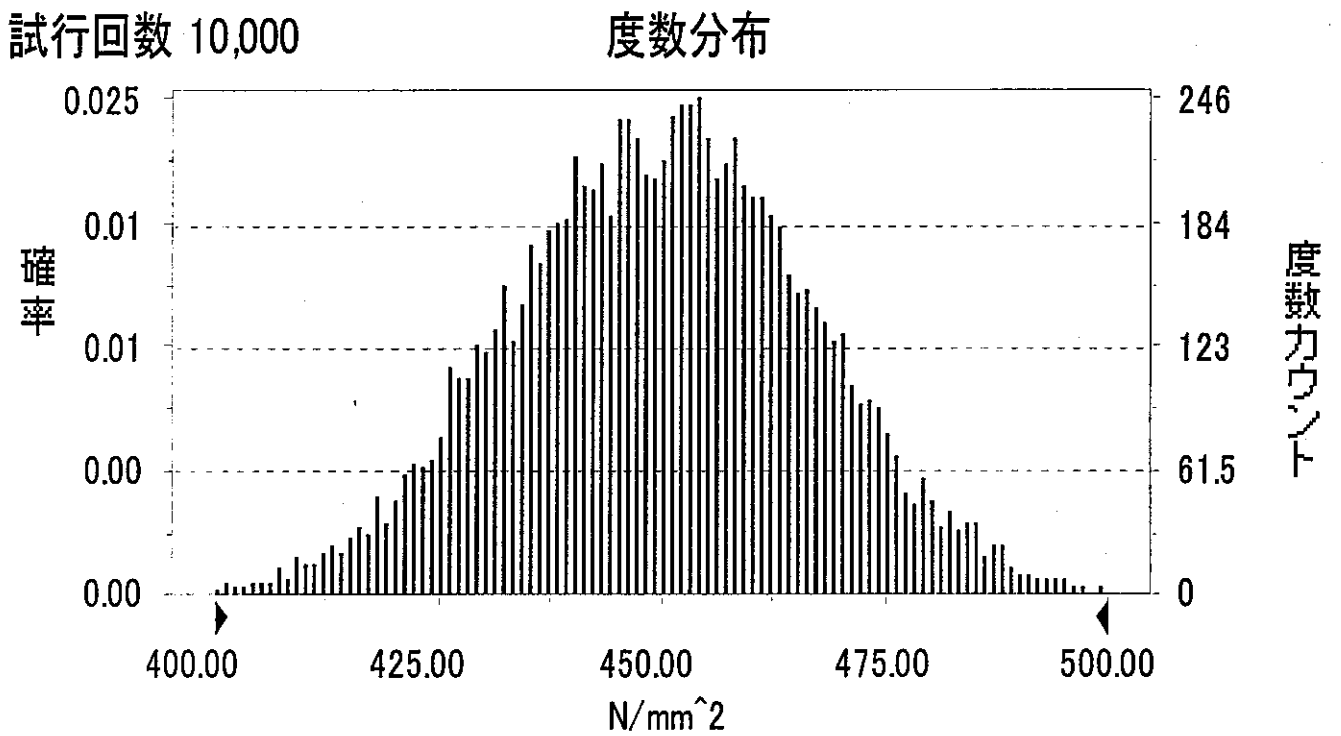


図 4.1.3-10(2/2) ケース 4 発生応力の確率分布 (評価部④)

4.1.4 システム化規格との対応

4.1.3 項までの検討から、荷重想定に関し考慮すべき不確定とその手法について検討してきた。システム化規格の荷重想定法として設定する場合、荷重設定法自体が不確定幅を考慮したものとなっている部分、すなわちプラント条件のばらつきなどと解析・計算に関わるばらつき、いわゆる計算誤差等に関連するものに大別される。

これらの取り込み方の1案を表4.1.4-1に示す。表4.1.4-1からわかるように、設計者がモデル化をどのように考えて実施したかによって、ばらつきの考慮の仕方を変えるべきである。図4.1.4-1にシステム化規格における不確定考慮の流れの案を示す。各種のばらつきをすべて考慮して荷重条件を設定する場合以外は、何らかの考慮が必要な形となっている。プラントシステムパラメータのばらつきを考慮しない場合は、荷重条件として確率分布を考慮することをしないという前提に立っていると考えられるので、荷重は決定論的に決定される。これに対しては、システム規格側において安全率を設定するなどの対応が必要と考えられる。

解析モデル上の不確定や計算手法による不確定を考慮しない場合については、想定荷重に対し1つは大きめの分散を強制することにより保守性を損なうことなく荷重の確率分布を想定することができる。その場合、強制されるばらつき(分散)は考慮していないばらつきの程度によって分けられるべきであり、解析モデルの不確定を考慮しない場合は、計算手法による不確定も加え合わせたより大きなばらつきを強制することとすべきである。

もう1つの方法として考えられ、かつ一般的に実施されると思われるのは、モデル化において保守側にモデルを作成することである。得られる荷重が保守側であることから、これをさらに保守側に設定する不確定は考慮する必要がないが、保守的解析モデルによって平均値(あるいは中央値)、最大値がすでに保守側の値となるペナルティが課せられている。より合理的な設計を実施するために、モデル化などのばらつきを考慮するか、簡易な設計法を選ぶかは設計者の選択である。

表 4.1.4-1 荷重の不確定とシステム化規格の関係 (案)

不確定の要因	内容	対応の必要性	システム化規格との関係
1. プラントシステムパラメータのばらつき	崩壊熱や、ポンプ性能、流量特性などのばらつきによる影響	従来検討している実験計画法による要因分析とモンテカルロ法の組み合わせにより発生荷重分布想定可能	ばらつきを含む荷重を想定法を採用することで考慮される。
2. 解析モデル上の不確定	構造物表面の熱伝達率、輻射率、材料のばらつきなどによる影響	基本的に、プラントシステムパラメータと同様に評価可能。影響度合いの大きいものについて因子として抽出する。	ばらつきを含む荷重を想定法を採用することで考慮される。ばらつきを考慮しない場合 3 項と同様に扱う。
3. 計算手法による不確定	解析メッシュの大きさ、メッシュ性能、解析プログラムによる差、計算機の差等によるばらつき。物理的には同一の物に対して差異を生ずるもの	ばらつきの影響を別途考慮する必要がある。安全率(設計係数)として考慮するのも一例。4. 項に含まれるとする場合もあり。	4 項との区別を行う。 4 項に該当しない場合、計算誤差の分布を考慮する。
4. 意識して保守的にモデル化したことによるズレ	境界条件の固定の方法を保守的に設定する、保守側の結果を与える構成則を用いる、保守的となるとわかって 2 次元軸対称でモデル化する場合など。	安全率的に考え、そのままにする場合追加考慮の不要。 保守側になる程度、ばらつきの度合いなどが推定できる場合で、保守的手法から実際の挙動に近い発生荷重分布を得ようとする場合、対応が必要。	保守側設定であるので、計算のばらつきを追加して考慮する必要はない。

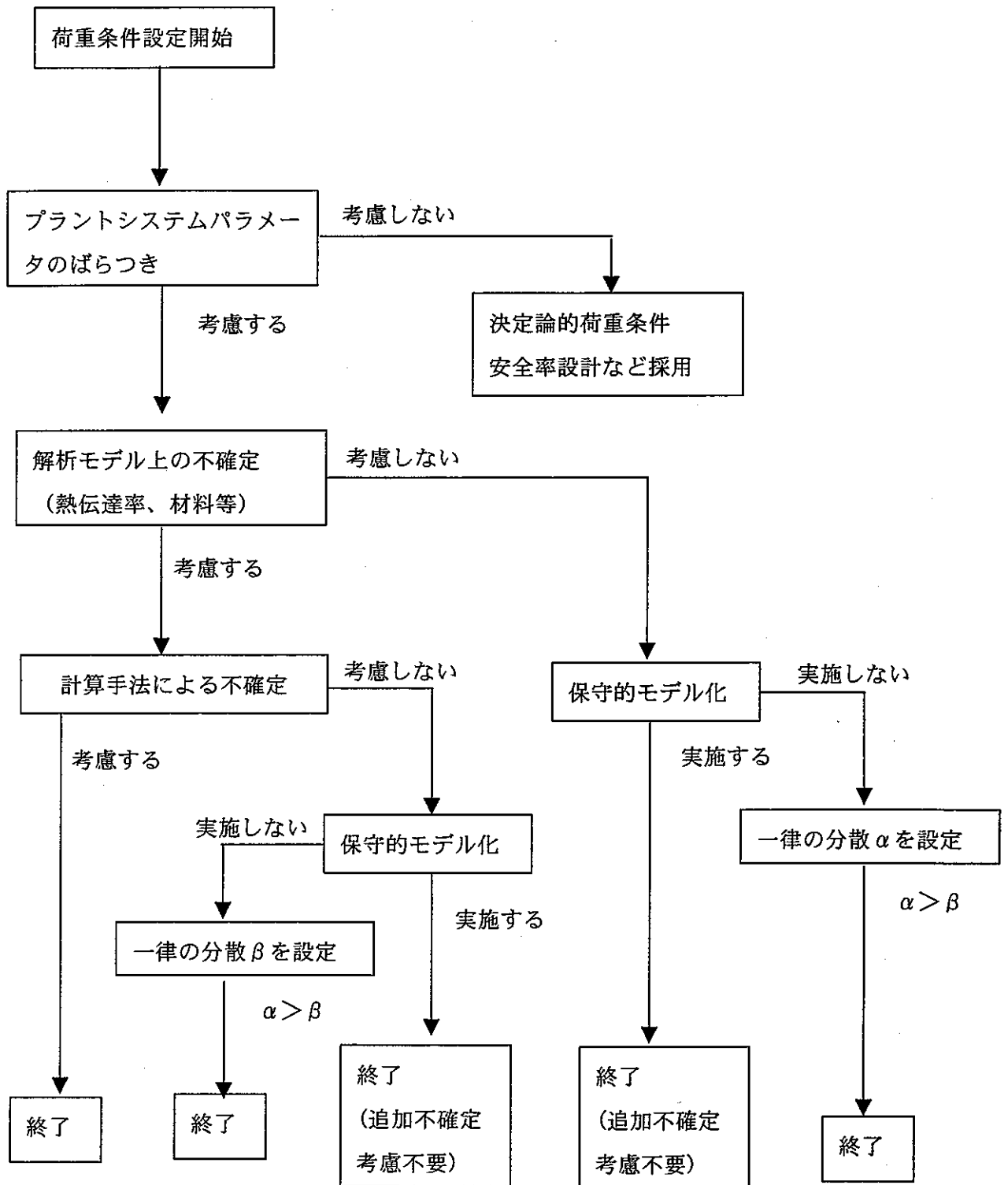


図 4.1.4-1 システム化規格における不確定考慮の流れ

4.1.5 まとめ

熱荷重想定法の不確定要因について検討し、課題として得られた解析のばらつきのうち、いわゆる計算誤差と呼ばれるものについて考慮した発生応力の確率分布を求める方法を検討し、手法の実現性と結果の傾向を確認した。

保守側のモデル化など、設計法あるいは設計者の設計思想と関連する部分があるが、システム化規格で採用すべき基本的な考え方を整理し提案した。

4.1.6 今後の課題

解析モデルや、計算誤差に起因する不確定幅について、これを詳細に考慮しない荷重設定をする場合に、包絡的なばらつきを付与すべきであることを4.1.5項までに示したが、具体的設定値を決定していく必要があると考えられる。

全ての場合において演繹的に係数を設定することは困難であるが、代表的なケースのばらつきをデータベースとして、想定されるばらつきについて考慮した場合と、これを係数等で設定した場合との比較から、包絡的な係数を設定して行く必要があると考えられる。

解析モデル上の不確定に関しては、いくつかの代表的な対象について熱伝達率や材料定数などのばらつきを考慮した検討を行い、設定することが可能と考えられる。解析メッシュなどの単純な差によるばらつきについても、代表的コードや異なるメッシュなどでのベンチマークからある程度のばらつきを設定することができる。

詳細熱流動解析と1次元動特性解析モデルを用いる場合の比較のように、容器内流動を考慮するかどうかといった根本的に異なる設計方法の考慮や非弾性解析のように解析手順(負荷の順番など)に起因する差などは、必ずしも熱荷重の不確定からのみ決まるものではないが、評価に必要な荷重としては不確定を有するものであり、システム化規格として考慮すべき課題と考えられる。現状最も現実的な考え方としては、本検討でも確認された保守的モデル化の考え方及びその採用があげられる。

4.2 材料に関する検討

4.2.1 目的

本検討の目的は、FBR プラントの材料、設計前提事項、設計、製作・使用前検査、運転、供用期間中検査、評価、補修・取替のすべてを範囲とするシステム化規格を策定し、コスト削減、高性能化、長寿命化を実現するために寄与しうる構造・材料分野における技術を調査し、その開発課題と効果を評価した上で、その詳細な研究開発計画の作成に資することである。

本研究は上記のうち、材料に係る課題及び対応方法を整理し、システム化規格の部分規格規定作成に反映することである。平成 13 年度までは、システム化規格における主要基本確率変数の 1 つである材料強度に関して、データベースが充実している 316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼を対象として、材料の仕様と強度及び特性のばらつき等の関係を明確にした。本年度は、平成 13 年度までに検討した以外の材料及びシステム化規格の材料に関する規定作成に必要な材料強度以外の重要な課題に関して、現状と考え方を整理した。

4.2.2 ミルシート等管理関連区分の検討

(1) 材料区分

材料に関する選択肢としては、材料成分・熱処理(材質 1)、製造方法(材質 2)及び品質保証があげられる。高速炉に使用される構造材料は、規格認定された材料であることを前提(まだ規格化されていない新材料は、何らかの方法で規格化されることとする)と考える。

a. 材料成分・熱処理(材質 1)

材料成分・熱処理(材質 1)の選択肢としては、規格材仕様(規格としては、JIS、告示 501、ASME、ASTM、DIN 等種々あるが、ここではこれら各種規格を代表して JIS と表記する)が基準となる。

JIS に対し、その範囲内で成分及び熱処理に関してのさらなる絞込条件を追加して(特別仕様と称す)強度の向上及びばらつきの限定を行い、高信頼性を確保する選択肢及び成分や熱処理を全く規定しない JIS 以外の選択肢がある。

316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼に対する成分・熱処理の絞込み(特別仕様)の範囲及び効果については平成 13 年度までに検討し、選択肢としての特別仕様効果の可能性を明らかにしている。

b. 製造方法(材質 2)

製造方法(材質 2)の選択肢としては、圧延、鍛造、鋳造、製管等がある。通常製品形状と

して板、管、棒、特殊形状等があるが、これら製品形状の材料特性は、圧延、鍛造、鋳造、製管等の製造方法により左右される。したがって、材質としては製造方法が選択肢となる。製造方法の選択は、信頼度レベル、適用部位の製品形状、大きさ、個数等とコストを総合的に考えて選択するものである。

316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼に対する製造区分と材料特性の関係については平成 13 年度までに検討し、選択肢としての製品区分の可能性を明らかにしている。

c. 品質保証

品質保証は、前述の材質 1 及び材質 2、さらには製品検査や材料管理に関しての特別仕様の追加(原子力級等)等を保証するレベルに対する選択肢である。保証される対象レベルは、すべて JIS を基準にさらに仕様を追加したものである。追加仕様の保証は個別に協議されるべきものではあるが、ミルシートに追加記載されるのが一般的である。通常 JIS であることを保証するものとしてミルシートと製品に打刻される刻印がある。

(a) ミルシート

ミルシートは材料ヒートの成分・熱処理、製造方法及び材料の強度特性等の実力値を示すものであり、その材料ヒートの設計許容値あるいは材料強度基準に対しての位置付け及び特別仕様追加の場合は要求満足の可否を把握するには必須のものである。通常は規格を満足している JIS 材であることを示すためには、成分分析及び許容値を満足していることを確認する機械試験の実施が必須であり、この試験成績結果がミルシートに記載されるものである。したがって、JIS 材には必ずミルシートが添付されているものである。

しかしながら、場合によっては大板から切断した余材とか在庫品等で管理上の手違い等で材料部材に対応するミルシートが無い場合も有りうる。この場合、(JIS 材は材料部材に JIS 刻印がある場合を前提としているので) JIS 仕様を満足していることは保証されるが、別途材料試験を実施しない限り、実力値については把握することできない。

(b) 刻印

刻印は、その材料ヒート(製品)そのものが JIS 材であることを示すもので、JIS 材であることを保証する最低限の条件である。

例えば、厚さ 30mm の板材を圧延で製造する場合の大きさは幅 2m-長さ 6m とする。この場合、製造時の板に JIS であることの刻印が複数箇所に打刻されているが、この材料を数枚に切断した場合に刻印がされていない部分が出てくる。この打刻されていない部分の材料は JIS 材であることを保証されない。したがって、このような場合は、(適切な立会いの

もとで)刻印の移し替え(切断後部分への打刻)を行うことが JIS であることを保証する必須条件である。

(2) ミルシート等管理に関する区分

上記材料区分の組み合わせとしての材料管理の観点からの選択肢としては、下記の3項目があげられる。

- a. ミルシート無し JIS 材 (規格名のみ。刻印あり前提)
- b. ミルシート有り JIS 材 (そのヒートの JIS 仕様に対する実力値把握可能)
- c. ミルシート有り JIS 材+特別要求 (ミルシートへ反映。要求品質レベル満足材)

現在、高速炉構造材料として考えられる鋼種と区分との現状を表 4.2.2-1 に示す。表 4.2.2-2 は区分化された材料と適用範囲(重要度区分)との関係例を示す。

(3) 今後の課題

今後の課題としては、上記の材料区分と信頼性の関係を把握することである。信頼性の指標としてはデータのばらつきと平均特性(引張、クリープ強度)から設定することで、その方法の検討が必要となる。手順としては、まずデータバンドが引ける鋼種及びデータ数の可否(数と質)について調査・整理し、可能な鋼種についての指標を検討する。

表 4.2.2-1 高速炉構造材料として考えられる鋼種の区分化の案

鋼種	ミルシート無し*2 JIS*1	ミルシート有り JIS*1	ミルシート有り JIS*1 +特別要求*3
2.25Cr-1Mo 鋼		告示	BDS*4
改良 9Cr-1Mo 鋼		ASME、火力基準	DDS (FBR 仕様)
12Cr 鋼 (HCM12A)		ASME、火力基準	FBR 仕様 HCM12A*5
SUS304 鋼		告示	BDS*4
SUS316 鋼		告示	BDS*4
SUS321 鋼		告示	BDS*4
316FR 鋼		SUS316	DDS
12Cr 系鋼	—	新材料規格化材*6	FBR 用新材料*6

- *1 : 規格材 (ASTM、ASME、DIN 等でも可)
- *2 : 分散購入品、在庫品等 (刻印あり全体)
- *3 : 仕様 (成分、熱処理等) 絞りこみ、材料特性仕様追加等
- *4 : 成分絞りこみによる高温強度許容値 (FBR 原型炉仕様)
- *5 : 検討中
- *6 : 将来の新材料規格化材

表 4.2.2-2 材料区分と適用範囲 (重要度)

		ミルシート無し*2 JIS*1	ミルシート有り JIS*1	ミルシート有り JIS*1+特別要求*3
重要度	高	—	—	○
	中	—	○	○
	低	○	○	—
	Non.	○	○	—

- *1 : 規格材 (ASTM、ASME、DIN 等でも可)
- *2 : 分散購入品、在庫品等 (刻印あり全体)
- *3 : 仕様 (成分、熱処理等) 絞りこみ、材料特性仕様追加等

4.2.3 付加的な試験に関する検討

(1) 付加的な材料試験の位置付けと試験の種類

JIS や告示に規定されている仕様及び許容値を満足しているか否かは、ミルシートで確認可能である。また、BDS や DDS 等で規定している高温強度についても、特別仕様としてミルシートに記載し確認することは可能である。また、材料区分化や特別仕様による材料の許容値を設定する場合は、それ相当の時間が必要であり、材料区分化や特別仕様確認のための試験が実施され、その結果として、設計前に許容値等が設定される。したがって、ここでの付加的な材料試験とは、設計に用いられる材料強度基準等を変えることなく、製造段階以降に合理的な効果を得られると考えられる試験として検討する。

付加的な材料試験としては、下記が考えられる。

a. 実機使用ヒート材の比較的短時間試験

製品に使用される材料の購入時にそのヒートを用いて実施する試験で、特別仕様の確認及び長時間強度外挿のためのデータ取得にもなり、ミルシートに記載可能な範囲での試験時間が望ましく、1,000 時間程度のクリープ試験、高ひずみ範囲高温疲労試験などが対象となる。

b. 実機ヒート材の長時間試験

製品に使用される材料の購入後にそのヒートを用いて、実機運転に先行して実施する長時間試験であり、その結果は維持段階に反映する。機器製作段階からの試験が実施可能なので、10,000 時間以上のクリープ試験やクリープ疲労試験が対象となり、その結果は維持段階に反映される。

c. 特殊環境や特殊条件下で使用される材料の特種特性の確認

特種環境や特種条件で用いられる材料に対する付加試験としては、製品に使用される材料の購入時にそのヒートを用いて、それぞれの特性に対する実力値あるいは特性予測に必要なデータを取得することを目的に実施する試験である。例えば、配管材料の破壊靱性試験や破壊靱性把握の目安を得るのに簡便な方法である衝撃試験等がある。これらは、LBB に対する実力値評価の事前把握等に反映される。

(2) 試験結果の反映

付加的試験の結果が設計段階まで戻り、設計変更にまで至るのは合理化の観点からは影響が大きすぎ、非現実的である。したがって、結果の反映としては、製造段階から供用中維持段階が適用範囲となる。その反映方法としては、下記が考えられる。

a. 製造時での適用

製造時での適用例としては、特別仕様を付加せずに、特別仕様強度を期待して設計し、設計時での最少肉厚材を購入することとした場合の付加試験による確認があ

る。可能性としては、購入材が期待強度に足りないことが有り得るので、この例は、維持の範囲で適用することになる。

b. 維持段階

付加試験の結果により、長時間強度の外挿とデータばらつきが把握できれば、初期の段階での検査評価計画に反映できる。

さらに、供用期間と並行して実施している(あるいは、実施済み)の長時間付加試験の途中状況により、材料の長時間実力値が把握されるので、その後の検査頻度に反映可能となる。表 4.2.3-1 は付加試験により得られた特性結果と維持段階での検査レベルの関係(案)を示す。検査レベルは、Aが検査間隔短期間・高精度を示し、Dは検査間隔長期間を示す。

(3) 今後の課題

前節の材料区分における今後の課題と関連し、高速炉等構造材料の代表鋼種(例えば、SUS304 鋼)を対象として、特別仕様条件・データのばらつきと付加試験の効果の関係や可能性について検討し、システム化規格における確率変数検討に資するための指標を得ることが挙げられる。

表 4.2.3-1 付加試験結果と維持段階検査レベル(案)

付加試験による特性結果	維持段階検査レベル			
	A	B	C	D
Aバンド上限	—	—	○	○
B平均以上	—	○	○	—
C平均	○	○	—	—
D平均以下	○	—	—	—
Eバンド下限	○	—	—	—

4.2.4 母材材料特性に関する検討

構造材料の材料仕様区分化に関しては、平成13年度までに SUS304 鋼、316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼を対象に検討してきた。本年度は、その他の鋼種を対象とした材料仕様区分化に関する考え方を示す。

(1) 強度

検討済みの 3 鋼種 (SUS304 鋼、316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼) 以外で検討対象と考えられる材料としては、12Cr 鋼、2.25Cr-1Mo 鋼、炭素鋼が挙げられる。12Cr 鋼についての対応方針案は別途示す。

FBR 用としての 2.25Cr-1Mo 鋼データは、BDS で議論・検討した範囲以上には拡張できないと考えられ、材料仕様の区分化も SUS304 鋼の場合と同様に、BDS 以上の大きな効果が期待できないのと思われる。また、2.25Cr-1Mo 鋼は、実用炉においてはその用途が限定され、重要度の高い部位には用いられず、主として経済性の観点から適用の可否を検討されることが推測される。従って、本鋼に対しての新たな仕様区分化はあまり大きな効果に寄与するものではないと考えられる。

炭素鋼に対しても、2.25Cr-1Mo 鋼と同様で、仕様区分化により何らかの差異が現れたとしても、適用効果はさほど大きいものとはならないと考えられる。

従って、今後の母材強度を対象とした材料仕様区分化検討については、12Cr 鋼以外の鋼種については検討を見送り、SUS304 鋼、316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び 12Cr 鋼に限ることが適当と思われる。

(2) 延性

a. 伸び、絞り

材料の延性としては、引張及びクリープでの破断伸び、絞り、一様伸び等がある。しかしながら、これら特性が設計基準及び維持基準において議論されることは今までは無かった(延性の大きい/小さいの定性的議論はあった。一例が、ステンレスは高延性、フェライトは低延性。また、故障事例においては劣化による延性低下等の検討はあったが、いずれも定性的評価に留まっている。)

したがって、延性の値が設計・製作・維持において定量的にどんな意味を持つものかの議論が必要で、議論の結果、延性が裕度交換の対象になることが確認された後に、検討を着手すべきものとする。なお、高温長時間使用に対する延性と組織安定性に関しては、別途検

討(実用 FBR 用等材料の検討)を行っている。

b. 延性消耗評価用延性値(クリープ破断伸び、絞り)

延性消耗則における延性値は、現状ではクリープ破断伸びの全データの平均値として設定している。延性値設定のベースとなっている SUS304 鋼、316FR 鋼及び改良 9Cr-1Mo 鋼の現状データを図 4.2.4-1～図 4.2.4-6 に示す。

図からは、クリープ破断伸びについては、3 鋼種ともに製品区分としての板材と鍛造材を区分しても大きな効果が現れないように思われる。また、延性値はクリープ疲労におけるクリープ損傷評価に用いるもので、評価上大きな効果を与えるほどの延性値の区分化は難しいように思われる。

(3) 挙動

非弾性解析に係る材料物性値としての挙動データには、応力ひずみ関係、クリープ変形(応力緩和含む)がある。

応力ひずみ関係と材料仕様については、データが少なく統計的に処理し難いが、降伏強さの材料仕様依存性として扱うことに置きかえることができる。降伏強さの材料仕様依存性は、平成 13 年度までに検討済みである。クリープ変形に関しては、クリープ破断強度の材料仕様依存性として置きかえることができ、これも平成 13 年度までに検討済みである。

(注：クリープ変形に関しては、厳密には、遷移項の特性をデータにより検討すべきではある。しかしながら、遷移項の見直しは、時間・費用を考えると不可能に近いものである。現状 DDS クリープ式は、応力に対する破断時間の関数型となっており、材料仕様との関係をクリープ破断時間に置きかえることは十分納得できるものである。)

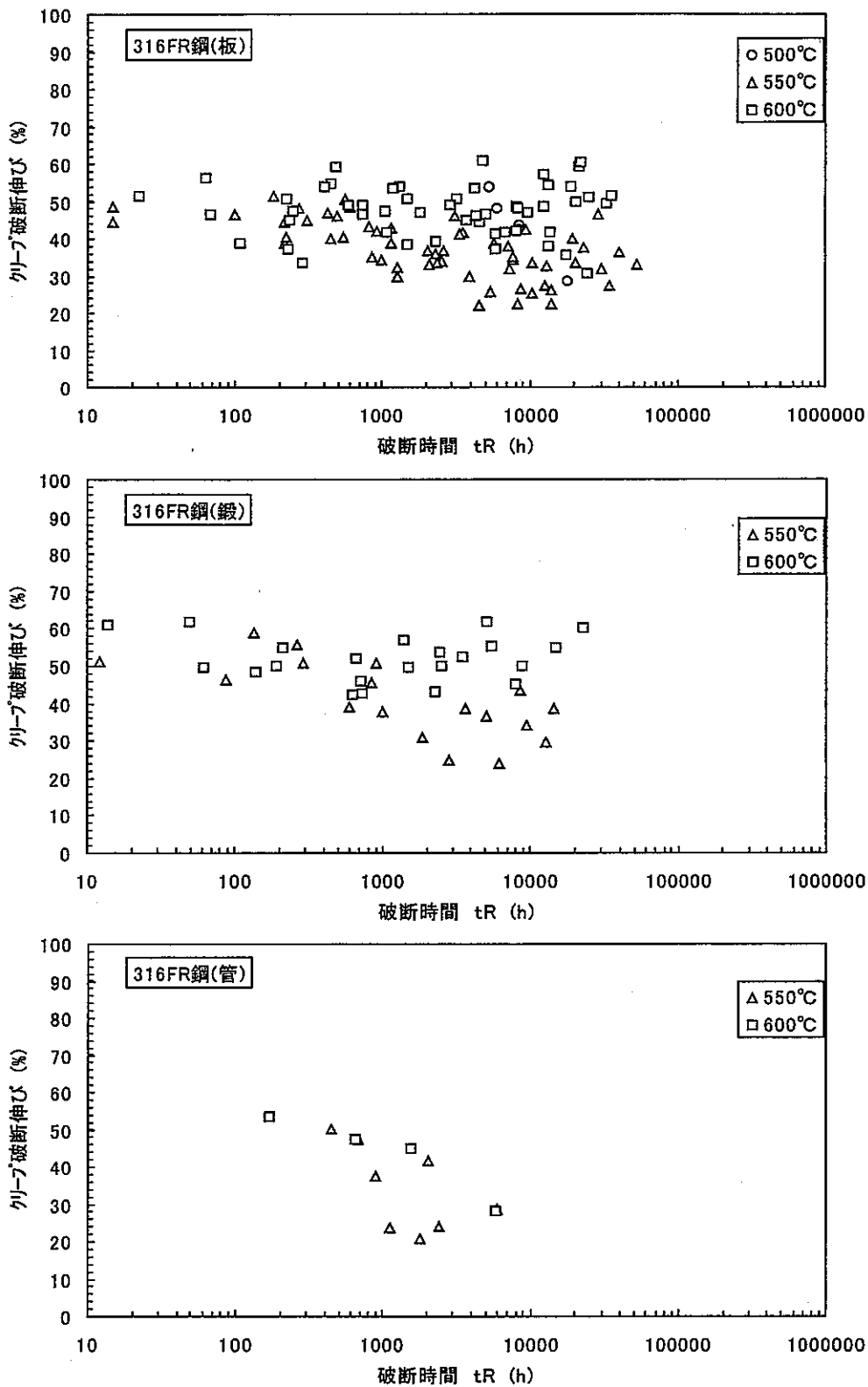


図 4.2.4-1 316FR 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (製品区分別)

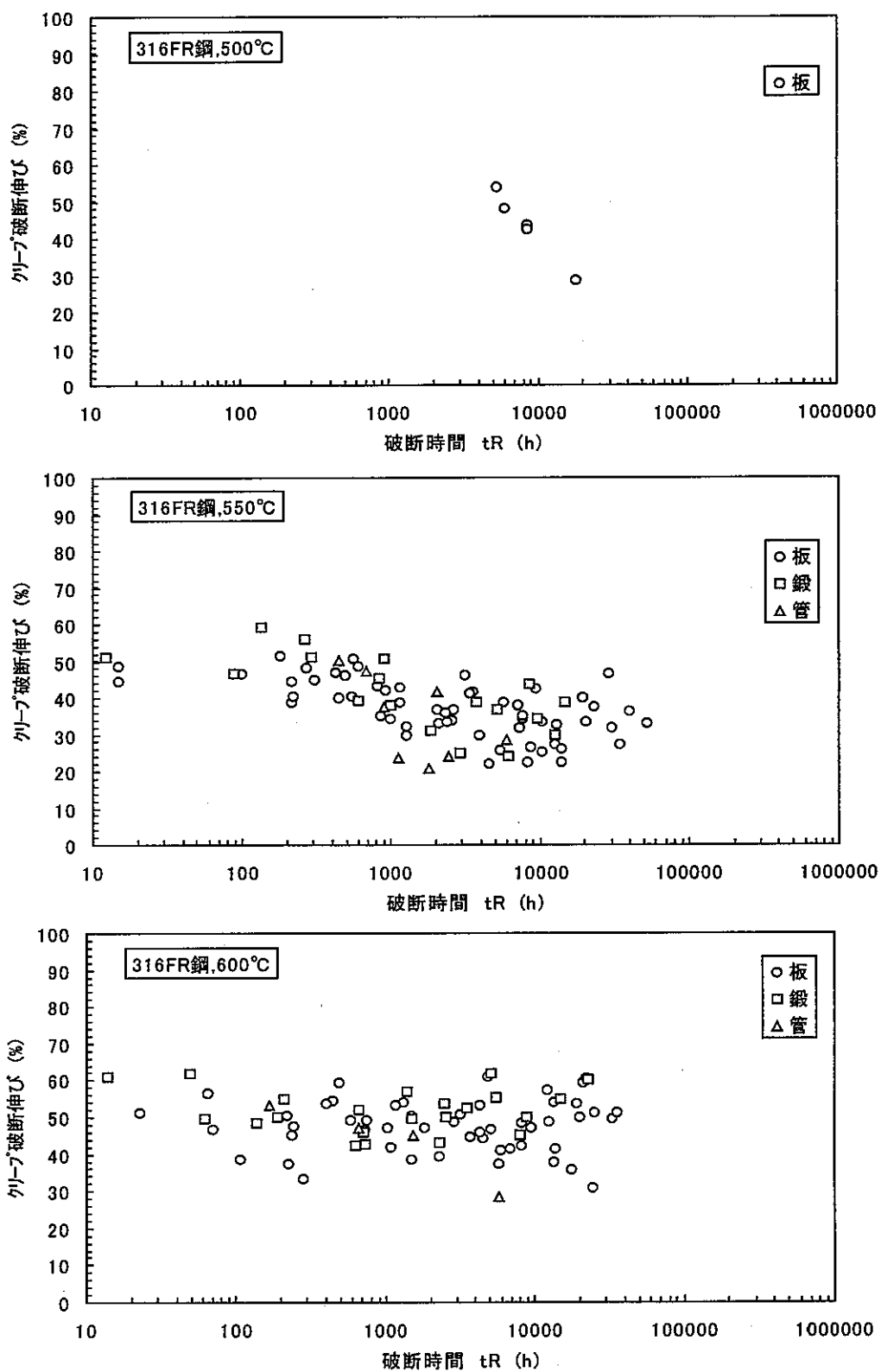


図 4.2.4-2 316FR 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (温度別)

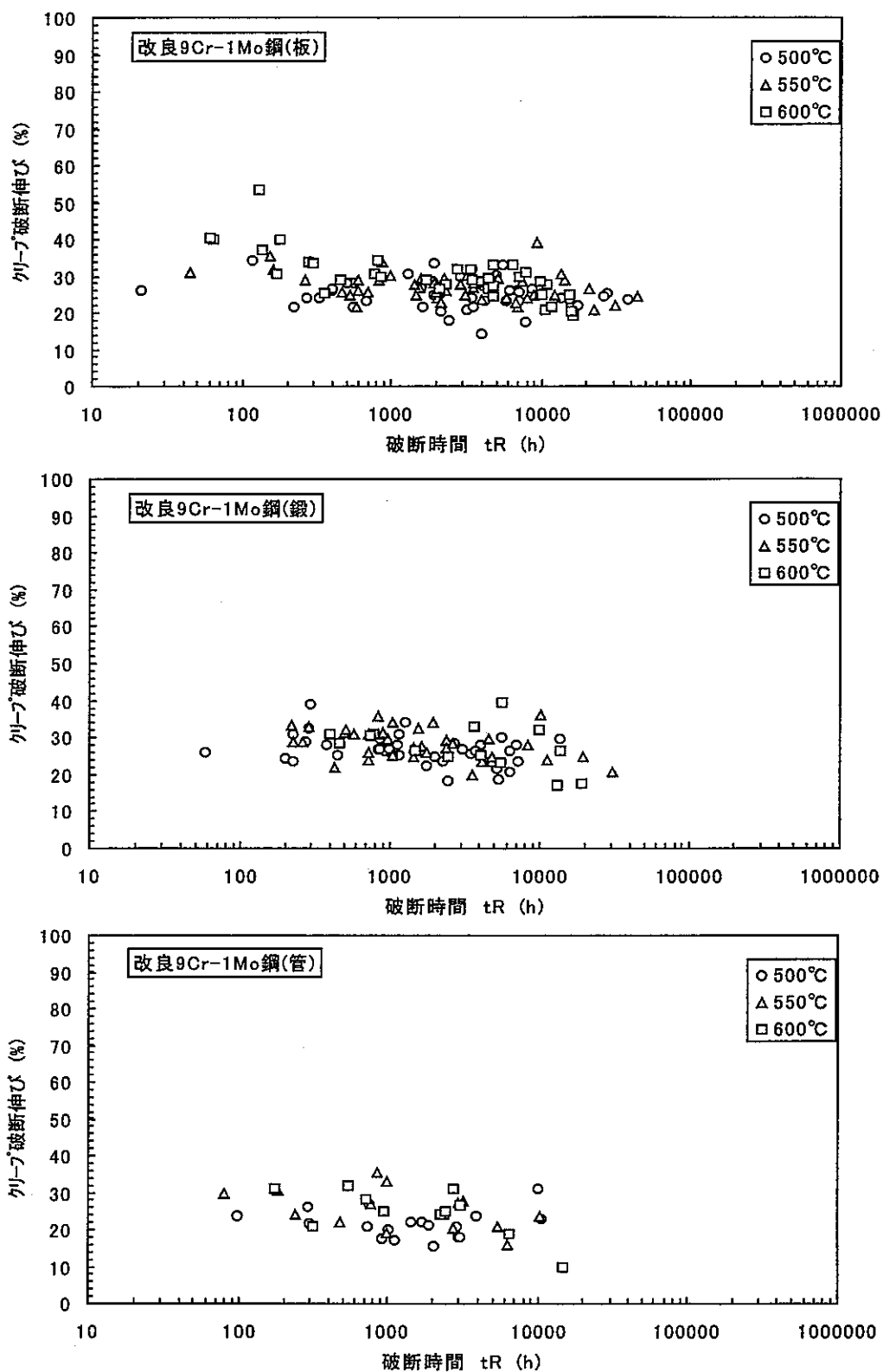


図 4.2.4-3 改良 9Cr-1Mo 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (製品区分別)

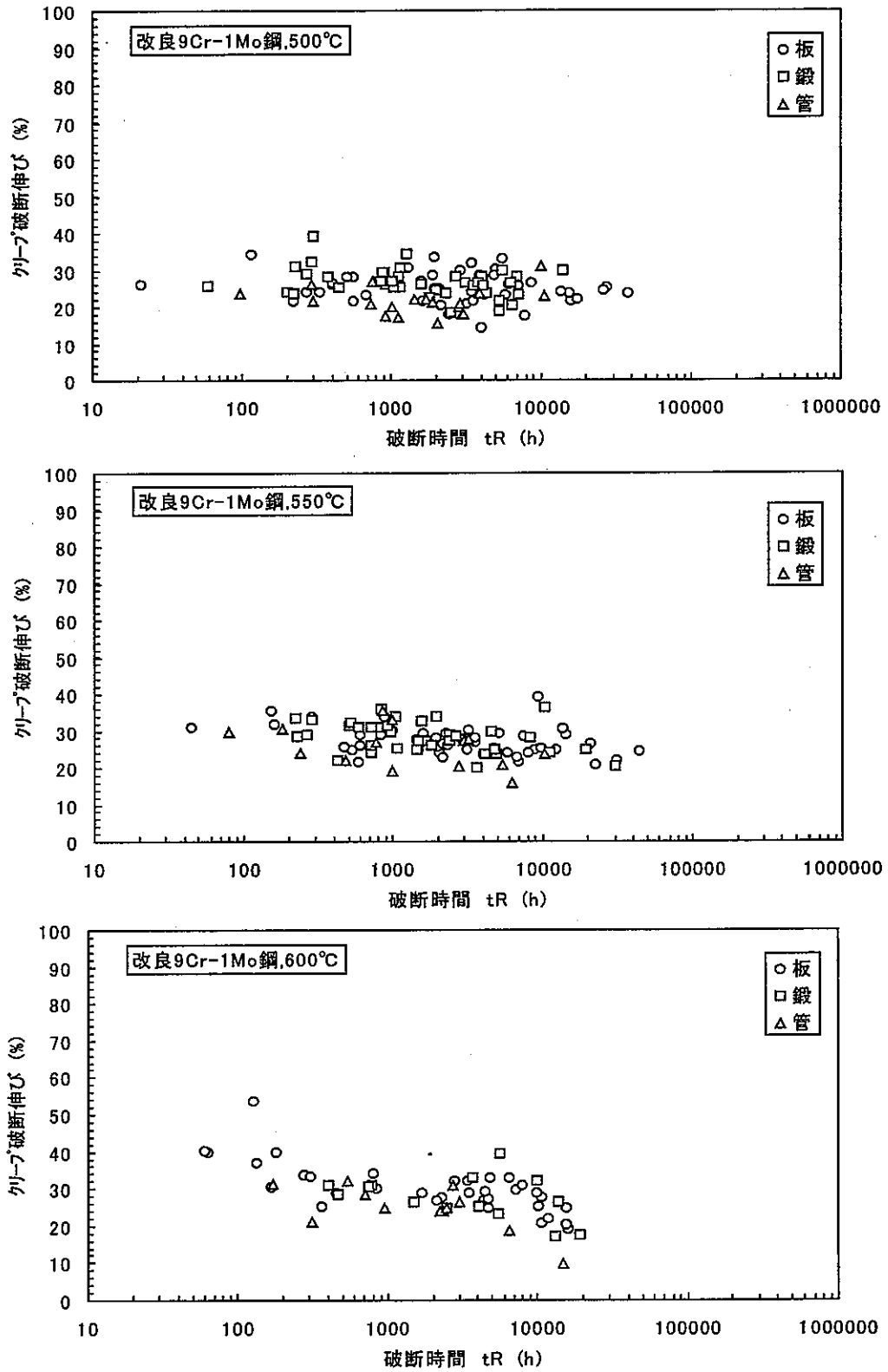


図 4.2.4-4 改良 9Cr-1Mo 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (温度別)

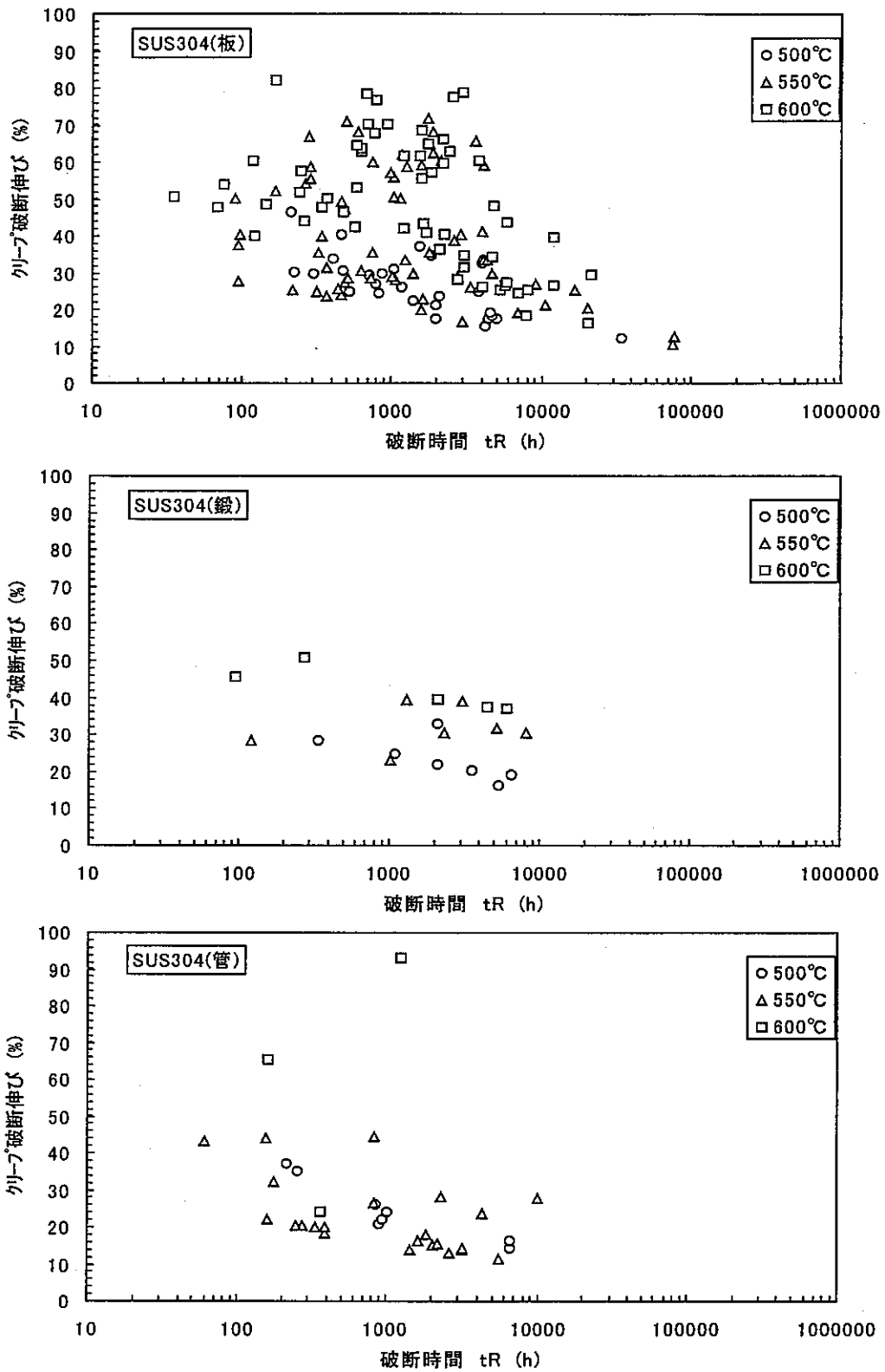


図 4.2.4-5 SUS304 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (製品区分別)

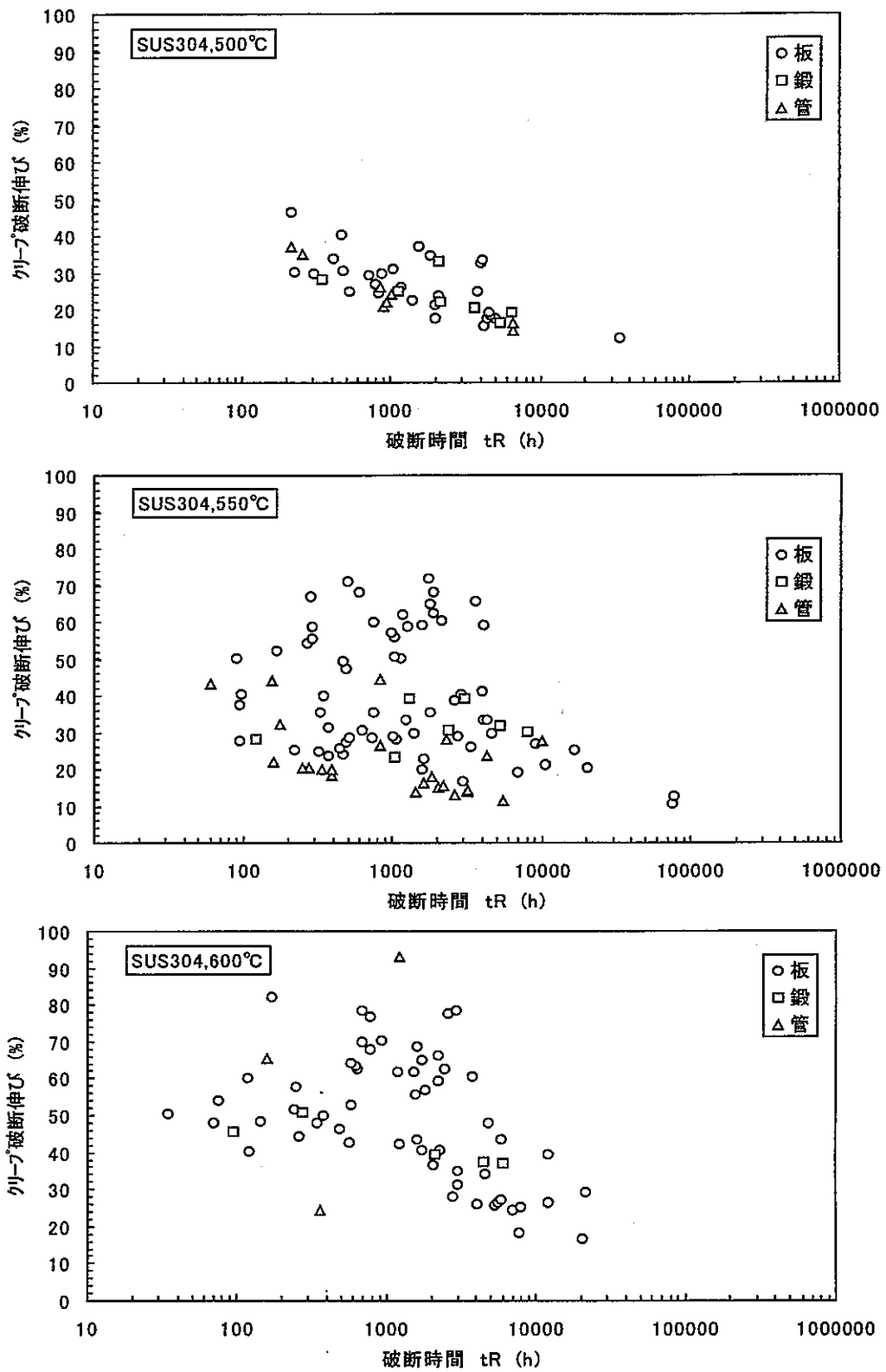


図 4.2.4-6 SUS304 鋼のクリープ破断時間と破断伸びの関係 (温度別)

4.2.5 溶接部材料特性に関する検討

(1) 316FR 鋼及び改良 9Cr-1Mo 鋼の溶接部データの現状

表 4.2.5-1、表 4.2.5-2 に現状での両鋼種の溶接部データ量を、図 4.2.5-1～図 4.2.5-4 にクリープ破断強度及び疲労データを示す。表 4.2.5-3 は溶接仕様、施工条件等の溶接部強度に関係すると思われるパラメータと入手されている情報の可否について示す。

施工方法としては TIG、SMAW、SAW があるが、SMAW、SAM はデータ量少なく、多くは TIG 溶接である。この TIG 溶接に対しても、その施工条件はほとんど同じ条件で実施されており、溶接施工条件をパラメータとした区分化は現状情報からは難しく、効果は小さい。

フェライト系鋼の改良 9Cr-1Mo 鋼では、SR(PWHT)条件のパラメータ評価が有効と考えられたが、現実にある溶接実績での SR 条件はほとんど固定されている。

(2) SUS304 の溶接部のデータ

SUS04 鋼の溶接部に関して、溶接条件、高温引張強度及びクリープ破断強度データは、「金属材料高温強度データ集-第5編 溶着金属、溶接金属及び溶接継手編」(日本鉄鋼協会)に見られる。

データ集記載の溶接条件を表 4.2.5-4 に示すが、溶接方法及び溶接材料以外でパラメータとなりうる条件はほとんど見られない。溶接材料も溶接方法にほぼ固定されており、公表されている情報からは溶接部特性を区分化できるパラメータは見当たらない。

(3) 施工条件における区分化

前述のように、現状での公開情報からは、溶接部材料特性を施工条件で区分化することは、溶接方法区分を除いては困難である。溶接施工区分対象としては、TIG(タングステンイナートガス)溶接、SMAW(被覆アーク)溶接及び SMAW(サブマージアーク)溶接であり、材料特性及びデータ量から判断して、TIG と SMAW 及び SAW の 2 種類(SMAW と SAW は同区分)に区分化することが可能と考えられる。

また、従来の溶接施工条件は、材質・形状・要求特性等により設定されるもので、溶接設計者や施工者の判断により定まるものである。施工条件パラメータとしては、表 4.2.5-1～表 4.2.5-3 に示す各種パラメータのほかに、開先形状や溶着量などが強度に強く影響するものである。

(4) 今後の課題

以上より、溶接施工条件による区分化としては、施工方法以外は困難であるので、TIG、SAW、SMAW の施工方法毎に溶接継手の強度評価法を検討することになる。この検討は FDS として実施され、下記の考え方で行うことになろう。

- ・引張強度は母材より高強度が一般的であり、継手評価としては必要ない。
- ・クリープ破断強度は母材より低下する場合もあるので、平均強度に対しての強度低減係数(母材からの強度低下率)として検討する。
- ・疲労破断強度は母材より低下する傾向にあるので、平均強度に対しての強度低減係数(母材からの強度低下率)として検討する。

表 4.2.5-1 316FR 鋼 550℃ の溶接継手及び溶接金属データ量

識別記号	使用場所	溶接対象		溶接方法	550℃								
		素材識別番号			クリープ		応力緩和		疲労		クリープ疲労		
		材料1	材料2		溶金	継手	溶金	継手	溶金	継手	溶金	継手	
1	3TP1P111	FME	FR-P01	FR-P01	TIG	5	—	—	—	—	—	2	—
2	3TP1P121	FME	FR-P01	FR-P01	TIG	—	5	—	—	4	—	—	—
3	3TP1P131	FME	FR-P01	FR-P01	TIG	—	—	—	—	—	4	—	3
4	6TP1P111	FME	FR-P01	FR-P01	TIG	—	—	—	—	5	—	2	—
5	6TP1P121	FME	FR-P01	FR-P01	TIG	5	5	—	—	—	6	—	2
6	3TP2P211	FME	FR-P02	FR-P02	TIG	4	3	—	—	9	—	—	1
7	3TP2P221	FME	FR-P02	FR-P02	TIG	11	6	1	1	—	—	3	1
8	3TP3P322	MS	FR-P03	FR-P03	TIG	—	—	—	—	—	5	—	—
9	6TP3P312	MS	FR-P03	FR-P03	TIG	—	2	—	—	—	3	—	—
10	3TP4P411	MS	FR-P04	FR-P04	TIG	—	—	—	—	—	—	—	—
11	BW1	JNC	B7	B7	TIG	4	3	—	—	—	2	—	1
12	BW2	JNC	B7	B7	TIG	4	3	—	—	—	2	—	3
13	BW3	JNC	B7	B7	TIG	5	4	—	—	—	2	—	2
14	BW4	JNC	B7	B7	TIG	4	3	—	—	2	3	2	2
15	BWH01	JNC	B8	B8	M-TIG	—	5	—	—	—	5	—	1
16	BWM01	JNC	B7	B7	SMAW	—	5	—	—	—	4	—	4
17	BWT01	JNC	B8	B8	TIG	3	3	—	—	—	—	—	—
					計	45	47	1	1	20	36	9	20

※ JNCデータは溶接に関する詳細データ無し

表 4.2.5-2 改良 9Cr-1Mo 鋼 550°C の溶接継手及び溶接金属データ量

識別記号	使用場所	溶接対象 素材識別番号		溶接 方法	550°C								
		材料1	材料2		クリープ		応力緩和		疲労		クリープ疲労		
					溶金	継手	溶金	継手	溶金	継手	溶金	継手	
1	9TP2P211	JAPC (FME)	M9-PN2	M9-PN2	TIG	4	—	—	—	3	—	—	—
2	9AP2P211	JAPC (FME)	M9-PN2	M9-PN2	SAW	2	—	—	—	3	—	—	—
3	9SP2P211	JAPC (FME)	M9-PN2	M9-PN2	SMAW	3	—	—	—	3	—	—	—
4	9TP3P311	JAPC (FME)	M9-PN3	M9-PN3	TIG	—	3	—	—	—	—	—	—
5	9AP3P311	JAPC (FME)	M9-PN3	M9-PN3	SAW	—	5	—	—	—	—	—	—
6	9SP3P311	JAPC (FME)	M9-PN3	M9-PN3	SMAW	—	4	—	—	—	—	—	—
7	9TP4P411	JAPC (FME)	M9-P04	M9-P04	TIG	1	—	—	—	4	4	—	3
8	9TP5P512	JAPC (MS)	M9-P05	M9-P05	TIG	6	5	—	—	4	6	—	3
9	9TP5P522	JAPC (MS)	M9-P05	M9-P05	TIG	—	—	—	—	—	—	2	—
10	9SP6P612	JAPC (MS)	M9-P06	M9-P06	SMAW	1	1	—	—	—	—	—	—
11	9TF1F111	JAPC (FME)	M9-F01	M9-F01	TIG	—	4	—	—	—	2	—	1
12	9TF2F212	JAPC (MS)	M9-F02	M9-F02	TIG	—	4	—	—	—	—	—	—
13	9TF2T412	JAPC (MS)	M9-F02	M9-T04	TIG	—	4	—	—	—	—	—	—
14	9TT2T211	JAPC (FME)	M9-TN2	M9-TN2	TIG	—	4	—	—	—	—	—	—
15	9TT3T311	JAPC (FME)	M9-T03	M9-T03	TIG	—	—	—	—	—	—	—	—
16	9TT3T321	JAPC (FME)	M9-T03	M9-T03	TIG	—	—	—	—	—	—	—	—
17	9TT4T412	JAPC (MS)	M9-T04	M9-T04	TIG	—	4	—	—	—	—	—	—
18	FW10	JNC	F7	F7	TIG	2	4	—	—	3	3	3	1
19	FWB01	JNC	F8	F8	TIG	2	2	5	—	5	5	2	2
20	FWB10	JNC	F7	F7	TIG	2	2	—	—	3	—	—	—
21	FWK01	JNC	F9	F9	TIG	7	7	—	—	5	—	2	2
22	FWK02	JNC	F2	F4	TIG	—	2	—	—	—	4	—	—
23	FWM01	JNC	F2	F2	TIG	—	3	—	—	—	3	—	2
24	FWM10	JNC	F7	F7	TIG	2	2	—	—	3	—	—	—
25	FWT01	JNC	F9	F9	TIG	—	7	—	—	—	—	—	—
26	FWT13	JNC	F7	F7	SMAW	2	2	—	—	3	—	—	—
27	FWB13	JNC	F7	F7	SMAW	2	2	—	—	3	—	—	—
28	FWM13	JNC	F7	F7	SMAW	2	2	—	—	3	—	—	—
計					38	73	5	0	45	27	9	14	

※ JNCデータは溶接に関する詳細データ無し

表 4.2.5-3 溶接継手強度影響パラメータ

	パラメータ種類	パラメータ 適用検討	備考
1	母材ヒート	○	
2	溶接方法	○	TIG/SAW/SMAW
3	溶接姿勢	×	殆ど下向き
4	溶接線方向	×	L方向/T方向
5	溶接工場	×	記載有
6	所属機関	×	記載有
7	溶接年月日	×	記載有
8	開先形状	○	形状種類
9	開先形状寸法	×	記載無
10	積層要領		数種類記載有
11	Total積層数		記載有
12	Total溶接パス数		記載有
13	電極数	×	1個のみ
14	予熱温度	○	記載有
15	パス間温度(下限/上限)		記載有
16	溶接電流(下限/上限)		記載有
17	電流極性		記載有
18	ハルス重畳		記載有
19	アーク電圧(下限/上限)		記載有
20	溶接速度		記載有
21	平均溶接入熱		記載有
22	溶着速度(下限/上限)		記載有
23	シールドガス組成	×	記載少
24	ガス組成O ₂ /Co ₂	×	記載少
25	TIG溶接法区分	×	Hotワイヤ/Coldワイヤ
26	天候	×	記載無
27	温度	×	記載無
28	湿度	×	記載無
29	熱処理種類	×	記載有
30	熱処理温度	○	記載有
31	保持時間(h)	○	記載有
32	冷却方法		記載有
33	溶接金属成分系		記載有
34	溶接棒ワイヤ径		記載有
35	フラックス粒径1	×	記載少
36	フラックス粒径2	×	記載少
37	溶接棒・ワイヤ銘柄		記載有
38	溶接棒・ワイヤLotNo.	×	記載有
39	フラックス銘柄	×	記載少
40	フラックスLotNo.	×	記載少
41	溶接材料適用規格	×	記載少
42	溶接材料規格分類番号	×	記載無
43	溶接材料寸法	×	記載有
44	溶接材料使用用途	×	記載有
45	溶材使用有無	×	記載有
46	溶接材料	×	記載有
47	溶接材料ワイヤの化学成分 (wt%)		C,Si,Mn,P,S,Ni,Cr,Mo,Cu,V,C o,Ti,Nb,W,B,As,Al,N,O
48	溶接金属の化学成分 (wt%)		C,Si,Mn,P,S,Ni,Cr,Mo,Cu,V,C o,Ti,Nb,W,B,As,Al,N,O
49	溶接材料フェライト量測定(%)	×	記載少
50	溶接金属フェライト量測定(%)	×	記載少

表 4.2.5-4 SUS304 溶接部の強度比較パラメータ

パラメータ種類	溶接金属												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
0 溶接番号	536	537	538	1003	801	802	804	540	541	803	1001	542	1002
1 母材	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304HP	SUS304HP	SUS304HP	SUS304HP	SUS304	SUS30	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304
2 母材製法	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延	圧延
3 母材厚さ(mm)	板19T	板19T	板19T	板19T	板15T	板15T	板15T	板20T	板20T	板25T	板25T	板12T	板19T
4 母材熱処理	ST	ST	ST	None	ST	ST	ST	ST	ST	ST	ST	ST	None
5 溶接方法	SMAW	SMAW	SMAW	SMAW	SMAW+SA	SMAW+SA	SMAW+SA	SWA	SWA	SWA	SWA	GTAW	GTAW
6 溶接姿勢	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat
7 開先形状	QJIS	QJIS	QJIS	QJIS	O	O	O	QJIS	QJIS	O	QJIS	QJIS	O
8 開先形状寸法	O	O	O	OJ	OJ	OJ	OJ	OJ	OJ	OJ	OJ	O	OJ
9 裏板有無	有り	有り	有り	無し	無し	無し	無し	無し	無し	無し	無し	有り	無し
10 Total 溶接パス数	—	—	—	16/1/16	1/15	1/19	—	—	—	14	12	—	19
11 予熱温度(°C)	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None
12 パス間温度(下限/上限)	<150	<150	<150	<150	<180	<150	<175	<150	<150	<150	<150	<150	<150
13 溶接電流(下限/上限)(A)	AC	AC	AC	AC135	AC160/500	AC220/50	AC150/42	AC500	AC500	AC500	AC500	DCSP18	DCSP20
14 電流特性	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
15 アーク電圧(下限/上限)(V)	—	—	—	22/28/32	24/32	25/30	—	32	32	32	34	—	11
16 溶接速度(cm/min)	—	—	—	15/23/40	38	11/40	—	30	30	35	40	—	15
17 平均溶接入力(kJ/cm)	—	—	—	11.9/19/38	23/25	20/20	—	32	32	28	26	—	8.8
18 ガス組成O ₂ /Co ₂	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
19 後熱処理温度(°C)	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None	None
20 保持時間(h)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
21 溶接金属成分系	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
22 溶接棒・ワイヤ径(mm)	4	4	4	2.6/4/4	5/4	4/	—	4	4	4	4	2.4	1.2
23 溶接棒・ワイヤ銘柄	NC-38	NC-38	NC-38	308A	—	—	—	US308G-80	US308 PFS-1	—	Y308A	TGS308	YT308A
24 フラス銘柄	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
25 溶接材料適用規格	JISD308	JISD308	JISD308	—	AWSER308	AWSER308	AWSER308	AWSER308	AWSER308	AWSER308	—	JISY308	—
26 母材の化学成分(wt%)	—	—	—	O	O	O	O	O	O	O	O	—	O
27 溶接ワイヤの化学成分(wt%)	—	—	—	O	O	O	O	O	O	O	O	—	O
28 溶接金属の化学成分(wt%)	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	—
29 溶着金属の化学成分(wt%)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	O
30 溶接金属フライト量測定(%)	—	—	—	2.9	4.2	3.1	2.4	4	4	3.2	—	—	—

パラメータ種類	溶接継手					溶着金属		
	1	2	3	4	5	1	2	3
0 溶接番号	908	801	802	804	803	105	538	539
1 母材	SUS304	—	—	—	—	—	—	—
2 母材製法	圧延	—	—	—	—	—	—	—
3 母材厚さ(mm)	板12T	—	—	—	—	—	—	—
4 母材熱処理	ST	—	—	—	—	—	—	—
5 溶接方法	SMAW	SMAW+SA	SMAW+SAW	SMAW+SA	SAW	SMAW	SMAW	SMAW
6 溶接姿勢	Flat	—	—	—	—	Flat	Flat	Flat
7 開先形状	O	—	—	—	—	O	O	O
8 開先形状寸法	OV	—	—	—	—	O	O	O
9 裏板有無	無し	—	—	—	—	有り	有り	有り
10 Total 溶接パス数	1/5	—	—	—	—	—	—	—
11 予熱温度(°C)	None	—	—	—	—	None	None	None
12 パス間温度(下限/上限)	—	—	—	—	—	<150	<150	<150
13 溶接電流(下限/上限)(A)	AC110/140	—	—	—	—	DCRP150	AC130	AC130
14 電流特性	—	—	—	—	—	—	—	—
15 アーク電圧(下限/上限)(V)	24	—	—	—	—	22	—	—
16 溶接速度(cm/min)	—	—	—	—	—	—	—	—
17 平均溶接入力(kJ/cm)	—	—	—	—	—	10	—	—
18 ガス組成O ₂ /Co ₂	—	—	—	—	—	—	—	—
19 後熱処理温度(°C)	None	—	—	—	—	None	None	None
20 保持時間(h)	—	—	—	—	—	—	—	—
21 溶接金属成分系	—	—	—	—	—	—	—	—
22 溶接棒・ワイヤ径(mm)	3.2/4	—	—	—	—	4	4	4
23 溶接棒・ワイヤ銘柄	NC38	—	—	—	—	NC38	NC38	NC38L
24 フラス銘柄	—	—	—	—	—	—	—	—
25 溶接材料適用規格	JISD308	AWSER308	AWSER308	AWSER308	AWSER308	JISD308	JISD308	JISD308L
26 母材の化学成分(wt%)	O	—	—	—	—	—	—	—
27 溶接ワイヤの化学成分(wt%)	—	—	—	—	—	—	—	—
28 溶接金属の化学成分(wt%)	O	—	—	—	—	—	—	—
29 溶着金属の化学成分(wt%)	—	—	—	—	—	O	O	O
30 溶接金属フライト量測定	2.5-5	—	—	—	—	—	—	—

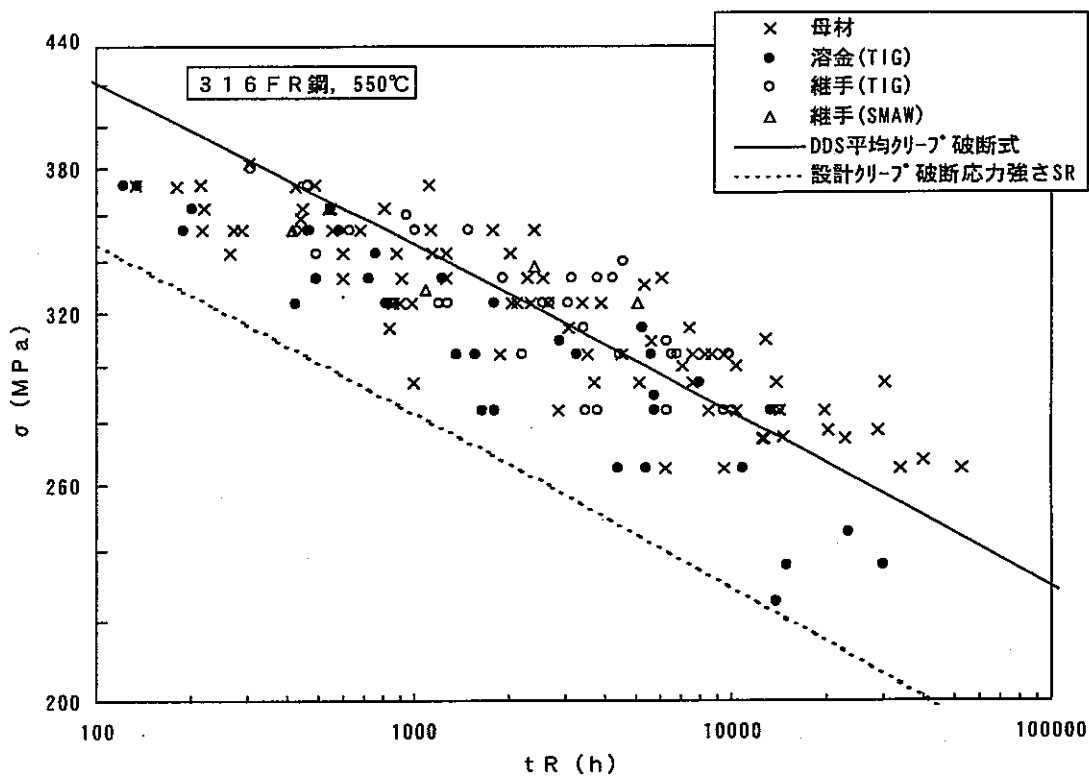


図 4.2.5-1 316FR 鋼溶接部のクリープ破断強度

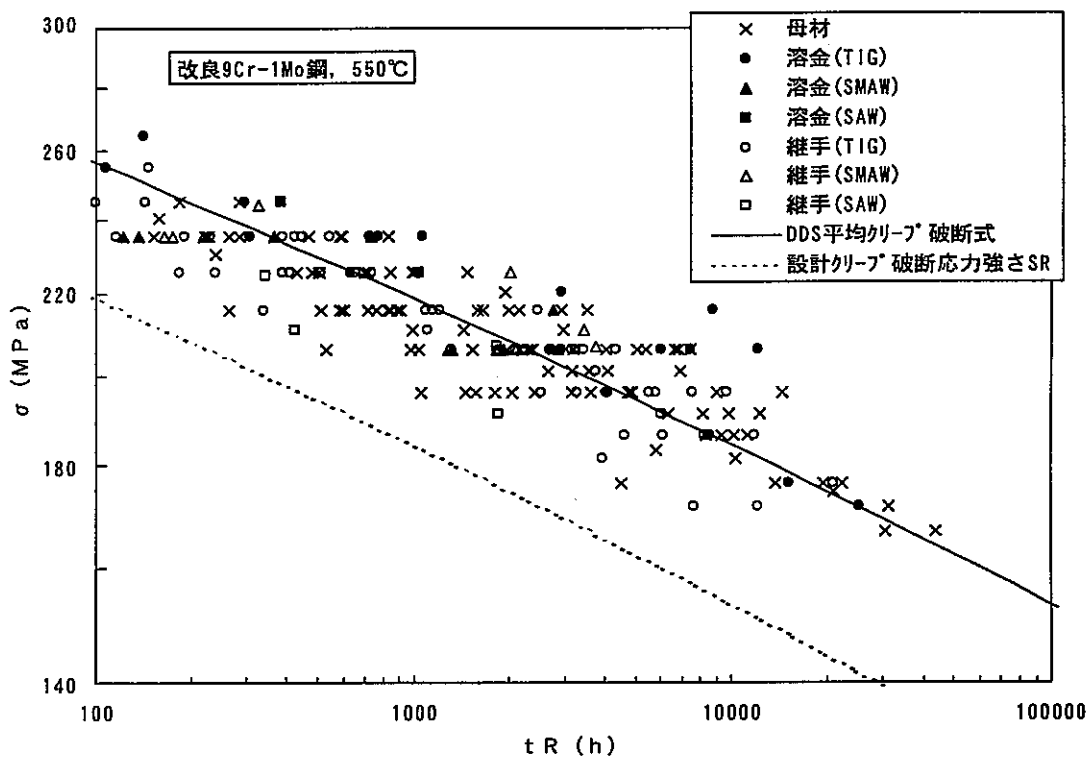


図 4.2.5-2 改良 9Cr-1Mo 鋼溶接部のクリープ破断強度

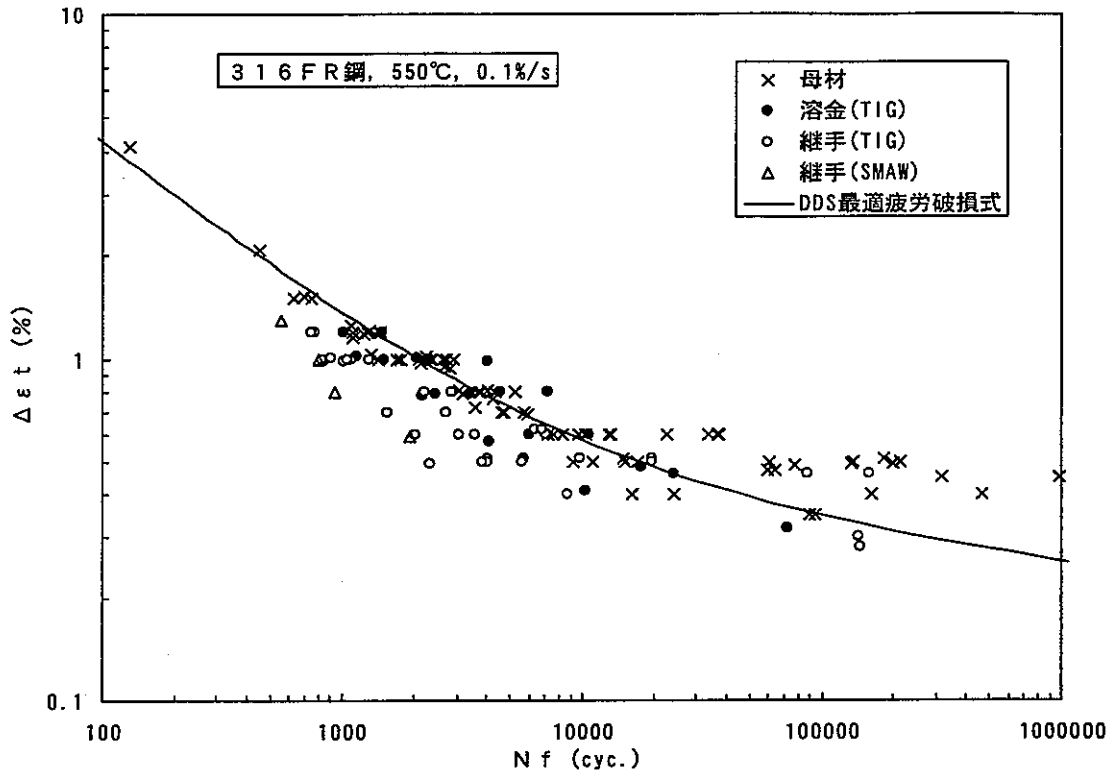


図 4.2.5-3 316FR 溶接部の疲労強度

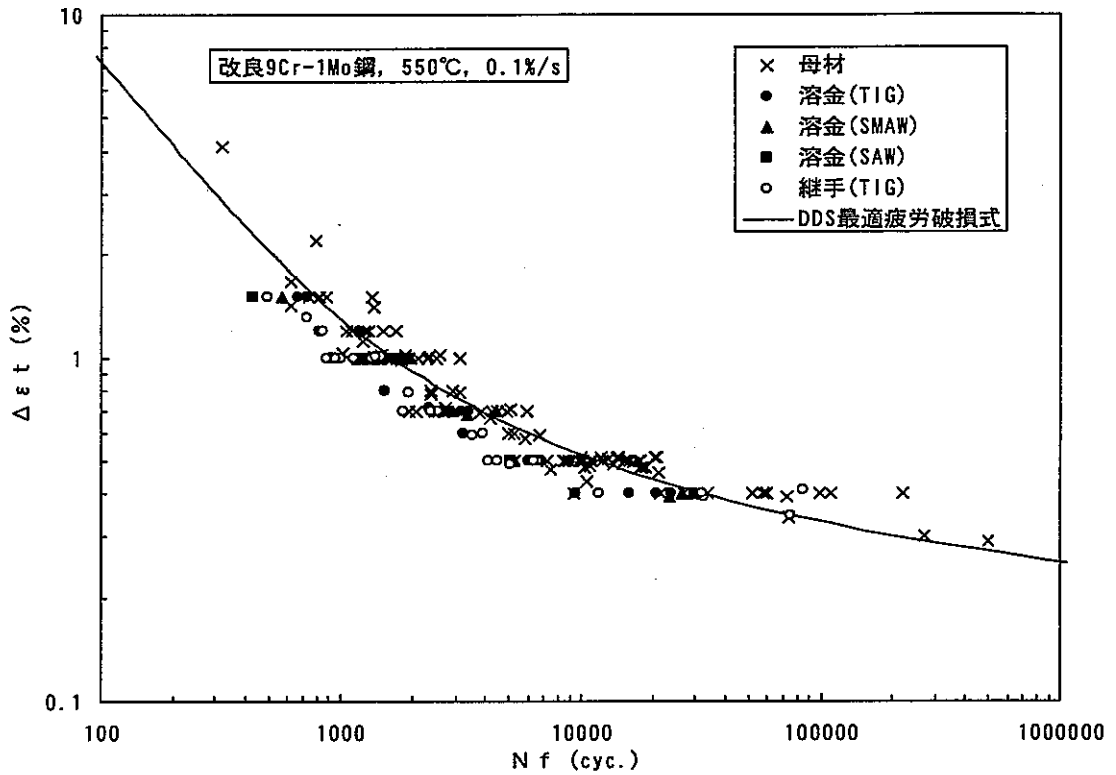


図 4.2.5-4 改良 9Cr-1Mo 鋼溶接部の疲労強度

4.2.6 12Cr 鋼材料特性の検討に関する考え方

12Cr 鋼については、火力等で実績がある火力仕様(適用温度 600℃)の HCM12A 鋼が現時点での標準鋼であるが、これとは別に FBR 用仕様(適用温度 550℃)の新材料開発も含めて、部位毎(大口径配管、伝熱管、板)の適性仕様の検討を進めている。現時点での材料試験も、適性仕様を議論するために必要なデータ取得に重点化している。また、電力中央研究所でも 12Cr 鋼に関する試験を計画しており、相互で条件の重複が無いように調整し進めている。

したがって、12Cr 鋼に関しては、ばらつきや確率の議論が可能となるデータが出てくるであろう平成 15～17 年以降に検討を着手するのが効率的と考える。それまでに、12Cr 鋼に関しての検討が必要な場合は、検討課題毎に適宜対応の可否を考えることが適切と思われる。

4.2.7 システム化規格との対応

材料に関するシステム化規格の課題としては、選択肢と材料特性基本確率変数があげられる。

(1) 材料選択肢との対応

a. ミルシート等管理に関する区分に関する検討

材料選択肢に係る項目としては、成分・熱処理、整合方法及び品質保証があり、これらの選択肢に関する現状構造材料との関係を整理し、今後の検討の方向を示した。今後は、材料区分と信頼性の関係を把握することが必要である。

b. 付加的な試験に関する検討

付加的な試験の内容及び試験結果の反映について検討し、付加試験の位置付けを明らかにした。今後は、システム化規格の選択肢の 1 つとしての位置付け及び裕度交換の具体例についての検討が必要である。

c. 溶接部材料特性に関する検討

溶接施工条件をパラメータとした溶接部特性の区分化について、現状データに基づき検討した結果、溶接施工方法(TIG、SMAW、SAW)以外は区分化が困難であることが明らかとなった。したがって、システム化規格としての溶接部強度選択肢は、現状では、TIG、SMAW 及び SAW の溶接施工方法のみであることを示した。

(2) 材料特性基本確率変数との対応

a. 母材材料特性に関する検討

材料の仕様と強度及び特性のばらつき等の関係について、平成 13 年度までに検討した

316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼以外の高速炉に使用を予想される材料について検討した。その結果、現状の高速炉用材料としては 316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼以外で使用区分化は効果が少ないと判断した。

また、316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼のクリープ破断伸びについての仕様区分化について検討した結果、延性(伸び)については、仕様区分化の効果が期待できないことが明らかとなった。

b. 12Cr 鋼材料特性の検討に関する考え方

新材料である 12Cr 鋼の特性検討について、現状での開発研究状況を踏まえ、詳細検討は平成 16 年以降に行うのが効率的と判断した。

c. 溶接部材料特性に関する検討

溶接部強度が施工条件パラメータで区分化可能であれば、溶接部強度を主要基本確率変数検討に反映させることを目的に現状情報を整理した結果、現状では効果が見えるような区分化は困難であることが明らかとなった。

4.2.8 まとめ

(1) ミルシート等管理に関する区分に関する検討

材料選択肢に係る項目としては、成分・熱処理、整合方法及び品質保証があり、これらの選択肢に関する現状構造材料との関係を整理し、今後の検討の方向を示した。

(2) 付加的な試験に関する検討

付加的な試験の内容及び試験結果の反映について検討し、付加試験の位置付けを明らかにした。今後は、材料区分と信頼性の関係を把握することが必要である。

(3) 母材材料特性に関する検討

材料の仕様と強度及び特性のばらつき等の関係について、平成 13 年度までに検討した 316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼以外の高速炉に使用を予想される材料について検討した。その結果、現状の高速炉用材料としては 316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼以外で使用区分化は効果が少ないと判断した。

また、316FR 鋼、改良 9Cr-1Mo 鋼及び SUS304 鋼のクリープ破断伸びについての仕様区分化について検討した結果、延性(伸び)については、仕様区分化の効果が期待できないことが明

らかとなった。

(4) 溶接部材料特性に関する検討

溶接施工条件をパラメータとした溶接部特性の区分化について、現状データに基づき検討した結果、溶接施工方法(TIG、SMAW、SAW)以外は区分化が困難であることが明らかとなった。したがって、システム化規格としての溶接部強度選択肢は、現状では、TIG、SMAW 及び SAW の溶接施工方法のみであること及びパラメータ区分は基本確率変数検討に対し、現状では効果が見えるような区分化は困難であることが明らかとなった。

(5) 12Cr 鋼材料特性の検討に関する考え方

新材料である 12Cr 鋼の特性検討について、現状での開発研究状況を踏まえ、詳細検討は平成 16 年以降に行うことが効率的と判断した。

(6) システム化規格との対応

上記(1)～(5)の課題とシステム化規格の部分規格としての材料に関する「選択肢項目」、「確率評価」との対応を明確にした。今後、この結果に基づき、新材料を含めて、FBR 用構造材料に対して、システム化規格部分規格{材料}の規定作成を進めていく。

4.2.9 今後の課題

本年度の検討結果に基づき、新材料を含めた FBR 用構造材料を対象にして、システム化規格部分規格{材料}の規定作成を進めていく。

- (1) 材料選択肢との対応では、ミルシート等管理に関する区分に関して、今後は、材料区分と信頼性の関係を把握することが必要である。また、付加的な試験に関する検討に関しては、裕度交換の具体例についての検討が必要である。
- (2) 材料特性基本確率変数との対応では、新材料である 12Cr 鋼の特性検討についての状況把握と適切な時期での詳細検討の実施及び溶接部材料特性に関しては、溶接部強度評価法の検討とともに評価法の精度・ばらつきに関する検討が必要である。

4.3 破損の定義に関する検討

4.3.1 目的

システム化規格の策定にあたっては、設計や維持における許容値の目安となる破損の定義を明確化することが重要となる。一般に構造物の破損は、き裂の発生(欠陥を含む)からき裂の伝播を経て最終的な破壊に及ぶといった過程をとり、き裂の発生と進展を分離して寿命を評価することにより高精度な予測が可能となる。本研究では前述のことを踏まえ、平成13年度までにき裂の発生と進展を分離した寿命評価モデル作成した。

本年度は、き裂発生に関する検討として、疲労き裂発生繰返し数評価式の他の材料・温度・ひずみ速度等への適用性の拡張を目的とした「き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の検討」を実施した。また、き裂進展に関する検討として、荷重の負荷形態がき裂の進展に及ぼす影響を明確にすることを目的とした「膜曲げ比の影響に関する検討」を実施した。さらに、システム化規格の大きな特徴である部分基準間での裕度交換概念の実証を目的とした「き裂の削除による寿命延長概念に関する実証試験」を実施した。

4.3.2 膜曲げ比の影響に関する検討

(1) 目的

実機に作用する応力は純粋な膜応力ばかりではなく、例えば、原子炉容器液面近傍や配管のエルボ部などには曲げ応力と膜応力が重畳する条件も存在する。この曲げ応力と膜応力の重畳比率(曲げ/膜応力比)は機器や部位により異なってくる。さらに、曲げ/膜応力比が異なると、材料特性、特に、疲労やクリープ疲労寿命への影響度合いが異なってくることも予想される。

そこで、曲げ/膜応力比の材料特性に対する影響について把握することが重要となってくる。一方、疲労及びクリープ疲労寿命は、き裂発生寿命とき裂進展寿命に分離され、現在までは主としてき裂進展寿命に関しての検討がなされてきており、このき裂進展寿命については、き裂の進展速度を介して議論されてきている。

本検討では、実機で問題となる機器及び荷重条件について、曲げ/膜応力比に関する影響を把握し、曲げ/膜応力比に対するにバウンディング手法の検討を行うことを目的とする。本年度は、疲労き裂進展と曲げ/膜応力比に対する現状での既往情報を整理し、現状知見を把握する。

(2) 曲げ/膜応力比とき裂進展の現状

a. データの概要

き裂進展に関する膜/曲げ応力比に関するデータとしては、316FR 鋼を対象とした疲労及びクリープ疲労データが見られる [1]。疲労は膜/曲げ条件が 4 条件のデータがあり、クリープ疲労は 2 条件のデータがある。したがって、今回は疲労き裂進展を対象として膜/曲げの影響について現状知見を整理する。疲労データの概要は下記である。

- ・対象材料 : 316FR 鋼
- ・試験装置 : 曲げ/膜重畳下平板モデル試験装置 (図 4.3.2-1 参照)
- ・応力設定方法 : 試験装置のモーメントアームの長さを変化させることにより、所定の曲げ/膜応力比を設定
- ・試験片 : 平板モデル試験体(板厚 20mm、板幅 50mmor100mm) (図 4.3.2-2 参照)
- ・初期切欠き : 深さ $a_0=2\text{mm}$ 、表面長さ $2c_0=4\text{mm}$ の半楕円形
- ・試験温度 : 550°C
- ・き裂進展試験の種類 : 低サイクル疲労
- ・ひずみ範囲 : 0.5% (表面切欠き近傍 GL : 10mm)
- ・負荷速度 : 30 秒/cycle
- ・曲げ/膜応力比 : 疲労 (4 条件 : 90、6、1、0)
- ・測定量 : き裂半長さ c 、き裂深さ a
- ・応力条件 : 曲げ/膜ひずみ比の実験測定値から算出した 2 次膜及び曲げ応力値を表 4.3.2-1 に示す。

b. 疲労き裂と繰返し数の関係

316FR 鋼の 550°C 、ひずみ範囲 0.5%での低サイクル疲労における表面き裂半長(c)及びき裂深さ(a)と繰返し数の関係を図 4.3.2-3 に示す [1]。図 4.3.2-4 は、図 4.3.2-3 より求めたき裂半長進展速度 (dc/dN) 及びき裂深さ進展速度 (da/dN) と繰返し数の関係を示す。き裂半長進展速度は、いずれの曲げ/膜応力比の場合も、繰返しに伴いやや増加の傾向を示しているが、増加傾向は小さい。また、き裂深さ進展速度は、いずれの曲げ/膜応力比の場合も、繰返しに伴う変化は見られない。そこで、き裂半長及びき裂深さの平均速度で検討する。

c. き裂進展速度と曲げ/膜比の関係

図 4.3.2-5 は、き裂半長及びき裂深さ進展速度と曲げ/膜応力比の関係を示す。ここで、き裂半長及びき裂深さ進展速度は、図 4.3.2-4 に示したそれぞれのき裂進展速度の平均値を示

す。き裂半長進展速度及びき裂深さ進展速度とでは、き裂半長進展速度の方が大きい値を示しているが、曲げ/膜応力比に対しては同様な傾向を示している。すなわち、き裂進展速度は、曲げ/膜応力比が0から6の間で急激に低下し、その後曲げ/膜比が増加しても、速度比0.1(き裂深さ)及び0.2(き裂半長)の値でほとんど変化していない。

図 4.3.2-6 は、前述の平均き裂速度(半長及び深さ)を曲げ/膜応力比=0での速度との比(速度比)と曲げ/膜応力比との関係を示す。図 4.3.2-6(a)を見るとき裂半長さ及びき裂深さの速度とともに、曲げ/膜応力比が6以上ではき裂進展速度比はほぼ一定の値を維持している。

図 4.3.2-6(b)は、曲げ/膜応力比が0~10の間を拡大したものを示す。曲げ/膜応力比が1では速度比が約0.3に、曲げ/膜応力比が6では速度比が約0.1~0.2と低下している。曲げ/膜応力比が6以上ではき裂進展速度の低下が見受けられなくなっている。

以上のように、316FR 鋼の疲労き裂進展速度は、表面き裂長さ及びき裂深さとともに、曲げ/膜応力比が約10以下の領域では、曲げ/膜応力比の値により影響度合いが異なるが、曲げ/膜応力比が約10以上では影響度合いは一定である。

(3) 今後の課題と試験計画

a. 今後の課題

既往の316FR 鋼の疲労き裂進展速度データから、表面き裂長さ及びき裂深さ速度は、曲げ/膜応力比がある領域により影響の度合いが異なるとの知見を得た。今後この知見を基に、疲労及びクリープ疲労のき裂進展に対する曲げ/膜応力比のバウンディング手法を検討していくが、今後の検討における課題を以下に示す。

(a) ひずみ範囲の影響

今回の調査データは、ひずみ範囲が0.5%であった。実機でのひずみ範囲は、0.3%以下とさらに小さい。したがって、ひずみ範囲が0.5%での知見がさらに低ひずみ範囲に適用した場合に、非安全とならないことの確認が必要となる。

(b) き裂の合体と進展

単軸(曲げ/膜=0)試験では比較的単一き裂の場合多いが、曲げ応力場(曲げ/膜=90)は複数き裂が発生し、繰返しとともにき裂が合体・進展する場合は単軸よりも多い。したがって、き裂の合体・進展に対する曲げ/膜応力比の影響の把握も重要である。しかし、この課題は非常に複雑であり、長期間な課題として取り組むべき課題である。

(c) き裂発生に及ぼす影響

疲労寿命は、き裂発生寿命とき裂進展寿命に分けられ、ここまでは主としてき裂進展寿命を対象として検討している。き裂進展の評価における初期き裂は、製造欠陥として存在するものと疲労進行中に発生するものとあるが、疲労寿命評価においては疲労過程で発生したき裂を対象とする。その場合、疲労寿命に占める発生寿命と進展寿命の比率が重要になる。曲げ/膜応力比が異なると曲げ応力成分と膜応力成分の値が異なり、この応力成分の相違がき裂の発生に影響する可能性が考えられる。このき裂発生寿命に対する曲げ/膜応力比の影響については、今までデータもなくあまり議論されていない。今後、き裂発生に対する曲げ/膜応力比の影響についての議論が必要である。

(d) クリープ疲労に及ぼす影響

熱応力を主体とする FBR 特有の破損様式はクリープ疲労であり、疲労に及ぼす曲げ/膜応力比の影響を把握した後は、既往データの調査とともに、疲労の検討で得られる知見に基づいてクリープ疲労に及ぼす曲げ/膜応力比の影響について把握することが必要となる。

まず、クリープ疲労に関するデータは、本報告で引用したデータと同じ方法で取得した 316FR 鋼に関する 2 本のデータがあるが[1]、他に、316FR 鋼以外の鋼種も含めて、引用可能なデータの調査を行う予定である。

(e) フェライト系材料への影響

既往データは主として 316FR 鋼を提対象としている。この 316FR 鋼はオーステナイト系ステンレス鋼で、疲労により繰返し硬化挙動を示す材料である。したがって、繰返し硬化挙動を示すオーステナイト系ステンレス鋼(SUS304、SUS316 等)には 316FR 鋼の知見を適用することは十分可能である。

一方、9Cr 鋼や 12Cr 鋼等のフェライト系鋼は疲労においては繰返し軟化挙動を示す材料である。したがって、フェライト系鋼に対して、316FR 鋼の知見を適用することの是非を確認する必要がある。

b. 試験計画

上記課題を解決するために必要なデータの取得試験計画案を表 4.3.2-2 示す。

参考文献

- [1] 電力中央研究所, "平成 12 年度 発電用新型炉技術確証試験調査報告書 別冊 高温構造健全性評価指針(案) 解説", 平成 9 年 3 月

表 4.3.2-1 曲げ/膜ひずみ比測定値から算出した応力成分

		応力成分範囲 (MPa)	
		2次曲げ応力成分範囲	2次膜応力成分範囲
曲げ/膜応力比	90	592.7	6.6
	6	513.7	85.6
	1	173.7	428.6
	0	0.0	599.3

表 4.3.2-2 データ取得計画

課題	供試材	温度 (°C)	曲げ/膜 応力比	ひずみ範囲 (%)	本数 (本)	その他/備考
ひずみ範囲の影響	316FR	550	0、10、90	(0.5) 0.7、1.0	6	
き裂の合体と進展	316FR	550	0、10、90	0.5	3	
き裂発生に及ぼす影響	316FR	550	0、10、90	0.5	3	
クリープ疲労に及ぼす 影響	316FR	550	0、10、90	(0.5) 0.7	5	10分、30分 保持
フェライト系材料ひず み範囲の影響	改良9Cr or12Cr系	550	0、10、90	0.5、0.7	5	
フェライト系材料クリ ープ疲労に及ぼす影響	改良9Cr or12Cr系	550	0、10、90	0.5	3	30分保持

() : 一部既往データ有り

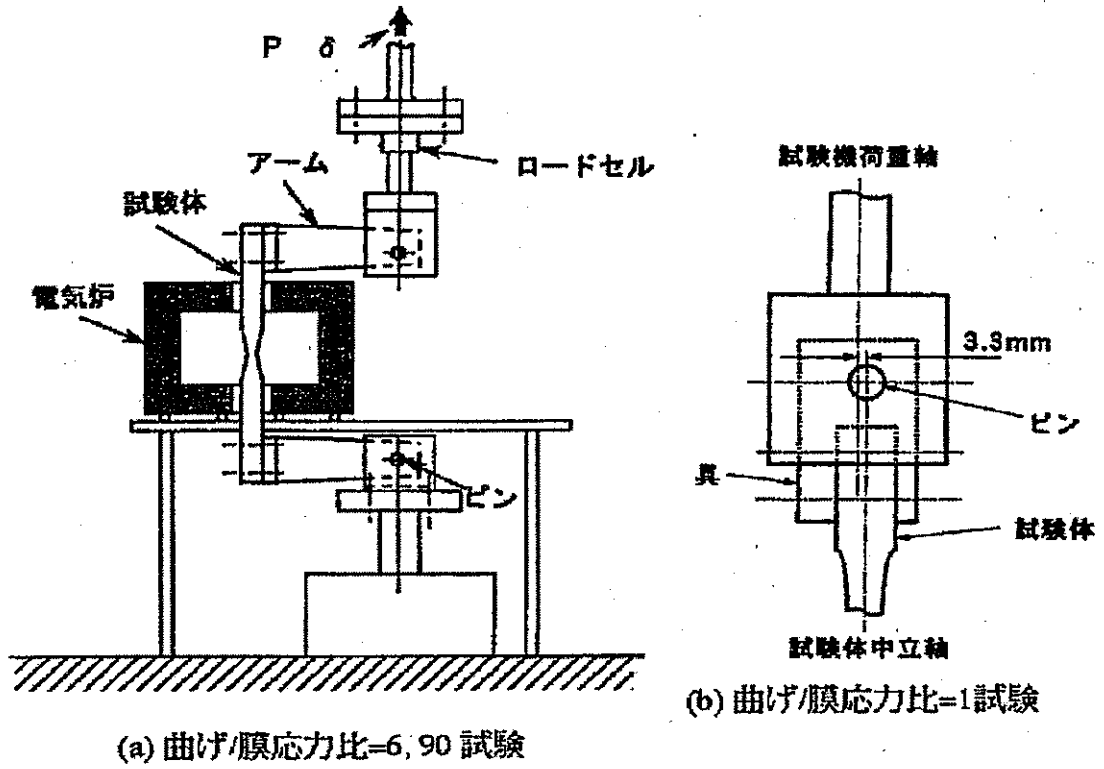


図 4.3.2-1 曲げ/膜重畳下平板モデル試験装置概要

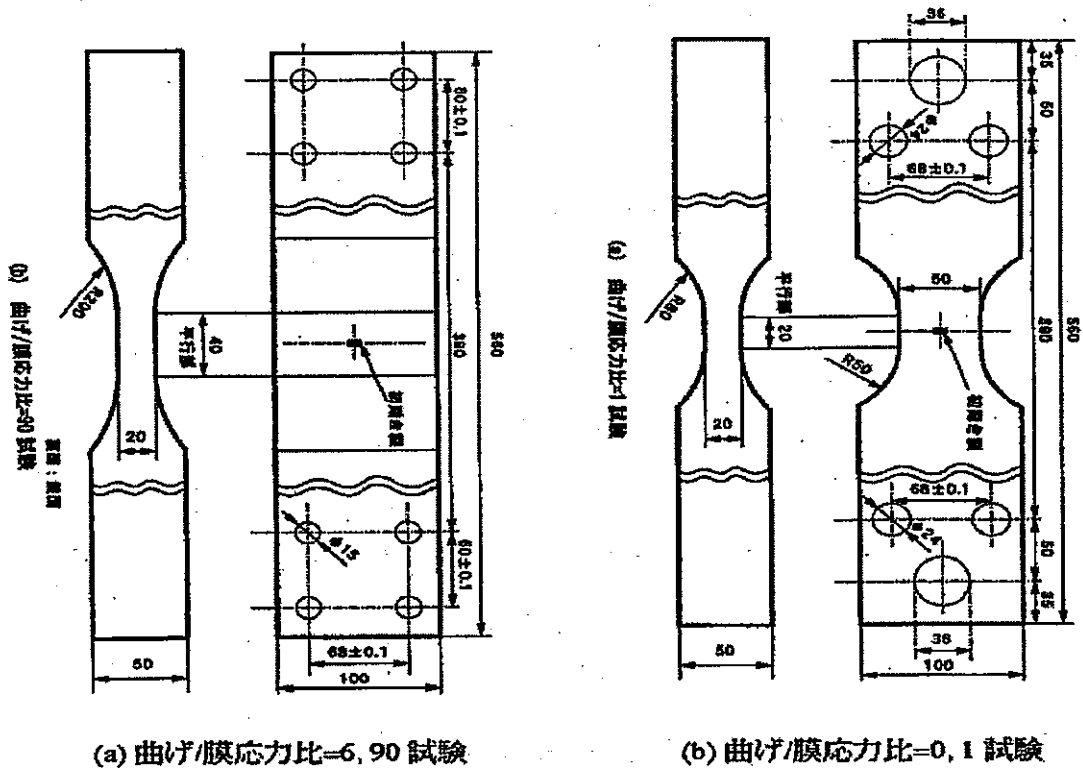
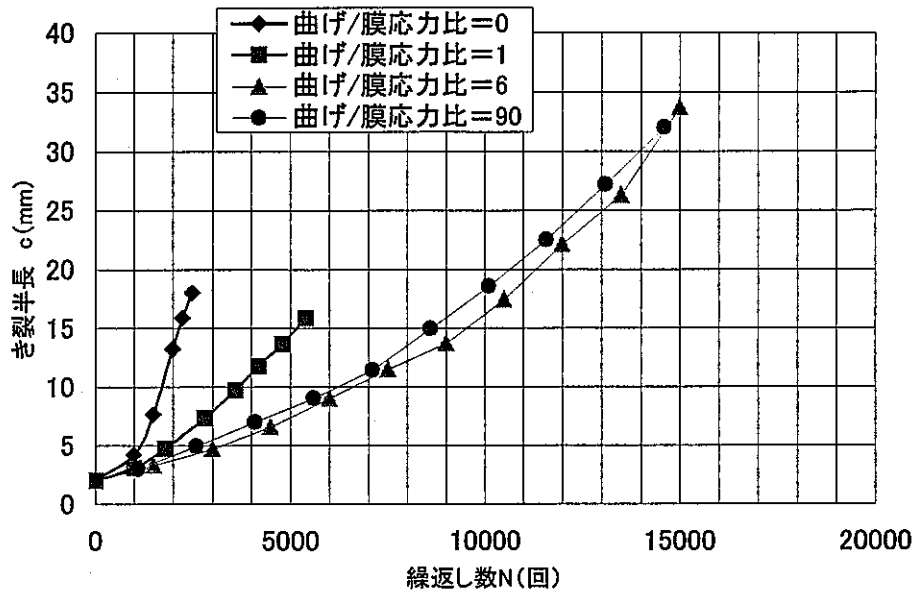
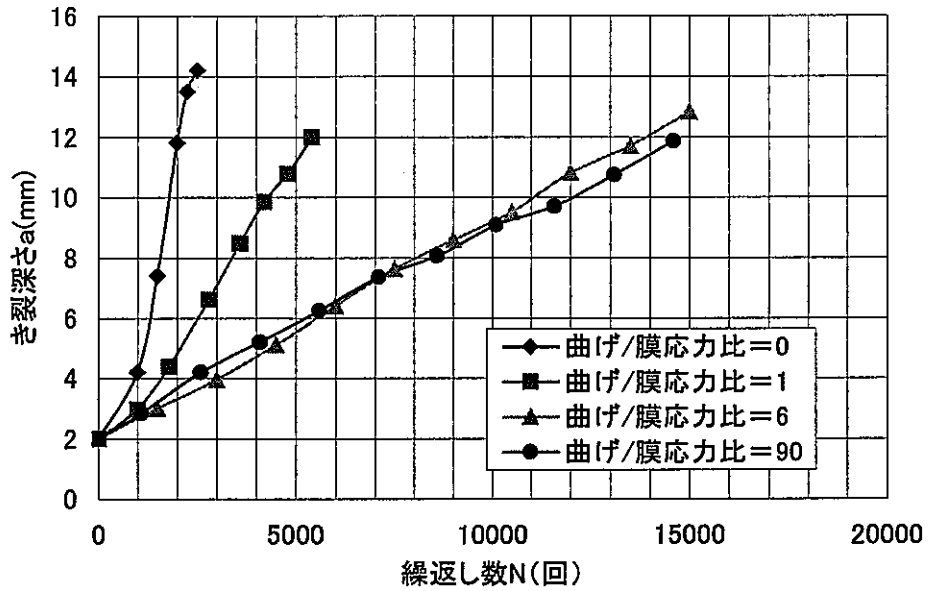


図 4.3.2-2 曲げ/膜重畳下平板モデル試験片

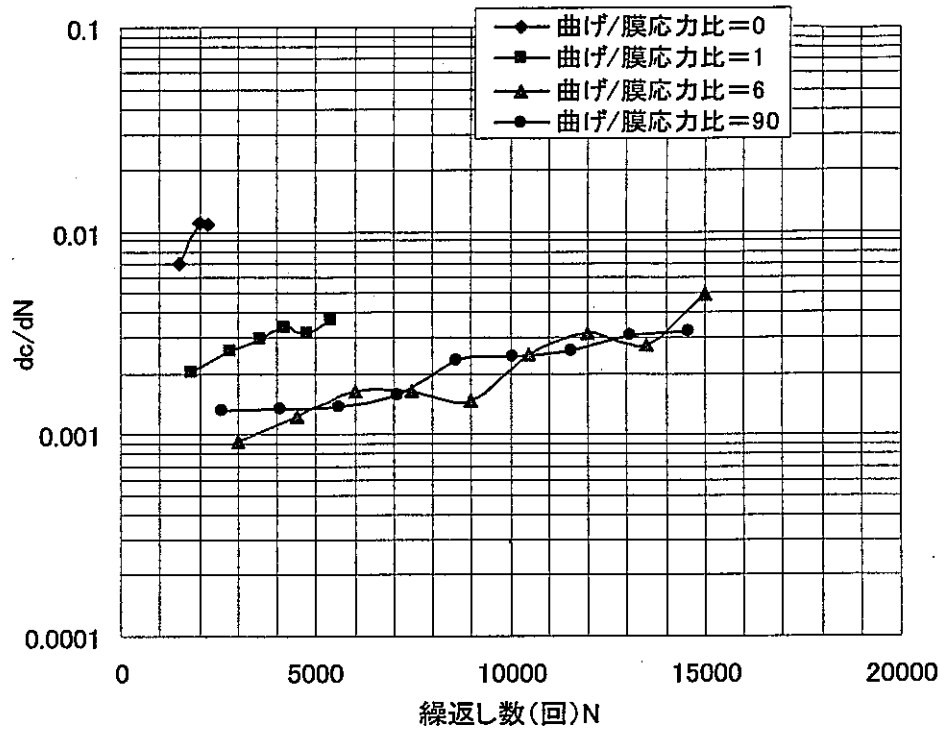


(a) き裂半長

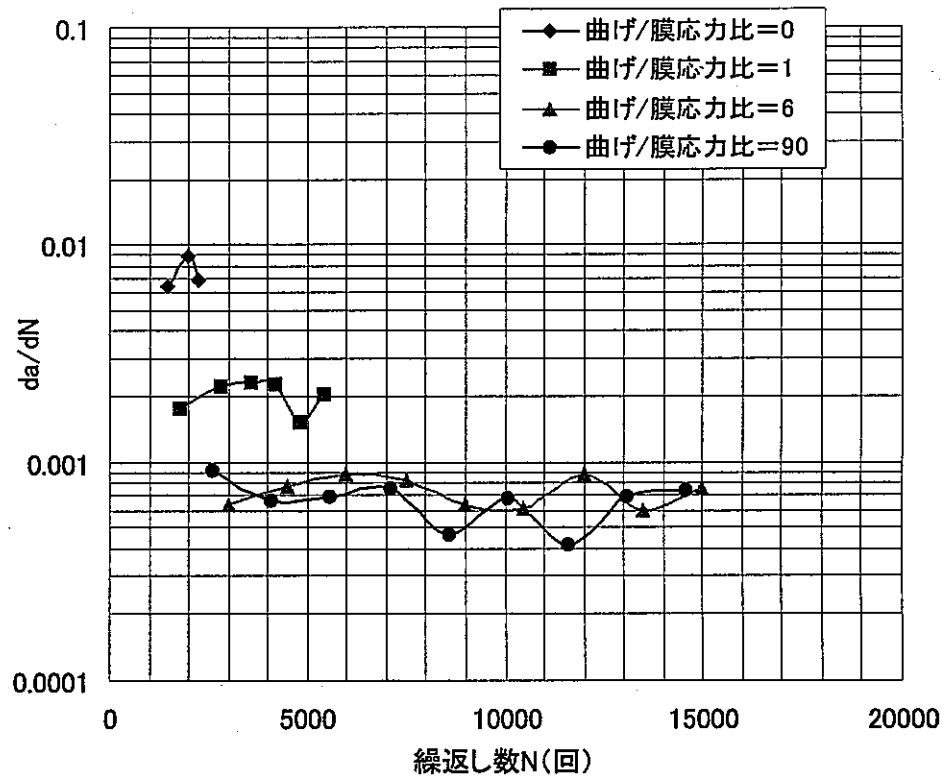


(b) き裂深さ

図 4.3.2-3 繰返し数とき裂半長及びき裂深さの関係 [1]



(a) き裂半長



(b) き裂深さ

図 4.3.2-4 繰返し数とき裂進展速度の関係 ([1]より読取)

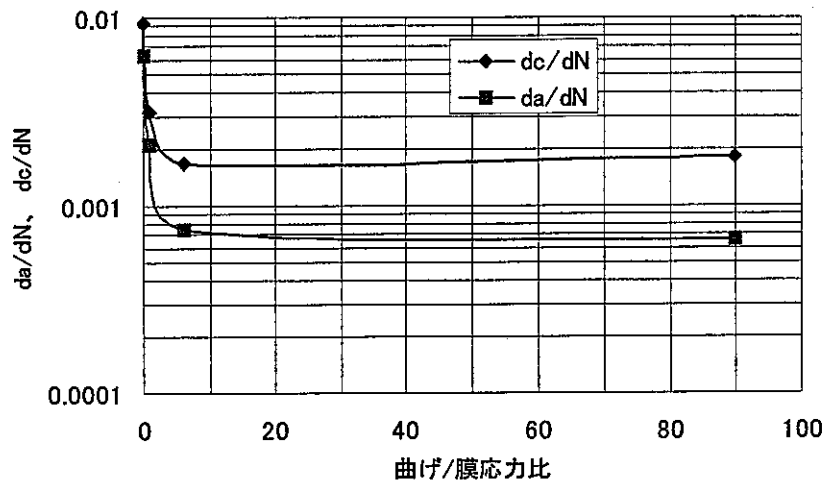
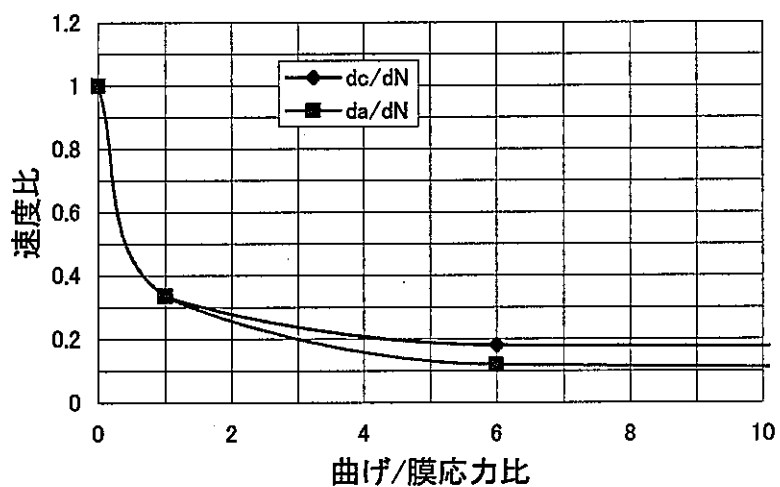
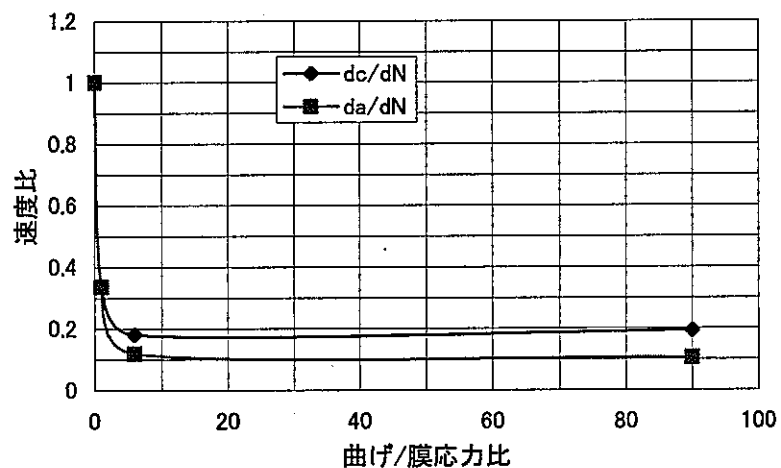


図 4.3.2-5 き裂進展速度と曲げ/膜応力比の関係 ([1]より整理)



上図拡大

図 4.3.2-6 き裂進展速度比と曲げ/膜応力比の関係 ([1]より整理)

4.3.3 き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の検討

(1) 目的

システム化規格の策定にあたっては、設計や維持における許容値の目安となる破損の定義を明確化することが重要となる。許容値を決定する重要な破損モードである疲労損傷については、単軸丸棒疲労試験における25%荷重低下繰返し数をベースに決定される平均疲労曲線が目安となっていた。しかしながら、単軸丸棒の疲労試験片が25%荷重低下繰返し数に至るまでに、き裂発生-微小き裂進展-巨視き裂進展という過程を経ており、25%荷重低下繰返し数と破損(き裂)との間の定量的な関係は定義されていなかった。このことは、設計疲労曲線と破損との関係についても明確にはされておらず、設計で考慮されている安全裕度(寿命で20倍、ひずみ範囲で2倍)の確率的な意味付けやシステム化規格の中で導入する裕度交換の検討をする際に問題となってくる。

そこで、単軸丸棒疲労試験に基づく寿命に代わり、き裂の発生と進展に分離した寿命評価モデルの作成が平成12年度に実施された。この中では、単軸丸棒疲労試験の途中でレプリカを用いたき裂計測を行い、疲労寿命に至るき裂進展挙動を求めた試験データを引用し、以下のモデルを提案した。

- a. 初期き裂長さをパラメータとして、表面き裂長さが10mm(25%荷重低下繰返し数に対応するき裂長さ)に達するまでのき裂進展予測(き裂進展寿命 N_p)を行い、試験で計測された初期き裂長さに至る繰返し数(き裂発生寿命 N_i)との加算から疲労寿命(N_i+N_p)を予測すると、初期き裂長さを0.5mm以上とすれば実験結果と一致する寿命が予測された。このことから、連続体力学に基づく破壊力学が適用できる最小き裂長さ0.5mmをき裂発生の定義とした。
- b. 実験で計測された0.5mmのき裂発生繰返し数と弾性ひずみ範囲、塑性ひずみ範囲、全ひずみ範囲の関係を整理した結果、塑性ひずみ範囲が支配パラメータとなった。そこで、き裂発生繰返し数の定義式を塑性ひずみ範囲に対して回帰した。
- c. き裂進展寿命の評価法として、平成5年度発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験に関するもの)調査報告書 別冊「高速炉機器への非弾性破壊力学の適用に関する指針(案)」を引用した。

上記手法は、き裂発生繰返し数を回帰する実験データが不可欠であり、316FR鋼母材(板材)の550℃、ひずみ速度 10^{-3} mm/mm/secに対する予測式のみが求められている。しかしながら、さらに広い範囲の温度、ひずみ速度、材料に拡張するためには、平均疲労曲線をベースにき

き裂発生繰返し数を定義する方が有効と考えられる。そこで、本年度は、き裂長さ 0.5mm のき裂発生繰返し数と平均疲労曲線の関係式を作成し、同評価法の他の温度・ひずみ速度条件あるいは他の材料への適用性を拡張する事を目的とする。き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の作成の考え方を図 4.3.3-1 に示す。

(2) 引用した試験データ

き裂発生寿命と疲労寿命の関係式の策定には、電中研で実施された微小き裂進展試験から 316FR 鋼母材(板材)の 550℃、ひずみ速度 10^{-3} mm/mm/sec に対する結果[1]を引用した。対象とした試験条件ならびに結果を表 4.3.3-1 に示す。全ひずみ範囲と破損繰返し数 N_f の関係を図 4.3.3-2 に、全ひずみ範囲とき裂発生繰返し数 N_i の関係を図 4.3.3-3 に示す。

(3) 支配パラメータ

表 4.3.3-1 の試験データから、き裂発生寿命比 $N_{i(z_c=0.5)}/N_f$ に対し、全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ 、弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_e$ 、塑性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_p$ を関数とした整理を行った。それぞれの整理結果を図 4.3.3-4～図 4.3.3-6 に示す。塑性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_p$ による整理が最も良い近似特性を示しているが、最適疲労破損式に基づいてき裂発生寿命を回帰する必要性から、全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ を支配パラメータとすることとした。

(4) 疲労曲線の回帰

図 4.3.3-2 の疲労寿命の回帰曲線として、以下の 3 種類の回帰式を適用した。

a. DDS 式

$$\log(N_f) = \frac{1}{A_0 + A_1 \times \log(\Delta \varepsilon_t) + A_2 \times \log(\Delta \varepsilon_t)^2 + A_3 \times \log(\Delta \varepsilon_t)^4}$$

$$A_0 = 1.621827 - 0.456785 \times 10^{-7} \times T^2 \times \log(\dot{\varepsilon})$$

$$A_1 = 1.131346 + 0.8665061 \times 10^{-8} \times T^2$$

$$A_2 = 0.3439663$$

$$A_3 = -0.1374387 \times 10^{-1} + 0.4910723 \times 10^{-4} \times \log(\dot{\varepsilon})$$

(ε の単位 : mm/mm)

b. FME 圧延材式 [2]

$$\log(N_f) = \frac{1}{A_0 + A_1 \times \log(\Delta \varepsilon_t) + A_2 \times \log(\Delta \varepsilon_t)^2 + A_3 \times \log(\Delta \varepsilon_t)^4}$$

$$A_0 = 1.7234647 - 0.78357089 \times 10^{-7} \times T^2 \times \log(\dot{\varepsilon})$$

$$A_1 = 1.5002483 + 2.5843071 \times 10^{-8} \times T^2$$

$$A_2 = 0.5690553$$

$$A_3 = -0.29581603 \times 10^{-1} + 5.6804201 \times 10^{-4} \times \log(\dot{\varepsilon})$$

(ε の単位 : mm/mm)

c. 試験データ単純回帰式

$$\log(N_f) = \frac{1}{A_0 + A_1 \times \log(\Delta \varepsilon_t) + A_2 \times \log(\Delta \varepsilon_t)^2}$$

$$A_0 = -1.5529$$

$$A_1 = -2.3206$$

$$A_2 = -0.6297$$

(ε の単位 : mm/mm)

各回帰式と母材圧延材試験データとの比較を図 4.3.3-7～図 4.3.3-9 に示す。図 4.3.3-7 に示す DDS 式では、短寿命側で若干非安全側、長寿命側で過度に安全側の予測となっている。図 4.3.3-8 に示す FME 圧延材式では、 $\Delta \varepsilon_t = 0.7\%$ 近傍で若干非安全側となっているものの、全体的に回帰式による予測は試験データと良く一致した予測となっている。図 4.3.3-9 に示すデータの単純回帰式は、当然のことながら試験データと良く一致した予測となっている。

すべての回帰式による予測と試験データの対応を図 4.3.3-10 に示す。DDS 式では長寿命側でファクターオブ 2 よりも長寿命の予測となっているが、FME 圧延材式や単純回帰式はファクターオブ 2 以内の予測となっている。

(5) き裂進展寿命の予測

き裂進展寿命の評価法として、「高速炉機器への非弾性破壊力学の適用に関する指針(案)」[3]を引用した。丸棒試験片を表面き裂付平板にモデル化し、以下の条件でき裂進展予測を実施した。

試験片形状

板幅 $2b=20\text{mm}$ 、板厚 $t=10\text{mm}$

初期き裂形状	き裂深さ $a=0.25$ mm、き裂長さ $2c=0.5$ mm
弾性追従係数	$q=2.5$
温度	550°C
ひずみ速度	$0.1\%/秒$
材料特性	
ヤング率	$E=15691$ kg/mm ²
ポアソン比	$\nu=0.3$
降伏点	$\sigma_y=11.158$ kg/mm ²
R-0 係数	$\kappa=0.2436$
R-0 指数	$n=3.132$
き裂進展特性 (kgf/mm-mm/cycle 単位系) -平均特性-	
Paris 則係数	$C=1.4615\text{E}-03$
Paris 則指数	$n=1.3742$
き裂開閉口比 U	図 4.3.3-11 を仮定

表面き裂長さが 10mm に達するまでのき裂進展寿命を予測し、試験で計測されたレプリカ長さが 0.5mm であった時点から疲労寿命 N_f (表面き裂長さ 10mm に対応) までの寿命を比較すると図 4.3.3-12 のようになる。予測結果は試験データと良く対応しており、以下のき裂発生繰返し数と平均疲労曲線の関係式を定める際のき裂進展挙動の内挿関数値としてこの予測結果を使用した。

(6) き裂発生繰返し数と平均疲労曲線の関係式

実験で得られたき裂発生寿命 N_i (表面き裂長さ 0.5mm) と疲労寿命 N_f (25% 荷重低下) の比 N_i/N_f を予測値と比較した。予測では、疲労寿命 N_f として(4)節で検討した 3 種類の疲労曲線を用い、(5)節のき裂進展寿命 N_p を引き去ることによりそれぞれのき裂発生寿命 $N_i=N_f-N_p$ を求めた。

疲労寿命の予測式として DDS 式を用いた場合のき裂発生寿命比 N_i/N_f と全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon t$ の関係を図 4.3.3-13 に示す。 $\Delta \varepsilon t=0.6\%$ 以上の高ひずみ側では予測と試験はよく対応しているが、 $\Delta \varepsilon t=0.6\%$ 以下の低ひずみ側では全く逆の傾向となっており、さらに $\Delta \varepsilon t=0.35\%$ 近傍で傾向が反転している。これは、図 4.3.3-7 において DDS 式が長寿命側で過度に安全側

の予測となっていることに起因しており、DDS 式はここで参照した試験データとは適合していないと判断される。

疲労寿命の予測式として FME 圧延材式を用いた場合のき裂発生寿命比 N_i/N_f と全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ の関係を図 4.3.3-14 に示す。 $\Delta \varepsilon_t=0.7\%$ 近傍で予測は試験より長い目のき裂発生寿命比を予測しているが、全ひずみ範囲とき裂発生寿命比との間にほぼ線形に近い関係が得られている。この関係を用い、 $\log(N_i/N_f)$ を $\Delta \varepsilon_t$ の関数として多項式で回帰した。図 4.3.3-14 の予測値に対応するプロット点と回帰式の対応を図 4.3.3-15 に示す。4 次式により全体的に良く回帰できている。

疲労寿命の予測式として試験データ単純回帰式を用いた場合のき裂発生寿命比 N_i/N_f と全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ の関係を図 4.3.3-16 に示す。予測値は試験データと全体的に良く対応しているが、 $\Delta \varepsilon_t=1.0\%$ 近傍で短い目のき裂発生寿命比を予測しており、約 2 倍の差を生じている。この関係を用い、 $\log(N_i/N_f)$ を $\Delta \varepsilon_t$ の関数として多項式で回帰した。図 4.3.3-16 の予測値に対応するプロット点と回帰式の対応を図 4.3.3-17 に示す。この場合も 4 次式により全体的に良く回帰は出来ているが、間に極値を有している点に難がある。

以上の検討から、き裂発生繰返し数と平均疲労曲線の関係式として FME 圧延材を試験データの回帰式として採用するのが最適と判断される。結論として得られた関係式を以下に示す。

$$N_i = N_f \times 10^{-0.4759 \times \Delta \varepsilon_i + 0.1614}$$

(ε の単位 : %)

適用範囲 $0.295\% \leq \Delta \varepsilon_i \leq 1\%$

(7) 他の材種、温度への適用性

ここまでは 316FR 鋼母材(板材)の 550℃、ひずみ速度 10^{-3} mm/mm/sec のデータを対象に回帰式を作成してきた。本項で検討しているき裂発生繰返し数と平均疲労曲線の関係式は、図 4.3.3-1 でも示したようにき裂発生繰返し数比 N_i/N_f に対しては 1 本のマスターカーブで回帰し、温度依存性やひずみ速度依存性については平均疲労曲線であらわそうという概念のもとで作成されている。今回のマスターカーブの回帰に用いた以外の材種、温度における試験データとマスターカーブの比較を図 4.3.3-18 に示す。母材 SP 材や母材硬化部に対しては、作成した回帰式が温度の影響なく適用できると考えられるが、同じ母材であっても口印で示すヒート材や鍛造材については異なった関係式となるものと考えられる。よって、上記関係

式については、適用範囲を 316FR 鋼母材(板材)のみとし、鍛造材や SP 処理を行っていない圧延材については別途回帰式を作成する必要がある、そのためのデータの取得が必要となる。

参考文献

- [1] 平成 11 年度 発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験に関するもの)その 2 「高温構造健全性評価技術確証試験」、平成 12 年 3 月、財団法人電力中央研究所
- [2] 「明日のエネルギーの礎に-高速炉新材料の実用化に向けて-」、1999 年 5 月、社団法人日本溶接協会原子力研究委員会 FME 小委員会(主査：朝田泰英東大教授)
- [3] 平成 5 年度 発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験に関するもの)調査報告書別冊「高速炉機器への非弾性破壊力学の適用に関する指針(案)」、平成 6 年 3 月、財団法人電力中央研究所

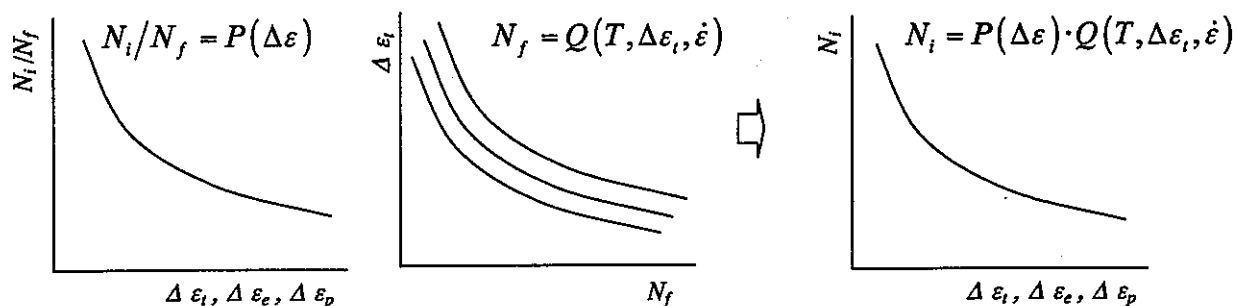


図 4.3.3-1 き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の概念

表 4.3.3-1 引用した試験データと条件[1]

試験条件					試験結果				
TP No.	材 料	温 度 (°C)	Δε (%)	試験片形状	Δεt	Δεp	Δεe	Δσ	Nf (cycles)
6P-4	板材(SP)	550	1.00	丸棒試験片	1.01	0.59	0.41	600	1550
6P-2	板材(SP)	550	0.70	丸棒試験片	0.71	0.37	0.34	488	3840
6P-18	板材(SP)	550	0.50	丸棒試験片	0.51	0.21	0.29	425	53680
6P-10	板材(SP)	550	0.45	丸棒試験片	0.46	0.16	0.29	432	346390
B1	母材	550	0.70	φ4	0.70	0.37	0.33	480	3730
B3	母材	550	0.49	φ4	0.49	0.23	0.27	406	25000
B4	母材	550	0.50	φ4	0.50	0.22	0.28	404	29800
B2	母材	550	0.69	φ8	0.69	0.36	0.33	480	4458

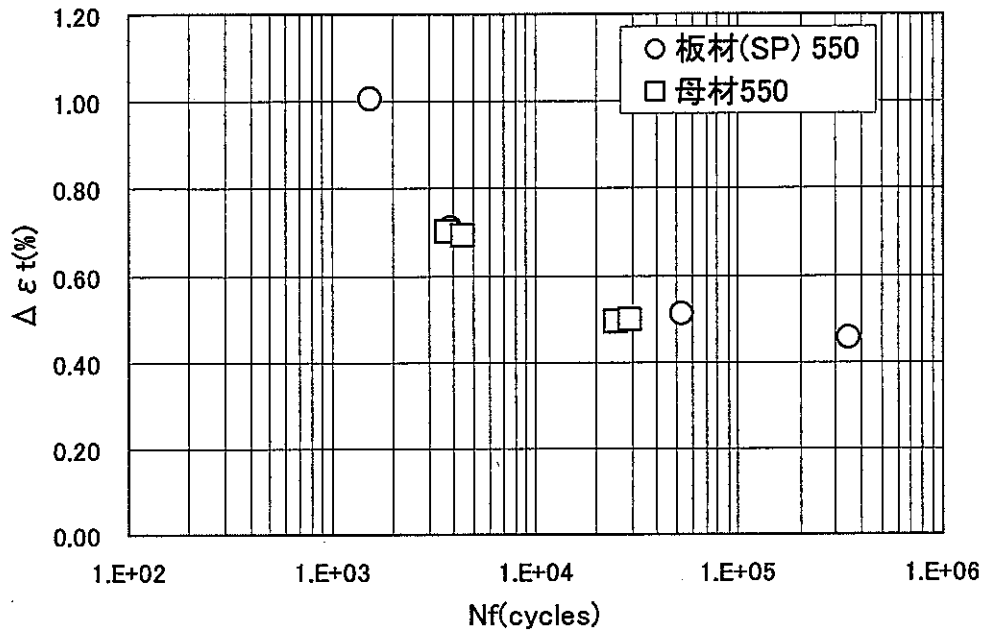


図 4.3.3-2 試験データ (Nf-Δεt 関係)

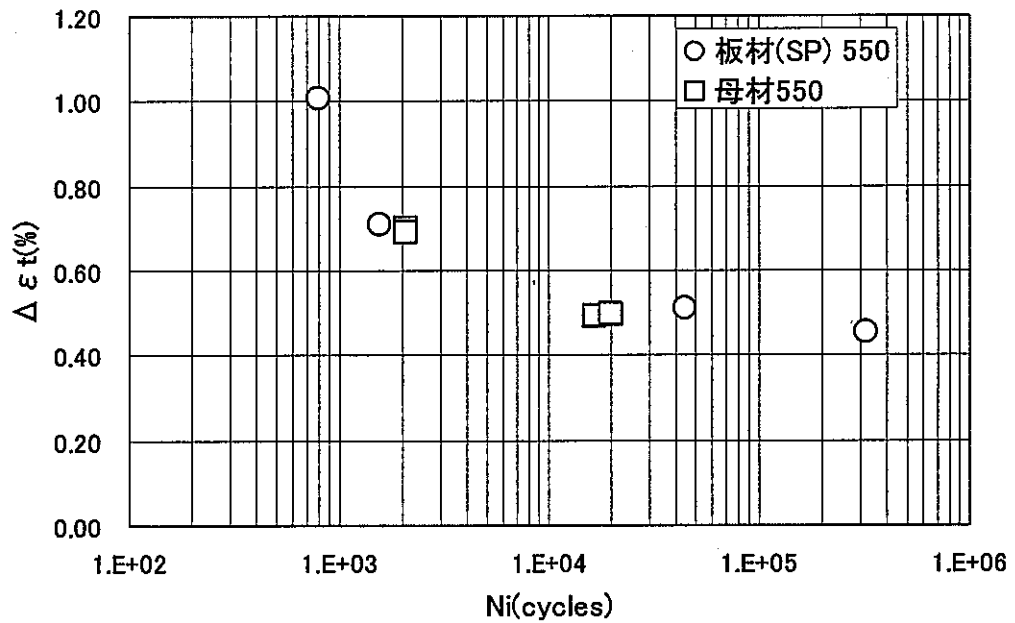


図 4.3.3-3 試験データ (Ni-Δεt 関係)

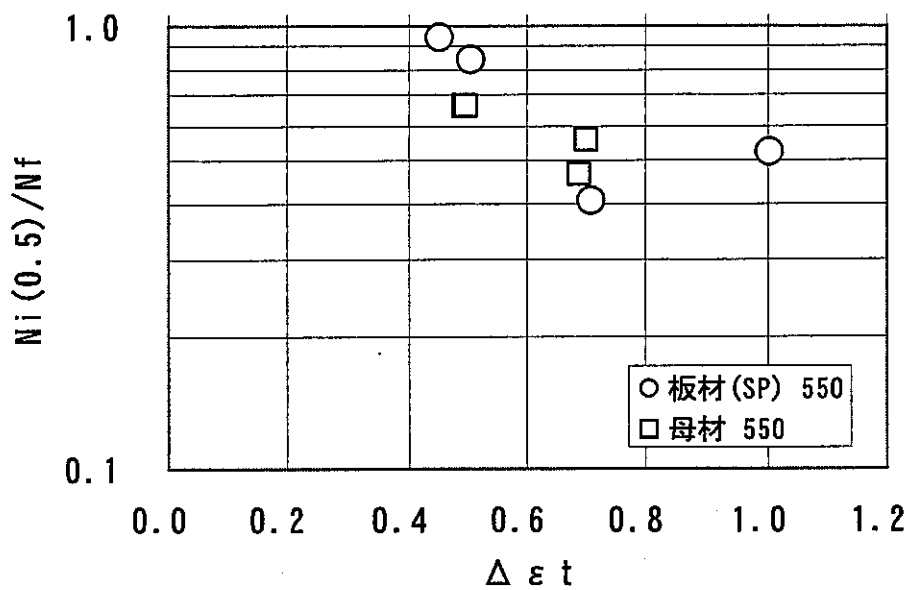


図 4.3.3-4 き裂発生寿命比の $\Delta \epsilon t$ による整理

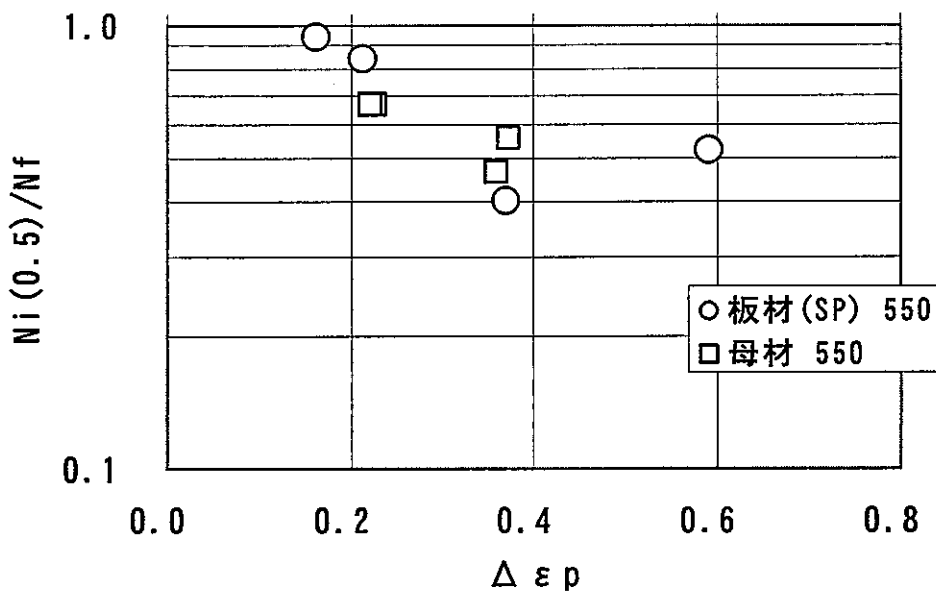


図 4.3.3-5 き裂発生寿命比の $\Delta \epsilon e$ による整理

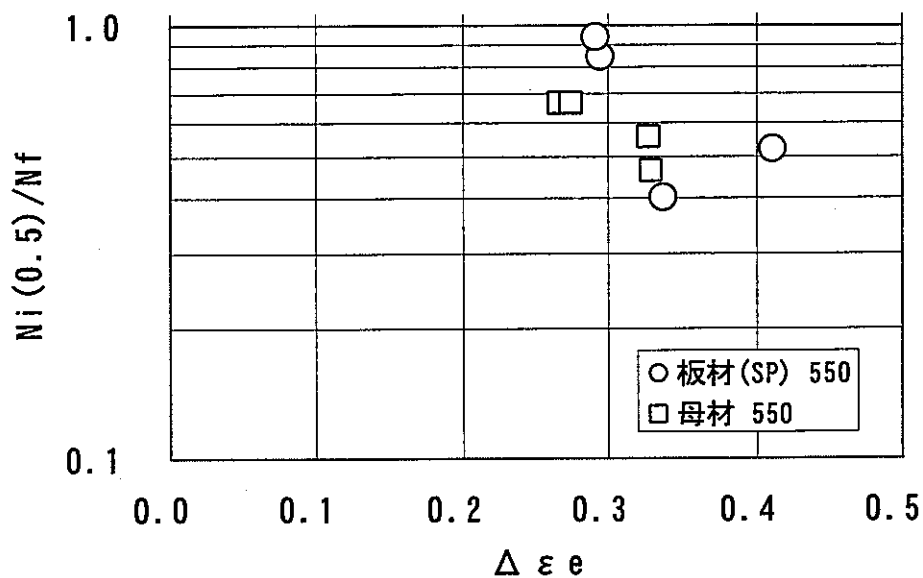


図 4.3.3-6 き裂発生寿命比の $\Delta \epsilon p$ による整理

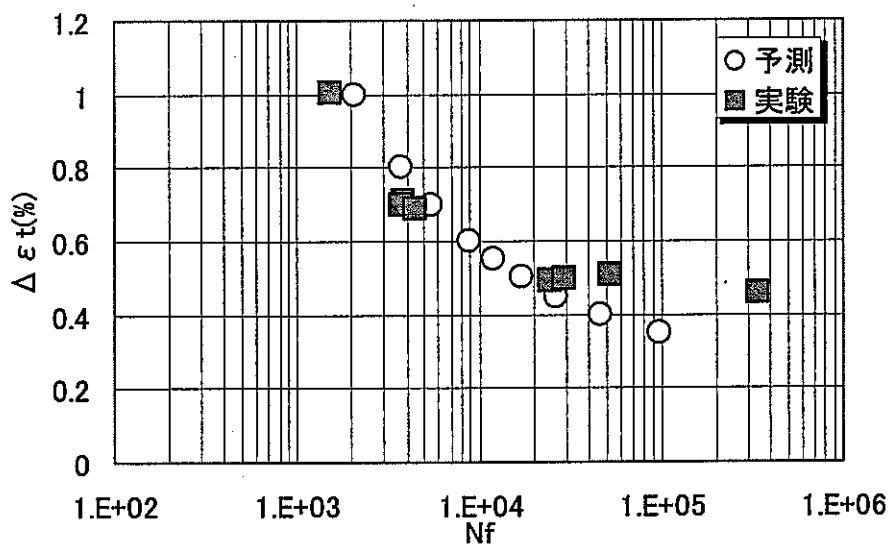


図 4.3.3-7 試験データと DDS 式の比較(母材圧延材)

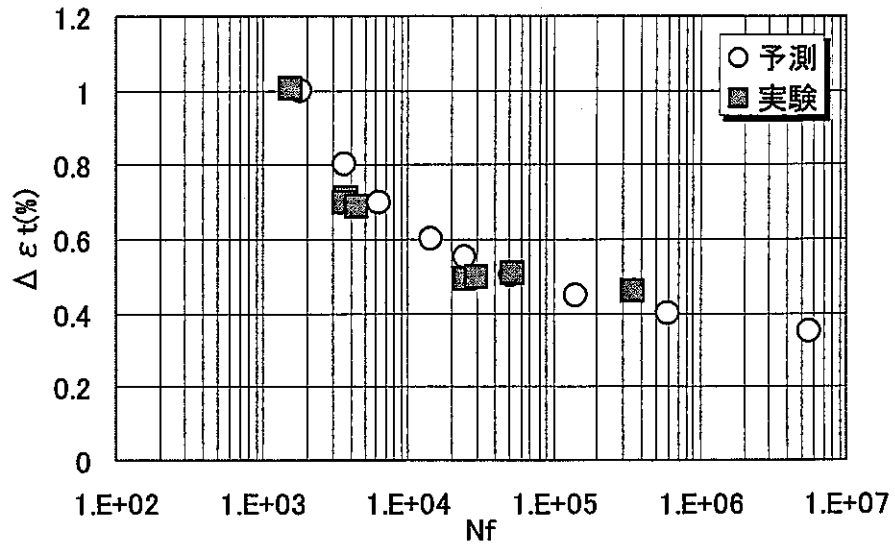


図 4.3.3-8 試験データと FME 圧延材式の比較

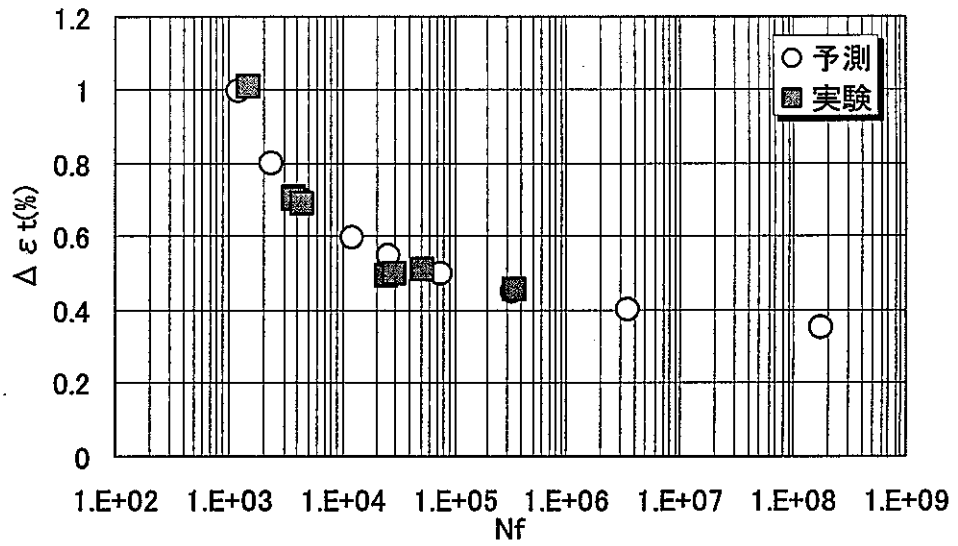


図 4.3.3-9 試験データと単純回帰式の比較

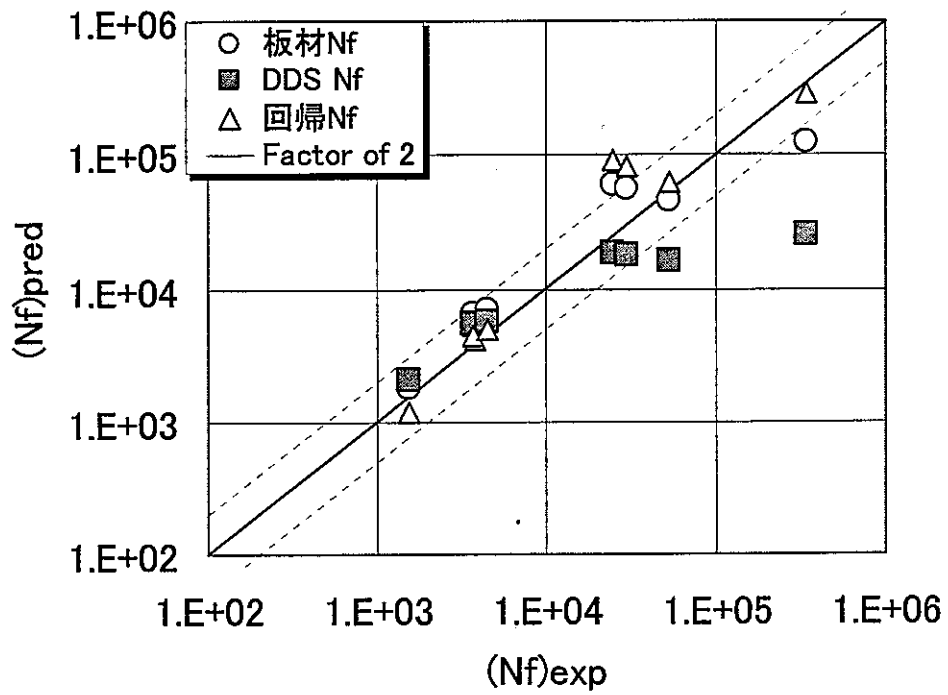


図 4.3.3-10 試験データと回帰式の比較

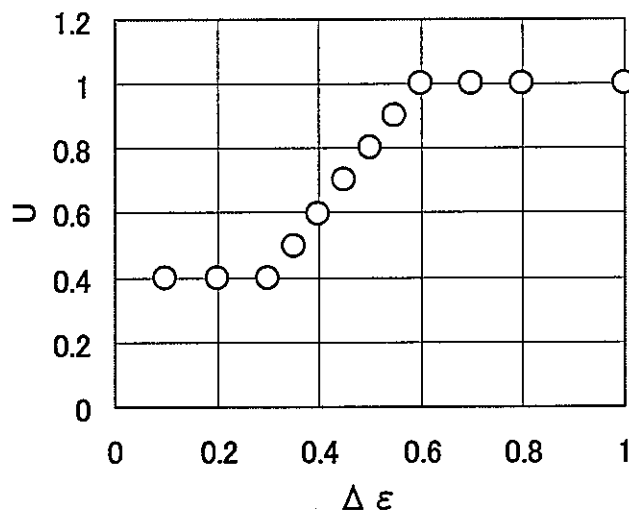


図 4.3.3-11 き裂開口比の値

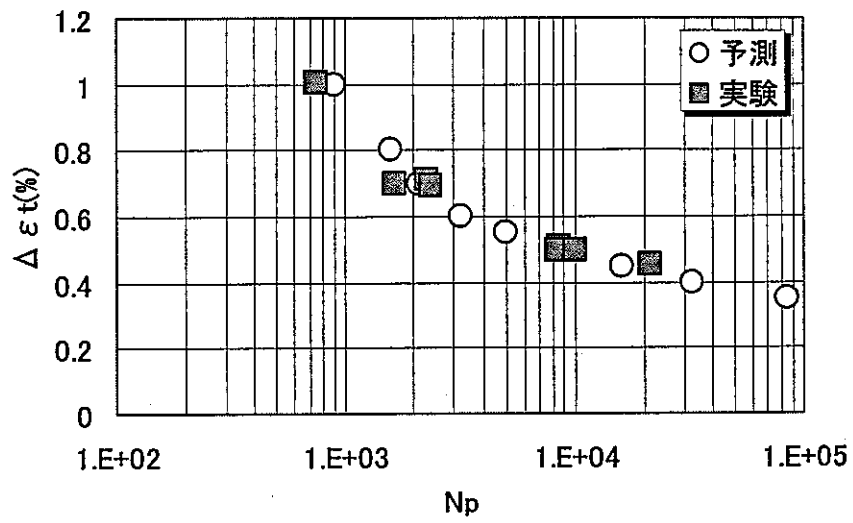


図 4.3.3-12 き裂進展寿命 N_p の試験データと予測値の比較

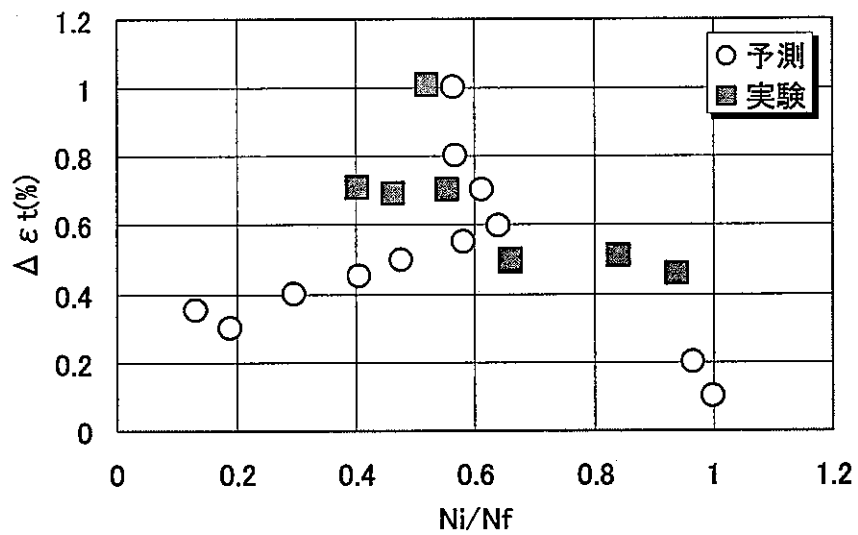


図 4.3.3-13 き裂発生寿命比 N_i/N_f と全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon t$ の関係 (DDS 式ベース)

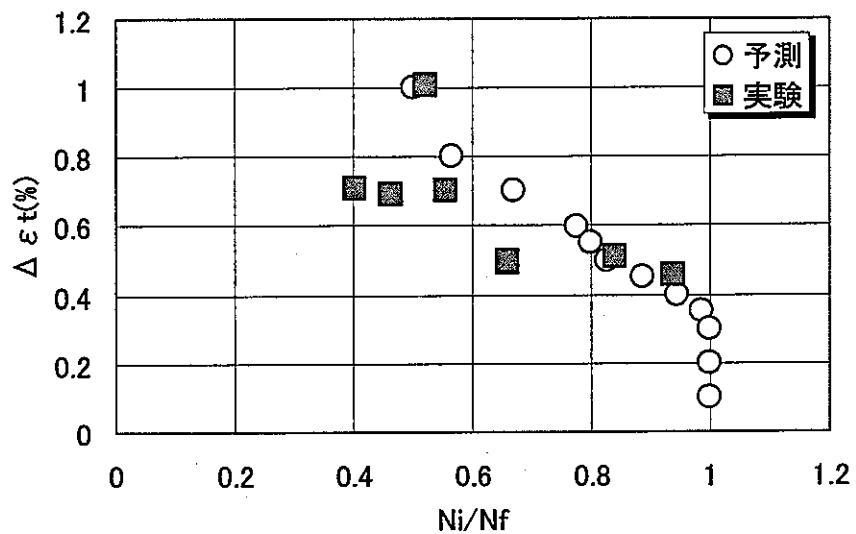


図 4.3.3-14 き裂発生寿命比 Ni/Nf と全ひずみ範囲 Δεt の関係 (FME 圧延材式ベース)

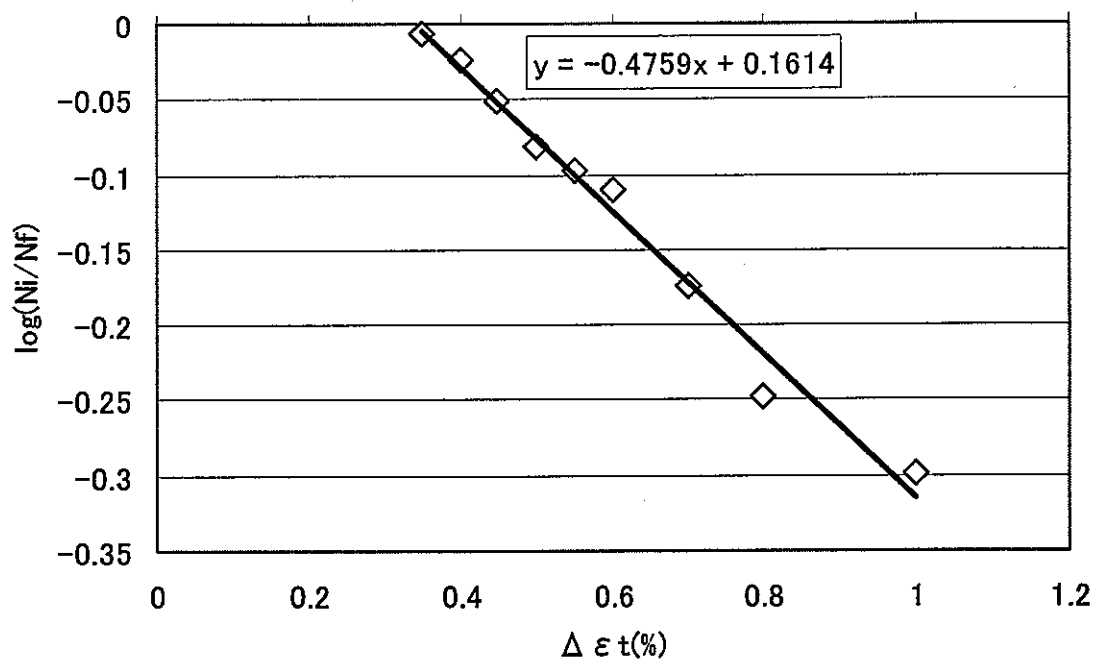


図 4.3.3-15 き裂発生寿命比 Ni/Nf の回帰式 (FME 圧延材式ベース)

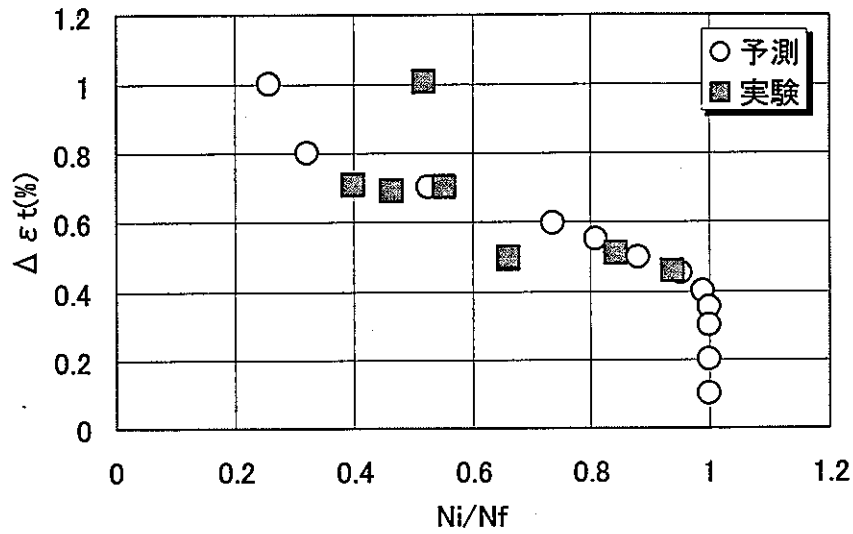


図 4.3.3-16 き裂発生寿命比 Ni/Nf と全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon t$ の関係(単純回帰式ベース)

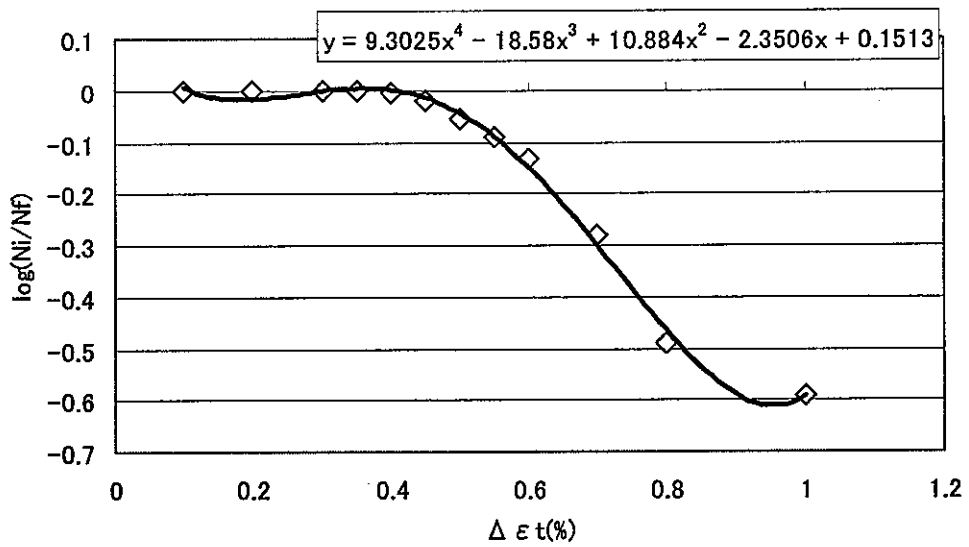


図 4.3.3-17 き裂発生寿命比 Ni/Nf の回帰式(単純回帰式ベース)

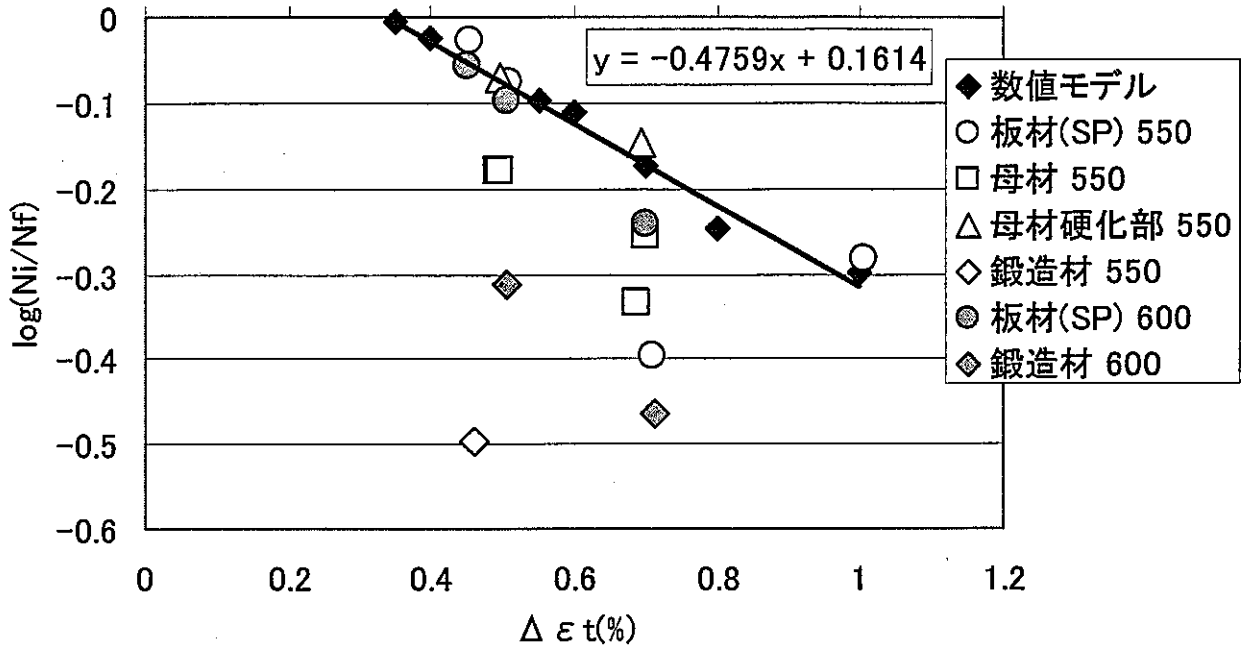


図 4.3.3-18 き裂発生寿命比 Ni/Nf の回帰式 (他の材種、温度への適用性)

4.3.4 き裂の削除による寿命延長概念に関する実証試験

(1) 目的

システム化規格の大きな特徴として、部分基準間での裕度交換概念を取り入れ、全体として目標とする裕度を確保することが挙げられる。

本研究では、き裂の発生・進展に着目し、試験途中で試験片表面に発生したき裂を削除することによる破損寿命の延伸を確認し、裕度交換の考え方を実証する。

(2) 試験材料及び試験片形状

供試材料は、316FR 鋼圧延材母材である。試験片の形状及び試験片採取位置を図 4.3.4-1 に示す。試験片は、平行部直径が 12mm の中実丸棒試験片であり、試験片軸方向と材料の圧延方向を一致させ、板厚方向 1/4t 及び 3/4t の位置から採取した。

(3) 試験方法及び試験条件

試験は、油圧サーボ式疲労試験機(容量±10ton、高周波誘導加熱方式)を用い実施した。温度の制御は、試験片肩部に取り付けた熱電対により行い、変位は平行部に取り付けた差動変位式伸び計(G.L.=16mm)にて検出した。試験計測センサー(伸び計及び熱電対)の配置を図 4.3.4-2 に示す。

試験条件を表 4.3.4-1 に示す。試験は、大気環境中 550℃において、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}=0.1\%/s$ の三角波形にて、3 種類のひずみ範囲 $\Delta \epsilon=1.0\%$, 0.7% , 0.5% について実施した。裕度交換の考え方を実証する目的で、標準的な疲労試験(平成 13 年度実施済)と一定サイクル毎に試験片表面を切削し発生するき裂を除去する試験(き裂削除試験)を行い、寿命延伸を確認することとした。 $\Delta \epsilon=1.0\%$ については、き裂削除間隔・き裂削除深さの影響を確認するため 2 種類のき裂削除サイクルで試験を実施した。き裂削除試験のき裂削除サイクル及び削除深さは、基本的には表 4.3.4-1 に記載の値で実施するものとしたが、き裂削除深さについては発生したき裂の長さに応じ、発生したき裂を確実に除去できる深さを調整するものとした。

なお、破損繰返し数の定義は、引張側最大応力がその 3/4 に低下した時点での繰返し数とした。

(4) 試験結果

ひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ と破損繰返し数 N_f の関係を図 4.3.4-3 に、き裂削除試験での N_f を通常試験

の N_f で除して求めたき裂削除処理による疲労寿命延伸比とひずみ範囲の関係を図 4.3.4-4 に示す。なお、き裂削除処理による疲労寿命延伸比の算出に用いた通常試験の N_f は、 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ については本試験で得られたき裂削除処理なし試験の N_f を、 $\Delta \varepsilon = 0.7\%$ 及び 0.5% については本試験ではき裂削除処理なし試験を実施していないため、平成 13 年度本研究で策定した 316FR 鋼板材の最適疲労破損式より求めた N_f を用いた。

き裂削除処理を施した試験は、いずれのひずみ範囲においても通常の疲労試験寿命よりも破損繰返し数が長くなっており、き裂削除による寿命延伸効果が認められた。また、その程度は、 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ の高ひずみ範囲側では、き裂削除サイクルが $0.3N_f$ の場合で約 2 倍、 $0.5N_f$ の場合で約 3 倍であったが、ひずみ範囲が小さくなるほど寿命延伸比は大きくなっており、 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ の低ひずみ範囲側では約 4.6 倍となった。ただし、 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ の高ひずみ範囲のき裂削除サイクルが $0.5N_f$ のケースのき裂削除試験、 $\Delta \varepsilon = 0.7\%$ 及び 0.5% のき裂削除試験では、最終の負荷過程で、試験片直径の関係上、規定のサイクルに達してもき裂削除処理を行わず破損まで負荷しており、規定のサイクルでき裂を除去していればさらに破損寿命は延伸したものと考えられる。また、 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ のき裂削除試験では、き裂削除サイクル $0.3N_f$ と $0.5N_f$ で寿命延伸の程度が異なっており、き裂を削除する深さが寿命延伸に大きく影響していると考えられる。

き裂削除処理後、規定サイクル負荷した後にレプリカにより観察した試験片表面のき裂発生状況を図 4.3.4-5~7 に示す。また、本試験における負荷・加工の履歴及び発生き裂長さの一覧を表 4.3.4-2 に示す。 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ の高ひずみ範囲のき裂削除サイクル $0.3N_f$ のケースでは、第 6 回目のき裂削除処理後、規定のき裂削除サイクル($0.3N_f = 650$)に至る前に $N = 518$ で破損した。同試験における規定サイクル負荷後の最大き裂長さは、 $N_{total} = 2600$ まではいずれのサイクルにおいてもほぼ同等であるが、き裂の数はサイクルの経過に伴い増加しており、 $N_{total} = 3250$ 以降のき裂発生状況観察では、発生した複数のき裂が合体しき裂長さが著しく長くなる結果となっている。き裂削除サイクル $0.5N_f$ のケースでは、第 3 回目のき裂削除処理後、規定のき裂削除サイクル($0.5N_f = 1100$)に達してもき裂削除処理を行わず破損まで負荷したが、き裂削除処理なしの疲労寿命と同等の $N = 3110$ で破損した。同試験では、き裂削除サイクル $0.3N_f$ のケースと異なり、 $N_{total} = 3300$ の時点においても規定サイクル負荷後の最大き裂長さはそれ以前の規定サイクル負荷後の最大き裂長さとほぼ同等で、き裂の数も多少の増加は認められるが著しい増加は認められなかった。き裂削除サイクル $0.5N_f$ のケースでは、 $0.3N_f$ のケースよりも大きい(深い)き裂削除処理を施しており、それが影響しているものと考えら

れる。疲労き裂の発生には部材表面層の転位の集積が関与していると考えられ、き裂削除サイクル $0.5N_f$ のケースでは大きい(深い)き裂削除処理により、疲労負荷により形成された転位の集積領域が削除されたことが考えられる。

一方、 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ の低ひずみ範囲では、途中 $N_{total} = 75000$ 負荷時点で $2c = 1.62\text{mm}$ の大きなき裂の発生が確認されたが、その後のサイクルでは再び $2c = 0.1\text{mm}$ 程度の小さなき裂しか発生しておらず、またき裂の数も繰返し数の経過にかかわらず変化しておらず、第6回目のき裂削除処理後、規定のき裂削除サイクル ($0.3N_f = 15000$) に達してもき裂削除処理を行わず破損まで負荷した場合でも、き裂削除処理なしの疲労寿命とほぼ同等の $N = 58327$ で破損する結果となった。

また、 $\Delta \varepsilon = 0.7\%$ のき裂削除試験においても、 $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ のき裂削除試験と同様な傾向を示しており、第6回目のき裂削除処理後、規定のき裂削除サイクル ($0.3N_f = 1950$) に達してもき裂削除処理を行わず破損まで負荷した場合でも、き裂削除処理なしの疲労寿命とほぼ同等の $N = 7066$ で破損する結果となった。

低ひずみ範囲域においては、約2倍の寿命延伸となった高ひずみ範囲の $0.3N_f$ サイクル毎のき裂削除試験と同じき裂削除深さ(片側 0.2mm)で、最終き裂削除処理後でも無処理材と同等の疲労寿命が得られる結果となった。その要因としては、低ひずみ範囲域においては、疲労負荷により形成される転位の集積領域が高ひずみ範囲域と比較して薄いと考えられ、本試験条件のき裂削除深さでも形成された転位の集積領域が削除されたと推察される。

以上の結果より、疲労き裂が発生しても、き裂を削除することにより疲労寿命の延伸が期待され、その効果はき裂削除深さに依存することが考えられる。

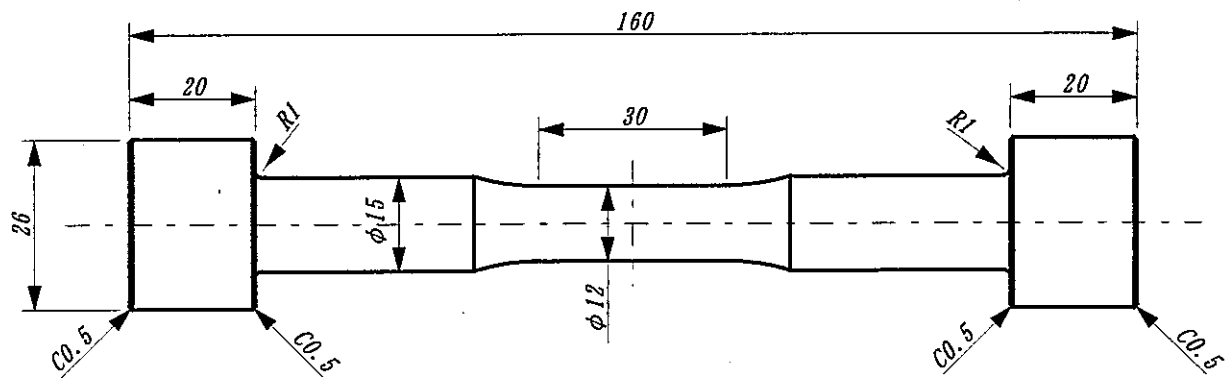
ピーク応力の履歴を図4.3.4-8に示す。き裂削除処理試験では、き裂削除処理の実施に伴い、繰返し数の経過とともに、ピーク応力の増加が若干認められた。

表 4.3.4-1 裕度交換試験条件

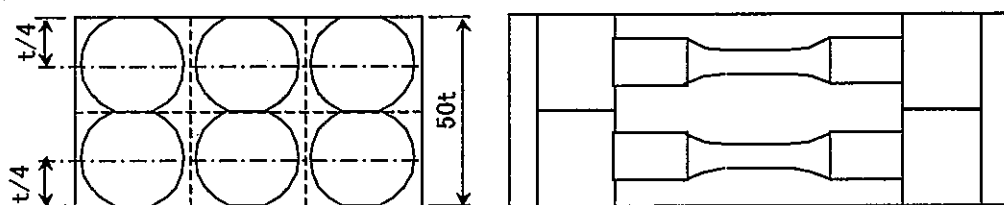
試験環境	試験温度	負荷波形	ひずみ範囲	き裂削除サイクル	削除深さ(片側)	破損寿命	備考
大気	550°C	三角波 ($\epsilon=0.1\%/s$)	1.0%	無処理	—	$N_f=2180$	平成3年度実施済
				$0.3 \times N_f=650$	0.2mm	$N_f=4418$	
				$0.5 \times N_f=1100$	0.5mm		
			0.7%	$0.3 \times N_f=1950$	0.2mm	$N_f=18788$	疲労寿命 $N_f=6500$ と想定
			0.5%	$0.3 \times N_f=15000$	0.2mm	$N_f=193327$	疲労寿命 $N_f=50000$ と想定

表 4.3.4-2 負荷及びき裂削除処理履歴

ひずみ範囲	き裂削除サイクル	負荷繰返し数 N(cycles)	き裂長さ 2c (mm)	負荷後き裂削除処理	
				回数	削除深さ[片側] (mm)
1.0%	0.3Nf	1 ~ 650	0.32	第1回目	0.2
		651 ~ 1300	0.38	第2回目	0.1
		1301 ~ 1950	0.44	第3回目	0.1
		1951 ~ 2600	0.35	第4回目	0.2
		2601 ~ 3250	2.20	第5回目	0.6
		3251 ~ 3900	3.70	第6回目	0.8
		3901 ~ 4418	破損	—	—
	0.5Nf	1 ~ 1100	0.80	第1回目	0.5
		1101 ~ 2200	1.00	第2回目	0.6
		2201 ~ 3300	0.80	第3回目	0.9
3301 ~ 6410		破損	—	—	
0.7%	0.3Nf	1 ~ 1950	0.16	第1回目	0.2
		1951 ~ 3900	0.16	第2回目	0.2
		3901 ~ 5850	0.05	第3回目	0.2
		5851 ~ 7800	0.14	第4回目	0.2
		7801 ~ 9750	0.20	第5回目	0.2
		9751 ~ 11722	0.23	第6回目	0.2
		11723 ~ 18788	破損	—	—
0.50%	0.3Nf	1 ~ 15000	き裂なし	—	—
		15001 ~ 30000	き裂なし	—	—
		30001 ~ 45000	き裂なし	—	—
		45001 ~ 60000	0.03	第1回目	0.2
		60001 ~ 75000	1.66	第2回目	1.0
		75001 ~ 90000	0.08	第3回目	0.2
		90001 ~ 105000	0.08	第4回目	0.2
		105001 ~ 120000	0.11	第5回目	0.2
		120001 ~ 135000	0.10	第6回目	0.2
		135001 ~ 193327	破損	—	—



(1) 試験片形状



(2) 試験片採取位置

図 4.3.4-1 試験片形状および試験片採取位置

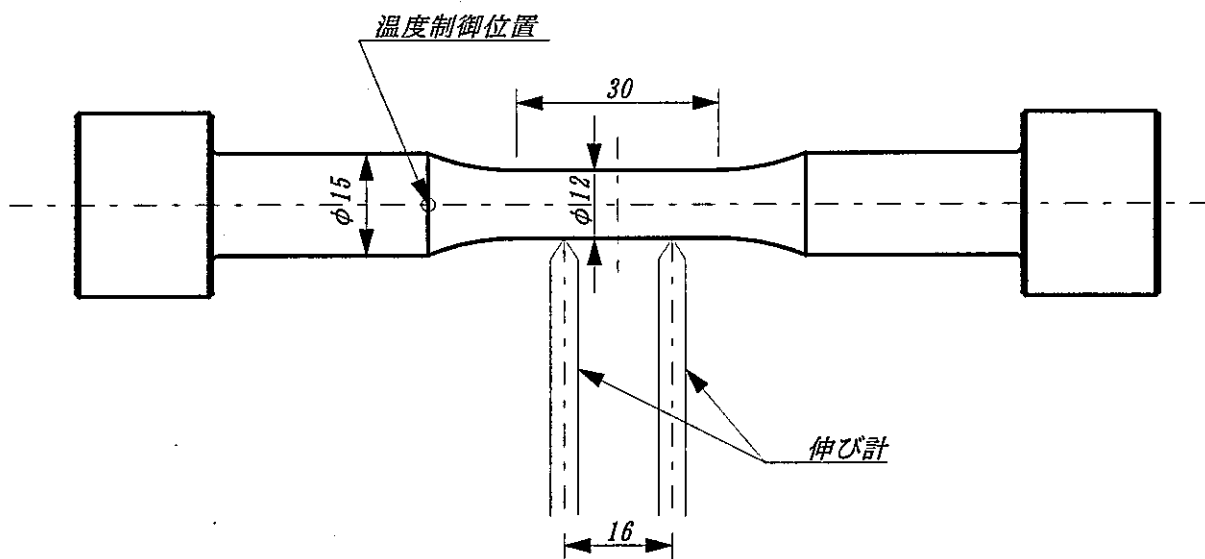


図 4.3.4-2 試験計測センサーの取り付け位置

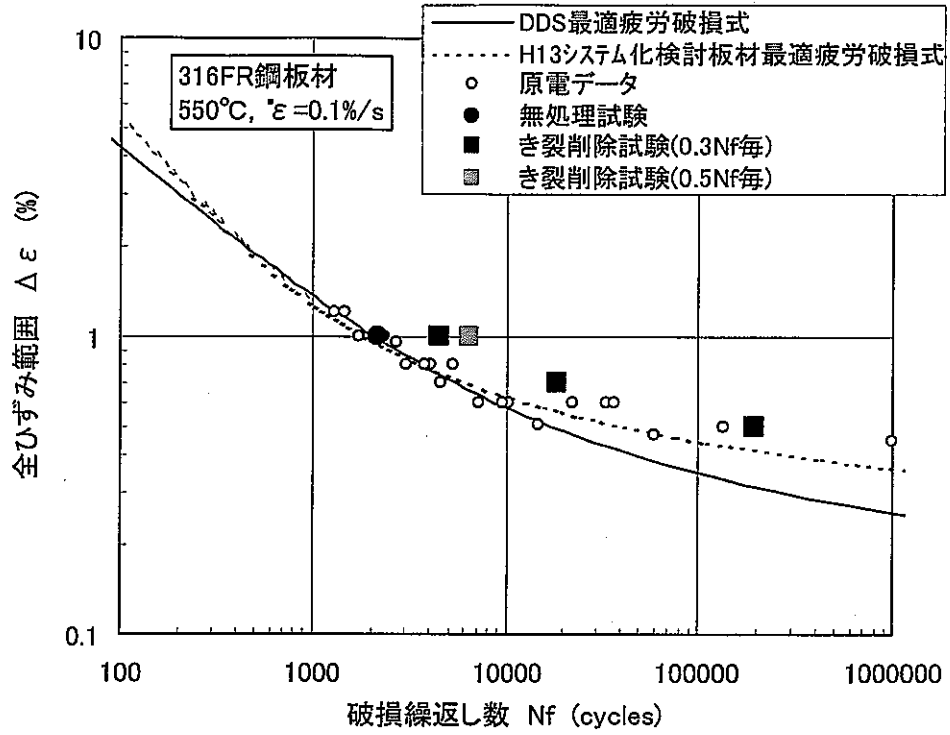


図 4.3.4-3 全ひずみ範囲と破損繰返し数の関係

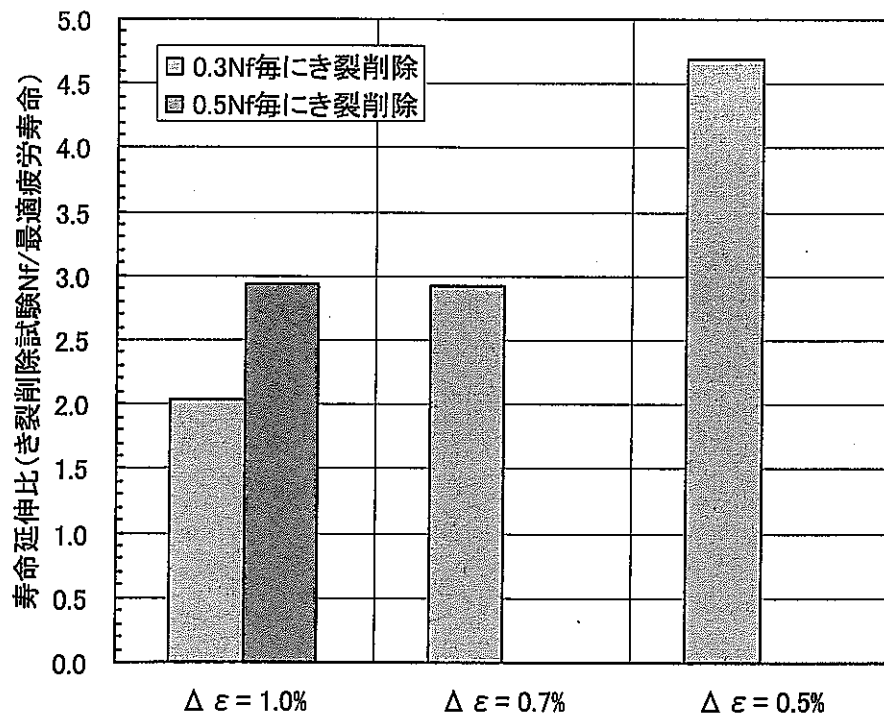
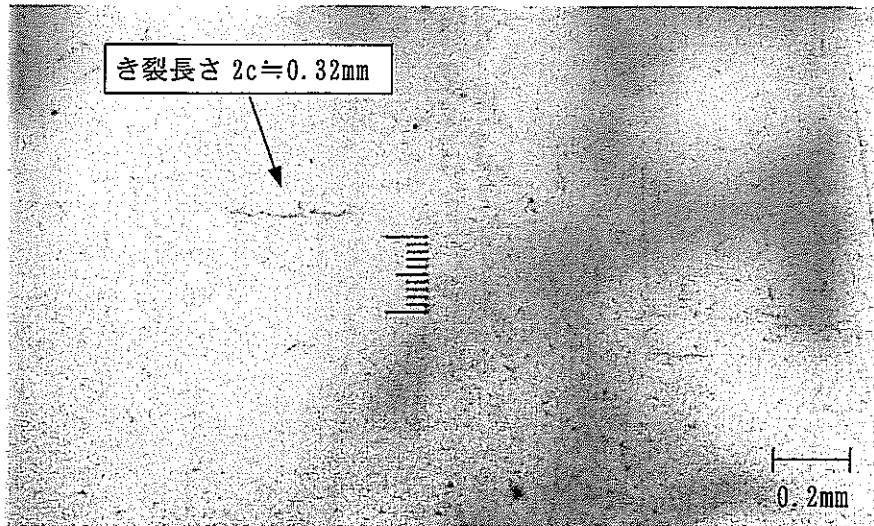
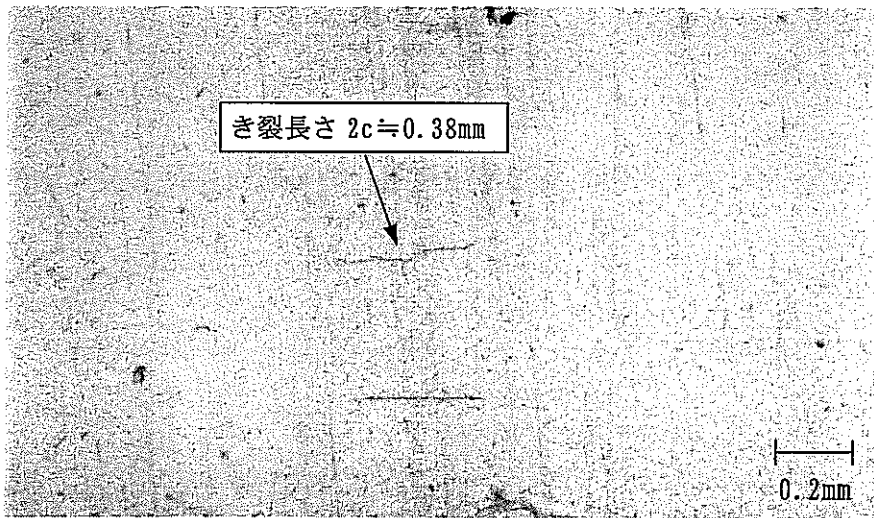


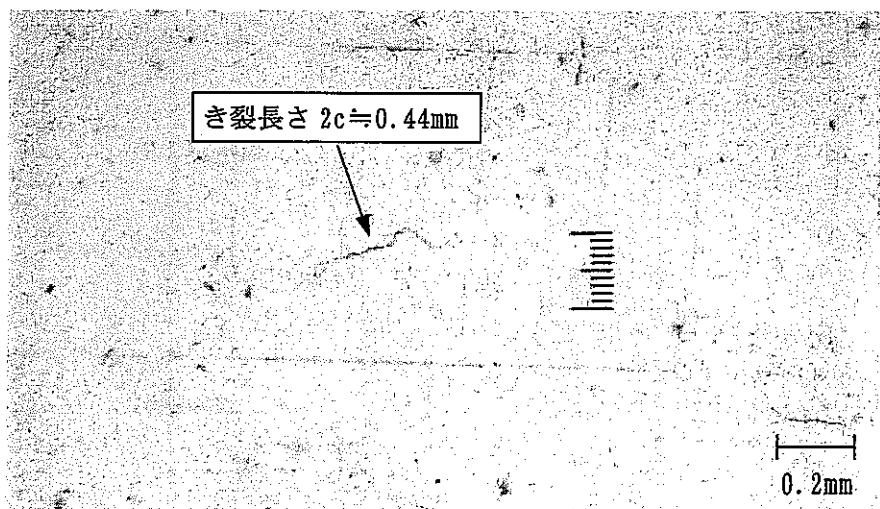
図 4.3.4-4 寿命延伸比の比較



(1) $N_{total}=650$ サイクル負荷後



(2) $N_{total}=1300$ サイクル負荷後

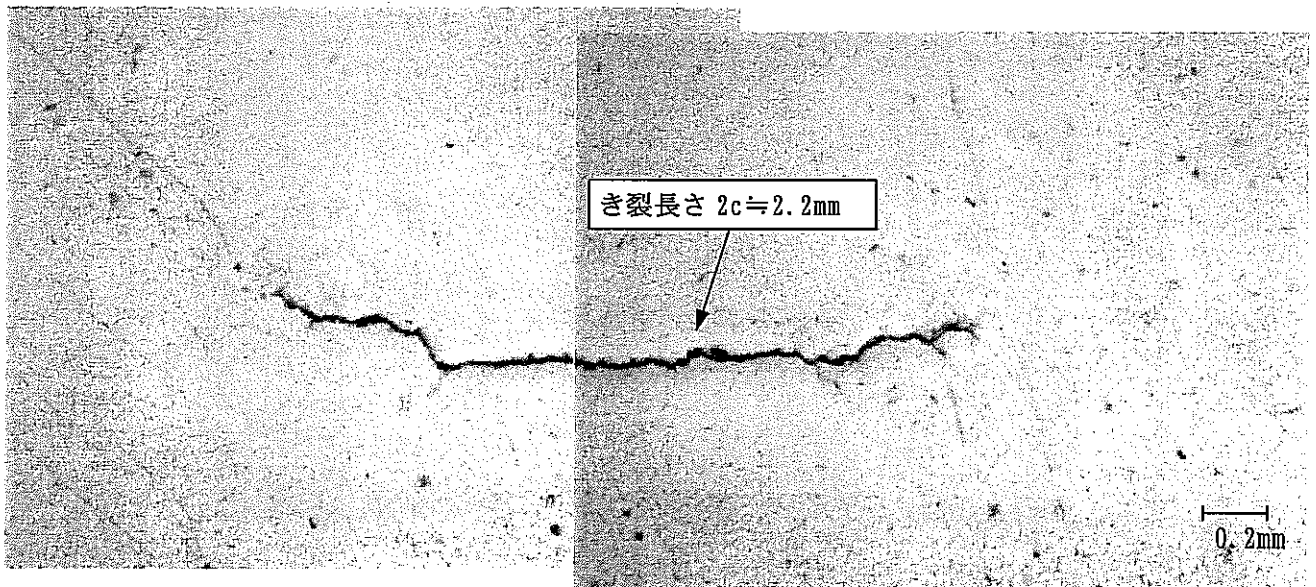


(3) $N_{total}=1950$ サイクル負荷後

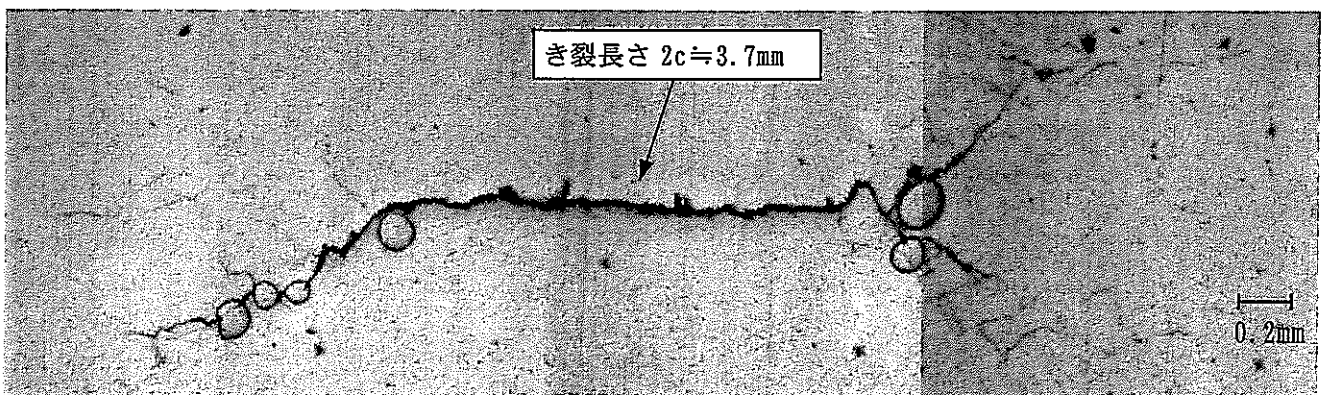
図 4.3.4-5(1/3) $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ $0.3N_f$ 毎き裂削除試験におけるき裂発生状況



(4) $N_{total}=2600$ サイクル負荷後

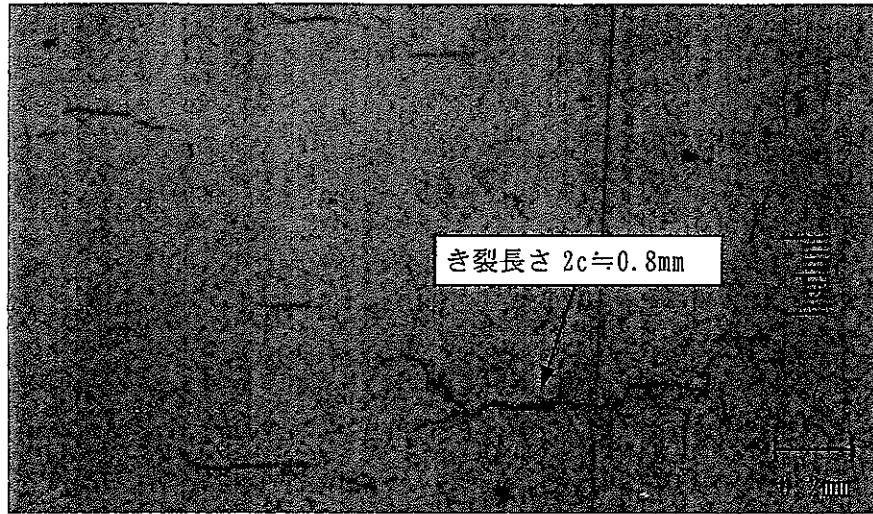


(5) $N_{total}=3250$ サイクル負荷後

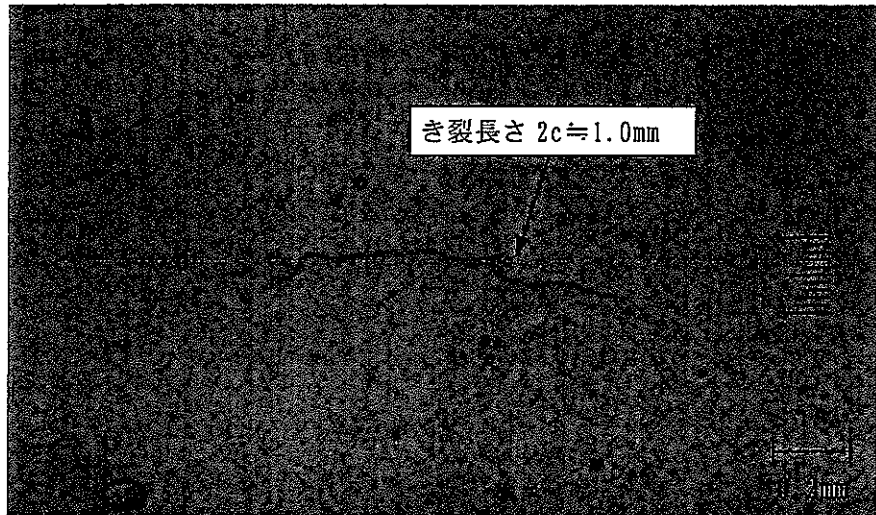


(6) $N_{total}=3900$ サイクル負荷後

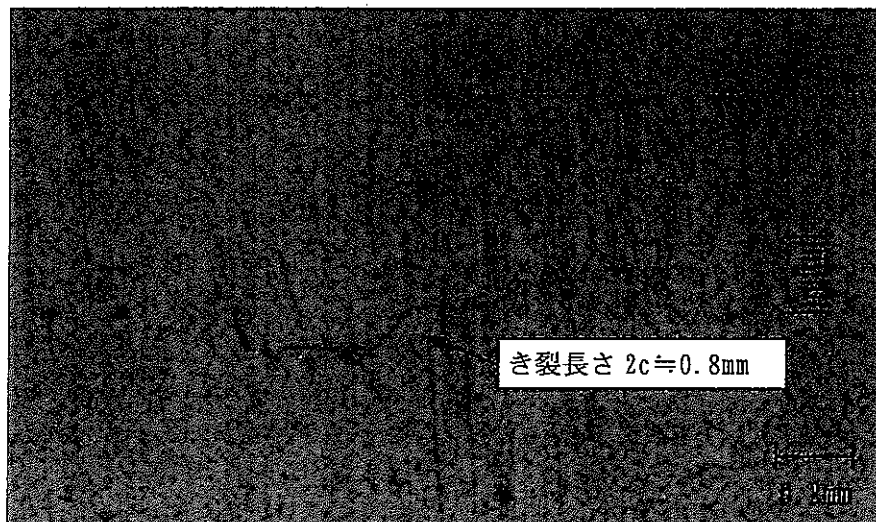
図 4.3.4-5(2/3) $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ $0.3Nf$ 毎き裂削除試験におけるき裂発生状況



(1) $N_{total}=1100$ サイクル負荷後

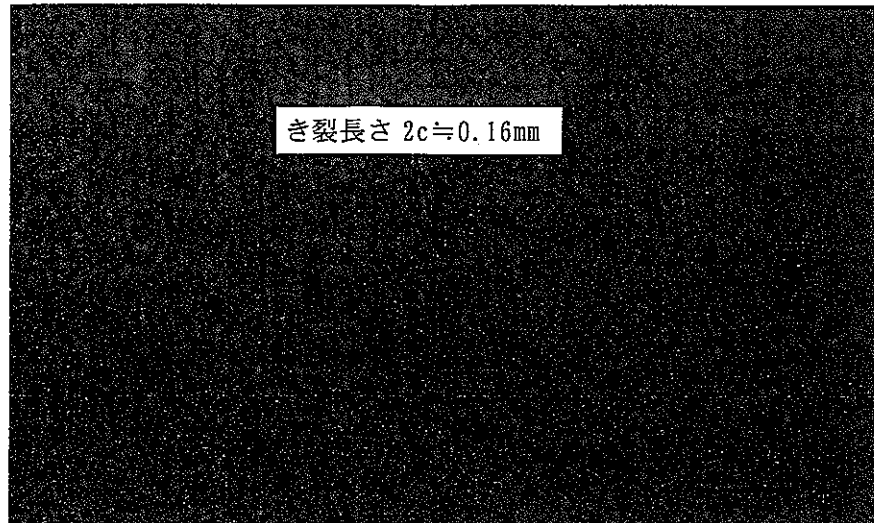


(2) $N_{total}=2200$ サイクル負荷後

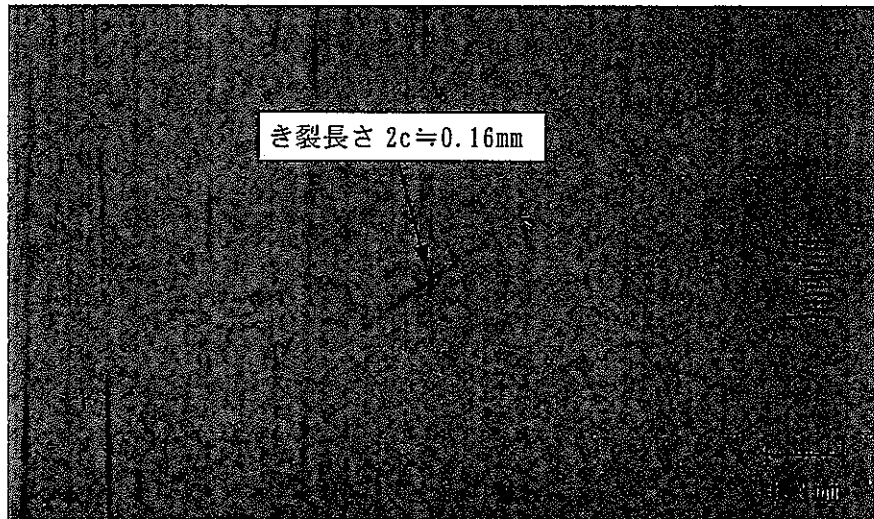


(3) $N_{total}=3300$ サイクル負荷後

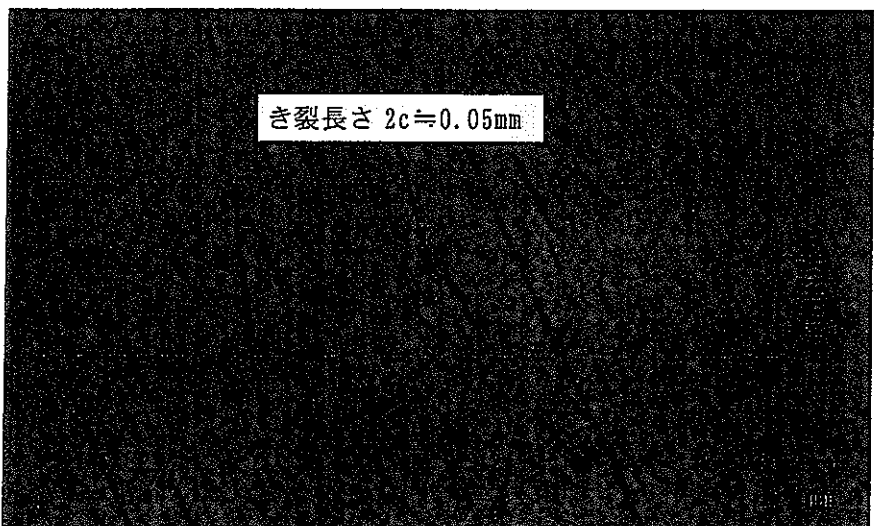
図 4.3.4-5(3/3) $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ 0.5Nf 毎き裂削除試験におけるき裂発生状況



(1) $N_{total}=1950$ サイクル負荷後

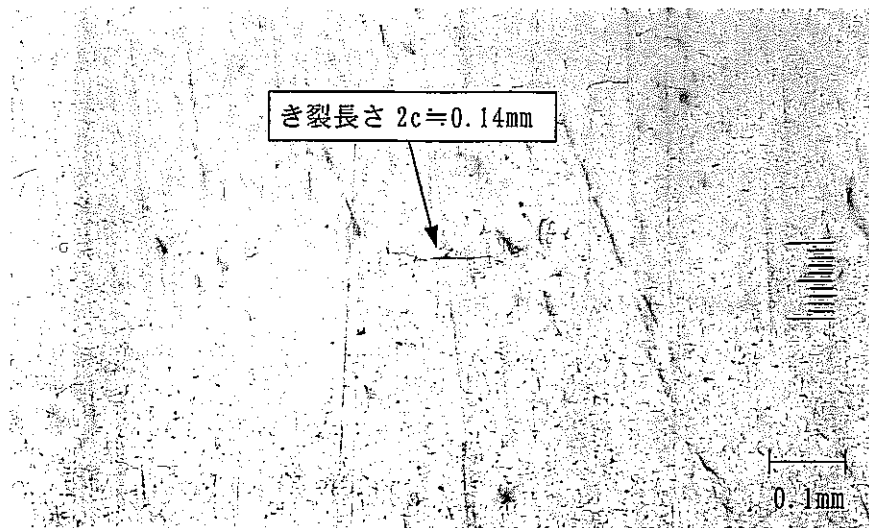


(2) $N_{total}=3900$ サイクル負荷後

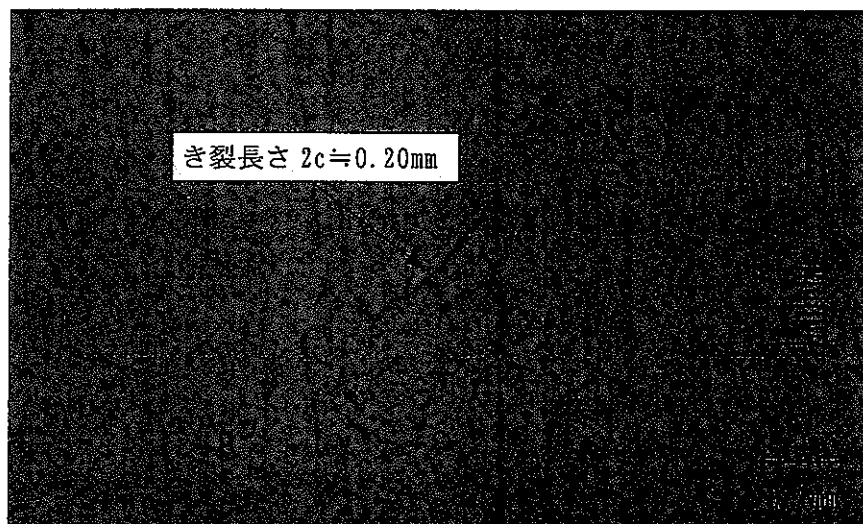


(3) $N_{total}=5850$ サイクル負荷後

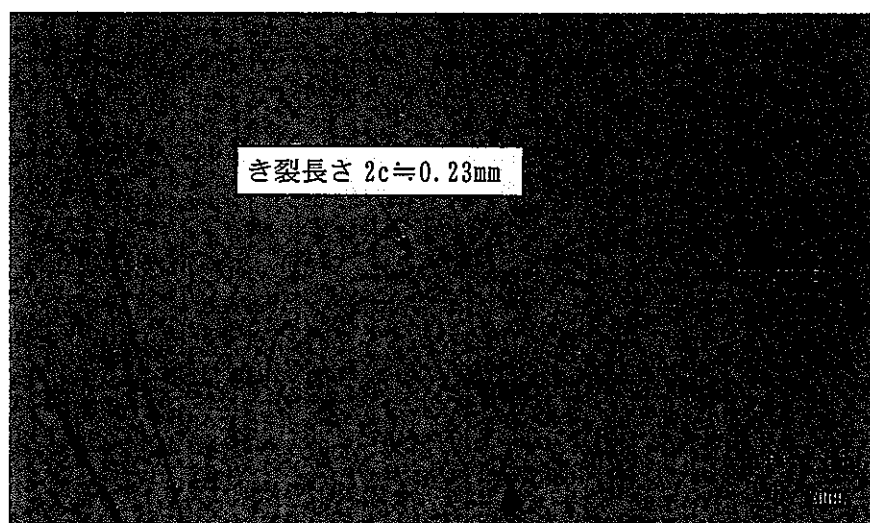
図 4.3.4-6(1/2) $\Delta \varepsilon = 0.7\%$ き裂削除試験におけるき裂発生状況



(4) $N_{total}=7800$ サイクル負荷後

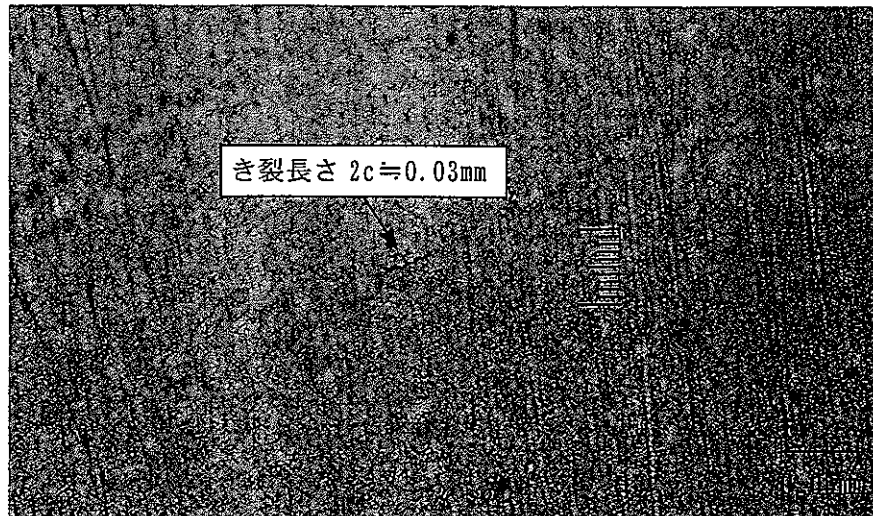


(5) $N_{total}=9750$ サイクル負荷後

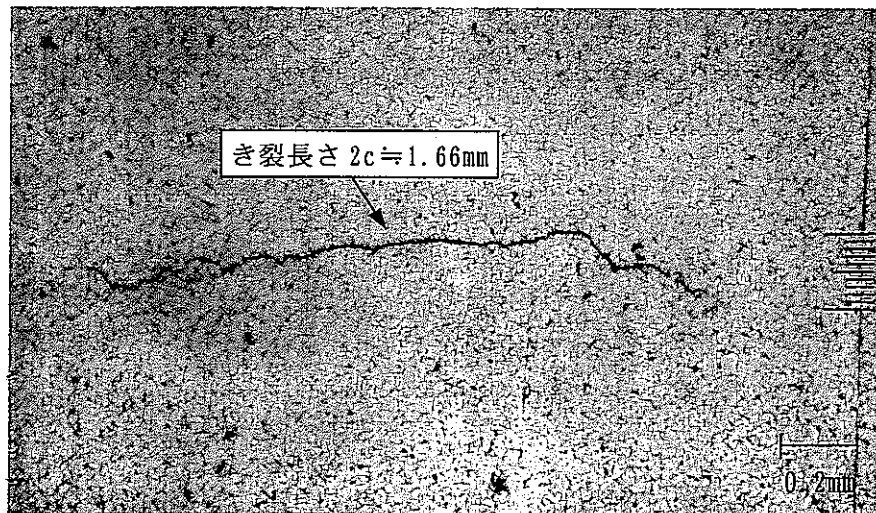


(6) $N_{total}=11722$ サイクル負荷後

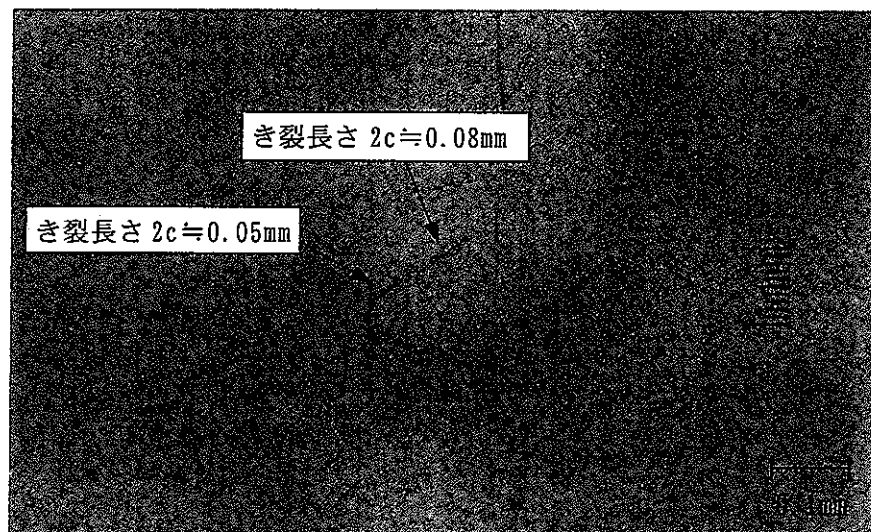
図 4.3.4-6 (2/2) $\Delta \varepsilon = 0.7\%$ き裂削除試験におけるき裂発生状況



(1) $N_{total}=60000$ サイクル負荷後

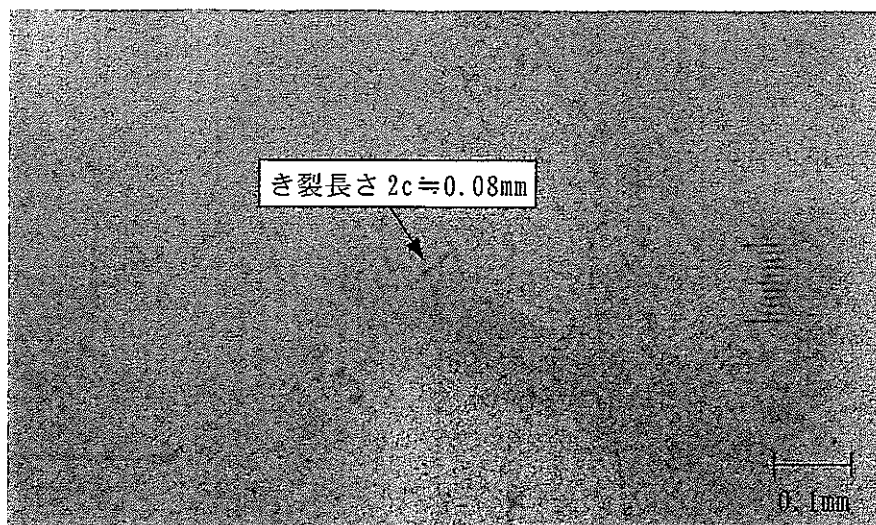


(2) $N_{total}=75000$ サイクル負荷後

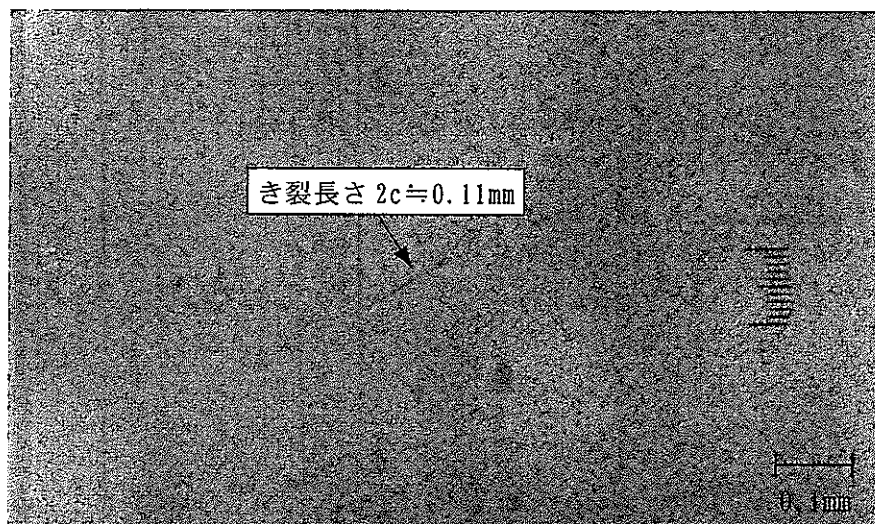


(3) $N_{total}=90000$ サイクル負荷後

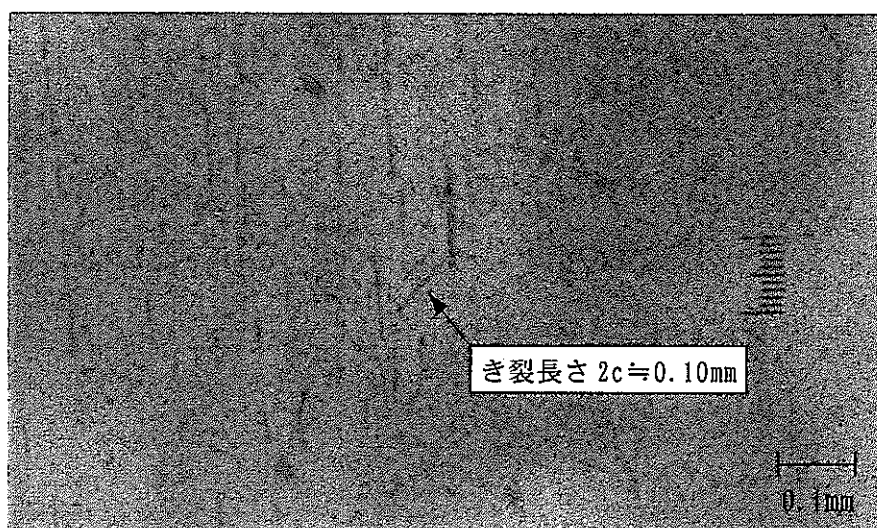
図 4.3.4-7(1/2) $\Delta \varepsilon = 0.5\%$ き裂削除試験におけるき裂発生状況



(4) $N_{total}=105000$ サイクル負荷後



(5) $N_{total}=120000$ サイクル負荷後



(6) $N_{total}=135000$ サイクル負荷後

図 4.3.4-7(2/2) $\Delta \epsilon = 0.5\%$ き裂削除試験におけるき裂発生状況

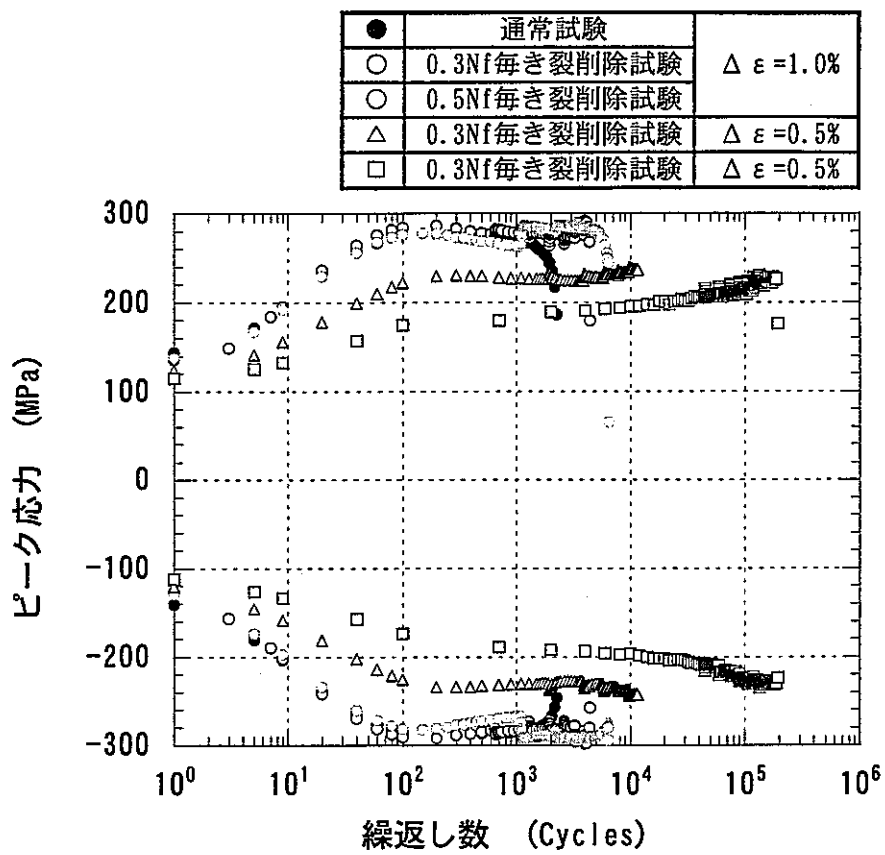


図 4.3.4-8 ピーク応力の履歴

4.3.5 システム化規格との対応

(1) き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の検討

本年度は疲労き裂発生繰返し数評価式の高度化を行ったが、本成果はシステム化規格の中で導入するクリープ疲労寿命評価法に直接関与する部分である。本年度行った評価式の高度化により、高精度な寿命の予測が可能となり、設計の合理化とともに安全裕度の確率的な意味付けが明確になると考える。

(2) き裂の削除による寿命延長概念に関する実証試験

本試験成果のシステム化規格への反映方法のイメージを図 4.3.5-1 に示す。今後さらなるデータの拡充が必要とは考えられるが、き裂削除試験結果より疲労曲線を策定すると、設計用最適疲労曲線との差は検査・補修による安全裕度と考えられる。この安全裕度のシステム化規格への反映としては、次に示す方法などが考えられる。

- ① 検査・補修による裕度を定量化し、信頼性指標・設計係数などの値として部分基準間で裕度交換する方法
- ② 検査・補修の頻度・内容により疲労線図を使い分ける方法

いずれの方法においても、今後さらなるデータの拡充を行い安全裕度を明確にするとともに、試験結果のバラツキ等の考慮について検討、また、裕度交換の対象となる検査・補修の頻度・内容との組合せ方法について検討する必要がある。

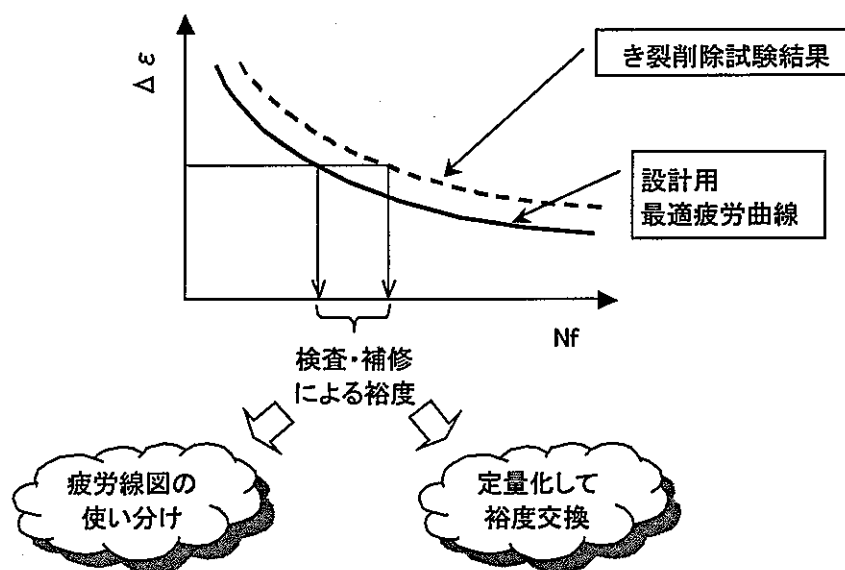


図 4.3.5-1 試験成果のシステム化規格への反映イメージ

4.3.6 まとめ

本年度の破損の定義に関する検討で得られた主な成果を以下に示す。

(1) 膜曲げ比の影響に関する検討

既往の 316FR 鋼の疲労き裂進展速度データから、表面き裂長さ及びき裂深さ速度は、曲げ/膜応力比がある領域により影響の度合いが異なるとの知見を得た。今後この知見を基に、疲労及びクリープ疲労のき裂進展に対する曲げ/膜比のバウンディング手法を検討していく。

(2) き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の検討

き裂の発生と進展を分離した寿命評価モデルについて、温度・ひずみ速度条件あるいは他の材料への適用性を拡張したき裂発生繰返し数評価式を策定した。

(3) き裂の削除による寿命延長概念に関する実証試験

疲労負荷により発生したき裂を削除することにより、いずれのひずみ範囲においても疲労寿命が延伸することを確認した。また、 $\Delta \varepsilon = 1.0\%$ の高ひずみ範囲の試験では、2種類の異なるき裂削除深さの試験を実施したが、削除する深さにより寿命延伸の程度が異なることを確認した。

4.3.7 今後の課題

(1) 膜曲げ比の影響に関する検討

疲労及びクリープ疲労のき裂進展に対する曲げ/膜比のバウンディング手法を検討していく上での課題として、ひずみ範囲の影響、き裂の合体と進展、き裂発生に及ぼす影響、クリープ疲労に及ぼす影響及びフェライト系材料への影響等の検討が挙げられる。

(2) き裂の発生と進展を考慮したクリープ疲労寿命評価法の検討

本年度策定した評価式は、他の材料への適用も可能な様に策定されているが、316FR 鋼以外の材料での試験結果との比較は行っていないので、今後、他の材料の試験結果と比較し、その精度を確認しておく必要がある。また、クリープと疲労が重畳した条件での評価精度についても確認する必要がある。

(3) き裂の削除による寿命延長概念に関する実証試験

本試験成果のシステム化規格への反映にあたっては、今後さらに膜・曲げ応力重畳条件下でのき裂削除による寿命延伸効果の確認や溶接補修による寿命延伸効果の確認などのデータの拡充が必要と考える。また、内部損傷支配型のクリープ損傷が疲労に重畳した条件下でのき裂削除による寿命延伸効果についても確認しておく必要があると考える。

4.4 製作・据付に関する検討

4.4.1 目的

システム化規格の部分基準の1つに製作・据付がある。ここでは、製作・据付の観点から信頼性及び経済性向上に寄与する項目を検討することにより、システム化規格での裕度交換項目を抽出することを目的とする。

製作・据付では、機器の健全性に大きな影響を与える要因の1つとして溶接工法が考えられるため、まず溶接工法に関する検討を行った。また、製作検査の1つとして耐圧試験があるが、機器の使用条件によっては合理化の余地があると考えられ、その考え方について検討を行った。

4.4.2 溶接工法に関する検討

溶接については、「電気工作物の溶接の技術基準 一省令および解釈一」及び告示 501 号に規定されている。本検討では、これらの規定内容を整理するとともに、信頼性及び経済性への影響を検討した。

(1) 信頼性及び経済性への影響因子

溶接工法等において、信頼性及び経済性に影響を与える一般的な要因として以下がある。また、これらについて、表 4.4.2-1 にまとめた。

① 開先成形(継手形状)

開先成形(継手形状)については、加工時間や溶接能率(溶着量)等の観点から経済性への影響があるとともに、熱変形や残留応力等、信頼性(継手性能)への影響がある。

② 溶接作業

溶接作業については、溶接量や溶接速度等の溶接能率により経済性に影響がある。また、継手面の食違いや余盛り高さ等は、溶接部の信頼性(継手性能)に直接影響を与える。よって、適用箇所を考慮して溶接方法を選択するとともに、より能率の高い溶接方法を選択すべきである。

③ 仕上げ

仕上げについては、ビード表面の切削、研削があるが、溶接後の処理という観点では残留応力除去のための熱処理やピーニング等がある。これらは製作工程増となるため、経済性に影響するとともに、これらの処理により疲労強度の向上等が可能であるため、信頼性に影響がある。

④ 検査

溶接完了後には、その健全性を確認するために、MT、PT等の表面検査あるいはRT、UT等の体積検査を実施する。検査による経済性及び信頼性への影響は大きい。なお、検査については、4.5検査に関する検討の中であわせて検討を行っている。

(2) 現行基準での規定内容

a. 電気工作物の溶接の技術基準 一省令および解釈一

表4.4.2-2に溶接の技術基準での規定内容を示す。主な規定内容は、①溶接方法、②溶接施工法、③継手形状、④鋼種、⑤開先面、⑥溶接部の強度、⑦継手面の食い違い、⑧継手の仕上げ、⑨余盛りの高さ、⑩熱処理、⑪欠陥等である。

表4.4.2-2に示すように、②溶接施工法、④鋼種、⑤開先面、⑥溶接部の強度、⑪欠陥等については、実質的に設計等に制約を与える規定内容とはなっていないと考えられる。このため、これらの規定内容と(1)の影響因子を考慮して、信頼性及び経済性向上の観点から、①溶接方法、③継手形状(開先形状)、⑦継手面の食違い、⑧継手の仕上げ、⑨余盛りの高さ、⑩熱処理について検討を行うものとした。

b. 告示501号

告示501号では、表4.4.2-3に示すように、継手形状と検査の種類に応じて、必要板厚の算出(応力計算)における継手効率の規定を設けている。告示501号では、機器区分毎に、(突合せ、すみ肉)、(完全溶込み、部分溶込み)、(両側溶接、片側溶接)の継手の種類と検査の種類に応じて継手効率を規定している。このため、継手形状について、検討を行うものとした(検査については、4.5検査に関する検討で実施)。

(3) 溶接方法に関する検討

a. 溶接方法の選択の着眼点

溶接方法は、経済性及び継手の信頼性の観点から、一般的に以下のような項目を考慮して選択される。

- ① 溶込み深さ(溶込み形状)
- ② 溶接速度
- ③ 品質(溶接部の健全性)
- ④ 機械的性質(継手性能)

⑤ 溶接姿勢の制約

b. 種々の溶接方法の特徴の整理

表 4.4.2-4 に一般的に用いられる溶接方法について、a. の観点からその特徴を整理した結果を示す。本表により、以下が言える。

- ① 溶接方法については、溶接の基準では、別表第 1 中の 16 種類の中から選定することになっており、その他の方法が適用ができない。よって、電子ビーム溶接、レーザー溶接及びフラッシュ溶接等についても追加することで、設計の自由度を高められると考えられる。
- ② 溶込み深さ、溶接速度、ビード外観については、溶接方法及び溶接条件によって異なるが、溶接対象物の構造等によって適切に設定するものである。これらについては、現行基準でも規定はなく、設計者及び製作者の判断に委ねる項目と考えられる。
- ③ 溶接部の健全性及び機械的性質については、溶接士の技量による影響が大きい。ティグやミグ等の自動溶接については、影響はほとんどないと考えられるが、SMAW(Shielded Metal Arc Welding)や SAW(Submerged Arc Welding)のような手溶接を行うものまたはティグやミグでも半自動で行うものについては、溶接士の技量により差異が生じる。なお、溶接士の技量の中には、自動溶接も含むものとする。
- ④ 開先形状(形状及び加工精度)については、溶接方法に応じて適切に決めるものであるため、設計者及び製作者の判断に委ねる項目と考えられる。
- ⑤ 溶接姿勢については、溶接方法により決まるものであり、自動及び半自動溶接の場合には溶接姿勢による影響はない。ただし、手溶接の場合には、下向き溶接が継手性能及び溶接能率が高いとされており、溶接姿勢による区分が考えられる。

c. 溶接方法に関する規格化項目

b. により、システム化規格での溶接方法に関する規格化項目として、以下が考えられる。

- ① 溶接方法による区分(現行基準での方法に追加)
- ② 溶接士の技量による区分(自動及び半自動等を含める)
- ③ 溶接姿勢による区分(手溶接の場合)

(4) 継手形状に関する検討

a. 溶接基準での規定内容

溶接基準においては、別図に溶接継手形状の詳細が示されており、機器区分(第 1 種容器等)

と継手区分(第1種継手等)により規定された継手から選択するようになっている。このため、機器区分と継手区分により、適用できる継手形状は制限される。また、溶接脚長やのど厚等についても、板厚に対して規定されている(開先形状にも影響)。

b. 継手形状の選択の着眼点

継手形状については、①構造物の種類、②継手の特性(主として強度特性)、③溶接変形、④使用温度、⑤美観等を考慮して選択する。また、開先形状については、①溶着量、②溶接姿勢、③溶接施工の環境、④裏溶接の可否、⑤開先加工の難易、⑥溶接方法等を考慮して選択する。

代表的な継手形状について、主な特徴を整理した結果を、表4.4.2-5~6に示す。溶接継手の種類は、1)形式による分類(突合せ、T、重ね等)と2)溶接部の形状による分類(開先形状)がある。表4.4.2-5では、1)のうち代表的な突合せ溶接とすみ肉溶接について、また表4.4.2-6では2)に対応して開先形状に対して整理した。

本表及びa.の溶接基準との対応により、以下が言える。

- ① 突合せ溶接に比べて、すみ肉溶接は応力集中が生じやすい等、強度が低いため、使用箇所は制限される。
- ② 両側(完全溶込み)溶接が強度的には優位であり、片側溶接や部分溶込み溶接は、溶着量の低減等のメリットはあるものの、強度的には劣るため、適用箇所は制限される。
- ③ 片側溶接、両側溶接については、溶接方法にも依存するものであり、継手形状は溶接方法も考慮して設定すべきである。なお、現行基準では、継手形状が規定されているため、溶接方法の選択肢の制限となる場合がある。
- ④ 現行基準では、重要度の高い継手では両側溶接(完全溶込み)となっているが、裏はつりが必要となり、裏はつり後のPT等、作業工程が増加する。
- ⑤ 告示501号においても、継手形状及び検査程度により、継手効率としてランク付けを行っており、これはシステム化規格の考え方に通じる部分があると考えられる。

c. 継手形状に関する規格化項目

b.により、システム化規格での溶接方法に関する規格化項目として、以下が考えられる。

- ① 継手形状について、別図以外の形状を採用できるようにする。ただし、その際には、応力解析を義務付ける等の代替措置を検討する必要がある。また、図4.4.2-1に示すように、電子ビーム溶接等を適用すれば、継手形状の簡素化が可能となり、溶接方法とあわせて継手形状の規定を緩和できるものと考えられる。

- ② 基準の別図では、溶接脚長やのど厚等について、必要な寸法を規定しているため、溶着量等がほぼ決まる。溶接方法による溶込み深さ及び溶け込み形状によっては、開先を小さくする等の工夫ができるため、別図以外の継手（開先形状）の採用を可能とする。ただし、応力解析を義務付ける等の代替措置を検討する必要がある。
- ③ 機器区分による適用可能な継手形状の規定を緩和するとともに、告示 501 号での継手形状の規定を拡大する。

(5) 継手面の食違いに関する検討

a. 溶接基準での規定内容

継手面の食違いについて、溶接基準では、継手区分毎に許容値を定めている。ただし、「応力計算を行い、必要な強度を有することが明らかである場合は、この限りではない」として、目安的な許容値と位置付けている。

また、告示 501 号では、管の基準の中に食違いによる応力係数を規定している。なお、溶接基準では、基本的には板厚の 5% 以下と規定している（1 種継手）が、告示 501 号では板厚の 10% を目安として応力係数を定めている。

表 4.4.2-7 に、溶接基準と告示 501 号での規定内容を示す。

b. 継手面の食違いによる影響

継手面の食違いは、面外の曲げ応力や余盛止端部での応力集中等により疲労強度の低下につながるものである。また、据付精度的な位置付けでもあるため、機器の干渉も考慮が必要であるが、実質的には、強度確保が可能な程度であれば干渉の問題はない。よって、継手部の強度への影響を考慮すればよいと考えられる。

図 4.4.2-2 に、継手面の食違いによる疲労強度への影響の例を示す。

c. 継手面の食違いに関する規格化項目

b. までにより、以下が言える。

- ① 継手面の食違いについては規定はあるものの、応力解析を行う場合には、それ以外にも適用可能であるため、システム化規格においてもこの考え方を踏襲すればよいと考えられる（全溶接部に対して応力解析が必要とならないように、推奨値を与えた上で、満足しない場合は応力解析等の適切な手段で強度確認を行えば適用可能とする）。
- ② 溶接の技術基準と告示 501 号で食違いに対する規定が異なる。設計においては、応力係数をいくりにするかが重要となるため、溶接基準も告示 501 号に合わせることで製

作性は向上すると考えられる。

- ③ 疲労評価法での設計係数を一部見直すことにより、現行基準での食違いの許容値を緩和すること等が可能と考えられる。

(6) 継手の仕上げに関する検討

a. 溶接基準での規定内容

仕上げについて、ここでは熱処理等の溶接後の後処理も含めて考えるものとした。

仕上げ方法及びその目的は、以下の通りである。

- ① ビード表面の切削；応力集中の低減による疲労強度の改善及び外観上の改善

PT 等の溶接検査への影響緩和

- ② 後熱処理；熱影響部の材質の改善、残留応力や熱変形の改善

- ③ 残留応力及び熱変形の緩和；疲労強度の低減及び溶接ひずみの改善

現行基準では、表面を滑らかに仕上げること及び熱処理についてのみ規定している。

b. 仕上げの方法

(a) ビード表面の切削

ビード表面の切削には、機械切削、グラインダ仕上げ、アークエアガウジングまたはチップングハンマによる粗仕上げ+グラインダ仕上げ等の方法がある。

(b) 残留応力の緩和

残留応力の緩和には、応力除去焼きなまし法、ピーニング法、過ひずみ法、低温応力除去法等がある。応力除去焼きなましや低温応力除去は、熱処理により残留応力を緩和する方法であり、ピーニング法及び過ひずみ法については、最終溶接層等に塑性変形を与える機械的な方法である。

(c) 熱変形の緩和

熱変形の緩和には、点焼き、線焼き、腹焼き、背焼き等の加熱による方法とピーニング、逆ひずみ法等の機械的な方法がある。

c. 仕上げに関する規格化項目

システム化規格での溶接方法に関する規格化項目として、以下が考えられる。

- ① b. の仕上げ(後処理)のうち、どこまでを実施するかは、設計者によるものと考えられる(基準上は熱処理のみ規定)。よって、上記の(a)、(b)、(c)のような区分でランク付け(設計係数等)を行うことが考えられる。

(7) 余盛りの高さに関する検討

a. 溶接基準での規定内容

溶接基準での余盛り高さは、以下のように規定されている。なお、下記は放射線透過試験を必要とする突合せ溶接部に対する規定である。

- ・母材厚さが 12mm 以下 ; 1.5mm 以下
- ・母材厚さが 12~25mm 以下 ; 2.5mm 以下
- ・母材厚さが 25~50mm 以下 ; 3mm 以下
- ・母材厚さが 50~100mm 以下 ; 4mm 以下
- ・母材厚さが 100mm 以上 ; 5mm 以下

b. 余盛りによる影響

溶接部では、最終層溶接金属が急冷効果により性質が不安定となりやすい。そのため、余盛りを行い、余盛り溶接部の入熱で溶接金属の微粒子化及び熱処理と同様の効果を得ることで板厚内の溶接金属部の健全性を確保する。

一方、余盛り止端部では、局所的な構造不連続部を形成するため、切欠き効果による応力集中が生じ、止端部での溶接割れ等が生じる。応力集中の程度は、余盛りの形状(余盛り角度及び高さ)によって異なる。

図 4.4.2-2 に、余盛りによる疲労強度への影響の例を示す。

c. 余盛りに関する規格化項目

b.までにより、以下が言える。

- ① 疲労強度の観点からは、余盛りが残らないように表面を平滑に仕上げることが望ましい。このため、余盛りの切削(表面仕上げ)の有無による区分が考えられる。
- ② 余盛りは最終的にグラインダ等で仕上げることになるが、作業工数の観点では大幅な切削等は好ましくない。よって、現行基準と同様に、推奨許容値を示すとともに、応力解析等により強度が確認できれば許容するものとする(現行基準では、応力解析等の措置は規定されていない)。
- ③ 現行基準では、板厚に対する余盛り高さの規定となっているが、溶接方法によってビード幅が異なること等から、余盛り角度の規定とする。これによって、余盛り高さは、現行基準より高くできると考えられ、製作性が向上する可能性がある。

(8) 溶接士の区分に関する検討

a. 溶接基準での規定内容

溶接士について、現行基準において試験方法を定め、これに合格した者あるいは下記に示す技能を満足する者としている。なお、JIS について、アルミニウムは除外とした。

① 自動溶接機を用いない場合

以下で定める規則に合格している者とする。ただし、JIS 規格については、JIS に準拠して日本溶接協会が認定した者となっている。なお、溶接基準及び JIS においては、鋼種、溶接棒の種類、溶接姿勢等によって区分を設け、その区分ごとに認定を行っているが、区分内での溶接士の等級は設けていない。

- ・船舶構造規則及び溶接工の技量に関する試験方法を定める告示(等級の制限あり)
- ・ボイラー及び圧力容器安全規則(ボイラ溶接士)
- ・JIS Z 3801「手溶接技術検定における試験方法及び判定基準」
- ・JIS Z 3821「ステンレス鋼溶接技術検定における試験方法及び判定基準」
- ・JIS Z 3841「半自動溶接技術検定における試験方法及び判定基準」

② 自動溶接機を用いる場合

以下で定める規則に合格している者とする。

- ・ガス工作物の技術基準を定める省令
- ・試験研究炉の設置運転等に関する規則
- ・1つの溶接方法による溶接について1年以上の経験を有する者

b. 溶接士による影響

溶接士については、被覆アーク溶接のような手溶接に対して、溶接部の健全性に与える影響が大きい。このため、現行基準においては、一定の水準を定めることにより、一定の溶接部の信頼性を確保するものとしている。

また、半自動溶接の場合でも、溶接トーチの操作は溶接士が行うため、技量の影響により健全性に差異が生じる。自動溶接の場合には、基本的には溶接士が介在しないため、初期の溶接条件を適切に設定すれば、健全な溶接が得られるとともに、再現性も高い。

c. 溶接士に関する規格化項目

b. までにより、以下が言える。

- ① ある一定の品質を確保するためには、溶接技術の最低水準が必要と考えられる。このため、認定制度は必要と考えられるが、それ以上については溶接時の環境(体調や作業

環境等)によっても変動するため、ランク付けは困難と考えられる。

- ② 溶接士の技量については、人の介在の程度とも考えられるため、手溶接、半自動、自動による区分が設けられると考えられる。
- ③ 現行基準では、JIS に準拠して溶接協会の認定が必要となっているが、JIS 認定者と JIS+溶接協会認定者での区分が考えられる(定量的な差の有無については不明であり、今後検討が必要)。

(9) 熱処理に関する検討

a. 溶接基準での規定内容

熱処理については、溶接前に実施する予熱と溶接後熱処理がある。溶接基準では、予熱については溶接施工法の中で行う/行わないのみの区分を設けている。また、溶接後熱処理に対する区分の中で、予熱を行った場合には後処理が不要となる区分を設けている。

溶接後熱処理については、行う/行わないの区分を設けるとともに、行う場合に対しては加熱及び冷却速度や保持時間等の詳細について熱処理方法を規定している。

b. 熱処理による影響

(a) 予熱

予熱の目的は、①溶接作業性の改善、②溶接金属及び熱影響部の割れ防止、③溶接変形の低減、④延性及び靱性の改善等がある。予熱を行うことで、溶接時の温度勾配が低減し、変形が低減するとともに、冷却速度の低減により割れ防止や延性低下の防止等が可能となる。予熱の影響は、材料や母材厚さ等によって異なるが、特に厚い材料や拘束の大きい継手形状に対しては、予熱による効果は大きい。

(b) 後熱処理

後熱処理の目的は、①冶金的な材質改善(調整を含む)、②残留応力の緩和である。後熱処理には、①溶接後処理、②完全焼きなまし、③その他(焼入れ焼き戻し、時効処理等)がある。後熱処理の効果は予熱と同様であるが、残留応力の低減、耐割れ性の向上、熱影響部の硬さの低下等である。予熱と同様に、材料や母材厚さ、継手形状によって異なる。

c. 熱処理に関する規格化項目

b.ままでに、以下が言える。

- ① 熱処理については、材料や継手形状によって効果が異なるものであり、熱処理単独での選択肢にはなりにくい。継手形状の選定等の中で合わせて考慮する項目と考えられ

る。

- ② 適切な熱処理を行った場合は、溶接部の健全性は向上するため、熱処理あり/なしの選択肢は考えられる。
- ③ 具体的な熱処理温度や保持時間等については、その効果を定量的に把握することが困難なため選択肢にはなりにくいと考えられる。

表 4.4.2-1 溶接における信頼性及び経済性への影響因子 (1/2)

項目		内容	
開先成形(継手形状)		<ul style="list-style-type: none"> ・開先加工は機械加工により行うため、簡素な形状の方が加工時間が低減できる。 ・開先の良否は、溶接結果の良否に直接関係し、溶接能率を低下させる。 ・開先角度やルート間隔が大きい場合には、溶着量が大きくなり、収縮、角変形等の熱変形が大きくなる(残留応力も大きくなる)。 ・(突合せ、すみ肉)、(両側、片側)、(完全溶け込み、部分溶け込み)等の継手形状により、溶接部の信頼性が異なる。 	
溶接作業	溶接方法	溶け込み深さ(溶込み形状)	<ul style="list-style-type: none"> ・溶け込みが深い方が、溶接パス数を削減できる。 ・溶込みが深い場合は、I形等の単純な開先が採用可能であり、開先成形の工程が単純化できる。 ・狭幅の方が狭開先とすることが可能で、開先加工及び溶接量を低減できる。 ・溶け込みが深い場合等、1パス溶接が可能な場合には、片側溶接が可能であり、両側溶接の場合の裏はつり等が不要とできる。
		溶接速度	<ul style="list-style-type: none"> ・溶接速度を高くすることで、溶接能率が向上し、経済性が向上する。 ・溶接速度が高いと、入熱量が減少し、冷却速度が速くなるため、熱影響部の硬化が大きくなる。但し、熱間割れや耐食性の低下は低減する。 ・高速溶接の方が、入熱が減少するため、熱変形(溶接ひずみ、角変形等)は低減する。
		品質(溶接部の健全性)	<ul style="list-style-type: none"> ・品質が高い方が信頼性は高い。 ・溶接条件によって異なるが、手溶接の場合には溶接作業員の技量による影響が大きい。 ・溶接方法によって、全自動溶接と半自動溶接、手溶接があり、溶接条件の安定性等の影響がある。
		機械的性質(継手性能)	<ul style="list-style-type: none"> ・溶接の入熱の大小や溶接深さにより、熱影響部の拡大や溶接金属の組成等の影響が生じる。 ・溶接棒や溶接ワイヤの種類によって、溶接金属の組成等への影響が生じる。
		開先形状	<ul style="list-style-type: none"> ・溶込み量(深さ×幅)が大きい方が、開先の加工精度への要求は小さい。 ・単純な開先形状の方が、加工が容易であり、開先成形が簡素化される。
		溶接姿勢の制約	<ul style="list-style-type: none"> ・継手性能、作業能率ともに、下向き姿勢が最も優れている。 ・溶接姿勢の制約が小さい場合には、継手形状の選択肢等の自由度が高くなる。 ・溶接姿勢の制約が小さい場合には、組立手順や治具の考慮等の必要性が低減する。
	熱処理	<ul style="list-style-type: none"> ・予熱を行うことにより、割れ性の向上や溶接変形の低減が可能で、溶接部の健全性は向上する。 ・後熱処理により、残留応力の低減や材質改善が可能で、溶接部の健全性は向上する。 	

表 4.4.2-1 溶接における信頼性及び経済性への影響因子(2/2)

項目		内容
溶接作業	継手面の食違い	<ul style="list-style-type: none"> ・食違いによる面外の曲げ応力が発生し、継手強度(特に疲労強度)が低下する。 ・食違いにより余盛止端での応力集中係数が増加するため、疲労強度が低下する。
	余盛りの高さ	<ul style="list-style-type: none"> ・余盛止端部では、切欠き効果により応力集中が生じ($K=2\sim4$程度)、疲労強度が低下する(余盛り高さが高いほど、切欠き効果が大きい)。 ・余盛りの仕上げにより、疲労強度の低減が可能(継手係数の低減が可能)。 ・最終層溶接金属は急冷効果で性質が不安定となるため、余盛り(temper bead)を行うことで、板厚内の溶接健全性(溶接金属の微粒子化等；余盛りによる熱処理効果)が確保できる。
仕上げ(溶接後の処理)		<ul style="list-style-type: none"> ・ビード表面の切削等で表面を滑らかに仕上げることにより、止端部等の応力集中部での切欠き効果を低減し、疲労強度の向上が可能である。 ・PT等の溶接検査においては、表面状態を滑らかに仕上げる必要があり、仕上げにより検査結果への影響がある。 ・溶接後熱処理により、熱影響部の材質を改善し、継手の延性あるいは靱性を改善することが可能である。また、疲労強度を低下させる残留応力や熱変形の緩和が可能である。 ・焼きなましや溶接最終層のピーニングにより、残留応力の緩和や溶接ひずみの軽減が可能であり、この結果疲労強度等の向上が可能である。また、ピーニングについては、溶接前に施工することで、溶接ひずみ等の防止が可能である。
検査		<ul style="list-style-type: none"> ・検査により溶接欠陥の検出等、健全性の確認が行え、信頼性は向上するが、一般的に検査費用の割合は高く、経済性において課題である。 (検査に関する検討は、4.5で実施)

表4.4.2-2 溶接の技術基準での規定内容

機器区分	溶接方法	継手形状	鋼種	開先面	溶接部の強度	継手面の食い違い	継手の仕上げ	余盛りの高さ	欠陥等
第1種容器	第1種継手 ・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接	・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接	炭素含有量が0.35%以下 (使用可能な鋼種は、告示501号で規定)	1. 有害な異物を除去する。 2. 裏はつりは、溶込み不良を完全に除去する。 3. MTもしくはPTを行い、合格すること。	母材と同等以上	1. 母材厚さ20mm以下:1mm 2. 20~120mm以下:母材厚さの5% 3. 120mmを超えるもの ;6mm	1. 非破壊試験を行う場合は、以下を満足すること。 (1)表面が滑らかであること。 (2)母材表面より低くないこと (3)母材表面と段がないこと	本文g項参照	1. 溶け込みが十分なこと。 2. 有害な欠陥(割れ、アンダーカット、オーバーラップ、クラック、スラグ巻込み、ブローホール等)がないこと。
	第2種継手	別図第2(1)~(3) 別図第3(1)~(4)							
	第3種継手	(溶接方法の規定は無い)							
	第4種継手	(溶接方法の規定は無い)							
第2種容器	第1種継手 ・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接	・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接	炭素含有量が0.35%以下 (使用可能な鋼種は、告示501号で規定)	1. 有害な異物を除去する。 2. 裏はつりは、溶込み不良を完全に除去する。 3. MTもしくはPTを行い、合格すること。	母材と同等以上	1. 母材厚さ20mm以下:1mm 2. 20~120mm以下:母材厚さの5% 3. 120mmを超えるもの ;6mm	1. 非破壊試験を行う場合は、以下を満足すること。 (1)表面が滑らかであること。 (2)母材表面より低くないこと (3)母材表面と段がないこと	本文g項参照	1. 溶け込みが十分なこと。 2. 有害な欠陥(割れ、アンダーカット、オーバーラップ、クラック、スラグ巻込み、ブローホール等)がないこと。
	第2種継手	別図第2(1)~(8)、(11) 別図第3(1)~(10)							
	第3種継手	(溶接方法の規定は無い)							
	第4種継手	(溶接方法の規定は無い)							
第3種容器	第1種継手 ・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接 ・開放容器の継手部;突合せ片側溶接	・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接 ・開放容器の継手部;突合せ片側溶接	炭素含有量が0.35%以下 (使用可能な鋼種は、告示501号で規定)	1. 有害な異物を除去する。 2. 裏はつりは、溶込み不良を完全に除去する。 3. MTもしくはPTを行い、合格すること。	母材と同等以上	1. 母材厚さ20mm以下:1mm 2. 20~120mm以下:母材厚さの5% 3. 120mmを超えるもの ;6mm	1. 非破壊試験を行う場合は、以下を満足すること。 (1)表面が滑らかであること。 (2)母材表面より低くないこと (3)母材表面と段がないこと	本文g項参照	1. 溶け込みが十分なこと。 2. 有害な欠陥(割れ、アンダーカット、オーバーラップ、クラック、スラグ巻込み、ブローホール等)がないこと。
	第2種継手	1. 開放容器以外 ・別図第2(1)~(8)、(11) ・別図第3(1)~(8) 2. 開放容器 ・平底容器の胴板と底板;別図5(1)、(2) ・別図第2(1)~(10)、別図第3							
	第3種継手	(溶接方法の規定は無い)							
	第4種継手	(溶接方法の規定は無い)							
第4種容器	第1種継手 ・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接 ・開放容器以外で、f 600以下、t16mm以下; 突合せ片側溶接 ・開放容器の継手部;突合せ片側溶接	・突合せ両側溶接 ・裏当て金を使用する突合せ片側溶接 ・初層イートガスアーク溶接 ・開放容器以外で、f 600以下、t16mm以下;突合せ片側溶接 ・開放容器の継手部;突合せ片側溶接	炭素含有量が0.35%以下 (使用可能な鋼種は、告示501号で規定)	1. 有害な異物を除去する。 2. 裏はつりは、溶込み不良を完全に除去する。	母材と同等以上	1. 母材厚さ20mm以下:1mm 2. 20~120mm以下:母材厚さの5% 3. 120mmを超えるもの ;6mm	1. 非破壊試験を行う場合は、以下を満足すること。 (1)表面が滑らかであること。 (2)母材表面より低くないこと (3)母材表面と段がないこと	本文g項参照	1. 溶け込みが十分なこと。 2. 有害な欠陥(割れ、アンダーカット、オーバーラップ、クラック、スラグ巻込み、ブローホール等)がないこと。
	第2種継手	1. 開放容器以外 ・別図第2(1)~(9) ・別図第3 2. 開放容器 ・平底容器の胴板と底板;別図5(1)、(2) ・別図第2(1)~(10)、別図第3							
	第3種継手	(溶接方法の規定は無い)							
	第4種継手	(溶接方法の規定は無い)							

表 4.4.2-3 溶接に関する告示 501 での規定内容

(1) 第 2~4 種容器

	継手の種類	効 率	
		溶接省令に準じて放射線透過試験を行い、合格となったもの	その他
第 2 種容器 第 3 種容器	突合せ両側溶接及び裏当金を使用した突合せ片側溶接(裏当金は取り除く)並びにこれと同等以上の効果が得られる方法による溶接	1.00	0.70
	裏当金を使用した突合せ片側溶接(裏当金を取り除かないもの)	0.90	0.65
	裏当金を使用しない突合せ片側溶接	0.60	0.60
第 4 種容器	突合せ両側溶接及び裏当金を使用した突合せ片側溶接(裏当金は取り除く)並びにこれと同等以上の効果が得られる方法による溶接	1.00	0.70
	裏当金を使用した突合せ片側溶接(裏当金を取り除かないもの)	0.90	0.65
	裏当金を使用しない突合せ片側溶接	0.60	0.60
	両側全厚すみ肉重ね溶接	0.55	0.55
	プラグ溶接を行う片側全厚すみ肉重ね溶接	0.50	0.50
	プラグ溶接を行わない片側全厚すみ肉重ね溶接	0.45	0.45

(2) 炉心支持構造物

継手の種類	継手の分類	検査の種類	継手効率
完全溶込み溶接	胴もしくは管の長手継手もしくは周継手、胴もしくは管とフランジ、リングもしくは平板との継手、管台の付根の継手又ははり、ラグ、ブラケット等との端部の継手	PT+RT	1.00
		PT+UT	0.90
		PT(3層)	0.90
		PT(2層)	0.75
		PT(表面)	0.65
		目視	0.50
両側に開先を有する部分溶込みの突合せ溶接及び両側すみ肉溶接	胴もしくは管の長手継手もしくは周継手、又は胴もしくは管とフランジ、リングもしくは平板との継手	PT+RT	0.50
		PT+UT	0.45
		PT(3層)	0.45
		PT(2層)	0.40
		PT(表面)	0.35
	管台の付根の継手又ははり、ラグ、ブラケット等との端部の継手	目視	0.25
		PT+RT	0.90
		PT+UT	0.80
		PT(3層)	0.80
		PT(2層)	0.70
片側に開先を有する部分溶込み突合せ溶接及び片側すみ肉溶接	管台の付根の継手又ははり、ラグ、ブラケット等との端部の継手	PT(表面)	0.60
		目視	0.40
		PT+RT	0.60
		PT+UT	0.55
		PT(3層)	0.55
		PT(2層)	0.45
不連続すみ肉溶接又はプラグ溶接	はり、ラグ、ブラケット等との端部の継手	PT(表面)	0.40
		目視	0.35
		PT+UT	0.45
		PT(3層)	0.45
		PT(2層)	0.40
		PT(表面)	0.35
		目視	0.30

表4.4.2-4 代表的な溶接方法の特徴 (1/3)

溶接方法	概要	適用銅種	評価項目						
			溶込み深さ(溶込み形状)	溶接速度	品質(溶接部の健全性)	ビード外観	機械的性質(継手性能)	開先形状	姿勢の制約
被覆アーク溶接 (Shielded Metal Arc Welding; SMAW)	被覆アーク溶接棒と母材の間にアークを発生させ、アーク熱で溶接棒と母材を溶融し、溶接金属を形成して接合する。	軟鋼、高張力鋼、低合金鋼、ステンレス鋼、非鉄金属、鋳鉄	<ul style="list-style-type: none"> 溶け込み深さは、使用する溶接棒の種類により異なる。 溶け込み深さ(形状)は、溶接電流により異なる。 溶接入熱: 5~35kJ/cm 溶接棒による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接棒の種類によっては、溶け込みが深く、溶着速度の速いものもあるが、一般的には溶着速度は大きくない(図-参照)。 溶接速度は、溶接電流により異なる。 溶接棒による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接棒の種類により、スパッタの多少、スラグの剥離性等が異なる。 手溶接によるため、溶接士の技量の影響が大きい。 溶接棒による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 使用する溶接棒によって異なるが、ビード外観は比較的良好である(スパッタが多く、ビード波形が粗い場合がある)。 溶接棒による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 使用する溶接棒によって異なる。 被覆材の種類(成分)により、溶接金属の化学組成、機械的性質の調整が可能。 使用する溶接棒は、母材の銅種による。 溶接棒による区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接棒を手で操作する手溶接による。 上記により、溶接姿勢に対する制約はない。 手及び自動溶接の区分 溶接姿勢による区分 	
サブマージアーク溶接 (Submerged Arc Welding; SAW)	溶接継手に散布した粒状のフラックスの中でアークを発生させ、アーク長の制御しながら連続溶接を行う。	軟鋼、高張力鋼、低合金鋼、ステンレス鋼等	<ul style="list-style-type: none"> 大電流、大電流密度溶接が可能であり、一般的に溶け込み深さが深い。 幅が広く、扁平なビードが得られる。 溶接入熱: 20~150kJ/cm 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 大電流、大電流密度溶接が可能であり、一般的に溶接速度が大きい。 溶接速度は、溶接電流により異なる(広い範囲で可変)。 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 散布フラックスによりアークの保護が得られ、優れた溶接金属が得られる。 溶接条件(電流、電圧、速度等)を一定にできるため、安定した溶接が可能で、溶接部の健全性を確保しやすい。 溶接士の技量による区分(自動溶接を技量に組み込む) 	<ul style="list-style-type: none"> ビード外観は、ワイヤとフラックスの組合せ等の溶接条件によって異なるが、一般的に良好である。 溶接ヒュームの発生が少なく、ビード外観は良好。 ワイヤとフラックスの組合せ等の溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> ワイヤ、フラックス、母材、溶接条件により異なる。 溶け込みが深いため、母材の組成等により溶接金属の機械的性質が影響される(溶金中央での靱性の低下)。 入熱が大きく、熱影響部が拡大する。軟化、靱性の低下、耐食性の低下等がある。 溶接ワイヤによる区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 開先の加工精度が厳しい。 一面一層溶接の場合: <ul style="list-style-type: none"> 開先角度$\leq 5^\circ$ ギャップ$\leq 0.8\text{mm}$ ルート高さ$\leq 1\text{mm}$ 開先の加工精度による区分 	<ul style="list-style-type: none"> アークが見えず、溶接の適否を確認できない。 溶接線の追跡が困難で、自動溶接のみ可能。 粉末フラックスの補助が可能で下向き及び横向き溶接に限定される。 手及び自動溶接の区分 溶接姿勢による区分
ミグ溶接 (Metal-arc Inert Gas Welding; MIGW)	ArまたはHeの不活性ガスに少量の酸素や炭酸ガスを混合させたシールドガスを用い、(主として)ワイヤによる消耗電極式ガスシールドアーク溶接法。 ※シールドアーク溶接: シールドガス(CO ₂ , Ar等)でアーク及び溶着金属を大気から遮へいする溶接	アルミニウム、アルミニウム合金、銅、銅合金、ニッケル、ニッケル合金、ステンレス鋼、耐熱鋼	<ul style="list-style-type: none"> 電流密度が高く、入熱の集中度が高いため、一般的に溶け込み深さが深い。 溶接電流によって、溶け込み深さは異なる(シールドアーク、バルスミグの場合は浅い)。 形状は扁平でフィンガ状 溶接入熱: 5~35kJ/cm 溶接方法による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 電流密度が高く、入熱の集中度が高いため、一般的に溶接速度が大きい。 溶接電流によって、溶接速度は異なる。 溶接方法による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> シールドガスと母材の組合せにより、フィンガ状の溶け込みが生じる。 シールドガス流の乱れ等により、ブローホール等の溶接欠陥が生じる。 自動と半自動(ワイヤ送給のみ制御) <ul style="list-style-type: none"> 自動の場合は、溶接条件は一定となり、溶接が可能で、溶接部の健全性を確保しやすい。 半自動の場合は、溶接トーチの操作を溶接工が行うため、溶接工の技量に影響される。 シールドガスの種類(組成)による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> Arガスにより溶接部を大気から遮断するため、酸化や窒化の少ない比較的清浄な溶接金属が得られる。 溶接ワイヤによる区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 手溶接に比べて、開先の加工精度は厳しい。 溶け込みが深いので、母材の開先断面積を減らすことが可能。 溶接ワイヤによる区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 自動及び半自動ワイヤ供給送給のみ) 大電流ミグの場合を除いて、全姿勢に適用可能 手及び自動溶接の区分 溶接姿勢による区分 	
マグ溶接(炭酸ガスアーク溶接を含む) (Metal Active Gas Welding; MAGW)	CO ₂ 、CO ₂ +Ar等の安価なシールドガスを用いたガスシールドアーク溶接	軟鋼、高張力鋼、低合金鋼、ステンレス鋼等	<ul style="list-style-type: none"> 電流密度が高く、入熱の集中度が高いこと及び炭酸ガスアークの緊縮性が高いため、溶け込み深さが深い。 溶接電流によって、溶け込み深さは異なる(シールドアーク方式ではやや浅い)。 溶接入熱: 5~35kJ/cm 溶接方法による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 電流密度が高く、入熱の集中度が高いこと及び炭酸ガスアークの緊縮性が高いため、溶接速度が大きい。 溶接電流によって、溶接速度は異なるが、溶着効率は一般的に高い。 溶接方法による区分 溶接電流による区分 	<ul style="list-style-type: none"> アーク力によるスパッタが生じやすい。 シールドガス流の乱れ等により、ブローホール等の溶接欠陥が生じる。 自動と半自動(ワイヤ送給のみ制御) <ul style="list-style-type: none"> 自動の場合は、溶接条件は一定となり、溶接が可能で、溶接部の健全性を確保しやすい。 半自動の場合は、溶接トーチの操作を溶接工が行うため、溶接工の技量に影響される。 溶接方法による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> CO₂ガスにより溶接部を大気から遮断するため、酸化や窒化の少ない比較的清浄な溶接金属が得られる。 スパッタや溶接ヒュームが多く発生する。 溶接ワイヤによる区分 溶接方法による区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> CO₂は酸化性が高いため、ワイヤ中に脱酸剤が必要。 溶接ワイヤの種類、母材の銅種、シールドガス種等により異なる。 溶接ワイヤによる区分 溶接方法による区分 母材銅種による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 手溶接に比べて、開先の加工精度は厳しい。 溶け込みが深いので、母材の開先断面積を減らすことが可能。 手及び自動溶接の区分 溶接姿勢による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 自動及び半自動ワイヤ供給送給のみ) 全姿勢に適用可能 手及び自動溶接の区分 溶接姿勢による区分

表4.4.2-4 代表的な溶接方法の特徴 (2/3)

溶接方法	概要	適用鋼種	評価項目						
			溶込み深さ(溶込み形状)	溶接速度	品質(溶接部の健全性)	ビード外観	機械的性質(継手性能)	開先形状	姿勢の制約
セルフシールドアーク溶接 (Self-shielded Arc Welding; SSAW)	外部からシールドガスを供給せず、溶接ワイヤ中の充填フラックスの作用により溶接部を空気から遮へいして行う溶接。	軟鋼、高張力鋼	<ul style="list-style-type: none"> やや浅い。 溶接能率は、被覆アーク溶接の2倍以上が期待できる(被覆アーク溶接以上の溶接速度が期待できる)。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接能率は、被覆アーク溶接の2倍以上が期待できる(被覆アーク溶接以上の溶接速度が期待できる)。 	<ul style="list-style-type: none"> フラックスにより大気との接触を遮断するため、現場屋外溶接でも耐気孔性を有する。 耐割れ性は良好。 気孔等の欠陥が発生しやすく、アーク長制御の優れた溶接機、的確な溶接条件の管理が必要。 半自動溶接のため、溶接トーチの操作等で溶接工の技量に影響される(他の方法に比べて技量の影響が大きい)。 	<ul style="list-style-type: none"> フラックスワイヤにガス発生剤を含むため、他の溶接法に比べて溶接ヒュームの発生量が多い。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接条件(アーク電圧、溶接ワイヤの種類等)により、異なる。 欠陥の防止には、定アーク長制御が必要であり、溶接士の技量の影響が大きい。 衝撃値が小さい。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接条件による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接条件による区分 溶接士の技量による区分
エレトロガスアーク溶接 (Electrogas Arc Welding; EGW)	母材端と水冷銅壁で溶融池を囲み、炭酸ガス等でシールドしてアークを発生させて行う溶接。溶融金属の垂れ落ちを鋼製当材等を用いて防止しつつ、立向姿勢を行うガスシールドアーク溶接。	炭素鋼、高張力鋼、低合金鋼、アルミニウム合金、ステンレス鋼	<ul style="list-style-type: none"> 溶け込みが大きく、特に電圧が高いほど溶け込みが大きい。 高電流が適用でき、溶着速度が大きく、能率が高い。 厚板(10～100mm)溶接をワックスで仕上げる事が可能。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接速度は、電流(溶融速度)と開先断面積により決まる。 開先を狭くすることが可能なため、溶接速度を速くすることが可能。 	<ul style="list-style-type: none"> 母材と銅板の密着不良による溶接への影響は小さく、目違い、板ひずみの適用範囲が大きい。 溶接スタート部の溶け込み不良が短い。 スパッタが生じやすく、その対策が必要。 自動溶接のため、溶接工の技量の影響を受けにくく、信頼性の高い均質な溶接継手が得られる。 	<ul style="list-style-type: none"> スラグ形成剤を含むフラックス入りワイヤを用いるため、ビード表面に薄いスラグ層ができ、外観が良好。 ビードは平坦でなじみがよい。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接入熱が高く、熱影響部での軟化やぜい化が生じ、継手の強度や靱性の低下が生じる。 溶込みが大きいと、引張強さは、母材や溶込み率によって異なる(溶込み率が高い方が、引張強さは大きい)。 一般的に曲げ性能は良好。 	<ul style="list-style-type: none"> 角変形は小さいが、横収縮量が生じるため、開先間隔の保持には拘束材が必要。 通常はI形又はV形(Iパス溶接)で、板厚が厚い場合にはX形として両側からIパス溶接。 開先間隔の精度に対する裕度が比較的高い。 	<ul style="list-style-type: none"> 立向き姿勢に限定される。 溶接姿勢による区分
ティグ溶接 (Tungsten Inert Gas Welding; TIGW)	不活性ガス雰囲気中でタングステン電極と母材の間にアークを発生させ、その熱で母材を溶融接合する溶接方法。	(直流ティグ)ステンレス鋼、低合金鋼、耐熱合金、チタン、銅等 (交流ティグ)アルミニウム合金、マグネシウム合金等	<ul style="list-style-type: none"> シールドガスや溶接電流によって異なる。(溶接棒・陽極) アークの指向性が強く、狭幅で深溶込み形となる。 シグ溶接等と比べて入熱の集中性及び熱効率が低い。そのため、溶着速度は遅い。(溶接棒・陽極) アークの集中性に欠け、幅広く溶込みは浅い。 	<ul style="list-style-type: none"> シールドガスや溶接電流によって異なる。 シグ溶接等と比べて入熱の集中性及び熱効率が低い。そのため、溶着速度は遅い。(溶接棒・陽極) 	<ul style="list-style-type: none"> 不活性ガスを用いて、溶融池を大気から遮断するため、溶接金属への不純物の混入がなく、高い品質、性能が確保できる。 アークが安定であり、溶融池が静かなため、裏波ビードの形成が容易。 自動あるいは半自動も可能であるが、手溶接の場合が多く、溶接工の技量による影響を受ける。 	<ul style="list-style-type: none"> 広範囲の電流に対して安定なソフトアークを形成するため、滑らかなビードを形成する。 ビード外観は良好であり、スパッタやスラグの発生が少ないため、溶接後の仕上げ処理がほとんど不要。 	<ul style="list-style-type: none"> フラックスが不要なため、酸化、窒化等が生じにくい。 溶接棒材質の選択が自由であり、母材の性質に近似した溶接棒の選択が可能。 良好な品質が得られる方法であり、機械的性質も優れた溶接が得られると考えられる。 手溶接が多く、溶接士の技量による影響を受ける。 	<ul style="list-style-type: none"> 電極はアークによる熱量を供給する機能のみであり、溶加材は別途添加される。溶加材の量と入熱量を独立に制御できるため、継手形状の制約はない。 開先形状による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶加材の量と入熱量を独立に制御できるため、溶接姿勢の制約はない。 溶接姿勢による区分
プラスマアーク溶接 (Plasma Arc Welding)	タングステン電極と母材との間に発生させたアークをトーチで強制的に拘束させた高温プラスマに変え、その保有している高温エネルギーで溶接する方法。	軟鋼、低合金鋼、ステンレス鋼、チタン、銅等ほとんどの鋼種に適用可能 (ただしティグ溶接の方が簡便なため、特殊用途として耐熱、耐食、耐摩耗用盛溶接に用いられる)	<ul style="list-style-type: none"> ティグ溶接よりアークの広がりが小さく、電流密度が非常に高いため、溶込み深さが深い。 アークの指向性が強く、狭幅で深溶込み形となる。 プラスマガス流量や溶接速度等の溶接条件によって異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> アークの広がりが小さく、電流密度が非常に高いため、溶接速度が大きい。 シールドガスやプラスマガス流量等によって異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> エネルギー密度が高く、高速での溶接が可能となるため、溶接ひずみが小さい。 アークが安定で、溶込みが深いため、裏波形成が容易。また、均一な裏波ビードが得られる。 自動化がしやすいが、手溶接の場合、溶接トーチがティグより大きく、重い。そのため、トーチ操作が難しい。溶接工の技量による影響を受ける。 	<ul style="list-style-type: none"> アークが細く絞られているため、高い開先精度が要求される。 	<ul style="list-style-type: none"> 開先精度による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 開先精度による区分 	

表4.4.2-4 代表的な溶接方法の特徴 (3/3)

溶接方法	概要	適用鋼種	評価項目						
			溶込み深さ(溶込み形状)	溶接速度	品質(溶接部の健全性)	ビード外觀	機械的性質(継手性能)	開先形状	姿勢の制約
エレクトロslag溶接 (Electroslag Welding)	<ul style="list-style-type: none"> 溶融スラグと溶融金属とが溶接部から流れ出ないように囲み、溶融したスラグ浴の中に溶接ロイヤを連続的に供給する。電極と母材を介して開先内の溶融スラグ浴に電流を流し、発生するジュール熱で、電極と母材を溶融する自動溶接法。 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接構造用圧延鋼、ホイル用炭素鋼、軟鋼、高張力鋼、ステンレス鋼、鑄鉄 	<ul style="list-style-type: none"> 電圧、電流、スラグ浴の深さ、開先間隔等によって異なる。 溶接入熱が大きく、溶込み深さが深い(溶着速度が大きく、溶着効率100%近い)。 溶着速度は、SMAW:20~30g/min、MAG:30~50g/minに対して150g/min程度。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 電圧、電流、スラグ浴の深さ、開先間隔等によって異なる。 溶接入熱が大きく、溶接速度が大きい。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 単層溶接であるため、均一性が高く、一般に溶接部の健全性に優れる。 溶接を中断すると、継ぎ目部に収縮孔や融合不良を生じやすい。 自動溶接であり、一定の溶接条件を確保しやすいため、健全な溶接部が得易い(溶接工の技量の影響は小さい)。 開先でよい場合、溶接による角変形はほとんどない。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 溶接士の技量による区分 開先形状による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接中にアークが発生せず、スパッタがない。 銅当板の形状、溶接条件及びフラックスにより異なるが、適正な条件では外観は良好。 溶接入熱が大きく、冷却速度が遅いため、結晶粒が粗大化する。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 入熱量が大きく、熱影響部の性能が劣化しやすい。また、溶接金属の強度及び靱性が低くなりやすい。 静的機械的性質は良好であるが、結晶粒が粗大化し、靱性が低い。 添加剤、熱処理等により改善可能。 溶接方法による区分 溶接条件(熱処理含む)による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 開先加工の精度は要求されない(ガス切断のままでよい)。 溶接材の板厚によらず、開先でよい。 開先形状による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 厚板溶接を1パスで仕上げることができるが、溶接姿勢は立向きに限定される。 溶接姿勢による区分
電子ビーム溶接 (Electron Beam Welding, EBW)	<ul style="list-style-type: none"> 真空中で発生させた電子を高電圧で加速し、電子ビームを母材に集中衝撃させる。この際に発生する熱により母材を溶融する溶接方法。 	<ul style="list-style-type: none"> ほとんどの鋼種に適用可能であるが、特に高融点材料、異種金属間溶接に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> 熱エネルギーの集中度が高く、溶融幅が数mm以下となる。 入熱は小さいが入力密度が高く、深い溶込みが得られる(電子ビーム溶接1パスに対して、SAWでは100パスが必要)。 加速電圧、ビーム電流、溶接速度、加工距離、焦点位置等によって異なる。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 熱エネルギーの集中度が高く、入熱は小さいが、入力密度が高いため、溶接速度は速い。 加速電圧、ビーム電流、加工距離、焦点位置等によって異なる。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 真空中で溶接するため、不純物ガスによる汚染が少なく、高純度の溶接が可能。 熱影響部の小さい溶接が可能。 リム鋼等のガス含有率の多い材料では、溶接中にガスが放出され、多数の気孔を生じる可能性がある。 電子ビームの発生、制御が電氣的に行われるため、溶接結果の安定性と再現性に優れる(溶接士の技量による影響は小さい)。 入熱が小さく、熱エネルギーの集中度がよい場合、溶接ひずみ及び変形が小さい。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 真空中で溶接するため、不純物ガスによる汚染が少なく、ビード外観は良好。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 硬化性の材料は、他の溶接方法に比べて、溶接部が硬くなる。 非硬化性の場合、溶接による合金成分の減少、結晶粒の粗大化等により軟化する。 静的機械的性質は、母材と同等以上である。 曲げ特性も良好。 硬化の影響はあるものの、母材に近い靱性を有する。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 幅の狭い溶接であり、開先間隔は小さい。 接合面の仕上げの程度、キップ、汚れ等の慎重な管理が必要。 強磁性体では、脱磁を行い、ビームの偏向を防止する必要がある。 開先間隔を小さくした、精密溶接が可能。 開先形状による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 真空中で溶接を実施するため、適用機器の大きさ及び工場での適用に限定される。 真空中の自動溶接であり、溶接姿勢は限定される。 溶接姿勢による区分
ガス溶接 (Gas Welding)	<ul style="list-style-type: none"> 酸素-アセチレン炎等を使用し、ガス炎の熱で母材を溶融する溶接方法。 	<ul style="list-style-type: none"> 軟鋼、鑄鉄、Cr-Mo鋼、ステンレス鋼、銅(合金)等 	<ul style="list-style-type: none"> アークのような局部の温度上昇は望めないため、溶け込み深さは浅い。 熱が全体に分散するため、溶け込み幅は広くなる。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 熱が分散し、局所的な温度上昇も望めないため、溶接速度は遅い。 溶接条件により異なるが、板厚に反比例する。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 熱影響部が非常に広くなり、溶接部の収縮が大きい(溶接条件により異なる)。 手溶接であり、溶接士の技量による影響が大きい。 溶接方法による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接のままでは、過熱組織を呈し、十分な強さ、靱性は得られないが、溶接後の熱処理により機械的性質は、ある程度向上する。 ガス溶接部の強さは、開先形状、ビードンギにより影響される。 溶接方法による区分 溶接条件(熱処理を含む)による区分 開先形状による区分 仕上げによる区分 	<ul style="list-style-type: none"> I型、V型、X型等があるが、先は尖らせた方がよい。 溶接姿勢による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接姿勢による区分 	
レーザー溶接 (Laser Beam Welding)	<ul style="list-style-type: none"> 母材にレーザービームを当て、その光エネルギーで母材を溶融する溶接方法。レーザーの種類としては、CO₂レーザー及びYAGレーザーがある。 	<ul style="list-style-type: none"> ステンレス鋼、銅、ニッケル、タンタル等 	<ul style="list-style-type: none"> 熱源径が小さいこと及び高出力密度のため、深溶込み溶接が可能。 溶込み形状は、レーザーの特性、ビーム形状等によって異なる。 溶接方法による区分 溶接条件による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 高出力密度であり、高速溶接が可能(溶接速度が大きい)。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 溶接入熱量が少なく、溶接変形やひずみがアーク溶接の数倍少ない。 気孔及び溶接割れが生ずることがある。 熱収縮が小さいので、溶接割れは生じにくい。材質によっては高温割れが生じる。 自動溶接法であり、溶接士の技量による影響がない。 溶接方法による区分 溶接士の技量による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 急熱急冷のため、溶接部の結晶粒は細くなる。 元素の偏析及び結晶粒の粗大化が生じにくい。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 急冷のため、硬さが高くなる。 急冷のため、硬さが高くなる。 溶接方法による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 板厚、ビーム径、照射条件によって異なるが、一般にビーム径を小さくして用いるため、開先キップ、板の目違いを厳しく管理する必要がある。 許容開先キップ: 10~15μt、許容目違い量: 25μt程度が一般的である。 溶接方法による区分 開先精度による区分 目違いの精度による区分 	<ul style="list-style-type: none"> 自動溶接であり、溶接姿勢は限定される。 溶接姿勢による区分

表 4.4.2-5 代表的な継手形状の特徴

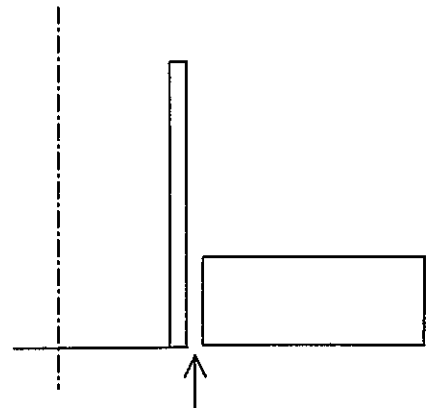
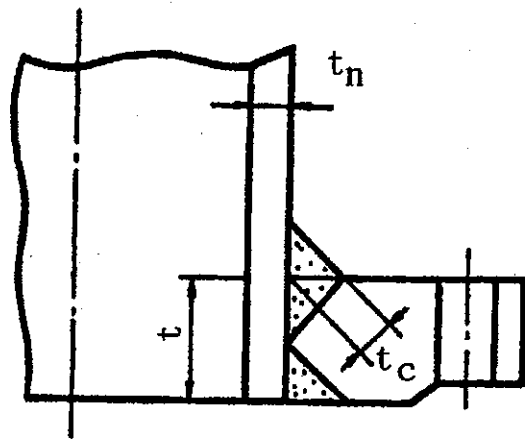
継手形状	継手形状	主な特徴
突合せ溶接		<ul style="list-style-type: none"> ・多少の溶接欠陥や止端部の切欠き効果は、延性強度には大きな影響がなく、健全な溶接の場合には、母材強度とほぼ同等である。但し、疲労強度に対しては、切欠き効果を考慮する必要がある。 ・最も効率よく荷重を伝達できる継手。 ・2つの部材が同じ面内に配置された溶接であり、非破壊検査が容易で品質の確認が可能である。
	両側溶接	<ul style="list-style-type: none"> ・全厚に渡って溶け込みが得られるため、継手性能に優れる。 ・両側からの溶接のため、開先を小さくすることが可能。 ・裏はつりを行う必要があり(完全溶け込みの場合)、裏はつり後のPT等の手間がかかる。
	片側溶接	<ul style="list-style-type: none"> ・完全溶込みと同等の性能を得るには、裏当金を用いるか、裏波溶接とする必要がある。 ・両面溶接と同等の性能を得るには、電子ビーム溶接等の溶込みの深い溶接方法を選択する必要がある。 ・小口径配管の裏波溶接や一時裏当てを用いて裏波ビードを出すFCB(Flux Copper Backing)等は、両面溶接と遜色のない溶接が得られる。
	完全溶け込み	(両側溶接に記載した特長と同様である)
	部分溶け込み	<ul style="list-style-type: none"> ・不溶接部が残るため、完全溶込みに比べて継手性能は著しく劣り、溶接線に垂直な引張応力や繰返し応力が作用する場合には適用は困難。また、強度上重要な部位への適用は困難。 ・溶込みの少ない溶接方法の場合には、ルート部の溶込みが不完全な場合がある。 ・不溶接部に異物が混入して腐食の原因になる等の破損事例が見られている。
すみ肉溶接		<ul style="list-style-type: none"> ・一般に幾何学的形状の急激な変化があるため、突合せ溶接に比べて応力の流れが複雑で、ルート部、止端部等に大きな応力集中を生じる。また、強度も突合せ溶接に比べて一般的に低い。 ・せん断荷重のみの伝達の場合に用いられることが多く、引張荷重を伝達する場合には、開先溶接により全面溶接として強度を持たせる。
	両側溶接	(突合せ溶接の場合と同様である。ただし、片側溶接については、ルート部に曲げ応力が作用するような場合にも適用が困難である)
	片側溶接	
	完全溶け込み	
	部分溶け込み	

表 4.4.2-6 代表的な開先形状の特徴

開先形状	用途	主な特徴
V形	<ul style="list-style-type: none"> 主に突合せ溶接に適用される。 t20mm程度までの板厚に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> 単純形状のため、ガス切断等で容易にベベル加工可能。 板厚の増加に伴い、開先断面積(溶着量)が増加する。 片側溶接で十分な溶け込みを与えることが目的。 開先角度、肩の高さ、ルート間隔は、溶接条件や溶接姿勢と関連して設定する必要がある。 開先が左右対称であり、溶接作業性は良好。
X形	<ul style="list-style-type: none"> 主に突合せ溶接に適用される。 t40mm程度までの板厚に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> 単純形状のため、ガス切断等で容易にベベル加工可能。 板厚の増加に伴い、開先断面積(溶着量)が増加する。 開先が左右対称であり、溶接作業性は良好。 両側溶接で十分な溶け込みを与えることが目的。 不等X形とすれば、下向き溶接の溶着量を増やし、上向き溶接の溶着量を減らすことが可能。この結果、裏はつり作業を容易にするために、開先角度を広げることが可能。 開先形状により、板の表裏の溶着量を操作することで、角変形の低減等が可能。
K形	<ul style="list-style-type: none"> T継手や角継手に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> 開先の片側が直のため、溶接作業性は良好ではない。
U形	<ul style="list-style-type: none"> 主に突合せ溶接に適用される。 t40mm以上の板厚に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> ベベル加工には機械加工が必要で、開先加工に手間がかかる。 板厚の増加に対して、開先断面積の増加が少なく、溶着量の増加が少ない。 開先が左右対称であり、溶接作業性は良好。 溶接ビード幅が狭くなり、溶着量も溶接変形も低減できるため、厚板に適用される。
H形	<ul style="list-style-type: none"> 主に突合せ溶接に適用される。 t40mm以上の板厚に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> ベベル加工には機械加工が必要で、開先加工に手間がかかる。 板厚の増加に対して、開先断面積の増加が少なく、溶着量の増加が少ない。 開先が左右対称であり、溶接作業性は良好。
I形	<ul style="list-style-type: none"> t6mm程度までの薄板が対象(被覆アーク溶接)。 深い溶込み(EBW等)の場合には、100mmを超える厚板にも適用可能。 	<ul style="list-style-type: none"> 十分な溶込みを与える溶接方法の採用が必要(板厚によっては、両側の溶接が必要)。 開先が左右対称であり、溶接作業性は良好。 溶着量が最も少なく経済的であるが、溶け込みが不十分な場合には強度部材に使用できない。
レ形 (レ形当て板)	<ul style="list-style-type: none"> T継手や角継手に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> 片側から十分な溶け込みを与えることが目的。 突合せ溶接の水平溶接に多く採用される。 開先の片側が直のため、溶接作業性は良好ではない。
J形	<ul style="list-style-type: none"> T継手や角継手に適用される。 	<ul style="list-style-type: none"> レ形開先と同様であるが、さらに厚板の場合に用いられる。 開先の片側が直のため、溶接作業性は良好ではない。

表 4.4.2-7 継手面の食違いに関する現行基準での規定内容

	溶接に関する技術基準	告示 501 号																																																																																																																																																																																							
規定内容	(第 1 種管に対する規定内容)	(第 1 種管に対する規定内容)																																																																																																																																																																																							
	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>継手の種類</th> <th>母材の厚さの区分</th> <th>食違いの値</th> <th>備考</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">第 1 種継手</td> <td>20mm 以下</td> <td>1mm</td> <td rowspan="3">板厚の 5% 以下</td> </tr> <tr> <td>20~120mm</td> <td>母材の厚さの 5%</td> </tr> <tr> <td>120mm 以上</td> <td>6mm</td> </tr> <tr> <td>第 2 種継手</td> <td>15mm 以下</td> <td>1.5mm</td> <td rowspan="3">板厚の 10% 以下</td> </tr> <tr> <td>第 3 種継手</td> <td>15~120mm</td> <td>母材の厚さの 10%</td> </tr> <tr> <td>第 4 種継手</td> <td>120mm 以上</td> <td>12mm</td> </tr> </tbody> </table>	継手の種類	母材の厚さの区分	食違いの値	備考	第 1 種継手	20mm 以下	1mm	板厚の 5% 以下	20~120mm	母材の厚さの 5%	120mm 以上	6mm	第 2 種継手	15mm 以下	1.5mm	板厚の 10% 以下	第 3 種継手	15~120mm	母材の厚さの 10%	第 4 種継手	120mm 以上	12mm	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th rowspan="2">管の部分の区分</th> <th rowspan="2">継手の仕上げ等の種別</th> <th colspan="10">応力係数</th> </tr> <tr> <th>B₁</th> <th>C₁</th> <th>K₁</th> <th>B₂</th> <th>C₂</th> <th>K₂</th> <th>C₃</th> <th>K₃</th> <th>C₄</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>(a) 溶接部以外の直管</td> <td></td> <td>0.5</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="3">(b) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有しないものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部</td> <td>イ</td> <td>0.5</td> <td>1.0</td> <td>1.1</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.1</td> <td>0.8</td> <td>1.1</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> <tr> <td>ロ</td> <td>0.5</td> <td>1.0</td> <td>1.2</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.2</td> <td>0.8</td> <td>1.7</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> <tr> <td>ハ</td> <td>0.5</td> <td>1.0</td> <td>1.2</td> <td>1.0</td> <td>1.4</td> <td>2.5</td> <td>0.6</td> <td>1.7</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> <tr> <td>(c) 直管と管との円筒部のすみ肉溶接部</td> <td></td> <td>0.75</td> <td>1.8</td> <td>3.0</td> <td>1.5</td> <td>2.1</td> <td>2.0</td> <td>2.0</td> <td>3.0</td> <td>1.0</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">(d) 直管の長手継手の実合せ溶接部</td> <td>イ</td> <td>0.5</td> <td>1.0</td> <td>1.1</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.1</td> <td>1.0</td> <td>1.1</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>ニ</td> <td>0.5</td> <td>1.1</td> <td>1.2</td> <td>1.0</td> <td>1.2</td> <td>1.3</td> <td>1.0</td> <td>1.2</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">(e) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有するものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部</td> <td>イ</td> <td>0.5</td> <td></td> <td>1.2</td> <td>1.0</td> <td></td> <td>1.1</td> <td></td> <td>1.1</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>ニ</td> <td>0.5</td> <td></td> <td>1.3</td> <td>1.0</td> <td></td> <td>1.3</td> <td></td> <td>1.7</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>(f) 曲管又は実合せ溶接式エルボ</td> <td></td> <td>0.5</td> <td></td> <td>1.0</td> <td></td> <td></td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> <tr> <td>(g) 実合せ溶接式レクレーサ</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td>1.0</td> <td></td> <td></td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> <tr> <td>(h) 実合せ溶接式ティー</td> <td></td> <td>0.5</td> <td>1.5</td> <td>4.0</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td>1.0</td> <td>1.0</td> <td>0.5</td> <td></td> </tr> </tbody> </table>	管の部分の区分	継手の仕上げ等の種別	応力係数										B ₁	C ₁	K ₁	B ₂	C ₂	K ₂	C ₃	K ₃	C ₄	(a) 溶接部以外の直管		0.5	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0		(b) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有しないものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部	イ	0.5	1.0	1.1	1.0	1.0	1.1	0.8	1.1	0.5		ロ	0.5	1.0	1.2	1.0	1.0	1.2	0.8	1.7	0.5		ハ	0.5	1.0	1.2	1.0	1.4	2.5	0.6	1.7	0.5		(c) 直管と管との円筒部のすみ肉溶接部		0.75	1.8	3.0	1.5	2.1	2.0	2.0	3.0	1.0		(d) 直管の長手継手の実合せ溶接部	イ	0.5	1.0	1.1	1.0	1.0	1.1	1.0	1.1			ニ	0.5	1.1	1.2	1.0	1.2	1.3	1.0	1.2			(e) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有するものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部	イ	0.5		1.2	1.0		1.1		1.1			ニ	0.5		1.3	1.0		1.3		1.7			(f) 曲管又は実合せ溶接式エルボ		0.5		1.0			1.0	1.0	1.0	0.5		(g) 実合せ溶接式レクレーサ					1.0			1.0	1.0	0.5		(h) 実合せ溶接式ティー		0.5	1.5	4.0				1.0	1.0	0.5	
	継手の種類	母材の厚さの区分	食違いの値	備考																																																																																																																																																																																					
	第 1 種継手	20mm 以下	1mm	板厚の 5% 以下																																																																																																																																																																																					
		20~120mm	母材の厚さの 5%																																																																																																																																																																																						
		120mm 以上	6mm																																																																																																																																																																																						
	第 2 種継手	15mm 以下	1.5mm	板厚の 10% 以下																																																																																																																																																																																					
	第 3 種継手	15~120mm	母材の厚さの 10%																																																																																																																																																																																						
	第 4 種継手	120mm 以上	12mm																																																																																																																																																																																						
	管の部分の区分	継手の仕上げ等の種別	応力係数																																																																																																																																																																																						
B ₁			C ₁	K ₁	B ₂	C ₂	K ₂	C ₃	K ₃	C ₄																																																																																																																																																																															
(a) 溶接部以外の直管		0.5	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0																																																																																																																																																																															
(b) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有しないものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部	イ	0.5	1.0	1.1	1.0	1.0	1.1	0.8	1.1	0.5																																																																																																																																																																															
	ロ	0.5	1.0	1.2	1.0	1.0	1.2	0.8	1.7	0.5																																																																																																																																																																															
	ハ	0.5	1.0	1.2	1.0	1.4	2.5	0.6	1.7	0.5																																																																																																																																																																															
(c) 直管と管との円筒部のすみ肉溶接部		0.75	1.8	3.0	1.5	2.1	2.0	2.0	3.0	1.0																																																																																																																																																																															
(d) 直管の長手継手の実合せ溶接部	イ	0.5	1.0	1.1	1.0	1.0	1.1	1.0	1.1																																																																																																																																																																																
	ニ	0.5	1.1	1.2	1.0	1.2	1.3	1.0	1.2																																																																																																																																																																																
(e) 容器、管、ポンプ又は弁(いずれもテーパを有するものに限る。)と管との円筒部の実合せ溶接部	イ	0.5		1.2	1.0		1.1		1.1																																																																																																																																																																																
	ニ	0.5		1.3	1.0		1.3		1.7																																																																																																																																																																																
(f) 曲管又は実合せ溶接式エルボ		0.5		1.0			1.0	1.0	1.0	0.5																																																																																																																																																																															
(g) 実合せ溶接式レクレーサ					1.0			1.0	1.0	0.5																																																																																																																																																																															
(h) 実合せ溶接式ティー		0.5	1.5	4.0				1.0	1.0	0.5																																																																																																																																																																															
		<p>(備考)</p> <p>1 継手の仕上げ等の種別は、溶接基準第37条の規定において準用する同省令第9条、第24条及び第25条の規定による継手の仕上げ等のうち、次に掲げるものとする。</p> <p>イは、継手面の食違いがないもの</p> <p>ロは、継手面の食違いが管の厚さの0.1倍以下のもの</p> <p>ハは、イ及びロに掲げるもの以外のもの</p> <p>ニは、イに掲げる以外のもの</p> <p>2 (a)の部分又は(b)若しくは(c)の溶接部であって管の軸に垂直な断面における最大外径と最小外径との差が管の厚さの0.08倍を超えるものにあつては、K₁は、表中の値にかかわらず、表に示す値と次の計算式により計算した値との積</p> $K=1+\frac{D_{max}-D_{min}}{t}\left\{\frac{1.5}{1+0.456\frac{PD_0}{K_1}}\right\}$																																																																																																																																																																																							



EBW 等による溶接では、I 形開先とできる可能性がある。

<溶接の技術基準での継手形状の例>
(第 2~4 種容器の第 3 種継手)

図 4.4.2-1 継手形状の簡素化の例

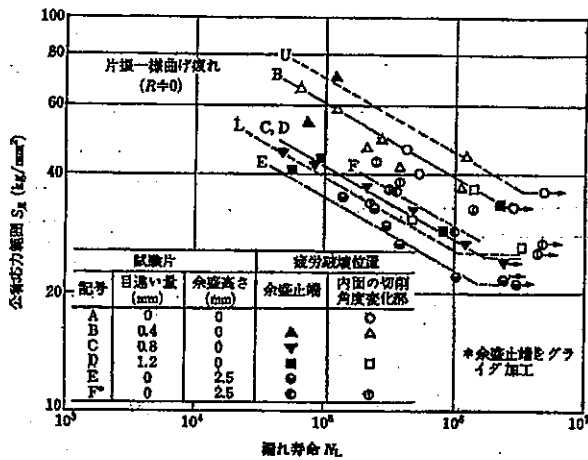


図 3・10 一目違い付突合せ溶接管の疲れ強さ線図 (STS-38 材)

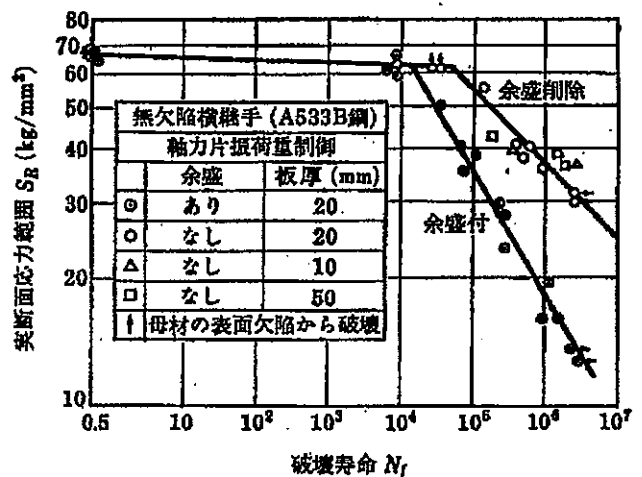


図 3・11 余盛りおよび余盛り削除の横継手の S-N 線図

(a) 食違いによる疲労強度への影響

(b) 余盛りのよる疲労強度への影響

図 4.4.2-2 食違い及び余盛りによる疲労強度への影響

(出展；丸善株式会社 改訂 3 版 溶接便覧 溶接学会編)

4.4.3 耐圧試験に関する検討

耐圧試験について、軽水炉を初めとする既存プラントでの取り扱いを参考として、システム化規格での取り扱いについて検討を行った。検討結果は、以下の通りである。

(1) 軽水炉での考え方

軽水炉に対しては、告示 501 号及び電気工作物の溶接の技術基準(省令及び解釈)で、機器の製作完了時点で強度上の健全性が確保されていることを確認するために、その必要性を規定している。また、JEAC4205 においては、ISI の結果により補修・交換を行った部位について、耐圧試験を実施することを規定している。耐圧試験の目的は、以下の通りである。

- ① 機器が設計で期待する強度を十分な余裕をもって有していることを確認する。
- ② 機器に著しい漏えいがないことを確認する。

表 4.4.3-1 に告示及び電気工作物の技術基準(省令及び解釈)での耐圧試験の規定内容を示す。軽水炉では、冷却材圧力が高く、支配的な荷重が内圧であるため、機器の健全性確認として耐圧試験を義務付けている。なお、ISI においては、供用期間中には使用圧力に対して漏えいがないことが確認できればよく、耐圧試験により実使用外の過負荷を与えないために、系の漏えい試験のみを規定している。これは、現在検討が進められている維持規格も同様である。

(2) 既存の FBR プラントでの考え方

国内の既存 FBR では、建設実績が乏しいことから、(1)に示した軽水炉の考え方を踏襲して、耐圧試験の規定を設けている(ナトリウム冷却型高速増殖炉発電所の原子炉施設に関する構造等の技術基準)が、下記に示すように耐圧試験の必要性は乏しいと考えられている。

- ① ナトリウム冷却炉では、運転圧力が低く、過圧要因に乏しいため、主要な応力は熱荷重による変位制御型応力である。このため、荷重制御型応力に対する強度を確認する耐圧試験の必要性は小さい。
- ② ナトリウムに接液する部分は、通常一体構造となり、漏れ止め溶接を行わない機械式継手は使用されない。よって、機械式継手から漏えいがないことを確認する耐圧試験の必要性は小さい。

「ナトリウム冷却型高速増殖炉発電所の原子炉施設に関する構造等の技術基準」での耐圧試験に関する規定内容を、表 4.4.3-1 に示す。なお、ナトリウム冷却炉では、建設実績を主な理由として耐圧試験の規定を設けているため、建設実績が積まれた場合、耐圧試験は不要と

考えられる。

(3) システム化規格での耐圧試験の取り扱い

(1) 及び(2)に示した既存プラントでの考え方により、以下が言える。

- ① 耐圧試験では、最高使用圧力の 1.25 倍等の実使用外の負荷を与えるため、それ自体が機器のダメージとなる可能性がある。よって、機器の強度への影響という観点では実施しないあるいは極力低圧での実施が望ましい。
- ② 内圧のような荷重制御型応力が支配的となる機器においては、期待する強度を十分な余裕をもって有していること及び著しい漏えいがないことを確認する必要があり、耐圧試験の実施が必要と考えられる。

システム化規格は、新型炉を対象とした設計基準であり、種々のプラントを想定しておく必要がある。ナトリウム冷却炉の場合には、上記①に該当するプラントであるが、軽水炉等の場合には、②に該当するプラントであり、これらを網羅した考え方を採用することが望ましい。よって、耐圧試験は、耐圧部の健全性確認の一手法と位置付け、その他の代替試験も選択可能とする構成がよいと考えられる。

表 4.4.3-1 耐圧試験に関する規定内容

機器の区分				告示 501 号及び電気工作物の溶接の技術基準 (省令及び解釈)	Na 冷却型高速増殖炉発電所の原子 炉施設に関する構造等の技術基準
第 1 種 容 器	内圧を受けるもの	原子炉圧力容器		最初の据付後、燃料を装荷するまでの間；最高使用圧力の 1.25 倍の水圧 その後；通常運転圧力の 1.1 倍の水圧	同左 但し、気圧による試験も可
		その他	原子炉圧力容器と 一体で試験を行う 必要があるもの	通常運転圧力の 1.1 倍(最初の据付後、燃料を装荷するまでを除く)の水圧	同左 但し、気圧による試験も可
			その他のもの	最高使用圧力の 1.25 倍の水圧	同左 但し、気圧による試験も可
	外圧を受けるもの	内部が大気圧未満になること により外圧を受けるもの以外		外圧と内面に受ける圧力との最高の差の 1.25 倍の水圧	同左 但し、気圧による試験も可
第 2 種 容 器	内圧を受けるもの		最高使用圧力の 1.125 倍の気圧又は最高使用圧力の 1.35 倍の水圧	同左	
	外圧を受けるもの	内部が大気圧未満になること により外圧を受けるもの以外		大気圧と内面に受ける圧力との最高の差の 1.5 倍の気圧又は水圧	同左
		その他のもの		外圧と内面に受ける圧力との最高の差の 1.25 倍の気圧又は 1.35 倍の水圧	同左
第 3 種 容 器	内圧を受けるもの	原子炉圧力容器と一体で試験 を行う必要があるもの		最初の据付後、燃料を装荷するまでの間；最高使用圧力の 1.25 倍の水圧 その後；通常運転圧力の 1.1 倍の水圧	同左 但し、気圧による試験も可
		開放容器		胴板の頂部(屋根がない場合は、頂部の山形鋼の下部)より 50mm 下部(溢出口がある場合は、溢出口の下部)まで水を満たした時の圧力	同左
		その他のもの		最高使用圧力の 1.5 倍の水圧又は 1.25 倍の気圧	同左 但し、気圧による試験も可
第 4 種 容 器	外圧を受けるもの	内部が大気圧未満になること により外圧を受けるもの(開放 容器を除く)		大気圧と内面に受ける圧力との最高の差の 1.5 倍の水圧又は気圧	同左
		その他のもの		外圧と内面に受ける圧力との最高の差の 1.5 倍の水圧又は 1.25 倍の気圧	同左

4.4.4 システム化規格との対応

(1) 溶接工法に関するシステム化規格での選択肢

4.4.2(3)～(9)に、溶接工法に関する項目について検討を行ったが、この結果に基づいて、溶接工法に関してシステム化規格で考えられる選択肢を表 4.4.4-1 にまとめた。表 4.4.4-1 では、4.4.2(3)～(9)の区分ごとにまとめているが、実際の溶接ではすべての項目が密接に関連しているため、これらを組合せたマトリクスとして考えていく必要がある。

なお、表はシステム化規格での選択肢のイメージを示したものであり、ランク付けとしては設計係数を用いることを仮定している。

① 溶接方法

溶接方法に対しては、現行基準で規定される方法とそれ以外の方法との区分が考えられる。また、自動溶接の場合には継手性能のばらつきが小さい等、自動、半自動及び手溶接の区分が考えられる。

② 継手形状

継手性能に対しては、突合せ両側溶接、突合せ片側溶接、すみ肉溶接の順で、開先形状による区分が可能であるとともに、選択肢を増加させる目的から現行基準で規定されていない継手形状も選択可能とすることが考えられる。この場合、安全係数を高くする必要があると考えられる。

③ 食違い

食違いについては、切欠き効果による疲労強度への影響がある。よって、食違いにより生じる応力解析等によりピーク応力を適切に評価できれば、現行基準を上回る食違いも許容できるものと考えられる。また、詳細は検討が必要であるが、安全係数を高めることあるいは設計寿命を低減(交換を前提等)することで、現状より大きな食違いも許容可能と考えられる。

④ 仕上げ(余盛り高さも含む)

仕上げについては、機械的処理や熱処理等種々の方法がある。これらは、応力集中の低減や残留応力の低減等個々に異なる効果を持ち、疲労強度の向上等が期待できる。ただし、仕上げ処理の増加により製作工数が増加するため、経済性の低下を伴う。よって、健全性の観点からは多くの処理を施したものを上位と位置付けるが、経済性を考慮して適切に選択できる区分とする必要がある。

⑤ 溶接士

溶接士については、個々の技量のほかに、溶接作業時の環境等、多くの要因が関与するため、厳密な区分は困難と考えられる。ただし、JIS 認定等を設けることによりある一定の技術水準は確保可能と考えられる。また、自動、半自動及び手溶接を技量の一部と考えれば、この効果による区分が考えられる。

(2) 耐圧試験に関するシステム化規格での選択肢

耐圧試験の代替試験としては、以下が考えられる。システム化規格では、表 4.4.4-2 に示すように、これらの選択肢にランク付けを行い、設計係数に差をつける等の対応が考えられる。なお、現行基準においては、溶接部等の非破壊検査を実施した上で、耐圧試験を実施することとなっており、この両者に合格した機器が使用可能となっている。

① 非破壊試験+耐圧試験

現行基準と同様の選択肢であり、非破壊試験で溶接部等の健全性を確認した上で、耐圧試験を実施して、構造強度が確保されていることを確認する。

② 非破壊試験+非破壊試験

本選択肢は、耐圧試験を非破壊試験で代替するものである。非破壊試験としては、表面検査(MT、PT等)と体積検査(UT、RT等)が考えられるが、耐圧試験は板厚全体で強度を確保していることから体積検査が必要と考えられる。特に、2種類の体積検査を実施し、それらの POD(; Probability Of Detection)特性を用いて破損確率等を評価すれば、耐圧試験を実施しなくとも機器の健全性評価が可能と考えられる。

③ 非破壊試験+解析評価

本選択肢は、耐圧試験を解析評価で代替するものである。製作完了時には UT 等の非破壊検査を実施し、溶接等の健全性を確認する。耐圧試験については、十分な余裕を持った強度を確認することが目的である。近年では、解析精度の向上が期待でき、耐圧強度については解析による評価も可能と考えられ、耐圧試験の代替方法になりうると考えられる。ただし、解析条件に保守性を確保することや不確定性の考慮等が必要である。

④ 非破壊試験+漏えい試験

本選択肢は、耐圧試験を漏えい試験で代替するものである。ナトリウム冷却炉のような耐圧強度の要求が小さいプラントでは、製作完了時に非破壊検査により溶接部等の

健全性が確認できれば、a. に示した耐圧試験の十分な強度を有することの確認への要求は薄れ、著しい漏えいがないことが確認できれば良いものと考えられる。このような場合には、耐圧試験は漏えい試験で代替(耐圧試験の削除)可能と考えられる。

表 4.4.4-1 溶接に関するシステム化規格での選択肢 (1/2)

(1) 溶接方法

	溶接方法		設計係数(*1) (継手効率等)	溶接姿勢(*2)	設計係数(*1) (継手効率等)
1	現行基準での方法	自動	1	下向き	1
2		半自動	0.8	下向き以外	0.8
3		手	0.6		
4	その他の方法	自動	1		
5		半自動	0.8		
6		手	0.6		

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

(*2) ; 溶接姿勢は、手溶接の場合に限る。

(2) 継手形状

項目			設計係数(*1) (溶接継手効率等)	備考
1	現行基準での継手形状	突合せ両側溶接 (裏当金片側含む)	X 開先	1
2			I、K 開先等	0.9
3		突合せ片側溶接	V、U、H 開先	0.8
4			レ、J 開先等	0.7
5		すみ肉両側溶接	開先溶接	0.8
6			開先なし	0.6
7		すみ肉片側溶接	開先溶接	0.6
8			開先なし	0.4
9	その他の継手形状(現行基準に記載なし)	突合せ両側溶接 (裏当金片側含む)	X 開先	0.9
10			I、K 開先等	0.8
11		突合せ片側溶接	V、U、H 開先	0.7
12			レ、J 開先等	0.6
13		すみ肉両側溶接	開先溶接	0.7
14			開先なし	0.5
15		すみ肉片側溶接	開先溶接	0.5
16			開先なし	0.3

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

表 4.4.4-1 溶接に関するシステム化規格での選択肢 (2/2)

(3) 食違い

項目	設計係数(*1) (溶接継手効率等)	備考
1 板厚の5%以内	1	現行基準(1種継手)
2 応力解析を実施したもの	1	現行基準
3 板厚の10%以内+応力解析	1	
4 板厚の10%以内	0.8	告示、溶接基準の2 ~4種継手

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

(4) 仕上げ(余盛り高さも含む)

項目	設計係数(*1) (溶接継手効率等)	備考
1 ピーニング+熱処理+平滑ビード処理	1	
2 熱処理+平滑ビード処理	0.9	
3 ピーニング+熱処理	0.8	
4 熱処理+ビード表面仕上げ(余盛りが残る)	0.7	
5 熱処理	0.6	

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

(5) 溶接士

項目	設計係数(*1) (溶接継手効率等)	備考
1 自動溶接溶接	1	
2 半自動溶接+(JIS+溶接協会)認定者	0.9	
3 半自動溶接+JIS認定者	0.8	
4 手溶接+(JIS+溶接協会)認定者	0.7	
5 手溶接+JIS認定者	0.6	

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

表 4.4.4-2 耐圧試験に関するシステム化規格での選択肢

	項目	設計係数(*1) (溶接継手効率等)	備考
1	非破壊試験+耐圧試験	1	現行基準と同様
2	非破壊試験+漏えい試験	0.9	Na 炉等に限定
3	非破壊試験+非破壊試験	0.8	2つの体積検査
4	非破壊試験+非破壊試験	0.6	体積検査+表面検査
5	非破壊試験+解析評価	0.5	

(*1) ; 表中の数値はイメージを示す参考値であり、詳細は検討が必要である。

4.4.5 まとめ

システム化規格の部分基準の1つである「製作・据付」について検討を行い、以下の成果を得た。

- ① 製作・据付のうちの溶接に関する検討を行い、溶接工法による機器の健全性及び経済性へ影響を及ぼすと考えられる項目を整理した。また、それぞれの項目に対して、システム化規格で考えられる選択肢(裕度交換項目)を整理した。
- ② 耐圧試験について、システム化規格での考え方を検討し、低圧体系の高速炉では必ずしも必要ではないと位置付けるとともに、既存プラントでの考え方も考慮して、システム化規格での選択肢を整理した。

4.4.6 今後の課題

今後の課題としては、以下が挙げられる。

- ① 溶接工法について、設計の自由度を広げるために、システム化規格での選択肢をさらに抽出していく必要がある。
- ② 本検討では、溶接工法での健全性及び経済性への影響因子をまとめたが、今後はこれらの効果を定量的にし、破損確率の評価等へ反映する必要がある。
- ③ 溶接については、製造方法となる部分であり、裕度交換への効果を示した上で、どこまで設計基準として規定するかを明確にする必要がある。
- ④ 破損確率の評価等においては、溶接部の初期欠陥分布が重要となる。各溶接工法において、初期欠陥の生じやすさ、その分布等について調査・検討を行う必要がある。

4.5 検査に関する検討

4.5.1 目的

本検討は、システム化規格での裕度交換の重要な項目である「検査」について、裕度交換に有効な選択肢を摘出することを目的とする。

検査での欠陥の検出精度及び検出確率(POD; Probability Of Detection)等は、破損確率に大きな影響を及ぼす要因であるが、これまでの検討では過去の知見等を暫定的に用いている。よって、検出精度や検出確率等について、システム化規格でのモデル化を検討する必要がある。また、検査方法等については、告示や JEAC 等での規定があるが、最近の知見に基づき新たな検査技術を用いることで、さらなる検査の合理化、欠陥検出の高度化等が期待できる。

4.5.2 各種検査手法のモデル化検討

システム化規格では、信頼度の評価指標の1つに破損確率が挙げられている。破損確率の評価では、検査の観点からは、①検出精度(検出限界)及び②検出確率が入力条件となる。PNL や LLNL で開発された検出確率の評価モデルが示されており、これまでの検討ではこれらのモデルを暫定的に用いている。ただし、これらのモデルは海外で開発されたものであり、国内の検査規定とはリンクしていないため、検出確率に対してモデル化検討を行った。

(1) 検討方法

モデル化のための検討手順は、以下の a. ~d. に示す通りである。

a. 検討対象

システム化規格では、製作等についても部分基準の範囲に含めているため、検討対象は製作検査及び ISI で用いられる検査とし、以下とする。なお、目視検査(VT; Visual Inspection)については、定量的なデータが得られないため、検討対象外とした。

検討対象; ① 磁粉探傷試験(MT; Magnetic particle Testing)

② 浸透探傷試験(PT; liquid Penetrant Testing)

③ 放射線透過試験(RT; Radiographic Testing)

④ 超音波探傷試験(UT; Ultrasonic Testing)

⑤ 渦流探傷試験(ECT; Eddy Current Testing)

b. 検討データの調査

検出確率については、PNL や LLNL のモデルにおいても、多数の探傷試験から得られたデータに基づき、適切な近似式が策定されている。このため、PISC(Programme for the Inspection

of Steel Components)等の探傷試験データの調査を行い、検討データを取得した。

なお、国内手法での検出確率をモデル化することが目的であるが、国内では試験データが少ないことから、海外のデータを含めて調査を行っている。また、原子力機器のみでは、試験データが十分ではないことから、他の分野も含めて調査を行った。

c. 検出確率のモデル化

検出確率については、b.での調査データを適切な関数でフィッティングすることで暫定した。検出確率の算出式については、誤差関数やワイブル分布、指数関数等、文献によって種々の関数が用いられている。これらについては、定性的に適切と考えられる分布はなく、試験データとよく一致する関数が用いられている。

ここでは、暫定的な定式化であること、各検査手法毎の検出確率が相対的に把握できればよいこと等から、比較的簡単な関数であるワイブル分布でフィッティングを行ってみることとした。なお、下式については、数少ない国内での検討例でも用いられている。

$$POD = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{x - b_0}{\beta_d} \right)^\alpha \right\}$$

上式において、 x は欠陥寸法であり、試験データに基づき、 b_0 、 β_d 及び α の係数を求める。

d. 国内検査手法のモデル化検討

(a) 調査結果の選別(材料及び対象欠陥に着目)

c.までの検討では、試験データの調査と併せて、そのデータを取得するための検査内容及び方法についても調査を行った。その結果を、省令、JEAG及びJIS等の国内規定での検査手法と比較することで、国内検査手法のモデル化を検討した。

この結果により、国内規格に基づく検査方法に近いと考えられるものを選別した。本検討は文献データに基づくものであり、検査方法等の詳細は記述されていない場合がほとんどであったため、検査方法による選別は困難であった。そこで、材料及び対象欠陥に着眼して、材料はステンレス鋼とフェライト鋼、対象欠陥は疲労き裂を対象とした(高速炉の使用条件となるもの)。また、国内で取得されたデータについては、材料が特殊でない限りは、試験方法は適合するものとして選別することとした。

(b) 検査手法の特徴による選別

(a)である程度のデータ選別を行った後に、検査手法の特徴を考慮した選別を行った。調査データは試験体等が異なることからばらつきが多く、検査手法の一般的な特徴を考慮して、これらの特徴に定性的に合致する組合せを選定した。

(2) 検討データの調査結果

各種検査方法に対する検出確率の調査結果を図 4.5.2-1 に示す。検査対象部位や材料等が文献毎に異なるため、図のデータをそのまま比較することはできないが、検査毎に種々の試験データが取得されていることがわかった。

(3) 国内検査手法のモデル化検討

表 4.5.2-1～5 に各文献での検査手法と国内規定(省令、JEAG、JIS 等)での検査手法の比較を示す。この結果、各検査手法に対して、以下のように考えられる。

a. 磁粉探傷試験^[4.5.2-1～3]

磁粉探傷試験については、3 文献の中に 5 つのデータが示されている。このうち、文献番号-2 については、試験方法等の詳細が示されておらず、データの適用条件が不明確なため、除外した。文献番号-1 は、材料及び対象欠陥の観点で FBR の検討に参考となり、また、文献番号-3 は、国内での試験データであることから検討対象とした。

b. 浸透探傷試験^[4.5.2-1, 4, 6]

浸透探傷試験については、3 文献の中に 3 つのデータが示されている。このうち、文献番号-4 及び 6 については、試験方法等の詳細が不明であること及び材料がアルミニウム合金で FBR では使用されないことから除外した。文献番号-1 は、材料及び対象欠陥の観点で検討対象とした。

c. 放射線透過試験^[4.5.2-4, 5, 12]

放射線透過試験については、3 文献の中に 11 つのデータが示されている。このうち、文献番号-4 については、アルミニウム合金で FBR では使用されないことから除外した。文献番号-5 及び文献番号-12 については、海外データであるが、試験方法が ISO に基づいていること、材料及び対象欠陥が検討の参考となることから検討対象とした。

d. 渦流探傷試験^[4.5.2-4, 7, 9]

渦流探傷法については、3 文献で 3 つのデータが示されているが、すべて航空機分野でのデータであり、材料がアルミニウム合金となっていることから、本データに基づくモデル化は困難と考えられる。現行基準では、製作検査では渦流探傷試験は規定されていないこと及び ISI においても蒸気発生器伝熱管のみに適用され、当面のシステム化規格の検討への影響は小さいと考えられることから、モデル化は行わないこととした。

e. 超音波探傷試験^[4.5.2-3, 4, 8, 10, 11, 12, 13]

超音波探傷試験については、7文献の中に13つのデータが示されている。このうち、文献番号-4は材料がアルミニウムであるため、また文献番号-8は材料が不明であることから、除外した。その他については、試験方法の詳細は明確ではないが、ASME Section XI に従って実施していること等国内基準に比較的近いと考えられるとともに、材料及び対象欠陥とも検討の参考となることから検討対象とした。また、文献番号-3については、材料がHT-80であるが、JISに基づく検査が行われている(国内データ)ことから、検討対象とした。また、文献番号-13については、高精度な検査手法として着目されている TOFD 法に関するものであり、データ数は少ないが、システム化規格で有効な手法として検討対象とした。

(4) 検出確率のモデル化

図 4.5.2-1 の調査結果に対して、(1)c. に示した関数でフィッティングを行った結果を図 4.5.2-2~6 に示す。図に示した式において、各係数は以下を示している。

b_0 ; 検出限界に相当する係数(この係数以下の寸法の欠陥は、検出できない(POD=0))

α ; 形状パラメータ

β_d ; 尺度パラメータであり、検出確率約 50%における欠陥寸法

フィッティングを行った結果、得られた各係数を表 4.5.2-6 にまとめた。ほとんどのデータについては、(1)c. に示した関数によりある程度の精度でフィッティング可能であり、暫定的な評価としては、(1)c. で定式化することが可能と考えられる。

(5) 調査結果のまとめ

(4)までに検査手法毎に試験データ等の調査を行っている。調査結果により、以下が言える。

- ① 各種検査方法に対して、POD の測定データが示されているが、同じ検査手法でも、材料や測定対象により大きなばらつきがある。このため、現段階では、特定の条件のみに対する POD である。
- ② 図 4.5.2-2~6 では、入手できたデータについてフィッティングを行っているが、これらについては、特定の条件に対するものであり、参考程度の位置付けである。
- ③ 同一の試験データで比較すると、文献番号-1での MT と PT の比較では、MT の方が高い POD が得られている。一般的には、強磁性体では MT の方が PT より欠陥検出性能が高いといわれており、調査で得られたデータはこの知見と合致する。

- ④ 放射線透過試験については、一般的に濃度差の現れやすい体積のあるブローホール等の欠陥は検出しやすいが、割れのような欠陥は検出が困難とされている。この傾向は、RTに対する文献データでも示されている。③とあわせて、定性的には調査で得られたデータを分析することで、モデル化に必要な課題等の検討が可能と考えられる。
- ⑤ 検査員については、明確なデータは示されていないが、認定者と非認定者では、認定者の方が優れた検出性能を有している。ただし、その差はあまり大きくなく、小さい欠陥にのみ顕著となる。

(6) システム化規格における POD 曲線の暫定

(5)までに文献により POD 特性の調査を行っている。ここでは、システム化規格でのモデル化を行うために、各検査手法の特徴を整理するとともに、この特徴を考慮して(5)までの調査結果からシステム化規格での POD 曲線を選定した。なお、本検討では、検査手法ごとの定性的な検出性能の傾向を把握することを目的とする。

a. 非破壊検査の概要

製作検査及び ISI で用いられる以下の非破壊検査についてその一般的な手法の概要及びその特徴について定性的に整理し表 4.2.5-7 に示す。

b. 製作時の検査

製作時の検査としては表 4.5.2-7 に示す告示(材料の検査を規定)及び省令(溶接の検査を規定)で呼び出される非破壊検査が考えられる。

材料検査では、体積検査は UT、表面検査は MT 又は PT を一般的に要求している。ただし、鋳造品及び材料の肉盛り溶接補修部は RT (RT が困難な場合は UT) を要求し、管は UT に変えて ECT でも良いとしている。

一方、溶接部の検査では、体積検査は RT (突合せ溶接以外の完全溶け込み溶接部は UT)、表面検査は MT (MT が不適当な場合は PT) が要求されている。

これは、素材製作時の圧延、鍛造工程で入りやすい面状に長く延びた欠陥は UT、溶接時のブローホールやスラグ巻き込みなどの体積を持った欠陥には RT を要求していると考えられる。また、表面検査では割れ検出感度の高い MT を PT より優位に置いている。

c. ISI

ISI は JEAC4205 で規定され、体積検査としては RT、UT 及び ECT が規定されている。しかし、RT については詳細基準の規定が無く、実質的には UT (JEAC 4207 で詳細規定) が施工されてい

る。これは、供用中に発生する割れ等の検査にRTは割れ検出能力という観点から不適切であるためと考えられる。RTは放射線の透過する板厚又は放射線透過率の差をフィルム上に投射し、フィルムの濃淡により欠陥を識別する方法であり、体積を持つ欠陥検出に適している。従って、ある程度面積はあっても幅の狭い割れは、放射線の照射角度が割れに対して少しでも傾いた場合、透過する厚さの差が非常に小さくなり欠陥検出が困難となる。

また、ECTは蒸気発生器伝熱管のみについて詳細規定(JEAC4208)が定められており、実際も伝熱管の検査のみに用いられているのが現状である。

一方、表面検査では「表面状況、材料、接近性等の点から判断して」MT又はPTを選択するようJEACでは規定されており、MTとPTが同位に扱われている。これは告示と同様の扱いであり、かつ、放射線下の作業環境を考慮に入れたものと推定する。

d. 検査対象欠陥と非破壊検査方法

検査対象欠陥の種類と有効な非破壊検査手法は密接な関係があり、それを考慮して適用する非破壊検査の選定が行われる。それらの関係を概念的に整理し、表4.5.2-8に示す。なお、ECTは検査対象がほぼ特定され他の非破壊検査方法と比較が困難であるため除外した。

表4.5.2-8で明確なように、表面に露出した欠陥については当然ながら表面検査手法であるMT又はPTにより精度良く欠陥が検出される。また、MTとPTの相違は以下の通りであり、これを考慮し表中の順位を決定した。

- ① 検査手法の原理としてPTは表面に開口があり、かつ、異物が詰まっていないことが要求される。一方、MTは表面及び表面直下の欠陥に対して有効であり、開口部に異物が詰まっても検出可能となる。
- ② MTはPTに比較して開口部がより狭い割れも検出可能となる。
- ③ MTの場合、欠陥方向に直角方向の磁束が作用した場合最も検出精度が向上する。従って、微細な円形欠陥では欠陥指示模様が2本の円弧として表出し、PTによる円形の指示に比較して視認しづらい場合がある。
- ④ PTはMTに比較して開口部に異物が詰まっている場合が多いスラグ巻き込み、介在物及び鑄ぐるみ等の欠陥検出能力は劣ると考えられる。

一方、内部に存在する欠陥又は検査面の反対側の表面に存在する欠陥については体積検査手法であるRT又はUTにより検査を実施する必要がある(この場合表面検査手法であるMT及びPTは全く無力である)。概略的にRTは体積を持った欠陥、UTは面状の欠陥の検出能力が高い。また、RTとUTの主な相違は以下の通りであり、これを考慮し表中の順位を決定した。

- ① RTは放射線の透過する板厚又は放射線透過率の差をフィルム上に投射し欠陥を検出する方法であり、体積を持つ欠陥検出に適する(溶け込み不良、アンダーカット、ブローホール、ひげ巣等)が、面状の欠陥の検出能力は劣る(割れ、融合不良、ラミネーション等)。
- ② UTは超音波が音響インピーダンスの異なる面で反射した反射波を検出する手法であり、反射するに十分な面積を持った欠陥検出に適する(割れ、溶け込み不良、ラミネーション等)が、球状等の均一な反射面を持たない欠陥の検出能力は劣る(スラグ巻き込み、ブローホール等)。

ただし、検査手法の原理により UT の欠陥検出能力は欠陥方向と超音波入射方向に大きく依存する。また、RT の検出限界は検査対象部の板厚に依存する。

e. き裂を対象とした非破壊検査

供用中に発生する疲労き裂等のき裂検出を念頭に一般的に実用されている非破壊検査手法を概念的に比較すると、優位な順に以下の通り整理される。なお、検査対象として容器、配管の現地据付状態(管理区域内作業)を想定した。

(a) 疲労き裂発生面にアクセスできる場合

i. 検出性能の優劣

き裂発生面に直接アクセスできる場合は表面検査手法である MT 又は PT が検出限界、検出確率ともに優れる。また、特殊な場合は ECT が最も有効となる場合もある。一般には、以下に示す順序で検出限界、検出確率が優れていると考えられる。

- ① MT [湿式蛍光磁粉(小粒度)を用いた極間法交流磁化連続法]
- ⇒② MT [湿式有色磁粉(小粒度)を用いた極間法交流磁化連続法]
- ⇒③ MT [乾式有色磁粉(小粒度)を用いた極間法交流磁化連続法]
- ⇒④ PT [溶剤除去性蛍光浸透液、速乾式現像法]
- ⇒⑤ PT [溶剤除去性染色浸透液、速乾式現像法]

ii. 順位の決定・方法の選定理由

i. に示した順位付けの理由は、以下の通りである。

- ・一般に、欠陥内部に異物があっても検査可能なMTが優位と考えられる。また、MT及びPTともに欠陥指示とバックグラウンドの色調に差がある蛍光が有色に比較して優位となる。さらに、MTでは湿式の方が磁粉の流動性に優れて微細欠陥の検出に適している。
- ただし、放射線下の作業環境では最も作業性の良いPTが多用されている。

- ・MTで直流磁化と交流磁化を比較すると、表皮効果の影響で表面欠陥検出能力は交流磁化(表面に磁束が集中する)が、表層部(表面直下)の欠陥には直流磁化が優れている。
- ・MTでプロッド法も極間法と同様な検出能力及び作業性はあるが、電極により製品を傷つける可能性がある。
- ・PTは現場での作業が容易な溶剤除去性とした。水洗性及び後乳化性では水洗浄を行うため洗浄排液は適切な処置が必要となるが、溶剤除去性は有機溶剤を使用するため廃液の流出はない。
- ・PTはき裂に圧縮応力が負荷されている場合及び異物が付着している場合は著しく検出能力が低下する。
- ・ボルトの疲労き裂は湿式蛍光磁粉(小粒度)を用いたコイル法直流磁化残留法が一般に行われている。

(b) 疲労き裂発生面に直接アクセスできない場合

i. 検出性能の優劣

疲労き裂発生面にアクセスできない場合、すなわち、配管などの内面に発生したき裂の検査にはき裂の表面に直接アクセスする必要のあるMT又はPTは適用不可能であり、外面より検査が可能なUT又はRTが用いられる。しかし、RTは先に述べたように割れには非常に無力であり高い検出確率は期待できない。また、UTはMT及びPT(磁粉又は現像液により欠陥を拡大し、直接目視し検査する手法と言える)ほどの検出限界、検出確率は期待できないが適切な試験条件で検査が実施された場合は、かなりの検出確率を期待できる。一般には、以下に示す順序で検出限界及び検出確率が優れていると考えられる。

- ① UT[斜角、局部水浸法による自動探傷]
- ⇒② UT[斜角、直接接触法による手動探傷]
- ⇒③ RT[X線透過試験]
- ⇒④ RT[γ線透過試験]

ii. 順位の決定・方法の選定理由

i. に示した順位付けの理由は、以下の通りである。

- ・き裂検出はその検査手法の原理上UTがRTに比較して優れる。
- ・UTは検査員の熟練度により試験結果及び再現性が異なるため自動探傷の方が優位と考える。
- ・UTの探触子接触方法では水浸法が直接接触法より安定した超音波伝達が可能である。

現場作業を考慮し、水浸法と同様の超音波伝達性能が得られる局部水浸法とした。

・RTにおけるX線と γ 線を比較すると、X線はその強度を調整できること及び白色X線が得られることにより、単一波長の高強度放射線を供給する γ 線より得られる透過写真フィルムの解像度が優れている。

ただし、現場作業、特に狭隘な場所における作業では線源が小さく、かつ、軽量の γ 線の方が作業性に優れている。

・UTは探触子数、試験周波数、焦点深度等の試験条件により検出限界が大きく異なる。

・RTは幅の狭い疲労き裂検出に対しては無力と考えられる。

・その他、伝熱管等の小口径管及び目視できない長く細い穴部はECTが優れている。

f. POD形状の推定

e. ままでに整理した内容により欠陥種類によるPODの形状を定性的に類推すると図4.5.2-7に示す形状が考えられる。図4.5.2-7の左図は線状の欠陥、右図は球状欠陥を想定している。

割れなどで代表される線状欠陥はMT及びPTともかなりの検出限界、検出確率を示し、MTがPTに比較して若干優位であると推定する。また、一般に採用されているUT手法では検出限界、検出確率ともMT、PTに劣り、さらに、RTは他の3手法に比較して検出限界、検出確率とも大きく劣るものと推定される。

一方、ブローホール等で代表される球状の欠陥はRT、PT及びMTともほぼ同様の検出限界、検出確率を示すがUTは他に比較して大きく劣っているものと推定する。

全体的にMT、PTがRT、UTより検出限界、検出確率ともに優れているという結果は、表面検査手法であるMT及びPTは肉眼により直視できるという特徴があり、体積検査手法であるRT及びUTは機械を介在した情報による検査手法となることに起因していると考えられる。

さらに、図4.5.2-7には割れとブローホールに対してPODの推定図を示したが、割れは線状欠陥を代表したものであり、ブローホールは球状欠陥を代表したものである。従って、その間にある形状の欠陥に対してはそのアスペクト比等によりPOD線図が線状から球状に推移していくものと推定される。

g. システム化規格におけるPOD曲線の暫定

(a) 暫定の考え方

ここでは、調査結果に対してf.の考え方を参照として、暫定的にPOD曲線の選定を行った。なお、得られたデータは主として海外のものであること及び検査条件が明確ではないことから、定量的には信頼できるものではないが、f.での検査手法ごとの特徴を考慮する

ことにより、定性的な傾向がつかめることを念頭に検討を行った。

(b) 暫定ための前提条件

暫定のための前提条件は、以下の通りである。なお、下記のうち、①及び②については、

(5)までに選別済みである。

- ① 調査したデータの中で、検査条件がほとんど記載されていないものについては、JIS、JFAG等の国内基準との対応が確認できないため、除外する。
- ② POD 曲線については、航空機分野や石油プラント分野のものが多く、アルミニウム等、原子力で使用されない鋼種が多い。これらについては、原子力との対応がないため、除外する。
- ③ 非破壊検査としては、製作時の検査とISIとがある。製作時には、溶接欠陥としてブローホール等の球状欠陥と溶接割れ等の線状欠陥がある。また、ISIでは、主として運転時の応力等による疲労き裂が主と考えられる。よって、製作時とISIとに分けて考えるものとし、製作時は線状欠陥と球状欠陥を考える。また、ISIに対しては、疲労き裂を想定して線状欠陥のみを考える。
- ④ MT及びPTは表面欠陥に対する検査手法であること、またRT、UTについては、内部あるいはアクセスできない機器内面の欠陥に対する検査手法であることを考慮して、(MT、PT)と(RT、UT)に分けて考えるものとする。機器表面にアクセスできる場合は、MT、UT等を同列に位置付けられると考えられるが、③の前提及びISIではJEACにおいて容器等の主要機器は体積検査が要求されていることから、同様に(MT、PT)と(RT、UT)に分けて考えるものとした。
- ⑤ ECTについては、得られたデータがすべてアルミニウム(合金を含む)であること及び実質的にSG伝熱管の検査にしか用いられておらず、UT等の他検査法との併用を考慮しないものとした(検討から除外した)。
- ⑥ 定量的に信頼できるデータの提示は困難なため、調査結果のうちf.の検討での傾向に合致する組合せを暫定する。
- ⑦ UTのデータについて、軽水炉機器が対象であったため、20~30mm程度の板厚が対象となっている。高速炉では、薄肉部位が多く、薄肉の場合にはPODは欠陥長さが短い側で飽和すると考えられる(板厚が薄く、欠陥長さの影響は厚肉より小さい)が、ここでは調査データそのものを用いるものとする。
- ⑧ TOFD法については、高精度な検出が可能であり、システム化規格で有効な手法と考

えられるため、一般的な UT と区別して暫定する。

(c) POD 曲線の暫定結果

図 4.5.2-8~11 に、POD 曲線の暫定結果を示す。

図 4.5.2-8~9 は、製作検査時の線状欠陥(図 4.5.2-8)及び球状欠陥(図 4.5.2-9)を想定している。また、図 4.5.2-10 は、ISI 時のき裂検出を想定している。図 4.5.2-11 は、TOFD 法を一般的な UT とは区別して示している。図中の太線(白抜きシンボル)が選定した POD 曲線を示している。

図に示したデータは、f. の検討結果と傾向としては合致しており、破損確率計算において検査の効果は、傾向として推定可能と考えられる。但し、これらのデータにより、検査の効果により破損確率が増加するのか、減少するのかを定性的に把握することは可能であるが、どの程度まで増加/減少するといった定量的な議論に踏み込むのは困難である。よって、使用に当たっては注意が必要である。

なお、図 4.5.2-9 において、球状欠陥に対して、PT が MT より多少優れると考えられるが、実質的に大きな差はない。図 4.5.2-9 では、調査データのうち“PT が MT より優れる”の傾向を示すものを選定しているが、実質的には MT に対しても PT と同様の曲線を用いる方がよいと考える(MT のデータは極端に低すぎるため)。

また、TOFD 法について、異なるプロジェクトで得られた試験データのため、一般的な UT の POD 曲線として暫定した曲線に比べ、浅い欠陥で逆転してしまっているが、同じ PISC II データで UT と比較すると、かなり高い検出性能を有していることがわかる。

表 4.5.2-1 磁粉探傷法の検査方法

	国内規定(省令及び JIS)	文献番号-1 ^[4.5.2-1] (1)、(2)	文献番号-2 ^[4.5.2-2]	文献番号-3 ^[4.5.2-3] (1)、(2)
適用材料	鉄鋼材料及びその製品	フェライト鋼	記載なし	記載なし (板厚 38mm、X 開先の突合せ溶接部(溶接長さ 300mm))
対象欠陥	表面及び表面付近のわれその他の傷	自然表面欠陥及び疲労き裂 (円形及び直線計)	疲労き裂	止端割れ
試験技術者	必要な資格及びそれに相当する十分な知識、技量及び経験を持った者	・実施国; デンマーク、フィンランド、ノルウェー、スウェーデン ・合計 31 社が参加(14~16 社) ・認定検査員と非認定検査員について試験を実施。 (認定者と非認定者で平均に大きな差はないが、小さい欠陥では認定者の方が POD が高い)	記載なし	検査技術者 5 名 (5 名による 3 回の繰り返し探傷) (割れ長さ 2mm 以下に対して、技術者の差が顕著)
磁場の方向	直交する 2 方向に対して行う	記載なし (試験方法は、主催者の指定あるいは各国の基準による)	記載なし	溶接線に直交及び平行方向より磁化、有効範囲の重複率約 10%
磁化の方法	(JIS G0565(1992)) ・下記のいずれかによる。 ① プロッド法 ② コイル法 ③ 極間法 ・磁界の方向を、傷に対してなるべく直角にする。 ・磁界の方向を試験面になるべく平行にする。 ・電流の種類; 直流、脈流、交流、衝撃電流	記載なし (試験方法は、主催者の指定あるいは各国の基準による) ・直流と交流について試験を実施 (両者に大きな差はない) (小さい欠陥に対して、AC の方がわずかに検出性が高い) ・Bench 法とプロッド法について試験を実施 (Bench 法が最も POD が高く、プロッド法が最も POD が低い。 ただし、その差は大きくない)	記載なし	磁化器 ・メーカー; 栄進化学(株) ・型式; HANDY-MAGNA A-1 型 ・性能; 起磁力 2200AT 磁極面積 25×25mm 磁極間距離 167mm
磁粉及び検査液	(JIS G0565(1992)) ・磁粉の種類; 蛍光磁粉、非蛍光磁粉 ・磁粉の分散媒 乾式法、湿式法 ・適当な磁性、粒度、分散性、懸濁性及び色調を持つこと。 ・磁粉分散濃度は、磁粉の種類及び粒度を考慮して設定する。	・磁粉の種類; 記載なし (異なるメーカーの磁粉を使用) ・自噴の分散媒; 湿式法	記載なし	検査液; ・特殊塗料(株) LY-1500 ・分散液 水 ・濃度 1.0g/l 検査液の適用時間 1 回当たり 3 秒以上
試験部の表面	・清浄で、かつ試験に支障を及ぼすことがないように滑らかなこと。	・記載なし	記載なし	・探傷面は、以下の通り ビード部フラット研削 #80 グライNDER 仕上げ
磁場の強さ	・磁場の方向が明確となる磁粉模様が見れる強さ以上のこと。 ・標準試験片を使用して、探傷有効範囲(探傷ピッチ)を決定する。	記載なし	記載なし	記載なし
磁粉の適用	・探傷に適した磁粉、分散媒の種類、磁粉分散濃度及び磁粉の適用方法を選定すること。 ・連続法では、磁化操作中に磁粉の適用を完了する。 ・残留法では、磁化操作の終了後に磁粉を適用する。 ・乾式法では、磁粉及び試験面が乾燥していること。 ・湿式法では、試験面全面が濡れ性のよい状態となっていること。	・異なるメーカーの磁粉を使用 ・湿式法 ・その他、記載なし	記載なし	記載なし

表 4.5.2-2 浸透探傷法の検査方法

	国内規定(省令及びJIS)	文献番号-1[4.5.2-1]	文献番号-4[4.5.2-4]	文献番号-6[4.5.2-6]
適用材料	材料及び製品 (※金属以外も可であるが、鍛造品等のポーラスな材料には不適とされている)	フェライト鋼、オーステナイト鋼、Al 合金	耐熱アルミニウム合金 (2219-T87)	記載なし
対象欠陥	表面に開口している欠陥	自然表面欠陥及び疲労き裂 (円形及び直線計)	疲労き裂	記載なし
試験技術者	必要な資格、またはそれに相当する十分な知識、技能及び経験を持つ者	・実施国：ドイツ、フランス、イタリア、韓国、スウェーデン ・合計 31 社が参加(14~16 社) ・認定検査員と非認定検査員について試験を実施。 (認定者と非認定者で平均に大きな差はないが、小さい欠陥では認定者の方が POD が高い)	記載なし	記載なし
試験方法	(JIS Z 2343 (1992)) ・試験方法は、①浸透液、②余剰浸透液の除去方法、③現像方法によって、分類される。	記載なし (試験方法は、主催者の指定あるいは各国の基準による)	記載なし	記載なし
前処理	・表面の付着物、傷中に残留する油脂類、水分等を除去すること。 ・処理は、溶剤による洗浄、蒸気洗浄、はく離剤、アルカリ剤等で行う。 ・処理後は、十分に乾燥する。	(記載なし) ・蛍光浸透液と染色浸透液の POD の違いについて、表面の洗浄状態及び表面粗さに起因すると考察)	記載なし	記載なし
浸透処理	・浸透液は、浸漬、吹き付け、はけ塗り等を適用し、必要な時間、表面を浸透液で濡らしておく。 ・浸透時間について、規定されている。	記載なし (試験方法は、主催者の指定あるいは各国の基準による) ・蛍光浸透液と染色浸透液を使用(小さな欠陥に対しては、染色浸透液の方がわずかに POD が高い)	記載なし	記載なし
探傷剤	・探傷剤は、浸透液、乳化剤、洗浄液及び現像剤とする。 ・試験方法に対応して十分な性能を持ち、試験体を腐食することがなく、人体に害のないもの。 (※原子力機器への適用のため、特に腐食に関する留意が必要であり、実際には低ハロゲン低イオウタイプ(分析結果付)のものが用いられている。)	・蛍光浸透液と染色浸透液を使用	記載なし	記載なし
その他 (JIS 等に記載されていないが、実用的な事項)	・浸透液の欠陥への浸透性能が重要であり、これは浸透液の表面張力が小さいことに起因するため、浸透液の劣化には十分な注意が必要である。 ・浸透液の粘性も重要な要因となるため、適用する温度にも注意が必要である。			

表 4.5.2-3 放射線透過探傷法の検査方法

	国内規定(省令及び JIS)		文献番号-4 ^[4.5.2-4]	文献番号-5 ^[4.5.2-5]	文献番号-12 ^[4.5.2-12]								
適用材料	鋼材(省令及び JIS Z 3104)	ステン鋼(省令及び JIS Z 3106)	耐熱アルミニウム合金 (2219-T87)	鋼材(Steelのみ記載) (板厚 25mm までの板及び管)	C-Mn 軟鋼 (肉厚~25mm、板と管の突合せ溶接部)								
対象欠陥	溶接部の以下の欠陥 ・第1種(ブローホール等) ・第2種(細長いスラグ巻込み等) ・第3種(割れ等)	溶接部の以下の欠陥 ・第1種(ブローホール等) ・第2種(細長いスラグ巻込み等) ・第3種(割れ等) ・第4種(ワグ スラグ巻込み)	疲労き裂	突合せ溶接部の下記の欠陥 ・ポロシティ ・スラグ巻込み ・融合不良 ・溶け込み不良 ・き裂、割れ	溶接欠陥 (ポロシティ、スラグ巻込み、溶込み不足、融合不良、き裂)								
試験技術者	・NDISに基づく有資格者あるいはこれと同等の民間規格に基づく有資格者 ・客観性を有した認定試験に基づく有資格者		記載なし	・スキャンジナビグループによる。 ・6つの検査グループによる。	記載なし (UT と RT の比較を行っており、それぞれ 8 人及び 6 人の検査員が検査を実施している。)								
放射線の種類	・X線またはγ線		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
放射線の照射方向	・試験部の透過する厚さが最小になる方向(不適当な場合は、適切な方向)、かつ単壁撮影とすること。		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
母材の厚さ及び板厚	・呼び厚さあるいは継手の種類ごとに規定している。		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
放射線源と溶接部の線源側表面との距離	(第1種機器) ・透過時計とフィルムとの間の距離の5倍に線源寸法を乗じた値もしくは、試験部の有効長さの3倍の大きい方の距離以上 (第1種機器以外) ・透過時計とフィルムとの間の距離の2.5倍に線源寸法を乗じた値もしくは、試験部の有効長さの2倍の大きい方の距離以上		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
透過度計	・撮影では、透過度計を用いて、試験部と同時に撮影する。 ・有孔形透過度計を使用すること(省令での規定内容)。 ・線径透過度計を使用すること(JISでの規定内容)。		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
透過写真の具備すべき条件	・透過時計の呼び番号及び基準穴が明らかに撮影されていること。 ・溶接部の位置を示す記号が、明らかに撮影されていること。 ・試験部の傷以外の部分の透過写真の濃度が、下記の範囲を満足すること。		記載なし	詳細記載なし (ISO : 5579 : 1985 による)	IIW/ISO の基づく手順 (詳細は記載なし)								
	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;">板厚 mm</th> <th style="text-align: center;">写真濃度範囲</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">50 以下</td> <td style="text-align: center;">1.0 以上 3.5 以下</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">50 を超え 100 以下</td> <td style="text-align: center;">1.5 以上 3.5 以下</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">100 を超えるもの</td> <td style="text-align: center;">2.0 以上 3.5 以下</td> </tr> </tbody> </table>		板厚 mm	写真濃度範囲	50 以下	1.0 以上 3.5 以下	50 を超え 100 以下	1.5 以上 3.5 以下	100 を超えるもの	2.0 以上 3.5 以下			
板厚 mm	写真濃度範囲												
50 以下	1.0 以上 3.5 以下												
50 を超え 100 以下	1.5 以上 3.5 以下												
100 を超えるもの	2.0 以上 3.5 以下												

表 4.5.2-4 渦流探傷法の検査方法

	国内検査規定(JEAG 4208)*1	国内規定(JIS G 0583)*1	国内規定(JIS G 0568)*1	文献番号-4 ^(4.5.2-4)	文献番号-7 ^(4.5.2-7)	文献番号-9 ^(4.5.2-9)
適用材料	蒸気発生器伝熱管 (材料に関する記載なし)	縦目無鋼管(φ10~180mm、 t1~20mm)、溶接管及び鍍設 鋼管	丸棒鋼(φ2~100mm)及び鋼管(外径 4~ 180mm)	耐熱7%ニッケル合金 (2219-T87)	耐熱7%ニッケル合金 (2279-T87;板)	クラッドアルミニウム(2024T-3;板) 小試験片: □500mm、板厚1mm 860個の欠陥を検査 大試験片: 260mm×120mm
対象欠陥	(記載なし)	(記載なし)	割れ、その他	疲労き裂	疲労き裂	疲労き裂
試験技術者	(記載なし)	(記載なし)	必要な資格またはそれに相当する十分な知識、技術及び経験をもつ者	記載なし	記載なし	記載なし
探傷器	・アナログ式あるいはデジタル式 ・2種類以上の試験周波数で作動可能	・探傷するのに十分な性能を 有するもの	・型式、試験周波数、指示の表示形式は、試験の目的に合った性能をもつものとする。 ・電源電圧の変動に対して、安定に作動し、電気ノイズから保護されていること。	記載なし	記載なし	・Nortec-30 渦流探傷システムを使用 →ファクトホールの検査用に設計 →パルス渦流技術とホールド効果を使用 渦電流は、コイルで誘導される。 信号は磁気ヘッドで周波数に対して励磁。
探傷子 (試験コイル)	・探傷子は、試験部位に適合したものであること ・使用する探傷子に適合したものであること ※適合性は、実証試験等に使用した探傷子と同一型式であることを確認する。	・探傷するのに十分な性能を 有するもの	・試験コイルは、試験の目的、試験体の寸法及び使用する探傷器に適したものとす。 -型式; 自己誘導形、相互誘導形 -方式; 自己比較形、標準比較形	記載なし	記載なし	・探傷子は、ホールド効果センサと誘導コイルを回転させる。 サイン波の周波数は、探傷子の回転周波数である。
検査方法	1. DFプローブによる探傷 ・対象欠陥; (伝熱管全長) ・校正用試験片; 感度調整;ドリル穴人口傷(φ0.8mm貫通×3個) 位相調整用;打痕人口傷 ・試験周波数; 100kHz、400kHz (必要により25kHz、600kHzを併用) 2. Uバンドプローブによる探傷 ・対象欠陥; (伝熱管のUバンド部) ・校正用試験片; 感度調整;ドリル穴人口傷(φ0.8mm貫通×3個) 位相調整用;打痕人口傷 ・試験周波数; 100kHz 3. 8×1プローブによる探傷 ・対象欠陥; 周方向傷 ・校正用試験片; 感度調整;スリット状人口傷(幅0.3mm×深さ50%×全周) 位相調整用;打痕人口傷 ・試験周波数; 100kHz、400kHz 4. 回転プローブ(A'型)による探傷 ・対象欠陥; ヒッピング ・校正用試験片; 感度調整;ドリル穴人口傷(φ0.8mm貫通×3個) 位相調整用;打痕人口傷 ・試験周波数; 100kHz、400kHz 5. 回転プローブ(十字型)による探傷 ・対象; (伝熱管のUバンド部) ・校正用試験片; 感度調整;ドリル穴人口傷(φ0.8mm貫通×3個) 位相調整用;打痕人口傷 ・試験周波数; 100kHz、300kHz	・探傷形式;貫通形コイルによる探傷 ・試験周波数; 0.5~500kHzの範囲で適切に選定	1. 試験の時期 目的によって、製品の加工または処理工程の適切な時期に行う。 2. 試験体の前処理 試験体から有害な切くず、切断面のバリ等を除去する。 3. 試験条件の設定 ・試験条件は、試験装置に通電してから5分以上経過した後に行う。 ・対比試験片を用いて試験条件を設定する。 ・試験周波数は、対比試験片の人口傷が十分検出されるように選択する(0.5~1024kHz)。 ・試験コイルは、対比試験片の人口傷が十分に検出されるような形式、方式及び寸法のものを選択する。 ・探傷器の位相の調整は、対比試験片の人口傷が十分検出されるように調整する。	記載なし	記載なし	1. 試験装置のセットアップ ・ボーイング社の Reference standard #369により、試験装置をセットアップ セットアップパラメータは、以下の通り。 ゲイン; 28.6dB ゲートスタート; 100ms ゲート幅; 30ms 回転; 354°

*1) 電気工作物の溶接の技術基準では、渦流探傷法は規定されていない。ISI に対しては、JEAG 4208「軽水型原子力発電所用蒸気発生器伝熱管の供用期間中検査における渦流探傷試験指針」に規定されている。原子力機器に因する規格・基準体系には現れないが、JIS G 0583「鋼管の渦流探傷検査方法」及びJIS G 0568「鋼の貫通コイル法による渦流探傷試験方法」を参考までに示した。

表 4.5.2-5 超音波探傷法の検査方法 (1/3)

	国内規定 (JEAG 4207)	国内規定 (省令)	国内規定 (JIS Z 2344)	文献番号-3	文献番号-4	文献番号-8	文献番号-10	文献番号-11	文献番号-12	文献番号-13
適用材料	(記載なし) ・容器; 第1種及び第3種 容器の溶接継手、管 台の内面の丸みの 部分、フランジネジ 穴のネジ部及びボ ルト ・配管; 第1種及び第3種 配管の溶接継手、圧 力容器と管台のセ 7 エンド溶接継手で、公 称厚さ5~150mmの 突合せ溶接継手	(記載なし)	(記載なし)	HT-80 (\square 300mmの板をX形開 先で突き合わせ溶接し たもの、厚さは38mm)	耐熱アルミ ニウム合金 (2219-T87)	(記載なし)	・オーステナイトステン レス 鋼 (配管(内径 254mm、肉厚 15mm)) ・フェライト鋼 (配管(内径 838mm、肉厚 60mm)) ・鍛造ステンレス鋼 (配管(内径 838mm、肉厚 60mm))	(1) A533B (低合金溶接 鋼板)	C-Mn 軟鋼 (肉厚~25mm、 板と管の突合 せ溶接部)	(記載なし) (PWR及びBWR のノズル)
対象欠陥	(記載なし)	(記載なし)	(記載なし)	割れ	疲労き裂	(1) ケース1 表面から深さ30mmの 位置にある欠陥 入射波に正対する3mm 以上の欠陥 (2) ケース2 表面から深さ25mmの 位置にある欠陥 欠陥の傾きは不明で、 正対に対して $\pm 5^\circ$ 及び 10° の傾き 欠陥の深さ/幅比は0.5 ~2.0の範囲 欠陥深さ:15~25mm	・疲労き裂 ・粒界応力腐食 割れ(IGSCC)	欠陥	溶接欠陥 (ポロシティ、 スラグ巻き込 み、溶込み不 足、融合不良、 き裂)	運転中に発生 した欠陥(合 計120個)
試験技術者	(記載なし)	・NDISに基づく有資格者あ るいはこれと同等の民間 規格に基づく有資格者 ・客観性を有した認定試験 に基づく有資格者	必要な資格またはそれ に相当する十分な知識、 技術及び経験をもつも の。	・非破壊検査会社(新日 本非破壊(株))に所属 する UST2 級資格保有 者 ・検査者数; 10名	記載なし	記載なし	記載なし (米国にて実施)	・PISC 79 の結 果を使用 ・異なる5つの チームで検査 を実施	記載なし (UTとRTの比 較を行っており、 それぞれ8 人及び6人の 検査員が検査 を実施)	15カ国50チ ームが参加 (PISC 11)
探傷面	清浄で、かつ滑らかであ ること。表面のサビ及び塗 料は、表面が滑らかで、は く離する恐れがなく、超音 波の伝ばを妨げなければ、 取り除かなくてよい。	清浄で、かつ滑らかであ ること。表面のサビ及び塗 料は、表面が滑らかで、は く離する恐れがなく、超音 波の伝ばを妨げなければ、 取り除かなくてよい。	平滑で、超音波の入射を 妨げるようなものが付着 していないこと。スパツ タ、浮いたサビ、著しい錆、 塗料等の異物は除去する こと。	試験方法は、JIS Z 3060に基づくものであ り、探傷面は JIS Z 2344 と同様の規定を満足す る。	記載なし	0.1mm($=\lambda/16$)及び 0.16mm($=\lambda/10$)の RMS 粗さを考慮	記載なし	ASME Sec. XI に従って実 施。	IIW/ISO の基 づく手順 (詳細は記載 なし)	記載なし
探傷器	パルス反射式の超音波 探傷器を用いなければ ならない。	パルス反射法によるも のであること。	(記載なし)	パルス反射式 (JIS Z 3060より)	記載なし	パルス反射法による	記載なし (PNLで開発さ れた Advanced 超音波探傷法を 使用)	ASME Sec. XI に従って実 施。	IIW/ISO の基 づく手順 (詳細は記載 なし)	記載なし

表 4.5.2-5 超音波探傷法の検査方法 (2/3)

	国内検査規定 (JEAG 4207)	国内検査規定 (省令)	国内検査規定 (JIS Z 2344)	文献番号-3	文献番号-4	文献番号-8	文献番号-10	文献番号-11	文献番号-12	文献番号-13
探触子	<p>探傷器の仕様に適合すること。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一振動子型、または二振動子型を用いること。 周波数は、0.4~15MHz、超音波のモードは横波または縦波とする。 屈折角及び振動子の大きさは、試験部の形状及び寸法に対して適合し、超音波が十分透過すること。 	<p>超音波の周波数は、0.5MHz 以上 5MHz 以下であること。ただし、5MHz を超える周波数でも、十分な探傷能力がある場合は可とする。</p> <p>屈折角は、溶接部の表面の凹凸等からの反射波により試験に支障を及ぼさないものであること。</p>	<p>(記載なし)</p> <ul style="list-style-type: none"> 周波数は、傷の大きさ、必要な近距離分解能、傷の形状、探傷面の粗さ、減衰等を考慮して適切に設定する。 振動子の大きさは、傷までの距離、傷の大きさ等を考慮して選定する。屈折角は、板厚又は管の肉厚と外径の比、開先形状を考慮して選定する。 	<p>(記載なし)</p> <ul style="list-style-type: none"> JIS Z 3060 に適合する探触子を使用。 周波数：5 又は 2MHz 公称屈折角は、70° (板厚 38mm のため) 	記載なし	<p>(1) ケース 1 振動子の直径： 3mm 振動子：水晶振動子 周波数：2MHz 超音波：横波 屈折角 60°</p> <p>(2) ケース 2 振動子の直径： 3mm 振動子：水晶振動子 周波数：2.25MHz 超音波：粗密波 屈折角 70°</p>	記載なし	ASME Sec. XI に従って実施。	IIW/ISO のに基づく手順 (詳細は記載なし)	記載なし
接触媒質	<p>水、油、グリセリン、ひまし油等、超音波の伝ばがよく、有害でないものを使用すること。</p>	<p>液体状又はのり状の媒質を用いること。</p>	<p>(1) 水、油、グリセリン等 (2) 各種糊状のもの (3) ゲル状のもの</p>	グリセリン	記載なし	記載なし	記載なし	ASME Sec. XI に従って実施。	IIW/ISO のに基づく手順 (詳細は記載なし)	記載なし
探触子の走査	<p>1. 走査方法</p> <ul style="list-style-type: none"> 走査の重なりは、振動子寸法の 50% 以上、あるいは -6dB のビームの重なり 走査速度：150mm/秒以下 基準感度の 2 倍以上で行う。 <p>2. 走査範囲</p> <ul style="list-style-type: none"> 試験体積に超音波が透過するように行う。構造上探傷できない場合は、探傷可能な最大範囲を走査する。 	<p>走査は、以下により行うこと。</p> <ol style="list-style-type: none"> 反射波の高さが基準感度の 2 倍以上の感度で行うこと (欠陥の評価は、基準感度で行う)。 超音波が試験部全体に伝ばするように行う。 	<p>1. 走査方法</p> <ul style="list-style-type: none"> 左右走査及び前後走査などを指定する。 <p>2. 走査範囲</p> <ul style="list-style-type: none"> 試験体の種類、形状及び用途によって、以下から選定する。 <ul style="list-style-type: none"> (1) 全面連続 (2) ある面の範囲又は線上を連続 (3) 全面又は特定部分で間隔を置いた点 <p>3. 走査速度</p> <ul style="list-style-type: none"> 傷を検出できる速度 	記載なし	記載なし	<p>(1) ケース 1 走査方法の記載はないが、走査している。 X 及び Y 方向のスキャンインターバルは、ともに 2mm</p> <p>(2) ケース 2 X 及び Y 方向のスキャンインターバル：2mm 走査範囲は 10mm</p>	記載なし	ASME Sec. XI に従って実施。	IIW/ISO のに基づく手順 (詳細は記載なし)	記載なし

表 4.5.2-5 超音波探傷法の検査方法 (3/3)

	国内検査規定 (JEAG 4207)	国内検査規定 (省令)	国内検査規定 (JIS Z 2344)	文献番号-3 (4.5.2-3)	文献番号-4 (4.5.2-4)	文献番号-8	文献番号-10 (4.5.2-10)	文献番号-11 (4.5.2-11)	文献番号-12 (4.5.2-12)	文献番号-13 (4.5.2-13)
容器の探傷方法	<p>1. 対象欠陥； (容器の突合せ溶接)</p> <p>2. 探傷方法一般</p> <ul style="list-style-type: none"> ・垂直法または斜角法 ・斜角法の屈折角：45°、60° ・10°以上の角度差の場合は、他の角度の組合せも可能 ・板厚 51mm 以下の場合、原則として 45°の一角度 ・板厚 51mm 以上の容器の突合せ溶接部を、内面のクラッド面から試験する場合には、45°、60°及び70°を実施。 <p>3. 基準感度と判定基準</p> <ul style="list-style-type: none"> ・被検部と同等な材料(寸法)で製作された試験片(対比試験片)に設けられた横穴(被検部の厚さにより位置は変わる)からの最大エコー高さを 80%に感度を調整(基準感度)し、DAC 曲線(距離振幅特性曲線)を作成する。 ・判定基準は、以下による。 <p>(1) 評価レベルは 100%DAC であり、これを超えるものを欠陥とする(省令と合致)。</p> <p>(2) ただし、1種機器については 20%DAC を超えるもの、3種機器については 50%DAC を超えるものは記録を行う(ASME Sec. XI に準ずる)。</p>	<p>1. 探傷方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ・斜角法及び垂直法によること。 <p>2. 基準感度と判定基準</p> <ul style="list-style-type: none"> ・基準感度の設定方法は、JEAG4207 と同様である。ただし、JIS では最大エコー高さを 75%に調整する。 ・欠陥評価に関しては、JEAG4207 と同様に 100%DAC を超えないこととしている。 	<p>1. 探傷方法</p> <p>以下を考慮して、選定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・材料の種類、形状、製造方法から予想される傷の種類、形状及び存在位置、分布状態 ・材料の形状、寸法及び表面状況 ・傷の種類、形状、向き、大きさ及び存在位置 ・探傷する面及び範囲 ・要求する探傷精度(定量性) ・探傷作業を行う場所(環境) ・その他、必要な事項 <p>※JIS では、容器及び配管の区分はない。</p>	<p>特に記載はないが、JIS Z 3060 により、“超音波ビームを溶接線方向に対して垂直に向けた一探触子斜角法で、直接接触法”と考えられる。</p> <p>以下に、斜角法に関する JIS Z 3060 の規定内容を示す。</p> <p>1. 評価の対象とする傷</p> <p>本文献では、L 検出レベル(最大エコー高さが L 線を越える傷)を評価対象としている。</p> <p>2. 探傷感度</p> <p>φ4×4mm の標準穴 (JIS Z 2345 で規定されている STB-A2 試験片；標準試験片)のエコー高さが H 線に一致するようにゲイン調整を行う。</p> <p>3. 傷の指示長さ</p> <p>最大エコー高さを示す探触子溶接部距離において、左右走査し、エコー高さが L 線を越える探触子の移動距離とする。</p>	<p>記載なし</p>	<p>(1) ケース 1</p> <p>a. 探傷方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ・斜角法(屈折角 60°) ・パルス反射法 <p>b. 基準感度</p> <ul style="list-style-type: none"> ・試験体中のノイズレベルは、直径 6mm、深さ 20mm の横穴レファレンス反射波からの信号の 50%である。 ・欠陥の判定条件としては、ノイズレベルの 1.6 倍としている。 <p>(1) ケース 2</p> <p>a. 探傷方法</p> <ul style="list-style-type: none"> ・斜角法(屈折角 70°) ・パルス反射法 <p>b. 基準感度</p> <ul style="list-style-type: none"> ・試験体中のノイズレベルは、直径 3mm、深さ 30mm の横穴レファレンス反射波からの信号の 50%である。 ・上記信号の 100%DAC をしきい値とする。 	<p>記載なし (PNL で開発された Advanced 超音波探傷法を使用)</p>	<p>ASME Sec. XI に従って実施。</p>	<p>IIW/ISO のに基づく手順 (詳細は記載なし)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・エコー高さは、φ3mm の側面ドリル孔からのエコー高さを 100%として、20%、50%、100%の 3 種類で探傷 	<p>記載なし</p>

表 4.5.2-6 検査手法に対するパラメータのまとめ

検査	文献	b_0	β_d	α	備考
MT	文献-1	1.89	125.52	0.20	
	文献-3(1)	0.5	1.5	0.80	
	文献-3(2)	0.39	0.90	1.0	
PT	文献-1(全データ)	0.64	25.31	0.14	
	文献-1(溶接部)	0.4	0.5	0.25	
RT	文献-5(ポロシティ)	0.73	1.06	0.46	
	文献-5(スラグ 巻込み)	0.65	0.63	0.55	
	文献-5(融合不良)	-0.20	6.32	0.72	
	文献-5(溶込不足)	0.68	0.41	0.19	
	文献-5(き裂)	0.62	68.26	0.29	
	文献-12(平面欠陥 R4)	0.3	3	0.5	
	文献-12(平面欠陥 R5)	0.1	2.3	0.5	
	文献-12(体積欠陥 R4)	0.5	1.2	0.55	
	文献-12(体積欠陥 R5)	0.8	0.3	0.35	
	文献-12(融合不良)	0.1	4.8	0.6	
	文献-12(溶込不足)	0.75	0.5	0.53	
	文献-12(き裂)	0.6	6.5	0.5	
ECT	文献-4	0.97	0.77	0.49	
	文献-7	0.1	0.07	0.5	
	文献-9 (クライテリア-2)	0.64	0.50	1.85	
	文献-9 (クライテリア-3)	0.69	0.63	2.11	
UT	文献-3(片面)	1	1	0.7	
	文献-3(両面)	0.34	1.12	1	
	文献-10(オーステナイト)	0.12	5.0	0.39	
	文献-10(フェライト)	5.45	3.38	0.76	
	文献-10(鑄造ステンレス)	5.93	4699.4	0.22	
	文献-11	3.73	6.71	1.29	
	文献-12(平面欠陥 U20)	0.6	0.45	0.32	
	文献-12(平面欠陥 U50)	0.5	1.5	0.38	
	文献-12(体積欠陥 U20)	0.4	1.2	0.3	
	文献-12(体積欠陥 U50)	0.4	5	0.35	
	文献-12(融合不良)	0.3	1.55	0.38	
	文献-12(溶込不足)	0.25	2.1	0.3	
	文献-12(き裂)	0.5	4.2	0.52	
文献-13	0	5	0.8	TOFD 法	

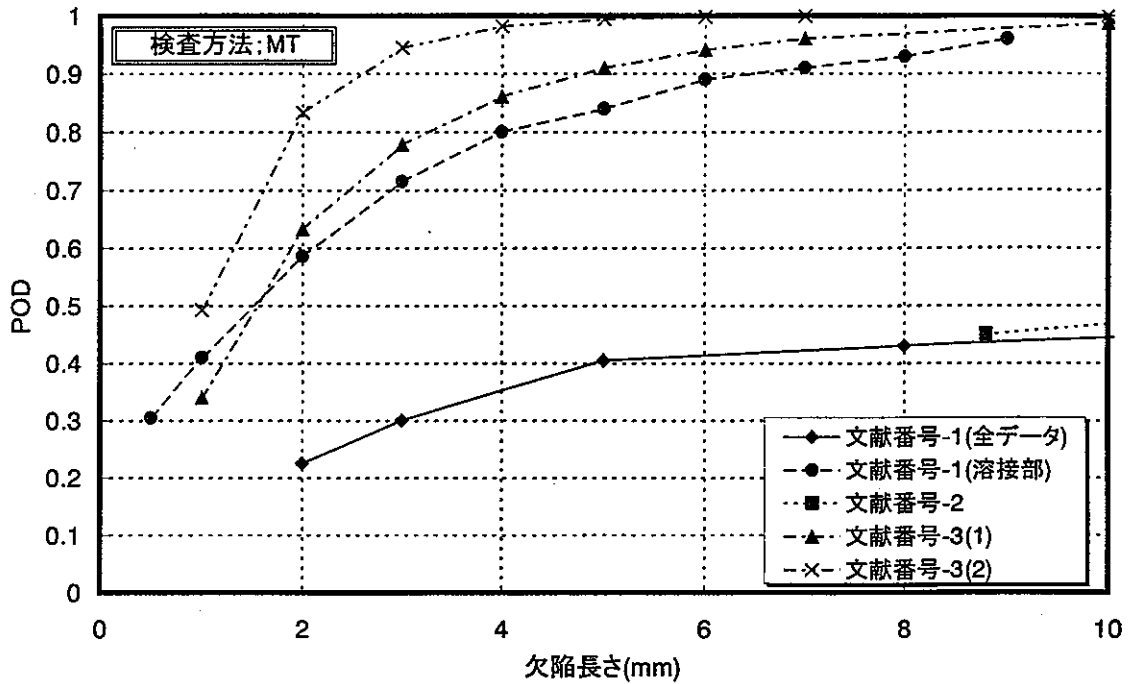
表 4.5.2-7 各種非破壊試験方法とその特徴

非破壊試験方法	試験の原理	試験手法の種類	適用材質・試験対象	主たる試験対象製品	検出できる欠陥	欠陥の情報	試験結果の記録性	作業性及びコスト	保守検査への適用	告示、省令での呼び出し	JEACでの呼び出し
磁粉探傷試験 (MT)	・試験対象を磁化し、欠陥よりの漏えい磁束を利用して表面及び表層部の微細な欠陥を検出	・磁化方法(極間法、アロッド法、コイル法、軸通電法等) ・磁粉(蛍光、白色、黒色等、粒度) ・磁化電流(直流、交流) ・磁粉の適用(乾式、湿式、連続法、残留法)	・強磁性体 ・溶接部、各種鋳・鍛鋼品等	・製品、配管の溶接検査 ・ボルト/シャフトの製品検査 ・各種鋳・鍛鋼品の材料検査	・表面及び表層部の欠陥全般 ・割れ、アングカッタ、オーバーラップ等の線状欠陥に高感度	・種類 ・表面位置 ・表面形状 ・表面長さ	・写真 ・スケッチ ・転写等	・作業性：良 ・大型製品の現場検査ではコスト低 ・小物量産品検査では設備費要	・化学プラントでは溶接部の検査として多用 ・ボルトの検査	・材料(棒、ボルト等、管、鋳・鍛造品) ・溶接部(開先面、溶接全般)	・表面試験として規定
浸透探傷試験 (PT)	・液体の浸透作用を利用して表面に開口した微細な欠陥を検出	・浸透液の種類(染色、蛍光) ・洗浄方法(溶剤除去性、水洗性、後乳化性) ・現像方法(湿式、速乾式、乾式、無現像)	・探傷剤に侵されない材料全般 ・溶接部、各種鋳・鍛鋼品、セラミックス等	・製品、配管の溶接検査 ・ボルト・ナット ・小物部品の製品検査 ・各種鋳・鍛鋼品の材料検査	・表面開口欠陥全般 ・割れ、ピンホール、溶接部のアングカッタ、オーバーラップ等。	・種類 ・表面位置 ・表面形状 ・表面長さ	・写真 ・スケッチ ・転写等	・作業性：良 ・大型製品の現場検査ではコスト低 ・小物量産品検査では設備費要	・化学プラントでは溶接部、母材部の検査として多用 ・弁等の機械部品の検査	・材料(棒、ボルト等、管、鋳・鍛造品) ・溶接部(開先面、溶接全般)	・表面試験として規定
放射線透過試験 (RT)	・放射線が物質を透過する性質を利用して、内部の欠陥を検出する	・放射線源(X線、γ線、中性子線) ・記録媒体(フィルム、放射線TV画像、イメージプレート)	・放射線が透過する材料全般(極圧、複雑形状には適用困難) ・溶接部、各種鋳鋼品、セラミックス等	・製品、配管の溶接検査 ・鋳鋼品の材料検査	・放射線が透過する方向に対し、厚さのある欠陥 ・割れは検出困難 ・溶接部のブローホール、融合不良、スラグ巻き込み、溶込不足 ・鋳物欠陥	・種類 ・位置(平面方向) ・形状 ・長さ ・高さ(角度を変えて2枚撮影し、高さや表面からの位置を特定)	・放射線透過写真 ・X線TV画像(VTR) ・コンピュータを利用した撮影装置によるコンピュータ処理画像	・作業時間を多く要す ・機材及び消耗品が比較的高価 ・作業性、機材を含めコスト高	・欠陥検査としてはあまり使用されない ・配管内面のスケール付着測定	・材料(鋳鋼品及び材料の溶接補修部) ・溶接部(突合せ、完全溶込み溶接部)	・体積試験として規定(手法の詳細規定は無く、ほとんど実用されていない)
超音波探傷試験 (UT)	・超音波が物質を伝播・反射する性質を利用して、内部の欠陥を検出	・超音波の種類(縦波、横波、表面波、電磁超音波等、周波数、帯域幅) ・探触子の数(1探触子、2探触子、フェッドオフ) ・探触子の接触(直接接触、局部水浸、水浸) ・探触子の操作(手動、自動) ・CRT表示(A、B、Cモード) ・記録(人力、ペンコ、パソコン)	・超音波の減衰が著しくない材料全般 ・溶接部、各種鍛鋼品、鋼板などに利用されている	・製品、配管、建築鋼材の溶接検査 ・鋼板、棒、鋼管、鋳・鍛鋼品の材料検査	・超音波伝播方向に対して面積(垂直な広がり)のある欠陥 ・材料のラミネーション ・溶接部の割れ、融合不良、スラグ巻き込み ・鋳・鍛造品欠陥	・位置 ・長さ ・高さ	・探傷器のブラウン管写真 ・自動探傷装置の試験チャート ・自動探傷装置とパソコンの取り込み	・作業性：中 ・機材が比較的高価 ・作業性、機材を含めコスト中	・配管、容器の溶接部 ・クラッド鋼の剥離検査 ・割れ高さ測定 ・板厚測定	・材料(板、棒、ボルト等、鋳・鍛造品) ・溶接部(完全溶込み、肉盛り溶接部)	・体積試験として規定(IEAC4207で手法を詳細規定。検査に多用)
渦流探傷試験 (ECT)	・試験体に渦電流を発生させ、欠陥によるインピーダンス変化を検出	・試験コイル(貫通、内挿、上置、回転アローブ等、自己誘導、相互誘導、) ・試験方法(1周波数、多重周波数、自己比較、標準比較)	・導電材料(強磁性体は磁気飽和要) ・線材、小口径管の材料検査 ・材質検査 ・上置コイルによる表面欠陥検査	・管、線材の材料検査 ・熱交換器伝熱管の製品検査、保守検査 ・ボルト穴内面の欠陥検査	・体積欠損のある欠陥 ・減肉、介在物、割れ等	・長さ ・深さ、幅(移相解析による) ・一般に欠陥の周方向位置は不明	・CRT写真 ・チャート ・パソコンによるデータ取り込み	・作業性：良 ・機材が高価 ・作業性、機材を含めコスト中	・伝熱管の検査 ・穴部の内面検査	・材料(管) ・溶接部(要求無し)	・体積試験として規定(IEAC4208で手法を詳細規定、蒸気発生器伝熱管が対象)

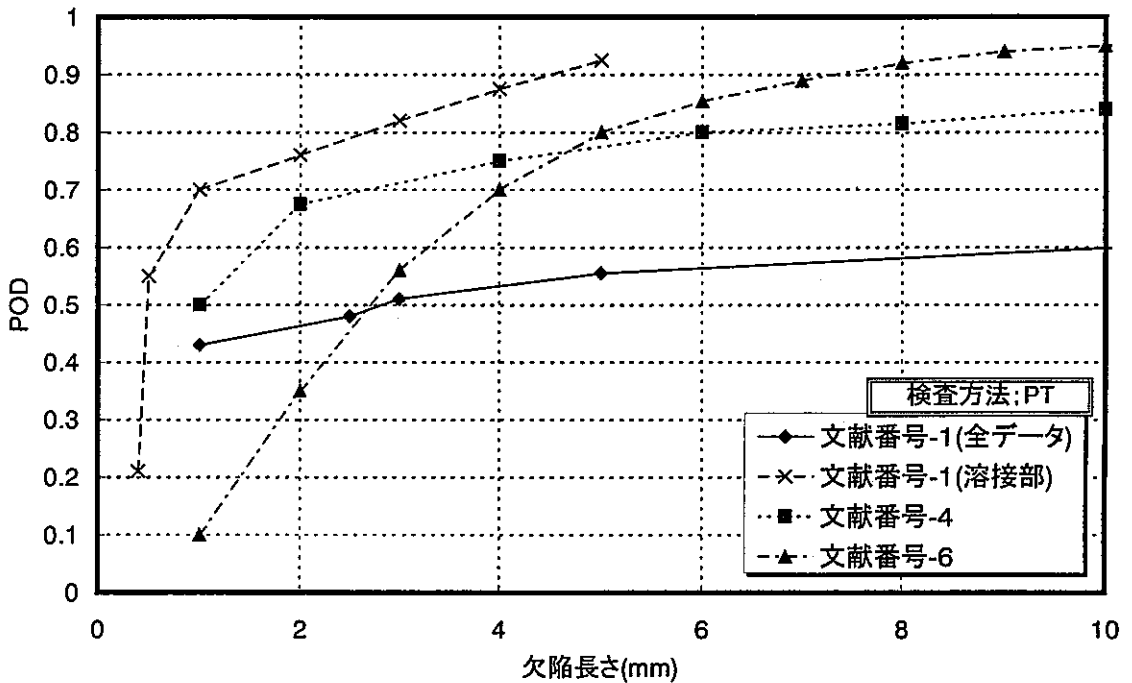
表 4.5.2-8 検査対象欠陥と非破壊検査方法の優劣(概念)

		溶接欠陥						材料欠陥					
		割れ	溶込み不足	融合不良	スラグ巻込み	アング-カット	ブローホール	割れ	ラミネーション	ひげ巣	介在物	铸ぐるみ	ブローホール
表面検査	磁粉探傷試験 (MT)	◎	◎	◎	◎	◎	◎ (円形の微小欠陥はやや難)	◎	◎	◎	◎	◎	◎ (円形の微小欠陥はやや難)
	浸透探傷試験 (PT)	○ (開口部の狭い欠陥は検出困難)	◎	○	○	◎	◎	○	◎	◎	○	○	◎
体積検査	放射線透過試験 (RT)	× (開口部が広い場合は可)	◎	□ (割れと同様、開口部が狭い場合が多い)	○	◎	◎	× (開口部が広い場合は可)	× (一般に板厚に平行に発生)	◎	○	□ (開口幅が狭い場合が多い)	◎
	超音波探傷試験 (UT)	○ (割れ角度と探傷方向に強く依存)	○	○ (欠陥角度と探傷方向に強く依存)	□ (欠陥の形状による)	□ (表面形状との分離が困難)	× (集中して発生している場合は可)	○ (割れ角度と探傷方向に強く依存)	◎	□ (欠陥の形状による)	□ (欠陥の形状による)	○	× (集中して発生している場合は可)

- 注) 1. 検査対象欠陥に対する各検査手法の優劣を概念的に示した。 (検出能力 優:◎ 良:○ 可:□ 不可:×)
 2. 手法の優劣はごく一般的に実施されている非破壊検査手法を想定して定めた。

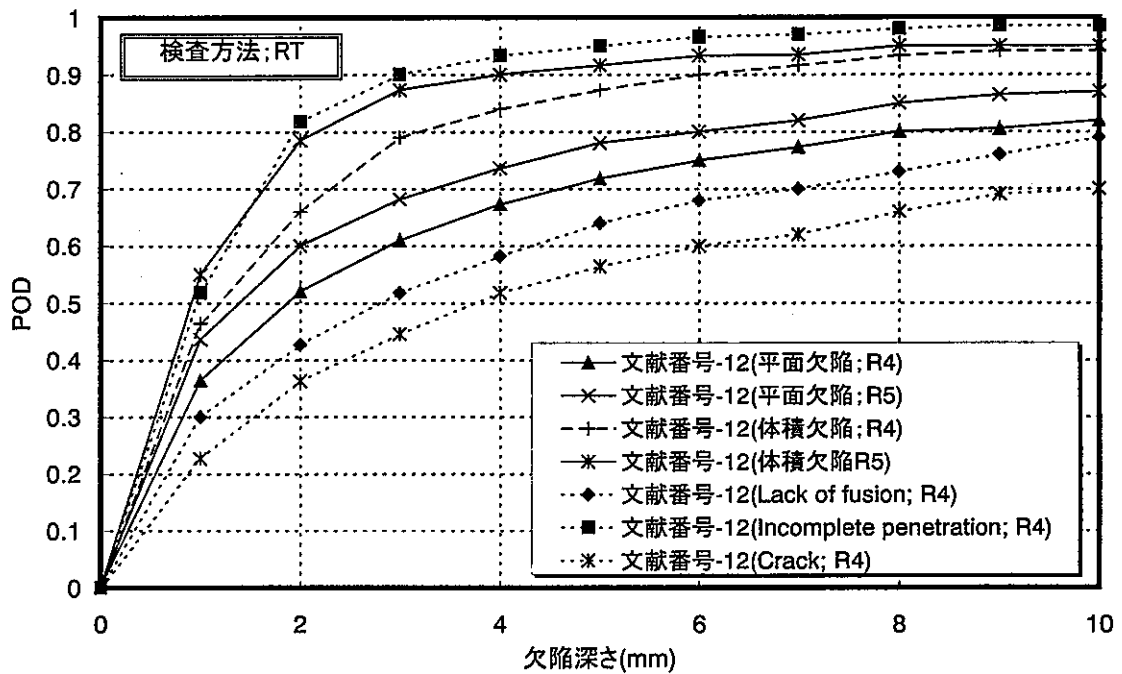
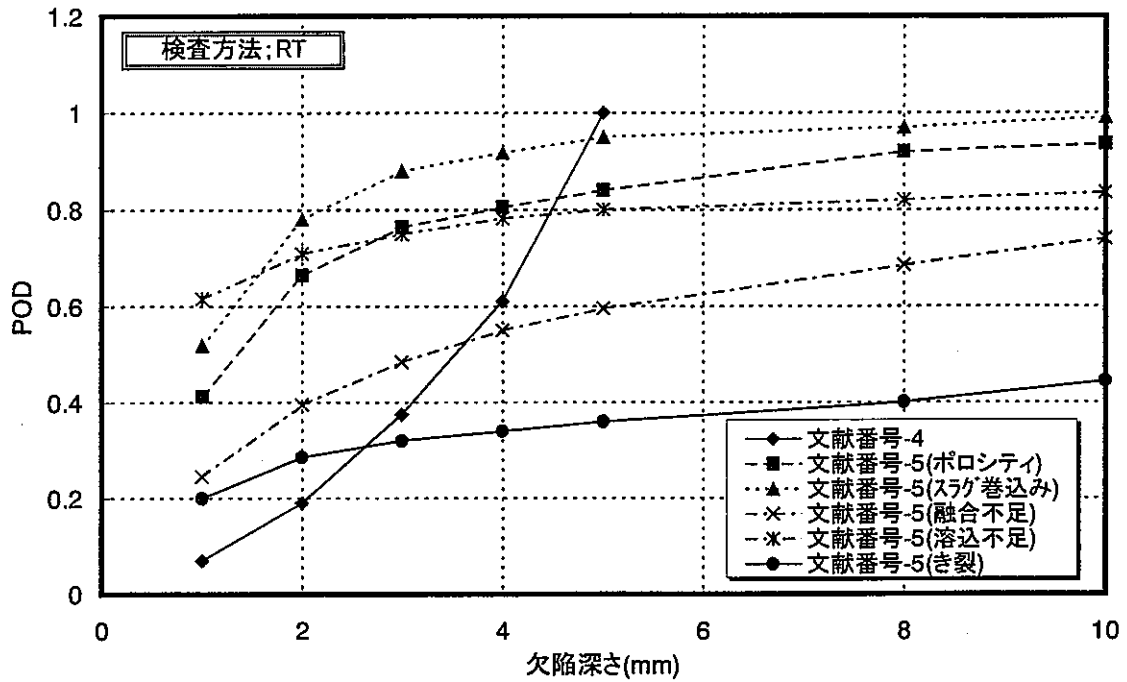


(a) 磁粉探傷試験



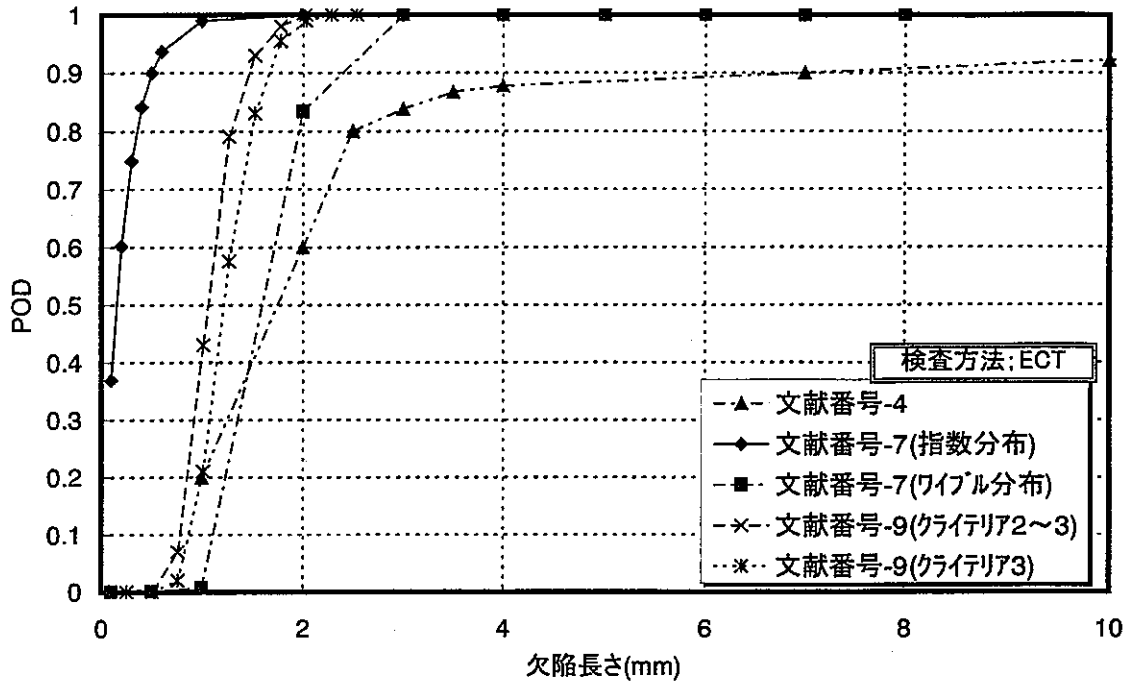
(b) 浸透探傷試験

図 4.5.2-1 検出確率 (POD) の検討データ (調査結果) (1/5)

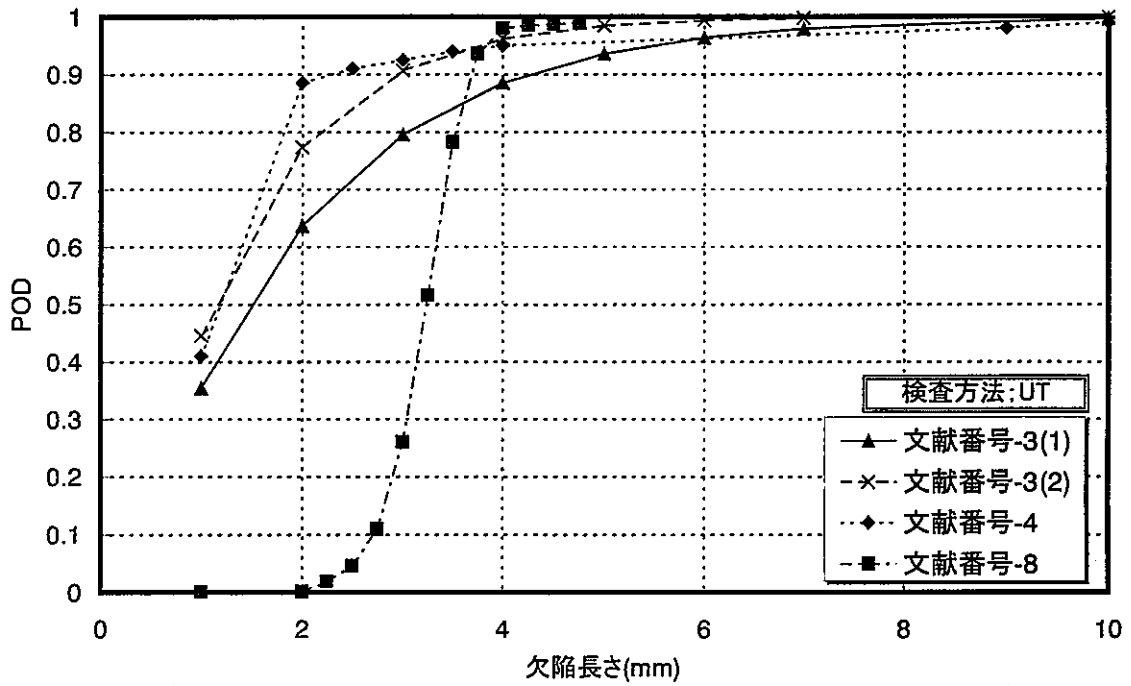


(c) 放射線透過試験

図 4.5.2-1 検出確率 (POD) の検討データ (調査結果) (2/5)

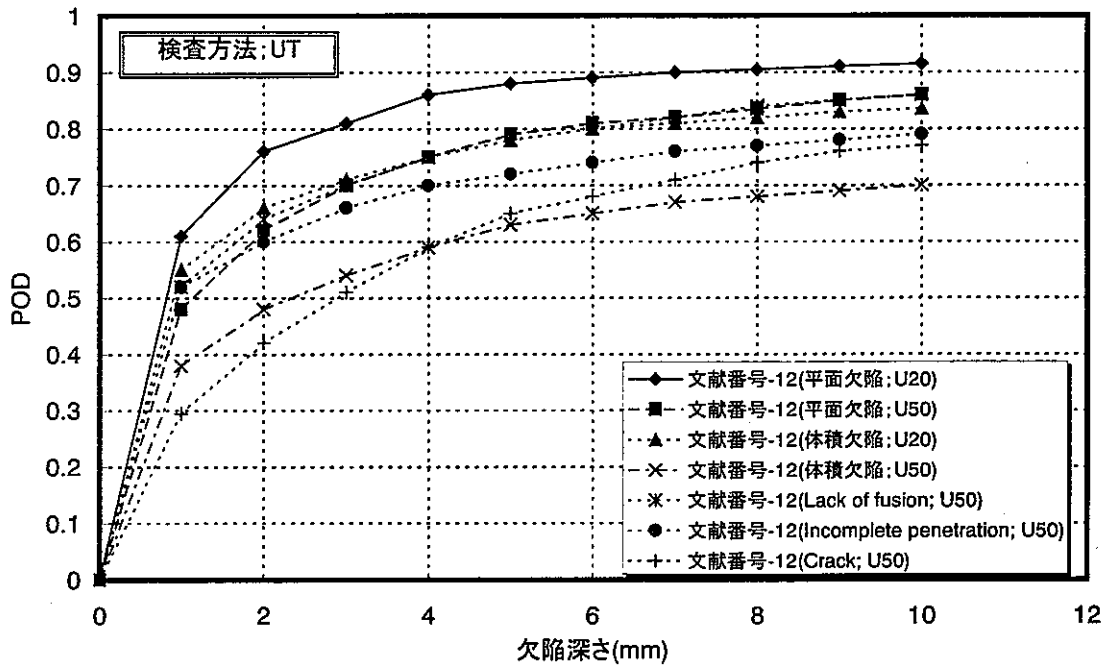
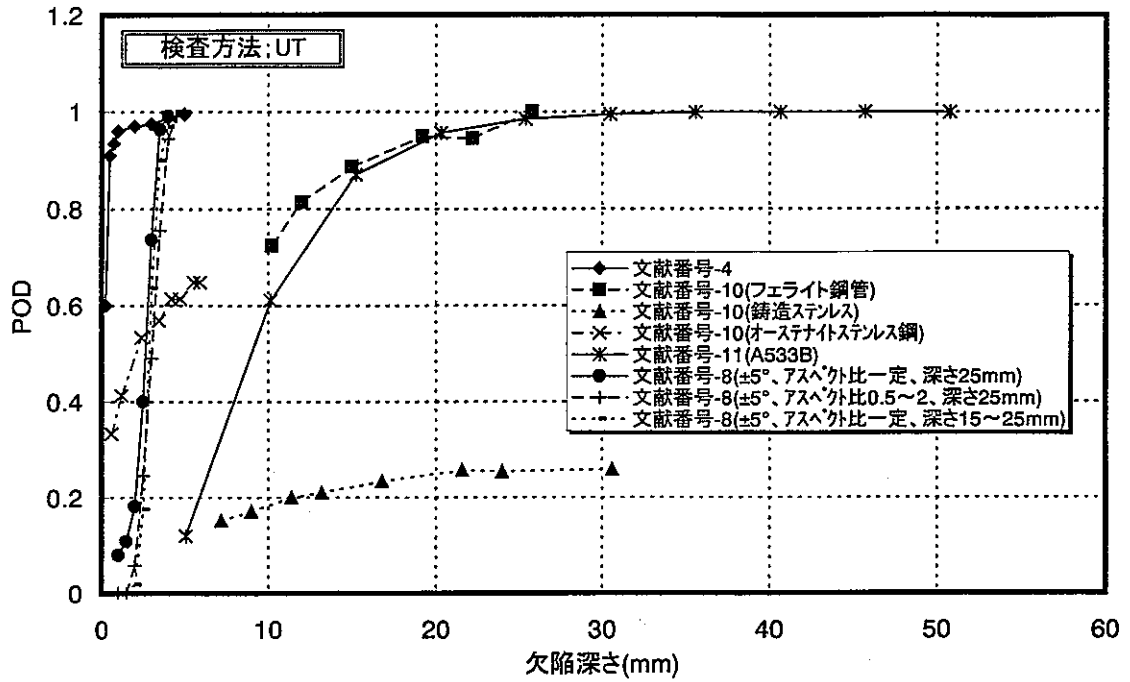


(d) 渦流探傷試験



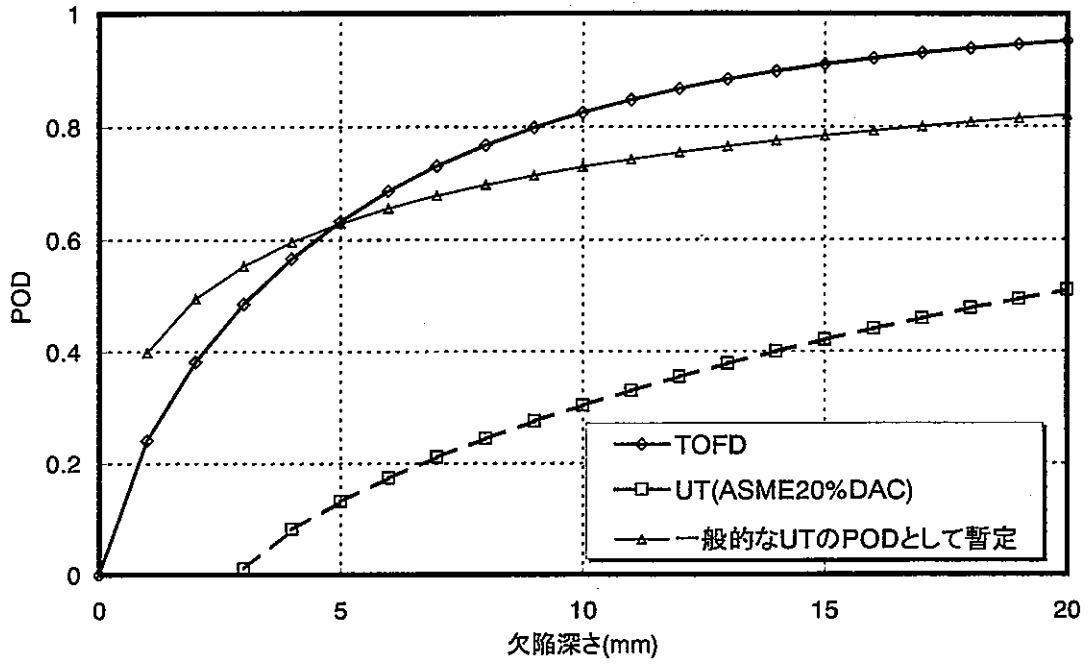
(e) 超音波探傷法；欠陥長さに対する検出確率

図 4.5.2-1 検出確率(POD)の検討データ(調査結果) (3/5)



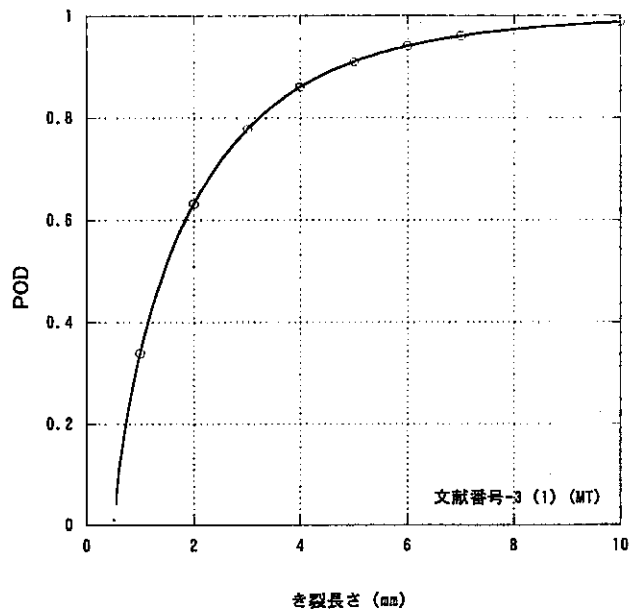
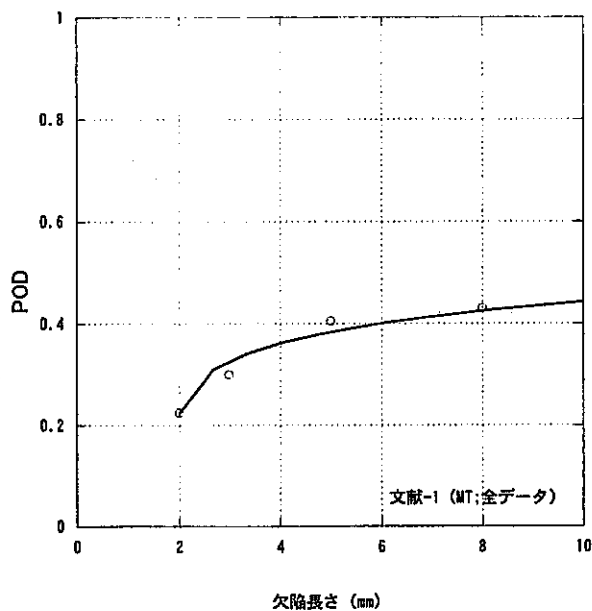
(f) 超音波探傷法；欠陥深さに対する検出確率

図 4.5.2-1 検出確率(POD)の検討データ(調査結果) (4/5)



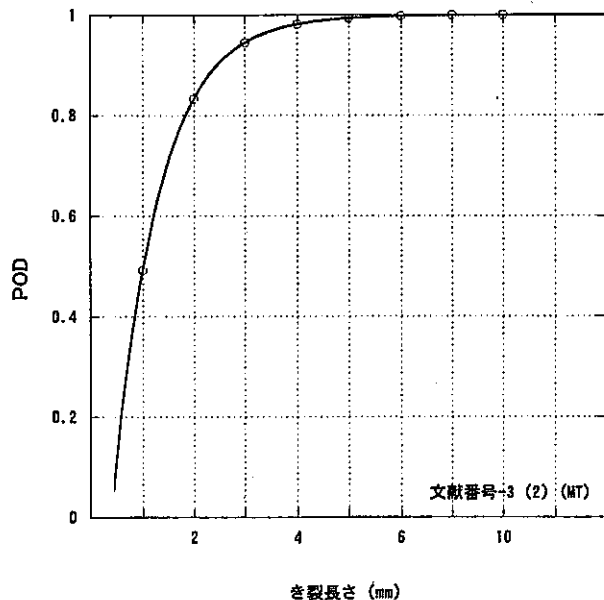
(g) 超音波探傷法；TOFD法に関する検出確率

図 4.5.2-1 検出確率(POD)の検討データ(調査結果) (5/5)



<文献-1に基づくPOD>

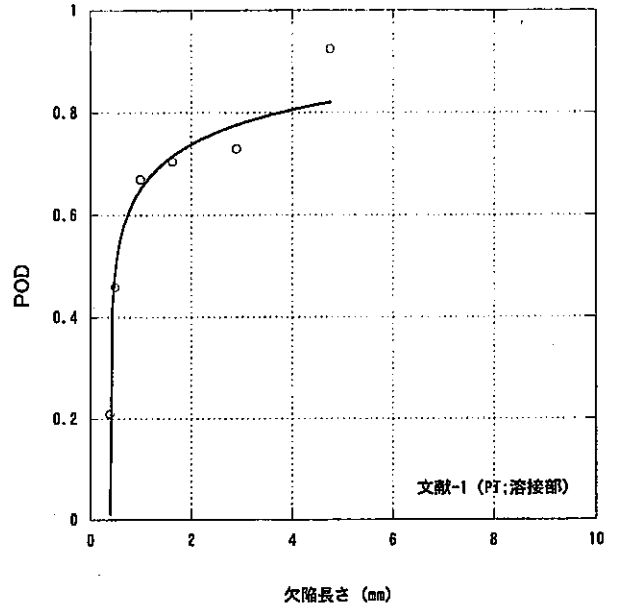
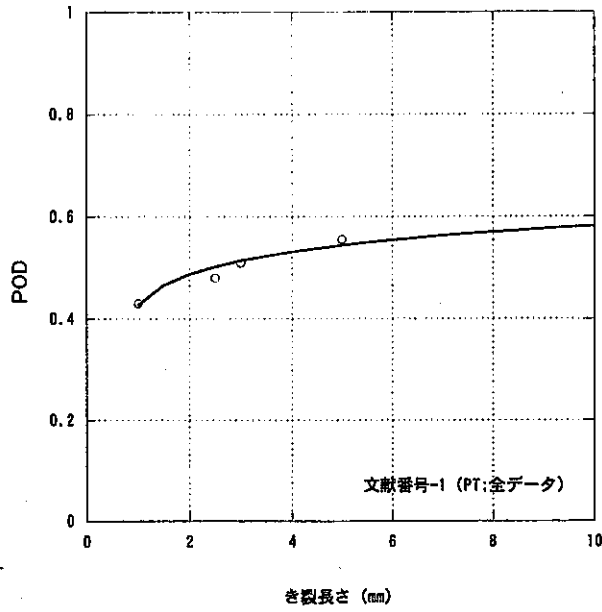
<文献-3に基づくPOD>



<文献-3に基づくPOD>

データ	PODの評価式	備考
文献-1	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 1.89}{125.52} \right)^{0.20} \right\}$	・フェライト鋼 ・自然欠陥及び疲労き裂
文献-3 (1)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.5}{1.5} \right)^{0.80} \right\}$	・材料；記載なし ・止端割れ ・国内検査データ
文献-3 (2)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.39}{0.90} \right)^{1.0} \right\}$	

図 4.5.2-2 PODの定式化；磁粉探傷試験

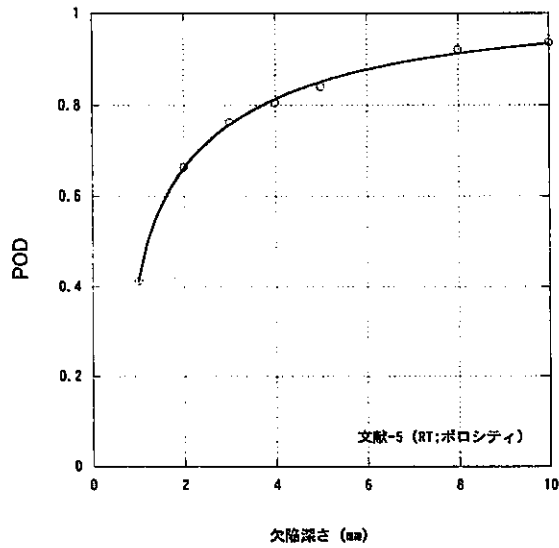


<文献-1(全データ)に基づく POD>

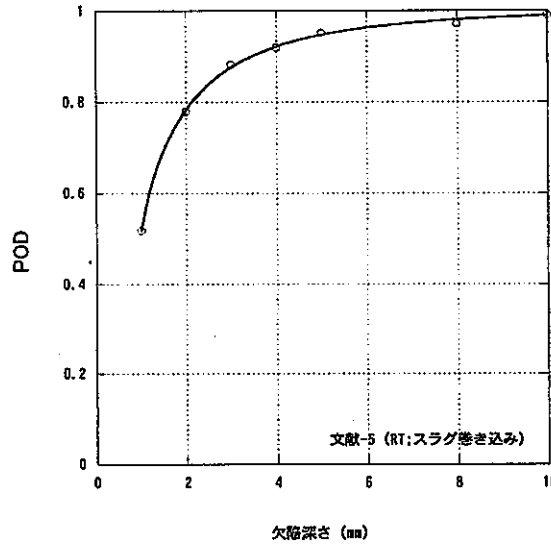
<文献-1(溶接部)に基づく POD>

データ	POD の評価式	備考
文献-1 (全データ)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.64}{25.31} \right)^{0.14} \right\}$	<ul style="list-style-type: none"> ・フェライト鋼 ・オーステナイトステンレス鋼 ・アルミニウム合金 ・自然欠陥及び疲労き裂
文献-1 (溶接部)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.4}{0.5} \right)^{0.25} \right\}$	

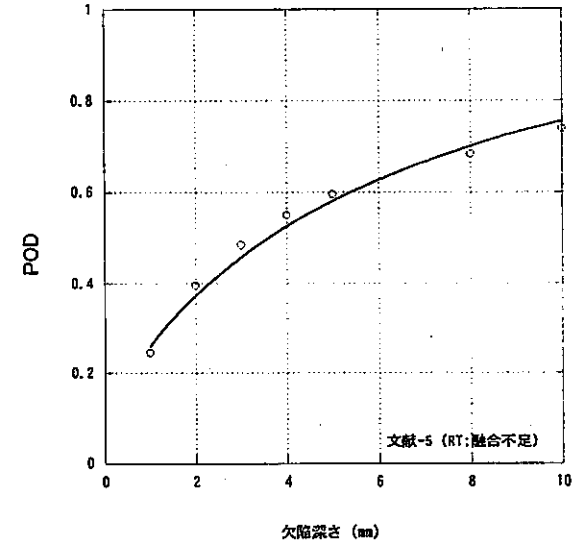
図 4.5.2-3 POD の定式化；浸透探傷試験



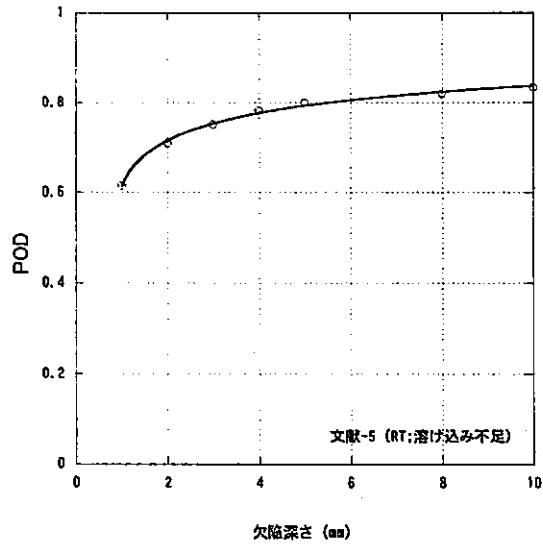
<文献-5に基づく POD(ポロシティ)>



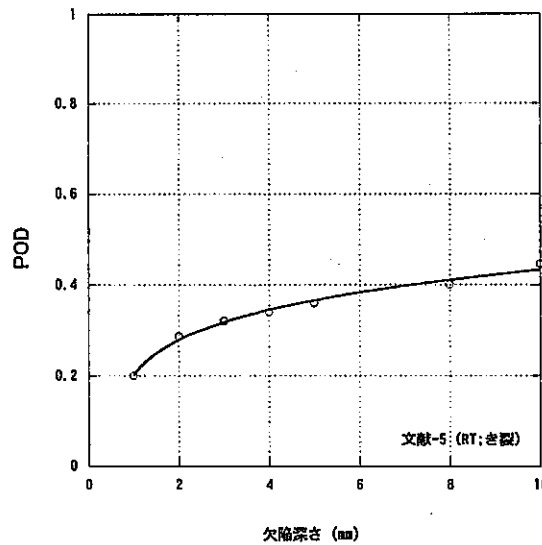
<文献-5に基づく POD(スラグ巻き込み)>



<文献-5に基づく POD(融合不足)>



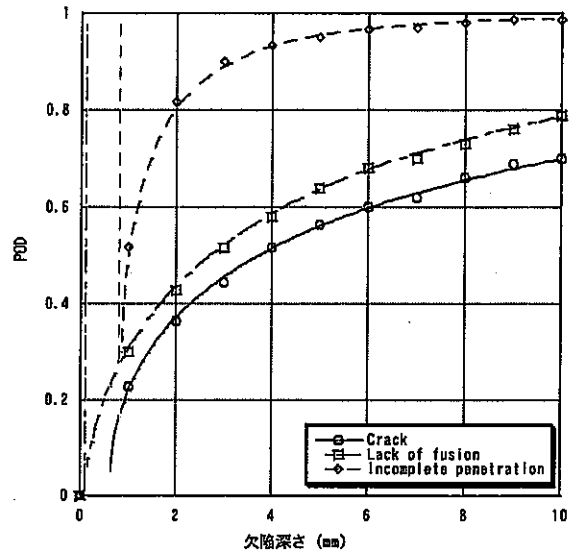
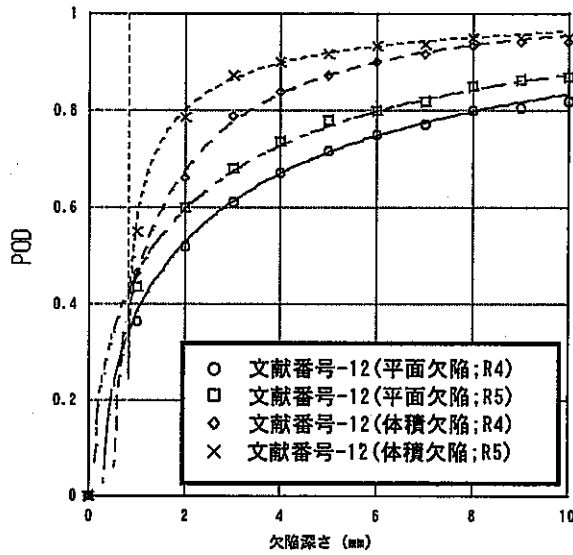
<文献-5に基づく POD(溶け込み不足)>



<文献-5に基づく POD(き裂)>

データ	PODの評価式	備考
文献-5	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.73}{1.06} \right)^{0.46} \right\}$	・鋼材(Steel) ・ポロシティ
文献-5	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.65}{0.63} \right)^{0.55} \right\}$	・鋼材(Steel) ・スラグ巻き込み
文献-5	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x + 0.20}{6.32} \right)^{0.72} \right\}$	・鋼材(Steel) ・融合不足
文献-5	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.68}{0.41} \right)^{0.19} \right\}$	・鋼材(Steel) ・溶け込み不足
文献-5	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.62}{68.26} \right)^{0.29} \right\}$	・鋼材(Steel) ・き裂

図 4.5.2-4 PODの定式化;放射線透過試験(1/2)



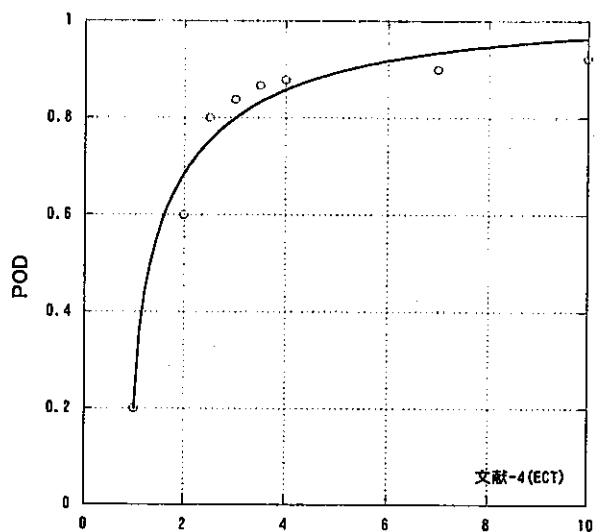
<文献-12に基づく POD(平面欠陥、体積欠陥)>

<文献-12に基づく POD(欠陥の種類)>

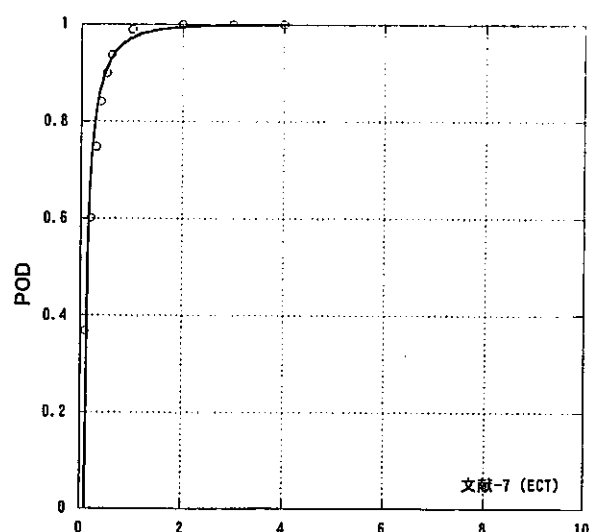
データ	POD の評価式	備考(*1)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.3}{3} \right)^{0.5} \right\}$	・鋼材(Steel) ・平面欠陥(R4)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.1}{2.3} \right)^{0.5} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・平面欠陥(R5)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.5}{1.2} \right)^{0.55} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・体積欠陥(R4)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.8}{0.3} \right)^{0.35} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・体積欠陥(R5)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.1}{4.8} \right)^{0.6} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・融合不良
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.75}{0.5} \right)^{0.53} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・溶込み不足
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.6}{6.5} \right)^{0.5} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・き裂

(*1)R4 及び R5 は許容基準を示す。それぞれ、超音波探傷において、φ3mm の側面ドリル孔からのエコー高さの 50% を判定基準とした場合に相当する。

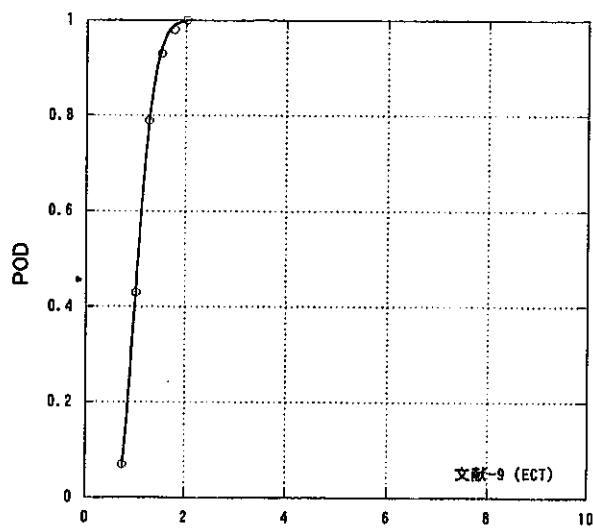
図 4.5.2-4 POD の定式化；放射線透過試験(2/2)



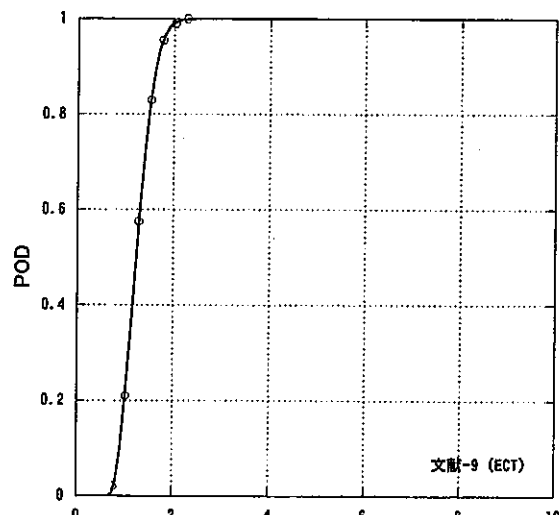
欠陥長さ (mm)
 <文献-4に基づく POD>



欠陥長さ (mm)
 <文献-7に基づく POD(き裂)>



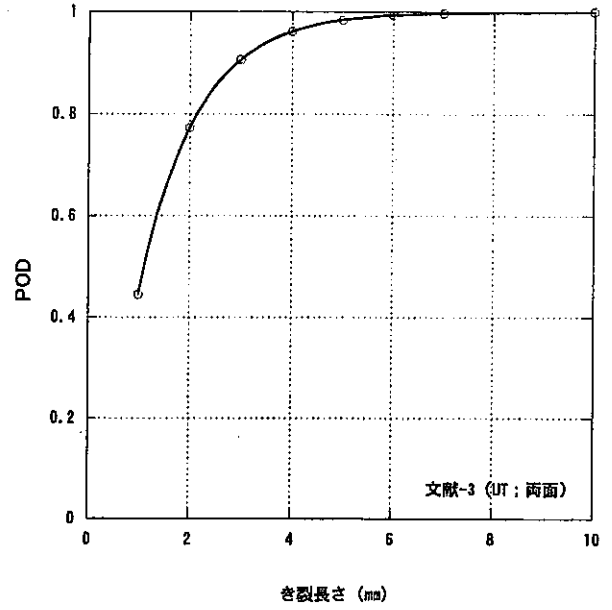
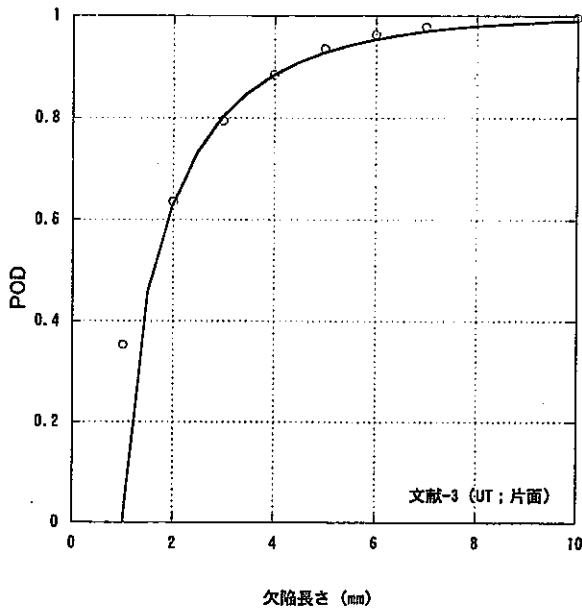
欠陥長さ (mm)
 <文献-9(クライテリア 2~3)に基づく POD>



欠陥長さ (mm)
 <文献-9(クライテリア 3)に基づく POD(き裂)>

データ	POD の評価式	備考
文献-4	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.97}{0.77} \right)^{0.49} \right\}$	・耐熱アルミニウム合金(2219-T87) ・疲労き裂
文献-7	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.1}{0.07} \right)^{0.5} \right\}$	・耐熱アルミニウム合金(2219-T87) ・疲労き裂
文献-9 (クライテリア-2)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.64}{0.50} \right)^{1.85} \right\}$	・クラッドアルミニウム(2024T-3) ・疲労き裂
文献-9 (クライテリア-3)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.69}{0.63} \right)^{2.11} \right\}$	

図 4.5.2-5 POD の定式化 ; 渦流探傷試験

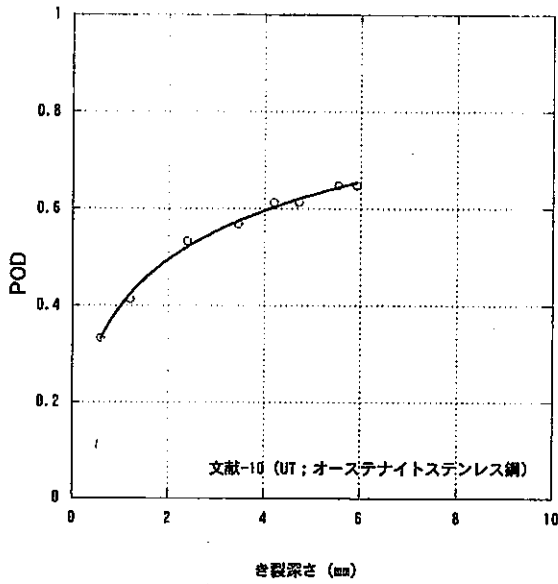


<文献-3(片面)に基づく POD>

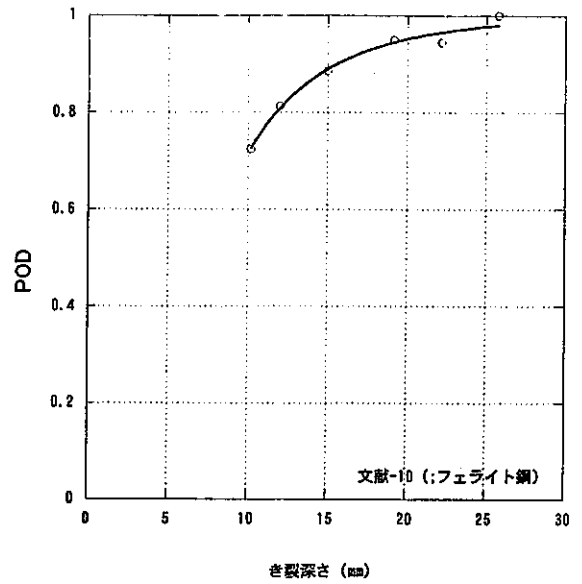
<文献-3(両面)に基づく POD(き裂)>

データ	POD の評価式	備考
文献-3 (片面)	$POD = 1 - \left\{ -\left(\frac{x-1}{1}\right)^{0.7} \right\}$	・HT-80 ・割れ
文献-3 (両面)	$POD = 1 - \left\{ -\left(\frac{x-0.34}{1.12}\right)^1 \right\}$	・HT-80 ・割れ

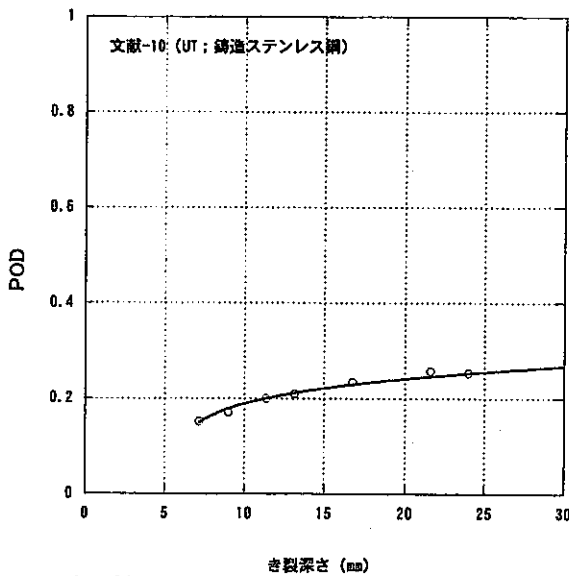
図 4.5.2-6(1/4) POD ; 超音波探傷試験(欠陥長さ と POD)



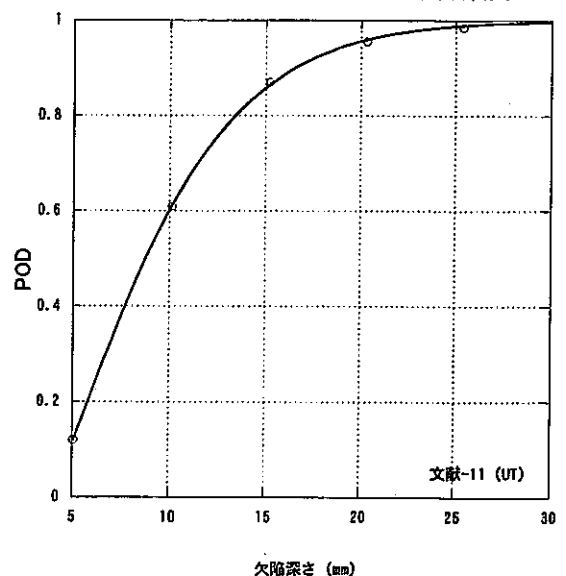
<文献-10に基づく POD(オーステナイトステンレス)>



<文献-10に基づく POD(フェライト鋼)>



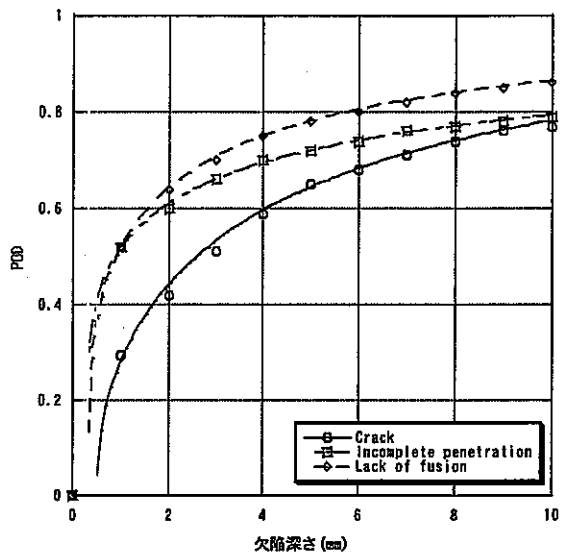
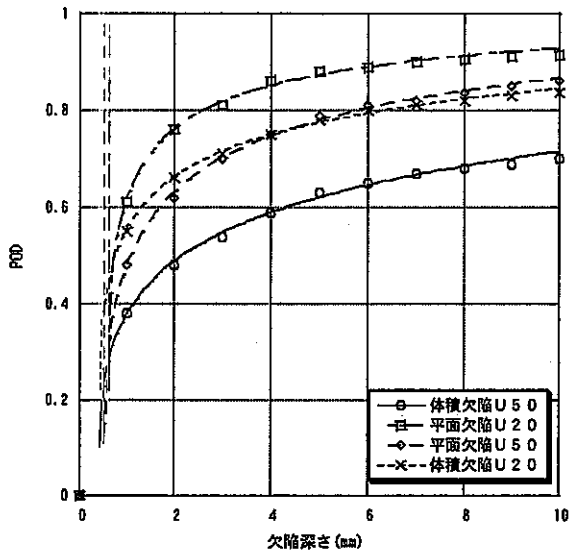
<文献-10に基づく POD(鋳造ステンレス鋼)>



<文献-11に基づく POD>

データ	POD の評価式	備考
文献-10 (オーステナイト)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.12}{5.0} \right)^{0.39} \right\}$	・オーステナイトステンレス鋼 ・IGSCC
文献-10 (フェライト)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 5.45}{3.38} \right)^{0.76} \right\}$	・フェライト鋼 ・疲労き裂
文献-10 (鋳造ステン ス)	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 5.93}{4699.4} \right)^{0.22} \right\}$	・フェライト鋼 ・疲労き裂
文献-11	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 3.73}{6.71} \right)^{1.29} \right\}$	・A533B(低合金鋼) ・欠陥

図 4.5.2-6(2/4) POD の定式化; 超音波探傷試験(欠陥深さと POD)



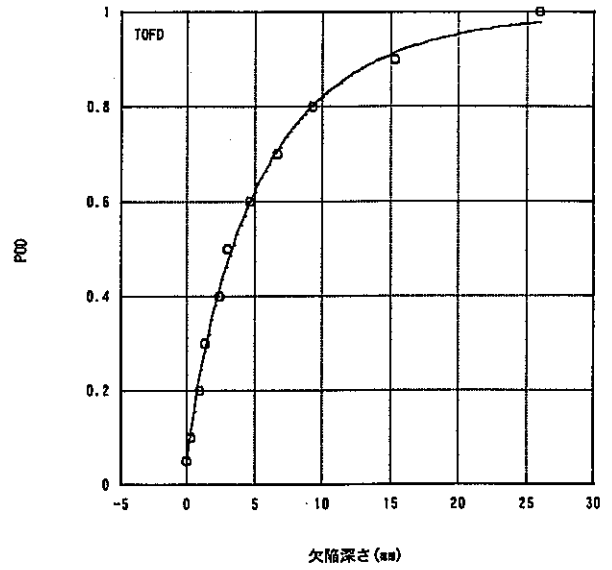
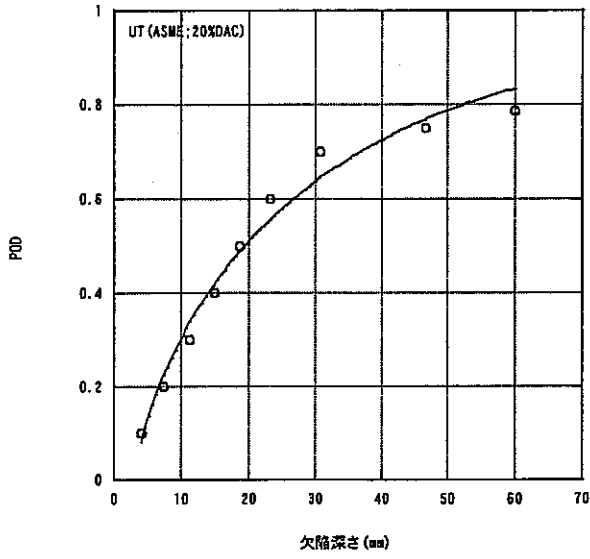
<文献-12に基づく POD(平面欠陥、体積欠陥)>

<文献-12に基づく POD(欠陥の種類)>

データ	POD の評価式	備考(*1)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.6}{0.45} \right)^{0.32} \right\}$	・鋼材(Steel) ・平面欠陥(U20)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.5}{1.5} \right)^{0.38} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・平面欠陥(U50)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.4}{1.2} \right)^{0.3} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・体積欠陥(U20)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.4}{5} \right)^{0.35} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・体積欠陥(U50)
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.3}{1.55} \right)^{0.38} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・融合不良
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.25}{2.1} \right)^{0.3} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・溶込み不足
文献-12	$POD = 1 - \left\{ - \left(\frac{x - 0.5}{4.2} \right)^{0.52} \right\}$	・C - Mn 軟鋼 ・き裂

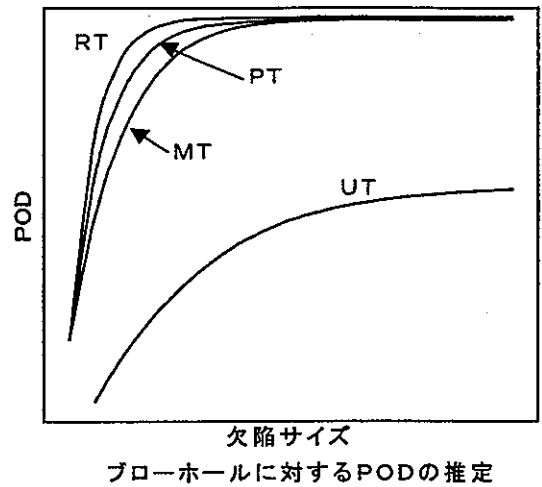
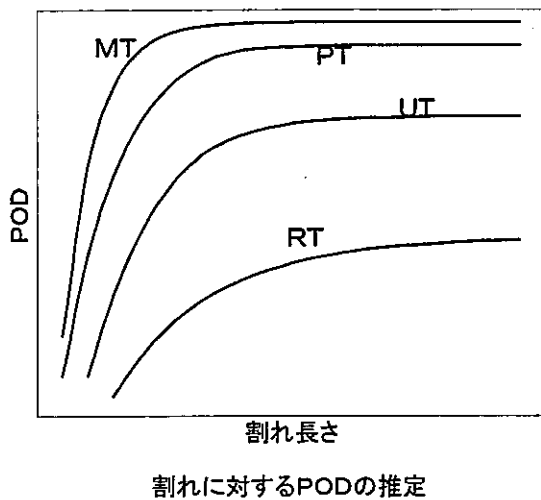
(*1) U20 及び U50 は許容基準を示す。それぞれ、φ3mm の側面ドリル孔からのエコー高さの 20% 及び 50% を判定基準とした場合である。

図 4.5.2-6(3/4) POD の定式化；超音波探傷試験(欠陥深さと POD)



データ	POD の評価式	備考
文献-13	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x}{5}\right)^{0.8}\right\}$	<ul style="list-style-type: none"> •TOFD 法 •炭素鋼(SA336F22) •溶接割れ、融合不良等
文献-13	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 2.93}{26.58}\right)^{0.77}\right\}$	<ul style="list-style-type: none"> •UT(ASME 20%DAC) •炭素鋼(SA336F22) •溶接割れ、融合不良等

図 4.5.2-6(4/4) POD の定式化；超音波探傷試験(TOFD 法)



注) RT 及び UT の検査精度は板厚及び材質に大きく依存する。また、MT 及び PT は表面状態に大きく依存する。

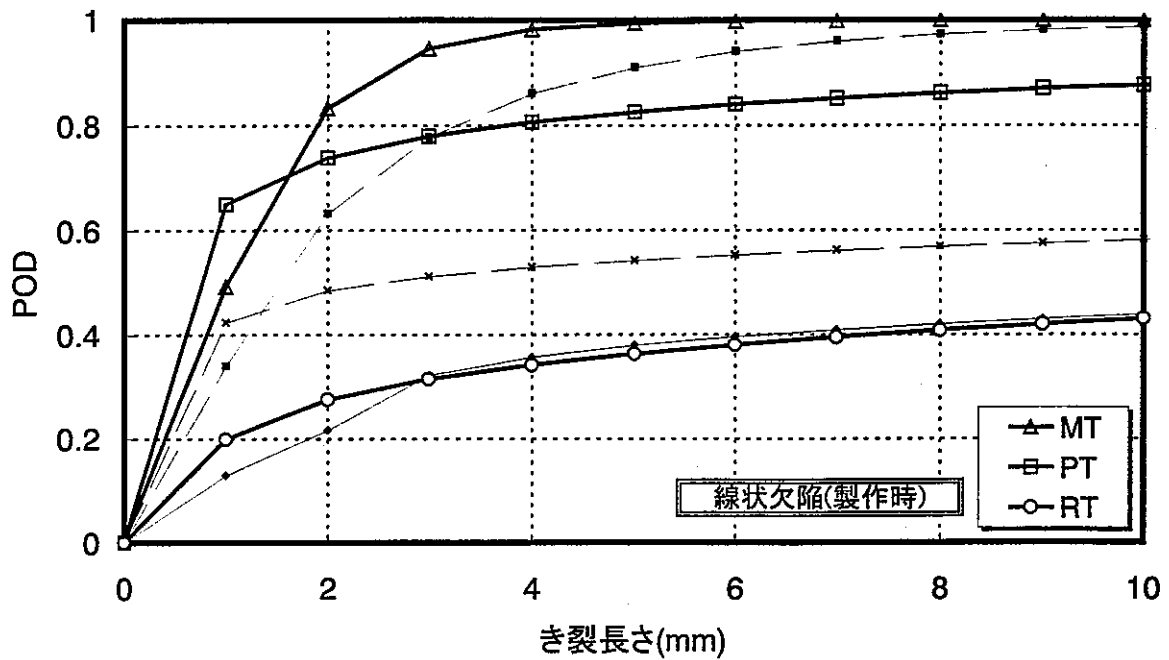
割れに対する POD

- ①欠陥を直視できる MT 及び PT が優れる。
- ②MT は PT より開口幅が狭くとも、かつ、開口部に異物があっても欠陥検出が可能であとり上位とした。
- ③割れ方向に適した UT 手法(超音波入射角、周波数等)を用いればかなりの欠陥検出を期待できる。
- ④RT は開口幅の狭い欠陥にはほとんど無力。

ブローホールに対する POD

- ①RT、PT及びMTともほぼ同位であるが、内部欠陥も検出可能なRTを上位とした。
- ②円形指示として検出できる PT を MT より上位とした。
- ③UT は大きいブローホール又は集中して発生している場合に検出可能となる。

図 4.5.2-7 欠陥種類と POD 形状の類推

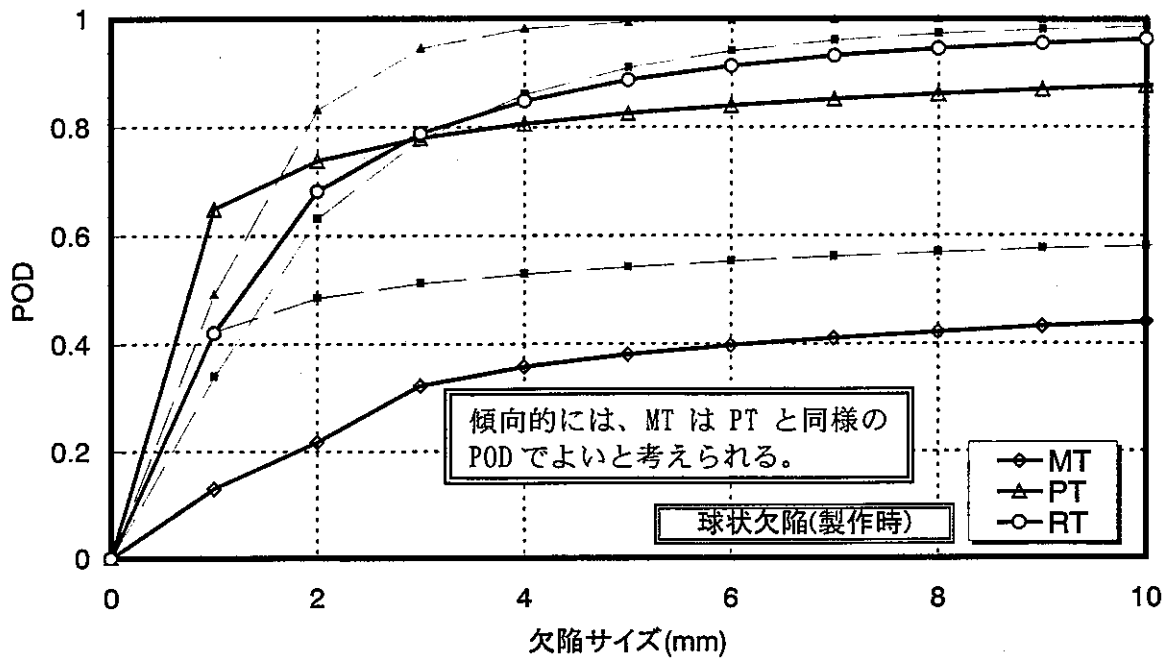


データ	POD の評価式	備考
MT (文献-3(2))	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 0.39}{0.90}\right)^{1.0}\right\}$	・材料;記載なし ・止端われ ・国内検査データ
PT (文献-1;溶接部)	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 0.4}{0.5}\right)^{0.25}\right\}$	・フェライト鋼、オーステナイトステンレス鋼、アルミニウム合金 ・自然欠陥及び疲労き裂
RT (文献-5;き裂)	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 0.62}{68.26}\right)^{0.29}\right\}$	・鋼材(steel) ・き裂

※注記;

- ① 上記の定式化は、傾向を抑えるために暫定したものである。
- ② 鋼種及び対象欠陥が異なるため、定量的な差異は今後の検討(データの蓄積等)が必要。
- ③ き裂以外の欠陥を対象とする場合には、別のデータとなる可能性があり、傾向としても注意が必要である。
- ④ RTについては、欠陥深さの関数を暫定的に用いている。

図 4.5.2-8 POD 曲線の暫定結果(製作時、線状欠陥)

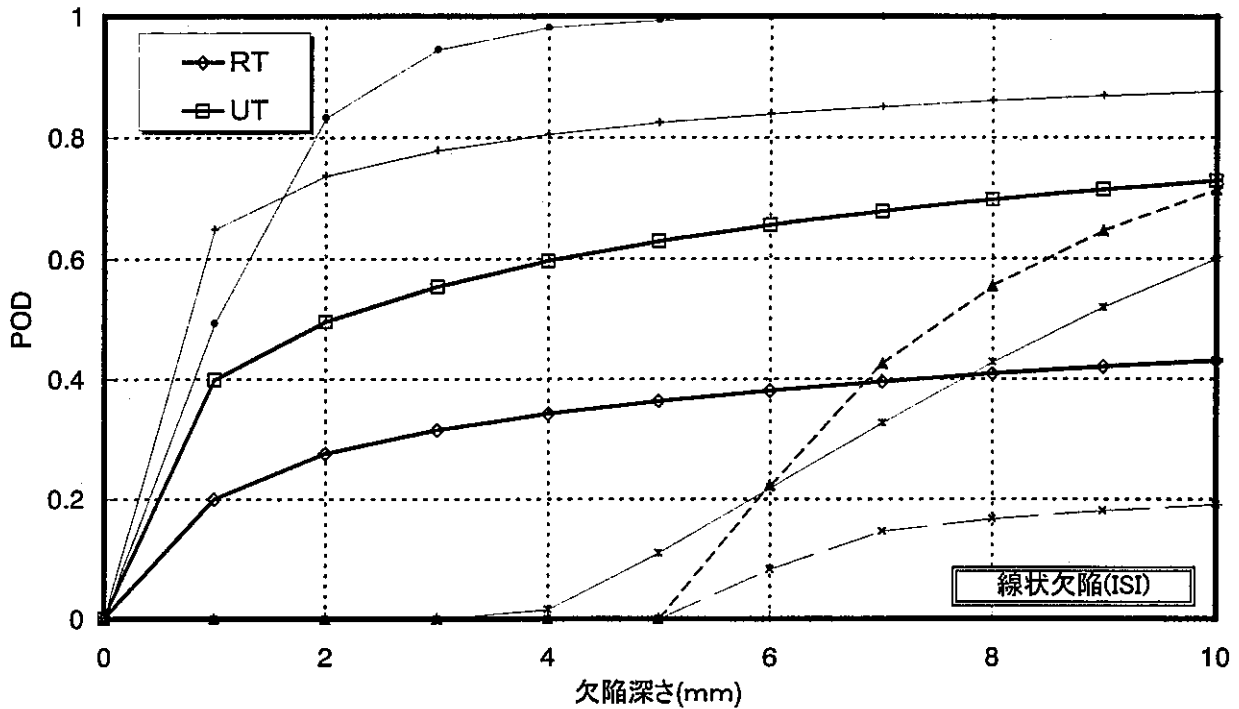


データ	POD の評価式	備考
MT (文献-1)	$POD = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x - 1.89}{125.52}\right)^{0.20}\right]$	・フェライト鋼 ・自然欠陥及び疲労き裂
MT	$POD = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x - 0.4}{0.5}\right)^{0.25}\right]$	上式では、極端に MT が低い ため、傾向的には PT と同じ式 でよいと考えられる。
PT (文献-1;溶 接部)	$POD = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x - 0.4}{0.5}\right)^{0.25}\right]$	・フェライト鋼、オーステナイトス テンレス鋼、アルミニウム合金 ・自然欠陥及び疲労き裂
RT (文献-5;スラ グ巻込み)	$POD = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x - 0.65}{0.63}\right)^{0.55}\right]$	・鋼材(steel) ・スラグ巻込み

※注記：

- ① 上記の定式化は、傾向を抑えるために暫定したものである。
- ② 鋼種及び対象欠陥が異なるため、定量的な差異は今後の検討(データの蓄積等)が必要。
- ③ MT、PT については、種々の欠陥を対象としたデータであり、定量的には別途欠陥の種類ごとのデータの蓄積/定式化が必要である。
- ④ MT、PT については、少なくとも同一試験で得られたデータであるが、RT については、試験対象も異なるとともに、スラグ巻込みを対象としているため、定量的には根拠に乏しく、注意が必要である。
- ⑤ RT については、欠陥深さの関数を暫定的に用いている。

図 4.5.2-9 POD 曲線の暫定結果(製作時、球状欠陥)

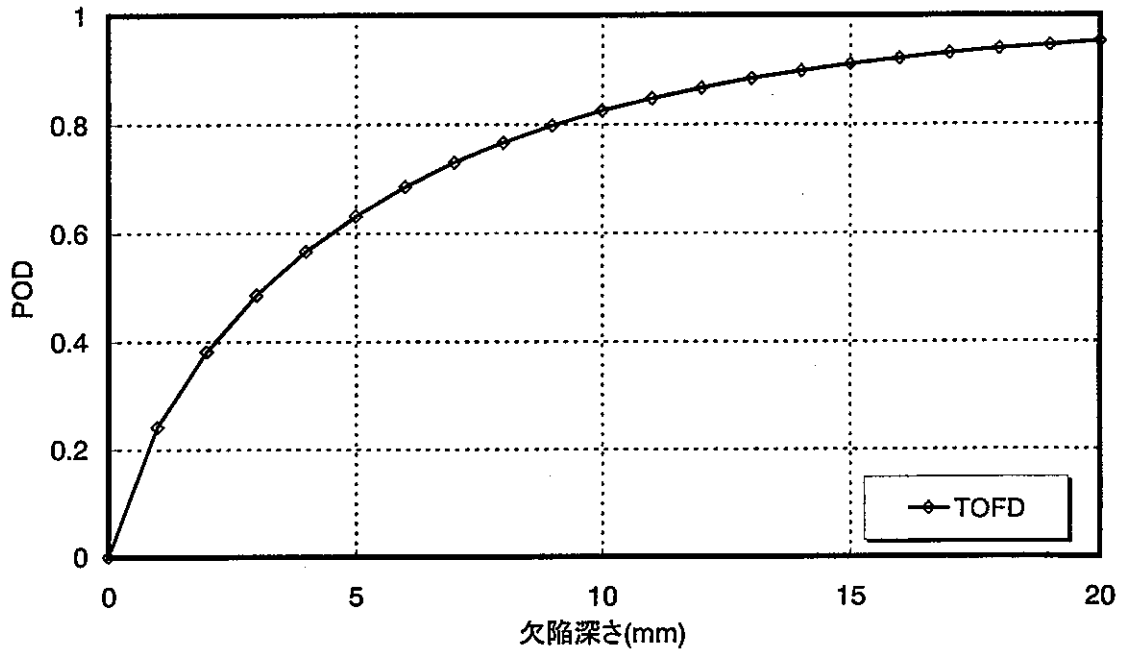


データ	POD の評価式	備考
RT (文献-5;き裂)	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 0.62}{68.26}\right)^{0.29}\right\}$	・鋼材(steel) ・き裂
UT (文献-10;オーステナイト)	$POD = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - 0.12}{5.0}\right)^{0.39}\right\}$	・オーステナイトステンレス鋼 ・IGSCC

※注記；

- ① 上記の定式化は、傾向を抑えるために暫定したものである。
- ② 鋼種及び対象欠陥が異なるため、定量的な差異は今後の検討(データの蓄積等)が必要。
- ③ UTについては、周波数や探触子の角度等、結果に影響を与える要因が多いため、これらにより大きくばらつくことを考慮する必要がある。
- ④ 欠陥の幅や角度等によっても異なるため、詳細にはこれらを考慮した定式化が必要である。

図 4.5.2-10 POD 曲線の暫定結果 (ISI、線状欠陥)



データ	POD の評価式	備考
文献-13	$POD = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{x}{5} \right)^{0.8} \right\}$	・TOFD 法 ・炭素鋼(SA336F22) ・溶接割れ、融合不良等

※注記；

- ① 上記の定式化は、傾向を抑えるために暫定したものである。
- ② 鋼種及び対象欠陥が異なるため、一般的な UT との定量的な差異は今後の検討(データの蓄積等)が必要。
- ③ TOFD 法については、十分なデータがないため、今後データの蓄積等により定量化する必要がある。

図 4.5.2-11 POD 曲線の暫定結果(TOFD 法)

4.5.3 検査技術に関する検討

システム化規格における有力な裕度交換項目として、検査に関する項目がある。ここでは、検査の観点から、システム化規格での裕度交換の幅を広げることを目的として、新規検査技術の調査を行った。

(1) 調査方法

原子力発電プラントにおいては、特に ISI に対して JEAC 及び JEAG での超音波探傷法や下流探傷法等、詳細な規定が設けられており、既存の検査手法に対して検出精度向上のための検討が比較的多い。そこで、原子力に限らず、火力発電プラント等の他設備での検査の動向を主体に調査を行った。

(2) 調査結果^[4.5.3-1~9]

調査結果を表 4.5.3-1 に示す。表においては、検査方法の概要と適用例を示すとともに、システム化規格との対応を示した。

主な検査技術は、以下の通りである。

a. 電位差法による材料の非破壊検査

材料には、製造時や使用中に母材自体に欠陥が含まれている。現行の基準体系では、母材に比べて破損しやすい溶接部等が主な検査対象となっているが、母材に含まれる欠陥の扱いを考慮する必要がある。本手法は、材料に通電を行い、材料内に含まれる欠陥により形成される電位場の乱れを検出する方法である。この非破壊検査により、母材自体の欠陥に関する情報の取得が可能である。

b. 超音波探傷法による非破壊検査

超音波を用いた非破壊検査には、種々の検査方法が示されている。主な適用例には、①超音波の伝播による広域な非破壊検査、②検出精度及びサイジング精度向上のための新たな超音波探傷法、③クリープ損傷等の微小な欠陥を検出するための超音波探傷法がある。

(a) 超音波の伝播による広域な非破壊検査

埋設配管等の外部からのアクセスが制約される部位について、長距離超音波探傷法により広範囲な検査方法が開発されている。本方法は、検出性能の向上を狙ったものではなく、検査箇所へのアクセス等の検査を行うための段取りの簡素化を主眼に置いた方法である。

(b) 検査精度及びサイジング精度向上のための超音波探傷法

検査精度及びサイジング精度向上のための方法として、TOFD(Time Of Flight

Diffraction)法や電子フォーカスセクタスキャン超音波探傷法、あるいはマルチセンサ化等の方法が開発されている。これらの方法は、経年火力発電プラント等でより合理的な補修、取替え計画等を策定するために開発されたものであり、より詳細な欠陥評価を行うことを目的としている。近年、原子力プラントを含めた種々のプラントで寿命延長の動きがあり、その一環として開発が進められている。

(c) 微小な欠陥を検出するための超音波探傷法

(b)と同様に、より合理的な補修、取替え計画等を策定するために開発されたものである。特に、主要な破損原因である応力腐食割れやクリープ損傷等を割れに至る前の初期段階で検知し、適切な処置を施すことを目的としている。初期の微小なき裂等を対象としていることから、機器表面での検出に主眼を置き、表面波を用いた手法となっている。

一般的な超音波探傷法では、数 mm 程度のき裂の検出が可能であるが、本方法はセラミックスの検査手法としても用いられるものであり、数十 μm 程度の微細な欠陥が検出可能となっている。ちなみに、通常の PT、UT 及び RT で検出できなかった欠陥が、本方法により検出可能であった報告がなされている。

(3) システム化規格との対応

(2)に示した検査技術に対して、システム化規格での対応として以下が考えられる。

a. 材料検査に関する項目

現行基準においても、1種機器に対しては超音波探傷試験等の実施を規定している。(2)に示した電位差法と超音波探傷試験の検出性能にも依存するが、材料検査に対する選択肢の一つとなり得る。材料自体に含まれる欠陥が把握できれば、破損確率の評価での入力条件等になるため、評価精度は向上する。

b. 超音波探傷に関する項目

表 4.5.3-1 に示した検査技術により、システム化規格では以下のような選択肢が期待できる。

- ① 長距離超音波探傷法では、検査精度等への影響は無いが、段取りの容易な検査手法を用いることで、検査費用の削減等のコストダウンへの寄与が可能である。また、使用箇所等について、必要な検出性能に関して検討しておく必要があるが、広範囲の検査対象に対しては、検査箇所の絞込み等が可能と考えられ、検査費用の削減が可能となる。

- ② 漏洩弾性表面波やレーザ超音波法では、表面に存在する極微小な欠陥が検出可能であるため、従来は検出できなかったき裂の検出が可能である。このため、き裂等が発生初期の段階で検出できるとともに、高速炉の支配的な破損要因であるクリープ損傷に対しても検出が可能となり、定検インターバル等への反映が可能である。また、比較的初期の段階から監視が可能となるため、検査間隔等の計画が容易となる。
- ③ 漏洩弾性表面波やレーザ超音波法では、割れに至る前の微小割れが検出可能なため、これらの検査を想定することにより、設計段階での破損確率は低減する。
- ④ TOFD 法や電子フォーカスセクタスキャン超音波探傷法では、欠陥のサイジング精度に優れるため、き裂進展評価等の評価精度が向上する。このため、破損確率の低減が期待できる。

表 4.5.3-1 新規検査技術の調査結果(1/5)

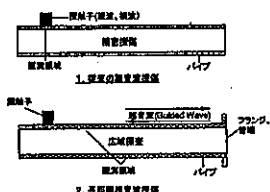
	タイトル	著者	出展	内容	対象欠陥	適用分野	シム化規格との対応
1	電位差法による欠陥及び材質の非破壊評価	多田 直哉	非破壊検査第, Volume 51, No. 5, 2002	<p>製造時あるいは使用中に材料内に発生する微小欠陥の発生、進展を非破壊的に評価する手法に、電位差法がある。</p> <p>(原理) 対象となる導電性材料に電流を供給するとともに、材料内の特定の箇所の電位差を測定する。欠陥周辺では電位差が大きくなるため、電位分布から欠陥の状態を評価する。</p> <p>(特徴) ・①評価対象欠陥からの距離、②測定端子数、③測定対象とする欠陥の個数等により、種々の測定方法がある。 ・予め電位場解析を実施し、想定される欠陥の配置、形状、寸法と端子間電位差の関係(校正関係式)を求める必要がある。 ・疲労き裂伝播の連続的なモニタリング、クリープキャビティや微小き裂の多数欠陥型損傷の定量化に有効である。 ・理論的及び実験的には有用性が確認されているが、実機適用例は少ない。</p>	<p>・疲労き裂 ・クリップキャビティ ・微小き裂 等</p>	<p>・特に制限は無い。 ・実機適用例は少ない。</p>	<p>・本方法により、製造時点で材料自体が有する欠陥が予め把握できれば、破損確率評価の入力に使用することが可能であり、評価精度が向上する。</p> <p>・現状は実施されていない検査であり、材料の性能評価には有効と考えられる。</p>
2	埋設配管に対する長距離超音波探傷技術の開発	永井 辰之 兵藤 雅己 高村 健一	非破壊検査第, Volume 51, No.10, 2002	<p>外面腐食等が問題となる埋設配管について、目視検査及び肉厚測定には掘削、埋め戻しが必要となるため、これを解決するために、ガイドド波を用いた長距離超音波探傷法を適用している。</p> <p>(原理) 従来の超音波探傷法との比較を、下図に示す。</p>  <p>従来の超音波探傷法との比較を、下図に示す。</p> <p>周方向あるいは軸方向の振動波を、配管の軸方向に伝播させ、探傷する。</p> <p>(特徴) ・内部流体の影響が小さい。 ・配管表面の処理は、スケール等の除去程度でよく、接触媒質も必要としない。</p> <p>(検出性能) ・減肉模擬傷、周方向スリット、貫通穴について、断面欠損率3%まで検出可能。 ・減肉模擬傷(断面欠損率3、5、10%)について、エルボの影響により溶接部及び欠陥の検出性能は低下するが、検出は可能(但し、傷信号の分離は困難)。</p>	<p>・配管の減肉 ・スリット、貫通穴 等</p>	<p>・石油精製プラントの埋設配管(道路横断部、防油堤貫通部等)</p>	<p>・配管検査法としては、原子カプランドにも適用が可能と考えられる。</p> <p>・保温材が敷設されている配管での保温材の取り外しが不要等、本方法により検査のための段取りが容易になると考えられる。</p> <p>・必要な検査精度については適用性の検討が必要であるが、検査対象箇所の絞込み等のスクリーニングとしての適用が期待できる。</p>

表 4.5.3-1 新規検査技術の調査結果(2/5)

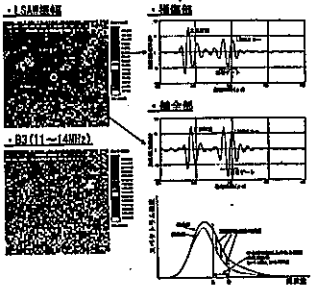
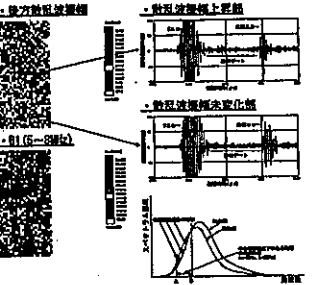
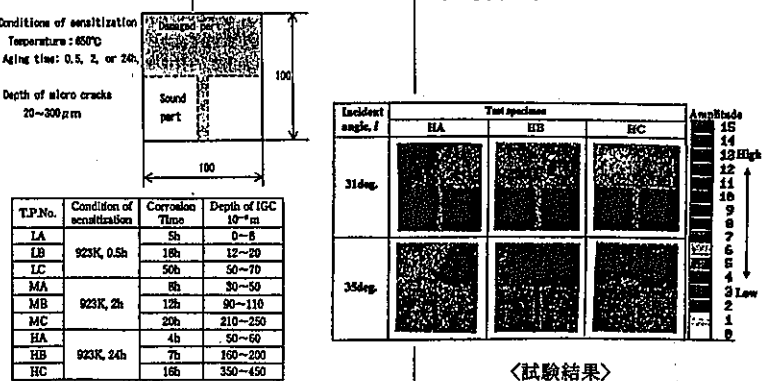
	タイトル	著者	出展	内容	対象欠陥	適用分野	システム規格との対応																																								
3	超音波による加熱炉管のクリープ損傷評価	横野 泰和 長野 芳浩 四辻 美年	非破壊検査第, Volume 51, No.10, 2002	<p>石油・石油化学プラント、火力発電所等では機器のクリープ損傷が問題となり、現状ではレプリカ法によりクリープ損傷の評価が行われている。しかし、この方法では、代表的な部位の表面のみの評価に過ぎず、板厚方向の情報が得られ、かつ効率の良い検査手法として、超音波法の適用が進められている。</p> <p>(原理) 表面近傍は漏えい弾性表面波(LSAW)、内部は縦波後方散乱波法を適用し、得られた信号に対して超音波スペクトロスコピー法による波形解析を行う。 ・通常の超音波探傷法では、マクロな傷の検出を目的とするが、超音波の周波数を高め、ポイドや組織変化を計測する。 ・内部；パルク波を入射させ、材料内部からの後方散乱で計測する。 ・表面近傍；表面を伝播する超音波モードを用いて計測する。</p> <p>(特徴) ・LSAWを用いれば、微小な領域を高周波数で評価できるため、微細な金属組織的損傷の検出にも有効。</p> <p>(検出性能) ・SUS321管(OD190mm, 119mm)の表面に対して、4MHz、10MHzのLSAWでクリブポイドを検出(信号とSEMの検出結果が一致) ・レプリカ法等との検証の結果、後方散乱波法により内部には欠陥が無いことが確認できた。</p>	<p>・クリープ損傷(クリブポイド、組織変化)等</p>  <p>図9 試験結果1 (10MHzのLSAW法)</p>	<p>・石油・石油化学プラント ・火力発電プラント</p>	<p>・クリープ損傷を非破壊的に評価することが可能であり、定期点検等にて確認することで運転条件等への反映が可能。</p> <p>・板厚方向のクリープ損傷程度が把握でき、交換時期等の推定が可能。</p>  <p>図12 試験結果4 (1) 横断断面方向に於ける後方散乱波法</p>																																								
4	漏洩弾性表面波(LSAW)による材料表面の微細粒界侵食の検出(第1報)水浸限界角法の適用	横野 泰和 松原 重行 長野 芳浩 今中 拓一	非破壊検査第, Volume 51, No.5, 2002	<p>原子力発電所を含む多くのプラントで、オーステナイトステンレス鋼の粒界応力腐食割れ(IGSCC)が報告されており、IGSCCの検出はプラントの健全性確保に重要となっている。IGSCCの初期段階は、数十μm程度の粒界侵食であり、一般的なPTやUTでは検出が不可能である。よって、表面波を適用し、微細な粒界侵食を検出する。</p> <p>(原理) 表面波の伝播特性は、材料の微細構造に非常に敏感に影響を受けることを利用して、割れに至る前の微細な粒界侵食を検出する。表面波としては、水浸法により超音波を斜め入射させた時、臨界角で発生する漏洩弾性表面波(LSAW)を用いる。損傷部では、超音波の音速が低下し、信号の振幅が低下することにより識別する。</p> <p>(特徴) ・セラミックス材等の探傷方法として検討が行われており、数十μm程度の表面傷が検出可能とされている。 ・通常のPT及びUTで検出できない表面傷の検出が可能。</p> <p>(検出性能) ・SUS304の試験体で20~300μmの侵食深さに対して、損傷部とその他の部分が明確に識別可能(平面色調表示)。</p>	<p>粒界応力腐食割れ(IGSCC)</p>	<p>・原子力発電プラント ・石油精製/石油化学プラント ・オーステナイトステンレス鋼使用部位</p>	<p>・本方法により割れに至る前の微小割れが検出可能なため、本検査を行うことにより、破損確率が低減する。</p> <p>・IGSCCのような損傷が主たる破損原因の場合には、本方法でどの程度の割れが検出可能かによって検査間隔等を決める。</p>  <p>Condition of sensitization Temperature: 650°C Aging time: 0.5, 2, or 20h Depth of micro cracks: 20~300 μm</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>T.P.No.</th> <th>Condition of sensitization</th> <th>Corrosion Time</th> <th>Depth of IGC 10⁻⁴m</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>LA</td><td></td><td>5h</td><td>0~5</td></tr> <tr><td>LB</td><td>923K, 0.5h</td><td>18h</td><td>12~20</td></tr> <tr><td>LC</td><td></td><td>50h</td><td>50~70</td></tr> <tr><td>MA</td><td></td><td>8h</td><td>30~50</td></tr> <tr><td>MB</td><td>923K, 2h</td><td>12h</td><td>90~110</td></tr> <tr><td>MC</td><td></td><td>20h</td><td>210~250</td></tr> <tr><td>HA</td><td></td><td>4h</td><td>50~60</td></tr> <tr><td>HB</td><td>923K, 24h</td><td>7h</td><td>160~200</td></tr> <tr><td>HC</td><td></td><td>18h</td><td>350~450</td></tr> </tbody> </table> <p>Amplitude: 15, 14, 13, 12, 11, 10, 9, 8, 7, 6, 5, 4, 3, 2, 1, 0 (High to Low)</p> <p>Incident angle, θ: 31deg, 35deg</p> <p>Test specimen: EA, EB, EC</p> <p>試験体形状: 100x100x100</p> <p>試験結果</p>	T.P.No.	Condition of sensitization	Corrosion Time	Depth of IGC 10 ⁻⁴ m	LA		5h	0~5	LB	923K, 0.5h	18h	12~20	LC		50h	50~70	MA		8h	30~50	MB	923K, 2h	12h	90~110	MC		20h	210~250	HA		4h	50~60	HB	923K, 24h	7h	160~200	HC		18h	350~450
T.P.No.	Condition of sensitization	Corrosion Time	Depth of IGC 10 ⁻⁴ m																																												
LA		5h	0~5																																												
LB	923K, 0.5h	18h	12~20																																												
LC		50h	50~70																																												
MA		8h	30~50																																												
MB	923K, 2h	12h	90~110																																												
MC		20h	210~250																																												
HA		4h	50~60																																												
HB	923K, 24h	7h	160~200																																												
HC		18h	350~450																																												

表 4.5.3-1 新規検査技術の調査結果(3/5)

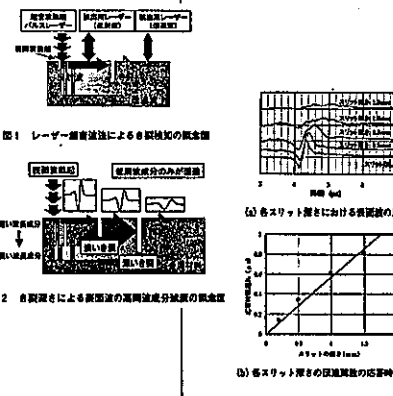
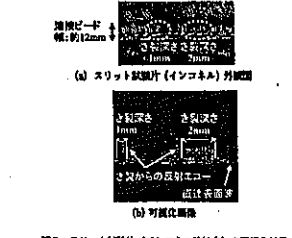
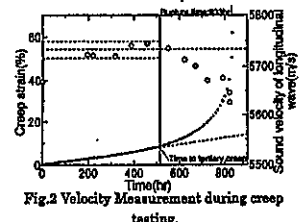
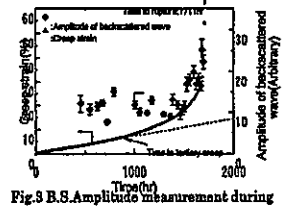
	タイトル	著者	出展	内容	対象欠陥	適用分野	システム規格との対応
5	原子力におけるレーザー超音波の応用	三浦 崇広 黒田 英彦 落合 誠 成瀬 克彦	非破壊検査第, Volume 51, No.4, 2002	<p>原子力発電プラントの予防保全において、き裂発生初期段階(0.1mm オ・ダ-)を発見できればその後の進展が予防可能である。炉内は高放射線環境、形状が複雑、狭い環境等により検査が困難であるが、これらの環境にも適用可能なレーザー超音波の適用が検討されている。特に、酸化被膜や振動環境によるサイジング性能の向上が課題となっている。</p> <p>(原理) パルスレーザー等により表面波を励起し、き裂による反射波を微小表面変位としてレーザー光により干渉計測する。 また、き裂を透過する透過波は、き裂の深さに依存して周波数が変化するため、その変化からサイジングを行う。</p> <p>(検出性能) ・SUS304 鋼の試験片での開口幅 0.1mm、深さ 0.2mm から 1.5mm のスリットに対して、1.5mm の深さまでサイジング可能。 ・SUS304 鋼の試験片での深さ 1.5mm、1mm、0.5mm のスリットき裂に対して、すべてき裂位置および形状の把握が可能。 ・溶接金属等の粗い面でも適用可能。 ・開口幅約 100μm、深さ 5~7mm の模擬 SCC き裂に対して、反射波による SCC き裂の検出が可能。</p>	<p>・SCC き裂 ・スリット</p> 	<p>・原子力発電プラント 等</p>	<p>・本方法により、初期段階のき裂が検出可能と考えられ、本検査を適用した場合には破損確率は低減する。</p> <p>・き裂のサイジング性能が高いと考えられ、き裂進展挙動の評価等の精度が向上する。</p> 
6	超音波による高温クリープ試験中の損傷評価と損傷メカニズムの解明	長野 芳浩 横野 泰和 今中 拓一	第9回超音波による非破壊評価シンポジウム 講演論文集	<p>高温機器に対して非破壊的にクリープ損傷がモニタリングできれば、定検毎の余寿命評価より精度よく、寿命直前までの使用が可能となる。クリープ損傷のモニタリング技術として超音波法が検討されている。</p> <p>(原理) ・検査対象の両端面からバースト波を入射し、反射源からの反射エコーと透過パルスの伝播時間差から音速を算出し、音速の変化により、クリープ損傷を検知する。(音速計測) ・検査対象の端面からパルス波を入射し、反射エコーのモニタリングにより超音波波形を採取する。この結果から波形特徴量の抽出を行い、損傷度の評価を行う。(後方散乱波計測)</p> <p>(検出性能) ・1.25Cr-0.5Mo 鋼に対して、第3期クリープの開始点(時間損傷比 0.6 以上)から明瞭に音速は低下する。 ・後方散乱波計測では、時間損傷比 0.8 意向で急激に変化。 ・上記により、寿命比の 60% あるいは 80% が検出可能。</p>	<p>・クリープ損傷</p> 	<p>・石油・石化プラント ・火力発電プラント 等</p>	<p>・クリープ損傷の検出が寿命比の 60% あるいは 80% であり、余寿命の監視には適用困難と考えられる。</p> <p>・クリープ損傷のモニタリング手法として、破断直前は検出可能であり、補修時期の決定等には適用可能と考えられる。</p> 

表 4.5.3-1 新規検査技術の調査結果(4/5)

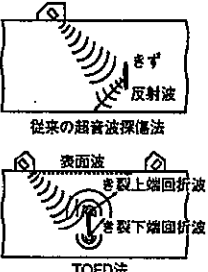
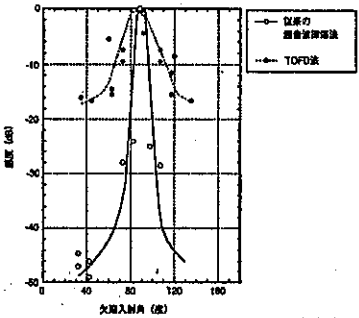
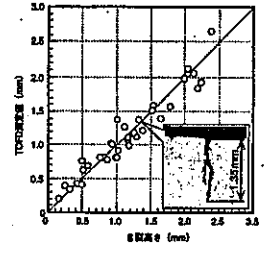
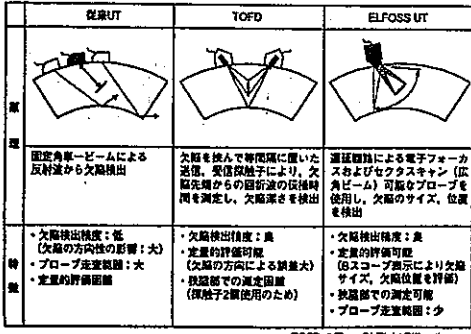
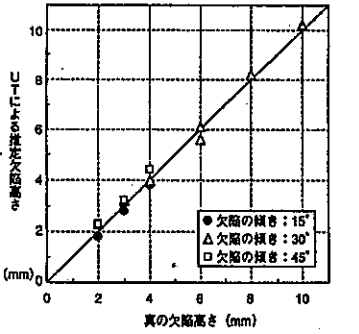

	タイトル	著者	出展	内容	対象欠陥	適用分野	システム規格との対応
7	ボイラへの TOFD 法の適用事例	今本敏彦 橋本貴雄 岩本啓一 西村宣彦	火力原子力発電, Vol.52, No.5, 2001	<p>経年発電プラントの継続運転には、精度の高い寿命診断技術が重要となり、欠陥寸法測定精度を改善する方法として、TOFD (Time of Flight Diffraction) 法の適用が進められている。</p> <p>(原理) 検査対象に超音波を入射し、き裂の先端部で発生する回折波を利用する。検査対象表面を進行する波とき裂先端からの回折波の進行時間差を計測する。</p> <p>(検出性能) ・低合金鋼の腐食疲労き裂に対して、±0.2mm でき裂高さの測定が可能。 ・微弱波による検出であること及び欠陥入射角に対する感度変化が小さいため、溶接部のクリープ損傷の検出が可能。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・腐食疲労き裂 ・(溶接部の)クリープ損傷 ・熱疲労き裂 ・溶接部の疲労き裂 	<ul style="list-style-type: none"> ・火力発電プラント等 	<p>・初期き裂やクリープ損傷等の微小な欠陥が検出可能であり、破損確率の低減が可能である。</p> <p>・サイジング精度に優れるため、き裂進展評価時等での検査による不確定性が低減する。</p>
 <p>図3 従来の UT と TOFD 法の比較</p>	 <p>図7 従来の超音波探傷法と TOFD 法における欠陥入射角と感度の関係</p>	 <p>図8 腐食疲労き裂の高さと TOFD 測定値の関係</p>					
4.5-47	ボイラの最新予防保全技術	小山輝夫 山口恵三郎 木村敏三 石徳英明	火力原子力発電, Vol.53, No.7, 2002	<p>火力プラントで損傷の多い大径管溶接部及び伝熱管について、高効率・高精度な検査手法の開発が行われている。</p> <p>1. 大径管溶接部 大径管溶接部では、管内面や肉厚中央でき裂の発生が確認されたため、内部き裂を定量的に検査できる手法として、電子フォーカスセクタスキャン超音波探傷法を開発した。</p> <p>(原理) 振動子の励振タイミングとタイミング時間により、焦点深度と偏向角を調整し、広角スキャンにより分解能と検出精度の向上を図る。欠陥のサイズと位置が検出可能。</p> <p>(検出性能) 精度は TOFD 法と同等以上で、肉厚内部の 2mm 以上の欠陥を高精度で検出可能。</p> <p>2. 伝熱管内面 伝熱管内面は減肉等が生じるが、狭あい部のため管外面から肉厚測定及び探傷を行っており、検査効率の改善が必要であった。これに対して、超音波水浸法によりマルチセンサにて欠陥の探傷、計測を行う方法を開発した。</p> <p>(原理) フィン管やリブ管等によって異なるが、マルチセンサにより探傷範囲を拡大する。</p> <p>(検出性能) ・φ20～50mm の管に対して、欠陥検出限界 0.5mm、肉厚測定精度 0.1mm が可能。 ・リブ管に対して、肉厚測定精度 0.2mm、肉厚測定速度 2m/min が可能。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・大径管溶接部の内部き裂 ・伝熱管内の減肉及び疲労き裂 	<ul style="list-style-type: none"> ・火力発電プラント等 	<p>・き裂等の欠陥がより精度よく検出可能であり、検査結果に基づく定検インターバルの延長等に有効である。</p> <p>・き裂、減肉等が精度よく検出可能なため、本方法を適用することにより、設計段階での安全率の低減等が可能。</p> <p>・狭あい部等のアクセスが困難な箇所への適用を考慮した手法であり、検査範囲の拡張等が可能。</p>
 <p>表1 超音波探傷法の比較</p>	 <p>図3 ELFOSS UT の測定精度評価</p>	 <p>【腐食減肉】 【高力腐食割れ】</p> <p>写真2 フィン管の損傷事例</p>					

表 4.5.3-1 新規検査技術の調査結果(5/5)

	タイトル	著者	出展	内容	対象欠陥	適用分野	システム規格との対応
9	水蒸気酸化スケール厚さ計測によるボイラ過・再熱器管のクリープ余寿命評価	服部 健司 篠原 伸夫 杉田 雄二	火力原子力発電, Vol.53, No.1, 2002	<p>火力発電プラントにおいて、保守費用の削減を目的に更新時期の判定等のための簡易で正確な診断手法の開発が進められている。過・再熱器の酸化スケールの厚さを非破壊的に測定し、管メタル温度やクリープ余寿命時間を推定する手法が開発された。</p> <p>(原理)</p> <p>クリープ破断試験データ等により、スケール厚さとクリープ破断強度の関係を求め、非破壊検査(超音波法)による管内面のスケール厚さからクリープ残存強度を推定する。</p> <p>(検出性能)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・管材内とスケール内の音速の違いにより、スケール厚さの測定精度は顕微鏡観察値の$\pm 10\mu\text{m}$。 ・材料強度のばらつきを考慮したクリープ破断強度評価式による推定ラーソンミラー値(80%強度による推定値)は、すべてクリープ破断試験 LM 値以下であり、安全側である。 	クリープ損傷	・火力発電プラント 等	

4.5.4 モニタリング技術に関する検討

検査技術と同様に、適切なモニタリングの導入により、検査の合理化あるいは設計裕度の合理化が可能になると考えられる。ここでは、システム化規格での裕度交換の幅を広げることを目的として、モニタリング技術の調査を行った。

調査結果を、表 4.5.4-1 に示す。[4.5.4-1～5]

(1) モニタリングによる検査対象

モニタリングによる検査対象としては、以下のような項目がある。

① 疲労モニタ

原子力発電プラントでも長寿命化に向けて、疲労モニタの開発・導入が進められている。疲労モニタに関する報告は多数示されている。その手法としては、プロセス量である温度、圧力及び流量等を測定し、そのデータを計算機に入力して疲労係数を算出するものである。実質的には計算機に疲労係数の算出式がインプットされており、温度等の保守性は緩和されるものの、評価法に含まれる保守性は実質的に設計時と同様である。

② 材料の熱脆化及び中性子脆化

材料は熱及び中性子照射により脆化するため、告示 501 号でも監視試験片を設置することが規定されている。熱脆化や中性子脆化の計測方法としては、材料に高周波磁界を与え、渦電流分布により材料劣化を計測するものである。この際、材料の物性値である誘電率や透磁率の変化を渦電流の変化として計測している。本手法は、材料の劣化を直接計測する手法である。なお、実験室規模ではその有用性が確認されているが、実機適用例はなく更なる検討が必要と考えられる。

③ 容器、配管等の減肉

腐食等により容器、配管の減肉が生じ、強度低下あるいは破損に至るため、特に伝熱管等で減肉測定が行われている。本手法は、超音波探傷法を用いて減肉測定を行うものであるが、モニタリングに用いるため高温(300～350℃)で計測可能な超音波探傷法が開発されている。現状は軽水炉のモニタリングとして開発されたものであり、高速炉ではより高温となるため、さらなる開発が必要となる。

④ ポンプの振動

強度的な破損の防止のみでなく、機器の作動状況を把握し、機能喪失のモニタリングの技術も開発されている。ポンプの振動をモニタリングし、異常時には振動の変化を感知する。本方法により、運転員への情報支援、定期検査計画や補修計画の最適化が可能

となり、緊急時の対応性向上などの効果も得られる。

⑤ 微小き裂及びクリープ損傷

微小き裂及びクリープ損傷に対しては、(1)に示したように超音波を用いた方法により検出が可能である。微小き裂やクリープ損傷は微弱信号等を感知できる高精度な検査手法が必要であるが、これらをモニタリングに活用するには、運転中のノイズ等により正確な検出ができない可能性がある。また、クリープ損傷については、表 4.5.4-1 の 6 項にモニタリングへの適用が示唆されているが、加速クリープを検知するものであり、適用には課題があると考えられる。

表 4.5.4-1 モニタリング技術に関する調査結果 (1/3)

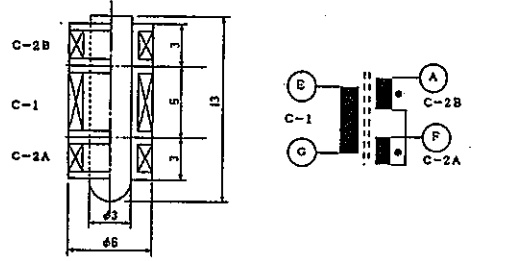
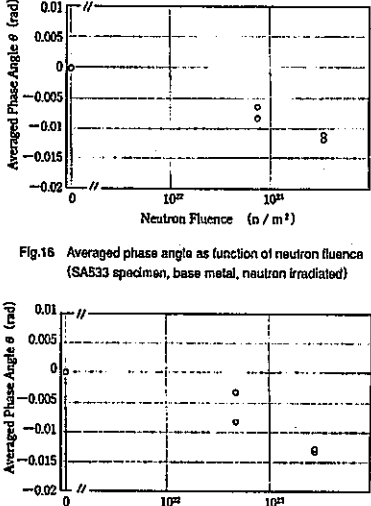
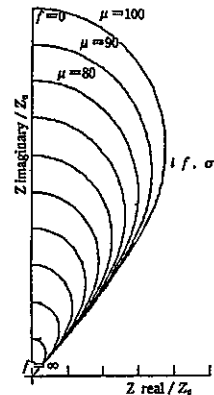
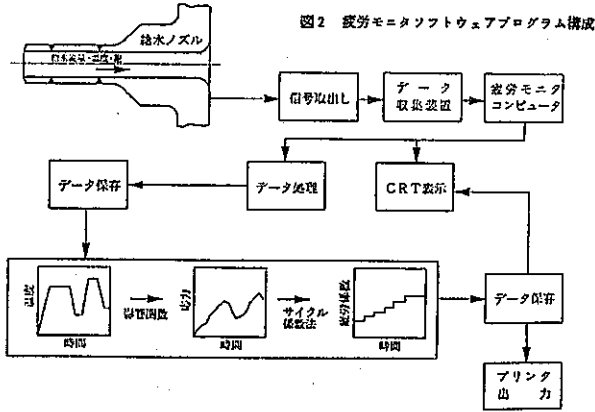
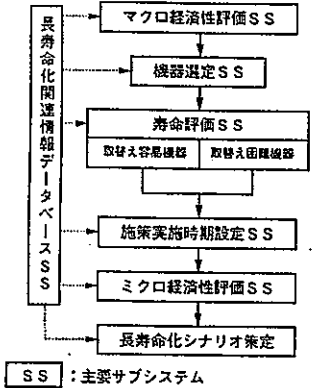
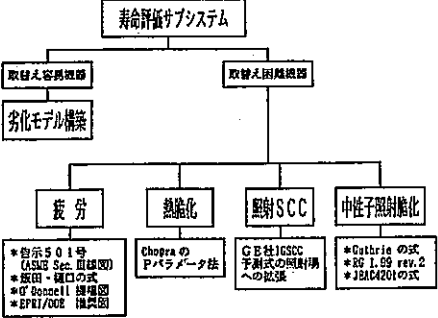
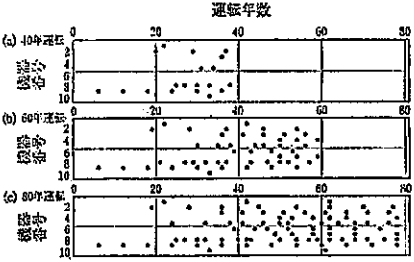
番号	測定方法の概要	検査対象	測定精度	適用事例	導入によるメリット (期待される効果)	その他の知見
1	<p>材料が劣化すると誘電率、透磁率等の電磁気的な物性値も変換するためコイルにより外部から加えられた高周波磁界により材料中に発生する渦電流の分布が変化する。 周波数を一定に保ったまま透磁率を変化させた場合、インピーダンスが変化する。 励磁コイルの両側に検出コイルを比較方法で巻いた外形 6 mm、長さ 13 mm のプローブ型のコイルを試験面に立てて測定した。 インピーダンスは周波数によって支配されることから周波数を変化させたときの複素平面における出力電圧の全軌跡を求め、これから誘電率や透磁率の効果をリフトオフの影響を分離することにより、最も広角的に材料劣化の状況を確認することができると考えられる。</p>  <p>Fig. 2 Mutual induction, self differential coil</p>	<p>原子炉圧力容器用低合金鋼の疲労及び照射脆化</p>	<p>記載なし</p>  <p>Fig. 16 Averaged phase angle as function of neutron fluence (SA533 specimen, base metal, neutron irradiated)</p> <p>Fig. 17 Averaged phase angle as function of neutron fluence (SA533 specimen, weld, neutron irradiated)</p>	<p>試験体では実験済み (実機適用例はない)</p>	<p>渦電流測定による熱脆化の検出方法は、装置及びセンサーが軽量小型であり、非接触で試験でき、記録性も優れているため制限の多い作業環境でも使用できるのできわめて有望である。</p>  <p>Fig. 1 Impedance curve of infinite length coil having ferritic bar inside</p>	<p>特になし</p>
2	<p>給水ノズル部の温度・圧力及び流量のデータを採取し、発生応力の経時変化を計算し、更に疲労計数の計算を行う。計算の順序は、以下の通りである。</p>  <p>図2 疲労モニタソフトウェアプログラム構成</p>	<p>主に熱疲労負荷が対象 (熱負荷を、信頼性高く且つ正確に追跡・評価できる) 原子力給水ノズルの実運転事象に即した応力</p>	<p>教賀発電所1号機(BWR)にて導入済み</p>	<p>設計ベースの疲労評価は多大の労力を時間を要し、過度に保守的な疲労評価となるが、原子炉圧力容器疲労モニタは実際のプラント運転の影響を正確に評価するためのデータベースを最小の労力で構築することを可能にしている。</p>	<p>本結果をもとに将来の累積疲労計数の上昇傾向をより精度良く予測することができる。</p>	<p>本結果をもとに将来の累積疲労計数の上昇傾向をより精度良く予測することができる。</p>

表 4.5.4-1 モニタリング技術に関する調査結果(2/3)

番号	測定方法の概要	検査対象	測定精度	適用事例	導入によるメリット (期待される効果)	その他の知見
3	<p>長寿命化シナリオ策定にあたって必要な手法・手順を計算機上に実現したものであり、6つの主要サブシステムから構成される。</p>  <p>図2 INPLEXの構成</p>	<p>軽水炉長寿命化のための技術上、経済性などの総合的視点からの意志決定</p>	<p>不確か性は 2σ (σ は標準偏差) に相当するものとした。</p> 	<p>(使用しているデータも米國 NUMARC が NRC に提出したインダストリーレポートを要約した情報・データを主体としており、) 実際のプラントでの適用、データ入力は計画中</p>	<p>概略検討が1つのプログラムの中で実行でき、入力や処理が手軽に行え、長寿命化シナリオ等の修正・追加等が容易になる。また課題検討に必要な情報・データを随時参照・引用もできる。</p>  <p>図13 40年・60年・80年運転に対する施策実施時期の比較</p>	<p>今後、現実のプラントのデータを用いて、システムの有用性を検討するとともに問題点を明らかにし、システムの改良・補充をはかる計画である。</p>
4	<p>1. ポンプの振動診断オンラインモニタリング 流体力の影響を除いた状態でポンプ試験体運転中の振動データを分析・蓄積し、計算機による異常診断システム確立のための診断アルゴリズムを作成する。ポンプ振動診断開発の基本的考え方は、以下の通りである。</p> <p>2. 容器・配管類の亀裂・減肉に対する超音波診断モニタリング 高温(300~350℃)用超音波探触子を開発し、探触子からの信号処理装置の開発を行い、高温下における超音波探傷の基礎技術を確立する。</p>	<p>1. ポンプの振動 2. 容器・配管類のき裂・減肉</p>	<p>記載なし</p>	<p>実機オンライン診断技術として有効な技術と判断されたが、まだ実験段階である。</p>	<p>運転員への情報支援、定期検査計画や補修計画の最適化が可能となり、緊急時の対応性向上などの効果も得られる(結果として原子力プラントの信頼性・稼働率の向上に寄与できる)。</p>	<p>今後はこの結果に基づき、実機条件を模擬した確証試験を実施し、診断技術の開発完遂の予定。</p>

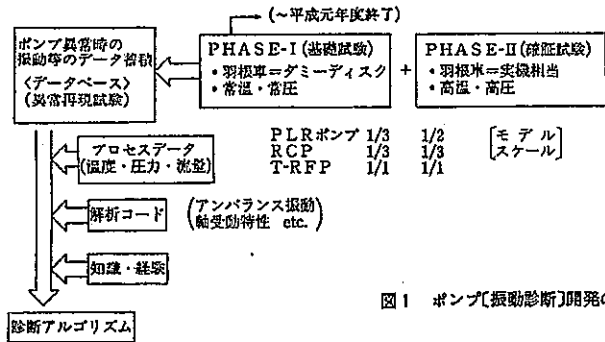
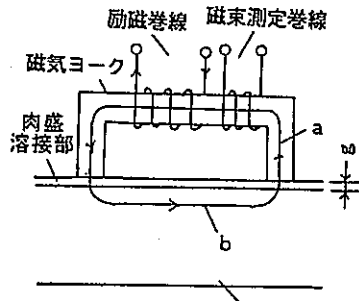


図1 ポンプ[振動診断]開発の基本的進め方

表 4.5.4-1 モニタリング技術に関する調査結果(3/3)

番号	測定方法の概要	検査対象	測定精度	適用事例	導入によるメリット (期待される効果)	その他の知見
5	<p>原子炉压力容器低合金鋼の高速中性子照射による保磁力変化に着目し、原子炉压力容器に磁気的に問いかけ、その磁気的応答を調べることで、原子炉压力容器劣化の非破壊測定が可能となる。(原子炉压力容器低合金鋼部の保磁力の変化に基づく非破壊測定法の原理を示す)。</p>  <p>図 6 压力容器劣化非破壊測定法の原理</p>	<p>原子炉压力容器の劣化 (特に照射脆化)</p>	<p>記載なし</p>	<p>実験段階</p>	<p>今までの压力容器劣化の研究では、劣化と定量的関係づけが難しく決定的手法とはなっていないが、この手法は、より有力で且つ決定的手法となる可能性を持つ。</p>	<p>今後は静磁界解析をベースにした計算機シミュレーションによりその可能性を確認し、更に実用化を目指した本格的な開発へと進む。</p>

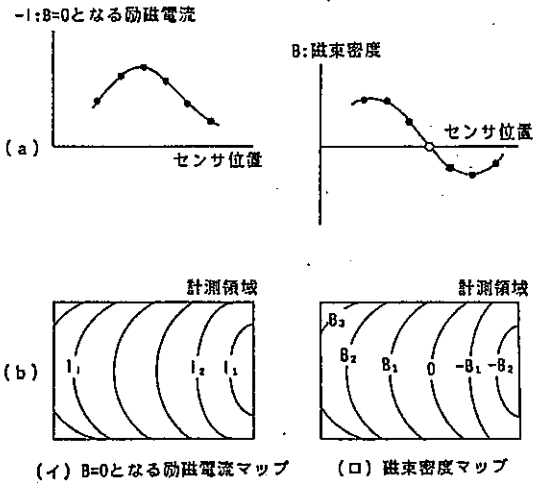


図 12 压力容器表面における計測パターンの例

4.5.5 システム化規格との対応

(1) 各種検査手法のモデル化検討

システム化規格では、裕度交換項目として検査が重要となる。本検討では、製作検査及び ISI に用いられる検査手法について、定性的な傾向を示すことが可能な POD 曲線の組合せを暫定した。この結果により、①検査あり/なし、②どの検査手法を用いるか等の選択肢について、破損確率への影響が定性的に評価可能と考えられる。

また、暫定した POD 曲線により、検出可能な欠陥サイズ等も考慮することが可能なため、検査を考慮した裕度交換の効果が明確になると考えられる。

(2) 検査技術及びモニタリング技術に関する検討

システム化規格では、裕度交換により設計の合理化を狙っている。本検討で摘出した検査技術及びモニタリング技術は、開発段階の技術も含まれており、これらを取り込むことにより検査に対する選択肢が増加し、設計合理化に寄与するものと考えられる。

なお、これらの技術については、今後検査精度等の詳細を把握し、システム化規格に取り入れるための定量化を行う必要がある。

4.5.6 まとめ

システム化規格の部分基準の1つである「検査」について検討を行い、以下の成果を得た。

- ① 各種検査手法について、試験データ及び検査の特徴等を考慮して、欠陥検出確率(POD)の特性を暫定した。定量的には課題があるが、暫定した POD 曲線を用いて、システム化規格での裕度交換において、検査の効果が定性的に考慮できると考えられる。
- ② 最近の検査技術の動向について調査を行い、原子力以外の他分野を含めて新規の検査技術を整理した。具体的な適用方法については、今後の検討が必要であるが、検査の合理化等が期待できる技術を摘出した。
- ③ モニタリング技術の調査を行い、軽水炉及び火力プラント等で適用されているモニタリング技術を整理した。これらの技術を用いて、検査の合理化等が期待できると考えられる。

4.5.7 今後の課題

今後の課題としては、以下が挙げられる。

(1) 各種検査手法のモデル化検討

各種検査手法のモデル化において、今後の課題として以下が挙げられる。

- ① 本検討では、RT、UT 等の検査手法毎に検出確率のモデル化を行っている。実際には、材料や対象欠陥毎に検出確率は異なるため、適用条件を明確にするとともに、材料や対象欠陥ごとに区分したモデル化を行う必要がある。
- ② 検査手順や試験員の技術等の不確定要素を考慮し、これらによる検出確率への影響(ばらつき)を定量化する必要がある。
- ③ POD に関するデータは少なく、本検討では海外の知見を含めて検討を行っている。今後は、国内手順と海外手順の比較等により、国内向けにブラッシュアップする必要がある。
- ④ POD 特性は、種々の条件によって大きく異なることが考えられるため、将来的には各検査手法ごとにデータを蓄積し、定量的に妥当なモデル化を行う必要がある。

(2) 検査技術及びモニタリング技術に関する検討

検査技術及びモニタリング技術において、今後の課題として以下が挙げられる。

- ① 本検討では、新規検査技術及びモニタリング技術を整理したが、検出精度等の詳細について調査を行い、ISI の一環としての適用性を検討する必要がある。
- ② 摘出した検査技術及びモニタリング技術による合理化効果について、削減できる検査や追加となる項目等、具体的な適用方法を検討する必要がある。
- ③ 新規検査技術及びモニタリング技術については、その効果を定量化できるようにモデル化を行う必要がある。
- ④ 本検討では、既存(実機適用済み及び開発段階)の技術を調査/整理しているが、設計ニーズとして生じる技術を摘出し、検討/開発を行う必要がある。

[参考文献]

- [4.5.2-1] P. KAUPPINEN, J. SILLANPAA, "Reliability of Surface Inspection Technique for Pressurized Components", SMiRT 11 Transactions, Vol. G, 1991 [文献番号-1]
- [4.5.2-2] J. R. Rudin, L.C. Wolstenholme, "Development of Statistical Probability of Detection Models Using Actual Trial Inspection Data", British Journal of Non-Destr Test, Vol. 34, 1992 [文献番号-2]
- [4.5.2-3] 村田 光男、相川 康浩、中山 昌久, "構造物の信頼性評価における非破壊検査の役割り", 製鉄研究 No.322, 1986 [文献番号-3]
- [4.5.2-4] 座古 勝, "信頼性評価と非破壊検査法の研究動向", 溶接技術, Vol.41, 1993 [文献番号-4]
- [4.5.2-5] R Halmshaw, "The capability of radiographic inspection", British Journal of Non-Destr Test, Vol. 36, 1994 [文献番号-5]
- [4.5.2-6] Derek J. Sturges, "Approaches to Measuring Probability of Detection for Subsurface Flaws", PaP Summer ASNT Conf. Qual. Test Show, 1994 [文献番号-6]
- [4.5.2-7] J. N. Yang, R.C. Donath, "Inspection Reliability of Component with Multiple Critical Locations", Proc. 14th Symp. Nondestr. Eval., 1983 [文献番号-7]
- [4.5.2-8] J. A. Ogilvy, "Model for predicting ultrasonic pulse-echo probability of detection", NDT E Int., Vol.26, 1993 [文献番号-8]
- [4.5.2-9] "Inspection Reliability of Nortec-30 Eddyscan System", US DOE Report, 1994 [文献番号-9]
- [4.5.2-10] S. R. Doctor, P. Lemaitre, S. Crutzen, "Austenitic steel piping testing exercises in PISC", Nuclear Engineering and Design, Vol. 157, 1995 [文献番号-10]
- [4.5.2-11] "Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant", NUREG/CR-2189, Vol.5 [文献番号-11]
- [4.5.2-12] O. Forli, B. Pettersen, "The Performance of Conventional Ultrasonic and Radiographic Weld Examination", British Journal of Non-Destr Test, Vol. 27, 1985 [文献番号-12]
- [4.5.2-13] S. Crutzen, "The major results of the PISC II Round Robin test",

- [4.5.3-1] 多田 直哉, "電位差法による欠陥及び材質の非破壊評価", 非破壊検査, Volume 51, No. 5, 2002
- [4.5.3-2] 永井 辰之, 兵藤 雅己, 高村 健一, "埋設配管に対する長距離超音波探傷技術の開発", 非破壊検査, Volume 51, No.10, 2002
- [4.5.3-3] 横野 泰和, 長野 芳浩, 四辻 美年, "超音波による加熱炉管のクリープ損傷評価", 非破壊検査, Volume 51, No.10, 2002
- [4.5.3-4] 横野 泰和, 松原 重行, 長野 芳浩, 今中 拓一, "漏洩弾性表面波(LSAW)による材料表面の微細粒界侵食の検出(第1報)水侵臨界角法の適用", 非破壊検査, Volume 51, No.5, 2002
- [4.5.3-5] 三浦 崇広, 黒田 英彦, 落合 誠, 成瀬 克彦, "原子力におけるレーザ超音波の応用", 非破壊検査, Volume 51, No.4, 2002
- [4.5.3-6] 長野 芳浩, 横野 泰和, 今中 拓一, "超音波による高温クリープ試験中の損傷評価と損傷メカニズムの解明", 第9回超音波による非破壊評価シンポジウム 講演論文集
- [4.5.3-7] 今本 敏彦, 橋本 貴雄, 岩本 啓一, 西村 宣彦, "ボイラへのTOFD法の適用事例", 火力原子力発電, Vol.52, No.5, 2001
- [4.5.3-8] 小山 輝夫, 山口 恵三郎, 木村 敏三, 石徳 英明, "ボイラの最新予防保全技術", 火力原子力発電, Vol.53, No.7, 2002
- [4.5.3-9] 服部 健司, 篠原 伸夫, 杉田 雄二, "水蒸気酸化スケール厚さ計測によるボイラ過・再熱器管のクリープ余寿命評価", 火力原子力発電, Vol.53, No.1, 2002
- [4.5.4-1] 前田 宣喜, 山口 篤憲, 杉林 卓也, 河野 克巳, "プローブ型渦電流センサーを用いた原子力発電施設の材料劣化の検出について -その2 原子炉圧力容器用低合金鋼の疲労及び照射脆化の検出", 非破壊検査, Volume 46, No.2, 1997
- [4.5.4-2] 徳永 克巳, 青木 孝行, 坂井 毅志, S. Ranganath, G. L. Stevens, "原子炉圧力容器用オンライン自動疲労モニタ", 火力原子力発電, Volume 45, No. 3, 1994
- [4.5.4-3] 高尾 武, 曾根田 直樹, 酒井 高行, "軽水炉長寿命化のための総合評価支援システム", 火力原子力発電, Volume 45, No.6, 1994
- [4.5.4-4] 原田 徳治, 二木 昌雄, 古瀬 郁也, 小路 達郎, "軽水炉発電設備 運転中診断モニタリング", 火力原子力発電, Vol. 42, No.5, 1991
- [4.5.4-5] 荒 克之, 中島 伸也, 海老根 典也, "原子炉圧力容器劣化測定法の一提案", 電気学会マグネティックス研究会資料, Vol. MAG-93, No.216-223, 1993

5. 結言

システム化規格の本年度の検討で得られた成果は以下の通り。

(1) システム化規格の検討の方向性

- a. 原子力分野で長年の経験を有する専門家で構成されるエキスパートパネルを設置し、システム化規格開発の方向性を検討するための例題を設定した。
- b. 上記の例題に関して、現在システム化規格の開発に直接携わっていない原子力、火力、航空宇宙等の設計経験者にアンケート調査を行った結果、①目標とする品質レベルに応じて異なるグレードの設計を行う、②同じ品質レベルを多様な選択肢の異なる組合せで実現する、すなわち、裕度交換を実現する、というシステム化規格の基本的な概念がこれらの設計経験者によって支持されることが分かった。
- c. 上記の例題と同様の条件で数値計算手法(モンテカルロ法及び β 法)を用いて信頼度(破損確率)の定量評価を実施した結果、経験者の感覚と矛盾のない結果が得られた。これらの手法は、今後専門家による細部の詰めが必要であるが、基本的にシステム化規格の検討のツールとして有効であることが分かった。
- d. システム化規格を開発する上で必要となる用語の考え方、定義について検討を行い、今後の検討の基になると考えられる定義を定めた。

(2) 要素技術の開発

- a. 荷重条件に関して、熱荷重想定法の不確定要因について検討し、計算誤差を考慮に含めて発生応力の確率分布を求める手法を提案した。さらに、この手法により計算誤差の傾向を検討した上で、手法の実用性について検討した。
- b. 材料に関して、ミルシート等の品質管理を区分することによるメリット、規格値の確認のために必要になる以外の付加的な試験を実施することのメリットを検討した。これらは、プラントライフサイクル全体を考えると、供用期間中検査の合理化などのメリットを有する可能性があることが分かった。
- c. 破損の定義に関して、既存のデータを検討することにより、膜曲げ比(曲げ応力/膜応力)が10以下では膜曲げ比がき裂進展速度に及ぼす影響が大きいが、10以上ではこの影響は小さいことを明らかにした。さらに、平成13年度検討した疲労き裂の発生と進展を分離した評価モデルをより使いやすくするために、全ひずみベースで定式化を行った。また、補修の効果を取り入れた信頼度評価法を構築する一助として、疲労試験の途中で表面き裂を削

除する試験を行い、寿命の延伸効果を明らかにした。

- d. 製作・据付に関して、溶接を中心に検討を行い、溶接工法についてシステム化規格の選択肢となりうる項目を整理した。これらの項目には溶接方法、継手形状、食い違い、余盛高さ、溶接士の資格等が含まれる。さらに、耐圧試験に関する考え方を整理した。
- e. 検査技術に関して、UT、RT、PT、ECT等各種の検査手法について、文献調査等に基づき、欠陥検出確率(POD)を欠陥の大きさの関数として定式化した。これを、例題検討に活用した。さらに、最近の検査技術の動向について調査を行い、検査の合理化につながり得る技術を抽出した。また、モニタリング技術の調査を行い、軽水炉及び火力プラント等で適用されているモニタリング技術を整理した。

付 録

経験豊富な設計者へのアンケート依頼

2003年1月27日

関係各位

システム化規格に関わるアンケートのお願い

1. はじめに

火力・原子力プラント機器の設計規格といたしましては、米国の ASME Boiler & Pressure Vessel Code が著名であり、わが国の原子力用プラント機器も ASME 規格を参照して作成された国内規格(例えば告示501号)を用い設計されております。

このような原子力関連の規格・基準体系を俯瞰してみますと、製作、検査、据付、ISI、保守といった設計・製作の各段階で個別に自己完結的な規定が設けられおり、そのため総合的には過度な保守性を持つ体系になっていると考えられます。この過度な保守性を適正化するとともに、総合的に適切な信頼度を確保したうえで、設計・製作などに関する技術的選択肢の自由度を増やそうとする新概念が現在提案されています。(本概念に基づく新規格体系「システム化規格」の詳細については、添付1として内容を記した資料を添付いたしましたので、そちらをご参照願います。)

一方、このような新たな概念に基づく規格の開発にあたっては、原子力・火力・化学プラントなどの諸分野でご活躍なされている経験豊富な方々から、経験に基づくご意見を頂戴し、規格の骨格を形成していくことが質の高い規格を構築していく上で、必要不可欠であると考えております。

そこで、ある要求信頼度を満たす製品は、どのような技術的選択肢の組合せにより設計・製作されるのかという問題に対し、国内の技術者にアンケートを実施し、規格作成に反映しようと考えました。本アンケートは、そのような趣旨に基づき制作いたしました。皆様方におかれましては、ご多忙のことと思いますが、本アンケートにご協力をお願い申し上げる次第であります。

2. アンケートの内容

(1) 例題

添付2に詳細を記載いたしました『配管のエンドキャップ』を要求される信頼度にあわせ、どのように設計するかというのが、本アンケートに採用した設計上の例題であります。

添付2では、便宜上、概ね2段階の設計段階に区分いたしました。

エンドキャップの構造形状を決定する段階と製作・検査・保守に関する技術的選択肢を選定する段階です。

第1の段階では、構造の概略を図示していただきたいと思っております。構造形状、接合部の有無、接合方法や溶接工法の種類をどのように選定するか、添付2についております回答用紙に記載してください。

第2の段階では、材料・製作・検査・保守に関する技術的選択肢をどのように設定するか、お答えいただきたいと思っております。回答の手間を省くために、当方で添付3のような選択肢を設定いたしましたので、そちらを参考に選択していただければと思っております。

また、回答用紙には、<関連してご意見をお聞かせいただきたい項目>も用意してありますので、そちらもご一読の上、ご回答に協力いただけますと幸いです。

なお、回答用紙に書ききれない場合は、回答用紙の項目に沿った形で別紙に記載していただいてもかまいません。

(2)前提条件

本アンケートにおいて、現行の規格基準類の遵守は前提と致しません。自由なご判断でご回答をお願いいたします。

(3)アンケート結果の取扱い

お答えいただきましたアンケートの結果は、皆様のご意見を集約の上、後日ご報告させていただきます。

(4)お願いする作業の深さ

本アンケートにお答えいただく上で、何らかの強度計算やデータに基づく定量的な評価を実施していただく必要はありません。経験に基づいて直感的にお答えいただければと存じます。作業量は半日程度を目安としていただければと存じます。

3. 回答先及び締め切り

誠に勝手ではありますが、下記宛てに、2月5日(水)までに Email または Fax にてご回答をお願いできればと存じます。

アンケート回答先:

核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター 森下 正樹

Email: morisita@oec.inc.go.jp

Fax: 029-266-3675

以上

添付資料:

添付1:システム化規格—その基本構想—(朝田先生)

添付2:例題

添付3:選択肢のリスト(参考用)

添付4:エンドキャップ形状のサンプル及び発生応力(参考用)

添付1

システム化規格

—その基本構想—

朝田泰英

1. 概要

将来、国内外でシステム化規格が議論される場合を想定し、議論に統一見解を与えるため、その基本構想を明文化した。

システム化規格とは、規格基準に含まれるの幾つかの技術項目の間で余裕を相互交換可能にすることにより、余裕の重複を避け、過剰な余裕を適正な水準に合理的に設定することを目標とする、柔軟な規格基準体系構想である。

システム化規格の構成は、技術的詳細事項を規定する部分規格と、それらに含まれる余裕を、機器設備全体の総合健全性を考えることにより、最適化する方法を与える管制規格からなる。部分規格は、現在の告示 501 号などの規格基準、更には、その章節項等の規定に相当する技術項目に相当するものであるが、現在の規格基準と異なる点は、技術項目毎に、品質保証水準の異なる選択肢を可能な限り設けることにある。各選択肢の品質保証水準が異なることにより、各選択肢に含まれる余裕の水準が異なる。

機器設備の健全性評価に必要な一連の部分規格群について、各々の選択肢から妥当と思われる選択肢を選定し、選択肢列を作り、その部分信頼度指数を算出する。許容部分信頼性指数を上回る値が得られた場合その構造健全性は保証されたものと考え、その中から場合に応じて製造者、使用者が最適と考える選択肢列を選べるようにする。これによって、余裕の部分規格間での余裕交換と余裕最適化を行う。

品質保証水準は、リスク概念技術に於けるリスクによって定量化することができる。その総合である部分信頼度指数は、選択した選択肢列の生存確率に対応する。

本論文では、生存確率、或いは、リスクを算出することが困難な場合を想定し、部分信頼度指数を相対値で与える簡易法を与えている。この部分信頼度指数の相対値は、経験の深い専門家集団での合議で決定することを提案している。

このシステム化規格は、現段階では基本構想のみであり、これを実現するために必要な研究開発課題と解決の方向を与えている。衆知を集め研究開発に努力すれば、ごく近い将来システム化規格を実用の域に到達させることは可能である。

2. 現在の規格体系における問題点

現在、世界で用いられている構造健全性保証用の規格基準は、幾つかの独立した技術項目から構成されている。例えば、経済産業省告示第501号では、機器区分、容器・配管等の機器ごとの技術規定が記述され、各技術規定は、材料、設計の方法、溶接、検査等の各技術項目に分けられている。

これらの各技術項目は規格構成上では互いに独立しており、各技術項目に関する規定はそれ自身で完結していて、相互に関連させないように作られている。また、各技術項目はそれ自身固有の余裕を与えられており、その余裕も項目毎に独立似設定されていて、各技術項目を単独に適用した場合でも健全性が保証できる体系になっている。

例えば、第1種容器を考えると、規格が構成する技術項目は以下のようになっている。

- * 使用できる材料、その品質、強度保証方法、基本材料強度、設計許容応力値
- * 設計の方法、設計想定荷重、状態分類、応力解析の方法、
- * 溶接の方法、開先、溶接条件、溶接技術者、技能者の資格、溶接検査
- * 試験検査、耐圧、漏洩試験の方法、非破壊試験、

容器の製造に当たって、当然ながら、これら各規定の要求事項を全て満足しなければならない。問題は、これらの諸規定それぞれが、多少なりとも、固有の余裕を含んでいることである。以下に、その例を幾つか示す。

* 材料の規格最小強度

告示では第1種容器に使用できる材料が指定されている。その各材料に対して、化学成分、熱処理条件、試験片採取方法、その他の項目が規定されているだけでなく、当該材種の規格最小降伏強度 S_y と規格最小引張り強度 S_u の値が各温度で規定されており、製造された材料はこの値より高い試験強度値を持っていなければ使用できない。

ところで、この規格最小強度値は、過去に製造された同材種の材料の幾つかのチャージについて試験を行い、得られた値の最小値を用いて定められたものである。即ち、チャージ間ばらつきの最小値を基に定められているのであり、過去製造された当該材種の最も悪いものを基準としている。通常使用される材料の強度の実績値はこの規格最小強度値より高い。しかし、この差は考慮されおらず、表に現れない余裕になっている。

更に付言すれば、この規格最小強度値はその材種が規格に登録された当時の材料で測定されたものであり、場合によって半世紀昔に定められたものもあり、その後の技術進歩により当該材種の信頼性は大幅に改善されたものもある筈であるが、その事情は考慮されず、この値が見直しされたこともない。ここにも余裕がある。

材料の設計許容応力はこの規格最小強度値を安全率で除して定められ、この安全率には材料の信頼

性も考慮に入れて設定されている筈であるから、上に例示した余裕の相当部分は、いわば過剰余裕と考えることができる。

* 設計条件と基本板厚の決定

容器胴一般部の板厚は設計圧力と設計温度に基づき定められる。設計温度、設計圧力はその容器の許容期間中に経験するであろう温度、圧力の最高値を下回らない様に定められる。従って、実際には発生しない極めて稀な事象の温度、圧力よりも高い値に定められる事になる。

基本板厚は、設計温度に於ける設計許容値 S_0 を用い、設計圧力に対して薄肉円筒の内圧公式を用いて算出される。ここで許容値 S_0 は $\text{Min}\{S_y/1.6, S_u/4\}$ で与えられる。1.6、4.0 は、それぞれ、 S_y 値、 S_u 値に対する安全率である。

一方、運転状態で使用される設計許容値は $S_m = \text{Min}\{S_y/1.5, S_u/3\}$ であり、当然ながら、 S は S_m より小さいから、この方法で定められる基本板厚は S_m で定める場合より厚くなる。1.5、3.0 はこの場合の安全率である。

この基本板厚決定の手順は、温度、圧力、設計許容値の3点で余裕を含んでいる。因みに、基本板厚決定に S_0 値を用いることは、告示の基本となった ASME Section III が制定された 1963 年当時、火力ボイラー基準である Section I の実績に基づいて定められたものである。Sec. I と Sec. III では、応力解析の方法、状態分類、設計想定荷重の設定、材料、試験検査、等多くの項目で技術規定が相違し Sec. III がより余裕を持たせる規定になっているにもかかわらず、経験の少ない新機種である事を理由に極めて保守的に設定され、その後半世紀を経ているにもかかわらず見直されていない。

上の2例は、告示の規定が技術項目の全てに於いて、

- * 個々の技術項目に含まれる不確定要素に対して、その個々の全てを保守側に判断する。
- * 技術進歩、実績の蓄積の結果、不確定要素が減少し、或いは、解消されても、この保守性は是正されていない。
- * 個々の要因のみに着目しており、要因全体を見た総合的な判断を行う余地を与えていない。

ことを示している。結果として、個々の設備も、施設全体としても過剰余裕を抱え、多くの場合、過度に保守的になっている。この過度の保守性は、コスト増加を招くだけでなく、次の理由で安全性を低下させている。

- * コスト低減のために技術的合理性の無い、或は、合理性を欠いた行為の発生
- * 過剰なコスト意識による従業者のモラル喪失
- * 結果として安全上の重要さの評価欠如、或は、軽視、甚だしい場合は無視

JCO 事故はこの典型例であるが、この他にも、PNC 東海事業所の不祥事、或は、酷かもしれないが、2F3 再循環ポンプ破損事象の際のプラント停止措置の遅れによる損害の拡大等、幾つかの例を

挙げることができる。例えば、高速増殖原型炉もんじゅにおける二次系 Na 漏洩事象の際、二次系 Na をドレンタンクに落とす操作が遅れ、漏洩を拡大させたが、この理由は、ドレン系統の健全性を過度に保守的に評価していたため、ドレン系統機器の許容使用回数が1回と定められていて、運転員がその使用をためらった事が原因であった事が、調査の結果判明している。構造健全性に過度の保守性を見込むと、この様な形で影響が現れる。

この種事例経験に鑑み、原子力設備の安全性確保には、実績、技術開発、等の結果、技術的合理性が明らかになった場合、過度の保守性を合理的な水準に再設定することを可能にする技術基準体系が必要になる。要するに、技術的合理性を明らかにすることによって経済性向上を追求できる技術基準体系を持つことは原子力設備の安全性確保、向上につながる。

但し、誤解の無いように明確にしておく必要があるが、経験、実績、理論のいずれに於いても技術的な不確定要素は常に存在し、それに対しては、保守的に評価すべきであるのは当然である。問題は、その保守性が過剰であることが明らかになった時、これを是正することができる思想が必要なのである。

3. 剛構造の技術基準から柔軟性のある規格へ

告示 501 号に例をとり先に述べた 2 例で現状の規格の典型的な問題点が示されている。結論を言えば、現在の規格基準は、個々の技術項目に関する記述が、それ自身で完結し、個々に完結した技術項目を積み重ねることによって設備、施設全体の信頼性を保証する体系になっているため、規格基準全体を通してみると、融通が利かない剛い構造になっており、規格基準が具備すべき余裕についても重複が多く、全体として過剰になっている。いわば、剛構造の規格基準体系である。これを柔軟な構造に変更することができれば、製品の経済性向上につながるだけでなく、先の引用例から分かる様に、安全性の向上に寄与する。

先の例で、現在の規格体系における準剛構造の部分を指摘する。

* 材料の規格最小強度の場合

材料の規格最小強度値は、過去に製造された当該材種のうち、最小の強度値を持つチャージの値に他ならない。一方、技術進歩の成果を適用し、成分配合、製造方法、工程管理、試験検査等の技術項目で改良された方法を用いることにより、規格最小強度値を上回る材料を製造することは、現状において可能である。その場合、そのチャージの材料の強度値としてその材料の試験値の最小値を用いることができるようにすれば無駄がなくなる。要するに、個々のチャージ毎に強度値を定め、これに基づいて設計許容応力値を定めることができるようにすれば規格適用の自由度が増し、より合理的な設備が建設できる。

勿論、この方法をとれば、設計時にこれから製造する材料の郷土を予測しなければならないと言う不確定さが発生し、最終的には材料及び設計コストが増加するが、高い強度値を用いる利益がこのコストの増加を上回るなら、実務としてこの考えは採用可能である。

* 基本板厚の決定の例

設計条件は、設備、施設が経験するであろう全ての状態の温度、圧力を包絡する条件として定められる。従って、最高温度が発生する状態（時刻と考えても良い）と最高圧力が発生する状態（時刻）は、一般には一致しない。従って、基本板厚決定の際、両者が同時に発生すると考えているのは過度に保守的な仮定である。

この過剰余裕を削減する方法として、基本板厚設定の条件を、圧力は設計圧力まで、温度は設計温度までの範囲で、使用条件に基づく圧力と温度の組み合わせを与えるようにする。各組み合わせ毎にその温度の設計許容値により板厚を算定し、この中で最大の板厚を基本板厚とすればよい。板厚算定の手間はこれまでの方法より増すが、板厚はこれまでの方法で定めるより薄くなる。要は、手間と効果のどちらをとるかであるが、それは設計者、製造者等、ユーザーの選択に任せるべきものであり、規格基準で一律に定めるべきものではないと考える。

又、原子力設備の設計に際しては、荷重の種類、大きさ、発生頻度等を、実績に基づいて把握した上、これを越えることの無いよう運転管理が行われている。更に、荷重の大きさ、作用回数、苛酷さについて、これに余裕を持たせて設計荷重を定めており、この荷重予測方法は火力とは異なる。にもかかわらず、基本板厚算定の許容応力値に火力並みの S_0 値を用いていることは、荷重予測、運転管理の正確さを無視しており、ここにも過剰な保守性が含まれている。

設計の前提は、不確定要因に対してどれだけの余裕を見込むかにあり、ここで過剰な余裕、過度の保守性を採用すれば、設計の自由度は減少し、合理的な設備にはならない。要は、この例の場合、設計の前提事項の不確定さが減るほど板厚も薄くなることを可能にする考え方を如何に構築するかにある。

4. 余裕の交換による柔軟性の付与

上に説明した基本板厚決定の例は、規格の柔軟性を合理的に増加させる一つの考え方を示している。即ち、設計圧力、設計温度を用いて基本板厚を算定する代わりに、板厚算定のための温度圧力の組み合わせを考えた。いわば、板厚算定的前提条件を見直し、ここに含まれる余裕を削減することによって板厚を薄くする事を考えた。

この例は、いわば、前提条件に含まれる余裕を板厚に含まれる余裕と交換したことに相当する。この例のように異なる技術項目の間でそれぞれに含まれる余裕の交換ができる規格とすれば規格としての柔軟性は増加するであろう。

余裕の交換によって設計の自由度向上が可能な例を以下に示す。

* 設計許容応力と部品交換の組み合わせ

供用期間が 30 年である設備の部品を考える。この部品は繰り返し荷重を受けるとする。通常の疲労設計では、設計疲労曲線から 30 年間の繰り返し数に対応する許容応力振幅を定め、発生応力が

これを下回るように設計する。

ここで、設備の供用期間 30 年の全期間を通じて同一部品を使用し続ける代わりに、途中で部品を交換することを考える。許容応力振幅設定の繰り返し回数が減少するので許容応力振幅を高く取れるから、部品の軽量化が可能であり、品質を合理的に下げる事が可能になる。問題は交換に要するコストと高品質の重量部品を使用するためのコストとの比較であるが、いずれを取るかは状況次第であり、使用者、製造者等当事者の選択に任せ、規格としては介入しないようにする。

* 材料の品質と安全率の交換

SM500 を使用し部品を製造する場合を考える。現在、告示では SM500 の設計許容値 S_0 は温度毎に一意的に定まっているので、規格計算で定まる部品の板厚は一意的に決まる。

一方、SM500 の価格は、ミルシートを要求するか否か、材料検査の種類と程度、検査項目と検査を行う工程等、幾つかの要素によって異なり、従って品質も異なる。Sy 値、Su 値もチャージ毎に異なる。これらは材料としての余裕となっている。

そこで、高品質になるほど設計許容値を高く取れるようにすると設計の自由度が増し合理的な製品を製造することができる。例えば、

- * ミルシート付き、検査は JIS 規定に更に追加し様で行われている場合、Su に対して安全率 3.0
- * ミルシート無しであるが、検査は上と同じである場合、Su に対して安全率 3.5
- * ミルシート無し、検査は JIS 規定だけの場合、Su に対して安全率 4.0

この例でも、各場合で材料の価格が異なる。材料コストと製品のコストの比較でいずれをとるかが決まるが、その判断は場合によるものであり、使用者、製造者が状況を考慮して選択できるようにする。

5. 余裕交換方法の一般化

これまで幾つかの例を引いて説明してきた事柄を要約すれば以下のようなになる。

- * 安全性を重視し過ぎて余裕を過剰に与え過ぎると、結果として、安全を損なう。
- * 原子力設備の安全性と経済性を向上させるために、機器、設備、施設の合理的な設計、建設、運用を目指す必要がある。
- * そのために、合理性を追求できる規格基準体系を必要とする。
- * 合理性を追求するための方法として、規格基準を現在より柔軟な体系に改革することが考えられる。
- * 柔軟な規格基準体系は、互いに独立した技術項目の個々に含まれる余裕を、相互に交換できる組織的な体系に改変することによって可能である。

即ち、これまでの規格基準は、幾つかの、記述が独立した技術項目、技術規定の集合であって、各項目、規定ごとに自己完結し、従って、個々の項目、規定ごとに固有の余裕、保守性を持たせることによって、機器、設備、或いは、施設の安全性と信頼性を保証してきた。しかし、機器、設備、施設全体を通して考えると、この方法では全体の余裕は個々の余裕の集積になって、結果として、極めて大きな過剰余裕を与えてしまう可能性がある。

これを避けるために、各項目、規定に含まれる余裕の相互交換を可能にする規格基準体系を創造することによって、規格基準に柔軟性を与え、機器、設備、施設の設計、建設、運用に際して合理性の追及を可能にする方法を実現する。これは結果として原子力設備の安全性向上に飛躍的な貢献をするであろう。

そこで、余裕交換方法の一般化を行う事を考える。原子力設備に限らず全ての機器設備に於いて、その計画、製造から供用に到る全過程を見ると、市場調査、基本計画、設計想定、材料選定、設計解析、製造、建設、検査、使用状況の管理、等、その機器設備の構造健全性に関与する多くの項目にわたって検討が行われ、いわば、その全過程の最適化を目指す行為が取られる。従って、規格基準の体系も、製造から供用に到る全過程の最適化を可能にするものとすればよい。

原子力設備に限定して考えると、設計、建設、供用の前提事項は省令 62 号で規定され、設計想定事象が、先ず、定められる。次いで詳細設計に入るが、材料の仕様、設計解析の方法、溶接の方法、試験検査の方法などの詳細が告示 501 号で規定される。監督官庁の規定する使用前検査に合格した後は運転に入るが、運転の方法は監督官庁の認可を受けた運転計画書に従って行われ、又、電気事業法の規定に従って定期検査を受ける。定期検査も、又、監督官庁の認可を受けた定期検査要領書に基づき実施され、所定の官庁検査に合格することによって、次期の運転が許可される。これら一連の技術行為の各項目に於いて、先に説明した余裕が、大なり小なり含まれていることは言うまでも無い。

上の例で、この一連の行為は、省令、告示等の技術基準のほか、計画書、要領書などの許認可文書により規定されている。更には、これらの基礎文書として JIS、JEAG などの規格も含まれる。そこでこれらを一括して、部分規格と総称することにする。

これらの、構造健全性保証に関連する部分規格を互いに連携させ、機器設備の構造健全性を一貫して評価することにより、各部分規格間での余裕交換を可能にし、機器設備全体としての余裕の最適化を追求することを可能にする事を考える。勿論、各部分規格は、さらに詳細な下部規格、規定からなっており、その余裕に関する構造は、部分規格を構成する規格基準の場合と同じであるから、余裕交換の方法は部分規格内部の技術項目、規定、下部規格の項目、規定にも適用できる。

そこで、この考え方を、システム化規格 (System Based Code) と呼ぶことにする。システム化規格の基本概念とは、設計想定事象、材料仕様、設計解析方法、溶接、建設、検査方法等、構造健全性保証に関連する部分規格を連携させ、機器設備、或いは、プラントの構造健全性を一貫して評価する事を可能にする事により、各部分規格の間での余裕交換を可能にし、全体余裕の最適化を図る

うとするものである。

例えば、

- * 材料は低級仕様（例えば、ミルシートを要求しない）とし、その代わりに、設計解析を詳細に行って総合的な品質保証水準を向上させる。
- * 設計安全率を小さくとり、代わりに、使用前、供用期間中の検査を強化し、或いは、常時監視を行って、総合的な信頼性を向上させる。
- * 許容応力を高くし、代わりに、当該機器の使用時間を短縮して、供用期間中交換を行う。

等の方法を採用することを可能にし、これによって、総合的な品質保証水準を下げることなく、設計、建設、施工、検査、運転などの容易化を図りながら、合理的に経済性向上を追求できるようにしようと言うものである。

考えられる部分規格として、設計想定事象（安全設計指針）、材料規格、設計規格、溶接規格、試験検査規格、運転規格、維持保守規格、補修交換規格等、が考えられ、更に、各部分規格を構成する技術項目、規定は、部分規格の詳細部分規格として扱うことができるので、これらも一括して部分規格と呼ぶことにする。

且つ、この例で分かる通り、機器設備の原子力安全性を構造健全性と独立した技術事項として扱う必要は無くなる。安全性、運転継続性等も全て一括して、機器設備の信頼性として扱う事が可能になる。

6. 余裕交換のための最適化の方法

システム化規格とは、部分規格の間での余裕交換を可能にすることにより、規格基準に柔軟性を与え、機器設備の建設、運用における合理性の追求を合理的に可能にすることを目指す規格基準体系である。そのために、余裕交換の合理的且つ一般的方法をもたせる必要がある。

先ず、規格基準と離れて、通常の、設計、建設、検査、運転等の技術行為がどのように行われるかを考える。これまで説明した通り、これらの行為は、互いに独立した、或いは、関連した幾つかの技術項目からなり、その項目は更に幾つかの下部項目からなる集合になっている。

通常、これらの項目には取りうる複数の手段があり、その中から場合に応じて最適の手段を選択する。この選択を各項目ごとに繰り返しながら全体を形成していく。最適の手段を選択する判断基準には、過去の使用経験、規則による制限、研究開発成果、入手、使用の容易さ、価格、作業者の技量、使用した場合の効果等、多数の要素が含まれるが、総括すれば、信頼性と経済性、の2点に集約される。要するに、ある技術項目で取りうる複数の選択肢から信頼性と経済性の観点で最適な項目を選択しているのである。

現在の規格基準は、これら複数ある選択肢の中で唯一つの方法だけを指定し、それ以外の方法を採用することを許していない。それは規格としての簡明さを維持すること、及び、高度の知識と経験を持った専門家でなくてもその妥当性を機械的に判断できる判断基準であることを規格基準に要求してきた結果である。このような規格基準に対する概念が規格基準を融通の利かない剛構造なものにしている。

規格基準を柔軟な剛冷静の高いものに改変していくには、技術項目に於ける複数の選択肢の存在と、それから場合に依じた最適の選択肢の選択が可能ないようにすれば良い。問題は、最適の選択の積み重ねをどのようにして可能にし、且つ、管理可能とするかである。

以下の案が考えられる。

- * 各部分規格に品質保証水準の異なる複数の選択肢を設ける。
- * ある技術行為に関連する部分規準ごとに、それぞれ最適と思われる選択肢を選択できるようにする。
- * 当該技術行為に関連する全ての技術項目に対して、その部分規格の選択された選択肢からなる選択肢列が複数作成される。
- * 選択肢列ごとに、選択された選択肢の品質保証水準に基づいて信頼性指数を求める。
- * 信頼性指数が許容水準を上回る選択肢列は、当該技術基準の要求を満たしていると考ええる。
- * 一般に、選択肢列ごとに経済性は異なるので、使用者は許容水準を上回る信頼度指数を持つ選択肢列の中から、経済性を考慮して最適と考えるものを選べばよい。

従って、問題は、各部分規格、或いは、技術項目に対して、

- 1) どの様な選択肢をどれだけ用意するか
- 2) 各選択肢の品質保証水準をいかにして与えるか
- 3) 品質保証水準から選択肢列の信頼性指数をどのように定めるか
- 4) 許容信頼度指数をどの様に定めるか

にある。これらを実現できればシステム化規格を実現できる。

7. リスク概念の応用

品質保証水準、信頼度指数の定量化のためにリスク概念を応用することが先ず考えられる。即ち、

- 1) 各部分規格に対して選択肢が用意されたとして
- 2) 各部分規格の選択肢の品質保証水準を、それ単独での破損確率とする。即ち、部分規格 I の選択肢 J が持つ品質保証水準 $Q(I,J)$ を、それ単独による破損確率 $R(I,J)$ により、 $Q(I,J) = 1 - R(I,J)$ で与える。
- 3) ある選択肢列が全体で K 項目の部分規格からなるとすれば、その選択肢列の破損確率 R は、

$R = \{1 - Q(1, J1)\}\{1 - Q(2, J2)\}\{1 - Q(3, J3)\} \cdots \{1 - Q(K, JK)\}$ となる。この場合の部分信頼度指数 F を、 $F = 1 - R$ で与える。

4) 許容信頼度指数の決定方法は、上の議論とは別である。別の規格項目で許容値を与える。

8. リスク概念の定性的応用による方法

リスク概念の応用は理論的には分かりやすいが、その品質保証水準、即ち、破損確率を定量的に決定するには多大の労力、時間、データを必要とし、実用上極めて大きな困難を伴う。そこで、リスク概念の思想を尊重しながら、実現可能な半定量的方法を考える。これは ASME などが採用している専門家パネル (Expert Panel) の考え方を応用するものである。即ち、

- 1) 各部分規格に対して選択肢が用意されたとして
- 2) この場合、部分規格 I の選択肢 J の品質保証水準指数 $Q(I, J)$ を相対値で与える。例えば、専門家集団の合議 (専門家パネル) により、品質保証水準が高いと判断される選択肢から順に、点をつける。例えば、選択肢の数が 5 であるとして、水準の高いものから、5, 4, 3, 2, 1 と配点する。この場合、 $Q(I, 1) = 5$ 、 $Q(I, 2) = 4$ 、 \cdots 、 $Q(I, 5) = 1$ である。
- 3) 択肢列の信頼度指数 F を、部分規格の品質保証水準の線形和で与える。この場合の品質保証水準が相対値であって、選択肢列の信頼性を示す絶対値ではないことに留意し、部分信頼度影響係数 $C(I)$ を導入し、異なる部分規格間の品質保証水準を同列で比較できるよう調整する。選択肢列の部分信頼度指数は、 $F = C(1)Q(1, J1) + C(2)Q(2, J2) + \cdots + C(K)Q(K, JK)$ 。部分信頼度影響係数も専門家パネルでの合議により決定する。
- 4) 許容信頼度指数の決定方法は、上の議論とは別である。別の規格項目で許容値を与える。

9. 異なる破損様式に対する配慮

機器設備の構造健全性を評価するには、先ず、破損様式の設定が必要である。これを設定し、その破損を防止する方法を与えなければならない。現在の告示 501 号で採用されている方法は、この点で極めて合理的である。即ち、発生応力を、1 次、2 次、ピークに分類し、各成分毎に防止すべき破損様式を設定する。現在の規格では、

- * 1 次応力に対して、塑性崩壊、或いは、過大な自己成長性の変形による破損の防止
- * 1 次、及び、2 次応力の和に対して、進行性の過大な変形による破損の防止
- * 1 次、2 次、及び、ピーク応力の和に対して、疲労亀裂の発生と成長による破損の防止

の 3 点を規定している。座屈は過大な自己成長性の変形による破損に含まれる。

上の 3 種類の破損様式は、それが発生した場合、結果として設備、施設の健全性、或いは、信頼性に与える影響が異なる。いわば、リスクが異なるので、これらを同一視して部分信頼度指数を決定することは不合理である。即ち、破損様式によって部分信頼度指数が異なる様に評価法を定める必要がある。同時に、最適化を行うために、異なる破損様式の影響を同一の水準で比較できる様にす

る必要がある。

以下の方法を考える。

- * 1次応力 P、1次+2次応力 P+Q、1次+2次+ピーク応力 P+Q+F、毎に、部分信頼度指数、 $F(P)$ 、 $F(Q)$ 、 $F(F)$ を定める。
- * 破損様式を統合した総合信頼度指数 $F(T)$ を次式で与える。 $F(T)=F(P)+A(Q)F(Q)+A(F)F(F)$
- * $A(Q)$ 、 $A(F)$ は、破損様式による機器設備への影響度を同一水準で比較できるようにするための調整係数で、総合信頼度影響係数と呼ぶ。

10. 許容信頼度指数、及び、信頼度影響係数の定め方

1) 許容信頼度指数

許容信頼度指数は現在の設計規格の設計許容値に相当する。得られた部分規格の選択肢列が持つ部分信頼度 F 、或いは、総合信頼度 $F(T)$ が実用上受け入れられるか否かを判断する限界（下限）値である。従って、許容信頼度指数は、現在の設計規格における安全率と同様、客観的、合理的、且つ、合意による工学的判断によって決定する必要がある。

現在の告示 501 号で採用されている安全率は、非原子力分野で使用される圧力設備の使用実績に基づき、関連する諸技術情報を総合した工学的判断によって定められており、その基は、ASME 規格委員会での合意による決定にある。

許容信頼度指数も、これと同様の手続きにより衆知を集めて決定しなければならない。その決定の過程は、ASME 規格委員会と同様、公正、中立、公開、専門性、合意性が保証された委員会での合意により定めるべきものである。委員会には、事業者、規制関係者、中立専門家が、均衡のとれた人数で委員として参加し、運営規則に従って審議し、委員の合意に基づき決定する。更には、決定事項は公衆審査を受けることが望ましい。

この合意委員会として機能している機関は、現在の日本では、日本機械学会発電用設備規格委員会以外に見当たらない。米国では ASME ボイラー圧力容器規格委員会がある。原案をこの様な合意委員会で審議し決定する必要がある。場合によっては、日米合同で合意委員会を設置し審議決定することにより、国際的に認知させることも有効である。

技術的には、現在の告示 501 号の安全率、使用実績に基づき、現状のリスク評価を行い、現状を示すリスク値に基づいて、許容信頼度指数を定めることができる。但し、現状でも定量的に詳細なリスク評価を行うに十分な実績、資料、実務データ、手法が完備しているわけではないので、専門家の、最終的には、上記の合意委員会での工学的判断が必要になる。

2) リスク概念を定性的に使用する場合の許容信頼度指数（上記 8. 参照）

この場合の信頼度指数は、部分信頼度指数、総合信頼度指数を問わず、上の方法だけでは問題が解

決されない。それは、この場合の信頼度指数はリスクを示す絶対値ではなく、これに比例する、或いは、大小関係が類似する相対値であるからである。従って、その許容値は、1) に説明した方法では決定できない。

この場合の許容信頼度指数を定量的に決定するには、実績の評価、或いは、数値シミュレーションが必要である。即ち、幾つかの例を考え、それに対する部分規格、部分規定の選択肢を与え、その品質保証水準を与える。これから選択肢列を定めて、その部分信頼度指数を求める。言うまでも無く、ここで得られる部分信頼度指数は相対値である。

これらの選択肢列について、7. で述べたリスク概念の定量的適用による方法を用いてリスクを算出し、リスク概念を適用した場合の部分信頼度指数を求め、前者(定性的適用の場合)と比較して、部分信頼度指数の絶対値と相対値の相関を求める。幾つかの例題について同様の操作を行い、得られた結果を統計処理して、部分信頼度指数の絶対値と相対値の対応関係を決定する。

3) 部分信頼度影響係数

部分信頼度影響係数は、リスク概念を半定量的に使用する簡便法(8. 参照)が必要であった。それは、この方法では、品質保証水準が相対値であって、リスクの絶対値を意味しないところから、異なる技術項目、部分規格の全体の信頼性への寄与の度を調整する必要から導入された。従って、課題は上の2)と同じである。

部分信頼度影響係数の定量化には上の2)と同様な考え方が応用できる。2)の例と同様、ある例題を考え、該当する部分規格、部分規定、その他関連技術項目を設定して、必要な選択肢を定める。次に、これから1ケースの選択肢列を作り、これについて、7. のリスク概念の定量的応用方法を適用してその場合の部分信頼度指数を算出する。これを基準にして、ここで例題とした部分規格の信頼度指数への影響度の感度を解析する。得られた感度がこの場合の信頼度影響係数になる。

例題の数、選定する選択肢列が多いほど角度の高い部分信頼度影響係数の数値が得られる。

4) 総合信頼度影響係数

以上1)から3)の方法を適用すると、総合信頼度指数算定の基となるF(P)、F(Q)、F(F)の各部分信頼度指数は絶対値として定まるので、この結果を用い、崩壊、進行性変形、疲労の各破損様式に対する部分信頼度指数を、幾つかの例題についてリスク概念を定量的に適用して定める。1次応力に対する部分信頼度指数F(P)を基準とし、F(Q)、F(F)との比を求める。総合信頼度影響係数は次式で与えられる。

$$A(Q)=F(P)/F(Q)、A(F)=F(P)/F(F)$$

(総合信頼度影響係数は不要かもしれない。要検討)

11. システム化規格におけるおける管制規格の必要性

以上より、システム化規格に於ける最適化の評価関数は以下ようになる。

$$F(T)=F(P)+A(Q)F(Q)+A(F)F(F)=>F(T)_{allow}$$

$F(T)_{allow}$ は許容総合信頼度指数である。

又、各部分信頼度指数は許容信頼度指数を越える必要があるので、次の制限が必要である。

$$F(P)=>F(P)_{allow}, F(Q)=>F(Q)_{allow}, F(F)=>F(F)_{allow}$$

以上の判断基準を与え、且つ、判断基準に到る手続きを定めることが必要である。即ち、システム化規格には、部分規格とこれを統括し総合化するためにシステムを制御する管制規格が必要になる。

管制規格の役割と機能は以下の通りである。

- * 部分規格の指定
- * 各部分規格、部分規定、下部部分規定、技術項目に於ける選択肢の作成方法の指定
- * 各選択肢の破損確率 $R(I,JI)$ を定める方法の指定
- * 簡易法を使用する場合の、品質保証水準 $Q(I,JI)$ を定める方法
- * 上のための専門家パネルの設置方法、設置基準、委員選出方法等の指定
- * 簡易法を使用する場合の、部分信頼度影響係数の定め方の指定
- * 総合信頼度影響係数の定め方の指定
- * 許容部分信頼度指数の指定
- * 許容総合信頼度指数の指定

部分規格の範囲は広いほど最適化の効果が現れ有効である。現在、規格基準が存在する技術項目を挙げると、部分規格として与えることができる事項は以下ようになる。

- * 前提事項： 法律、安全設計審査指針相当
- * 設計想定事象： 省令 62 号相当
- * 材料規格： 告示 501 号相当、機械学会設計建設基準
- * 設計規格： 同上
- * 検査規格： 同上
- * 溶接規格： 同上、旧省令 81 号相当
- * 使用前検査規格： 同上
- * 運転規格： 運転手順書
- * 供用期間中検査規格： 機会学会維持基準
- * 補修、交換、改造規格： 同上
- * 廃炉規格：

これら部分規格の技術的内容は現状のままで差し支えないと思われるが、必要に応じ、選択肢を設けるよう拡張する必要がある。

12. 将来の課題

原子力設備の設置の前提事項から廃止に至る一連の技術行為を互いに連携させ、各行為に含まれる余裕の相互交換を可能にした上で、余裕の最適化を図ることがシステム化規格の狙いである。これを実現するために、今後の検討、研究開発が必要な課題は以下のようなものである。

- * システム化規格を権威付け、承認する組織、機関の構成とあり方、使命
- * リスク概念によらず信頼度を相対的に定量化する方法、専門家パネルの構成
- * 品質保証水準、部分信頼性指数、総合信頼性指数を定量化するためのリスク概念技術の確立
- * これに必要なデータの収集、数理モデルの構築
- * 部分信頼度影響係数、総合信頼度影響係数の決定方法
- * 部分規格の設定
- * 部分規格の選択肢の構築
- * システム化規格に適した部分規格設定のための既存規格基準の再構築
- * 許容部分信頼度指数、許容総合信頼度指数の定量的設定

添付2

システム化規格の設計例題

エンドキャップの設計

1. 4つの信頼度レベルのエンドキャップ設計

下記検討条件(1)に示す4つの信頼度レベルのエンドキャップの設計を行うこととします。(2)から(5)は、付随する設計上の条件です。回答におかれましては、数値計算等は不要です。経験に基づいて直感的に設計してください。回答の参考にしていただけるように、構造形状と発生応力の例を添付4として準備いたしました。但し、添付4は新型原子力炉をイメージして応力を算出したものですので、皆様方の対象製品では、使用環境(温度、圧力など)も異なると思います。従いまして、異なる対象製品を考える場合には、温度、圧力、想定応力レベルの概略を併記してしていただけますようお願い致します。

なお、下記の検討条件は、原子力プラントの低圧配管に用いられるエンドキャップを想定して考えられたものであります。可能な場合は、原則本条件に沿って検討していただきたく思っておりますが、皆様方の日頃取り扱っておられる対象物が異なる条件下で設計される場合におかれましては、条件を変更してもらってもかまいません。お手数ですが、ここにおきましても、設定した最高温度、定常内圧、非定常応力、材料など使用される条件の併記をお願いいたします。

<検討条件>

(1) 信頼度レベル：

A：最高品質

(寿命40年とし設計上考慮される1000回の繰り返し熱荷重を受けてもき裂の発生は生じない)

B：最高品質に近いがコスト削減方策を施したレベル

C：中程度の品質(寿命中のき裂発生はあり得るが、貫通はしない)

D：コスト最優先(10年ごとの交換等コストを最優先した製品)

(2) 使用条件：

最高温度：400℃程度(クリープが生じない温度)

内部流体：SCCや腐食が生じない液体

負荷荷重：定常内圧(1MPa) + 繰り返し熱荷重(1000回/40年)

上記荷重が負荷されたときの発生応力の例：

添付資料4に記載の内圧及び熱過渡応力

なお、本応力は、円筒胴板厚：12.7mm、蓋の板厚：30mm(平蓋)、12.7mm(半球蓋)という形状を選定したときの値です。

(3) 検討対象とする破損：疲労破損(ラチェットなどの変形は評価対象外)

(4) 形状寸法： 外径：508mm

(5) 材料：オーステナイト系ステンレス鋼

2. 形状図

アンケート回答用紙の表に 4 種類の信頼度レベル(A,B,C,D)の回答欄を準備いたしました。

添付資料4を参考に形状図のスケッチをお願いします。数値計算は不要です。定性的に、この構造は突合せ溶接、あるいは隅肉溶接などと記述していただければかまいません。

3. 技術的選択肢

各信頼度レベルを念頭に、材料、製作、検査、保守の分野でどのような技術的選択肢を選定するか、記載をお願いいたします。添付3の選択肢を参考にいただければ幸いです。

4. 同一信頼度を確保できるオプションの組み合わせ

同じレベルの信頼度を確保する選択肢の組み合わせは複数あり得ると思われれます。可能であれば1つの信頼度レベルに対して複数の組み合わせ例を記載してください。アンケート回答用紙に「案1」、「案2」、「案3」と3種類の欄を準備しましたので、ケース毎に記載していただければと思います。

5. コストについて

4.で選んでいただきました各選択肢の組み合わせ結果に対して、最高品質の組み合わせケースのコストを 1.0 としたときの、他の組み合わせケースの相対的な概略コスト比を有効数字1桁(0.9、0.8、0.7、...)で示してください。エンドキャップの製作個数は 10 個とします。

なお、コスト比の記載が難しい場合はブランクとしていただいて構いません。可能であれば記載をお願いいたします。

6. その他

選択肢の選定の考え方等追加情報がございましたら備考欄に記載をお願いします。

以 上

御所属 _____

御芳名 _____

ご連絡先 (電話) _____ (FAX) _____ (Email) _____

信頼度レベル		A:最高品質				B:最高品質に近いがコスト削減				C:中程度の品質				D:コスト最優先			
		案1	案2	案3	備考	案1	案2	案3	備考	案1	案2	案3	備考	案1	案2	案3	備考
選択肢																	
図及び使用条件																	
材料	材質(成分)																
	材質(製品)																
	品質保証																
製作	溶接施行法																
	検査																
	仕上げ																
検査	PSI																
	品質保証																
保守	ISI (手法)																
	ISI (頻度)																
	補修																
コスト																	
備考 (全体としての選択の考え方)																	

※各品質保証レベルについて、複数の案がございましたら案1、案2などの欄にご記入ください。

<関連してご意見をお聞かせいただきたい項目>

1. 告示 501 号別表第 2、第 3 に定められる設計応力強さは、いわゆる「1/3 体系」を基本に定められていますが、この保守性についてご意見をお聞かせください。さらに合理化する余地はあるとお考えでしょうか？

ご回答)

2. 告示 501 号に定められる設計疲れ線図は、応力に対して 2、繰返し回数に対して 20 の安全率を基本に定められていますが、この保守性についてご意見をお聞かせください。さらに合理化する余地はあるとお考えでしょうか？

ご回答)

添付3

選択肢リスト（参考）

以下は、通常考えられる代表的な選択肢を列挙したものです。適切な選択肢は、本リスト上の有無に関わらず、御回答に採用いただきますよう、お願いいたします（この場合、選択肢の備考欄に注釈をご記入いただけますと幸いです）。

1. 対象項目

(1) 荷重

本例題では、荷重は与えられるものとします。

(2) 材料

(i)材質（成分）

- イ. JIS 規格+特別仕様
- ロ. JIS 規格
- ハ. JIS 規格外

(ii)材質（プロダクトフォーム）

- イ. 鍛造
- ロ. 圧延
- ハ. 管
- ニ. 鑄造
- ホ. その他

(iii)品質保証

- イ. 原子力級
- ロ. ミルシート付き
- ハ. 市販品

(3) 設計強度

本例題では、対象外とします。

※別途用意させていただきましたアンケート項目を御覧下さい。

(4) 製作

(i) 溶接施行法 (開先を含む)

- イ. EBW
- ロ. TIG
- ハ. MIG/SAW
- ニ. SMAW
- ホ. その他

(ii) 検査

- イ. 開先検査 あり
- ロ. なし

(iii) 仕上げ

- イ. 外面フラッシュ
- ロ. A s Weld (ハーフビード)

(5) 使用前検査

(i) 非破壊

- イ. PT+RT+UT +耐圧+リーク (He)
- ロ. PT+RT +耐圧+リーク (He)
- ハ. PT+RT +耐圧
- ニ. PT +耐圧
- ホ. なし

(ii) 品質保証

- イ. 第3者+オーナー+製造者 記録保存+公開
- ロ. オwner+製造者 記録保存
- ハ. 製造者 記録なし (確認)

(6) 保守

(i) 供用期間中検査 (方法)

- イ. VT+UT/ECT+CM
- ロ. VT+UT/ECT
- ハ. VT+CM
- ニ. VT
- ホ. CM

- へ. なし
- ト. その他

(ii)供用期間中検査(頻度)

- イ. 5年ごと
- ロ. 10年ごと
- ハ. 20年目に1回
- ニ. 30年目に1回
- ホ. その他

(iii)補修

- イ. 補修溶接
- ロ. 表面切削
- ハ. その他
- ニ. なし

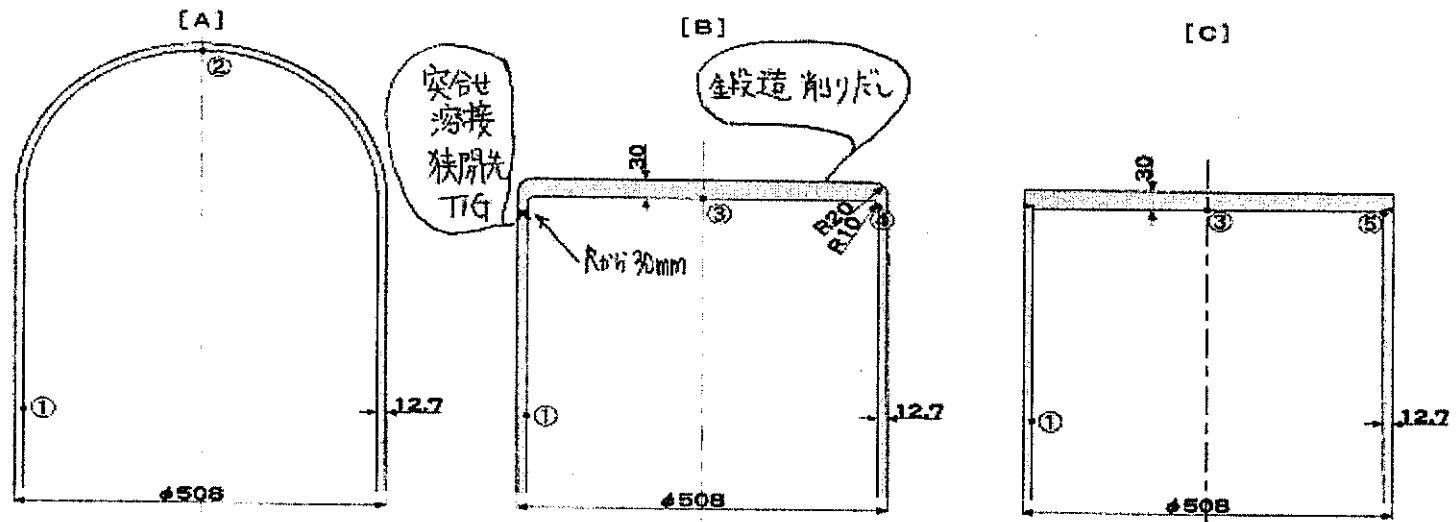
以上

添付資料 4

エンドキャップ形状のサンプル及び発生応力 (参考用)

添付資料 4

エンドキャップ形状のサンプル及び発生応力 (参考用)



発生応力 (単位: MPa)

荷重	応力の種類	①	②	③	④	⑤
内圧	膜+曲げ	22	11	52	86	74
	膜+曲げ	81	81	176	558	285
熱通過渡	膜+曲げ+ピーク	109	109	318	709	929