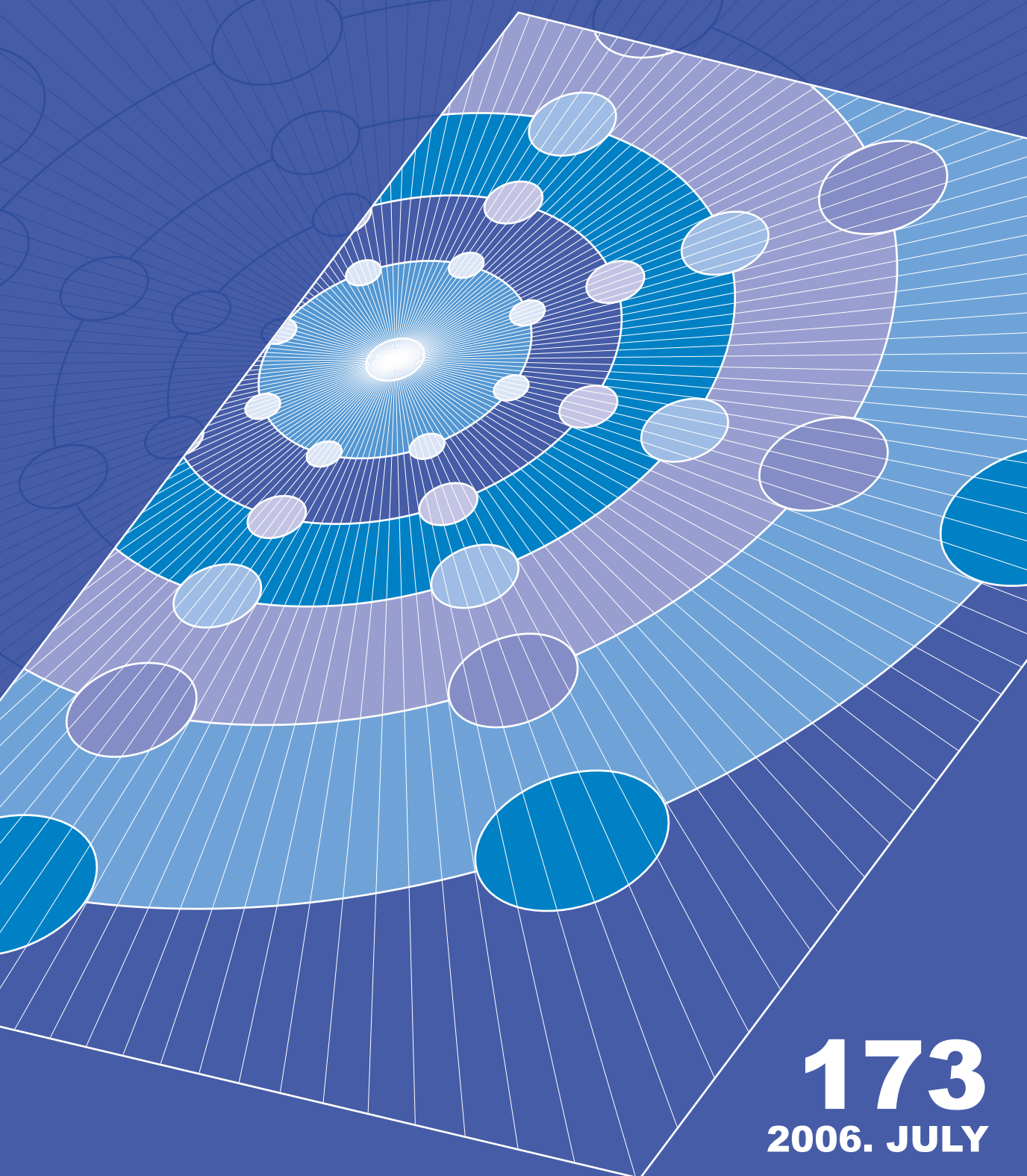


# FAPIG

THE FIRST ATOMIC POWER INDUSTRY GROUP



**173**  
2006. JULY



# 古河機械金属

本社 〒100-8370 東京都千代田区丸の内2-2-3  
URL <http://www.furukawakk.co.jp/>

# FAPIG

THE FIRST ATOMIC POWER INDUSTRY GROUP

2006 - 7 / 平成18年度 第1号

No. **173**

目 次

## ■ 報 告

圧延ラインを走行中の赤熱鋼管の肉厚測定 .....(3)  
門野浅雄 / 湯澤秀行 / 木村智充 / 金山太郎

## ■ 解 説

J-PARC物質・生命科学実験施設における1MWパルス中性子源 .....(9)  
加藤 崇

## ■ 紹 介

レーザー溶接法を用いたITERブランケット補修のための照射材接合試験 .....(16)  
山田弘一 / 土谷邦彦  
JAEA原子力科学研究所 環境放射線監視システムの開発 .....(21)  
武原一記 / 佐々陽一 / 関田 勉  
発電用新型炉へ適用する建屋全体3次元免震システムの開発 .....(30)  
須原淳二 / 松本良一郎 / 大谷章仁 / 島田貴弘 / 井上和彦 / 生玉真也  
高温構造設計における寿命評価法の課題と現状 .....(40)  
島川貴司

## ■ グループ情報

FAPIGの機構 .....(52)

表紙デザイン：堀内秀和

# 圧延ラインを走行中の赤熱鋼管の肉厚測定

## Tube Wall Thickness Gauge for Hot Stretch Reducer

門野 浅雄\*      湯澤 秀行\*\*      木村 智充\*\*      金山 太郎\*\*\*  
Asao Monno      Hideyuki Yuzawa      Tomomitsu Kimura      Taro Kanayama

### CONTENTS

■ Report  
Tube Wall Thickness Gauge for Hot Stretch Reducer .....( 3 )  
A. Monno / H. Yuzawa / T. Kimura / T. Kanayama

■ Commentary  
IMW Pulse Spallation Neutron Source at the Material  
and Life Science Test Facility in J-PARC .....( 9 )  
T. Kato

■ Introduction  
An Examination into Weldability of Irradiated Material  
by a Laser Welding Method for Repair of ITER Blanket .....(16)  
H. Yamada / K. Tsuchiya  
Development of the New Environmental Radiation Monitoring System  
in JAEA Nuclear Science Research Institute .....(21)  
K. Takehara / Y. Sasa / T. Sekita  
Development of Three-Dimensional Seismic Base Isolation  
System Applied to Advanced Nuclear Power Plant .....(30)  
J. Suhara / R. Matsumoto / A. Otani / T. Shimada / K. Inoue / S. Ikutama  
Current Status and Issues on Creep-Fatigue Life  
Evaluation in Elevated Temperature Design .....(40)  
T. Shimakawa

Cover Design : Hidekazu Horiuchi

#### 〔概要〕

パイプの肉厚を、パイプ外部から非接触手段で、数ms程度の高速応答で測定することは、静止しているパイプについても困難な技術である。

圧延機を通過中で、上下左右に振動しながら高速走行している、赤熱状態のシームレス鋼管について冷却水、スケールなどの存在する過酷な環境下で、肉厚を自動測定する、圧延制御用の装置について報告する。

本稿では、従前に実用化した2つの方式と、これと対比して最新の方式および装置について、その進歩を報告する。

#### 1. はじめに

##### 1) シームレス鋼管とは

鋼管は、溶接鋼管とシームレス鋼管に二分できる。

溶接鋼管は、鋼板を円筒状に成形して製造されるので、肉厚は一定で既知であると言える。

一方シームレス鋼管は、圧延またはプレスで製造されが、ほとんどの鉄鋼メーカーは、大量生産に適する圧延方式を採用している。

シームレス鋼管は、溶接継目がなく高強度が期待できることから、油井掘削管、ボイラーの伝熱管など<sup>1)</sup>信頼性を要求される用途に利用されている。

##### 2) 肉厚測定の必要性

シームレス鋼管の圧延工程では、加熱した孔のない素材を、穿孔圧延機（ピアサー）で穿孔した後、後段の複数の圧延機により、1本ごとに造管を行っている（図8）。小径シームレス管の仕上げ工程では、ストレッチレデューサ<sup>(註1)</sup>（図8、9）各段の張力制御により、肉厚を制御している<sup>2)</sup>。この際、パイプの先後端は張力を加えにくいことから、肉厚の非定常部になり勝ちである。したがって、圧延中のパイプ肉厚を計測し、リアルタイム

の圧延制御を行い、肉厚不良部を短くすれば、圧延効率が向上すると言える。

この目的で使用されるのが、熱間用鋼管肉厚計であり、設置目的は、同じく1ピース圧延の、熱間厚板圧延機用の厚さ計と同じである。

##### 3) 熱間圧延中の測定の困難性

熱間厚板厚さ計、熱間用鋼管肉厚計とも、赤熱状態（1000℃前後）で、10m/s程度の速度で走行中の圧延材を、デスクレーラ水（圧延材表面のスケール、表面を殻状に覆う酸化分を除去する高圧水）、圧延ロール冷却水の存在下で肉厚を測定する困難性がある。

このため、水、熱対策の他に、ゼロ点校正のタイミング決定、校正値の合理性チェックあるいは、測定結果の異常点排除など、各圧延ラインの特性に沿った運用を要する。

また、先後端測定は、数ms～10msの応答を要するので、アナログ遅れ要素を有さず、かつ数ms応答の統計ノイズを低減せしめる高計数の検出器<sup>3)</sup>が必要で、演算時間数ms以下のプロセッサ<sup>4)</sup>も要するなど、難度の高い計測装置である。

熱間測定の過酷な要求仕様に対応する、富士電機システムズの検出器技術については、別紙に報

\* 富士電機システムズ(株) e-ソリューション本部 放射線システム統括部 放射線システム部

\*\* JFEスチール(株) 知多製造所 企画部 設備技術室

\*\*\* 同社 知多製造所 製造部 鋼管技術室

告を行っている<sup>3,4)</sup>。

4) パイプの肉厚測定固有の困難性

以上に加えるにパイプの場合、下記2点に起因する固有の困難性がある。

その①は、円形断面なので、シングルウォール肉厚を直接測定できないこと、②は通常の透過測定法では、芯ぶれ誤差が大きすぎ、測定が不可能なことである。

上記①は測定原理に解決法を求めると、ダブルウォール肉厚測定で、制御目的に合致させるか、選択により解決する。②の芯ぶれ誤差の対策として、パイプの走行振動を抑制するピンチローラ(図8)の付加、あるいは光学装置での芯ぶれ計測に基づく、誤差補正の手段が用いられることがある。いずれも装置が大掛かりになる難点がある。

また、ピンチローラは、細いパイプの場合、高速で、蛇行し、しなりながら走行している先端部を、衝突を回避して、拘束することがきわめて難しいため、使用が躊躇される。

後者については、光学装置自体の熱間計測誤差(前述の温度、水、スケール、赤熱発光物体を光学的に計測することから生じる誤差)、光学装置自体に生じる芯ぶれ誤差などが重畳される危険性がある。

2. すでに実用化されている測定装置と最新の測定原理

本節では、すでに実用化している測定原理・装置と新しい測定原理を紹介する。

1) 従来方式1, 多点シングルウォール測定方式

富士電機システムズ(株)とJFEスチール(株)が共同研究で実用化した方式で、多点シングルウォール測定を可能にした装置である<sup>5)</sup>。断面上多点の肉厚測定結果から、穿孔圧延などで生じるスパイラル状の偏肉、あるいは延伸圧延機などで生じる一方向へ偏心などの解析・制御が、可能になったも

(注1) ストレッチレデューサ

小径シームレス管の仕上げ工程にほとんど使用されている高効率の圧延機であり、小径溶接鋼管の仕上げ工程に使用されることも少なくない。

2ロールまたは3ロールの圧延機を多段連続配置したもので、圧延機各段の張力制御により、肉厚を制御する。中間素材の管を再加熱した後、肉厚を延伸圧延(ストレッチ)し、外径を絞って(レデューシングして)圧延を行う。

このため、数サイズの素管から、多種の外径、肉厚のパイプを造管できる。(図8, 9)

のである。

この方式は、連立方程式を解くことにより、パイプ周上の3, 5, 6, 7, 9, 10, 11…点の肉厚測定が可能である。3点測定の場合の概念図を図1に示す。また、装置外観写真を図2に示す。

本方式は、上述の芯ぶれ誤差を生じるので、ピンチローラで芯ぶれを抑制している。したがって、この方式は、径がある程度大きく、パイプの剛性により拘束効果が期待できる、中径、大径管に適していると言える。

本方式は、多点間で、芯ぶれ誤差が相補的に生じるため、平均肉厚は芯ぶれ誤差が非常に小さく

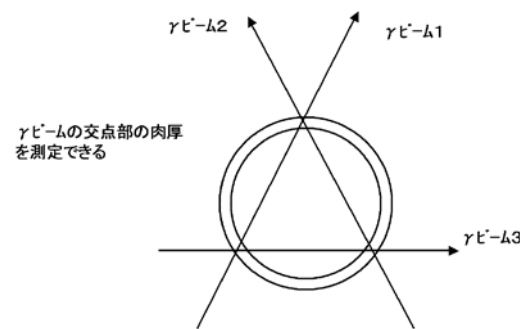


図1 多点シングルウォール測定方式の原理説明



図2 多点シングルウォール測定方式の装置外観

なる特長がある。このため、ストレッチレデューサに応用された実施例もある。しかし、例えば、φ25mmで±10mmの芯ぶれでは、γビームがパイプ断面から、外れてしまうため、測定原理が成立しなくなる。

表1 鋼管肉厚計の主要緒元

線源	<sup>137</sup> Cs 1.11TBq ライン線源
検出部	プラスチックシンチレータ検出器
検出器アンプ	パルスアンプ方式
検出器安定化方式	近紫外光参照スペクトル安定化方式
最大計数	24Ms <sup>-1</sup> 検出器2台にて
測定範囲	外径 φ25~φ180mm 肉厚 2~45mm
測定精度	仕様値:肉厚の1.25%, 実績データ1.14%*) 精度仕様値の定義: 40ms応答での統計ノイズ(90%信頼度)と上下左右±10mm芯ぶれ時の最大誤差の和。 φ26.0~φ114.3の代表6サイズの精度を、加算平均し評価する。 最良データ例:59μm (肉厚の0.3%) at φ89.0×t19.98mm*)
ドリフト	実測例 ±5μm (肉厚の±0.03%) / 11hr at φ81.0×t15.30mm*)
計器応答	8ms~

\*)テストピース冷間測定での試験成績

表2 各測定方式の仕様、性能比較

		3点シングルウォール測定方式		断面平均肉厚測定方式	2ビーム・平均肉厚測定方式
適用ライン	外径	φ170~φ450mm	φ48~φ200mm	φ25~φ180mm	φ60~φ180mm
	肉厚	6~41mm	3~30mm	2~18.5mm	2~45mm
	長さ	5.5~19.5m	~90m	6~100m	同左
肉厚計の仕様・性能	走行速度	1~2m/s	2~9m/s	0~10m/s	同左
	使用線源	137Cs 740GBq×3個	137Cs 111GBq×3個	137Cs 1.11TBq 長さ 223mm	同左
	先端突入時の検出器の応答遅れ	数10ms	同左	10ms応答の突入試験で検出できず	同左
	計器応答	100ms	20ms~	8ms~	〃
	統計ノイズ(90%信頼度)* 40ms応答	実測例 ±58.5μm at φ174.8×t6.90mm	実測例 ±30.5μm at φ112.0×t5.99mm	実測例 ±29.4μm at φ89.0×t6.45mm	実測例 ±16.4μm at φ89.0×t6.45mm
	芯ぶれ誤差*)	実測例3点平均肉厚の誤差0.6μm シングルウォールの最大誤差40.0μm at φ405.0×t10.1mm 1mm芯ぶれ時	実測例 3点平均肉厚の誤差0.8μm シングルウォールの最大誤差55.8μm at φ190.1×t5.07mm 0.85mm芯ぶれ時	実測例 45.1μm at φ89.0×t6.45mm 上下左右±10mm芯ぶれ時最大誤差	実測例 11.4μm at φ89.0×t6.45mm 上下左右±10mm芯ぶれ時最大誤差
	特長	シングルウォール測定が可能。	3点平均肉厚の芯ぶれ誤差は非常に小さい。	φ25などの細径で、芯ぶれが大きいでも芯ぶれ誤差なしに測定可能	φ約60以上の全サイズを芯ぶれ誤差なしに測定可能

\*)テストピース冷間測定での試験成績の例

2) 従来方式2, 断面平均肉厚測定方式

本方式も富士電機システムズ(株)とJFEスチール(株)が共同研究で実用化したものであり<sup>6)</sup>、ストレッチレデューサでの肉厚延伸圧延制御に焦点を絞った方式である。

特長は、原理的に芯ぶれ誤差を生じないことにあり、断面平均肉厚を計測する。

原理を図3に示す。本方式は、小径管、薄肉管に適した方法である。最近のストレッチレデュー

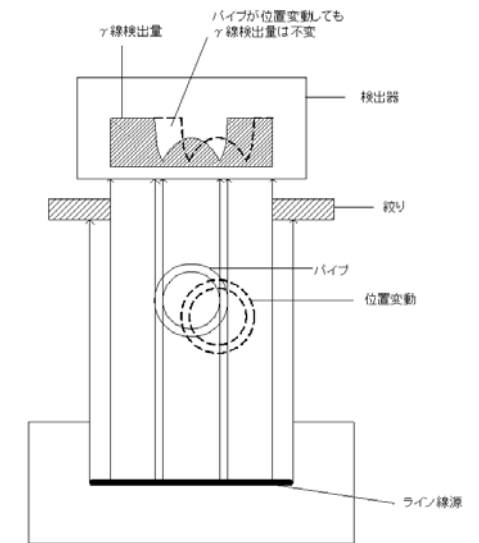


図3 断面平均測定方式の原理

サでの、厚肉管製造範囲の拡大に関しては、この方式では測定困難なものが生じてきている。

3) 新方式、2ビームでのダブルウォール測定

本方式は、従来方式2では不可能な範囲を測定可能(図7)とし、更に従来方式1の適用不可部もカバーしている。また、この方式は、従来方式1、2に対し統計ノイズを格段に改善し(表2)、更に、従来方式1はもとより、従来方式2に比して、芯ぶれ誤差を飛躍的に低減している(表2)。測定原理を図4に示す。十分に絞られた $\gamma$ 線ビ

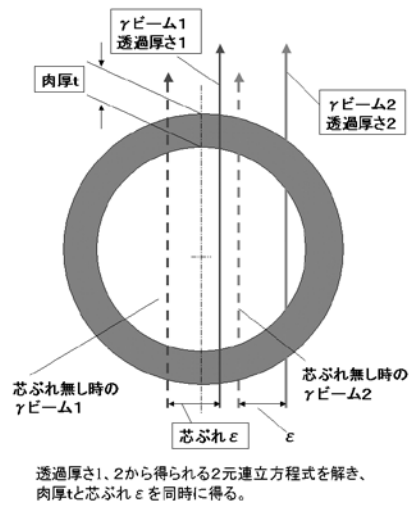


図4 2ビームでのダブルウォール測定方式の原理

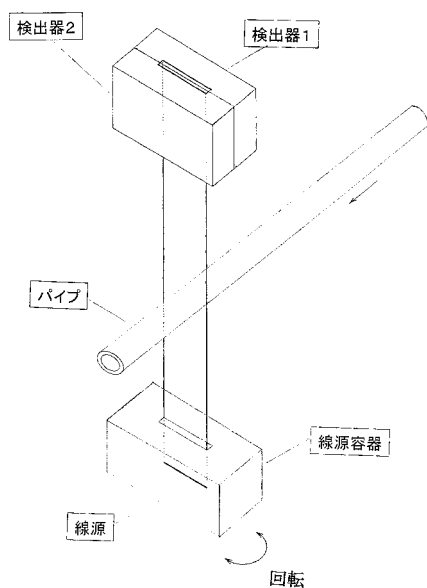


図5 断面平均測定方式の装置配置

ームは、パイプの上下動に対し、原理的には誤差を生じない。それゆえ、「2つのビームでのダブルウォール測定結果=2つの既知量より、肉厚と水平方向芯ぶれ量=2つの未知量を知ることができる。」

仮想的な線ビームに関しては、この関係を表す方程式を、数値解法などにより解くことができる。実際の装置では、線ビーム仮定は適用できないので、校正データにより、方程式を多次元の表形式で保有している。

数msの演算スピードを可能にするため、圧延条件セットアップ替えのタイミングに、上記データテーブルを別形式に展開し、リアルタイムの処

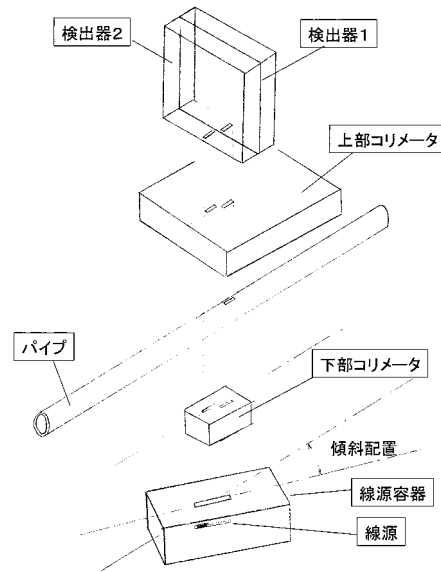


図6 2ビーム・ダブルウォール測定方式の装置配置

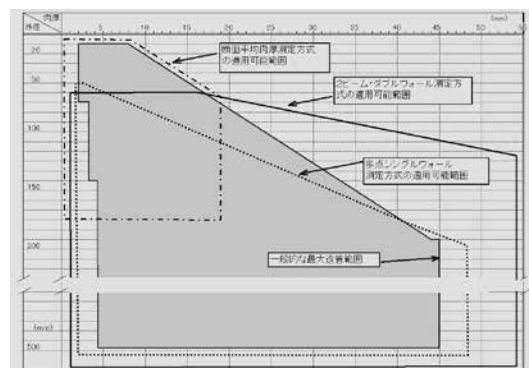


図7 造管範囲と各測定方式の適用可能範囲

理は、単純な演算のみ行うアルゴリズムを採用している。また、マルチプロセッサを用い演算の高速化を行っている。

本方式は、細径のパイプには適さない(図7)。多点シングウォール測定方式と同じく、芯ぶれの結果、 $\gamma$ ビームがパイプ断面から外れてしまうからである。

4) 各方式の適用範囲

図7にパイプの造管範囲と各方式の適用範囲を示す。

3. 最近製作した装置

(従来方式と新方式の両方が可能な装置の製作)

3.1. 従来方式と新原理を両立させる装置

従来方式と新方式が選択可能で、細径管から大径厚肉管までをカバーできる装置を製作した。この結果、一般的に考えられる全造管範囲を1台の

圧延方式	圧延工程概要	特長
マンネスマン・ブラグルミ	丸鋼 加熱炉 第1ピアサー 2ピアサー プラグミル リーラー サイザー	効率良好。大量生産にも適す。 φ152.4~φ406.4(中径管)に最適。 t3.2~50程度
マンネスマン・マンドレルミル	丸鋼 加熱炉 ピアサー マンドレルミル 再熱炉 ストレッチレデューサ	小径管用。高効率。 大量生産に最適(100t/hr) φ25.5~φ180程度(小径管) t2.3程度~25~25以上

図8 シームレス鋼管の代表的な圧延工程

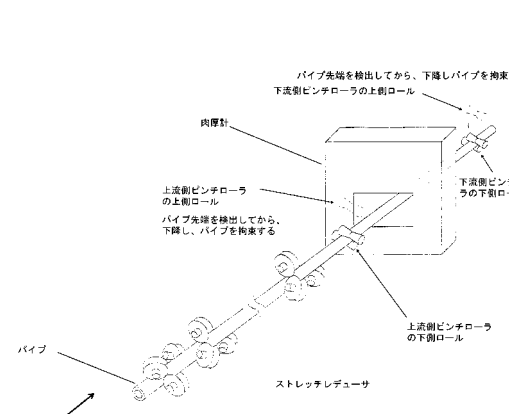


図9 ピンチローラの配置例

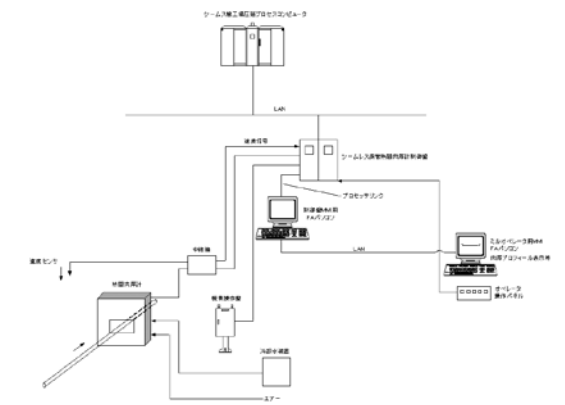


図10 鋼管熱間肉厚計のシステム構成

あるいは、更に上流の圧延機にこれから入る材にフィードバックされる。1パス圧延（往復しない）であるから、自材に対する制御はできないことと、圧延スピードが速いため、肉厚情報を得る間に、次材、次々材の圧延が進行するためである。

図11に測定部の写真を示す。表1に装置の主要諸元を示す。表2に各測定方式の性能比較を示す。

同装置は、自動運転の計測システムで、肉厚を8msの応答でリアルタイム出力し、各ピースを測定し終わると同時に、管端カットオフ位置を決定するための情報（1ピースごとの先後端・肉厚不良部長さ）を出力し、また、肉厚プロフィール情報を順次、記録・蓄積して行く。

圧延オペレータに対するガイダンスとして、肉厚プロフィール画像を圧延ピースごとにリアルタイムに表示すると同時に、任意の過去の肉厚プロフィールを随時表示させることができる。



図11 測定部の写真

#### 4. 結 言

熱間圧延制御用に用いられるシームレス鋼管肉厚計について各種測定方式の概要、特長を述べ、最新の進歩を報告した。

ここで紹介した各方式は、圧延機制御用の厳しい条件に適用したものであり、冷間、静止状態、低速応答など、緩和された条件にも、適用可能なものである。また、図10の装置は、鋼管径の比較的大きなものに対応していること、8msの高速応答を可能にしていることなどから、大規模なシステムになっている。

今後は、これらの技術を、小型化したもの、計測条件を緩和したものにも適用すべく、取り組んで行きたい。

最後に、本装置の完成に尽力いただいた関係各位に、衷心より感謝を申し上げる。

#### 参考文献

- 1) 鋼管製造技術の最近の進歩, 日本鉄鋼協会, 1978
- 2) わが国における最近の鋼管製造技術の進歩, 日本鉄鋼協会, 1974
- 3) 門野他, ラジオアイソトープ応用計測, 富士時報, Vol.72. No.6, 1999, P.348-352
- 4) 門野, 放射線応用機器, 富士時報, Vol.77. No.5, 2004, P.392-395
- 5) U. S. Patent 4393305 など
- 6) U. S. Patent 4695729 など

## J-PARC物質・生命科学実験施設における 1MWパルス中性子源

### 1MW Pulse Spallation Neutron Source at the Material and Life Science Test Facility in J-PARC

加藤 崇\*  
Takashi Kato

#### 【概 要】

大強度陽子ビームを利用した大強度陽子加速器施設（J-PARC）の一環として物質・生命科学実験施設が建設中である。その中心施設である1MWパルス中性子源は水銀ターゲットや液体または超臨界水素モデレータを用いた世界最大級のパルス中性子源である。現状の中性子工学技術を駆使して設計、製作されている本施設の期待されるパルス中性子性能は、冷中性子領域で従来の1~2桁上の強度となる。

#### 1. はじめに

J-PARC (Japan Proton Accelerator Research Complex) は、日本原子力研究開発機構 (JAEA) と高エネルギー加速器研究機構 (KEK) が共同で世界最大級の出力1MW陽子ビームを発生する陽子加速器を中心とした図1に示す複合的科学研究施設である<sup>1,2)</sup>。ここでは、図2に示すように陽子加速器による大強度陽子ビームを各種標的原子核に衝突させ、発生する2次粒子ビーム（中性子、ミューオン、ニュートリノ、K中間子、反陽子など）

を利用し、中性子やミューオンによる物質の探求や新材料の創製、さらにタンパク質の構造や機能解明を目指す物質・生命科学実験施設が建設中である。その中心施設である1MWパルス中性子源は水銀ターゲットや液体または超臨界水素モデレータを用いた世界最大級のパルス中性子源である。現状の中性子工学技術を駆使して設計、製作されている本施設の期待されるパルス中性子性能は、冷中性子領域で従来の1~2桁上の強度となる。



図1 大強度陽子加速器計画での加速器および実験施設の概要

\* (独)日本原子力研究開発機構 量子ビーム応用研究部門 中性子施設開発グループ

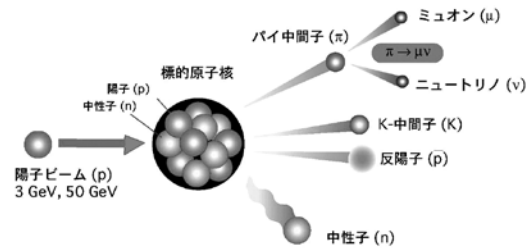


図2 J-PARC陽子ビームで発生する2次粒子ビーム

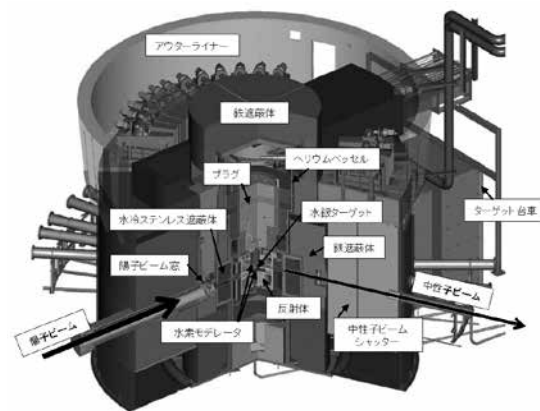


図3 中性子ステーションの構成

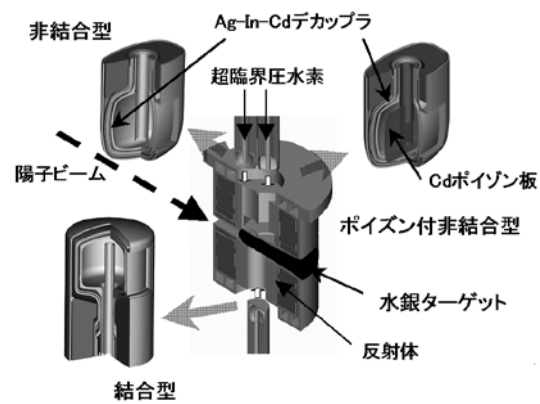


図4 1MWパルス中性子源モデレータ・システムの構成

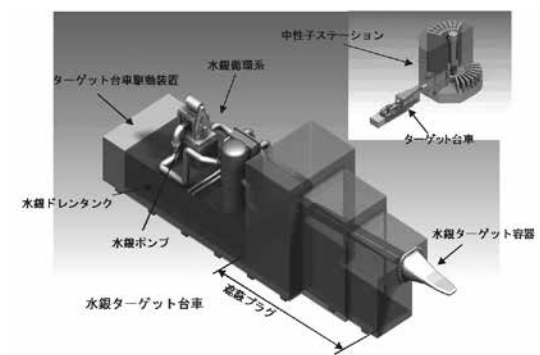


図5 水銀ターゲット台車

損傷により半年ごとの交換が必要である。そこで、ターゲット容器は図5に示すように台車構造に取り付けられ、レールを使ってアウターライナーの中心部へ挿入および引出ができる構造になっている。

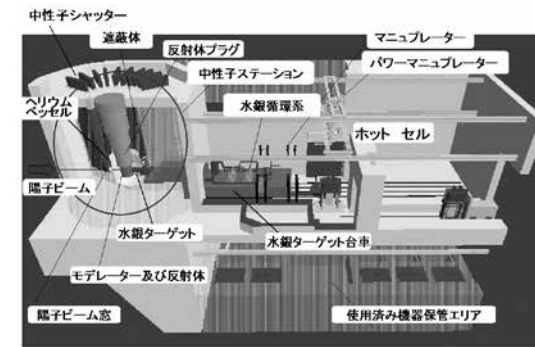


図6 1MWパルス中性子源の構成

図6に示すように水銀ターゲットを引き出すエリアとしてホットセルが設けられている。ホットセルでは、遠隔操作機器としてパワーマニピュレータやマスタースレーブマニピュレータを用いて水銀ターゲット容器の交換を行えるようになっている。また、放射化により寿命に近づいたモデレータ、反射体の交換は、専用キャスクに挿入されてホットセルに搬入され、そこで、分解、減容され、保管キャスクに収容し、その地下にある使用済み機器の保管エリアに輸送される。そこで外部への搬出が可能になるまで冷却される<sup>3)</sup>。

### 3. 主要構成機器の技術的課題と開発技術

#### 3.1. 水銀ターゲット

##### 3.1.1. なぜ水銀か

核破碎中性子源ターゲットでは、従来、核破碎時の中性子収率が高い重金属（鉛、劣化ウラン、タンタル、タングステンなど）が用いられてきたが、大強度となるMW中性子源では、高発熱密度になるターゲットを有効に除熱する方法や、放射線損傷によるターゲットの頻繁な交換作業が現実的でないという問題があった。そこで、除熱と放射線損傷の観点から液体重金属（水銀や鉛-ビスマス熔融塩など）が検討され、液体重金属の中での取扱の容易さ、放射線損傷の低さ、中性子収率の良さ、さらに崩壊熱の低さから、MWクラス核破碎中性子源のターゲット材料として水銀が選択された<sup>4)</sup>。

##### 3.1.2. 水銀ターゲット容器の技術的課題

水銀ターゲット容器に加わる構造的負荷は、設計圧力0.5MPa、最大温度300℃の水銀流である。

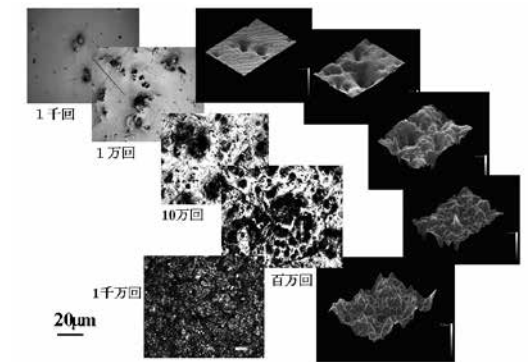


図7 入射パルス回数によるピッチング損傷の形成挙動

そして、水銀に対する耐腐食性と放射線損傷に対するデータも考慮し、構造材料としてSUS316Lが選択された。また、放射線吸収による弾き出し損傷の限界を5dpaとして材料寿命を決定し、1MWビームでは約2500時間となった。すなわち、2500時間毎に停止し、ターゲット容器を交換することになる。そこで、放射化重量物を対象とした比較的大がかりな遠隔操作による交換システムが必要となった。さて、1MW陽子ビームを1µs、25Hzで照射される水銀ターゲットは、中性子ビーム性能を左右するターゲットとモデレータとの配置関係から、入射ビーム方向に薄い構造となっている。実際、容器先端部のビーム入射部はおよそ幅0.2m、高さ0.1mの狭いエリアである。(図8参照) ここでは、1パルス当たり40kJのエネルギーを受け、ビームプロファイルを考慮した計算から水銀内発熱密度のピークは約430W/ccになる。このため、発熱密度の高いターゲット先端部に水銀の流動を集中させるビーム入射方向と水銀流動方向が直交する構造（クロスフロー方式）を採用した<sup>5)</sup>。さらに、このパルスの熱負荷は、熱衝撃に等しく、最近の研究により衝撃圧からキャビテーション気泡が発生し、気泡が容器表面で瞬時に崩壊する衝撃エネルギーで容器表面に微小な穴（ピット）を形成することが確認された<sup>6)</sup>。これをピッチング損傷と呼び、図7に示すように百万回以上の1MW陽子パルスで衝撃喰傷が生じることが分かった。そして、この損傷は陽子ビーム出力が0.6MW以上で顕著になることが分かっている。これは、放射線損傷で決めたターゲット

容器寿命より短くなること示唆され、現在、水銀中にヘリウムガスの微小な気泡を混入させ、入射時の衝撃圧を緩和する手法や、容器表面の硬化処理技術により容器寿命を延ばす方法が研究されている<sup>7)</sup>。

3.1.3. ターゲット容器の構造

図8に示すようにターゲット容器は流入する水銀を案内翼でクロスフローに変換し、陽子ビーム入射部で核破碎反応を起こし、熱負荷を得た水銀は流入方向と逆方向に戻って行く。特に水銀ターゲット容器の陽子ビーム入射部は、ビーム出力の容器部での消費を減らすため、必要構造強度を保持した最小厚さ2.5mmにし、入射部から連続的に厚さを増し、他の部分は10mmとしている。一方、ターゲット容器のもう一つの重要な性能は、水銀を損傷により漏洩させないことである。そこで、ターゲット容器は水銀を直接格納する水銀容器とその外側にヘリウムガスの層を設け、さらにその外側には中性子の減衰率が低い重水を冷却水とした冷却層(セイフティーハル)を配するといった3重構造を形成している。このヘリウム槽は水銀漏洩を速やかに検知するために設けられたものである。冷却層は流路を確保するため、複雑な溶接

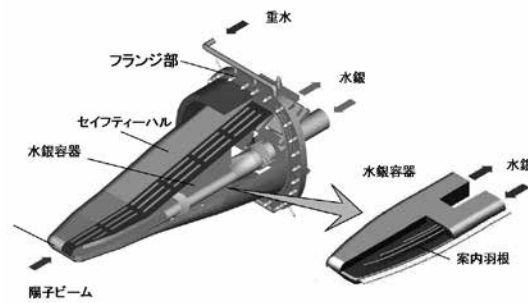


図8 ターゲット容器構造

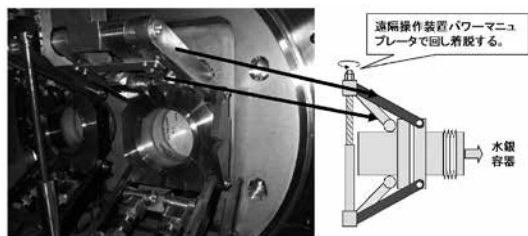


図9 水銀配管脱着用遠隔操作機構

構造になっている。容器寿命に達したら、このセイフティーハルのフランジ部から内装する水銀容器を伴い交換する。水銀容器の水銀配管は図9に示すように遠隔操作で脱着できる機械継ぎ手構造になっている。ターゲット容器は図8に示したフランジ部によりボルト構造でターゲット台車に接続されている。台車には、水銀循環ポンプや水銀の熱負荷を除去する熱交換器などで構成される水銀循環系、さらに万一の水銀漏洩時に水銀をドレインし、また漏洩水銀を回収するタンクが装備されている(図5参照)。これらは、水銀ターゲット容器や遮蔽体構造と合わせて全体で290トンの重量になる。

3.2. モデレータ、反射体と中性子特性

3.2.1. モデレータ、反射体の課題

中性子源の中性子ビーム性能は、ターゲットを含め、モデレータと反射体でほとんど決定される。1MWパルス中性子源に要求される中性子ビーム性能は、物質や生命体サンプルの内部構造を詳細に観測するのに適したのものとして、中性子エネルギーが数eVからmeVの領域(熱中性子~冷中性子)であり、パルスピークが高く(パルス強度が強い)パルス幅が狭いもの(シャープなパルス)が求められている。一方、核破碎反応で発生する中性子はエネルギーが数10MeVである。したがってmeVの冷中性子領域まで9桁もエネルギーを減衰させる必要がある。この減衰は、中性子と同じ質量の水素原子に繰り返し衝突させて得られる。この減衰を行う物質をモデレータ(減速材)と呼んでいる。すなわち、水素原子密度が高いものほど性能が良いモデレータとなる。水素原子密度の高い材料に固体メタンがあり、これまでの核破碎中性子源のモデレータとして使用されてきた。しかし、1MWパルス中性子源では、モデレータへの熱負荷が従来の1桁以上大きいので、流動性を有し、モデレータ自身が冷却材として利用でき、放射線損傷に強いものが必要とされた。そこで、水素原子密度は固体メタンの約半分だが、冷却材や放射線損傷の性能を満たす液体または超臨界水素がモデレータとして選択された。モデレータの極低温水素は、図4で見たように、核破碎水銀ターゲットの側近に設置される。

3.2.2. モデレータ、反射体の構成

実験者から要求される中性子ビーム性能は、冷中性子領域で、(1)なるべくパルス強度の強いビーム、(2)強度は少し犠牲にして、パルス幅が狭いシャープなビーム、(3)さらに強度を犠牲にして、パルス幅がもっと狭い、非常にシャープなビームと言った3種類のビーム特性が要求された。これらの要求の割合は、パルス強度が全体の50%弱、パルス幅重視が、それぞれ25%程度であった。そこで、モデレータ構造を3種類に分け、水銀ターゲットの上面にシャープなビームを生成する非結合型モデレータと非常にシャープなビームに対応したポイズン付非結合型モデレータを配置し、(図4参照)それぞれ6つのビームラインを形成させ、水銀ターゲットの下面には、他のモデレータの影響なくターゲットでの発生中性子を効果的に減速できる位置に、パルス強度を最大限重視した結合型モデレータを配置し、11本のビームラインを形成させた。なるべく多くの実験ができるように、合計23本のビームラインを構成したが、これは機器配置などの物理的構成からほぼ限界である。

冷中性子領域で最大のパルス強度を得るため、水素モデレータの前段に軽水層を設け高エネルギー中性子を熱中性子レベルに減速させた後、水素モデレータを通過させるプレモデレータ構造を採用し、水素には100%パラ水素を使用した。この構造によりニュートロニクス計算では、プレモデレータ構造で冷中性子ピーク強度が20%増加し、パラ水素化とモデレータの最適厚さで、さらに70%の強度増加が予測された。この原理で結合型モデレータが設計された<sup>8)</sup>。水素は、室温では75%がオルソ水素であり、液体水素温度では99%以上がパラ水素になるが、変換時間が非常に長いので触媒を用い、水素の液化と同時にパラ水素化する方法を採用している。

一方、シャープな中性子ビームの形成にはモデレータの通過時間を短くするため減速効果が維持できる範囲でなるべくモデレータの厚さを薄くし、パルスのテール部をカットするために、デカップラと呼ぶ中性子吸収材を設け、そのカットオフエネルギーを利用してシャープにする。これが非結合型モデレータである<sup>9)</sup>。そして、モデレー

タ内に、さらにポイズンと呼ばれる中性子吸収体を挿入して、非常にシャープなパルスを生成するのがポイズン付非結合型モデレータである。世界最高の高分解能実験を可能とするため、カットオフエネルギーが1eVとなる共鳴型中性子吸収材、銀-インジウム-カドニウム(Ag-In-Cd)三元合金を世界で初めてデカップラに用い<sup>10)</sup>、さらに、アルミで被覆したカドニウムをポイズンに用いた<sup>11)</sup>。

反射体には、中性子を減速する効果を有した減速反射体としてベリリウムを用いている。図4で示したようにモデレータ周囲をベリリウム反射体で被っており、冷中性子領域で非減速反射体の鉛よりも高い中性子強度を得ている。

3.2.3. 期待される中性子性能

以上に示した、ターゲット、モデレータ、および反射体構造により、われわれの1MWパルス中性子源における期待される中性子性能を世界の主要な中性子源の性能と比較してみよう。図10に示すように、結合型モデレータによる冷中性子領域での時間平均中性子強度は、例えば5meV程度での強度では世界最大の原子炉中性子源ILL(フランス、ラウエ・ランジェバン研究所、連続ビーム)には及ばないがSNS(米国ORNLにより建設中のパルス中性子源、陽子ビームパワー1.4MW、50Hz)を凌駕し、現状の世界最高のパルス中性子源ISIS(英国、ラザフォード・アップルトン研究所、陽子ビームパワー0.16MW、50Hz、現在陽子ビームパワーを0.24MWに改造中)の100倍となる。国内的には、国内最大の原子炉中性子源

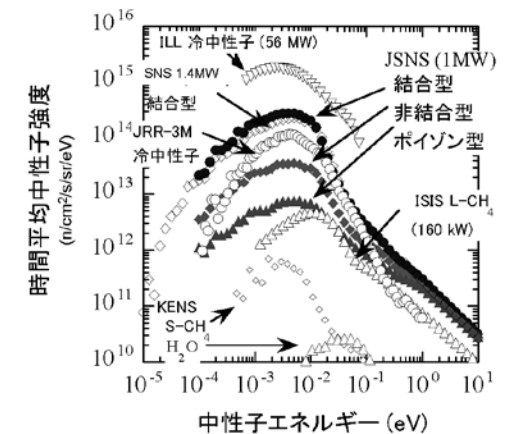


図10 世界の中性子源における中性子時間積分強度

表1 世界の中性子源の比較

国	日本			米国	英国	フランス
	JSNS	KENS	JRR3			
中性子源名	JSNS	KENS	JRR3	SNS	ISIS	HER
機関	JAEA/KEK	KEK	JAEA	ORNL	RAL	ILL
入射陽子エネルギー(GeV)	3.0	0.5	原子炉	1.0	0.8	原子炉
陽子ビーム出力(MW)	1.0	0.0045	20(熱出力)	1.4	0.24	58(熱出力)
繰り返し周波数(Hz)	25	20	連続	60	50	連続
時間平均積分中性子強度* n/cm <sup>2</sup> /s/sr/eV (×10 <sup>14</sup> )	1.8	<0.01	0.6	1.1	<0.1	16
パルス・ピーク強度* n/cm <sup>2</sup> /s/sr/パルス (×10 <sup>16</sup> )	5.8	<0.1	0.6	1.9	<0.1	0.15
中性子散乱装置台数	23	15	25	24	17	26
運転開始時期	2008年中	1980年	1990年改造	2006年12月	2007年中	1993年改造
特徴	世界最高のパルス特性	国内最大のパルス中性子源	国内最大の原子炉中性子源	陽子ビーム出力世界最高	現状世界最高のパルス中性子源	世界最大積分強度中性子源

\*：冷中性子領域での値

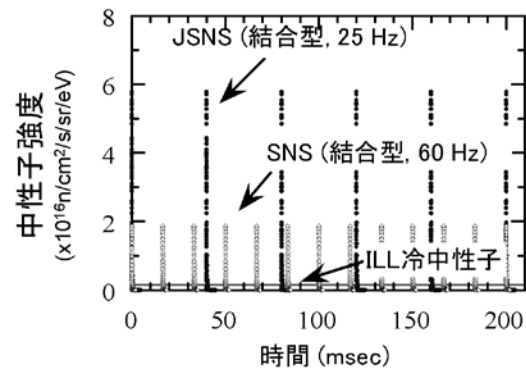


図11 世界の中性子源におけるパルス強度の比較

JRR-3 (JAEA) の3倍、また、国内最大のパルス中性子源あるKENS (KEK, 陽子ビームパワー4.5kW, 20Hz) の数百倍になる。最も期待されるパルス強度では、図11に示すように、周波数の違いも手伝って、SNSの3倍、ILLの40倍となり、冷中性子領域での圧倒的性能が期待できるものとなっている。上記に挙げた世界の主要な中性子源の性能比較を表1にまとめる。

#### 4. まとめ

複合型大強度陽子加速器施設としてJ-PARC建設が開始され、中心的科学実験施設の一つとして物質・生命科学実験施設が建設されている。本施設を中心に設置する1MWパルス中性子源は、実験者の要望に応え、冷中性子領域で従来の1~2桁上のこれまでにないパルス強度、シャープなパルス形状を達成しようと、現状の中性子工学技術の粋を集め設計・製作を行ってきた。

日本は、1960年代東北大電子線加速器施設においてパルス中性子実験が有効中性子束を大幅に高める可能性を持つことを実証し、1980年には世界で最初のパルス中性子源としてKENSの建設・運転に成功するといった歴史的経緯があり、パルス中性子源のパイオニアである。このような背景が世界最高性能を狙ったパルス中性子源建設の土台であることをここに触れておきたい。

本中性子源施設は2007年前半に完成し、陽子ビームを受け入れ前のコミッショニング試験を行い、2008年中にビームを受け入れる予定である。

#### 参考文献

- 1) J-PARCホームページ：http://j-parc.jp//
- 2) 永宮正治, 他：「大強度陽子加速器プロジェクト」, 日本物理学会誌 [56] 10, 727 (2001)
- 3) M. Teshigawara, et al., JAERI-Tech, 2005-029
- 4) ESS Council, ESS-96-53-M, 1996
- 5) K. Haga, et al., Present status of JSNS mercury target, Proceedings of ICANS-XVII (Compact Disk), 2005
- 6) M. Futagawa et al., Journal of Nuclear Materials, 343, 2005, pp. 70-80
- 7) M. Futagawa et al., 'Pressure wave issues in high power mercury target', to be published in Nuclear Instrument and Methods in Physics Research A, 2006
- 8) T. Kai, et al., Nuclear Instrument and Method A, 523, 2004, pp. 398-414
- 9) N. Watanabe, et al., Journal of Neutron Research, Vol. 11, 2003, pp. 12-23
- 10) M. Harada, et al., Proceedings of ICANS XVI, 2003, pp. 677-687
- 11) M. Teshigawara, et al., Proceedings of ICANS XVI, 2003, pp. 689-696

# レーザー溶接法を用いたITERブランケット補修のための照射材接合試験

## An Examination into Weldability of Irradiated Material by a Laser Welding Method for Repair of ITER Blanket

山田 弘一\* 土谷 邦彦\*\*  
Hirokazu Yamada Kunihiro Tsuchiya

〔概要〕

国際熱核融合実験炉（ITER：International Thermonuclear Experimental Reactor）の中で、炉内機器の一つである遮蔽ブランケットを補修・交換する際、ブランケット背面から伸びる冷却配管は溶接により既設の冷却配管と接続する必要がある。しかしながら、本体側冷却配管であるステンレス鋼は中性子により照射されているため、照射済ステンレス鋼と未照射ステンレス鋼を接合することになる。本稿では、レーザー溶接法を用いた照射済ステンレス鋼の接合に関する試験の結果についてまとめた。本試験により、ITERの照射条件まで中性子照射したSUS316LN-IG材のレーザー溶接法による接合が可能であり、材料中に核変換で生成したヘリウムが約3appmであっても有意な接合試料の特性低下を引き起こさないことが分かった。

### 1. 緒言

国際熱核融合実験炉（ITER）<sup>1)</sup>では、炉内機器の一つである遮蔽ブランケットは補修時に新しいブランケットに交換することが考えられている<sup>2)</sup>。ITERの概略と主要機器<sup>3)</sup>を図1に示す。ブランケット内部には熱除去を目的として冷却水を流すた

め、冷却水用配管がブランケット背面で外部配管と接続される構造となっている。そこで、新しいブランケットに交換する際、ブランケット背面の冷却配管は、外部の冷却配管と溶接により接合することが検討されている。ここで、新しいブランケットの冷却配管は中性子で照射されていない材料（未照射材）であるのに対し、既設の冷却配管

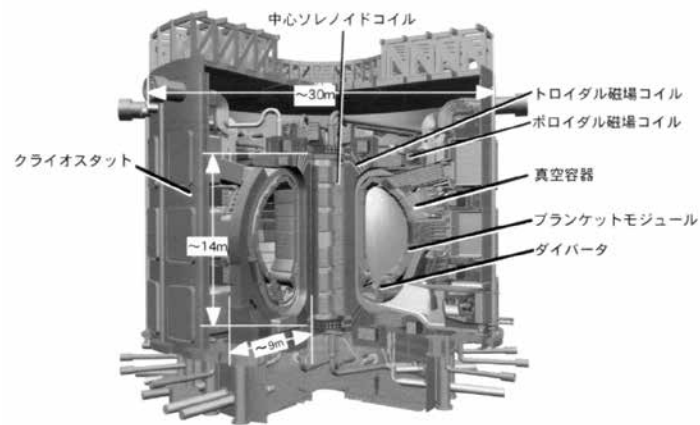


図1 ITERの概略と主要機器<sup>3)</sup>

\* カワサキプラントシステムズ(株) プロジェクト開発総括部 原子力室

\*\* (独)日本原子力研究開発機構 核融合研究開発部門 ブランケット照射開発グループ

は中性子照射された材料（照射材）であることから、未照射材と照射材とを接合することとなる。ブランケット交換方法の概略<sup>4)</sup>を図2に示す。照射材を用いた溶接の場合、材料内部には中性子照射により、 $(n, \alpha)$  反応などの核変換反応〔例えば、 $^{10}\text{B}(n, \alpha)^7\text{Li}$ ,  $^{58}\text{Ni}(n, \gamma)^{59}\text{Ni}$  ( $n, \alpha$ )  $^{56}\text{Fe}$ 〕によりヘリウムが生成するため、生成したヘリウムが溶接時の入熱により結晶粒界に凝集し、材料欠陥となることが懸念されている<sup>5)</sup>。

一方、表1に示すような溶接法が、照射済ステンレス鋼の接合方法として考えられ、その適合性について評価した。特に、TIG溶接法による未照射材と照射材との溶接性試験やその接合材の強度評価<sup>6)~11)</sup>が、核融合炉開発のみならず軽水炉の分

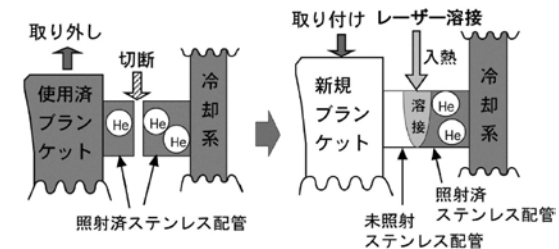


図2 ブランケット交換方法の概念<sup>4)</sup>

野においても多く実施されている。しかしながら、ブランケットの冷却配管を溶接により接合するためには、より狭いところでも操作が可能なレーザー溶接法が最も有望とされている。

そこで、本稿では、日本原子力研究所（現在、日本原子力研究開発機構）で実施したレーザー溶接法を用いたITERブランケット補修のための照射済ステンレス鋼の接合に関する試験結果についてまとめた。

### 2. 使用材料およびレーザー溶接条件

ITERにおいて、オーステナイト系ステンレス鋼であるSUS316LN-IG材が冷却配管や構造材の候補材料<sup>12), 13)</sup>であり、本調査では、日本で製作したSUS316LN-IGを用いた。準備したSUS316LN-IG試料は、日本原子力研究開発機構大洗研究開発センターにある材料試験炉（JMTR）を用い、ブランケット背面部冷却配管の照射条件（照射損傷量0.2~0.3dpa、照射温度150~200℃）で中性子照射を行った<sup>11)</sup>。

本調査で実施したレーザー溶接法による溶接条件は、未照射のSUS304やSUS316LN-IG材を用いた予備溶接試験により、平均出力1000W（パルス

表1 照射済構造材料の溶接法に関する調査結果

溶接方法	特徴	照射済構造材の溶接	
		適応可能性	問題点
TIG*溶接法	あらゆる工業製品の製作に最も広く用いられており、実績も多い。	・実績例多数 ・厚板溶接が可能 ・遠隔操作が可能	・エネルギー密度小 ・複雑形状の溶接困難
レーザー溶接法	YAGレーザー	・実績例有 ・遠隔操作が容易	・実績例小 ・厚板溶接が困難
	CO <sub>2</sub> レーザー	・エネルギー密度高	・実績例無 ・遠隔操作が困難
電子ビーム溶接法	エネルギー密度が高いため、母材が受ける総熱量は小さい。また、精度の高い溶接が可能で、機械部品の精密接合に用いられている。	・エネルギー密度高	・真空操作が必要 ・遠隔操作が困難

\*Tungsten Inert Gas

波, 周波数 = 40Hz), 溶接速度0.5m/minと決定した。この溶接条件は, 入熱量1.2kJ/cmに相当する。図3に示すレーザー溶接機および溶接ジグを用いて, 未照射材と照射材を組合せた接合試料(図4参照)を製作した。また, 比較試料として, 溶接していない未照射および照射済SUS316LN-IG母材も準備した<sup>11)</sup>。

3. 接合試料の特性評価

未照射材と照射材を組合せた接合試料の製作に際し, 選定した溶接条件で接合した結果, 試料表面に傷や割れなどの発生はなかった。

溶接の入熱による照射済SUS316LN-IG材中の生成ヘリウムの挙動を確認するため, 溶融金属部, 熱影響部および母材部を含めた接合試料の走査型電子顕微鏡 (SEM) 観察結果<sup>11)</sup>を図5に示す。照射済SUS316LN-IG材側の溶融金属部近傍の結晶粒界において, 直径1 μm程度のバブル(気泡)が観察された。これらのバブルは未照射側では観

察されていないこと, およびTIG溶接法によるSUS316材の溶接性に関するLinら<sup>5)</sup>の報告と一致していることから, これらのバブルは生成ヘリウムがレーザー溶接時の入熱により凝集したものと考えられる。

次に, 未照射材と照射材を組合せた接合試料について, 溶融金属部近傍の硬さ特性試験を日本工業規格で規定されるビッカース硬さ試験方法 (JISZ2244) に基づいて行った<sup>11)</sup>。TIGおよびレーザー溶接法による接合試料の溶接部近傍における硬さ特性の比較を図6に示す。その結果, TIG溶接およびレーザー溶接法とも照射材の母材では未照射材の母材と比較して, 硬度の上昇が観測さ

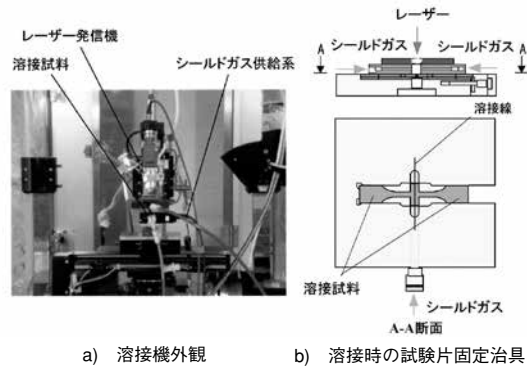


図3 レーザー溶接機外観および溶接ジグ概略図<sup>11)</sup>

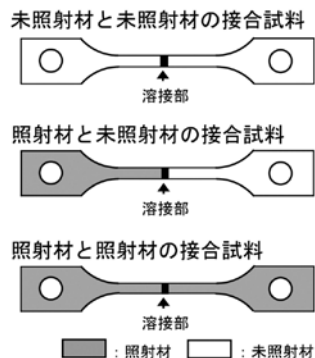


図4 接合試料の組合せおよび概要図

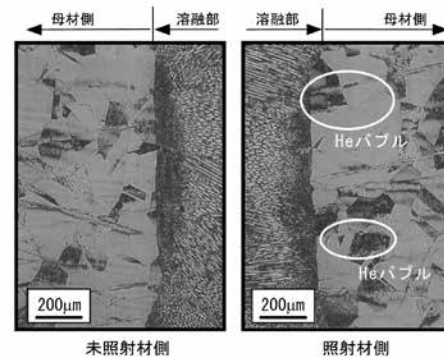


図5 レーザー溶接法による接合試料の溶融部近傍におけるSEM観察例<sup>11)</sup>

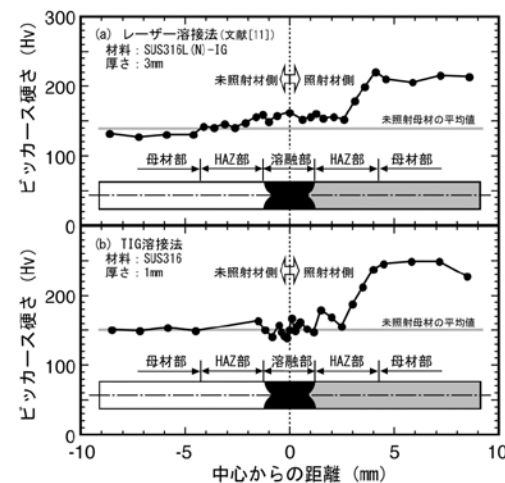


図6 TIGおよびレーザー溶接法による接合試料の溶接部近傍における硬さ特性の比較 (HAZ: 熱影響部)

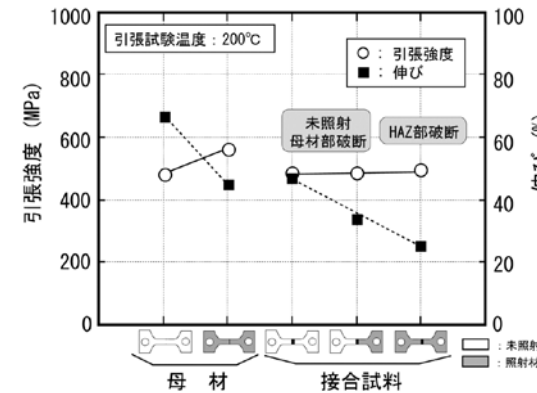


図7 レーザー溶接法による接合試料の引張試験結果

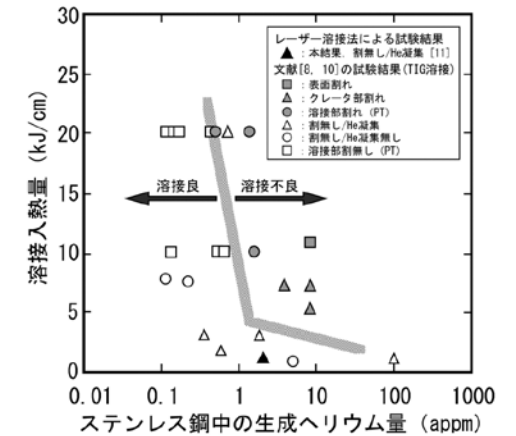


図8 ステンレス鋼中の生成ヘリウム量と溶接入熱量に対する溶接性の関係

れた。また, 溶融金属部に着目すると, 中性子照射により硬化した照射材でも, 溶融金属の状態では未照射母材の硬度とほぼ同じ値となった。これは, 照射材における照射効果が溶接時の溶融・凝固過程において消滅したためと考えられる。

最後に, 各接合試料の引張特性を調べるために, 常温 (25°C) と200°Cにおける引張試験を行った<sup>11)</sup>。その結果を図7に整理した。引張強度および0.2%耐力については, 未照射材と照射材との接合試料は, 未照射材同士の接合試料と同等の特性を示すことが分かった。一方, 破断伸びについては, 未照射材と照射材の接合試料が25°Cで50%, 200°Cで35%であったのに対し, 未照射材同士の接合試料の破断伸びは70% (25°C) および50% (200°C) であり, 延性は大きく異なることが分かった。また, 接合試料の引張試験後の破面観察結果, 母材部で破断している場合では, 破断面全体にディンプル模様が観察され, 主に粒内破断であるのに対し, 熱影響部 (HAZ) での破断では粒界割れも認められた。これらの結果は, TIG溶接法で行ったこれまでの照射済ステンレス鋼の結果と同様な傾向である。

以上のことから, 未照射材と照射材の接合試料は, 引張強度の点では未照射材同士の接合試料と同等に取り扱うことのできるものの, 未照射材同士の接合材に比べて脆化した材料であった。また, 本試験の溶接条件では, 溶接時に照射材側の熱影響部に生成したヘリウムバブルは, クラックの生成や引張強度への影響を及ぼさないものと

考えられる。照射済SUS316LN-IG中の生成ヘリウム量の実測値は約3appmであり, 核計算コードMCNPによる評価結果と一致していた。佐野, 小藪ら<sup>8),10)</sup>により評価されている生成ヘリウム量と溶接入熱量に対する溶接性の関係に基づいて, 本結果をプロットしたグラフを図8に示す。レーザー溶接法を用いた本接合条件 (入熱量: 1.2kJ/cm) は, これまで得られているTIG溶接法を用いた接合条件での接合試料と溶接性が良く一致することが分かった。

4. 結 言

ITER用冷却配管に使用されるSUS316LN-IG材について, 中性子照射した材料と未照射の材料との接合試験を行った。接合試料の特性を調べ, ITERブランケット補修に関する可能性を検討した。本接合条件では, ITERの照射条件まで中性子照射したSUS316LN-IG材のレーザー溶接法による接合は可能であり, 材料中に核変換で生成したヘリウムが約3appmであっても有意な接合試料の特性低下を引き起こさないことが分かった。

本試験により, ITERにおけるブランケット補修方法に関する有望な知見が得られた。得られた知見は, 産学官の連携によるヘリウムなどのガス成分が溶接性に及ぼす影響に関する金属学的研究などへの進展や原子力分野への補修交換技術の実用化への展開に大いに役立つものと期待できる。

謝 辞

本調査は、著者の山田弘一が日本原子力研究所（現在、日本原子力研究開発機構）出向中に日本原子力研究開発機構 核融合研究開発部門 土谷邦彦博士とともに照射済ステンレス鋼の溶接性に関する調査・研究を遂行する上でまとめたものである。本レビューをまとめるにあたっては、日本原子力研究開発機構 河村 弘博士（現在、経営企画部次長）にご指導、ご助言を賜るとともに、九州大学 応用力学研究所 吉田直亮教授に貴重なご教授を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) ITER EDA Documentation Series No.16, "Technical Basis for the ITER Final Design Report, Cost Review and Safety Analysis (FDR)", IAEA (December 1998).
- 2) K. Oka, A. Ito, K. Taguchi Y. Takiguchi, H. Takahashi and E. Tada, "Development of Pipe Welding, Cutting & Inspection Tools for The ITER Blanket", JAERI-Tech 99-048 (1999).
- 3) 日本原子力研究所那珂研究所（編）, "核融合炉をめざして－核融合研究の進展と拡がり－", 平成12年度日本原子力研究所成果報告, 日本原子力研究所（2000年11月）.
- 4) 日本原子力研究所那珂研究所（編）, "核融合 人類究極のエネルギーの実現を目指して－ITER時代の研究開発－", 平成13年度日本原子力研究所成果報告, 日本原子力研究所（2001年12月）.
- 5) H.T. Lin, M.L. Grossbeck and B.A. Chin, "Cavity Microstructure and Kinetics During Gas Tungsten Arc welding of Helium-containing Stainless Steel", Metall. Trans. A, 21 (1990) 2585-2596.

- 6) K. Watanabe, S. Jitsukawa, S. Hamada, T. Kodaira and A. Hishinuma, "Weldability of Neutron-Irradiated Type 316 Stainless Steel", Fus. Eng. Des., 31 (1996) 9-15.
- 7) K. Tsuchiya, H. Kawamura and R. Oyamada, "Reweldability Test of Irradiated SS316 by TIG Welding Method", J. Nucl. Mater., 233-237 (1996) 218-223.
- 8) K. Asano, S. Nishimura, Y. Saito, H. Sakamoto, Y. Yamada, T. Kato and T. Hashimoto, "Weldability of Neutron Irradiated Austenitic Stainless Steels", J. Nucl. Mater. 264 (1999) 1-9.
- 9) K. Tsuchiya, H. Kawamura and G. Kalinin, "Reweldability Tests of Irradiated Austenite Stainless Steel By TIG Welding Method", J. Nucl. Mater., 283-287 (2000) 1210-1214.
- 10) 小藪 健, 浅野恭一, 高橋英則, 坂本博司, 川野昌平, 中村友美, 橋本素行, 越石正人, 加藤隆彦, 桂 了英, 西村誠二, "中性子照射を受けたステンレス鋼およびニッケル基合金の溶接性について", 溶接学会論文集, 18 (2000) 606-616.
- 11) H.Yamada, H. Kawamura, K. Tsuchiya, G. Kalinin, W. Kohno and Y. Morishima, "Reweldability Tests of Irradiated 316L(N) Stainless Steel Using Laser Welding Technique", J. Nucl. Mater. 307-311 (2002) 1584-1589.
- 12) G. Kalinin, V. Barabash, A. Cardella, J. Dietz, K. Ioki, R. Matera, R. T. Santoro, R. Tivey and The ITER Home Teams, "Assessment and Selection of Materials for ITER In-vessel Components", J. Nucl. Mater. 283-287 (2000) 10-19.
- 13) A. A. F. Tavassoli, "Present Limits and Improvements of Structural Materials for Fusion Reactors - A Review", J. Nucl. Mater. 302 (2002) 73-88.

JAEA原子力科学研究所 環境放射線監視システムの開発

Development of the New Environmental Radiation Monitoring System in JAEA Nuclear Science Research Institute

武原 一記\*      佐々 陽一\*\*      関田 勉\*\*\*  
 Kazuki Takehara      Youichi Sasa      Tsutomu Sekita

〔概 要〕

日本原子力研究開発機構（JAEA）東海研究開発センター原子力科学研究所では、法令に則り、原子力施設周辺環境の放射線測定および気象観測、測定結果の集計・分析、データの記録・保管および関係機関への報告を行っている。2005年度に、環境放射線監視業務の信頼性向上と業務効率化を目的に、環境放射線監視システムの更新を実施し、新装置を2006年3月より本稼働させている。本稿では、新環境放射線監視システムの特徴や機能について紹介する。

1. はじめに

2005年10月に「日本原子力研究所」と「核燃料サイクル開発機構」が統合し発足した「日本原子力研究開発機構」の「東海研究開発センター 原子力科学研究所」（以下、「原科研」と略す）には、複数の原子炉や放射性物質取扱施設があり、周辺環境放射線監視のため、4局のモニタリングステーション（以下、「MS」と略す）と14局のモニタリングポスト（以下、「MP」と略す）を施設内外に配置し、施設外に排出する排水中放射線の測定を行う2局の排水モニタ、および1局の気象観測局も設置する。これら監視機器からテレメータ経由で24時間常時観測データを収集する。図1に、環境放射線監視機器の設置状況を示す。

今回の更新では、システムの基本的な機能の変更は行わず、ハードウェアおよびソフトウェアに新製品を適用し、信頼性および利便性の向上を図った。以下に主な更新目的を示す。

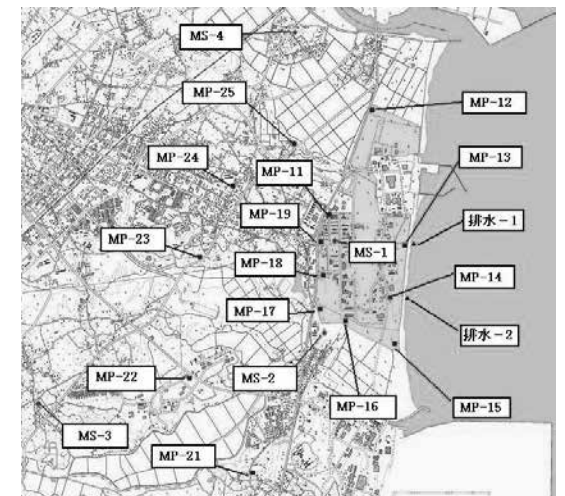


図1 環境放射線機器の設置状況

(i) 老朽化機器の更新

更新対象としたシステム機器は、1999年の運用開始から7年が経過している。また、前回の更新時には対象外となり、1987年より約20年間にわた

\* 富士通(株) 科学ソリューション事業本部 科学ソリューション統括部

\*\* (独)日本原子力研究開発機構 関西光科学研究所 管理部 保安管理課 (2006年3月まで原子力科学研究所)

\*\*\* 同機構 東海研究開発センター 原子力科学研究所 放射線管理部 環境放射線管理課

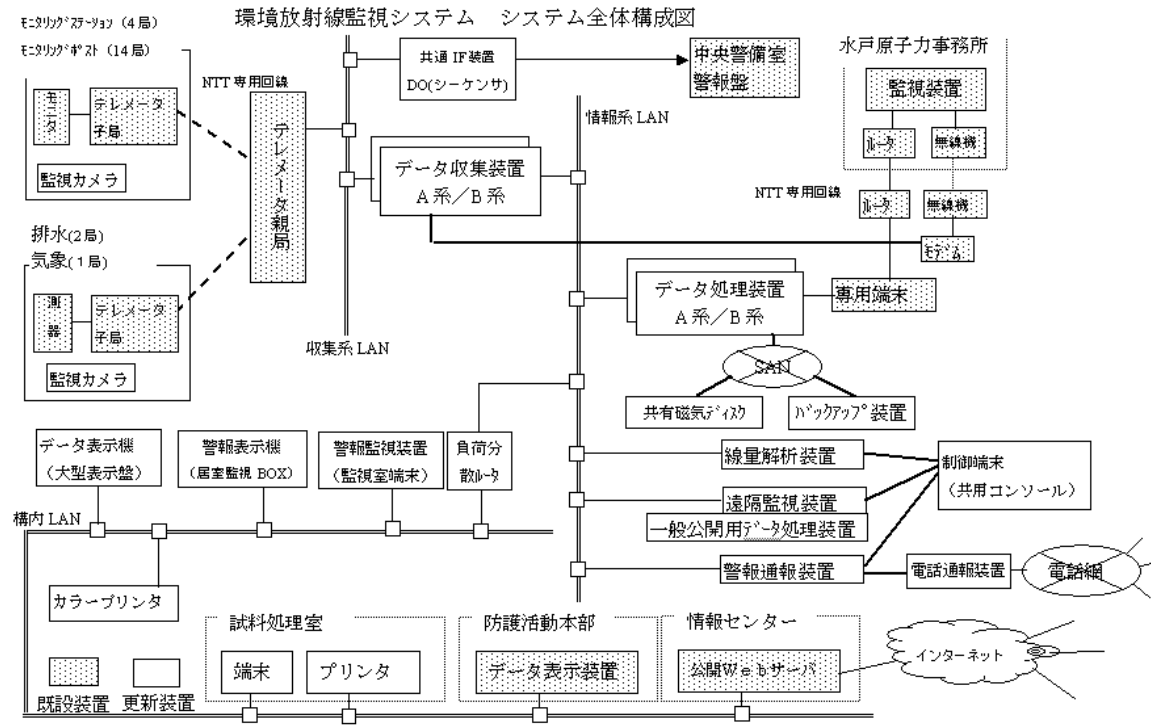


図2 システムの概要

り稼動し続けた機器（大型表示盤や、警報監視盤などの特注装置）についても更新を実施した。

(ii) システムの高信頼化

従来のシステムでは、データベースを搭載するデータ処理装置は二重化されていなかった。今回、高信頼化パッケージ製品を適用することで、データ処理装置の二重化を実現し、システムの信頼性の向上を行った。

(iii) システムの統合化

これまで追加増設されてきた周辺システムを、本システム機器に統合し、サーバが散在する状況を一新し、システム運用の効率化を行った。

図2に、本システムの概要を示す。

2. システムの構成

2.1. ハードウェアの構成

本システムは、表1に示す通り、UNIXサーバ4台、Windowsサーバ3台、共有ディスク装置、バックアップ装置、大型表示装置、警報表示装置、端末PC、カラープリンタ、ネットワーク装置な

どより構成される。

(1) データ収集装置 (UNIXサーバ)

「命令リトライ機能」や「データ保護機能」を充実する富士通のCPU「SPARC64V」を搭載したPRIMEPOWER 250 (2U [1U=約44mm]タイプ) 2台で構成される。本装置はA系/B系として常時2台が動作するホットスタンバイ方式で動作し、主系サーバがDBに書き込む制御権管理方式となっている。

(2) データ処理装置 (UNIXサーバ)

上述のPRIMEPOWER 250で7枚まで増設カード搭載が可能な(4Uタイプ) 2台で構成される。本装置は富士通の高信頼システム構築パッケージPRIMECLUSTERにより障害時に待機系で自動的に業務プログラムが立ち上がり、運用系に切替わるコールドスタンバイ方式で動作する。

データを格納する外部ディスクは2台のサーバで共有し、2GbpsのFC (Fiber Channel) でSAN (Storage Area Network) 接続する。

本装置は、データベース上のデータを基に各種

表1 機器構成一覧 (サーバ関連)

サーバ名	製品名
処理装置 A号機	PRIMEPOWER 250 (4U, SPARC64 V (1.87GHz) ×1, メモリ4GB, ディスク73.0GB×2, Solaris 9 OE)
処理装置 B号機	PRIMEPOWER 250 (4U, SPARC64 V (1.87GHz) ×1, メモリ4GB, ディスク73.0GB×2, Solaris 9 OE)
収集装置 A号機	PRIMEPOWER 250 (2U, SPARC64 V (1.1GHz) ×1, メモリ1GB, ディスク73.0GB×2, Solaris 9 OE)
収集装置 B号機	PRIMEPOWER 250 (2U, SPARC64 V (1.1GHz) ×1, メモリ1GB, ディスク73.0GB×2, Solaris 9 OE)
線量解析用サーバ	RX100 S2 (Windows Server (TM) 2003 アレイタイプ-147GB×2 (RAID1) ) Pentium (R) 4 3EGHz/1MB, メモリ1GB
一般公開用/遠隔監視用サーバ	RX100 S2 (Windows Server (TM) 2003 アレイタイプ-147GB×2 (RAID1) ) Pentium (R) 4 3EGHz/1MB, メモリ1GB
警報通報用サーバ	RX100 S2 (Windows Server (TM) 2003 アレイタイプ-147GB×2 (RAID1) ) Pentium (R) 4 3EGHz/1MB, メモリ1GB
共有ディスク	ETERNAS3000モデル80ラック搭載 146GB/10krpmディスクドライブ (RAID5) (3D+1P) +1HS+ (4D+1P)
バックアップ装置	LT130ラックマウント FC接続 Ultrium2 (LTO第二世代)

報告書作成などバッチ的な処理を実行するためCPU負荷に変動が出やすい。このため、常時1分以内に収集サイクルを終える必要があるデータ収集装置とは別装置にした。

(3) 各専用機能サーバ (Windowsサーバ)

1) 線量解析装置

富士通の薄型1U IA (Intel Architecture) サーバPRIMERGY RX100上に、緊急時の簡易拡散予測 (線量解析) を行う機能を搭載した装置である。

2) 一般公開用データ処理装置/遠隔監視装置

同じくPRIMERGY RX100上に、一般公開用データ処理と、遠隔監視を行う機能を搭載した装置。一般公開用データ処理/遠隔監視はJAEA公開用Webサーバに作成したコンテンツのファイル転送をする。セキュリティ確保のため、本装置IPアドレスからのみ公開用Webサーバにアクセスできるように制限を行っている。

3) 警報通報装置

同じくPRIMERGY RX100上に、データ収集装置上の警報出力機能の指示により、非常通報を行

う機能を搭載した装置。

通報手段は、同報の携帯メール送信と、電話通報装置による自動音声通報となる。通報先相手からプッシュボタンによる確認応答を受付ける。電話通報装置は公衆回線と接続する外付装置である。

(4) 大型表示盤 (DLPディスプレイ)

富士通フロンテック製100インチDLP大型ディスプレイ装置 (DLP: 米国Texas Instruments社の登録商標)。DLPは半導体微細構造作成技術を応用し、微小なミラーを画面画素数分構成して個別に動かす半導体素子 (DMD: デジタル・マイクロミラー・デバイス) を用いた画面焼付のない投射型プロジェクタである。

図3にDMDの拡大図を紹介する。

(5) 警報表示盤 (Embeddedコンピュータ)

PFU製組込型PC (ML1200) を居室の壁に設置した。ML1200は高信頼化のため、ハードディスク代替としてフラッシュメモリを搭載し、冷却ファンレスの省電力型CPUを用いて、モータなどの駆動部分を不要にしている。またハードディス



端末側からデータ取得し、デジタル専用回線で1分値を送信する有線機能もある。

### (3) 操作／表示端末装置

#### ①収集制御機能

測定データの表示、システムの動作状態表示、測定器の制御を行う画面を有する。子局からあがる全ての状態信号の表示と、ボード単位の実装／未実装の表示と設定変更が行える。

#### ②定数設定機能

スケール変換係数、警報判定値などの定数を管理する画面を有する。

各局の各測定値ごとに変換係数および判定値を設定できる。

#### ③警報監視機能

各サーバの動作状態、各子局テレメータの状態、警報判定結果を表示する画面を有する。

親局テレメータおよびデータ収集装置のA系／B系動作状況、1分値収集最新時刻／水原送信済最新時刻の表示、一覧画面による各局警報状況表示を行う。

#### ④メッセージ履歴機能

本システムで発生したメッセージを表示する画面を有する。

メッセージ発生期間による絞り込み、種別や内容による検索が行える。

#### ⑤トレンド表示機能

測定したデータをトレンドグラフ、トレンド表に表示する画面を有する。

最新データの自動更新表示、および期間指定による過去データ表示を行う。

#### ⑥オーバービュー表示機能

測定したデータを地図上に一覧表示する画面を有する。

最新データの自動更新表示、指定する時刻の過去データ表示を行う。

#### ⑦帳票出力機能

測定または集計したデータをExcelにて表示し、必要に応じて印刷する。

MS, MP, 排水, 気象の単位で、時報、日報、月報、年報の帳票を出力する。

#### ⑧データ管理機能

10分値補正、手動集計指示などのシステム管理

を行う画面を有する。

個別もしくは期間指定などで選択したデータに対する四則演算、直接編集などを可能とする。

### 3. システムの特徴

新システムの3つの特徴点について説明する。

#### 3.1. ソフトウェア化

従来は、特別に設計・製造したハードウェアにより実現し、名称変更や信号割当てなどの改造を容易にできなかった機器、機能をソフトウェア化することで、柔軟性を大幅に向上させた。

##### (1) 大型表示盤

環境放射線測定値のリアルタイムデータは、従来大型監視盤(地図を描いたパネル上に数字表示器を埋込んだ装置)に表示していたが、今回大画面技術の進展を取入れ、100インチ大型ディスプレイでの表示を実現し、ソフトウェアの変更で地図や表示内容を変えられるようにした。

大型表示盤は4台の50インチディスプレイを組合せており、VGA(1024×768)ディスプレイ4台分(2048×1536)として動作する。

「2×2出力」を持つグラフィックカードを利用することにより、大画面への表示を1台のPCで実現した。これにより、大型表示盤出力用のプログラム作成では解像度の違いだけを意識し、その他の機能については全く同一となっている。図6に大型表示盤の写真を掲載する。

##### (2) 警報表示盤

従来、警報表示／確認操作はスイッチボックス



図6 大型表示盤



図7 警報表示盤

で表示／操作した。今回、駅の自動販売機などでも利用されるタッチパネルによるソフトウェア画面でボタン操作を実現した。タッチパネルPCはスイッチボックス代替として十分な信頼性・耐久性を確保するため、組込型PCを採用した。スイッチボックスと異なり、データ収集装置とLANで接続して動作する。表示信号を変更する場合は電文の見直しと、画面の修正のみで対応が可能となる。図7に警報表示盤の写真を掲載する。

#### 3.2. 高信頼化

##### (1) 高信頼化パッケージ (PRIMECLUSTER)

テレメータ親局と子局間の通信回線が細いことから、データ収集装置が停止して収集指示のリトライが発生した場合には、再収集に時間がかかるため、これまでアプリケーションで作成したホットスタンバイ二重化機能により、データ収集装置の1台が停止しても影響がないようにしていた。データ処理装置については、万一停止した場合にも、データ収集装置側でデータを一時保管する機能があるため二重化していなかった。

しかしながら、復旧後、迅速に再収集ができるとしても、データ処理装置停止中にはリアルタイムの画面監視に支障が出ることから、今回、データ処理装置を二重化することで回避した。データベースを複数サーバで共有する技術はクラスタ技術と呼ばれる。本システムの仕様上、1分収集サイクルという条件から費用対効果を考慮し、切替えに数分程度かかる待機型クラスタを選択した。障害時に待機系で自動的に業務が立ち上がり、系

が切替わるコールドスタンバイ方式となっている。

##### (2) 高信頼共有ディスク

データベースが格納されるハードディスクは2台のサーバで共有する構成となっており、基幹部分で二重化されていない唯一の装置となっている。このため、高信頼化を目的とした冗長機構や自動回復機構を持たせた。

実利用領域全体で1TBを構成する共有ディスクは、146GBのハードディスク10本を、4本でRAID5 (RAID5: グループ内の1台のハードディスクが故障してもパリティ情報を用いて修復可能な冗長機構) を構成するグループ (/oradb) と、5本でRAID5を構成するグループ (/oradat) に分け、残る1本をハードディスクが故障した際に、自動的に交替するホットスペア用予備ディスクとしている。[(3D+1P)+1HS+(4D+1P)構成]

このため、同じグループ内で2台のハードディスクがほぼ同時に故障、もしくは交換までに3台が故障しない限りデータの損失がない設計となっている。

また、データベースのオフラインバックアップデータをもう一つのグループに退避することで、最悪データベースを格納するグループが破壊した際も迅速に復旧できるようにしている。

#### 3.3. 統合化

##### (1) ラック搭載とPMAN集中管理

従来、周辺システムとして個別に導入されていたシステムを、今回の更新を機に統合することにして、19インチラック(1inch=2.54cm, 19インチはラック幅)に全てのサーバを組込むことで設置場所の削減を行った。図8にラック配置図を掲載する。

また、FFC製のPMAN100電源管理装置を用いることで、7台のサーバと1台のネットワーク装置の電源ON/OFFを、1つのブラウザ画面から一斉に操作することを可能にし、システム運用操作の統一化を実現した。図9にPMAN操作画面を掲載する。

##### (2) 端末機能のブラウザ化

既存システムでは、表示端末は環境放射線監視システムのアプリケーションをインストールする

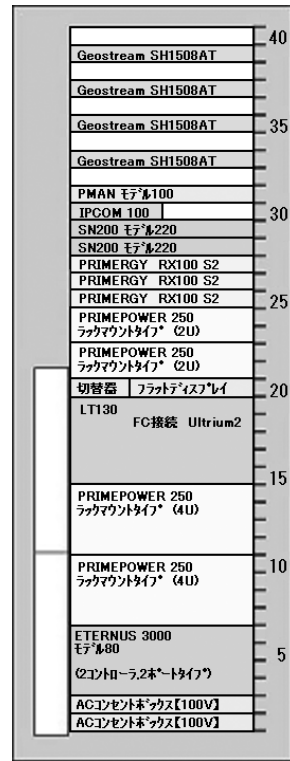


図8 ラック搭載図

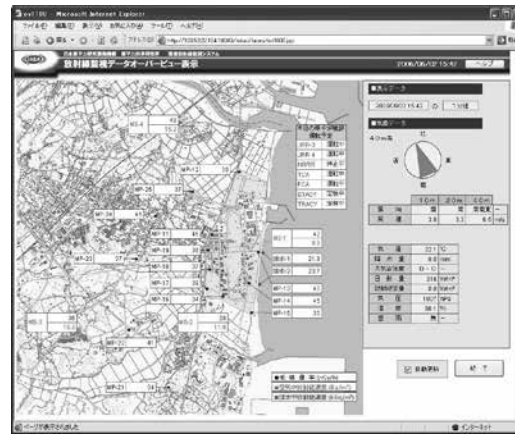


図10 オーバービュー

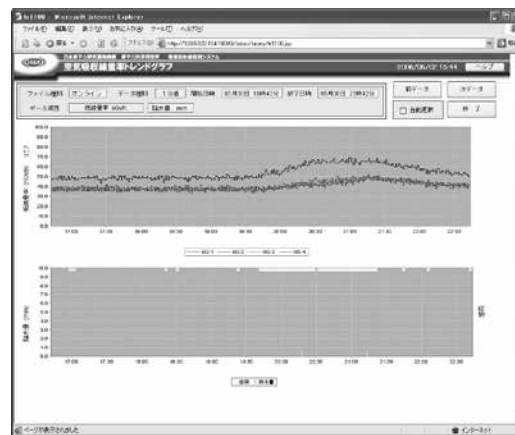


図11 トレンドグラフ

基に個別に画面を作成する。このような動的Web画面により、選択された局のみをグラフに出力するなどC/S (Client Server) 方式の画面と同様な操作を可能とした。これにより、日本原子力研究開発機構のイントラネットに接続されているパソコンのブラウザから、監視室に設置されている表示端末と同様のトレンドグラフやオーバービューを見ることが可能となった。図10にオーバービュー、図11にトレンドグラフを掲載する。

(3) 簡易拡散予測 (線量解析) のシステム化

異常時や緊急時に、放射能拡散や放射線影響の予測を簡易かつ迅速に行い、可視化できるシステムが求められた。緊急時における影響予測としてはSPEEDIがあるが、緊急時に至らない場合や、結果が計算され連絡されるまでの間に現場で簡易

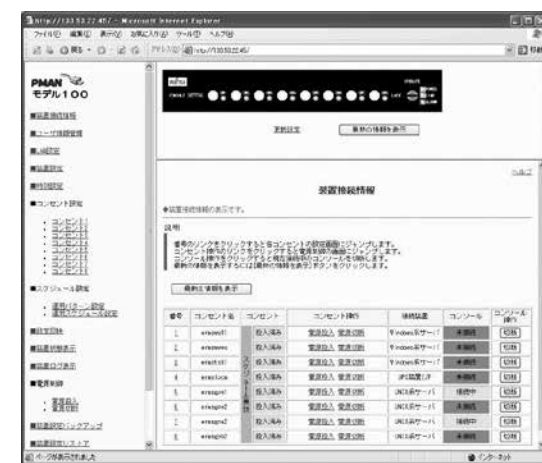


図9 PMAN操作画面

必要があったが、新システムではWebブラウザ (IE) 上でトレンドグラフ・オーバービューなどの画面も表示する。

Webサーバ側ではブラウザ端末ごとにセッションを管理しており、利用者がトレンドグラフに表示する局数や、期間指定などの表示条件設定を

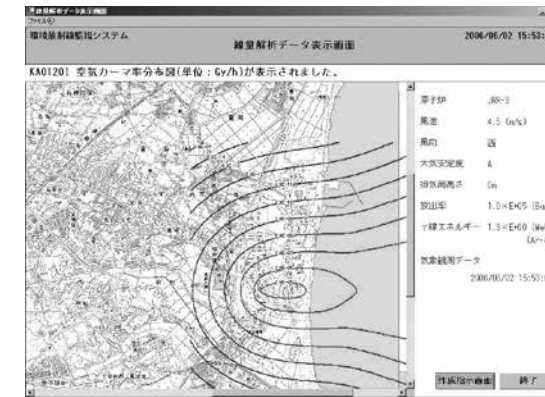


図12 簡易予測図

に影響を把握する機能が望まれた。以前これらを目的として別途構築したシステムは、結果表示まで数分を要していたため、今回統合し構築する上で、数秒以内の表示を目指して数値計算処理を削減する工夫を行った。

具体的には、旧日本原子力研究所が取りまとめた、放出放射性物質の拡散による地表での「等空気カーマ率分布図」および「等空气中放射能濃度分布図」<sup>1)</sup>と2万5千分の1地図を画面上で合成するシステムなどを構築した。

「風向」、「風速」については気象観測局データから自動での取得、ならびに手動での設定を可能としている。図12にシステムを用いて合成した簡易予測図を掲載する。

4. おわりに

新環境放射線監視システムにより、所内のパソコンであれば、ブラウザを用いることで環境放射線監視室の監視画面と同一のものを利用できるようになり、環境モニタリング情報の高度化・共有化を実現できた。

また、環境放射線監視室に設置されていた多数のサーバは19インチラック一つに集約し、設置スペースの削減はもとより、操作性も向上した。

最後に、本システムを構築するにあたり、多大なご指導、ご協力を頂いた関係各位に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 橋 晴夫, 他: “排気筒から放出される放射性雲の等濃度分布図および放射性雲からの等空気カーマ率分布図 (Ⅲ)”, JAERI-Data/Code 2004-010 (2-004)

# 発電用新型炉へ適用する 建屋全体3次元免震システムの開発

## Development of Three-Dimensional Seismic Base Isolation System Applied to Advanced Nuclear Power Plant

須原 淳二\*      松本 良一郎\*      大谷 章仁\*\*  
 Junji Suhara   Ryoichiro Matsumoto   Akihito Otani  
 島田 貴弘\*\*\*   井上 和彦\*\*\*\*   生玉 真也\*\*\*\*\*  
 Takahiro Shimada   Kazuhiko Inoue   Shinya Ikutama

〔概要〕

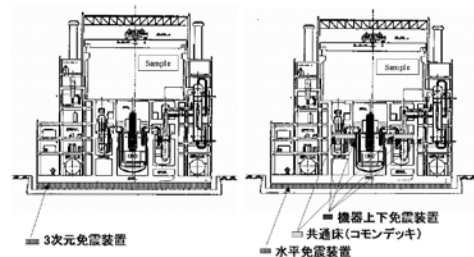
地震国であるわが国で発電用新型炉を実現するには耐震安全性を確保することが重要となる。地震荷重を大幅に低減することができる免震技術は発電用新型炉の耐震安全性を確保した上での経済性の向上が期待できる有効な技術である。しかしながら、従来の水平免震は水平地震動に対しては効果があるが鉛直地震動はそのまま伝達されるため、機器および建屋設計の合理化を十分達成できない場合がある。本論文では経済産業省の委託研究により平成12年度から平成16年度にわたり開発を進めてきた3次元免震システム概念および縮小試験体による性能確認試験の内容を紹介する。

### 1. はじめに

発電用新型炉のひとつであり、ウラン資源の利用効率の最も高い高速増殖炉（以下FBRと略称する）の実用化研究が進められている<sup>1)</sup>。FBRは軽水炉に比べて高温・低圧で運転されるため、機器・配管は熱過渡現象における大きな熱荷重による破損防止に重点がおかれ、比較的薄肉で柔な構造となる。一方、地震荷重に対しては機器・配管の剛性を十分に確保することが求められる。これら熱荷重と地震荷重の相反する設計条件の合理化、最適化がFBRの大きな課題である。免震システムの適用による地震荷重の大幅な緩和は、この課題に対処する有効な手段である。水平免震については、すでにFBRを対象に研究が実施され、原子力発電所免震構造設計技術指針<sup>2)</sup>として取りまとめられている。3次元免震システムにより、

水平に加えて上下方向を免震することは更に設計の合理化が可能になると考えられる。

筆者等は平成12年度から3次元免震システムの実用化を進めてきた<sup>4)~9)</sup>。免震の方式として、原子炉建屋全体を免震する「建屋全体3次元免震方式」と、建屋は水平免震とし主要機器のみを上下免震する「建屋水平+機器上下免震方式」の2方式について開発を行った（図1）。



(a) 建屋全体3次元免震 (b) 機器上下+水平免震

図1 発電用新型炉に適用する3次元免震方式の概念図

\*清水建設(株) エンジニアリング事業本部 原子力本部 原子力技術部

\*\*石川島播磨重工業(株) 原子力事業部 原子力プラント設計部

\*\*\*同社 技術開発本部 総合開発センター システムエンジニアリング部

\*\*\*\*日本原子力発電(株) 直営化企画推進プロジェクトチーム

\*\*\*\*\*同社 開発計画室

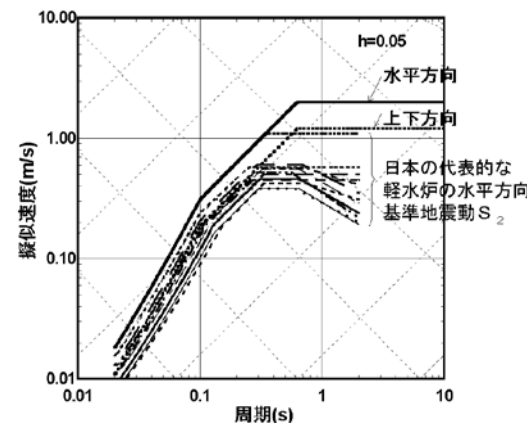


図2 検討用入力地震動の速度応答スペクトル

表1 機器および建屋評価パラメータ

固有振動数 $f_v$ (固有周期 $T_v$ )	上下減衰 $h_v$			
	2%	10%	20%	40%
20Hz (0.050s)	- ○×	-	-	-
14Hz (0.071s)	××○×× ○×	-	-	-
3Hz (0.33s)	-	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○
1.5Hz (0.67s)	-	○○○×○ ○×	○○○○○ ○○	○○○×○ ○○
1Hz (1.0s)	-	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○	○○○×○ ○○
0.67Hz (1.5s)	-	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○
0.5Hz (2.0s)	-	○○○○○× ○○	○○○○○ ○○	○○○○○ ○○

注) ■は機器、建屋設計が合理化される領域

(評価項目と制限値)

〈機器側からの要求(表1の上段左から)〉	
・炉心支持板中心の上下応答加速度	固有振動数3Hzで14m/s <sup>2</sup> 以下 固有振動数1Hzで9m/s <sup>2</sup> 以下など
・炉心支持板中心の上下応答変位	6.5mm以下
・炉心支持板の面外変形	1.6mm以下
・原子炉容器の座屈	高温構造座屈評価式(安全率1.35)
・建屋端部の変位	0.7m以下
〈建屋側からの要求(表1の下段左から)〉	
・建屋水平応答加速度	入力加速度(8.31m/s <sup>2</sup> )以下
・建屋上下応答加速度	入力加速度(5.56m/s <sup>2</sup> )以下

(記号の説明)

	○	○	×
機器	裕度 $\geq 1.1$	1.1>裕度 $\geq 1.0$	1.0>裕度
建屋	裕度 $\geq 1.0$	水平: 1.0>裕度 $\geq 0.85$ 上下: 1.0>裕度 $\geq 0.57$	左記以外

裕度 = 制限値/発生値

ここでは2種類の免震方式のうち、建屋全体3次元免震方式に関して実機プラントへの適用のために実施した装置開発と縮小試験体による免震性能の確認試験結果を報告する。

### 2. 建屋全体3次元免震システムの開発方針

#### 2.1. 検討用入力地震動

検討用入力地震動は、FBR実証炉研究にも適用されたもので、国内軽水炉の設計条件をカバーし、「やや長周期」側に余裕を持たせた最大級の地震動を設定した(Case Study S<sub>2</sub>と呼ぶ)<sup>3)</sup>。上下方向は水平方向の0.6倍に設定し、最近発生した大地震データと比較して妥当性を確認している<sup>4)</sup>。検討用入力地震動の速度応答スペクトルを図2に示す。

#### 2.2. 免震装置への要求性能

3次元免震システムを適用する発電用新型炉としてナトリウム型FBR中型炉を対象(表2, 図3)に、機器設計および建屋設計が合理的となる免震装置への要求条件を検討した。すなわち、対象としたFBRプラントに対して検討用入力地震動を用いて免震条件(固有振動数, 減衰)をパラメータに地震応答解析を行い、解析結果と機器・建屋が合理的となる評価基準との比較から、3次元免震システムの固有振動数と減衰の組合わせを評価した<sup>5),6)</sup>。評価結果を表1に示す。表中、灰色の部分は裕度(制限値/発生値)が1以上となり機器および建屋設計の合理化が期待できる領域である。

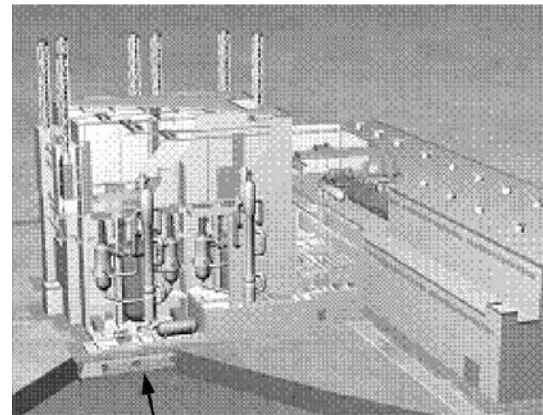
免震装置の上下方向の特性に関しては開発開始時にできる限り長周期を目標に上下固有振動数0.5Hz(固有周期2秒)、減衰20%を目安としてきたが、固有振動数と減衰の組合わせが表1に示す設計の合理化範囲に入っており、当初設定した設計目標の妥当性を確認した。

#### 2.3. 3次元免震システム

開発当初、発電用新型炉へ適用する上下方向固

表2 原子炉建屋の仕様

項目	仕様
型式	ナトリウム冷却型炉
電気出力	75万kWe × 4基
建屋寸法	82m × 75m × 62m
建屋重量	約27万ton



建屋全体3次元免震装置

図3 検討対象の原子炉建屋

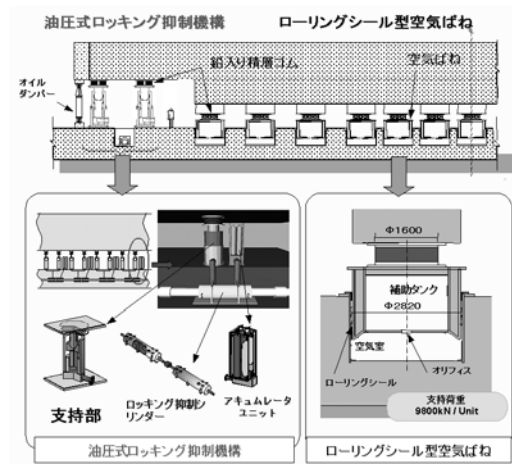


図5 建屋全体3次元免震装置の概念

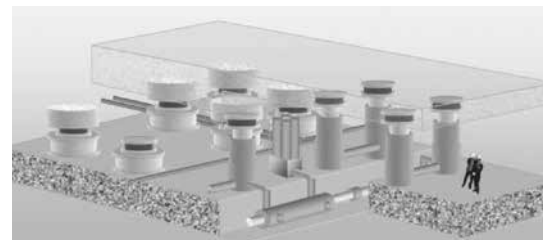


図4 免震装置が設置される免震層の鳥瞰図

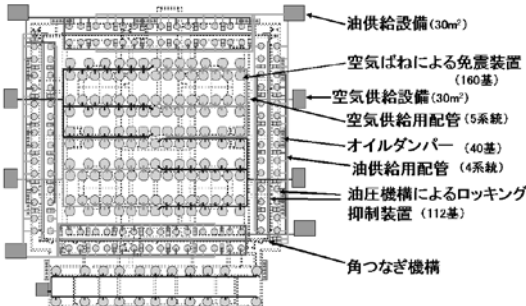


図6 建屋全体3次元免震装置の配置

表3 相似則

物理量	相似則	(模型/実機)
長さ	$1/\lambda$	1/7
速度	$1/\lambda^{0.5}$	1/2.7
加速度	1	1
時間	$1/\lambda^{0.5}$	1/2.7
質量	$1/\lambda^3$	1/343
応力度	$1/\lambda$	1/7
密度	1	1

3.1. 振動台試験

(1) 相似則

振動台試験に用いる試験体の設計では、加速度と密度が実機と模型で等しくなる相似則を用いた。また、長さの縮尺は振動台の加振能力から1/7とした。試験体の相似則を表3に示す。

(2) 試験体の設計

相似則にしたがい製作した空気ばねおよびオイ

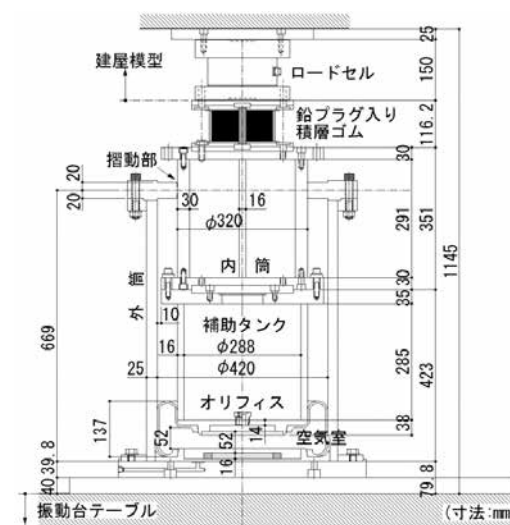


図7 空気ばね試験体

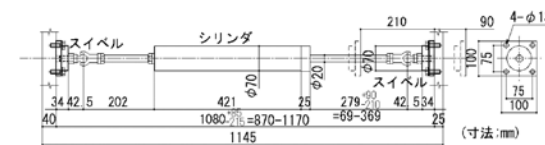


図8 オイルダンパー試験体

ルダンパー試験体を図7, 8に示す。

建屋を模擬した質量11.7tの剛体模型を、2m間隔で配置した4体の空気ばねで支持する。建屋模型は、重心高さ/基礎幅が実機と同じ1/3.5となるように設計した。空気ばねの絞り減衰と4体のオイルダンパーの粘性減衰により、目標減衰20%を確保する設計とした。更に、パンタグラフ型のロッキング抑制装置を設けてロッキング動を抑制した。試験の全景を写真1に示す。

(3) 入力地震動

地震波加振に用いる入力地震動はCase Study S<sub>2</sub>波とした。ただし、振動台の加振能力を考慮して、高振動数および低振動数成分をカットするバンドパスフィルター処理した地震動を作成した。水平方向および上下方向の振動台への入力動の加速度応答スペクトルを図9に示す。これらの図には、実スケールの地震動(原波)、時間の相似則により縮小した地震動(時間軸を縮小した原波)およびバンドパスフィルターを通した地震動(フィルター波)を示してある。



写真1 空気ばね単独の振動台試験

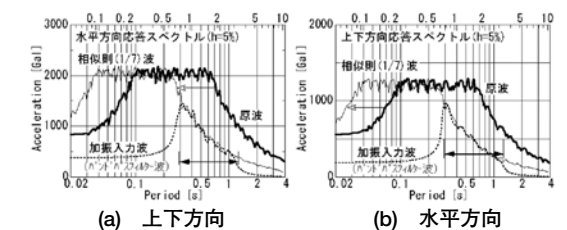


図9 振動台への入力地震動の加速度応答スペクトル

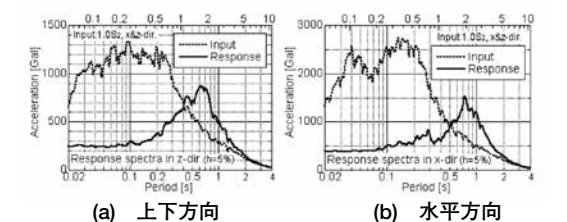


図10 床応答スペクトル (Case Study S<sub>2</sub>, 原波入力)

(4) 地震波加振結果

地震波加振時の上下方向および水平方向の床応答スペクトルを図10に示す。上下方向および水平方向共に、短周期成分が入力に対して1/5程度に低減している。

3.2. 空気ばねの高圧化

(1) 空気ばねの高圧化の目的

実機で設定している支持荷重9.8MPaの空気ばねの常時圧力は1.6MPaで直径は3mである。空気ばねの常時圧力を高圧化することにより装置の小型化が可能となり、装置の製作性の向上、コストダウン、メンテナンス性の向上などの効果が期待できる。そこで、空気ばねの直径を2mに小型

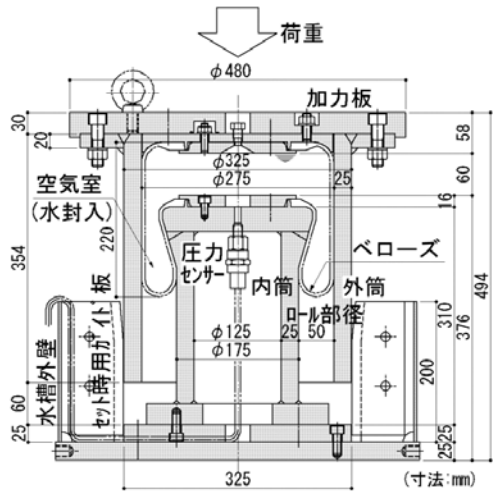


図11 耐圧試験に用いる空気ばね試験体



写真2 空気ばねの耐圧試験

化する場合を考えると、空気ばねの常時圧力が3.5MPaとなる。空気ばねの破壊圧力を常時圧力の5倍と考え、破壊圧力が17.5MPaの空気ばねの実現性について検討する。

(2) 試験体および試験装置

ローリングシール型空気ばねの高圧化のための方策として、ロール部径を小さくすること、補強繊維層の数をふやすこと、ゴムベローズと外筒の初期隙間を狭くすることが考えられる。これらをパラメータとした試験体を作成し耐圧試験を実施した。試験体の断面図を図11に示す。

耐圧試験の状況を写真2に示す。外筒、内筒およびゴム製ベローズで密封される空間内部に水を封入し、6MN試験機で外筒上部を圧縮して内部の水圧を上げゴム製ベローズを破裂させる試験である。

(3) 耐圧試験結果

表4 空気ばねの最大圧力

#	ロール部径 (mm)	補強繊維数	初期隙間 (mm)	ビードワイヤー数	最大圧力 (MPa)	損傷モード
1	50	2	29	4×4 loops	5.15 5.28 5.11	ゴムの破断
2	30	2	16	4×4 loops	10.89 11.26 10.41	ゴムの破断
3	50	4	16	4×5 loops	11.38 11.19 11.37	ビードの破断
A1	50	2	16	4×4 loops	6.71 6.77 7.15 7.15	ビードの破断 ゴムの破断
A2	30	4	16	4×5 loops	19.85 21.75 19.87	ゴムの破断
A3	50	4	29	4×5 loops	9.40 10.07 9.76	ゴムの破断
A2	50	4	16	4×6 loops	11.90	ビードの破断

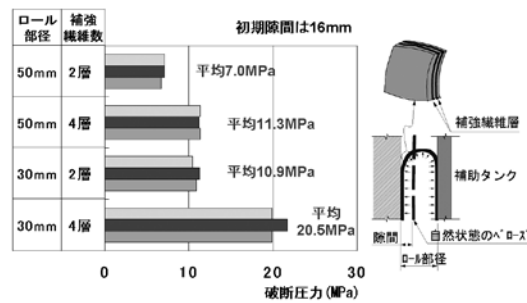


図12 ロール部径と補強繊維数と破断圧力の関係

高圧化空気ばねの耐圧試験結果を表4に示す。また、ロール部径や補強繊維の数と耐圧強度の関係を図12に示す。空気ばねのゴム製ベローズの破断状況を写真3に示す。

ロール部径30mm、補強繊維数4層とした場合、耐圧強度は試験体3体の平均で20.49MPaとなり、高圧化の可能性を確認した。

4. 油圧機構によるロッキング抑制装置の開発

4.1. ロッキング抑制機構の概要

ロッキング抑制の原理を図13に示す。水平動入力によるロッキングにより建屋の両端で上下変

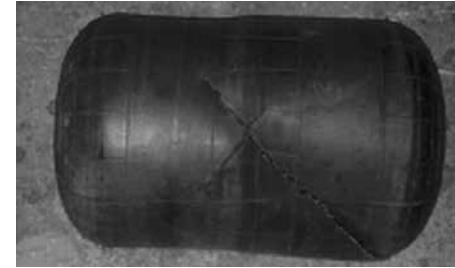
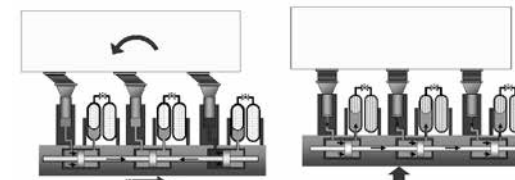


写真3 破断した空気ばねのゴム製ベローズ



(a) ロッキング時 (b) 上下変形時

図13 油圧機構によるロッキング抑制の原理

位が逆位相になる場合、ロッキング抑制シリンダーに荷重支持シリンダーからの相反する反力が生じてロッキングを抑制する。一方、上下動入力による上下動は建屋の全ての位置で同位相の変位となりロッキング抑制シリンダーには反力が生じないため、上下動を抑制することはない。

油圧機構によるロッキング抑制装置は、建屋重量を直接支持する荷重支持シリンダ (LC) と、複数のLCの上下変位を同期させるためのロッキング抑制シリンダ (RC) および角つなぎシリンダ (CC) からなる。上下の周期性能はアキュムレータユニット (ACC) のガスの圧縮・膨張の弾性から、減衰性能はACCのガス室を、絞りを介して二つに分割し、絞りの圧力損失によって得る。

4.2. 試験方法

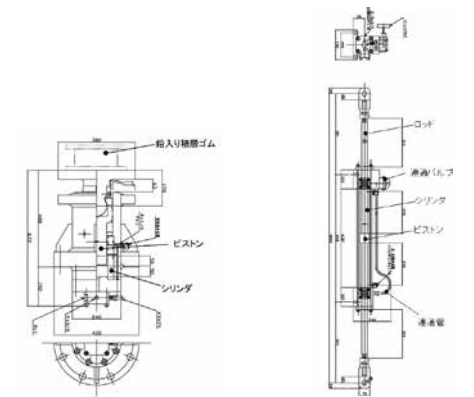
(1) 試験体

試験体は寸法で1/7の相似則 (表5) にしたがって製作した。ただし、実機においてRCおよびCCは4基のLCに対して1基接続されるのに対し、試験体では配置上の問題から1基のLCに対して1基接続することとし、RCおよびCCの受圧面積は相似則で決まる面積の更に1/4 (外径で1/2) とした。試験体の概略図を図14に示す。

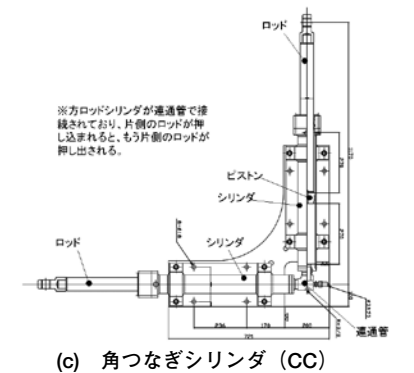
なお、荷重支持シリンダ試験体は上下方向の作

表5 試験体の相似則

装置	項目	実機	試験体
基本性能	支持荷重 (kN)	9800	28.6
	支持圧力 (MPa)	25	3.57
	上下周期 (s)	2.0	0.76
	上下減衰 (%)	25	25
LC	シリンダ内径 (mm)	720	100
	ストローク (mm)	350	50
RC	シリンダ内径 (mm)	800	60
	ロッド外径 (mm)	500	36
CC	可動ストローク (mm)	1400	250
	ロッド外形 (mm)	800	60
ACC	N2ガス容量 (L)	650	1.8
	絞り前後ガス比	1 : 2	1 : 2



(a) 荷重支持シリンダ (LC) (b) ロッキング抑制シリンダ (RC)



(c) 角つなぎシリンダ (CC)

図14 試験体外形図

動性の確保のために積層ゴムの下方に回転を自由とするスィベルを設けている。さらに、スィベルを固定して回転を拘束した試験ができるような構

造としている。

(2) 試験方法

ロッキング抑制装置の上下免震性能およびロッキング抑制性能を調べるため、定常振幅の強制加振試験を実施し、各要素が発生させる摺動抵抗力およびガス絞りの減衰力を計測した。試験装置の概要を写真4に示す。

摺動抵抗の発生要因は、荷重支持シリンダのピストンとシリンダ間の摺動部分の水平荷重による摩擦と、シールの圧力による押し付け力による摩擦が考えられる。前者に対しては0~0.4G相当の静的な水平荷重を作用させた状態での上下強制加振試験を、後者に関して2~10MPaまで初期圧力を変化させた状態での上下強制加振試験を実施した。

なお、各シリンダの摺動抵抗を分離するため、表6に示す3つの形態で試験を実施し、それぞれ

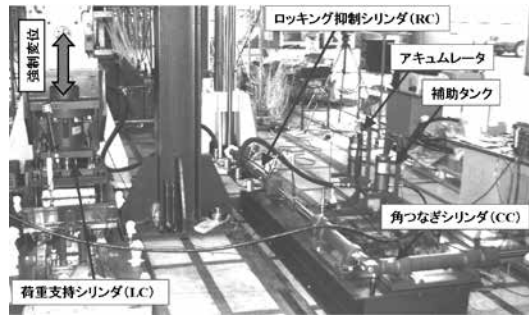
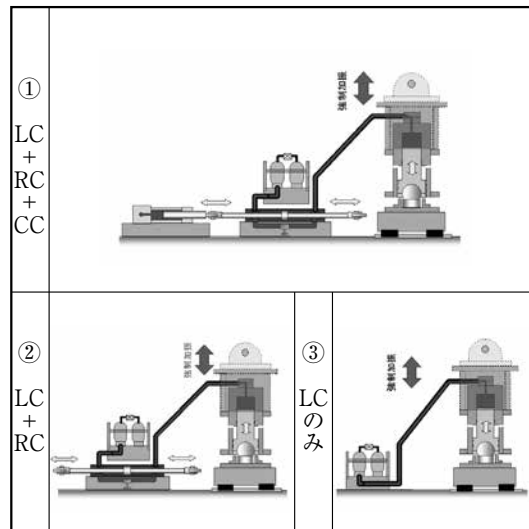


写真4 油圧機構の単体性能試験

表6 強制加振試験の形態



の差によって各シリンダの摺動抵抗を算出した。

4.3. 試験結果

(1) 摺動抵抗

摺動抵抗と圧力依存性および水平荷重との関係を図15に示す。いずれも切片を持つほぼ直線状の増加となっており、押し付け力に比例するクーロン摩擦でモデル化できることがわかった。

試験結果では常時圧力(3.57MPa)における一基の油圧免震ユニット(LC+RC+CC)あたりの摺動抵抗は合計3.5kNとなり、支持荷重(28.6kN)の12%程度と大きめの結果となり、免震性能に大きな影響を与えるが、シールの接触圧と接触面積およびウェアリングの接触圧と接触面積から実機相当に換算すると、水平震度0.3が作用した状態でも高々3.5%程度に収まることがわかる(図16)。また、スイベルを採用すれば、更に小さくなり、1.5%程度となる。

(2) 絞り減衰

絞り前後の差圧から圧力損失によって失われる正弦波加振1サイクルあたりのエネルギーの理論値と実験値を同時にプロットして図17に示す。両者

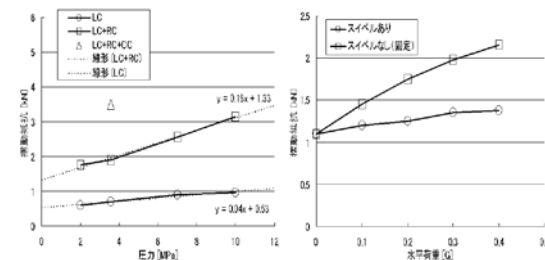


図15 摺動抵抗の圧力および水平力に対する変化

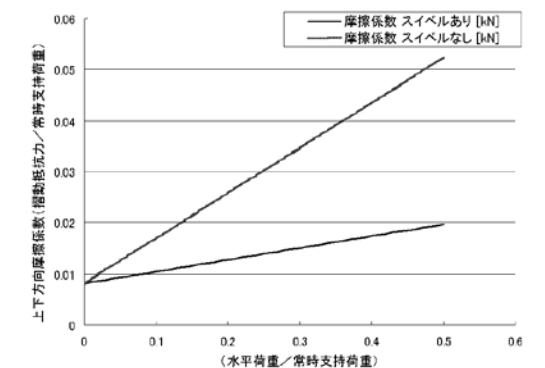


図16 実機における摺動抵抗推定値

はよく合致しており評価法の妥当性が確認できる。

5. 空気ばねと油圧機構を組合せた3次元免震システムの振動台試験

ローリングシール型空気ばねによる装置と油圧機構によるロッキング抑制装置を組合せた3次元免震システムの免震機能を確認するために振動台試験を実施した。

5.1. 試験体の概要

振動台試験に用いる試験体は中央に設置される空気ばね4体、オイルダンパー4体および周辺に設置される油圧機構によるロッキング抑制装置4体から構成され、剛体で模擬した建屋試験体は重心高/基礎幅が1/3.5と実機と同等となるよう設計した。積層ゴム試験体、空気ばね試験体および油圧機構によるロッキング抑制装置試験体は3章、4章で行った各装置単体の試験に用いた相似

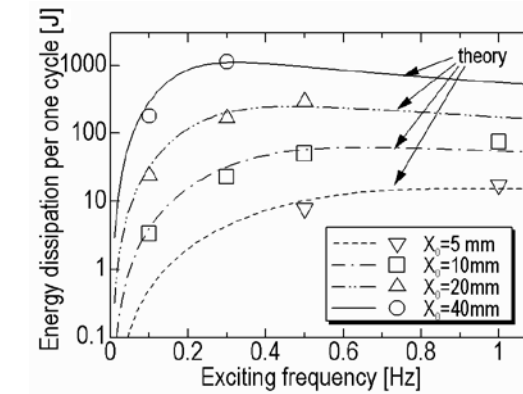


図17 1サイクルあたりのエネルギー吸収量

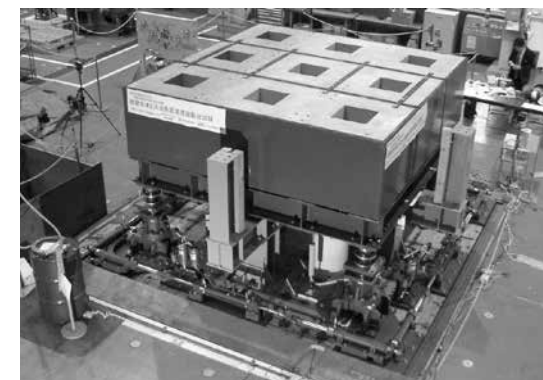


写真5 空気ばねと油圧機構を組合せた3次元免震システムの振動台試験の概要

則と同一である。8体の免震装置により荷重を支持するため建屋試験体の質量は23.3tとなる。振動台試験に用いた試験体の概要を写真5に示す。

5.2. 試験結果

原波に近いCase Study S<sub>2</sub>に3Hzのハイパスフィルターを通した波(0.3HzHPF波)の上下動入力に対する上下方向床応答スペクトルを図18に示す。床応答スペクトルの短周期成分が大幅に低減されることがわかる。

一方、フィルター波の水平動入力に対する水平方向の床応答スペクトルを図19に示すが、周期1.0秒辺りの長周期にピークがあり、水平方向においても短周期領域において応答は低減され免震効果が確認できる。

振動台への入力として上下単独(Z入力)、水平1方向+上下方向の2方向入力(XZ入力)および水平2方向+上下方向の3方向入力(XYZ入力)の場合の上下方向および水平方向の床応答

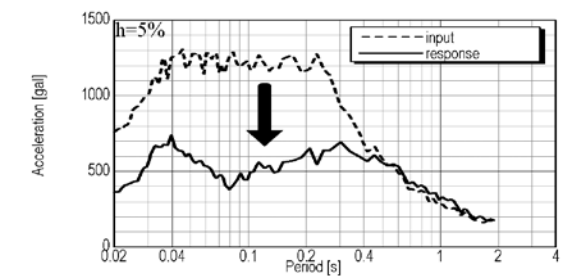


図18 上下方向床応答スペクトル (Case Study S<sub>2</sub>, 0.3HzHPF波入力)

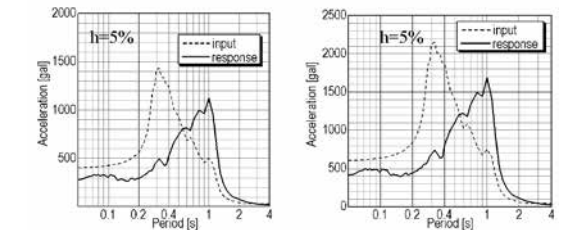


図19 水平方向床応答スペクトルの比較 (Case Study S<sub>2</sub>, フィルター波入力)

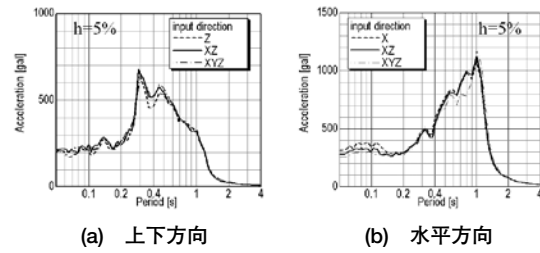


図20 多方向入力時の上下方向床応答スペクトルの比較 (Case Study S<sub>2</sub>, フィルター波入力)

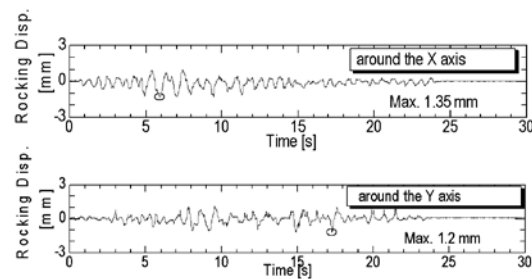


図21 ロッキングによる建屋端部の上下変位 (Case Study S<sub>2</sub>, フィルター波入力)

スペクトルを比較して図20示す。この図から、水平方向入力による上下方向応答への影響、上下方向入力による水平方向応答への影響は少ないことがわかる。

XYZ 3 軸同時加振時の X 軸および Z 軸周りのロッキングによる荷重支持シリンダ位置での上下変位の時刻歴波形を図21に示す。支持シリンダ間の距離が 3. m であるからロッキング抑制装置によりロッキング回転角が 1/1000 以下に低減されることがわかる。このことから、3 軸同時加振時にもロッキング抑制機能が有効に作動していることが確認できる。

## 6. ま と め

空気ばねと油圧機構によるロッキング抑制装置からなる建屋全体3次元免震システムの開発を行った。主な成果は以下の通りである。

- ・ナトリウム冷却型FBR を例とし、機器、建屋からの免震システムへの要求性能を明らかにして、免震装置の開発目標を設定した。

- ・建屋全体3次元免震システムとして、「ローリングシール型空気ばね」に「油圧式ロッキング抑制機構」を組合せた3次元免震装置を有望な概念として選定した。

- ・空気ばねとロッキング抑制装置を組み合わせた建屋全体3次元免震システムに対して、各々の装置単独の要素特性試験と装置を組み合わせた免震システムによる振動台試験を行い、本システムの免震性能を確認した。

以上のことから、本3次元免震システムの発電用新型炉への適用性の見通しを得た。

## 謝 辞

本研究は、日本原子力発電株が経済産業省から受託し、日本原子力研究開発機構（旧核燃料サイクル開発機構）の技術協力を得ながら実施した「発電用新型炉技術確証試験」の成果の一部をまとめたものである。本確証試験の計画と実施に際しては、指導、助言を頂いた免震委員会委員に深謝します。

## 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り組み状況，原子力学会誌Vol.42, No.7 (2000)
- 2) 原子力発電所免震構造設計技術指針 (JEAG4614-2000) (社)日本電気協会 (2000)
- 3) 加藤朝郎他：FBR免震型プラントの構築に関する研究 その2 検討用地震動と応答結果，日本建築学会大会梗概 (1990) pp1439
- 4) 井上和彦他：発電用新型炉へ適用する3次元免震システムの研究 (開発計画の検討：その4)，日本建築学会大会梗概 (2004) pp1139
- 5) 高橋健司 他，発電用新型炉へ適用する3次元免震システムの研究 (開発計画の検討：その4)，機械学会D&D, No102 (2004)
- 6) 高橋健司 他，発電用新型炉へ適用する3次元免震システムの研究 (開発計画の検討：その5)，機械学会D&D, No433 (2005)
- 7) 須原淳二 他，発電用新型炉へ適用する3次元免震システムの研究 (ローリングシールばね：その3)，機械学会D&D, No431 (2005)

- 8) 島田貴弘 他，発電用新型炉へ適用する3次元免震システムの研究 (油圧機構を用いた3次元免震システム：その3)，機械学会D&D, No430 (2005)
- 9) 須原淳二 他，発電用新型炉へ適用する3次元免震

システムの研究-建屋全体3次元免震システムの開発-，日本建築学会構造工学論文集，Vol.52B (2006) pp207-220

# 高温構造設計における寿命評価法の課題と現状

## Current Status and Issues on Creep-Fatigue Life Evaluation in Elevated Temperature Design

島川 貴司\*  
Takashi Shimakawa

〔概要〕

FAPIGが参画してきた「もんじゅ」は、再開に向けた改造工事が進められている。もんじゅでは、高温構造設計手法が国産技術として開発され、諸外国においてもボイラーや石油化学装置なども含めた高温機器の設計に適用するために、高温構造設計手法の開発が進められてきた。これらの機器で考慮すべき支配的な破損モードは、高温における繰返し熱応力によるクリープ疲労である。このような破損モードに対して合理的な寿命評価を行うためには、非弾性領域におけるひずみ挙動と寿命の予測が重要となってくる。本論文では、もんじゅ再立ち上げに向けた技術伝承の一環として、代表的な高温構造設計基準である米国のASME Sec.Ⅲ-NH<sup>1)</sup>、わが国のBDS<sup>2)</sup> and DDS<sup>3)</sup>、英国のR5<sup>4)</sup>、フランスのRCC-MR<sup>5)</sup>におけるクリープ疲労寿命予測手法を比較し、課題と現状をまとめた。

### 1. はじめに

ボイラーや原子力機器、石油化学装置など高温で使用される機器は、厳しい温度変動に伴う繰返し熱応力を受け、設計においてはクリープ疲労に対する配慮が必要となる。高温条件下では降伏応力の低下に伴う塑性変形とクリープ変形が生じるため、非弾性領域でのひずみ応答と強度を考慮した寿命の予測が重要な技術となる。これらの技術は、各国において設計基準として体系化されているが、十分な適用実績を積んでいるとは言い難く、かつ各国の基準間の比較についても十分に行われていないのが現状である。本資料では、クリープ疲労損傷評価における現状の課題を整理した後、それらの課題に対する米国、日本、英国、仏国の設計基準の考え方を紹介し、比較を行う。

### 2. 高温構造設計法の現状の課題

現状の高温構造設計評価法は、弾性有限要素解析に基づいた手順を定めている。高温においては、材料の非弾性挙動の考慮が不可欠であり、弾性解析結果から非弾性ひずみ挙動を予測する手順と、それらの力学量から寿命を予測する手順から構成されている。

高温設計基準の策定において考慮すべき項目を図1にまとめて示す。弾性解析に基づき点1を定めるのであるが、ここでは荷重制御型か変位制御型か、膜応力か曲げ応力か、すなわち応力分類の考慮や多軸応力から相当応力への変換、複数事象から応力範囲を定めるための荷重カウントに対する配慮（課題0）が必要である。

点1が定まると材料の非線形挙動を考慮し、ひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ （点2）や保持中の応力緩和挙動（点2-3）を予測するための手法（課題1）が必要となる。さらにここでは、損傷を支配する応力-ひずみ関係として何を用いるべきか（課題2）を議論しておく必要がある。

このようにして非弾性挙動が予測されると、次

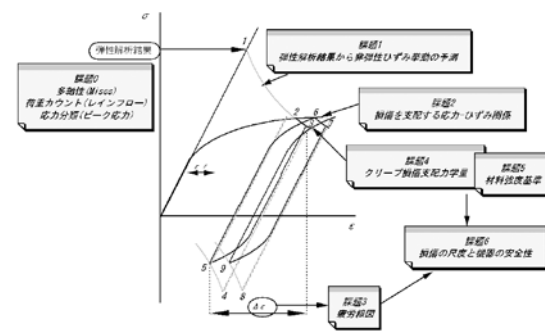


図1 クリープ疲労寿命評価法の課題

は力学量から寿命を予測する手順に議論が移る。まず疲労損傷を求めるためには疲労線図が必要となるが、どのようなデータに基づき回帰するか、平均を用いるか最小を用いるかの議論（課題3）が必要となる。またクリープ損傷のカウントにおいても、クリープ損傷を支配する力学量は何か（課題4）、その力学量を用いて寿命を予測する材料強度基準の策定（課題5）に関する考慮が必要である。

最終的にクリープ疲労損傷の予測となるが、損傷の尺度として何を想定しているか、それらの損傷に対して機器の安全性をどのように考えるか（課題6）の議論を尽くしておく必要がある。

以上の課題に対し、各国の設計基準では具体的にどのように定めているかを以下に示す。なお、以下の解説では紙面の関係から記号の意味など十分な説明ができず、基準自体を参照しないと理解が難しい所もあるので、できれば各基準を手元に置いた上で読んでいただきたい。

### 3. 米国ASME Sec.Ⅲ, Subsection NH<sup>1)</sup>

#### 3.1. 開発の経緯

ASME Sec.Ⅲ, Subsection NH は、当初ASME Sec.Ⅲのコードケース (C.C.) として発行され、C.C.1331, C.C.1592, C.C.N-47と呼名が変わりながら1995年版より現在のSubsection NHとなっている。

ASME Sec.Ⅲの高温構造設計基準の開発は1960年代後半に開始された。ASME高温設計サブグループ (SG-ETD) が組織されて、疲労寿命に及ぼすクリープの影響が検討され、試験周波数、試験方法、ひずみ範囲、波形などの各種パラメータの影響についての調査が行われた。1970年にSG-ETDは再編され、開発対象が原子力第1種機器に絞られた。同時期に、MPC (Material Properties Council) もKrempelやWundt<sup>6)</sup>が1969年に行った保持時間効果に対する報告を支援し、本報告はBrinkman<sup>7)</sup>によりクリープ疲労タスクフォースとしてレビューされた。MPCレポートは、1957年から1969年までに発表された39論文の内容も含んでおり、Coffin, Manson and Halford, Wood, Edmunds and WhiteやTimoの保持時間効

果に関する試験結果やこれらの効果の予測法に関する議論も含んでいる。

1969年にBrinkman<sup>7)</sup>は、クリープ疲労タスクフォースに保持時間効果に関する報告を行い、その中では、1966年にWood<sup>8)</sup>が提唱したクリープと疲労の重畳による破壊は疲労とクリープの損傷和により予測できる方法を引用している。Brinkmanの報告は、この他にもこの時点において集められた多くのデータを引用している。1970年にHalford<sup>9)</sup>が、評価モデルとして次式の時間消費型のクリープ損傷評価モデルを含む線形損傷則をクリープ疲労タスクフォースに提案し、多くの議論の末、SG-ETDで採用された。

$$\sum^i \alpha \left( n / N_d \right)_i + \sum^j \beta \left( t / T_r \right)_j \leq K_L$$

ここで、第1項は疲労損傷を、第2項はクリープ損傷を、 $K_L$ はクリープ疲労損傷に対する許容限界を示す。 $\alpha$ 、 $\beta$ は、それぞれ疲労損傷とクリープ損傷に対する重み係数で、 $n$ はひずみサイクル $i$ の負荷回数、 $N_d$ はひずみサイクル $i$ の許容繰返し数、 $t$ はひずみサイクル $j$ の負荷時間、 $T_r$ はひずみサイクル $j$ 中の応力に対する許容クリープ時間である。

1971年に、線形損傷則に基づくクリープ疲労寿命評価法がC.C.1331-5として発行された。C.C.1331-5では、非弾性解析と弾性解析に基づく場合とで異なった寿命算出法が採用された。すなわち、非弾性解析においては第1項の繰返し依存項は疲労損傷のみで、すべてのクリープ損傷を第2項の時間依存項に入れ考慮するが、弾性解析においてはひずみ保持付き台形波のクリープ試験による疲労寿命の低下を第1項の繰返し依存項に含めることを決定した (Campbell, 71-PVP-6<sup>10)</sup>ならびにJetter, 1976<sup>11)</sup>。

この考え方は1990年まで続けられたが、Severudの提案 (1989年) がC.C.N-47に採用された。Severud<sup>12)</sup>の提案は、繰返し損傷の項にはクリープの影響を含めず、時間依存の損傷はすべて第2項の時間消費で評価すること、そのための塑性を考慮した初期応力の予測と応力緩和の評価法を含んでいる。

クリープ損傷を計算する応力については、1983年にEddystone-1の主蒸気配管からの漏洩事故<sup>13)</sup>

\*カワサキプラントシステムズ(株) 品質・技術管理部長

が生じたことを受け改訂された。運転圧力は5,000psig、温度は1,200Fで、130,500時間の運転後に貫通き裂が発見された。C.C.N-47を用いた評価はORNLで実施され、Corum<sup>14)</sup>により以下の様に報告されている。

- a) 設計許容寿命は、59,000時間であるが、最大応力は内面内で圧縮であり、この部分にはき裂が発見されなかった。
- b) 最大引張応力に基づく許容寿命は、121,000時間となる。
- c) 最適値による予測は、1,200,000時間となる。同様の検討が1988年に英国のBate<sup>15)</sup>により実施されている。英国の延性消耗則とMisesの相当応力を用いたN-47による評価が比較された。Smith<sup>16), 17)</sup>はこの結果を以下のように報告している。

- a) 予測される破断位置は、実機と反対である。
- b) 予測される繰返し数は、実機同等もしくはそれ以上となった。

CorumとSartory<sup>18), 19)</sup>は1985年に各種の構造モデル試験の結果も含め、損傷クライテリアに関する評価を行い、1997年にSG-ETDに以下の指摘を行っている。

- a) 実機で想定される低ひずみ範囲/長時間保持の挙動は、材料試験で得られた挙動と異なり、D線図の下の方に現れ非安全側となる。
- b) 構造モデル試験で得られた寿命とコードで許容される寿命を比較すると、き裂発生に対し殆ど裕度を有していない。

Eddystone以後の議論を受け、1990年にクリープの初期応力を割り増す係数が1/0.9から1/0.67に変更された。

**3.2. 適用範囲**

ASME Section IIIの適用対象が、原子力第1種機器に限定されていることから、Subsection NHも原子力第1種機器を対象としている。しかしながら、米国ではCRBR（米国の高速原型炉クリンチリバー炉）以降の高速炉開発プロジェクトが凍結されたままであり、それ以降Subsection NHの対象は火力プラントや石油化学プラントを視野に入れたものとなっている。適用材料は、オーステナイト系ステンレス鋼（Type 304と316）、耐熱鋼（Alloy800H）ならびにクロモリ鋼（2-1/4Cr-

1Mo）であるが、Alloy718や9Cr鋼も追加されつつある。

**3.3. 基準の構成**

ASME-NHのクリープ疲労損傷評価法は、“T-1400 Creep-Fatigue Evaluation<sup>1)</sup>”に定められ、以下の3項から構成されている。

- T-1410 GENERAL REQUIREMENTS
- T-1420 LIMITS USING INELASTIC ANALYSIS
- T-1430 LIMITS USING ELASTIC ANALYSIS

ここでは、T-1430に定められる弾性解析に基づくクリープ疲労損傷評価方法の概要を以下に示す。

**3.4. 疲労損傷の評価法**

弾性解析に基づく疲労損傷評価のフローを図2に示す。

まず、相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{max}$ がT-1413<sup>1)</sup>またはT-1414<sup>1)</sup>で計算される。T-1413の手法は一般的な手法として与えられ、T-1414は主ひずみが回転しない場合においてのみ適用できる代替法として与えられている。この相当ひずみ範囲は、弾性的に計算されるひずみであり、材料非線形による局部ひずみ集中は考慮されていない。

そこで、以下の(a), (b), (c)のいずれかの方法を用い、修正最大相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{mod}$ を計算する。

(a) 簡易的にノイバー則を適用する方法

$$\Delta \epsilon_{mod} = (S^*/\bar{S}) K^2 \cdot \Delta \epsilon_{max}$$

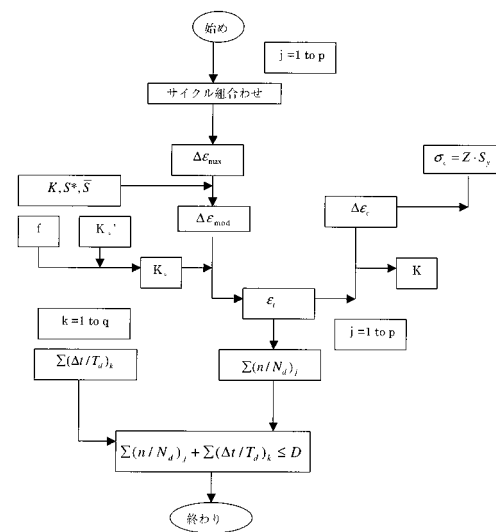


図2 ASME Section III, Subsection NH (T-1432) の疲労寿命評価フロー

ここで、 $K$ ：試験または解析で決定される相当応力集中係数、あるいは評価対象となる局部における全方向中で最大となる理論弾性応力集中係数のいずれか。

$S^*$ ：Fig.T-1432-1<sup>1)</sup>に示される応力-ひずみ曲線で $\Delta \epsilon_{max}$ に対応する応力。

$\bar{S}$ ：Fig.T-1432-1<sup>1)</sup>に示される応力-ひずみ曲線で $K\Delta \epsilon_{max}$ に対応する応力。

(b) 多少煩雑ではあるが(a)より若干正確で保守性も低いノイバー則に基づく方法

$$\Delta \epsilon_{mod} = (S^*/\Delta \sigma_{mod}) K^2 \cdot \Delta \epsilon_{max}$$

ここで、 $\Delta \sigma_{mod}$ ：Fig.T-1432-1<sup>1)</sup>に示される応力-ひずみ曲線で $\Delta \epsilon_{mod}$ に対応する応力。

(c) 簡易的ではあるがもっとも保守的な方法

$$\Delta \epsilon_{mod} = K_e K \cdot \Delta \epsilon_{max}$$

ここで、

$$K_e = 1 \quad K \cdot \Delta \epsilon_{max} \leq 3\bar{S}_m / E \text{ の場合}$$

$$K_e = K \cdot \Delta \epsilon_{max} E / 3\bar{S}_m \quad K \cdot \Delta \epsilon_{max} > 3\bar{S}_m / E \text{ の場合}$$

( $3\bar{S}_m$ はクリープによる応力緩和を考慮した弾性応力範囲)

以上の(a), (b), (c)のいずれかの方法を用いて計算された修正最大相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{mod}$ を用い、Fig.T-1420-1<sup>1)</sup>の設計疲労線図に適用される全ひずみ範囲 $\epsilon_t$ は次式により計算される。

$$\epsilon_t = K_v \cdot \Delta \epsilon_{mod} + K \cdot \Delta \epsilon_c$$

$K_v$ は多軸塑性修正係数で、次式により求められる。

$$K_v = 1.0 + f (K_v' - 1.0)$$

$K_v'$ は塑性ポアソン比修正係数で、Fig.T-1432-3<sup>1)</sup>より求まる値、 $f$ は3軸性係数 (Tri-axiality Factor ; TF) でFig.T-1432-2<sup>1)</sup>に応力サイクル中の2極時点での応力状態から求められる値である。

$\Delta \epsilon_c$ は、応力サイクルに対してT-1332で決定される有効クリープ応力 $\sigma_c (= Z S_y)$ の1.25倍の荷重制御型応力から計算されるクリープひずみ量である。

**3.5. クリープ損傷の評価法**

弾性解析に基づくクリープ損傷評価のフローを図3に示す。

クリープ損傷を計算するために必要となる応力緩和挙動の初期応力は、3.3.で示した各ひずみサ

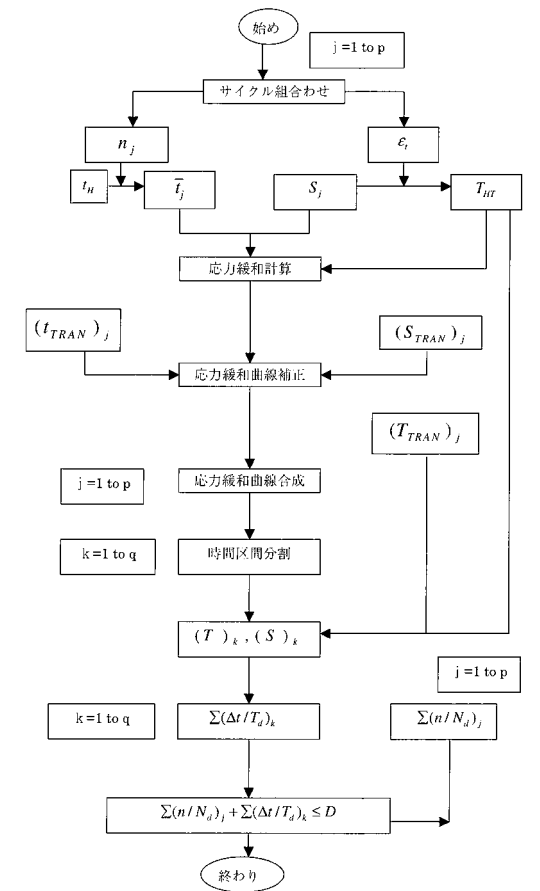


図3 ASME Section III, Subsection NH (T-1433) のクリープ寿命評価フロー

イクルに対応した全ひずみ範囲 $\epsilon_t$ とFig.T-1800に与えられる等時応力-ひずみ関係 ( $t=0$ ) から決定される。等時応力-ひずみ関係を参照する温度 $T_{HTT}$ は、正常運転時保持中に生じる局部金属温度として定義され、すべてのひずみサイクルに対して同一の参照温度が適用される。

応力緩和の計算法としては、単軸緩和モデルに基づく方法と等時応力-ひずみ関係を用いる方法の両者が準備されている。応力緩和計算の概念は、Fig.1433-1<sup>1)</sup>に示されており、計算された単軸緩和挙動に次式で示す多軸応力の修正が行われる。

$$S_r = S_j - 0.8G (S_j - \bar{S}_r)$$

ここで、 $S_j$ ：サイクル  $j$  における初期応力  
 $S_r$ ：時刻  $t$  における多軸応力状態を考慮した緩和応力  
 $\bar{S}_r$ ：時刻  $t$  における単軸状態の緩和応力

G:多軸性ファクター

このように計算された緩和応力 $S_r$ の時間変化 $S_r(t)$ からクリープ損傷が計算される。クリープ損傷を計算するために必要な許容時間 $T_d$ は、 $S_r(t)/K'$ で応力を割増し、参照温度 $T_{HT}$ に対する応力-破断時間線図 (Fig.I-14.6<sup>1)</sup>) から求められる。 $K'$ はTable T-1411-1<sup>1)</sup>に与えられ、すべての材料に対して0.67が与えられている。

3.6. クリープ疲労損傷の評価法

クリープおよび疲労の累積損傷は、次式で制限される。

$$\sum \left( \frac{n}{N_d} \right) + \sum \left( \frac{\Delta t}{T_d} \right) \leq D$$

第1項は疲労損傷 $D_f$ で、負荷回数 $n$ と許容繰返し数 $N_d$ の分数和から計算される。第2項はクリープ損傷 $D_c$ で、応力緩和によって時々刻々変化していく応力を $\Delta t$ の微小区間に分け、その間の応力に対する許容クリープ破断時間 $T_d$ の分数和を積算することによって計算される。 $D$ の許容限界は、Fig.T-1420-2に与えられ、オーステナイト系ステンレス鋼については、 $(D_f, D_c)$ が(0.0, 1.0) - (0.3, 0.3) - (1.0, 0.0)を結ぶ折線で、その他の鋼種については(0.0, 1.0) - (0.1, 0.1) - (1.0, 0.0)を結ぶ折線で与えられている。

4. 日本BDS/DDS<sup>2),3)</sup>

4.1. 開発の経緯

日本では1970年代に入り、高速増殖炉の開発が本格化し、原型炉もんじゅの設計に適用するための「高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針」(Basic Design Standard : BDS)<sup>2)</sup>の開発が行われた。BDSの開発は、当時の動力炉・核燃料開発事業団(動燃)を中心として行われ、当時すでに高速炉CRBRPの設計への適用が行われていたASME Code Case-1592を参考としながら、高温における非弾性ひずみ挙動をより正確に記述できるように改良が行われた。特に、弾性追従挙動や応力緩和挙動の考慮が特徴として挙げられる。1978年に暫定案が策定され、その後1981年の方針案を経て、1984年に設計方針として実設計への適用が行われた。また、原型炉に引き続く実証炉の設計基準として、高速実証炉高温構造設計方針

(Demonstration Reactor Design Standard : DDS)<sup>3)</sup>が日本原子力発電(株)で開発された。DDSは、BDSの考え方を基本的には踏襲し、実証炉特有の構造への対応や新規材料に対する材料強度基準の追加が行われた。1993年に暫定案が策定され、その後1998年に方針案として改訂された。DDSでは基本的に弾性解析に基づく評価手順が示されており、弾性解析結果から評価部位の材料非弾性挙動を簡易的に予測する手順、非弾性挙動から損傷を予測するクライテリオンならびにそれらの予測に必要な材料強度データより構成されている。

4.2. 適用範囲

BDSは高速増殖原型炉の第1種高温機器を適用対象とし、クリープ温度以下の低温機器に対しては告示501号を引用している。基準が適用できる材料は、オーステナイトステンレス鋼として、SUS304, SUS316ならびにSUS321, フェライト鋼として2 1/4Cr-1Mo鋼 (NT材)のみである。

DDSは高速増殖実証炉の第1種高温機器を対象とし、BDSに加え高速炉構造用SUS316ならびに改良9Cr-1Mo鋼が追加されている。

4.3. 疲労損傷の評価

疲労損傷はひずみ範囲に対して計算される。弾性解析結果から簡易的に材料の非弾性挙動を考慮し、非弾性ひずみ範囲を計算する手順の概念を図4に示す。本手法は公称ひずみ $\epsilon_0$ については弾性追従概念を、ひずみ集中についてはノイバー則を採用している。弾性解析より求まる(一次+二次)応力強さ $S_n$ に対し点1が決まり、点1から弾性追従線に沿って点2 ( $K'_e \cdot \epsilon_n$ )が決定され、点2からはノイバー則 ( $(S^*/\bar{S})K^2$ )に従い点3, 4, 5が求められる。ポイント5が材料の非弾性挙動を考慮したひずみ範囲 $\epsilon$ となり、このひずみ

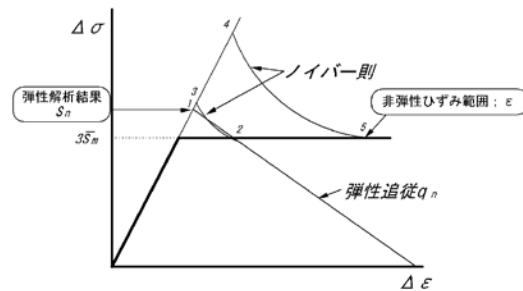


図4 DDSにおけるひずみ範囲評価手法

範囲を用いて疲労損傷が計算される。ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_i$ は次式で算出される。

$$\Delta \epsilon_i = K_e \epsilon_n + K_L \epsilon_e + K_T \epsilon_F$$

$K_e = K'_e \times (S^*/\bar{S})K^2$ ,  $S^*$ ならびに $\bar{S}$ の定義はASMEと同じ

$$\epsilon_n = S_n/E$$

$\epsilon_e$ : ひずみサイクル中の荷重制御型応力によって生じるクリープひずみ

$K_L$ : クリープを生じる応力に対する弾性応力集中係数

$\epsilon_F$ : ピーク熱ひずみ範囲

$K_T$ : ピーク熱ひずみに対する弾性応力集中係数。通常は1.0

疲労損傷は、ある発生ひずみ範囲 $\epsilon_i$ に対する許容繰返し数 $N_i$ とそのひずみの発生回数 $n$ の比 $(n/N_i)$ を、全運転事象に対して計算されるひずみ範囲について累積和 $\sum (n/N_i)_i$ をとることにより計算される。許容繰返し数 $N_i$ を予測するのに用いられる設計疲労線図は、ひずみ範囲で2倍、寿命で20倍の安全裕度を考慮したものである。さらにBDS/DDSでは疲労寿命におけるひずみ速度依存性を考慮し、A線図, B線図, C線図の3種類の設計疲労曲線を用意している。

4.4. クリープ損傷の評価法

クリープ損傷は図5に示すように、ノイバー則の線と弾完全塑性モデルの交点として求められるひずみ範囲 $\epsilon$  (点5)に対応する繰返し応力-ひずみ関係との交点(点5')を初期応力とし、ピーク弾性追従係数 $q_c$ に沿って応力緩和挙動が計算される。ここでは、クリープ強度に対して10倍の安全率を見ていることから ( $a_R=10$ )、その中で最もクリープ速度の遅い場合 (ファクター1/3)

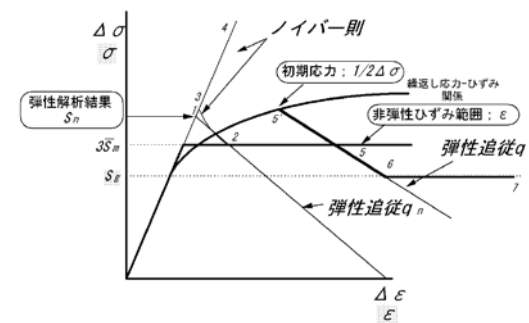


図5 DDSにおけるクリープによる応力緩和挙動評価手法

を想定してクリープひずみに対するファクターは $a_c=3$  ( $\approx 10 \times 1/3$ )としている。DDSで考慮している応力緩和挙動の概念を図6に示す。クリープ損傷は基底応力 $S_e$ に対して計算される $D_{CN}$ と残留応力の緩和に伴うクリープ損傷 $D_{CR}$  ( $= D_0^* + \sum n_k (D^*)$ )の総和として計算される。クリープ損傷の算出に用いられるクリープ破断強さの線図では図7に示すように $a_R=10$ の安全係数が考慮され、さらに追加安全係数として2.0の係数がかけられている。

4.5. クリープ疲労損傷の評価法

クリープ疲労損傷は、疲労損傷 $D_f$ とクリープ損傷 $D_c$ の線形和として計算され、 $(D_c, D_f)$ が図8に示す(1.0, 0.0) - (0.3, 0.3) - (0.0, 1.0)を結ん

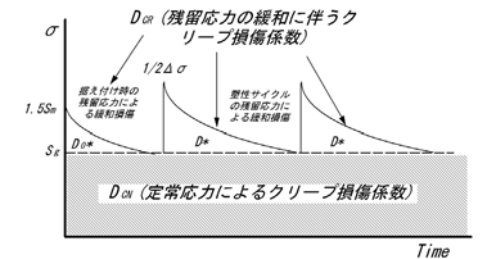
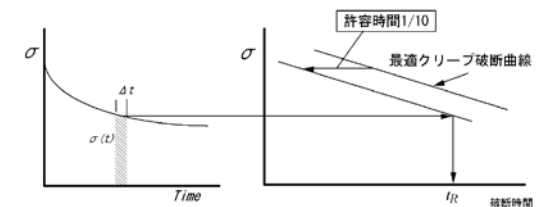


図6 DDSにおけるクリープ損傷計算手法



$$D_c = 2 \int_0^{t_R} \frac{dt}{t_R(\sigma(t))}$$

図7 DDSのクリープ破断線図

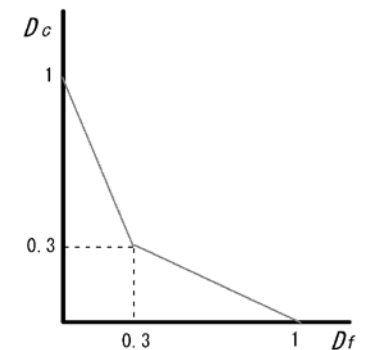


図8 DDSのクリープ疲労損傷図

だ許容値の範囲内であれば、設計を満足していると判断される。

## 5. 英国R5<sup>4)</sup>

### 5.1. 開発の経緯

R5は英国の民間企業であるNuclear Electric (当時)により策定された高温構造に対する評価手法である。R5の構成は他の設計用Codeと類似しているが、安全率などは考慮しておらず評価手法 (Assessment Procedure) を与えるGuidelineと位置付けることができる。

### 5.2. 適用範囲

R5の中にはクリープが無視できる場合の記載もあるが、基本的には適用範囲はクリープが問題になる温度領域であり、クリープが問題ない場合には他の手法を用いることが推奨されている。

材料についてはBDS, DDSのように明確に規定はしておらず、オーステナイト系ステンレス鋼あるいはフェライト鋼で、長時間クリープ破断データや延性などの材料データが明確なものを対象としている。

また対象機器もガス炉への適用もあるため、特に高速増殖炉を限定した記載とはなっていない。

### 5.3. 基準の構成

R5はVolume1からVolume7までで構成されており、それぞれのタイトルは以下である。

Volume1: Overview

Volume2: Analysis and Assessment Methods for Defect-free Structures

Volume3: Creep-Fatigue Crack Initiation

Volume4: Assessment Procedure for Defects under Steady Loading

Volume5: Creep-Fatigue Crack Growth

Volume6: Assessment Procedure for Dissimilar Metal Welds

Volume7: Behavior of Similar Welds - Guidance for Steady Creep Loading of Cr-Mo-V Pipework Components.

この中でクリープ疲労評価に関する部分は主にVolume2とVolume3である。

### 5.4. 疲労損傷の評価法

R5での疲労損傷の評価は、試験片で得られた

寿命に対し、大きさの効果を考慮して、疲労損傷を以下の2つの段階に分けて考えている。

第一段階：構造物の表面に $a_i = 0.02\text{mm}$ の欠陥が生じるまで

第二段階：き裂の発生と定義される欠陥深さ $a_0$ まで成長するまで

ここで $a_i = 0.02$ は与えられている。

このような考え方の利点として、

- ・薄肉構造物に対しても適切な評価を与える。(板厚による差異)
- ・き裂の発生過程と伝播過程で異なる多軸応力効果を取り入れることができる。

ひずみ範囲 $\epsilon_i$ に対し $a_i$ の寸法の微視的亀裂発生までの繰り返し回数 $N_i$ と $a_i$ から $a_0$ まで亀裂が成長するのに対する繰り返し回数 $N_g'$ を試験片から得られた寿命 $N_i$ を用いて算出し、 $N_0 = N_i + N_g'$ を亀裂深さ $a_0$ に対する寿命として1サイクルあたりの疲労損傷 $df$ を $df = 1/N_0$ として算出する。ここでひずみ範囲の算出において、塑性分の割増はNeuber則によっている。

き裂深さ $a_0$ は、設計者が設定できるが、一般に以下のとおり定めることが推奨されている。

厚肉構造物：材料試験片の破損に対応したき裂深さ $a_c$ と同じ

薄肉構造物：構造物の断面の10%程度 (解析を保証するため)

ここで $a_c$ は疲労試験で計測された亀裂寸法または簡単には試験片直径が取られる。

また多軸性に関しては、き裂の発生寿命 $N_i$ に対してはトレスカの相当ひずみ範囲を、き裂の伝播寿命 $N_g'$ に対しては、ランキンの相当ひずみ範囲を用いることにより個々に考慮している。計算書において、き裂深さ $a_0$ の設定の妥当性の説明が要求されている。

### 5.5. クリープ損傷の評価法

R5においてはクリープに関してクリープ破断とクリープ損傷で評価法が異なっており、クリープ破断に対してはクリープ破断に対する参照応力、温度に対する許容時間を用いた時間消費則が使用されている。

これに対しクリープ損傷は延性消耗則に基づいている。

1サイクル中のクリープ損傷値 $d_c$ は、保持時間 $t_h$ 中の非弾性クリープひずみを適切な材料延性で割ることにより求める。

$$d_c = \int_0^{t_h} \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_f(\dot{\epsilon})} dt$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ は、クリープひずみ速度、 $\epsilon_f(\dot{\epsilon})$ は対応する破断延性である。

クリープ損傷の算出に対して2種類の方法を与えている。

- ・単軸応力緩和により評価する方法
- ・多軸応力緩和により評価する方法

多軸応力緩和の想定は、大きな圧縮応力、ひずみがあり、かつ、損傷値が大きい ( $D_c > 0.5$ ) 場合に適用する。クリープひずみ速度の算出においては弾性追従係数 $Z$ が使用されている。また弾塑性応力の推定にはNeuber則が使用されている。応力ひずみ関係式は繰り返し応力ひずみ関係式が使用されている。

### 5.6. クリープ疲労損傷の評価法

クリープ疲労損傷は疲労損傷 $D_f$ とクリープ損傷 $D_c$ の線形和を

$$D_f + D_c < 1$$

により制限している。

## 6. フランスRCC-MR<sup>5)</sup>

### 6.1. 開発の経緯

フランスでは1977年にフランス中央電力庁CEAによりRAMSES委員会が創設され、高温設計方針の策定が開始された。1978年にはCEAにEDF (電力)、Novatome (メーカー) が加わり、3者での開発体制となった。RAMSES委員会の目的は、フランスにおけるスーパーフェニックスの機器設計解析の経験に基づく高温設計の考え方で、当時のASME Code Case 1592との差異を明確にし、それらの差異を埋めるための解析もしくは試験計画を作成することであった。1980年にはAFCEN (French Association for the Design and Construction of Nuclear Components) が創設され、1985年にRCC-MRの第1版がフランス語と英語で出版された。1987年には第1回補遺がフランス語と英語で、1993年には第2版のフランス語版と第2回英語版補遺が出版された。そして、

2001年には2000年版がフランス語と英語で出版される予定である。

### 6.2. 適用範囲

RCC-MRの適用対象は、液体金属冷却型高速炉である。適用材料は、オーステナイト系ステンレス鋼 (316L (N), 304, 316L, 304L), 耐熱合金 (Alloy800H), 炭素鋼, クロモリ鋼 (2-1/4Cr-1Mo, 9Cr1MoVNb) ならびに析出硬化型オーステナイト鋼 (25Ni15CrMoVTiAl) であるが、Alloy718も追加されつつある。

### 6.3. 基準の構成

RCC-MRは、Section I ~ Vで構成されている。

Section I Nuclear components

Section II Materials

Section III Examination methods

Section IV Welding

Section V Fabrication

Section IIはさらにA, B, C, D, H, K, ZのSubdivisionに分かれている。

A: General requirements

B: Class 1 components

C: Class 2 components

D: Class 3 components

H: Supports

K: Mechanisms for handling and reactor controlling

Z: Appendices

### 6.4. 疲労損傷の評価法

RCC-MRのCreep fatigue解析は疲労解析の延長上にある。疲労損傷評価法では、以下の2点が特徴として挙げられる。

①進行性変形に対する制限 (RB 3262.1.1) を満足していることが前提条件。

②疲労のusage fraction  $V$ を計算するひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ は弾塑性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ep}$ にクリープひずみ範囲 $\Delta\epsilon_c$ を加算したものを使用する。

$$\Delta\epsilon = \Delta\epsilon_{ep} + \Delta\epsilon_c$$

$$\Delta\epsilon_{ep} = \Delta\epsilon_1 + \Delta\epsilon_2 + \Delta\epsilon_3 + \Delta\epsilon_4$$

$$\Delta\epsilon_{ep} = (K_\epsilon + K_v - 1) \cdot \Delta\epsilon_1$$

$$\Delta\epsilon_1 = \frac{2}{3}(1 + \nu) \left( \frac{\Delta\sigma_{tot}}{E} \right)$$

$\Delta\epsilon_2$ : 一次応力範囲 $\Delta[P_m + 0.67(P_L + P_b - P_m)]$ に

よって生じる塑性ひずみ成分  
 $\Delta \varepsilon_3 : \Delta \varepsilon_3 = (K_e - 1) (\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2)$   
 $\Delta \sigma \cdot \Delta \varepsilon_3 = K_s \cdot K_e \cdot \Delta \sigma_{tot} \cdot (\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2)$   
 のhyperbolaとs-s曲線の交差点  
 $K_e$ はRCC-MRのA3 appendixに材料ごとに与えられている。  
 $\Delta \varepsilon_4 : \Delta \varepsilon_4 = (K_v - 1) \cdot \Delta \varepsilon_1$  triaxialityによって生じる塑性ひずみ成分  
 $K_v$ はRCC-MRのA3 appendixに材料ごとに与えられている triaxiality factor  
 疲労のusage fraction は、次式で計算される。

$$V(\Delta \varepsilon) = \sum_i \frac{n_i}{N_{fi}} (\Delta \varepsilon_i)$$

6.5. クリープ損傷の評価法

クリープのusage fraction  $W$ を計算する応力として  $\frac{\sigma_k}{0.9}$  が使用される。 $\sigma_k$  は、次式で計算される。

$$\sigma_k = Mean\bar{P} + K_s \cdot \Delta \sigma^*$$

$Mean\bar{P}$ : 保持期間中の平均1次応力強さ

$\Delta \sigma^*$ : サイクリック応力・ひずみ線の弾塑性ひずみ範囲  $\Delta \varepsilon_{ep}$  に対応する応力範囲

$$K_s : \text{symmetrization factor } (R = \frac{\Delta \sigma^*}{2(\sigma_{0.002})_{min}})$$

の関数で与えられる, RCC-MRのFig.17)

式(1)は過大評価になる傾向にあり, 1987年の第1補遺では  $\sigma_k$  の求め方がRCC-MRのFig.18のように変更された。算出手順は、以下に示すように定められている。

- (a) 弾塑性応力・ひずみ曲線はサイクリック応力振幅・ひずみ振幅  $(\frac{\Delta \sigma}{2} - \frac{\Delta \varepsilon}{2})$  の関係を使用する
- (b)  $Mean\bar{P}$  に対応するひずみを  $\varepsilon_p$ ,  $K_s \cdot \Delta \sigma^*$  に対応するひずみを  $\varepsilon_s$  とする。
- (c)  $\varepsilon_p + \varepsilon_s$  に対応する応力を  $\sigma_k$  とする。

クリープのusage fraction は,  $W = \int \frac{t}{T_d} (\sigma_k / 0.9)$  で計算される。 $T_d$ は最小クリープ破断曲線より求められる  $(\sigma_d / 0.9)$  に対応する破断時間である。

6.6. クリープ疲労損傷の評価法

クリープ・疲労のusage fraction は, 疲労のusage fraction  $V(\Delta \varepsilon) = \sum_i \frac{n_i}{N_{fi}} (\Delta \varepsilon_i)$  と

$$\text{クリープのusage fraction } W = \int \frac{t}{T_d} (\sigma_k / 0.9)$$

の単純線形加算  $V + W$  である。クリープと疲労の相互作用についてはinteraction diagramに示すとしているが明確な制限値は示されていない。

6.7. 最新の改訂の動向

RCC-MR第1版(1985年)<sup>9)</sup>のクリープ損傷評価法はピーク応力が高温保持時間中も一定に保たれるという仮定に基づくため, 当時の高温構造設計基準の中では最も保守的な評価結果を与えるものであった。

1993年に刊行されたRCC-MR第2版(仏語, 英語版はAddendumとして改訂部分のみが刊行<sup>20)</sup>)では, 配管に関して応力緩和を考慮したより合理的なクリープ損傷評価法が設けられた。これは元CEAのRocheの提案法<sup>21)</sup>に基づいており, 弾性追従係数  $r_r$  (BDS/DDSの定義と異なる) を使用した以下の式により緩和中の応力が評価される。

$$\dot{\sigma}(t) = -\frac{1}{r_r + 1} E \dot{\varepsilon}_c$$

ここで, 配管に関して  $r_r$  係数の算出法も与えられている。また, 疲労評価に使用されるひずみ範囲のクリープによる拡大を評価する際にも同式は使用できるとしている。

英語版ADDENDUMには容器に関する記述は見当たらないが, 配管と同様に応力緩和を考慮することができる。

すなわち

$$\sigma_i = K_s \Delta \sigma (\Delta \varepsilon_{el+pl}),$$

を初期応力として, 次式で緩和中の応力を評価する。

$$\dot{\sigma}(t) = -\frac{1}{C_r} E \dot{\varepsilon}_c$$

ここで,  $C_r$  は弾性追従および多軸性を考慮した係数であり, 検証されていない場合は3を使用する。

RCC-MRはEFR(欧州高速炉)の設計研究のために英仏独で協力したDCR Committeeの報告を取り入れつつ改訂が行われており, 2000年版が仏語に続いて英語でも出版される予定となっている。

7. 各基準による寿命予測の比較

BDS/DDS, ASME, R5, RCC-MRならびに延

表1 代表的な高温設計基準におけるクリープ疲労寿命評価手法の比較

評価項目		基準	BDS/DDS	ASME Sec. III Subsec. NH	RCC-MR	R5	
解析法			弾性FEM	弾性FEM	弾性FEM	-	
疲労損傷	ひずみ範囲	総体的ひずみ集中	弾性追従	-	-	-	
		局部的ひずみ集中	ノイバー則	ノイバー則	ノイバー則	ノイバー則	
		応力-ひずみ関係	弾完全塑性	弾完全塑性	繰返し応力-ひずみ	弾完全塑性	
		多軸性	-	考慮	考慮	-	
設計疲労線図			ひずみ速度依存	FF波	FF波	FF波	
疲労損傷の割増			回数に対し20 or ひずみに対し2の安全裕度考慮			安全裕度を含まない平均傾向線	
クリープ損傷	初期応力	弾性応力	ピーク応力	等価線形応力	ピーク応力	ピーク応力	
		弾塑性応力の推定	弾性追従+ノイバー	1.5Sm	ノイバー	ノイバー	
		応力-ひずみ関係	サイクリック	モニタック	サイクリック	サイクリック	
	緩和過程			弾性追従	等時応力-ひずみ	考慮せず	弾性追従
	応力の割増			大きめの初期応力と少なめの緩和	1/0.67	1/0.9	-
	損傷則			時間消費	時間消費	時間消費	延性消耗
クリープ損傷の割増			クリープ破断時間に対し10 and 損傷に対し2	クリープ破断時間に対し10		クリープ破断延性の平均値	
クリープ疲労相互作用			$D_f + D_c < D$	$D_f + D_c < D$	$D_f + D_c < D$	$D_f + D_c < 1$	
損傷の定義			単軸試験片寿命を基準	単軸試験片寿命を基準	単軸試験片寿命を基準	微小き裂の発生と進展に分離	

性消耗則に基づくクリープ疲労寿命評価法の概要を表1に示す。なお, RCC-MRについては英語で出版されている1985年の第1版に基づいている。

ひずみ範囲の算出では, すべての基準においてひずみ集中の予測法としてノイバー則が採用されている。BDS/DDSでは, これに弾性追従の概念を重ね合わせているのに対し, ASMEでは多軸性のみを考慮し, RCC-MRでは両者を考慮し, R5では両者とも考慮していないなどの特徴を有している。

疲労損傷の算出に用いる疲労線図は, 海外基準がいずれもFF波のみを用いているのに対し, DDSのみがひずみ速度依存性を考慮している。

クリープ保持開始時の初期応力の予測には, ほとんどの基準で繰返し応力-ひずみ関係  $(\Delta \sigma / 2 - \Delta \varepsilon / 2)$  が用いられているが, ASMEのみが単調応力-ひずみ関係を用いている。

応力緩和過程の計算において, ほとんどの基準で弾性追従が考慮されているが, ASMEでは等時応力-ひずみ関係の軌跡に基づく計算が行われている。緩和過程の応力の予測においては, DDSが繰返し応力-ひずみ関係を高めに設定しているのに加え, 遅めの緩和過程を予測するようクリープひずみ式を設定しているのに対し, ASMEやRCC-MRでは応力の割増しを行って, 安全側の評価となるよう考慮している。

クリープ損傷の評価は、R5のみ延性消耗則で、それ以外では時間消費則が採用されている。なお、R5はクリープ疲労損傷評価において延性消耗則を採用している一方で、クリープ損傷評価では時間消費則を採用している。クリープ疲労損傷評価で延性消耗を採用している理由は、時間消費則では応力緩和過程の評価が必要となるが、延性消耗では保持開始前と保持後の状態のみを決めれば良く、時間消費則よりも簡易であることから採用されているようである。

クリープ疲労損傷の許容値として、R5と延性消耗則以外はクリープ疲労相互作用を考慮した値  $D$  を設定しており、 $D$  は疲労損傷もしくはクリープ損傷の関数として定義されている。R5では相互作用を考慮しない  $D=1$  としている。許容値に対応する損傷の定義は、ほとんどの基準で単軸試験片の破断寿命に対応させているが、R5のみが微小き裂の発生寿命と進展寿命に分離している。

各国の基準を同一の問題に適用するベンチマーク評価が実施され<sup>29)</sup>、クリープ疲労寿命の予測において有意なばらつきを生じることが明らかとなった。しかしながら、いずれの基準も大きな安全裕度を有しており、高精度な寿命予測法の開発によって設計が合理化される余地は残されているものと考えられる。今後は、これら各国の基準の特徴を踏まえ、合理的でかつ国際的に整合性の取れた設計手法を開発して行く必要があるものと考えられる。

## 8. ま と め

高温構造設計基準におけるクリープ疲労損傷評価の課題を整理し、それらの課題に対する米国のASME Section III Subsection NH、日本のBDS/DDS、英国のR5、仏国のRCC-MRの考え方を紹介し、比較を行った。米国のASME規格が各国の基準のベースとなっているが、各国において独自の考え方が取入れられ、それぞれが特徴を有した体系となっている。今後は、これら各国の基準の特徴を踏まえ、合理的でかつ国際的に整合性の取れた設計手法を開発して行く必要があるものと考えられる。日本高圧力技術協会の専門委員会として活動しているETD委員会（委員長：渡

部 修－筑波大教授、幹事：寺前 哲夫－東京電力、島川 貴司－カワサキプラントシステムズ）では、高精度で簡易的なクリープ疲労寿命評価法の開発が進められており、各国の基準に最新知見を反映した高温構造設計基準が提案されるものと期待される。

### 参考文献

- 1) ASME Boiler & Pressure Vessel Code, Sec. III, Subsection NH, 1998
- 2) "Demonstration Design Standard at Elevated Temperature (in Japanese)", JAPC, 1998
- 3) K. Iida, Y. Asada, K. Okabayashi and T. Nagata, "Simplified Analysis and Design for Elevated Temperature Components of Monju", Nuclear Engng. and Design, 98 (1987), pp.305-317
- 4) "An Assessment Procedure for High Temperature Response of Structures", Nuclear Electric R5, Issue 2, 1995
- 5) "Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island, RCC-MR", AFCEN, 1985
- 6) Krempl and Wundt, 1969, "Hold Time Effects in High-Temperature Low Cycle Fatigue, A Literature Survey" Metal Properties Council
- 7) Brinkman, 1969, "The Influence of Hold Time on the Elevated Temperature Fatigue Properties of Steels and Alloys-A Literature Review" Idaho Nuclear Corporation
- 8) Wood, 1966, "The Effect of Creep on the High Strain Fatigue Behavior of a Pressure Vessel Steel" Welding Journal Research Supplement, February 1966, pp.90s-96s
- 9) Halford, 1970 "Proposed Guidelines for Creep/Fatigue Analysis to Accompany Revised Design Fatigue Curves for Use in the Creep Range" March, 1970, SG-ETD Meeting Minutes
- 10) Campbell, "Creep/Fatigue Interaction Correlation for 304 Stainless Steel Subjected to Strain Controlled Cycling with Hold Times at Peak Strain" ASME Paper No.71-PVP-6
- 11) Jetter, 1976, "Elevated Temperature Design-

- Development and Implementation of Code Case 1592" Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of ASME, Vol. 98, August 1976, 222-229
- 12) Severud, 1989, "Creep-Fatigue Assessment Methods Using Elastic Analysis Results and Adjustments" ASME PVP Conference July, 1998, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.113, February, 1991
  - 13) DeLong et al, "Operation Experiences and Reliability Evaluation on Main Steam Line Pressure Parts of Philadelphia Electric Co., Eddystone No.1" Translated from Nov., 1984, The Thermal and Nuclear Power, 35 [11] (1984) 1225 February, 1988, SG-ETD Meeting Minutes
  - 14) Corum, 1987, "What Evidence Do We Have For or Against Current Linear Damage Procedure?" November, 1987, SG-ETD Meeting Minutes
  - 15) Bate, 1988, "Progress Report on the Inelastic Analysis of the EDDYSTONE Steam Pipe Failure" Risley Technical Services, UKAEA, September, 1988, SG-ETD Meeting Minutes
  - 16) Smith, 1989, Letter attached to November 1989 SG-ETD Meeting Minutes

- 17) Smith, 1992, "Strain Based Creep-Fatigue Procedure Developed in UK for Fast Reactor Design" attachment to September, 1989, SG-ETD Meeting Minutes
- 18) Corum and Sartory, 1985, "Assessment of Current High-Temperature Design Methodology Based on Structural Failure Tests" June, 1985, SG-ETD Meeting Minutes
- 19) Sartory, 1987, "Assessment of Damage Accumulation Rules Based on Thermal Shock Tests of Cylinders" UKAEA/USDOE Structural Integrity Specialists' Meeting" ORNL
- 20) AFCEN (1993), 'Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island (RCC-MR) Addendum No.2', Paris
- 21) Roche, R., L (1985), 'Elastic Follow Up in Piping Systems How to Specify the Creep Use-Fraction Factor', Trans. of 8th SMiRT, E6/8
- 22) T. Shimakawa, et al., "Benchmark Study of Creep-Fatigue life Predicted by Elevated Temperature Design Standards of Every Country", The 7th Int. Conference on Creep and Fatigue at Elevated Temperature, June 2001, Tsukuba, Japan

# FAPIG の 機 構 (社名 ABC順)

(平成18年7月1日現在)

## 理 事 会・委 員 会・専 門 部 会・事 務 局

会 長 沢 邦 彦 富士電機ホールディングス相談役	理 事 藤 原 立 嗣 みずほCB常務執行役員
副 会 長 林 敏 和 カワサキプラントシステムズ社長	〃 荻 原 勉 清水建設常務執行役員
〃 田 邊 弘 幸 双日専務執行役員	
	監 事 金 井 琢 磨 みずほCB営業第十部次長
理 事 長 藤 史 郎 荏原製作所取締役専務執行役員	
〃 伊 藤 晴 夫 富士電機ホールディングズ社長	事 務 局 長 溝 口 忠 雄
〃 弓 場 英 明 富士通経営執行役常務	
〃 吉 田 政 雄 古河電工専務取締役	
〃 小 長 谷 保 平 古河機械金属取締役	

## FAPIG委員会および専門部会

(◎は委員長または部会長, ○は副委員長または副部会長)

### 企画委員会 (13名)

- ◎ 秋 定 俊 裕 (富士電機システムズ)
- 三 沢 秀 行 (荏 原 製 作)
- 早 川 均 (富士電機システムズ)
- 三 木 俊 也 ( )
- 福 原 修 (富 士 通)
- 岩 崎 邦 男 (古 河 電 工)
- 中 川 敏 一 (古 河 機 械 金 属)
- 山 崎 誠 一 郎 (カワキフアントシステムズ)
- 土 井 一 晃 (み ず ほ C B)
- 吉 澤 顕 (双 日)
- 小 林 経 夫 (清 水 建 設)
- 溝 口 忠 雄 (事 務 局)
- オ ブ ザ ー バ ー
- 阿 部 修 一 (原 燃 工)

### 広報委員会 (10名)

- ◎ 溝 口 忠 雄 (事 務 局)
- 米 田 正 章 (荏 原 製 作)
- 三 木 俊 也 (富士電機システムズ)
- 笹 野 貢 (富 士 通)
- 岩 崎 邦 男 (古 河 電 工)
- 岩 間 和 義 (古 河 機 械 金 属)
- 湯 原 貴 浩 (カワキフアントシステムズ)
- 山 本 晴 彦 (み ず ほ C B)
- 村 野 博 一 (双 日)
- 酒 井 喜 則 (清 水 建 設)

### 原子力情勢調査部会 (6名)

- ◎ 清 水 良 雄 (双 日)
- 白 川 正 広 (富士電機システムズ)
- 組 田 泰 男 (荏 原 製 作)
- 福 原 修 (富 士 通)
- 湯 原 貴 浩 (カワキフアントシステムズ)
- 加 納 茂 和 (清 水 建 設)

### 高温ガス炉プロジェクト部会 (6名)

- ◎ 早 川 均 (富士電機システムズ)
- 中 村 志 郎 (双 日)
- 岡 本 太 志 (富士電機システムズ)
- 堀 徹 (カワキフアントシステムズ)
- 甲 斐 芳 郎 (清 水 建 設)
- オ ブ ザ ー バ ー
- 加 藤 茂 (原 燃 工)

### 廃止措置プロジェクト部会 (7名)

- ◎ 武 伸 五 月 (カワキフアントシステムズ)
- 見 上 寿 (富士電機システムズ)
- 荒 井 正 幸 (荏 原 製 作)
- 樋 口 哲 二 (富 士 通)
- 沢 本 雅 弘 (双 日)
- 鳥 井 和 敬 (清 水 建 設)
- 竹 田 正 幸 (荏 原 工 業 洗 浄)

### バックエンド調査研究部会 (7名)

- ◎ 山 崎 誠 一 郎 (カワキフアントシステムズ)
- 藤 沢 盛 夫 (富士電機システムズ)
- 石 山 祐 二 (荏 原 製 作)
- 三 澤 真 (富 士 通)
- 井 上 桂 一 (双 日)
- 沢 本 雅 弘 (双 日)
- 加 納 茂 和 (清 水 建 設)

### 品質保証部会 (7名)

- ◎ 高 橋 正 昭 (富士電機システムズ)
- 斉 藤 利 二 (カワキフアントシステムズ)
- 竹 山 敏 (荏 原 製 作)
- 児 玉 義 和 (富 士 通)
- 有 本 徹 (古 河 電 工)
- 石 黒 修 司 (双 日)
- 中 村 誠 (清 水 建 設)

### 事 務 局

局 長 溝 口 忠 雄

Asao Monno, Hideyuki Yuzawa, Tomomitsu Kimura, Taro Kanayama

**Tube Wall Thickness Gauge for Hot Stretch Reducer**

FAPIG No. 173 pp.3~8 (2006)

A new system of tube wall thickness gauge for seamless tube on hot stretch reducing-mill is reported.

The system adapts two methods using gamma rays.

One is a new method measuring double wall thickness of tube another is a known method measuring mean value of cross section of tube.

**KEYWORDS** : tube wall thickness, thickness gauge, seamless tube hot stretch reducer, gamma rays

Takashi Kato

**1MW Pulse Spallation Neutron Source at the Material and Life Science Test Facility in J-PARC**

FAPIG No. 173 pp.9~15 (2006)

Material and life science test facility is under the construction as a part of the Japan proton accelerator research complex (J-PARC) that utilizes an immense proton power (1-MW) accelerator. A 1-MW pulse spallation neutron source, that is the main facility at the material and life science test facility, is one of the world largest spallation neutron sources, utilizing a mercury target and liquid or supercritical hydrogen moderators. The neutron source has been designed and fabricated to exploit a state-of-the-art technology of the spallation neutron source engineering, expecting to produce one or two orders higher neutron intensity than that of the conventional neutron sources at the cold neutron regime.

**KEYWORDS** : J-PARC, neutron, spallation neutron source, cold neutron, mercury target, liquid/supercritical hydrogen moderator

FAPIG No.173

平成18年 7月25日印刷

平成18年度 第1号

平成18年 7月31日発行 (非売品)

発行所 第一原子力産業グループ事務局

〒107-8655 東京都港区赤坂6丁目1-20

双日(株)内

電話 (03) 5520-4911

ホームページ: <http://www.fapig.com/>

編集兼発行人 溝口忠雄

印刷所 ミズノブリテック(株)

〒104-0042 東京都中央区入船2-9-2

電話 (03) 5566-6677(代)

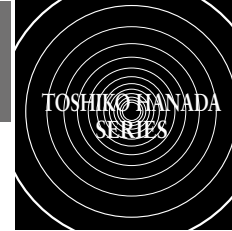
Hirokazu Yamada, Kunihiko Tsuchiya

**An Examination into Weldability of Irradiated Material by a Laser Welding Method for Repair of ITER Blanket**

FAPIG No. 173 pp.16~20 (2006)

SS316L(N)-IG is the candidate material for the in-vessel and ex-vessel components of ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor). This paper describes an examination into weldability of irradiated and un-irradiated SS316L(N)-IG for coolant piping, and investigation of the mechanical properties of welding joints as well as the effect of helium generation on weldability. A YAG laser welding process was used for repair welding of the water cooling branch pipelines. It was clarified that welding of SS316L(N)-IG irradiated up to 0.3 dpa (He content: about 3 appm) can be carried out without a significant deterioration of tensile properties due to helium accumulation. Therefore, repair of cooling pipes for the ITER blanket can be performed by the laser welding process.

**KEYWORDS** : ITER SUS316L(N)-IG, laser welding, neutron irradiation, helium generation, helium bubble



Kazuki Takehara, Youichi Sasa, Tsutomu Sekita

### Development of the New Environmental Radiation Monitoring System in JAEA Nuclear Science Research Institute

FAPIG No. 173 pp.21 ~ 29 (2006)

Japan Atomic Energy Agency(JAEA)-Tokai Research and Development Center-Nuclear Science Research Institute observe the laws of radiation protection by the environmental monitoring and the meteorological observation around the nuclear facilities, counting and analyzing of its results, and report it to related organization.

On the purpose of efficiency of operation and improvement of the credibility of environmental surveillance works, they renewed the environmental radiation system in the fiscal year 2005 and have activated it since March 2006.

In this paper, we introduce the feature and the function of the new environmental radiation monitoring system.

**KEYWORDS** : environmental radiation monitoring, Japan Atomic Energy Agency, web based system, clustering technology, high availability

Junji Suhara, Ryoichiro Matsumoto, Akihito Otani, Takahiro Shimada, Kazuhiko Inoue, Shinya Ikutama

### Development of Three-Dimensional Seismic Base Isolation System Applied to Advanced Nuclear Power Plant

FAPIG No. 173 pp.30 ~ 39 (2006)

Mitigation of the earthquake loads by seismic isolation technology is very promising for enhanced safety and economy of the next generation nuclear power plant. A research for 3D seismic isolation technology has been conducted under the sponsorship of the Ministry of Economy, Trade and Industry. Two types of 3D seismic isolation systems were developed. One is the 3D entire building base isolation system. The other is the vertical isolation system for main components in the horizontally entire building base isolation. For the former technology, the "rolling seal type air spring + hydraulic rocking suppression system" is selected after several studies.

In this study, the reduced models of the 3D seismic base isolation system was tested on the shake tables. The test results show that this system satisfy the reliability of seismic isolation function and is applicable to the actual plant.

**KEYWORDS** : three-dimensional seismic isolation, fast breeder reactor, air spring, hydraulic mechanism, laminated rubber bearing, rocking suppression, shaking table test

Takashi Shimakawa

### Current Status and Issues on Creep-Fatigue Life Evaluation in Elevated Temperature Design

FAPIG No. 173 pp.40 ~ 51 (2006)

Elevated temperature design standards have been developed in many countries to be applied for the designing of components operated at high temperature such as fossil power plant, petroleum plant and fast breeder reactor. Dominant failure mode considered in these components is creep-fatigue crack initiation under cyclic thermal stress at elevated temperature. It is important to develop the estimation methods for strain behavior and strength under the nonlinear conditions to perform a rational design. This paper presents a comparison among creep-fatigue life prediction methods in representative design codes such as ASME Sec. III NH in USA, BDS and DDS in Japan, R5 in UK and RCC-MR in France.

**KEYWORDS** : elevated temperature design, creep-fatigue life, design standards



第70回記念東光展  
「04 青の静物」  
損保ジャパン美術財団奨励賞

#### 作者プロフィール

花田とし子 Hanada Toshiko  
1942年 神奈川県生まれ  
1973年 平塚博物館にて3年間石膏デッサン受講  
1986年 東光展奨励賞  
1996年 東光会選抜会員展(セントラル美術館)出品  
1997年 日展入選  
1999年 日展入選、銀座渋谷画廊個展  
2000年 日展入選  
2002年 東光展女流華賞  
2004年 損保ジャパン美術財団奨励賞  
2005年 厚展常任審査委員  
2005年 伊勢原市展審査員  
現在 神奈川県伊勢原市在住、東光会会員

## 第一原子力産業グループ

旭電化工業株式会社

株式会社荏原製作所

富士電機ホールディングス株式会社

富士電機システムズ株式会社

富士通株式会社

古河機械金属株式会社

古河電気工業株式会社

川崎重工業株式会社

カワサキプラントシステムズ株式会社

株式会社神戸製鋼所

みずほコーポレート銀行

日本興亜損害保険株式会社

日本軽金属株式会社

清水建設株式会社

双日株式会社

横浜ゴム株式会社