

PNC-J225-83-03  
JWES-AE-8317

昭和57年度動力炉・核燃料開発事業团委託研究

# 高速炉の構造解析ならびに 構造設計に関する調査(VI)

成 果 報 告 書

1983年9月



社団法人 日本溶接協会  
原子力研究委員会  
S P N 小委員会

1983年9月

## 高速炉の構造解析ならびに構造設計に関する調査 (VI)

日本溶接協会原子力研究委員会  
S P N 小 委 員 会

57.11 ~ 58.9

### 要 旨

本調査は高速高温構造設計に関連して、高温実験手法、材料、構成方程式、設計基準、配管および容器の非弾性解析、破壊力学的評価等について文献をひろく調査しまとめたものである。

第1部として調査した文献の抄訳をまとめ、第2部として、これらの文献をさらに重点項目に分類整理して論文形式にまとめた。

( PNC J 255 83 - 03 )

森下

STUDY ON STRUCTURAL DESIGN  
FOR FAST BREEDER REACTORS (VI)

SPN Subcommittee

Atomic Energy Research Committee

Japan Welding Engineering Society

ABSTRACT

Structural analysis and structural design for fast breeder reactors have grown to be a great issue recently in practice. Many papers and reports concerning these problems have been published on various problems such as experimental techniques at elevated temperature, material developments, constitutive equations, structural design codes, inelastic analyses of piping and vessels, integrity assessments using fracture mechanics and so on.

This report involves the translated excerpts from such papers and reports. They are further compiled into eight summarized papers regarding the important topics.

## 昭和57年度 SPN小委員会名簿

	氏 名	所	属	※) 幹事
原子力研究 委員会委員長	安 藤 良 夫	東京大学名誉教授		
主 査	矢 川 元 基	東京大学・工学部	原子力工学科	
中立委員	相 沢 龍 彦 <sup>※</sup>	東京大学・教養学部	基礎科学科	
”	青 砥 紀 身	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	石 原 広一郎 <sup>※</sup>	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	稲 垣 道 夫	(財)日本溶接技術センター		
”	影 山 和 郎	機械技術研究所	材料工学部	
”	鹿 島 光 一	(財)電力中央研究所・エネルギー研究	機械部	
”	関 東 康 祐	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	菊 池 正 紀	東京理科大学・理工学部	機械工学科	
”	小 森 芳 広	日本原子力研究所	材料試験炉部	
”	酒 井 謙	横浜国立大学	エネルギー材料研究施設	
”	高 橋 由紀夫	(財)電力中央研究所・エネルギー研究所	機械部	
”	谷 口 武 俊	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	福 田 俊 彦	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	藤 井 英 輔 (代理 秋山 繁)	船舶技術研究所	溶接工作部	
”	松 浦 真 一 <sup>※</sup>	東京大学・工学部	原子力工学部	
”	宮 健 三	東京大学	原子力工学研究施設	
”	宮 崎 則 幸	九州大学・工学部	化学機械工学科	
”	山 口 彰	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	吉 村 忍	東京大学・工学部	原子力工学科	
”	菅 原 敏	東京理科大学・理工学部	機械工学科	

”	武 藤 睦 治	長岡技術科学大学 機械系
”	堀 江 知 義	日本原子力研究所・大型トカマク開発部
”	藤 井 誠	東京大学・工学部 原子力工学科
”	江 口 讓	東京大学・工学部 原子力工学科
会 社 委 員	堤 孝 春	石川島播磨重工業(株) エネルギー事業部・エネルギー開発室
”	中 村 均	石川島播磨重工業(株) 原子力事業部・技術開発部・開発グループ
”	糸 賀 興 右	川崎重工業(株) 技術研究所・溶接研究室
”	清 水 茂 樹 (代理 橋本俊行)	川崎重工業(株) 原子力本部開発部・開発第2課
”	長 浜 速 雄 (代理 白倉貴雄)	(株)神戸製鋼所 化学機工場・設計部
”	藪 忠 司	(株)神戸製鋼所 構造研究所(岩屋駐在)
”	渡 辺 隆 之	センチュリ・リサーチ・センター(株) 技術営業第5部 52グループ
”	有 井 満 (代理 菊池正明)	東京芝浦電気(株) 原子力事業本部
”	牧 島 健 二	東京芝浦電気(株) 原子炉機器製造部
”	藤 田 高 弘	日本鋼管(株) 技術研究所第3研究部強度研究室
”	休 井 正 人	日本鋼管(株) 津製作所・圧力機器技術室
”	本 間 亮 介 (代理 小崎明郎)	(株)日本製鋼所 原子力技術部
”	金 沢 京 子	日本マーク(株)
”	佐 藤 拓 哉	日 揮 (株) デザインエンジニアリング 本部構造解析部
”	高 橋 研 一 (代理 笠井 学)	ニュークリアデータ(株) 構造解析事業部
”	清 水 翼	(株)日立製作所 機械研究所第3部
”	三 輪 茂	日立造船情報システム(株) 第2システム本部第1技術営業部 第2課
”	前 田 宣 喜	富士電機製造(株) 原子力部品質保証部
”	長谷川 芳 夫	三菱原子力工業(株) 動力炉開発部機器開発課
”	矢 島 浩	三菱重工業(株) 長崎研究所・船体強度研究室

〃 三 好 昭 生 憐 間 組 技 術 研 究 所 耐 震 解 析 室

委 託 者 側 森 下 正 樹 動 力 炉 ・ 核 燃 料 開 発 事 業 団 高 速 増 殖 炉 開 発 本 部

〃 柗 原 安 英 動 力 炉 ・ 核 燃 料 開 発 事 業 団 高 速 炉 機 器 開 発 部 構 造 物 強 度 試 験 室

# 目 次

I 概 要 .....	1
II 調査文献抄訳 .....	3
II-1 高温実験手法 .....	5
1. モアレ法に関するレビュー (SPN-83-3) .....	7
2. 直流電位差法を利用した単一試験片による J 抵抗曲線評価法 とそのデータ処理システム (SPN-83-4) .....	9
II-2 高速炉用材料 .....	11
3. 9Cr-2Mo 鋼管の実用化 (SPN-83-59) .....	13
4. 米国における高速炉蒸気発生器用材料の開発 (SPN-83-60) .....	15
II-3 高速炉用構造材の構成方程式 .....	17
5. 粘塑性材料の高温域挙動評価のための構成方程式の開発状況 (SPUN-83-12) .....	19
6. 二軸応力試験における構成方程式の研究 (SPN-83-13) .....	21
7. 高温条件下での金属の速度依存型変形の構成方程式 (SPN-83-14) .....	23
8. クリープ硬化曲面概念に基づくクリープ構成方程式 (SPN-83-15) .....	25
II-4 高温設計基準 .....	27
9. RAMSES の推奨する設計法および設計基準 (SPN-83-33) .....	29
10. 英国における高速炉構造設計コードの開発 (SPN-83-35) .....	32
11. 高温構造設計基準の開発 (SPN-83-36) .....	34
II-5 高温における配管および容器の非弾性解析 .....	37
12. ラッチェットィングの実用的解析法 (SPN-83-6) .....	39
13. エラスティックフォローアップの評価 (SPN-83-19) .....	41
14. 高温配管における応力解析と評価 (SPN-83-20) .....	43
15. 配管系の総合解析 (SPN-83-21) .....	45

16.	西独高速増殖炉原型炉 SNR-300 の一次系配管の非弾性解析 (SPN-83-22) .....	47
17.	国際協力配管ベンチマーク解析の概要 (SPN-83-40) .....	50
18.	モーメントを受けるエルボの端部効果 (SPN-83-41) .....	54
19.	半球状の容器のノズル部に対するラチェットとクリープ疲労評価 のための簡易法に関する研究 (SPN-83-23) .....	56
20.	PVRC ベンチマーク結果報告 - SACLAY ナトリウムレベル変動実験 - (SPN-83-39) .....	58
21.	Clinch River 型増殖炉プラントの上部インターナルの非弾性解析 (SPN-83-34) .....	60
II-6	高速炉用構造材の破壊力学的評価 .....	63
22.	大気中およびナトリウム中におけるオーステナイト系ステンレス鋼の クリープき裂成長挙動の評価 (SPN-83-5) .....	65
23.	高温下のクリープき裂成長 (SPN-83-51) .....	67
24.	( $\Delta T$ ) と $C^*$ 積分を用いた移動特異性クリープクラックの成長解析 (SPN-83-62) .....	69
25.	593°C までの温度における Type 316 ステンレス鋼の長寿命疲労 (SPN-83-53) .....	72
26.	エルボの表面欠陥からの疲労き裂進展挙動 (SPN-83-64) .....	74
27.	高速増殖炉用材料の破壊力学的評価 (SPN-83-52) .....	77
28.	確率的破壊力学の最近の動向 (SPN-83-63) .....	79
29.	圧力容器とパイプの全貫通または部分貫通クラックの破壊問題 (SPN-83-65) .....	81
III	論文 .....	85
A.	高速炉構造材料の高温実験 .....	87
B.	高速炉用材料 - 高 Cr フェライト系を中心にして - .....	99
C.	高速炉構造材料の構成方程式 .....	111
D.	熱疲労・クリープ疲労の破損寿命評価法 .....	123
E.	非弾性解析法 (簡易解析) .....	135



F. 非弾性解析法（詳細解析） .....	145
G. 高速炉の構造設計法 .....	156
H. 破壊力学的手法による高速炉の構造健全性評価 .....	173
附 抄訳文献一覧表 .....	185
附 調査文献一覧表 .....	189

# I 概 要

---

# I 概 要

## 1. 題 目

高速炉の構造解析ならびに構造設計に関する調査 (VI)

## 2. 業務委託の目的

原子炉工学における構造解析および構造設計に関する手法は年々著しい進歩を遂げており、その適用範囲もますます多岐にわたってきている。そこで、本調査研究は第6回国際原子力構造力学 (SMiRT) 会議などを中心とする内外の学会、シンポジウムで発表された文献資料を調査検討し、高速炉の高温構造設計手法を確立する上での参考資料を得ることを目的とする。

## 3. 業務委託の範囲

1979年以降、国内外の学会、シンポジウムで発表された最近の原子炉工学における構造解析および構造設計に関する文献資料を調査し、現状のレビューを行い、報告書に取りまとめた。

## 4. 業務委託の内容

高速炉の高温構造設計に関する理論的ならびに実験的研究の現状を把握するとともに、将来の研究開発の方向をも予測できるようにする。

具体的には、

- (1) 非弾性解析の実験による検証に関する分野。
- (2) 非弾性解析の設計評価への適用に関する分野。
- (3) 熱疲労およびクリープ疲労の破損寿命評価法に関する分野。
- (4) 設計に相当と考えられる簡易非弾性解析法に関する分野。
- (5) 破壊力学的手法による構造健全性評価法に関する分野。

を中心にした最新情報を調査・検討し取りまとめた。

## 5. 実 施 方 法

まず、上記の国際会議を含む数種の文献目録より、関連文献を抽出し、原文を通読して重要度を分類した。必要選択論文について検討を加え、討論、解析を重ね、必要な図表等を添付して報告書を作成した。この作業は社団法人日本溶接協会原子力研究委員会内に SPN 小委員会を設立し全業務を担当し実施した。

## II 調査文献抄訳

---

## II—1 高温実験手法

# 1. モアレ法に関するレビュー

C. A. Sciamarella

## 1. 序

モアレ(縞)とは、格子やパターンを重ね合わせた時に、干渉によって生じるパターンである。これを利用した測定は、モデル格子を表面の変形を示すものとして用い、これと基準格子とを重ね合わせることによりモアレパターンを生じさせて相対変位を知るという原理に基づいている。モアレパターンは測定システムの画像面に生じる。これから、変位、ひずみを知るためには、モデル格子、基準格子、測定システム、対象とする表面についての知識が必要であり、これらはそれぞれ使用する方式によって異なっている。基本的には次の3つの方法がある。

- (1) Intrinsic moiré 単純なモアレ、表面の点の初期位置からの変位を与える方法。
- (2) Projection moiré (Shadow moiré) 投影モアレ、測定面の点の参照面に対する変位を与える方法。
- (3) Reflection moiré 反射モアレ、参照状態に対する表面の傾きを与える方法。

## 2. モアレ縞の理論

### 2.1. 格子

モアレに用いられる線図形を格子という。最も一般的に用いられるのは直線格子である。平行な明暗の直線からできており、線の中心間の距離(ピッチ)とピッチのうちの透過部分(明るい部分)の占める割合が格子を特徴づける。直線格子以外を用いることもできる。通常は1~40本/mmが用いられるがより細かいものもある。低密度の格子によるモアレは目視により観察できるが、高密度の場合にはコヒーレント光が必要である。

### 2.2. モアレパターンの基本的特性値

X方向に垂直な直線格子を重ね合わせると、透過する光の強さは、

$$I(x) = I_0 + I_1 \cos 2\pi\psi(x) + I_2 \cos 4\pi\psi(x) + I_3 \cos 6\pi\psi(x) + \dots \quad (1)$$

$\psi(x)$ はx方向の2つの格子の間の相対変位に関する関

数である。変位  $u(x)$  は

$$u(x) = p\psi(x) \quad (2)$$

$\psi(x)$ は、

$$\psi(x) = \left( \frac{1}{p} - \frac{1}{p(x)} \right) x \quad (3)$$

ここで、 $p$ はもとの格子のピッチ、 $p(x)$ は変形した格子の局所的な等価ピッチである。 $\psi(x) = n$ (整数)のとき強度は最大となり、 $\psi(x) = 1/2(2n+1)$ のとき最小となる。明るい縞は、基準格子に対してモデル格子が基準格子のピッチの整数倍だけその直角方向に変位した点の軌跡である。

## 3. モアレ法

### 3.1. Intrinsic Moiré

#### 3.1.1 概要

この方法では、格子は測定面に直接固定される。よって格子の変形がそのまま表面の変形やひずみの情報を与える。変位ベクトルを得るには、少なくとも直交する2つの直線格子が必要である。格子は、粗なものは、インクとスタンプ、スクリーン等で、密なものは写真技術を応用してつくられる。高温で用いる場合には真空蒸着、電気分解などにより格子をつけることが必要となる。

モアレパターンの記録方法には、基本的に、インコヒーレントな光を用いるものとコヒーレントな光を用いるものとの2つがある。インコヒーレントな光を用いる方法のうち最もシンプルなものは、対象とする表面の前に基準格子を置くものであり、モアレパターンはカメラの焦点面にできる。安価であるが感度はあまり高くない。そのほか、基準格子をモデル格子の上に投影したりカメラのフィルム上に置いたり、すりガラスの上にプリントしておく方法、2重露光による方法等がある。撮影に固体撮像素子やビジコン管を用いれば、基準格子を電氣的に発生させることもできる。コヒーレント光を用いる方法では、光学フィルタリングにより、各回折次数に分解しこれを利用する。

#### 3.1.2. 情報の改善と縞の増倍

モアレ法で得られる情報を改善する方法としては、基

準格子とモデル格子のピッチを異なるようにとるミスマッチ法、両格子の角度をずらすミスアライメント法などがある。光学フィルタリングを利用することによってモアレ縞の増倍、モアレ縞の分数次数を得ることができる。

### 3.1.3 モアレ縞のデータ処理

モアレ縞の変化は変位だけによらず、実際には、多くの他の因子が明るさの分布に影響する。デジタルフィルタリングを適用することにより、不必要な情報を除いて変位を数値的に得ることができる。微分をとるために、多項式、スプライン関数近似が利用される。

## 3.2 Shadow Moiré

基準格子の影を平行光線で物体に投影し、これと基準格子とによってモアレパターンがつけられる。有限な距離から投影、観察する場合には距離は縞次数の関数となるため縞次数を知る必要がある。また、同心円状の等高線が山であるか谷であるかを決定することもできない。そこで、stereo pair法、2重露光とcolor difference法、ミスアライメント法、ミスマッチ法、格子移動法、color recordingと2重露光あるいは基準

格子の回転などが用いられる。

## 3.3 Reflection Moiré

この方法では、曲面の傾きが得られる。格子線に垂直な方向に対する曲面の傾きが与えられ、カメラによる最高分解能は $7 \times 10^{-3}$  radianである。

## 4. 適用例

- (1) Intrinsic moiré 円孔つきアルミ平板の引張、レールの残留ひずみ、内圧が突然かかった推進薬の変形、外周を加熱し内周を冷却したステンレスリングの変形、1100°Fにおける内圧を受けるステンレスリングのき裂先端付近の塑性ひずみ分布、複合材料の引張、ガラスエポキシ多層板の変形
- (2) Shadow moiré 人体形状
- (3) Reflection moiré 衝撃荷重を受ける板の変形

(松浦 真一)

## 2. 直流電位差法を利用した単一試験片による J 抵抗曲線評価法とそのデータ処理システム

G. M. Wilkowski, J. O. Wambaugh, K. Prabhat

### 1. 序

電位差法は比較的古くから破壊試験に利用されているが、最近では d-c アンブの性能向上により高精度の測定が可能となってきた。この方法の利点は除荷コンプライアンス法等と比べて簡便であり、種々のき裂形状に対しても適用が可能なこと、また、コンピュータデータ処理システムへの接続が容易であることである。

ここでは、特に直流電位差法のき裂成長開始検知および安定き裂成長モニタへの利用法について述べる。

### 2. 電位差法の基礎

電位差法には直流を利用するもの (d-c 法) と交流を利用するもの (a-c 法) とがあるが、ともに定電流を流してき裂間の電位差を測定する。a-c 法は一般に 2 kHz が利用され、d-c 法と比べて電流を大きくできる利点があるが、電気的に表皮効果や容量効果が少なからずあるため、d-c 法の利用が推奨される。

電位差法の利用にあたってはまず、電流端子・電圧端子の位置設定が問題となる。これには種々の要因が絡むが、一般に 3 点曲げや C T 試験片では電流端子を試験片の上下面に、電圧端子をき裂の端面 (き裂の上下) に設定すると、再現性もよく、き裂長に対する理論的較正関係が利用できる点でも望ましい。

### 3. 電位差法を利用した J 抵抗曲線評価法

#### 3.1 き裂成長開始検知

安定き裂成長モニタのためには、電位差と種々の測定量との組み合わせが可能であるが、図 1 に d-c 電位差とき裂開口量との関係を示す。同図では、A 点から B 点まで線形に変化しており (電位差ブランディングラインと呼ぶ)、この傾向はき裂形状・試験片形状・材料が変わっても同様である。そこでこの B 点で試験をやめ、破面を観察したところ、き裂先端の複数箇所て延性き裂がわずかながら始まっていた。そこで、B 点をき裂進展開始点として  $J_{Ic}$  を求め、これを R カープ法から得た  $J_{Ic}$  と比較したところ良好な一致を示した。以上の結果から、

d-c 法は延性き裂成長開始の検知に利用することができる。

#### 3.2 安定き裂成長の測定

き裂成長に関して、 $a/W$  と電位差の実測値の関係と、理論的較正関係との比較を図 2 に示す。同図では、両者はブランディングによる電位差の増加分だけズレており、その補正を行えば一致する。これは他の形状の試験片についても同様であった。

一般的なき裂開口量と d-c 電位差との関係をあらためて図 3 に示す。ここで、stage 1 がブランディングを表し、これから離れていく点が、き裂成長開始に対応する。stage 2 は非線形に変化しているが、これはトンネリングに対応し、き裂成長のき裂前縁の全面に広がるまで続く。そして stage 3 では再び線形になり、これがき裂開口角が一定となる延性き裂成長に対応している。

#### 3.3 d-c 法の長所・短所

d-c 法の J 抵抗曲線試験法としての長所は (i) トンネリングも検知されるのでサイド・グループなし試験片が補正なしで扱え、(ii) 高歪速度の試験にも応用できるという点である。また、短所は (i) 試験片の絶縁を考える必要があり、(ii) 各端子において発熱起電力の問題があり、さらに (iii) 試験片が大型になると出力電位差の  $\mu V$  測定が難しいという点である。

### 4. コンピュータによるデータ処理システム

電位差法は電位差の測定値から直接き裂進展量  $da$  がわかるため、除荷フンプライアンス法などと比べて、データ処理のコンピュータ化が容易である。そのシステムの一例を図 4 に示す。

### 5. 応用例

C-Mn-Mo 鋼, 304 ステンレス鋼, ジルカロイ, X60 ライン・パイプ鋼の 4 種の材料について試験を行った。まず、C-Mn-Mo 鋼の 23°C での  $J_{Ic}$  は 210  $kJ/m^2$  (0.45 T 3 点曲げ), 304 ステンレス鋼の



20℃での $J_{Ic}$ は $700 \text{ kJ/m}^2$  ( $\frac{1}{2}T$ と $1T$ の3点曲げ) シルカロイの149℃での $J_{Ic}$ は $66.5 \text{ kJ/m}^2$  (0.2TCT) であった。

また、X60ライン・パイプ鋼の0.3T 3点曲げ試験片については $1.27 \text{ mm/min}$ と $12.7 \text{ mm/min}$ の速度で試験を行なった。その結果 $J_{Ic}$ はそれぞれ、 $147.1 \text{ kJ/m}^2$ 、 $157.6 \text{ kJ/m}^2$ であり、その差は動的効果とも考えられるが、J抵抗曲線の傾きはほとんど同じであった。

(吉村 忍)

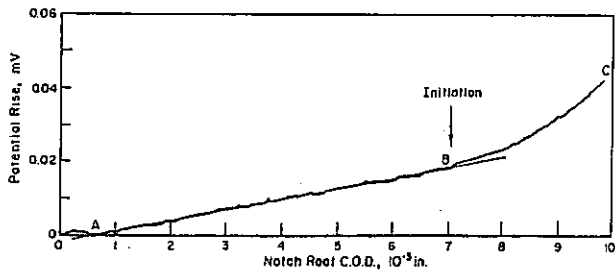


図1. 曲げ試験片の典型的な直流電位差-COD曲線

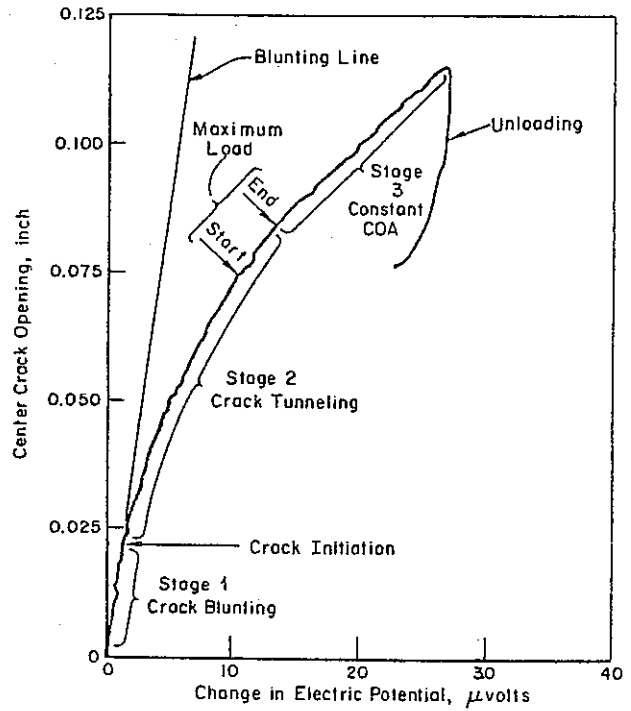


図3. 一般的な直流電位差-COD曲線

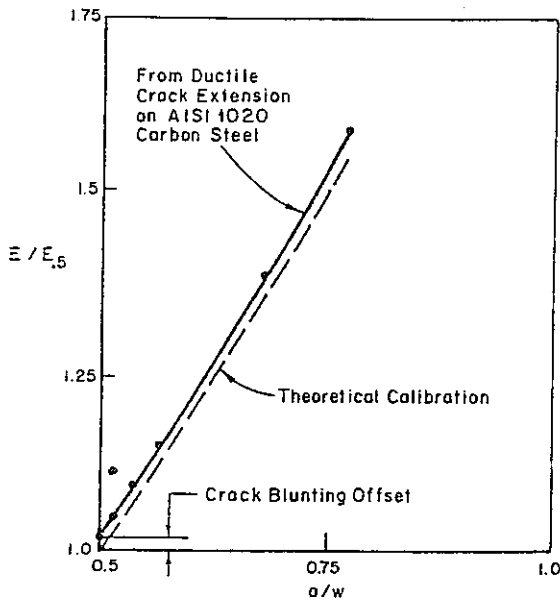


図2. AISI 1020炭素鋼における電位差-延性き裂長曲線の実験値と理論値との比較

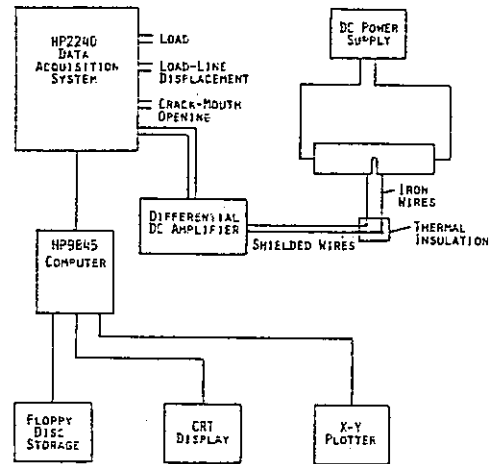


図4. データ処理システムの模式図

## II—2 高温炉用材料

### 3. 9Cr-2Mo鋼管の実用化

行俊照夫, 湯沢浩, 吉川州彦, 大黒貴, 鶴田長利, 増山不二光

まえがき

低C・高M<sub>0</sub>化という単純な系により、フェライトと焼もどしマルテンサイトを含む混合組織の高強度鋼、低C-9Cr-2Mo鋼を開発した。本鋼の主な特徴は次の3点である。

- (1) Cr含有量を高めSTBA24の耐酸化性を改善した。
- (2) C量を下げて最高かたさを低くし、溶接性を改善した。同時にM<sub>0</sub>量を増加することにより、STBA24に比べ高温強度を高め、かつ高温での安定化を図った。
- (3) 地鉄組織をフェライトに保つことにより、応力腐食割れのおそれがない。

また本鋼は、従来の低合金鋼よりも熱膨張係数が小さいため、最近問題となっている負荷変動に伴う熱応力軽減の点においても有利と考えられ、更に熱伝導率もオーステナイトステンレス鋼より大である。

#### 1. 9Cr-2Mo鋼の仕様

化学成分はC； $\leq 0.08$  (wt%)、Cr；8.0/10.0、M<sub>0</sub>；1.8/2.2でその他の成分はほぼSTBA24と同等の仕様である。機械的性質は耐力； $\geq 30$  (kgf/mm<sup>2</sup>) 引張強さ；52、伸び； $\geq 25$  (%)である。押し広げ、へん平についてはSTBA26鋼管と同等である。

#### 2. 9Cr-2Mo鋼の諸特性

##### 2.1 供試材

供試材は7溶解材から9種の小径管、大径厚肉管、Tピース、板を製造し、熱処理として焼ならし、焼もどしを施した。

##### 2.2 金属組織

供試材横断面のマクロ組織、サルファプリントは正常であった。焼ならし、焼もどし後のミクロ組織はフェライトと焼もどしマルテンサイトによりなっており、この混合組織が高温強度の安定化、溶接性改善に寄与している。抽出レプリカ法による観察結果によれば、フェライト中

にはM<sub>23</sub>C<sub>6</sub>針状炭化物が析出しており、焼もどしマルテンサイト内には微細粒状M<sub>0</sub>C炭化物が多数分散していた。長時間加熱後もこのような組織は安定していた。

##### 2.3 常温機械的性質

引張試験結果はいずれも仕様を満足しており、シャルピ衝撃値も問題なかった

##### 2.4 高温強度性質

高温引張試験をRT~700℃で行った結果、破断伸びはいずれの温度でも約20%以上となっており、延性は良好であった。クリープ破断試験を450~700℃で行った結果、破断伸びはいずれも20%以上であり、0.01%/1000hrクリープ強度は500、550および600℃でそれぞれ2.35、1.30および5.7 kgf/mm<sup>2</sup>であった。

##### 2.5 許容引張応力

高温引張、クリープ、クリープ破断試験結果から求めた本鋼の許容引張応力は500℃以上では従来のSTBA24に比較して29~57%、STBA26に比較して40~71%高い値を示している。またSUS304に比較するとその92~62%であるが、使用条件により代替可能である。

##### 2.6 実用的性質

へん平、押し広げ試験結果はいずれも仕様を十分満足し、従来のフェライト系低合金鋼と同等である。曲げ試験の結果、断面かたさ分布、組織も問題なく、従来のボイラ用鋼管と同様な曲げ加工法で十分であることがわかった。

##### 2.7 溶接性

最高かたさはSTBA26より低く、また溶接割れ感受性もSTBA26に比べ改善されている。継手の引張試験、曲げ試験および衝撃試験を行い、いずれも良好な結果が得られた。

##### 2.8 耐酸化性および耐食性

大気中酸化試験、バナジウムアタック試験、アルカリ

硫酸塩腐食試験および水蒸気中酸化試験を行い、いずれも SUS304 とほぼ同等かやや劣るが、STBA24より著しく良好な結果が得られた。スケール剝離試験および高温高圧腐食試験を行い、SUS304よりも良好な結果が得られた。

### 3. 9Cr-2M<sub>0</sub> 鋼管の実証試験

#### 3.1 試験条件

和歌山共同火力3号缶(156MW)の再熱器管および過熱器管を対象とし、1,2年目は抜管して経年調査を、3~5年目は外面状況観察および寸法測定を行った。

#### 3.2 調査結果

外観調査結果によると過熱器管の表面付着物は少ないが再熱器管のそれは多かった。酸洗し付着物を除去した後の表面はいずれも滑らかであった。また内面状況も平滑で異常がなかった。寸法測定の結果、特に大きな腐食減肉はなかった。

機械的性質および高温強度を調べた結果、いずれも顕

著な劣化は認められず実用上十分な値を保持していた。

顕微鏡組織は全体に正常な焼もどし組織を有していた。また外表面にはステンレス鋼のような高温腐食による局部的凹部はみられず一様なスケールが付着していた。

外面の付着物およびスケールの分析結果から硫酸塩の多い腐食環境であることがわかった。内表面の酸化スケールはFe量の高い外層とCr量の高い内層の2層よりなっている。内層スケールの厚さは9Cr-2M<sub>0</sub>鋼では比較的均一であるが、SUS304, SUS321では著しく凹凸になっている。

#### ま と め

9Cr-2M<sub>0</sub>鋼は高い高温強度と良好な耐酸化性および溶接性を持ち、ボイラの再熱器管および過熱器管など従来ステンレス鋼が使われていた部分に対して適用でき経済的である。本鋼はさらに高速増殖炉蒸気発生器管用材料としても有望と考えられ、別途精力的に検討を進めている。

(武藤 睦治)

## 4. 米国における高速炉蒸気発生器用材料の開発

P. Patriarca, S. D. Harkuess, J. M. Duke

### 1. 序 論

本論文は、米国CRBRプラントで蒸気発生器用材料に選ばれた $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼について再評価し、同鋼の欠点を補うべく、より優れた材料の開発を行う為に計画されたプログラムについて記したものである。このプログラムは、Westinghouse, GE, その他広く工業界からの参加を求め、ORNLで統合されている国家的なプロジェクトの一環として実施されたものである。

高強度フェライト鋼、及びAlloy 800の2つが開発対象材料として選ばれ、材料開発の為に作成されたプログラムに従って調査、解析、試験等が行われた。以下にその内容について簡単に記す。

### 2. $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の制約

CRBRプラントでは、次の様な理由により $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼が蒸気発生器用材料として選ばれた。

- (1) 入手が容易であり、溶接性、加工性が良いこと。
- (2) 十分な機械的特性を有すること。
- (3) Na中で冶金的に安定していること。
- (4) 水/蒸気との両立性が良いこと。
- (5) 関連規格で認可されていること。

$2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼は、オーステナイトステンレス鋼と比較して応力腐食割れ(以下"SCC"と略す)の点で著しく優れているが、高温強度は約半分に低下する。その結果、材料の使用温度も制限される為、より高温強度の高い材料に対する要望が高まった。

### 3. 9~12%Crフェライト鋼の開発

#### 3.1 開発プログラム

フェライト鋼の開発は、Combustion Engineeringを中心に進められた。本質的に耐SCC性に優れているという利点を生かしつつ、かつ高温強度を上げる目的から、9~12%Crを含んだフェライト鋼について開発が進められた。

開発プログラムにおける目標は、

- (1) 510℃~593℃で $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の2倍の設計許容応力

- (2) 母材、溶接金属のシャルピー衝撃値が27℃以下で50ft・lb、上部棚エネルギーが75ft・lb以上あること。

- (3) 化学的腐食に対し抵抗力が有り、長期安定性にも優れる。

開発プログラムは、1975年1月に開始された。上記プログラム実施の結果から、最も期待出来る成分について大ヒートを製作し、さらに抱括的なテストプログラムを実施する予定である。

#### 3.2 開発の結果

開発プログラムに従って、8~12%Cr, 0~2%Moを含む合計26種類の成分のフェライト鋼が製造され、各種試験に供された。26種類の成分は、次の事項を決定出来る様選ばれた。

- (1) 炭化物形成元素としてのMo, Nb, V, Wの適正量
- (2) N, Niの最適量
- (3)  $\delta$ -フェライト成分の影響

シャルピー衝撃試験の結果、成分のわずかな差が脆性-延性遷移温度に大きく影響することが示された。最も遷移温度の高いのは9%Cr-2%Mo含有のものでありこれは体積の20~25%が $\delta$ -フェライトから成ることが原因であると思われる。従って $\delta$ -フェライトの量が衝撃特性に影響を与えることが示され、またGEの研究者たちより $\delta$ -フェライトの量をかなり正確に予測する式が提唱されている。

製造方法については、熱間鍛造材、熱間鍛造-熱間圧延材について比較が行われ、後者の方が優れた衝撃特性を示した。

### 4. Alloy 800の開発

#### 4.1 開発プログラム

Alloy 800(31%Ni 21%Cr合金)が、9~12%Crフェライト鋼に次ぐ開発材料として選ばれたのは以下の理由に依る。

- (1) 高温での機械的強度が優れている。(1000Fまで $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の2倍の許容応力)
- (2) クリーブ、疲労特性も優れている。
- (3) 耐SCC性、Na中の質量移行等は $2\frac{1}{4}$ Cr-

1Mo鋼と同等で、オーステナイトステンレス鋼と比較するとはるかに良好である。

Alloy 800 の材料開発は Westinghouse を中心に行われ、開発プログラムの内容は次の通りである。

#### Alloy 800 材料開発プログラム

##### A. 材料特性

- ① 母材の仕様
- ② 物理的及び機械的特性
- ③ 冶金学的及び熱的安定性
- ④ コード認可の為のデータ整備
- ⑤ 設計解析の為の数学的モデル
- ⑥ 溶接金属の挙動

##### B. 3次クリープ

- ① 冶金学的関連
- ② 単軸～多軸クリープの関連
- ③ 設計解析に対する影響

##### C. 非Na環境効果

- ① 蒸気による腐食
- ② 蒸気中のクラック伝播
- ③ 機械的特性の変化
- ④ 非運転環境の評価

##### D. Na環境効果

- ① 腐食, 質量移行, 他
- ② 機械的特性の変化
- ③ 摩耗, 損耗
- ④ Na中のクラック伝播

##### E. 製作及び溶接

- ① 溶接金属の評価
- ② Tubesheet 鍛造
- ③ Tube-to-Tubesheet 溶接
- ④ シェル溶接継手
- ⑤ 溶接後熱処理
- ⑥ 非破壊試験
- ⑦ 仕様及び規格

## 4.2 開発の結果

フェライト鋼の場合と同様に Alloy 800 の開発も、1975年に開始された。以下に最初の6ヶ月の進行状況について簡単に示す。

母材の仕様は、少量の合金成分の影響まで含めて検討中である。また、母材の溶接に関しては、低炭素、高チタンがホットクラックを減少させる傾向にあり、また、窒素、ニッケルも溶接性に影響することが明らかとなり、従って  $(Ti+Al)(C+N) \geq 2.2$  というクライテリオンが設けられた。

設計許容応力を決める上での3次クリープの意味についても検討が始められた。3次クリープが明白に現われる様なケースは Alloy 800 の場合一般的でなく、破損まで一様にクリープ速度が増加する様なクリープの方がより一般的である。従って3次クリープ開始応力を設計許容応力のデータに含めることの意義を明らかにする為の作業が継続中である。

溶接等に関しても、溶接ワイヤの材質の検討等が始められた。Incone 182, 182等が第一の候補材であり、各種試験を実施中である。

材料開発プログラムは、現在開始されたばかりであり成果の多くは統報に期待されたい。

(小森 芳広)

## II-3 高速炉用構造材の構成方程式

## 5. 粘塑性材料の高温域挙動評価のための構成方程式の開発状況

M. Becker

### 1. 序 論

西独では、軽水炉機器に対しては、通常、弾性解析が行われており、また、原子力規準においても定められており、設計の基礎として役に立っている。しかし、弾性計算では、クリープ支配の時間依存効果を十分に記述できないので、高温領域ではその適用には限界がある。

ASME Code-Case N 4 7は高温下の原子力機器に対する規準として有用と思われる項目を多く有しており、西独の原子炉の応力解析の参照値としての役も果たしている。Code-Case N 4 7は弾性応力解析の適用に関して細かい規定を設けているが、これらの規定はきわめて限定的であり、わずかに軽荷重の機器にのみ適用され得る。そのため、機器を安全に運転できる荷重の許容規準を定めるため、非弾性応力解析を行なう必要がある。

### 2. 既存の構成方程式

適切な構成方程式を定義することは、非弾性解析を行なう際の最も大きな問題の1つである。ここでは、ORNLで開発された304ステンレス鋼の構成方程式について述べる。

高温下の非弾性解析の構成方程式に要求される重要点として、繰り返し塑性変形による硬化を記述できること、硬化に対するクリープと応力緩和の繰り返しの効果を記述できること、種々の応力レベルでのクリープ挙動を記述できること、等が挙げられる。各項目に対し、多軸応力状態の記述が要求される。

ORNLは、クリープ段階に間に入れた繰り返しひずみ試験の結果から第1サイクルの計算には初期の荷重曲線を用い、それ以降は第10サイクルの線形化応力-ひずみ曲線を採用する、という勧告を行なった。この手法には、クリープと応力緩和過程による軟化および硬化の誤差がいくらか含まれている。また、非比例負荷試験の結果から、等方硬化よりも移動硬化を採用する方が良いという勧告もなされている。

クリープ変形の計算は、広範囲で繰り返し塑性変形とは独立に行なわれ、硬化はクリープ変形によるもののみ考慮される。ここで、ORNLは、累積クリープが0.2%を越えると、弾塑性構成方程式は繰り返し荷重によら

ず第10サイクルのものとしている。ひずみ硬化則を用いることによって、一次クリープ領域の種々のクリープ応答をも考慮することができる。最後に、ORNLモデルは、現段階においては、非弾性解析を行なうための実用的基盤となっているといえることができる。

### 3. 最近の動向

ORNLモデルは、しかし、次に挙げるような多くの欠点を有している。すなわち、2直線硬化モデルは、0.3%以上のひずみ範囲で弾性ひずみを過大視する、移動硬化モデルの仮定だけでは繰り返し硬化特性を反映できない、ORNLの定式化で仮定されるような単調硬化と繰り返し硬化挙動の類似性は実験的に検証できない、実験的に得られる粘塑性挙動が含まれない、応力のひずみ範囲に対する依存性が欠けている、ORNLモデルに含まれるような非比例負荷荷重径路を持つクリープを考慮に入れる補助則は、一意的に解が定まらない、等である。流れとクリープの間の相互作用は上に挙げた例外を除き、ORNLモデルで考慮されている。

#### 3.1 塑性構成方程式の最近の動向

繰り返しを含む、ひずみ範囲が0.5%以下の過程に対し、ORNLモデルは、このひずみ範囲で接線剛性がかなり変化するため、適用不可能と思われる。

これに対し、内部変数の概念を導入した手法では、材料の非線形応力-ひずみ挙動を考慮に入れることができる。また、この内部変数を変化させることにより、一般的な非比例負荷荷重径路を取り扱うことが可能である。しかし、反復荷重が載荷されたとき、どんな材料定数を考慮したら良いかという疑問に対し、十分に答えることができない。実験においても、荷重方向と試験中の材料の挙動との間にある相互依存性が観察されている。この種の非等方性は2通りの方法で考慮することができる。

1つは、降伏条件にこの挙動を反映する非等方テンソルを導入することである。しかし、これは適切な材料定数を定めるのが大きな問題となるだろう。

2番目の方法は、十分非比例負荷荷重径路が記述できるように、内部変数を増やすことである。この手法は、必要となる材料定数が1次元圧縮・引き張り試験で得ら



れるという利点もある。

ORNLの検討とは独立に、良く知られたレオロジーモデルを用いて材料挙動が再現されている。個々の副要素には、理想挙動が仮定され、非常に多くの組み合わせを用いることにより、観測された挙動をあらわすようにしている。この方法では、個々の材料定数は単純な方法で示すことはできないが、多くの重要な初期条件を用いて応力や変形の上界を導くことができる。

### 3.2 粘塑性構成方程式の最近の動向

以上は変形に対するクリープの寄与分と塑性の寄与分とに重要な相互作用が働かないことを仮定しているが、2つの現象を統一して記述する試みもなされている。これらのモデルの基本的な仮定は、非常にゆっくりとした進展過程という限定された状況では、材料挙動は変化しなくなり、弾塑性過程の時間不依存の理論によって再現できるとする概念から出てくるものである。この概念によると、ひずみ速度がだんだん小さくなる限定された場合には、3.1によるモデルと同等になってくる。この手法は、これらのモデルが一方では良く知られた弾塑性モデルの拡張にすぎないのに対し、他方、塑性と粘性作用の直接的な相互作用が考慮できるという非常に大きな利点を有する。

## 4. 検 討

非線形応力解析はかなり費用がかかるのに対し、構成

方程式で記述可能な効果が物性値の分散幅に埋もれてしまいう可能性があるため、提唱された改良が純粋に学術的に問題になるだけではないか、という疑問は常になければならない。例えば解析と実験を比較した研究はすべて、供試体の物性値を求めているが、設計ではそのようなことは行わない。

このため、構成方程式の開発に際し、計算時間を含む処理時間が少ない、すなわち費用が少ないことを考慮しなければならない。

構成方程式の評価において次に考慮すべき点は、小型試験片による1次元試験を用いて材料物性値を定める可能性についてである。研究者によって要求される試験はかなり異なっているが、すべて、この点を考慮している。

## 5. 結 論

ORNLモデルの欠点を改良するため、多くの研究が、ORNL自身によっても、行なわれている。ここで述べた手法はすべて、1つのゴール、より正確な解を目指しているが、相対的に単純な構成方程式が、扱っている問題に対して、十分満足できる解を与えるか、それゆえ、より経済的であるかどうかを常に検討する必要がある。

(関東 康祐)

## 6. 二軸応力試験における構成方程式の研究

C. Oytana, P. Delobelle, A. Mermet

### 1. 序

一般に、単軸応力状態の塑性流れは1個の内部変数 $\rho$ で表わされ、 $\rho$ の変化によって材料の硬化や回復などが表わされる。また、多軸応力状態に対しては等ポテンシャル面の概念を取り入れることによって一般化できる。等ポテンシャル面は温度や材料の過去の履歴に依存する。ここでは、2軸応力状態の高温クリーブを取り上げ、等ポテンシャル面の導入の可能性、及び本当に重要な内部変数の推定を行なう。

### 2. 実験方法

円筒試験片に引張り及びねじりを加えて2軸応力状態とした。実験の方法は、最初に一定の大きさの応力を定常クリーブ状態となるまで加え、定常になった時点で応力を降下させてその瞬間のクリーブ速度成分を測定する。測定後再び初期の応力状態にもどし、定常状態になるまで保つ。定常になったら前とは異なる応力まで降下させ、同様の測定を行なう。以後この操作を繰り返す。この方法は dip test の2軸応力への拡張に対応する。

### 3. 硬化の性質

上述の方法によって測定した応力降下直後のクリーブひずみベクトルをXYレコーダ上に記録すると、初期負荷による等ポテンシャル面の変化が得られる。その結果、等ポテンシャル面の中心が原点から移動しており、ひずみ硬化の移動硬化成分が存在していることが分かった。等ポテンシャル面の中心の移動量を内部応力と呼ぶ。一連の実験から次の結論が得られた。

- (1) 移動硬化の成分は応力状態の成分の増加関数である。
- (2) 単軸試験で測定された内部応力は応力が大きくなると飽和する。
- (3) 等ポテンシャル面の中心、即ち、内部応力を表わす点は次式で表わされる。

$$\alpha_{z\theta}^{st} / \sigma_{z\theta} = \alpha_{zz}^{st} / \sigma_{zz} \quad (1)$$

応力降下直後のクリーブひずみ速度の測定の精度は悪い

が、ひずみ速度成分の絶対値は不要でその比のみが必要な場合には十分精度の良い結果(ベクトルの方向)が得られる。この方法は、移動硬化のように、等ポテンシャル面の研究がベクトルの方向についての知識しか必要としない時に有効である。

XYレコーダ上のベクトルの方向の精度が場所によって異なるのは、これらの矢印の作成には時間がかかり、しかも実験は3次クリーブの開始前に完了しなければならぬので、2個の応力降下間の時間が必ずしも十分ではなく、初期クリーブ速度が正しい値に達しておらず、次の測定に何らかの痕跡を残す結果になったためと思われる。

この実験はクリーブ速度が小さく精度が良くないので、純粋な移動硬化と実験結果との間に大きいズレがあるかどうかチェックするに過ぎないが、一連の実験結果には不規則なズレがあるだけであり、等硬化はあまり重要な役割を果していないことが分かった。

### 4. 等ポテンシャル曲線—異方性の方程式

与えられた温度 $T$ と内部応力 $\alpha_{ij}$ に対して、関数 $Q(\sigma_{ij}) = ct$ は等ポテンシャル面の式を表わす。

$$\dot{\epsilon}_{kl} = \partial Q(T, \alpha_{ij}, \sigma_{ij}) / \partial \sigma_{kl} \quad (2)$$

$Q$ は偏差応力の第2不変量で表わされるので、移動硬化を考慮すると次式となる。

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3/2 \{ (\sigma'_{ij} - \lambda_{ij}) \cdot (\sigma'_{ij} - \lambda_{ij}) \}}^{1/2} \quad (3)$$

$Q$ は $\sigma_{eq}$ のみの関数なので

$$\sigma_{eq} = ct \quad (4)$$

この実験の場合、 $\sigma_{eq}$ は次式で表わされる。

$$\sigma_{eq} = \sqrt{(\sigma_{zz} - \alpha_{zz})^2 + 3(\sigma_{z\theta} - \alpha_{z\theta})^2} \quad (5)$$

等ポテンシャル面の変形を Hill の方法を用いて表わすと次式となる。

$$\sigma_{an} = \sqrt{(\sigma_{zz} - \alpha_{zz})^2 + a(\sigma_{z\theta} - \alpha_{z\theta})^2} \quad (6)$$

$a$ を変えて曲線を作り、それを実験結果と比較すると、 $a \div 3$ の時最もよく一致した。これは、クリーブによ

る異方性は主に移動硬化によるものであることを表わしている。

## 5. 定常クリープ速度

定常クリープの間、ひずみ速度成分は次式で表わされる。

$$\dot{\epsilon}_{zz}^{st} / \dot{\epsilon}_{\theta\theta}^{st} = (2\sigma_{zz} / 3\sigma_{\theta\theta}) \quad (7)$$

この式が実験結果とよく一致することより、以下の結論が得られる。

- (1)  $a = 3$  という前章の結論が支持された。
- (2) 定常クリープのみを考えるならば、 $\Omega$  は  $\sqrt{J_2}$  のみの関数と仮定できる。

$\Omega(\sqrt{J_2})$  を用いると次のよく知られた流れ則が得られる。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{J_2}} \sigma_{ij} \frac{\partial \Omega}{\partial \sqrt{J_2}} \quad (8)$$

単軸クリープで見られる power law が多軸応力に一般化される時、 $\partial \Omega / \partial \sqrt{J_2}$  はしばしば  $A(\sqrt{J_2})^n$  となる。(8)式は、移動硬化及びその後の異方性を無視しており、定常クリープや応力経路があまり変化しないような特定の問題に対してのみ適当である。

## 6. 高温クリープの構成方程式

$\partial \Omega / \partial \sigma_{eq}$  および  $\lambda_{ij}$  の発展を支配する関係が分れば、高温クリープの構成方程式が得られる。Bailey-Orowan の関係式を用いると、

$$d\lambda_{ij}/dt = h_{ij} \bar{\epsilon} - r_{ij} \quad (9)$$

ここで、 $h_{ij}$ 、 $r_{ij}$  はそれぞれ移動硬化及び回復の項である。 $h_{ij}$  は Rice の提案した関係に近いものを用い、 $r_{ij}$  は簡略化した式を用いると(9)式は次のようになる。

$$d\lambda_{ij}/dt = p(q \cdot \sigma'_{ij} - \lambda_{ij}) \bar{\epsilon} - r(\bar{\lambda}) \lambda_{ij} \quad (10)$$

ここで、 $q$  はスカラー量である。

単軸クリープに対しては power law が広く用いられるが、相当応力、相当ひずみを用いることによって多軸クリープへ一般化できる。相当量を用いることにより、以下のような構成方程式が最終的に導かれる。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{(\sigma'_{ij} - \lambda_{ij})}{\sigma_{eq}} g(\sigma_{eq}) \quad (11)$$

$$\frac{d\lambda_{ij}}{dt} = p_1 (q \cdot \sigma'_{ij} - \lambda_{ij}) g(\sigma_{eq}) - r(\bar{\lambda}) \lambda_{ij} \quad (\text{佐藤 拓哉})$$

## 7. 高温条件下での金属の速度依存型変形の構成方程式

L. Anand

### 1. 序

本論文では、均質化温度の50%を超える高温条件下での金属の速度依存型変形を解析するのに使える構成方程式を提案する。構成方程式の粘塑性部分の材料定数をひずみ速度範囲が $1.4 \times 10^{-4} \sim 2.3 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ 、温度範囲が1173~1573Kで一定温度下で行ったFe-0.05重量パーセント炭素鋼の引張試験結果を用いて決定した。このようにして求めた構成方程式は鑄造や低速度での熱間加工を解析する場合に用いることができる。さらに、ひずみ速度あるいは温度が突然変化するような引張り試験の場合の応力-ひずみ曲線を、ここで求めた構成方程式を用いて理論的に予測した。

### 2. 構成方程式

Cauchyの応力の速度 $\dot{\sigma}$ と弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^e$ とは、絶対温度 $\theta$ 、ヤング率の増分 $E$ 、応力-温度係数 $\beta$ を用いて、次式のように関係づけられる。

$$\dot{\sigma} = E \dot{\epsilon}^e - \beta \dot{\theta} \quad (1)$$

さらに全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p \quad (2)$$

と分離できるとする。ここで $\dot{\epsilon}^p$ は塑性ひずみ速度を表わす。さらに $\dot{\epsilon}^p$ の表示式としては、高温条件下で用いることができる下記のようなArrhenius型の速度式を用いる。

$$\dot{\epsilon}^p = A \{ \exp(-Q/k\theta) \} (\sigma/s)^{1/m}, \sigma < s \quad (3)$$

ここで、 $Q$ は活性化エネルギー、 $k$ はボルツマン定数、 $s$ は塑性活動に対する抵抗を表わす内部変数であり"characteristics drag stress", "hardness", あるいは"mechanical threshold"と呼ばれている。さらに、 $A$ 、 $m$ は材料定数である。式(3)の $s$ としては、次式を用いる。

$$\begin{aligned} s &= h_0 (1 - s/s^*) \dot{\epsilon}^p \\ s^* &= \frac{\dot{\epsilon}^p}{A} \exp\left(\frac{Q}{k\theta}\right) \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 $h_0$ 、 $\bar{s}$ 、 $n$ は正值な材料定数である。

### 3. 材料定数の決定

与えられた材料に対する材料定数 $A$ 、 $Q$ 、 $m$ 、 $h_0$ 、 $\bar{s}$ および $n$ は、関心のある温度範囲、ひずみ速度範囲での等温一定ひずみ速度の引張り試験から決定できる。本論文では、Fe-0.05重量パーセント炭素鋼の場合について、温度範囲が1173~1573K、ひずみ速度が $1.4 \times 10^{-4} \sim 2.3 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ の等温一定ひずみ速度条件下の引張り試験から得られた応力-ひずみ線図から、材料定数を決定した。表1にこの結果を示す。

### 4. 応力-ひずみ曲線の計算結果と実験結果

$t=0$ での $\sigma$ 、 $\epsilon$ 、 $s$ の値および表1に示したような材料定数を用いて、 $\sigma$ 、 $\epsilon^p$ 、 $s$ の1階の微分方程式、式(1)(3)(4)を解くことにより、任意の時刻における $(\sigma(t), \epsilon(t))$ を求めることができる。微分方程式の解法としては時間ステップを自動制御したEuler法を用いるのがよい。

Fe-0.05重量パーセント炭素鋼の場合に、上記の方法で求めた $(\sigma(t), \epsilon(t))$ の計算結果と引張り試験結果との比較の一例を図1に示す。計算結果と試験結果とは比較的良く一致していることがわかる。

### 5. 結 言

構成方程式がどの程度予測力があるかを調べるには、構成方程式による理論的な予測値を、構成方程式中の材料定数を決定するのに用いた実験値以外の実験と比較した方がよい。しかし、Fe-0.05重量パーセント炭素鋼については、等温一定ひずみ速度条件の引張り試験以外の試験結果はない。

引張り試験の途中で、温度あるいはひずみ速度を急速に増加、減少させるような試験では、温度とひずみ速度の履歴の効果を示すものと考えられる。図2に、Fe-0.05重量パーセント炭素鋼の場合について、このような試験条件下で計算した応力-ひずみ曲線を示す。構成方程式は、明らかにひずみ速度と温度の履歴の効果を示

している。これらの予測の定量的な評価は、この材料による試験結果をまたねばならない。

(宮崎 則幸)

表1 Fe-0.05 重量パーセント炭素鋼の材料定数

$A = 10^{11} \text{ s}^{-1}$ ,  $Q = 44.87 \times 10^4 \text{ J}$ ,  $m = 0.147$ ,  
 $h_0 = 1329.22 \text{ MPa}$ ,  $\bar{s} = 147.6 \text{ MPa}$ ,  $n = 0.03$

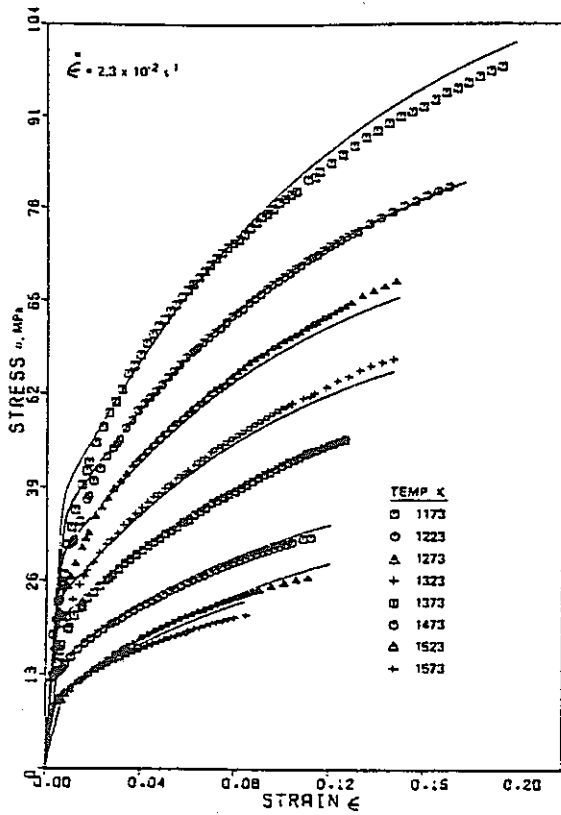
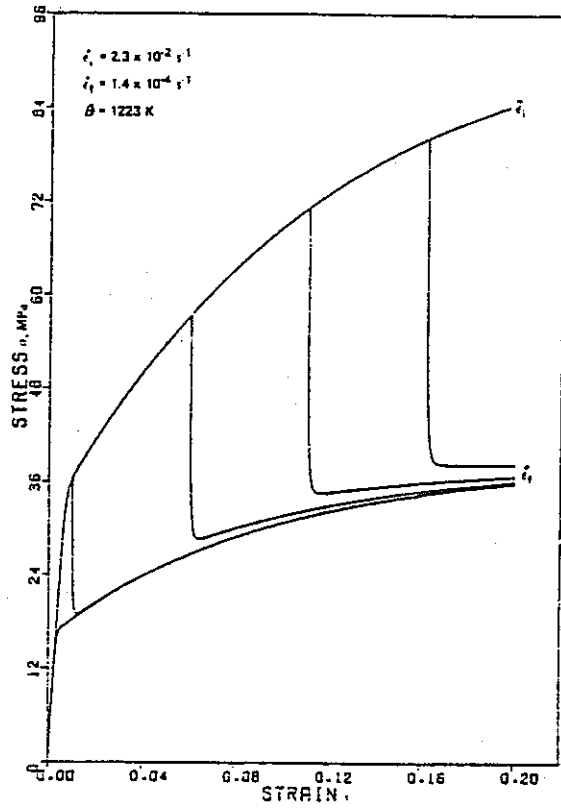
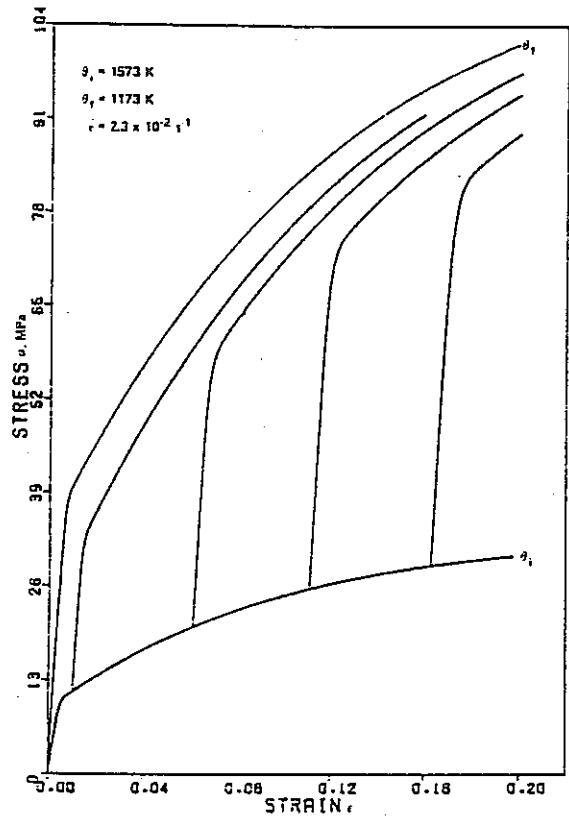


図1 Fe-0.05 重量パーセント炭素鋼の応力-ひずみ曲線の計算値と試験結果との比較



(a) ひずみ速度変動がある場合



(b) 温度変動がある場合

図2 ひずみ変動, 温度変動がある場合の構成方程式の予測値 (Fe-0.05 重量パーセントの場合)

## 8. クリープ硬化曲面概念に基づくクリープ構成方程式

S. Murakami, N. Ohno

### 1. 序

古典的なクリープ理論においては、クリープ速度は、応力とひずみの現状態、温度と負荷時間の関数であり、応力の変化の状態には依存しないという仮定がおかれている。しかし、一定応力強さでの応力反転テストの場合には、応力方向の変化のすぐ後に、クリープ速度の一時的な増加が見られ、クリープが進むにつれて、クリープ速度は、応力反転のない場合のそれに漸近していくのが知られている。また、一定相当応力状態での多軸応力テストの結果は、応力ベクトル方向の突然の回転が、応力とクリープ速度の間の一時的な非共軸性のみならず、クリープ速度の大きな増加をもたらすことをも示している。

現在迄、相当数の構成方程式が、これらの異方硬化性を表わすために定式化されてきたが、多くの理論は複雑すぎたり、それらに含まれる材料定数の決定が困難であったりして、あまり実用的でない。一方、ORNLは、応力反転条件下でのクリープ挙動を定式化するために、ひずみ硬化理論に対して補助則を加えた。改良ひずみ硬化理論を提案し、その有用性が広く認識されているが、解の唯一性や解析的な形で表現されていないなどという点に、問題点を有している。

本論文では、塑性理論の場合の負荷曲面に類似のものとして、クリープ硬化曲面概念を導入し、これに基づいた構成方程式理論が構築される。得られた理論は、引張と振りを受ける304ステンレス鋼製薄肉管のクリープ解析に適用され、実験結果や他の理論の予測結果と比較される。

### 2. 構成関係式の仮定とその定式化

#### 2.1 応力反転下の単軸クリープ構成式

古典的な単軸クリープのひずみ硬化理論は、次のように表わされる。

$$\dot{\epsilon}^c = f(q, \sigma) \operatorname{sgn}[\sigma] \quad (1)$$

$$\dot{q} = |\dot{\epsilon}^c| \quad (2)$$

ここで、 $\epsilon^c$  と  $\sigma$  は、クリープひずみと応力、 $(\cdot)$  は時間微分を示す。また、 $\operatorname{sgn}$  は、ブラケット中の量の符号

を示す。(1)式では、材料のクリープ硬化状態が、硬化パラメータ  $q$  によって規定されているが、(2)式で定義される  $q$  は、応力反転に関係なく、時間とともに単調に増加していく。したがって、この理論では、応力反転後の材料の一時的硬化を表現することができない。

そこで、この短所を補うため、クリープ変形が、移動可能な転位と不可能な転位の両者を形成すると考え、移動可能な転位の移動のみが生じ、固定転位によるネットワークの発展が生じない領域(回復可能硬化範囲)を考える。この領域は、以下の式で表現される。

$$g = (\epsilon^c - \alpha)^2 - \rho^2 \leq 0. \quad (3)$$

さらに、クリープひずみが、(3)式で表わされるクリープ硬化境界上にあり、その外に向かうときのみ、回復可能硬化範囲は、拡大および移動する。その範囲の大きさおよび位置を規定する2つのパラメータ  $\rho$ 、 $\alpha$  に関する進式は、次式で与えられる。

$$\dot{\rho} = \begin{cases} \lambda |\dot{\epsilon}^c|, & g=0 \text{ and } (\partial g / \partial \epsilon^c) \dot{\epsilon}^c > 0 \quad (4a) \\ 0, & g < 0 \text{ or } (\partial g / \partial \epsilon^c) \dot{\epsilon}^c \leq 0 \quad (4b) \end{cases}$$

$$\dot{\alpha} = \begin{cases} (1-\lambda) \dot{\epsilon}^c, & g=0 \text{ and } (\partial g / \partial \epsilon^c) \dot{\epsilon}^c > 0 \quad (5a) \\ 0, & g=0 \text{ or } (\partial g / \partial \epsilon^c) \dot{\epsilon}^c \leq 0 \quad (5b) \end{cases}$$

次に、クリープ硬化パラメータ  $q$  に関しては、以下の式が求められる。

$$q = (1/2\lambda)\rho + \operatorname{sgn}[\sigma(\epsilon^c - \alpha)](1/2\lambda)|\epsilon^c - \alpha| \quad (6)$$

このようにして定められた  $q$  は、(1)式とともに単軸クリープ構成方程式を構成する。なお、 $\lambda = 1$  とすれば、古典的なひずみ硬化理論に、 $\lambda = 1/2$  とすると、ORNLの改良ひずみ硬化理論に一致する。

#### 2.2 多軸非定常応力状態でのクリープ構成式

(3)式を、多軸状態へ拡張すれば、

$$g = (2/3)(\epsilon_{ij}^c - \alpha_{ij})(\epsilon_{ij}^c - \alpha_{ij}) - \rho^2 \leq 0 \quad (7)$$

が得られる。さらに同式に含まれる  $\rho$  と  $\alpha_{ij}$  は、以下の式で更新される。

$$\dot{\rho} = \begin{cases} \sqrt{(2/3)\lambda} \epsilon_{ij}^c n_{ij}, g=0 \text{ and } (\partial g / \partial \epsilon_{ij}^c) \dot{\epsilon}_{ij}^c > 0 & (8a) \\ 0, g < 0 \text{ or } (\partial g / \partial \epsilon_{ij}^c) \dot{\epsilon}_{ij}^c \leq 0 & (8b) \end{cases}$$

$$\dot{\alpha}_{ij} = \begin{cases} (1-\lambda) \epsilon_{ij}^c n_{ij}, g=0 \text{ and } (\partial g / \partial \epsilon_{ij}^c) \dot{\epsilon}_{ij}^c > 0 & (9a) \\ 0, g < 0 \text{ or } (\partial g / \partial \epsilon_{ij}^c) \dot{\epsilon}_{ij}^c \leq 0 & (9b) \end{cases}$$

ここで、 $n_{ij}$  は、面  $g=0$  に対する単位法線ベクトルである。さらに、 $q$  に対しては、偏差応力テンソル  $s_{ij}$  の方向への  $(\epsilon_{ij}^c - \alpha_{ij})$  の射影に依存すると仮定し、次式が導かれる。ここで  $\alpha$  は相当応力である。

$$q = (1/2\lambda) [\rho + (\epsilon_{ij}^c - \alpha_{ij}) s_{ij} / \bar{\sigma}] \quad (10a)$$

$$\bar{\sigma} = [(3/2) s_{ij} s_{ij}]^{1/2} \quad (10b)$$

最後に、(1)式は、次のように多軸化される。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^c = (3/2) f(q, \bar{\sigma}) s_{ij} / \bar{\sigma} \quad (11)$$

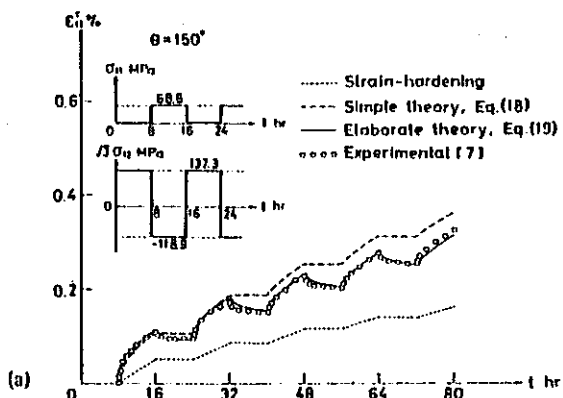
### 3. 実験結果との比較および考察

次に、本理論の特性を明らかにするために、主応力方向の回転を受ける多軸クリープ問題を解析し、他の理論や実験との比較を行なう。実験は  $650^\circ\text{C}$  において、304 ステンレス鋼管用を用いて、引張と振りの複合荷重下で行なわれた。

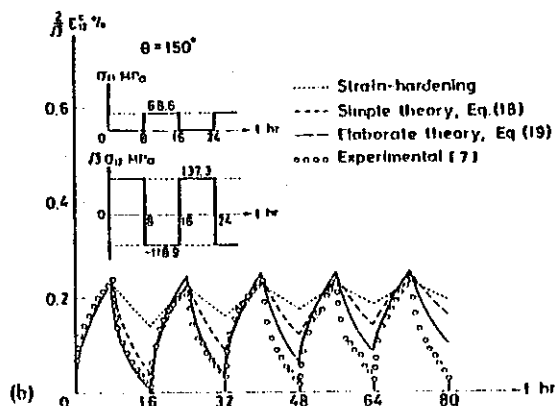
数値解析は、(1)、(2)式で与えられるひずみ硬化理論、(7)~(11)式で  $\lambda = 1/2$  とした理論、さらに精密化した理論の3種によって行なわれた。一例として、繰り返し多軸荷重を受けた場合の軸方向および振り方向のクリープひずみの変化を図1(a)、(b)に示す。これから、実験値との一致は、改良理論、単純な理論、ひずみ硬化理論の順に良いことがわかる。

また、同一の問題に対する ORNL 理論の予測の結果を図2(a)、(b)に示す。ここで、点線は、図中に示した応力履歴に対して解析された結果で、破線は、各応力周期に対して  $1t$  (微量) ずつずらして解析された結果である。これら2つの応力履歴の差は本質的でないため、両者は本来一致すべきものであるが、図中の両者は大きく離れており、ORNL 理論の問題点であると考えられる。さらに、実験値との一致も、本理論の方が優れている。

(高橋 由紀夫)

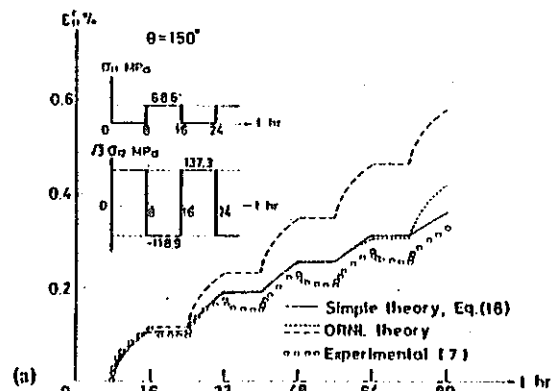


(a) 軸方向ひずみ

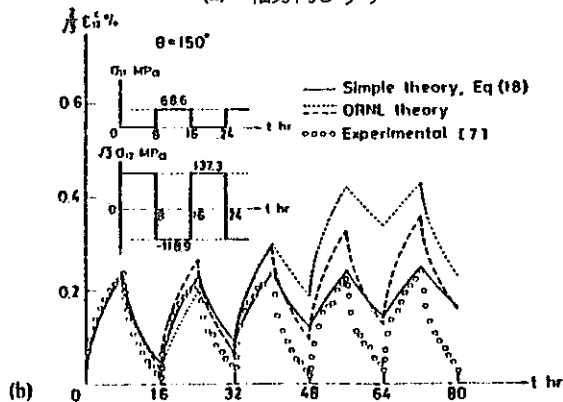


(b) 振り方向ひずみ

図1 反復多軸負荷下のクリープひずみ



(a) 軸方向ひずみ



(b) 振り方向ひずみ

図2 反復多軸負荷下のクリープひずみ

## II-4 高温設計基準



## 9. RAMSESの推奨する設計法および設計基準

H. Jakubowicz, D. Moulin

### 1. 序 論

フランスでは、実験炉 Rapsodie 原型炉 Phénix の 2 基の LMFBR (液体金属冷却高速増殖炉) が稼動中であり、第 3 基目として Super Phénix が現在建設中である。これらの原子炉は全て、CEA (フランス原子力庁) により開発されて来た。

フランスに於ける LMFBR の構造設計は国際法規に従ったものであり、かつ他国の設計基準を考慮したものでなければならない。特に、米国の ASME SEC. III Code Case 1592 を考慮せねばならないが、次の 3 つの理由で補足・修正が必要である。

- (1) フランスで使用される材料と、米国の材料仕様が一致しない。
- (2) 弾性計算にもとづく簡素化された規則は、過度に悲観的なものであり、考慮すべき荷重に対して適用していない。(ラチェッティングルール等)
- (3) 機械的特性の環境効果(ナトリウムの影響及び照射効果)が含まれていない。

CEA は、20 年以上にわたる LMFBR 技術の研究開発と、実験結果に基づいた設計方法、設計基準の文書化および広報を目的として、RAMSES 委員会を発足させた。

### 2. RAMSES 委員会

RAMSES 委員会は 4 つの部門とその下部組織である多くの専門 W/G から構成される。以下にその組織を示す。

- (1) 材料部門
  - ・材料挙動 W/G
  - ・照射材 W/G
  - ・材料の機械的特性 W/G
  - ・疲労およびクリープ疲労 W/G
- (2) 機器部門
  - ・Na 中機器試験 W/G
  - ・Phénix 機器挙動 W/G
  - ・機器の破損解析 W/G
- (3) コンピュータコード部門
  - ・コード開発 W/G
  - ・コード中の構成方程式 W/G
  - ・コードのベンチマーク W/G
- (4) 構造解析部門
  - ・クリープ領域を含まない設計基準 W/G

・クリープ領域の設計基準 W/G

・他のコードおよび基準の評価、レビュー W/G

各部門委員会で承認された推奨案は、RAMSES 委員会で承認された後、国内関連機関や外国の研究センターへレビューのため提示される。

### 3. RAMSES 推奨案

RAMSES 推奨案は、プール型 LMFBR の設計のため開発されてきたものである。この推奨案の特徴は、2 次荷重および大きな死荷重により生ずる 1 次応力により重要性を持たせていることである。

以下、いくつかの技術的問題について実際の指摘を示す。

#### 3.1 材料仕様

5 種類の材料の特性と応力制限を考え、概に 2 つの推奨案が印刷されている。Phénix の主材料である 316 L タイプのものと、Super Phénix の主材料である 316 タイプのものについてである。いずれの材料についても、化学的および機械的仕様、物理的特徴、許容応力その他、弾塑性計算に必要なデータを示している。

#### 3.2 クリープ領域判定曲線

構造物が高温で長時間の負荷を受けるとクリープを生じるが、この影響はいくつかの破損モードに対して構造的な重要性を評価するため、付加的に解析に考慮されなければならない。考慮すべき破損モードとして重要なものは次の 3 つである。

- (1) 塑性不安全により瞬時に生じる過度の変形
- (2) ラチェッティング
- (3) クリープ疲労

これらは通常、非弾性解析を用いて実施されるが、設計者にとっては大変な負担となる。このため、高温設計に従事する設計者はクリープが無視し得る時間と温度状態を与える規則を開発して来た。推奨案では、推奨された材料(3.1 参照)について、クリープ領域にさらされる短時間のものは、時間依存の解析を要求しないという事にして来た。即ち、クリープ領域判定曲線でクリープ効果が無視し得る領域のものについては、設計解析は時

間効果を無視して実施して良い。

図1は、クリープ疲労現象の実験研究で得られたデータより作成したクリープ領域判定曲線、図2は、保持時間効果を繰返し回数に対して整理したものである。

推奨案では温度や期間が非定常の場合、各サイクルに対する係数  $t/t^*$  の和を1に制限するよう提案している。

### 3.3 局部1次膜応力

ASMEコードには、いわゆる局部1次膜応力  $P_L$  の制限があるが、ここでは、RAMSESの見地から2つの欠点を指摘する。

第1は、NB3213-10で制限される  $P_L$  の制限が局部不連続性に起因した1次膜応力  $P_m$  の制限と連携されていることである。この制限は、不連続性が非常に局所的な場合に、 $P_m$  と  $P_L$  を同一視して、 $P_m$  の制限値をより高い値まで許容してしまふ可能性がある。

第2は、局部1次膜応力強さ ( $P_L$ ) と曲げ応力強さ ( $P_b$ ) の和 ( $P_L + P_b$ ) の制限に対する検証は行われるが、1次膜応力自身に関する検証が忘れられていることである。

以上の誤解を避けるため、RAMSESは次のように提案している。

- (1) 1次一般膜応力と局部1次膜応力の和がいわゆる局部1次膜応力である。 ( $P_L = P_m + L_m$ )
- (2) ( $P_m + L_m$ ) および ( $P_m + L_m$ ) +  $P_b$  の応力強さの制限は、 $P_m$  に対する制限には含まない。

RAMSES推奨案は以上のようにして、構造物各部の1次膜応力強さの安全係数を一定の値に確保している。

### 4. クリープおよび1次膜応力

高温での応力強さの許容値は、クリープのため低温での制限に対し、いくらかの修正が必要となる。そのため時間依存の  $S_t$  値として次の3つの量が定義される。

- (1) クリープ破壊を生じる最小応力の2/3
- (2) 第3次クリープを生じる応力の80%
- (3) 1%トータルひずみを生じる最小応力

1次一般膜応力強さは、 $S_m$  と  $S_t$  の小さい方の値  $S_{mt}$  を超えてはならない。しかし、この制限には応力再配分、流体圧効果を考慮し、次の2つの係数による修正が必要である。

$$\Omega_1 \cdot \Omega_2 \cdot P_m \leq S_{mt}$$

ここで

$$\Omega_1 = 1 + \frac{Q_m}{nP_m}$$

$$\Omega_2 = [P_m^t / P_m^-]_{max}$$

$n$  : 材料の2次クリープ応力インデックス(Norton則)

$P_m, Q_m$  : 各々、1次および2次膜応力

$P_m^t$  :  $P_m$  テンソルの最大引張主応力

$P_m^-$  : 等価1次膜応力強さ

### 4.1 クリープラッチェットング

クリープラッチェットングは、サイクリックなひずみと共に、一定に負荷される応力により増幅される変形として定義される。即ち、熱変形のような交番変形でクリープにより増幅される変形である。

RAMSESでは、このような変形を制限するため、有効1次膜応力の概念と効率線図を導入している。図3は効率線図の例である。設計者は、このような線図により次の制限をチェックせねばならない。

$$P_{effm} \leq S_{mt}$$

### 4.2 損傷係数

設計者の作業を容易にするため、疲労・クリープ・破壊クリープの各破損モードを評価するために導入されている。

- ・ 累積疲労損傷係数  $U = \sum U_i$
- ・ 累積クリープ損傷係数  $V = \sum V_i$
- ・ 累積クリープ破壊損傷係数  $W = \sum W_i$

これらの係数は、各々構造物の負荷履歴により、線図より求められる値である。これらの係数は、全プラント寿命にわたり、次の制限を満足せねばならない。

- ・ 1次応力 ( $P_m$ ) の制限  $V < 1$
- ・ 疲労解析  $U + W < D$  ( $D$ ;  $U/W$  に依存した値)

### 5. 今後の作業

弾性追従問題が大いに注目され、推奨案も出されているが、今後各機器に適した、使い易い方法に修正する必要がある。又、フランス型LMFBRに用いられる材料のクリープ疲労設計法を現在設定中である。

(坂井 康弘)

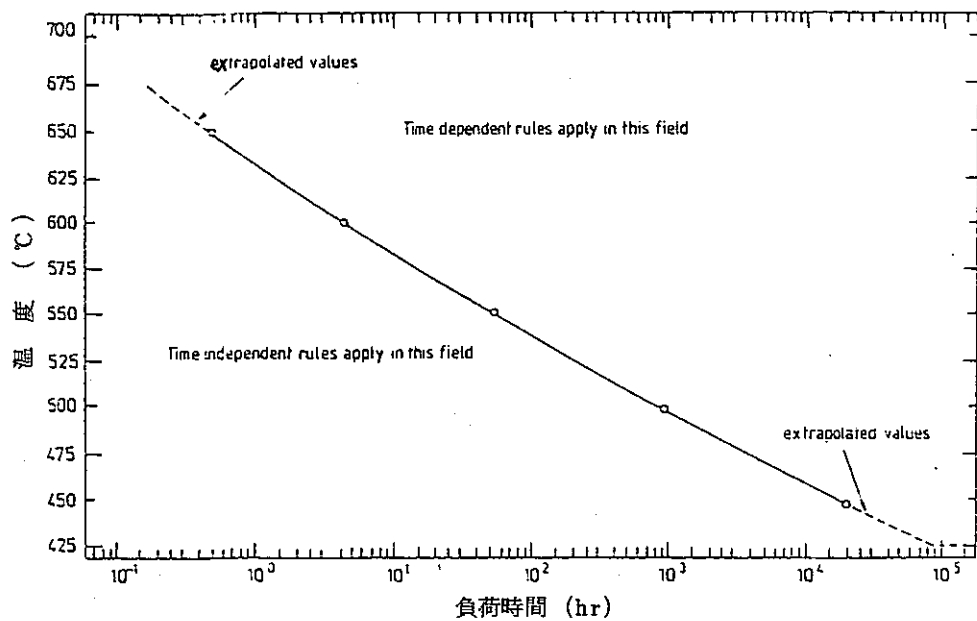


図1 316タイプオーステナイト鋼のクリープ領域判定曲線

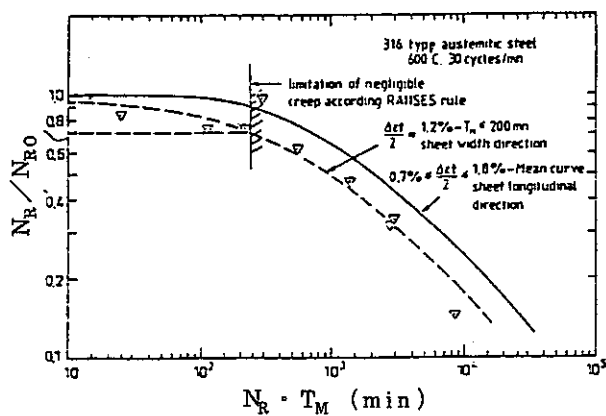


図2 疲労寿命への保持時間の平均効果

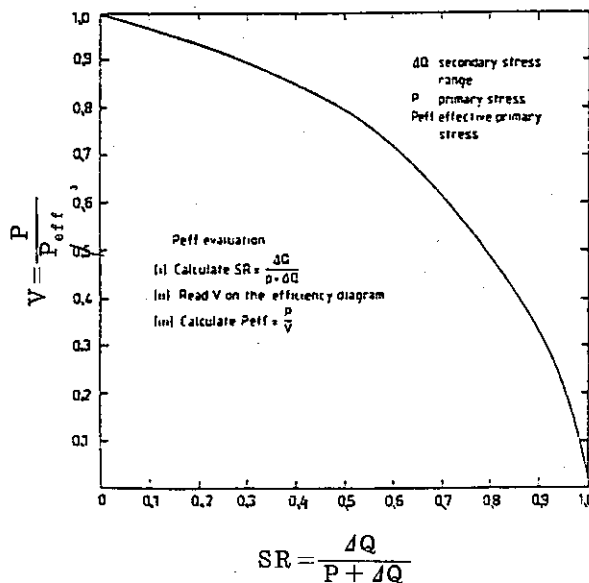


図3. 効率線図

## 10. 英国における高速炉構造設計コードの開発

S. Fawcett , U. Risley

### 1. まえがき

本文の目的は、英国におけるCDFRの設計に必要なルール及びガイダンスを準備するために必要な、研究計画を述べる事である。ここでは、主に高温領域を扱っており、現行設計コードにある使用材料の上限温度を越えている。一般的に、研究計画は、建設や運転経験がまだ十分に明確にされていないすべての分野で、構造健全性を保守的に保証する目的を持っている。構造健全性評価に関する基準は、破損やその結果に関して、原子力産業から要求される安全性のレベルに反映される。

### 2. 高速炉に関する構造設計コードの要求

ナトリウム冷却による高速炉での高温構造に対する荷重は、低機械荷重と上限温度がクリープ領域である熱応力により特徴づけられる。これらはナトリウムの高熱伝導度や高沸騰点及び炉心を通して生ずる高温差によって、オーステナイト鋼は炉の主構造材料であり、9Crと2¼Crフェライト鋼は、蒸気発生器のナトリウムと水/蒸気間の低熱壁などの低温域で使用される。ASME Sec. IIIは、詳細解析による設計ルールを与え、高信頼性を要求される原子力プラントの設計に適用されるが、鋼の許容応力として800°Fまでしか与えていないので、高速炉の設計ではコード拡張が要求されている。高速炉に関する設計ルールはここ数年開発修正され、現行のCode Case N-47となっているが、強制的なコードではない。この段階で、英国はCDFR専用の設計コードの開発はせず、適用できるASMEスタンダードや英国で確立されたルールを利用する方針である。この件に関して、Code Case N-47は現在唯一の有益な設計ガイドであるが、高温でのクリープ疲労の不確実性が中心問題となっている。これに加えて、実験や理論的研究により裏づけられたコード開発計画に着手する必要もある。研究の主問題は、英国製材料のデータを得る事に加えて、構造解析の方法、クリープ疲労評価、安全率の保証と投資のロスに対する構造信頼性の評価である。

設計解析では、クリープ疲労について、時間依存性のある材料特性や塑性降伏を伴った繰返し条件下のデータ

を必要としている。30年以上の寿命に対して、健全性の保証を与えるに必要な保持時間試験は長時間となるため、高速炉のコード開発においては、中心問題である。

Code Case N-47は「解析による設計」と呼ばれるが、特別な方法ではない。ここでは弾性解析と非弾性解析の評価法が与えられている。弾性計算による方法では、ひずみ制限に関するTestが規定されているが、この方法は過度に保守的となる。他の方法は詳細非弾性解析を実施することであるが、設計過程で「設計者の助け」として使用する場合には、非常に高価で、多大な時間を消費するものになる。よって計画の目的は弾性解析に基づいた他の「Short Cut Methods」を開発すると同時に、ベンチマークのチェックや設計の最終段階に対する非弾性解析能力を開発することである。

### 3. LMFBR構造上の特徴

英国で採用されたプールの設計では、1次系の高温にさらされる構造物は、炉上部機構(ACS)、中間熱交換器(IHX)、プール内に設置された断熱構造物及び炉心がある。これらのうち炉心及び炉コンポーネントは別の開発計画の主題である。

#### 3.1 炉上部機構(ACS)

ACSは制御棒、計装用ケーブル、燃料集合体のガイドであり混合出口平均温度が約540°Cある高温冷却材の上向流を制御する。これは配管、バッファ、グリッド、補強材などによる複雑な構造物で、リアクタールーフで支えられる。主な荷重は死荷重に重畳した熱応力と振動による応力である。前者は低サイクル(起動停止時に炉心を通して約170°Cの温度差が生じる)と高サイクル(燃料集合体出口温度差が100°Cある)の重畳を含む。高サイクル現象は「Thermal Striping」と言われる。

#### 3.2 中間熱交換器(IHX)

IHXはシエルアンドチューブ式の熱交換器で上下の管板の間に直管を持ち、1次系から2次系へ熱を伝える。これは炉トリップでダウンショック、2次冷却材損失でアップショックを受け、管板リガメント部、ダクト及び

キャスティングの取り付け点を侵す。設計者が制限すべき事はリガメント部のひずみ集中であるが、熱衝撃による挙動の予想は不明確であり、理論的モデルは困難である。

### 3.3 2次系

2次系配管では、ひずみはベンド部に集中する。クリープたわみ係数とひずみの相関を調べ、破損余裕を決定するため、モデル試験が行われた。また、ステンレス鋼とフェライト鋼の中間材溶接部はモデルにより把握されつつあるが、破損余裕の確立やモデル試験の結果を確証するために、これ以外の実験が必要になるであろう。

## 4. 解析手法

### 4.1 破損に対する保証基準

英国の高速炉開発計画は主にCode Case N-47で採用されている「累積ひずみの制限」及び「疲労制限」の破損に対する2つの保証に関係している。しかしながら、解析が複雑であること、クリープと疲労がいかに結びついているか不明である事が原因して、これらの基準の適用が困難となっている。

### 4.2 ひずみの制限

非弾性解析によるひずみ制限は、肉厚平均ひずみ1%、表面ひずみ2%、局部ひずみ5%であり、溶接部ではその半分となる。この規定に従い非弾性解析を行う事は、費用と時間がかかりすぎるので、「Short Cut Methods」を追求している。

## 5. クリープ疲労の問題

ASME Sec. III及びVIIIの設計疲労曲線は、繰返し数

に対し20ひずみ範囲に対し2の係数を適用した曲線の低い方の値としている。これらの係数は、大きさ、環境、表面仕上げ、データのバラツキなどの効果を償うために導入された。Code Case N-47のFig. T1420に見られるように、この手法はクリープ開始温度以上の疲労曲線にも拡張して適用されている。弾性解析用あるいは長時間保持のクリープ緩和を考慮した曲線は過度に制限的となっている。また、データベースを拓げるために、鋳物間の差、溶接金属の挙動、冷間加工、表面仕上げ、平均応力、損傷材料、間欠の高ひずみサイクル、熱時効、照射効果に関する試験が追加されるであろう。

## 6. 設計ルールと構造信頼性

構造健全性に関して最も重要な事は、設計係数を増加することよりも、必要とされる詳細な研究を実行する事である。構造信頼性を保証する設計要素は起りうる事象を認識して判断される。これらの要素には、材料特性、固体力学による判断、設計要求、品質保証の達成がある。

## 7. 将来の可能性

英国の長期間計画としては、キ裂進展破損基準に関する作業が含まれている。結果が良いならば、これはより現実的な設計解析手法となる。

また、塑性降伏とひずみ硬化を持った実際の構造物の挙動を考えた時、材料挙動を適切に表わすことが重要となり、構成式が必要となる。

(橋本俊行)

# 11. 高温構造設計基準の開発

A. Snow , M. T. Jakub

## 1. 基準開発以前

1960年代後半に使用されていた高温構造設計基準は、ASMEコードのI, VIIIなど主に経験に基づいたものであった。これらの基準は、材料の単軸圧縮限や荷重に対する外形制限を与えてはいたが、繰返し荷重を考慮していないことや、熱応力に対しての基準が含まれていないことから適用範囲も狭く、設計者を満足させるものではなかった。一方、原子力分野での高温構造設計基準が取り上げられたのは、1960年後半のASMEコード1331によってであった。1963年に制定されたコード1331の4訂版は、Ft. St. VrainのHTGRに適用され実績を作った。

## 2. 基準の必要性の認識

1960年代後半にかけて登場したLWR, HTGRは燃料効率などの理由から、LMFBR, GCFRへの交代が考えられるようになった。しかし、これらに使用される機器はクリープにおいても、熱の過渡的状態にしても、従来のASMEセクションI, およびVIIIでは、評価できない特徴を有することが予想された。そこで、ASMEのボイラ及び圧力容器コード委員会は、1970年代初頭に、LMFBR, GCFR機器の設計基準の必要性を認めた。

## 3. Class 1機器に対する基準の発達

### 3.1 FFTF

1970年に完成したFFTFの主な内容は以下の通りである。

- (1) 高温における1次応力限界は、時間に独立な値と荷重時間に依存した値の低い方とする。
- (2) 過度の塑性とクリープラチェットを防ぐには歪み限界を使用する。
- (3) クリープ疲労相互作用限界を考慮する。
- (4) 時間依存する挫屈を考慮した挫屈荷重と通常の荷重との間の最低マージンを設定する。
- (5) 弾性および非弾性解析の使用について各々の限界を開発する。

### 3.2 1次応力限界

コードは、断面における平均1次応力強さを以下の最低の値以下と定めている。

- (1) 室温における引張強さの最低値の33.3%
- (2) 表掲示した高温時引張強さの33.3%
- (3) 室温における降伏強さの最低値の66.7%
- (4) 表掲示した高温時の降伏強さの90%

最初の2つは、塑性引張不安定を防止しており、後の2つは総塑性流れを防いでいる。FFTFでは、以下の3項目を追加している。

- (1) 荷重、温度が働いている総時間中に破壊を起こすに足る最低応力の66.7%
- (2) 荷重、温度が働いている総時間中に第3期クリープを開始させる最低応力の80%
- (3) 荷重、温度が働いている総時間中に1%の歪みを生みだす平均応力の80%

### 3.3 構造健全性に対する歪み限界

FFTFの初期に、ラチェットにより引き起こされる第2の流れ機構に加えられた熱クリープの存在が認識された。同時に長期の応力破壊寿命に対する延性が減少することからくる高温時の非弾性流れに対する耐性に関心が集まった。FFTFにより2つの選択できるラチェットを扱う方法が示された。

- (1) 一般使用のための陽な非弾性歪限界
- (2) ラチェットを防ぐための1次及び2次応力の弾性計算の限界

CC1331-5においては、1次と2次応力の和の限界という基準は強制力をもっていなかったが、構造健全性に歪み限界を用いることはFFTFの値の精巧な拡張であった。CC1331-5では以下の値をあげている。

- (1) 膜歪  $\leq 1.0\%$
- (2) 膜歪+線型曲げ歪  $\leq 2.0\%$
- (3) ピーク歪  $\leq 5.0\%$

溶接部では、これらの半分の値を限界としている。

### 3.4 弾性ラチェット限界

低温のClass 1機器に対する多くのラチェットは、降伏強さの2倍という弾性計算応力限界によって防がれている。この手段は、塑性が起きる領域の他では、すべ

ての構造物が弾性挙動範囲にあることを保証している。降伏強さの2倍という根拠は、同方向の残留応力場の存在にある。残留応力場が降伏強さと同じになれば、荷重方向に対して反対向きであり、塑性流れが起こるまえに荷重は $2S_y$ に達するはずである。ここでは、 $S_m < \frac{2}{3}S_y$ より $2S_y$ を $3S_m$ と表わす。塑性硬化材では、 $S_m$ は初期降伏強さ $S_y$ の90%にしかならない。

$3S_m$ 限界の2つ目の重要な理由は、弾性疲労評価手段の保証である。

### 3.5 機能的変形限界

FFTFでは、変形に対する基準を機器の機能を保つのに必要な変形限界にとどめるよう定めた。非弾性解析を行なう場合には、変形限界をともなうコンプライアンスが容易にチェックされた。弾性解析では、運転条件下で最悪想定状態での1%歪を基準とした。このFFTFの先例をASMEはそのまま採用した。

### 3.6 非弾性クリープ疲労限界

FFTFは、非弾性解析において、1次プラス2次ブラスピーク応力に対する $T_d$ と同位置での最大歪領域に基づく $N_d$ を基準として採用した。設計疲労曲線は歪領域でファクタ2.0、回転数で20.0減じられた連続サイクルに基づく疲労曲線に依存する歪速度より求められる。

CC1331-5では、クリープ損傷プラス疲労損傷についてはFFTF基準の概念を使用した。疲労と応力破壊については新たなデータを基に計算した。 $T_d$ は、以下に示す応力レベル時の応力破壊表に代入することにより得ら

れた。

$$\frac{S}{K} = \frac{S}{0.9} \quad \text{For 304SS and 316SS}$$

ここで、ファクタ(1.0/0.9)はASMEの安全をみこむ思想から導入されたものである。

### 3.7 弾性クリープ疲労限界

FFTFでは、解析が容易なことと廉価であることから、弾性クリープ解析手法が採用された。しかし、弾性手法では局所的な応力を精度よく求めることは無理であることは知られていた。クリープ損傷は次式で与えられる。

$$\sum_k (t/T_d)_k$$

CC1331-5には、数多くの弾性解析手法が示された。荷重サイクルに対する1次及び2次応力の和は以下の低い方で定義される。

(1) 最小降伏強さ

(2)  $P_m + 0.5 S_r$

$S_r$ は、1次と2次応力の強さの範囲、 $P_m$ は最大膜応力である。応力領域が時間とともに緩和することが知られていれば、乗数 $\beta$ を用いて

$$\text{応力破壊損傷} = \sum_{k=1}^9 (\beta \frac{t}{T_d})_k$$

## 4. Class 1機器に対する構成規則

ASME Class 1規則が作られた後、注意はその他の構成分野に移った。通常温度領域での規則を高温に適用するためにN-47~N-51のコードケースが補なわれた。

(青砥紀身)

## II-5 高温における配管および容器の 非弾性解析



## 12. ラチェットイングの実用的解析法

R. L. Roche, D. Moulin, J. Lebey

### 1. 序

原子力の分野では高度の信頼性が要求されるため、機器の損傷を完全に把握しなければならない。この損傷は重力や圧力などの一定荷重と熱膨張などの変動荷重に起因する。従来の圧力容器設計コードは疲労解析には有効であるがラチェットイングには適用できない。ラチェットイングによって永久歪が進行的に増加する場合には疲労寿命は大幅に減少する可能性がある。

周期的荷重に対して、

- (1) 数サイクル後の除荷状態と、それ以後のサイクルにおける除荷状態とで材料の形状は不変であり、これ以上変形は増加しないとき、シェークダウン（周期的塑性）という。
- (2) 過去の履歴に関係なく、各荷重サイクル毎に永久歪が増加するときラチェットイング（進行的変形）という。

同一の材料に対して最大荷重  $L_0$  を変えた実験の結果、ラチェットイング開始荷重  $L_s$  が存在していることがわかった。設計者としては、 $L_s$  の評価が重要である。

次に、ラチェットイングがおこりやすい条件とは、平衡方程式を満足させるための一次荷重と、適合方程式を満足させるための二次荷重が同時に存在する場合である。特に周期的熱負荷と重力や圧力が同時に存在するときラチェットイングをおこしやすく、原子炉においてはほとんど唯一の場合である。

クリーブ温度範囲で材料を用いる時、変形は時間依存であり、ラチェットイングを定義しなおす必要がある。ラチェットイングとは周期的二次応力による歪の増分であると考えるべきである。

### 2. ラチェットイングの解析手法

多くのラチェットイングに関する実験的・理論的研究があり、設計コードや規制においてはそれによる破壊のリスクが考慮されている。また

$$P + \Delta Q < 2 \sigma_y \quad (1)$$

などの式が提案されている（ $P$ ：1次応力、 $\Delta Q$ ：2次応力、 $\sigma_y$ ：降伏応力）。しかし(1)式などは理論的に簡略

化した解析によって得られた結果にすぎず、実験結果は全く反映されていない。そこで試験に基づいて実用的な設計ルールを確立するべきであり、これが本論文の目的でもある。

### 3. Saclay の実験研究の概略

Saclayで行われた研究の目的は、提案されている多くの構成方程式を検証するために実験データを整理すること、簡単に安価かつ信頼できる設計手法を確立するために実験結果を評価することである。ここでは十分信頼できる構成方程式は存在しないため後者について議論する。

軸方向荷重と周期的ねじりの相互作用の実験は数多く報告されている。ねじりによる湾曲を無視できる程の薄肉管で、オースナイト鋼は、室温、300℃、650℃、フェライト鋼は常温で実験を行った。そして、軸方向伸びとねじりモーメントを測定した。これらの結果を整理したところ、consolidation、降伏面の変化などがあることがわかり、またbilinearな硬化則は妥当でないことを示した。これらの条件を構成方程式にとりいれることは困難であり、周期的荷重を考慮すると計算コストが高くつく。従ってラチェットイングの実用的な解析手法を確立するために実験結果を利用することが有効である。

### 4. 解析手法の基礎

ラチェットイングとは、周期的二次応力による一次応力の増幅効果であると定義した。それと同量の歪となるのに必要な一次応力を実効一次応力とする。つまり、仮想的な一次応力  $P_{eff}$  である、 $P + \Delta Q$  の荷重が負荷した場合と同量の歪を与えるという特徴をもつ。実験によれば一般に数サイクル後に  $P_{eff}$  は一定となり、この時の値を用いれば妥当である。 $P_{eff}$ 、 $\Delta Q$  の関係は材料に依存する。ここで、 $V = P / P_{eff}$  を効率指標、 $SR = \Delta Q / (P + \Delta Q)$  を二次応力比と定義して  $V$  を  $SR$  の関数としてプロットしたものを効率線図とする。Saclayの実験結果を整理したところ、強い相関関係と保守的  $V$  値（ $P_{eff}$  の上限値）があることがわかった。この曲線

の妥当性を検証するために、試験片の形状、荷重負荷法、温度が多種多様な実験データを Saclay 実験の線図に重ねたところ、バラツキは大きくなったにも関わらずこの曲線は保守的であることを確認した。すなわち、本手法は実用的なルールとして有効であることがわかった。

このようなルールの策定は、 $P_{eff}$  の評価、 $P_{eff}$  と許容応力の比較の二段階からなる。前者は、

- (1) 予想される荷重で弾性解析を行う。
- (2) 一次応力と二次応力を区別する。
- (3) SR を計算する。
- (4) 効率線図を用いて V を決定する。
- (5)  $P_{eff}$  を計算する。

によって得られる。(1)、(2)は従来の設計コードで不可欠であったし、(3)~(5)は簡単である。

## 5. 安全余裕

ここでは  $P_{eff}$  の最大許容値の設定について考える。

### 5.1 従来の方法

クリープがない場合には最大応力  $S_m$  は引張り強さの  $1/3$  以下であり、クリープがある場合には寿命で破壊に至る応力の  $2/3$  以下でなければならない。従って前者に対しては 3、後者に対しては 1.5 の安全余裕を与える。つまり最大値の 2 倍の荷重では常温では破壊しないが高温では破壊するであろう。しかし両者では運転条件が全く異なるので同一の安全性が保たれている。つまりクリープがある、なしで安全余裕は別々に議論すべきである。

クリープが重要な範囲では一定荷重に対して 1% の歪に制限している。周期的荷重に対しても 1% の伸びに制限しており、同じ安全余裕を与える。クリープがない場

合の周期的荷重に対する安全余裕は明確に定義されていないが、一般には一定荷重の場合より小さい。

### 5.2 本手法の適用勧告

クリープが重要な範囲では、実効一次応力は従来の一次膜応力と同じ ( $P_{eff} \leq S_m$ ) である。一方クリープがない範囲では従来の一次応力と同じ限界値を仮定するかその 1.5 倍にするかの間にとれる。前者は十分保守的であるが、コストを増加させる。後者では大きな残留歪が生じ、問題がある。従って  $P_{moeff} < \alpha S_m$ , ( $P_L + P_b$ )  $_{eff} < 1.5 \alpha S_m$ ,  $1 < \alpha < 1.5$  とする。例えば  $\alpha = 1.2$  とすると残留歪は膜方向で 0.4%、曲げに対して 0.8% の増加を許すことになる。

## 6. 展望と結論

ここで提案したルールを適用するとき、最も困難な問題は一次応力と二次応力の区別である。また温度差がある時には熱い部分に歪が集中することに注意しなければならない。

Saclay 研究センターでは以下を目的として実験研究が進められている。

- (1) 異ったサイクルの結合効果と一次応力の瞬間的負荷。
- (2) 周期的歪がある場合のクリープ破壊。
- (3) 圧縮荷重と歪サイクルがある場合の進行的バックリング。

結局、材料の複雑な挙動の結果、ラチェッティング解析は困難で不確実性が大きくなっている。そこで実験データに基づく実用的な解析のルールを提案した。これは実効一次応力の概念によっており、効率線図を用いて簡単に速く、保守的な結果を与える。

(山口 彰)

## 13. エラスティックフォローアップの評価

R. L. Roche

### 1. 序

機械構造物の設計において、一次応力と二次応力の区別をつけるが、高応力の部分に変形の大部分が集中して、低荷重部が高応力部の上にはねとして働くときに、両者の区別がつきにくい。高温時にはクリープが進行して破壊につながる可能性もある。これがエラスティックフォローアップである。本論文ではこの効果の評価と一次、二次応力の明確な分類を目的とする。

### 2. 一次、二次応力とエラスティックフォローアップ

非線形計算のコスト高と非線形材料方程式の選択の難しさにより実用上線形弾性計算が多く用いられる。材料の実際の挙動を説明するために応力を自己制限的でない一次応力と自己制限的な二次応力とに分割する。

しかし自己制限的な応力であっても、変形が大きい場合は一次応力に分類されなくてはならない。この危険性はクリープの起こる高温圧力容器の設計、特に原子力発電所関係で注目を集めた。

従ってひずみの値を制限しなくてはならないが、弾性計算は正しいひずみ分布を与えないし、エラスティックフォローアップが起こると高応力領域でのひずみが低応力領域の弾性のために進行する。予防措置として自己制限的応力を一次応力に分類している。この慣行は安全側であるが、機器コストがひどく上昇する。従ってエラスティックフォローアップの評価法を検証すべきだ。

### 3. 典型例による説明

直棒を引っ張る際に、死荷重によって引っ張ると、棒は変形することによって応力を減らすことができないので、これは一次応力である。一方ボルト・ナットシステムを用いて棒を引っ張り、塑性変形が生じた場合、それによって応力は減少する。これは自己制限的応力である。

上と同じ直棒を剛性  $K$  を持つバネを用いて引っ張ると、上記の2つの方法の中間の挙動を示す。バネの剛性  $K$  に応じて挙動が最初の2つの棒の挙動の間で変化する。これは弾性および塑性ひずみ領域でのエラスティックフォローアップの例である。

### 4. バネによって引張られた棒の典型例

図1に示すとおり長さ  $L$  で断面積  $A$  の円柱棒が剛性  $K$  を持つ完全弾性バネに結合された系を考える。クリープ特性はNorton型を仮定する。

$$\frac{d\epsilon^c}{dt} = B_0 \sigma^n \quad (1)$$

ここで  $B_0$ ,  $n$  は定数,  $\epsilon^c$  はクリープひずみである

棒/バネ系が引張り状態下にあるとし、クリープにもとづく散逸エネルギー変化率が弾性エネルギーの減少率に等しいとおくと、応力  $S$  の時刻変化が次式で与えられる。(図2参照)

$$\frac{S}{S_0} = \left[ \frac{n-1}{2} \frac{t}{\theta} + 1 \right]^{-\frac{1}{n-1}} \quad (2)$$

ここで  $S_0$  は応力の初期値, パラメーター  $\theta$  は弾性エネルギーの散逸エネルギー変化率に対する比である。

緩和し得る応力の初期値  $S_0$  の1次部分は同じ時間加えられたら同じだけの累積ダメージを生じさせる一定応力  $P$  に等しいと考える。

$$P/S_0 = \left\{ \frac{1 - \left( \frac{n-1}{2} \frac{T}{\theta} + 1 \right)^{-\frac{1}{n-1}}}{T/2\theta} \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (3)$$

図3に示すように  $P$  は力を加える時間についてゆっくり変化する。

エラスティックフォローアップに敏感な構造を図4に示す。緩和評価においてKachanovの仮定がよく用いられるが、これは変形中に応力場があまり変化しないというものである。Kachanovの仮定が正しい構造物(アイソスタティック)ではエラスティックフォローアップの危険性があり、そうでない構造物では危険性がない。よって上で述べた理論が正当化される。図5にKachanovの仮定のあてはまるのとそうでないのと2つのケースを示す。

### 5. エラスティックフォローアップ評価法のまとめ

塑性変形が無視できるなら、手順は

(1) 弾性計算を実行する。

(2) それより緩和し得る応力を取り出す。(平衡方程

式を満足させるのに必要な分を引く。)

- (3) 応力集中を引く。
- (4) 集中分を除いた緩和可能分を用いて構造物の弾性エネルギー  $F_0$ 、クリープによる散逸エネルギー変化率  $D_0$  を計算する。

$$D = \iiint B_0 \sigma^{*n+1} dv \quad \sigma^* = \frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} \quad (4), (5)$$

- (5) 構造パラメータ  $\theta = F_0 / D_0$  を求める。
- (6) 累積損傷を評価する。

$$U = \frac{2\theta}{e} \left( \frac{d\epsilon^c}{dt} \right) \quad (6)$$

- (7) 式(3)により一次応力が評価される。応力加える時間を設定しなければならない。

## 6. 結論

第1にエラスティックフォローアップを評価する実用則が提案できるということである。第2に同じ材料,  $S_0$  値,  $\theta$  値を用いて構造模型と棒/バネ系との両方での試験が推奨される。第3に本手法は参照応力法の拡張と考えられる。

(三好 昭生)

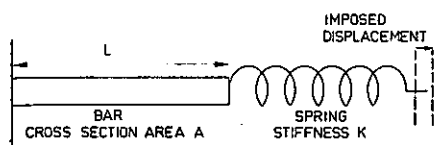


図1 棒/バネ系

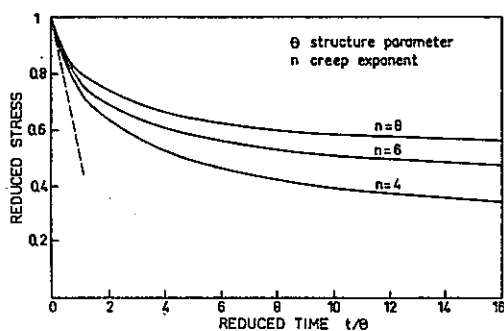


図2 応力の時刻変化

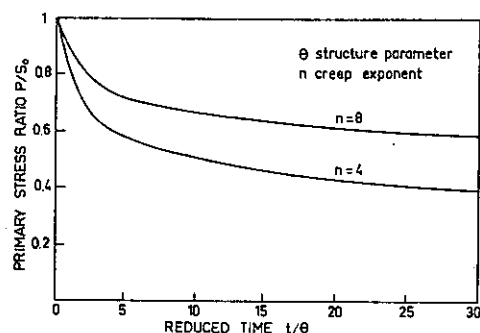


図3 一次応力の時刻変化

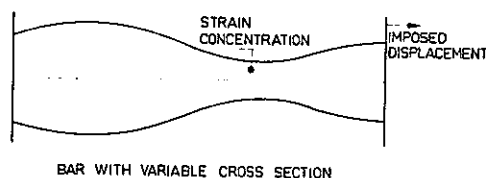


図4 エラスティックフォローアップに敏感な構造

CASE	STATIC DETERMINED	KINEMATIC DETERMINED
EXEMPLE		
KACHANOV APPROX.	EXACT	INVALID
ELASTIC FOLLOW UP	YES	NO

図5 Kachanov の仮定 2例

## 14. 高温配管における応力解析と評価

G. Kistenmacher

### 1. 序 文

ドイツでは、他国と同様に、500℃以上で作動する高温プラントを建設する方向に進んでおり、原子力プラントにおける動力配管やその他の高温配管においては、設計や計算に対する必要条件が旧来のプラント配管と比較して、要求が厳しくなっている。たとえば、ナトリウム冷却炉(SNR)におけるナトリウム管や蒸気管、トリウム高温炉(THTR)におけるガス管や蒸気管など、異った炉型式に対してそれぞれ重要な配管がある。このような配管系の高温設計法と計算法に関する技法は、将来的にPWRにおけるのと同程度まで開発される必要がある。

### 2. 配管系における応力とひずみの計算に関する基礎

原子力発電所の配管系における応力とひずみの評価は、一般に文献(1)~(4)を参照しており、高温要素については文献(5)を引用している。しかし、これらの基準を配管系の設計や計算に応用する場合、多くの問題を有している。すなわち、クリープ領域はフェライト鋼で375℃以上、オーステナイト鋼で425℃以上であるが、文献(1)~(4)に示されていない次のような破損モードが生じる。

- (1) 力学的な荷重による連続的なクリープ
- (2) 1次、2次応力の相互作用によるクリーブラチェット
- (3) 弾性追従
- (4) クリープ緩和による寿命の減少

#### 2.1 連続的なクリープ

力学的な荷重によって生じるクリープは長時間にわたる現象で、ある時間の後に破断を生じるような連続的な変形である。破断時間は、1次応力レベルに依存する。

#### 2.2 クリープラチェット

クリープラチェットは、1次応力と2次応力の相互作用によって生じ、この現象は応力が降伏応力 $S_y$ を越えるときには、すでに生じている。

### 2.3 弾性追従

配管系のある点で非常に高い応力を有し、他の部分では非常に低い応力状態となるような不均一な応力分布を熱膨張によって生じる場合、クリープ変形の間ほとんどが高い応力点で短時間に生じる。弾性追従による破損モードは

- (1) 過大変形
- (2) クリープヒンヂによって生ずる一次応力の増加による破損
- (3) 静的な系がクリープヒンヂによって運動学的な系に変化する。
- (4) 過大変形によって生じた不安定性による破損が考えられる。

### 2.4 クリープ緩和による寿命の減少

この現象は、保持時間によって影響され、保持時間は許容荷重のサイクル数を減少させる。

## 3. 高温領域における破損モードの制限

### 3.1 1次応力制限

高温原子力配管の設計においては、文献(1)~(4)で知られた1次応力に対する式を次のように変更して用いる。

$$P_m \leq S_t \quad (1)$$

$$P_e + \frac{P_b}{k} \leq S_t \quad (2)$$

$$S_t = \min \left\{ \begin{array}{l} \sigma_{B,t,T} / 1.5 \\ \sigma_{1\%,t,T} \end{array} \right\} \quad (3)$$

$\sigma_{B,t,T}$  : 温度Tと時刻tにおける引張強さと最小値

$\sigma_{1\%,t,T}$  : 温度Tと時刻tにおいて1%塑性ひずみが生じたときの引張強さの最少値

左辺は、時間に依存する限界値を使用し、kは時間、温度、材料に依存する量である。また、2次クリープから3次クリープに移るときに依存する応力制限は、安全係数1.5を考慮するため無視している。

### 3.2 1次+2次応力制限

シェークダウンの発生あるいはラチェットの無い塑性サイクリングが、配管系に生じるための1次応力と2次応力の和に対する制限は、文献(1)と(4)において良く定義されている。しかし、ドイツの高温炉においては、配管設計を単純化するために基準の修正を行っている。

### 3.3 弾性追従

非弾性ベースで応力とひずみを計算し、ひずみ制限を満たすことによって弾性追従から高温配管系を防ぐことができる。

### 3.4 クリープ疲労

保持時間はサイクリック荷重が負荷すると、材料挙動をかなり変える。許容サイクルに対して、温度依存曲線の使用は充分である。

## 4. 高温配管系における応力とひずみの評価法と既存ルールとの比較

文献(1)、(4)は、弾性ベースで配管系を設計するルールである。本論文では、これらのルールを幾つかの点で修正することによって、原子力高温配管の設計に充分用いられることを示した。

### 〔 REFERENCES 〕

- (1) ASME-Code Section III Subsection NB
- (2) ASME-Code Section III Subsection NC
- (3) ASME-Code Section III Subsection ND
- (4) KTA 3201.2, Entwurf
- (5) ASME-Code Case N47-17

(渡辺 隆之)

## 15. 配管系の総合解析

C. Y. Wang, M. T. A-Moneim, T. B. Belytschko

### 1. 序

過度状態の配管系の安全を確保するためには、圧力波によって生じる応力による配管の破損が起こってはならない。アルゴン国立研究所では、配管系の流体、構造連成解析を行なう二次元コード、ICEPELを開発した。ICEPELの機能は、さらに大幅に拡張され、三次元配管要素、支持構造をモデル化するバネ要素などが追加された。

本論文では、三次元構造解析と二次元流体力学の結合、および熱応力解析法について述べており、例題を示した。総合解析を行う本コードの名前を次に示す。

SHAPS (Structural Hydrodynamic Analysis of Piping System)

### 2. 流体-構造連成作用

#### 2.1 流体質量

流体は運動する配管内を流れるので、自由度のある成分について流体質量は配管質量と結合されるべきである。図1において両者の質量は $\hat{Y}$ と $\hat{Z}$ 方向について結合される。この時、要素の各節点の等価質量マトリクスは局所座標系において次式で与えられる。

$$(\hat{m}^t) = \begin{bmatrix} RT & 0 & 0 \\ 0 & RT+RTF & 0 \\ 0 & 0 & RT+RTF \end{bmatrix} \quad (1)$$

RT: 要素の半分の長さの質量,

RTF: 半分の長さの流体質量

#### 2.2 キンクにおける流体力

曲げ管は直管の組み合わせによりモデル化され、接合部のキンクにおいて動圧および流体要素の方向を変えることによる流体力が生じる。図2は節点Nで結合された要素(K-1)と(K)からなるキンクである。節点Nの節点力は単位時間にNにはいる運動量と出る運動量の差になり、全体座標系において(4)式で与えられる。

$$F_z(i) = -F(i) + (e_1^{k-1}(i) - e_1^k(i)) AP_{j+1/2} \quad (4)$$

ここで $i = 1, 2, 3$ はX, Y, Z方向を示す。 $e_1^k(i)$ はi方向の単位ベクトル $e_1^k$ の成分、Aは管断面積、 $P_{j+1/2}$

は節点Nの動圧である。 $F(i)$ は、キンクにより節点がる流体力であり次式で与えられる。

$$F(i) = A [e_1^{k-1}(i) - e_1^k(i)] [P_{j+1/2} + \rho V_{j+1/2} |V_{j+1/2}|] \quad (5)$$

### 2.3 流体力学への配管の運動の影響

配管系が動く時、流体力学解析の有限差分メッシュも、その形と大きさを変えずに配管と一諸に動くものと仮定する。この時、流体が配管壁に沿って移動するのは自由であり、配管は流体のねじりに対して自由である。

### 2.4 配管のBreathing モード

流体力による配管壁のフープ運動を評価するために配管壁に対して自由に滑る境界を用いる。ただし、壁に垂直方向は壁と流体が一諸に動くため力が生じる。

### 3. 熱解析

#### 3.1 エネルギー方程式

SHAPSは熱衝撃問題等を扱うことができる。配管壁と流体とのエネルギー移動に関する1次元のエネルギー方程式は

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \rho V c \frac{\partial T}{\partial z} - \left\{ P_{j+1/2} \rho V^2 - (\lambda + 2\mu) \frac{\partial V}{\partial z} \right\} \frac{\partial V}{\partial z} + \frac{2}{R} \left[ h_i (T_{\text{壁}} - T) - P_B u^w \right] \quad (8)$$

ここで $\rho$ は密度、Tは温度、Vは流体の軸方向速度、Pは圧力、 $\lambda$ と $\mu$ は粘性係数、Rは管内半径、 $h_i$ は内壁の熱伝達率、 $T_{\text{壁}}$ は内壁温度、 $u^w$ は壁の半径方向速度。

#### 3.2 熱伝導モデル

SHAPSは、1次元の半径方向熱伝導式を用いて壁の温度分布を決定する。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (9)$$

(9)式は有限差分方程式に書き換えられ、内外面の境界条件のもとで解かれる。

### 3.3 熱応力の計算

熱応力解析の数学モデルは熱、塑性、粘性効果をもつ様々な材料の挙動に適用することができる。このモデルは " thermo-viscoplastic " と呼ばれ弾性も含んでいる。

## 4. 例題

### 4.1 流体-構造連成作用の実験的確認

1つの曲げ管部をもった配管系の試験が弾塑性配管試験の1つとして、SRI International により行われており、その実験結果とSHAPSによる解析結果を比較することにより精度の確認を行う。この試験配管系は外径8.26 cmの厚肉ステンレス配管、曲げ管、薄肉Nickel-200配管を接続しふたをしたもので、ステンレス配管端より圧力パルスを加える。曲げ管の前後で圧力履歴を測定し計算値と比較したところ、両者の一致は良好だった。曲げ管の前後のピーク圧力の低下は実験値が18%、計算値が7%である。2次元コードICEPELで同じ解析を行ったところ、ピーク圧力の低下は現われなかった。

### 4.2 熱伝導モデルの試験

簡単な三つの問題 1) 平板, 2) 薄肉管, 3) 厚肉管の定常温度分布問題の理論解とSHAPSの解を比較した。SHAPSでは板厚方向に8つの等分割節点を取った。理論解は、SHAPSの解とよく一致した。

## 5. 結論

開発された流体-構造-熱解析、三次元コードSHAPSは、動的荷重を受ける複雑な配管系を従来よりよい精度で解析できる。

(中村 均)

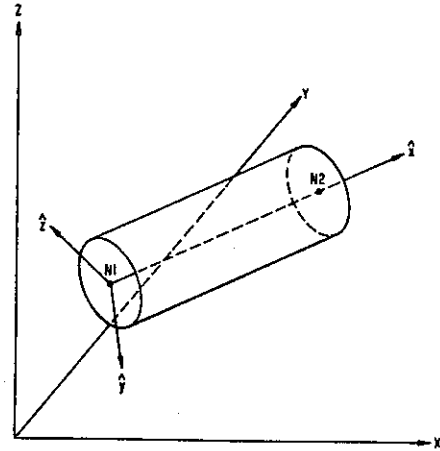


図1 配管要素

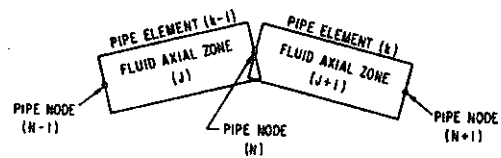


図2 配管のキック



## 16. 西独高速増殖炉原型炉SNR-300の一次系配管の非弾性解析

H. Huebel, L. J. Di Luna, G. Moy

### 1. 序論

SNR-300は、西独のループタイプの高速度増殖炉原型炉である。一次冷却系は、1本のCold Leg系(377°C)と2本のHot Leg系(546°C)を有しており、Hot Leg配管は通常運転時は、1.25MPa(0.18ksi)の内圧とする。

非弾性解析の目的は、SNR-300のプラントの中で最も厳しいループに関して設計許容値を満足することを示すことである。非弾性解析に使用したプログラムおよび要素は、MARC-CDCのエルボ要素である。SNR-300の一次系ループは、建屋が完成した後に中間熱交換器を1ループ1基から3基に変更したことにより一次系ループは厳しい設計条件となっている。SNR-300の一次系配管は、FFTFとは以下の理由で異った解析結果となるものと思われる。

- (1) 配管口径が、300mm(約12B)と550mm(約22B)の2種が用いられる。
- (2) 配管長さが67m(約200feet)で、ほとんどが水平配管であること。

SNR-300の一次系配管の他の問題点として、1つは、配管がSUS304相当材であり、この材料のクリープ特性がSUS316よりも劣ること、もう一点は、2種の管径の異なる配管によって構成されているため剛性の違いによる弾性追従現象が生じる可能性のある点である。一方、配管に発生する温度変動は、FFTFの温度変動に対してゆるやかなものであり、これによって熱ラチェット現象は生じないことが予想される。

### 2. 解析条件

解析に使用するプログラムおよび要素は、以下のものであり、図1に全体モデルを示す。

使用プログラム : MARC-CDC

使用要素 エルボ: ELEMENT 17

直管: ELEMENT 14

ELEMENT17は、軸対称シェル要素を修正したもので、円周方向に3点、板厚方向に7点の積分点を有する。ELEMENT14は、Closed Sectionのビーム要素で、円周方向3点、板厚方向に16点の積分点を有する。

SNR-300の一次系配管に使用している材料は、西独規格で、14948ステンレス鋼と呼ばれるもので、その特性はSUS304に似ている。14948ステンレス鋼の高温での材料特性データがまだ少ないため、今回の非弾性解析にはSUS304材のそれを使用した。応力ひずみ線図は2直線近似とし、最大ひずみをORNL Report 5014の推奨値である $\epsilon_{total} = 0.25\%$ とした。縦弾性係数、線膨張係数、ポアソン比、初期および10thサイクル目の降伏応力らは温度の関数として入力され、MARCプログラムのORNLオプションを使用した。クリープ則については、ユーザーサブルーチンCRPLAWを用いSUS304のBlackburn Typeの式を使用した。

荷重条件としては、自重、内圧、熱膨張、スプリング荷重、端部強制変位がある。このうち自重は、パイプ、Na、断熱材によるもので直管部に分布荷重として作用させた。

### 3. 解析結果

一次系配管で弾性追従が生じるか否かを判定するために、通常運転状態での長時間クリープ解析を実施した。起動後、2個のエルボで降伏が生じた。他のエルボは全て弾性状態であった。5000hrのクリープ解析は、MARCのAUTO-CREEPオプションを使用した。これらの結果から発生した最大クリープひずみが5000hrで0.09%であり顕著な弾性追従が生じていないことが判明した。

高温Naのドレイン条件での解析では、配管の上方向変形を拘束するために、ブロック付の3個のスプリングハンガーの必要性が明らかとなった。このため、スナッパーのあった場所に、ユーザーサブルーチンUSPRNGを使用し、図2に示す特性をもったスプリングモデルを使用した。解析の結果、通常運転条件の解析で発生した2個の降伏エルボについては、ドレイン荷重で、塑性ひずみの増加は見られなかった。この2個のエルボ以外新たに1個、降伏エルボが現れた。しかし、その塑性ひずみはわずかであった。

これらの解析結果から、ASME Code Case N-47に従って以下の評価を行った。ただし、時間依存変形と非依存変形とは相互作用が無いものと考えこれらの結

果を重ね合せることとした。

### 3.1 最大累積非弾性ひずみ

最大ピークひずみは、要素番号118および308に、ほぼ等しい値で現われる。

塑性ひずみ  $\epsilon_p = 0.01\%$  (機能喪失, または,  
プラント制御ミス,  $T=560$   
 $^{\circ}\text{C}$ ,  $p=1.25\text{Mpa}$ , full Na)

クリープひずみ1  $\epsilon_c = 0.05\%$  (機能喪失, または,  
プラント制御ミス,  $T=560$   
 $^{\circ}\text{C}$ ,  $p=1.25\text{Mpa}$ , full Na  
 $t=100\text{h}$ )

クリープひずみ2  $\epsilon_c = 0.12\%$  (通常運転  $T=546$   
 $^{\circ}\text{C}$ ,  $p=1.25\text{Mpa}$ , full Na  
 $t=100,000\text{hr}$ )

$$\text{total } \epsilon_p + \epsilon_c = 0.18\%$$

このひずみは、溶接部における膜ひずみ条件0.5%を下回るものであった。

### 3.2 クリープ損傷

最大クリープ損傷は、5000hrの分解後の最大相当応力 ( $\bar{\sigma} = 59.3\text{MPa}$ ) の発生する要素No. 118で、 $\sigma = 59.3\text{MPa}$  が一定で100,000hrまで保持されるものとして評価を行った。

$$U_{c1} = 0.008 \left( \begin{array}{l} \text{機能喪失または、プラント制御ミス} \\ T=560^{\circ}\text{C}, t=100\text{hr}, \bar{\sigma}=110.6 \rightarrow \\ 76.5\text{MPaにリラックス} \end{array} \right)$$

$$U_{c2} = 0.006 \left( \begin{array}{l} \text{通常運転} \\ T=546^{\circ}\text{C}, t=5,000\text{hr}, \bar{\sigma}=113.3 \\ \rightarrow 59.3\text{MPaにリラックス} \end{array} \right)$$

$$U_{c3} = 0.041 \left( \begin{array}{l} \text{通常運転} \\ T=546^{\circ}\text{C}, t=95,000\text{hr}, \bar{\sigma}=59.3 \\ \text{MPa} \end{array} \right)$$

$$\text{total 損傷 } U_c = 0.055$$

### 3.3 疲労損傷

疲労損傷評価のための最大ひずみレンジは、計算によって求めた、ひずみ成分から求めた。発生要素は、要素番号91である。

$$\epsilon_t = 0.00077$$

このひずみレンジに対する許容サイクル数は、cycleとCase N-47のTable T-1420-1Aの最小ひずみレンジよりも小さいため、安全側の値として、 $10^8$  cycleとした。これによる疲労損傷は、

$$U_f = 0.0095$$

### 3.4 クリープ疲労損傷

Code Case N-47のT-1420-2では許容損傷値として $D=0.84\%$ が規定されている。これを用いて評価しても、

$$U_c + U_f = 0.065 < 0.84$$

となり、いずれの評価においても、許容値を満足するものであった。

ただし、MARC-CDCのELEMENT17では考慮できない幾つかの問題があることに留意しておく必要がある。

## 4. 結 論

SNR-300の一次系配管の解析に使用した荷重条件は以下の3種である。

- (1) 通常運転 ( $T=546^{\circ}\text{C}$ ,  $p=1.25\text{MPa}$ , full Sodium)
- (2) 機能喪失または、プラント制御ミス ( $T=560^{\circ}\text{C}$ ,  $p=1.25\text{MPa}$ , full Sodium)
- (3) 高温 Naドレイン ( $T=340^{\circ}\text{C}$ ,  $p=\text{大気圧}$ , No Sodium)

これらの荷重条件で降伏が生じるのは、3個のエルボの最外層のみであった。

全荷重条件を通じて、熱または、クリーブラチェットは存在しなかった。また、顕著な弾性追従現象も見られなかった。

Code Case N-47を用いた評価においても、全て設計許容値を下回るものであり、SNR-300の健全性が確認された。

(坂田 信二)

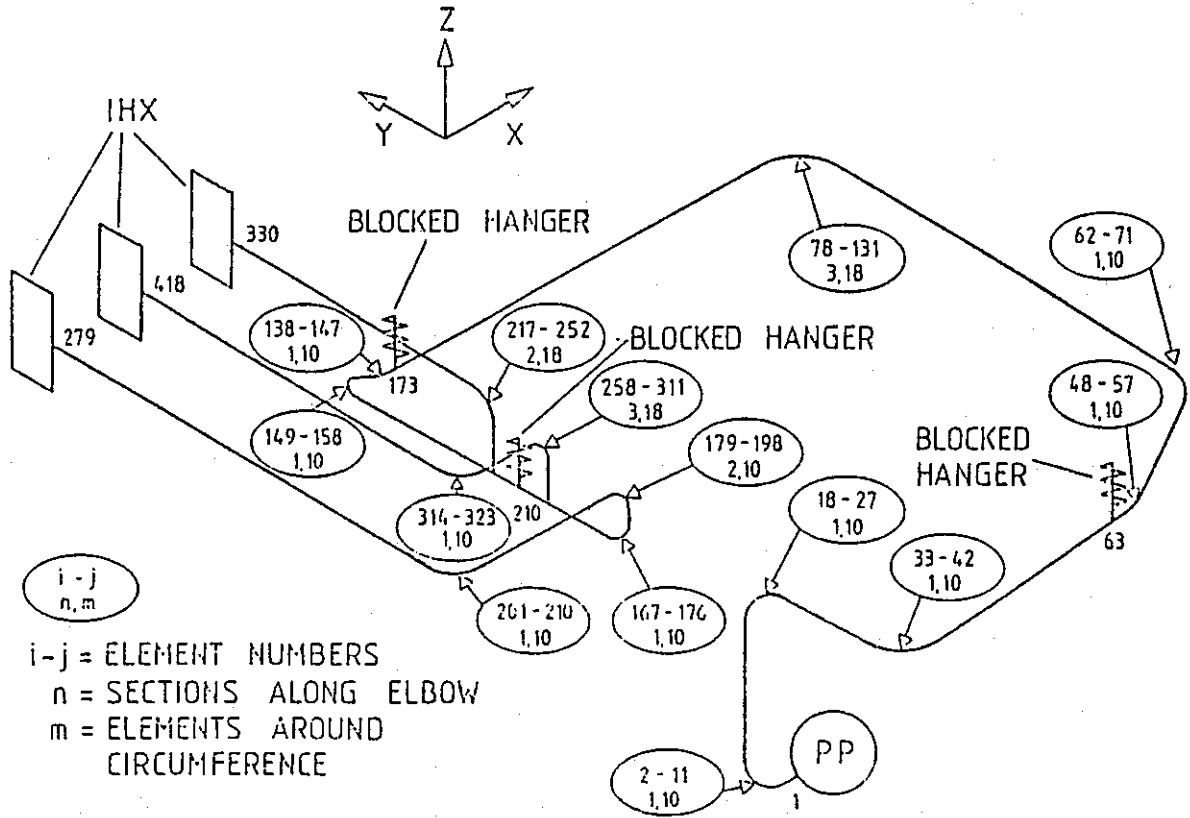


図1 解析モデル

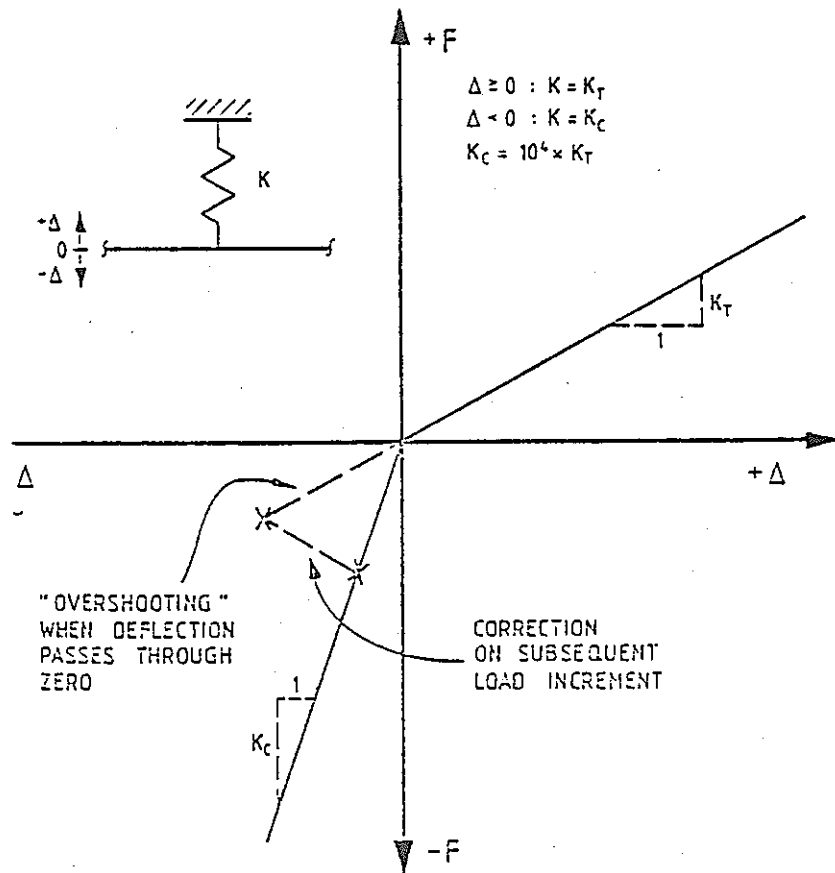


図2 スプリングモデル

## 17. 国際協力配管ベンチマーク解析の概要

W. J. McAfee

### 1. 序

本論文は、配管システム特にベンド管における詳細および簡易非弾性解析手法を評価するために、国際原子力機関 (IAEA) における高速炉ワーキンググループ (IWGFR) で、1976年に始められた研究の概要を示したものである。まず、Oak Ridge 国立研究所が、IAEA 参加各国から、配管システムに対する試験の概要と試験結果 (特に高温非弾性試験に関して) を集め、問題を選択した後、解析結果の予備的評価を実施した。その結果、3つの問題が選択され、1977年12月に発表された。本論文では、それらに関する詳細、簡易両解析結果の比較検討が示される。各問題に関して、順次結果を記述する。

### 2. 問題1: 面内曲げ荷重を受ける90°エルボの弾塑性クリープ変形

600℃において、曲げ荷重を受ける、図1(a)に示す、304 弾塑性ク鋼製直管付90°エルボ (スケジュール20) に対する弾塑性クリープ変形解析が行なわれた。図1(b)のような、7つの荷重ステップが負荷にされた。供試材の材料データは入手不可能であったため、文献値が用いられた。

本問題に対しては、3つのグループから、1つの詳細解析と3つの簡易解析が提出された。図1(c)は、試験体端部変位に関して、実験値と解析値とを比較したものである。最初の3つの荷重ステップにおいては、解析はクリープ応答を本質的にとらえているが、実験に比較して剛性の高い結果を示している。荷重ステップ4から7においては、塑性ひずみの蓄積が生じてくるが、3次元詳細解析 (TRICO) の結果は、他に比較して、小さい変形量を予測している。この原因としては、文献の材料データと実際の差異、構造幾何学的非線形性、クリープ塑性相互作用の影響が考えられる。本問題では、実際の材料物性データが使用されなかったことが、実際の比較・考察を困難にしている。

### 3. 問題2: 面内モーメント荷重を受けるエルボパイプアセンブリ試験

図2(a)に示すテスト・アセンブリ (スケジュール10) に対して593℃で図2(b)に示すような面内モーメントを荷重した場合の挙動が解析された。この解析では、供試材に関する弾塑性ならびにクリープの変形データが提供され、何種類かの表示が行なわれた。この問題に対しては、6つの簡易解析と4つの詳細解析が実施された。詳細解析により得られた、自由端回転角の時間変化を図2(c)に示す。詳細解析は、最初の荷重段階では、実験値を良好に推定しているが、塑性ひずみとクリープひずみの両者に関して、やや過大評価している。第2荷重段階での変形挙動は、さらに大きく実験値からはずれがこれは塑性クリープ相互作用や構造的な非線形性の影響によるものと考えられる。

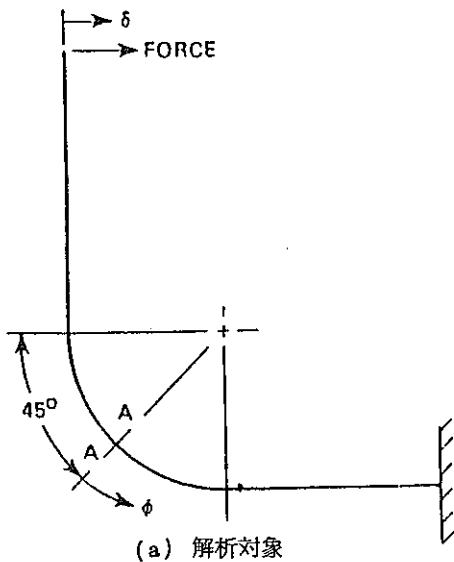
同様に、6種の簡易解析により得られる結果の比較を図2(d)に示す。これらの解析の共通点は、アセンブリを、梁タイプの曲管と直管要素でモデル化した点である。これらの要素は一般に大変単純であるが、塑性、クリープ変形下での応答を与えるためのたわみ係数を設定する必要がある。DhallaとNewman は、薄肉シェルと梁の特色を兼ね合わせたやや複雑な要素を用いている。図2(d)からわかるように簡易解析の結果は、詳細解析のそれに比べて、大きなバラツキを示している。この原因の分析は、2つの要因一すなわち、モデル化と材料特性一が混合して、容易ではない。また、一般に、これらの簡易解析は大きな変形を与えるため、保守的ではあるが、より繰り返しの多い荷重ヒストグラムに対して応用するためには、より高精度な予測法の開発が望まれる。

### 4. 問題3: 面内曲げ荷重を受ける薄肉エルボの室温弾塑性挙動

図3(a)に示すような304ステンレス鋼製のエルボパイプアセンブリ (平均管厚12mm、管外径570mm) に対して、室温で図3(b)のような面内曲げモーメントが荷重された試験が解析された。また、これに加えて、いくつかの点で内圧も負荷された。この問題に対してはサイクリックな応力-ひずみ関係のデータが使用されるべきではあるが、これが入手不可能であったので、初期の単調負荷曲線がそのまま用いられた。

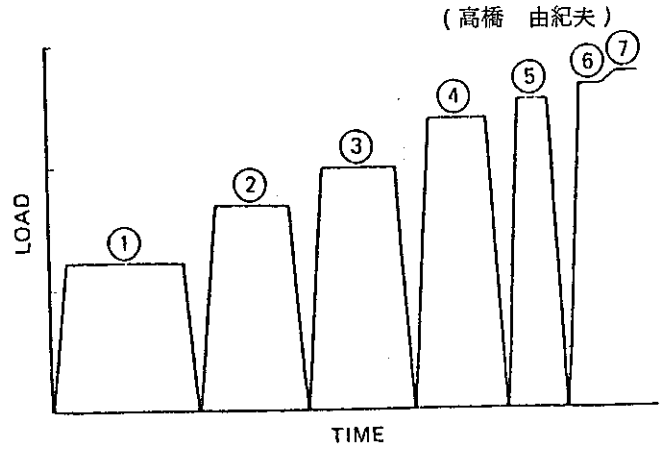
2つずつの詳細および簡易解析が実施された。端部変

位に関する3種の解析結果と実験結果との比較を図3(c)に示す。これから、初期段階の弾塑性挙動は、きわめて良く予測されていることがわかるが、その後の反転塑性負荷に対しては、予測能力はそれほど優れていない。図3(c)に関して、2つの重要な観察が行なえる。第一はテストデータが、負の変形の増加を示しているのに対して、解析は、正の変形の蓄積を予測していることである。第二に、解析が、変形サイクルの大きさを過小評価していることも観察される。これは、疲労解析を行なう上で重要な問題である。これらの原因としては、用いられた解析手法の大変形解析能力の不足、構造非線形性、サイクリック応力-ひずみ関係の欠除などが考えられる。



### 5. 結論

一般的に、詳細非弾性解析法は、変形の良好な予測を提供したが、いくつかの解析は、非一定荷重、大変形などが存在したときに、困難に遭遇した。一方、簡易解析の結果は大きく分散したものの、一般により大きな変形を予測した。また、簡易法の予測結果は、しばしば実験結果との間に大きな不一致を示した。



LOAD STEP	FORCE kN (kips)	TIME (h)
1	6.031 (1.355)	96
2	8.365 (1.881)	70.5
3	9.737 (2.189)	69.5
4	11.767 (2.646)	68.5
5	12.454 (2.800)	19.5
6	13.091 (2.943)	1.5
7	13.552 (3.047)	4.5

(b) 荷重ヒストグラム

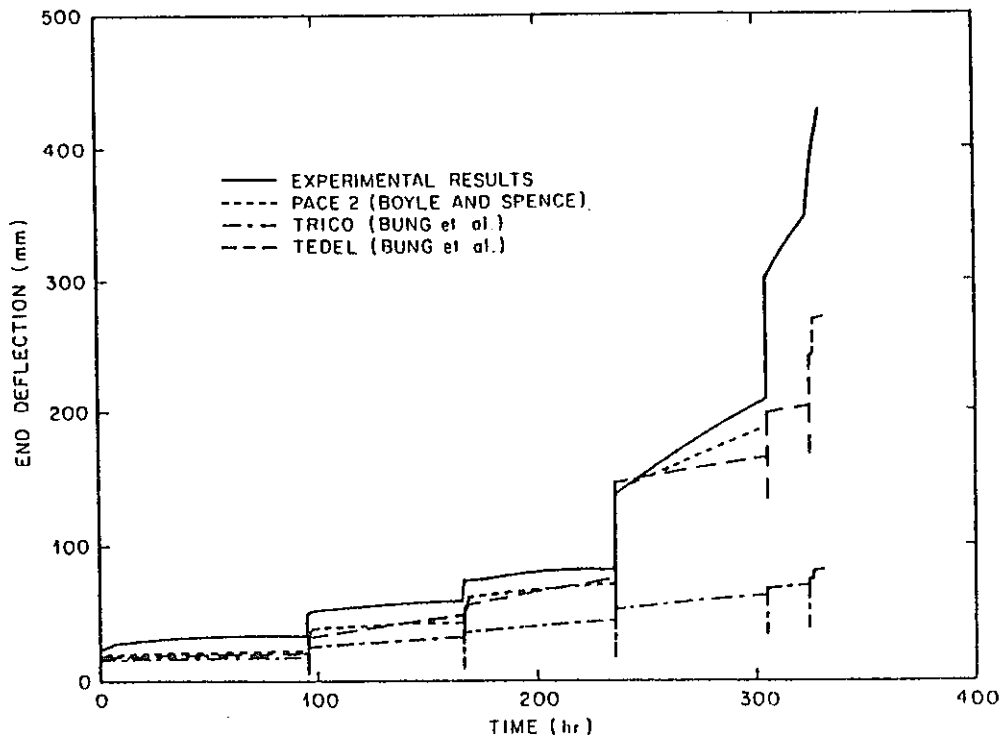
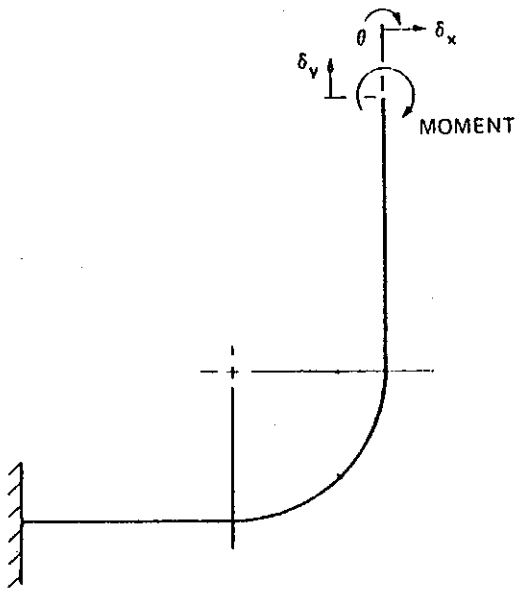
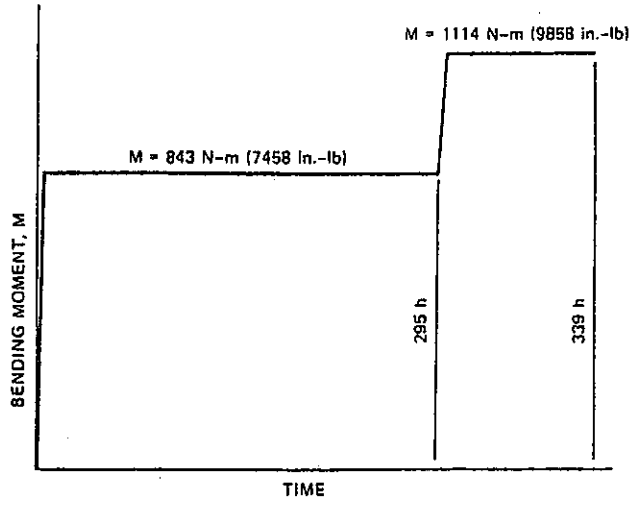


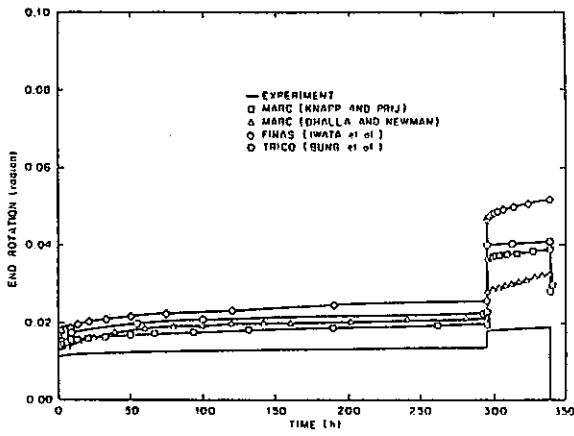
図1 問題1に関する解析結果 (c) 解析結果の比較



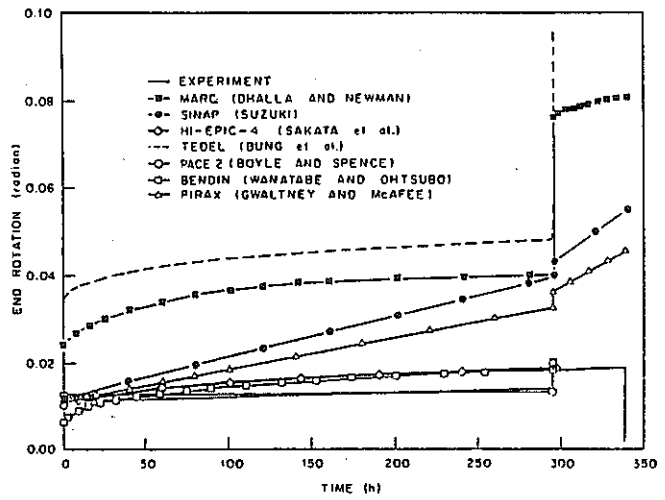
(a) 解析結果



(b) 荷重ヒストグラム

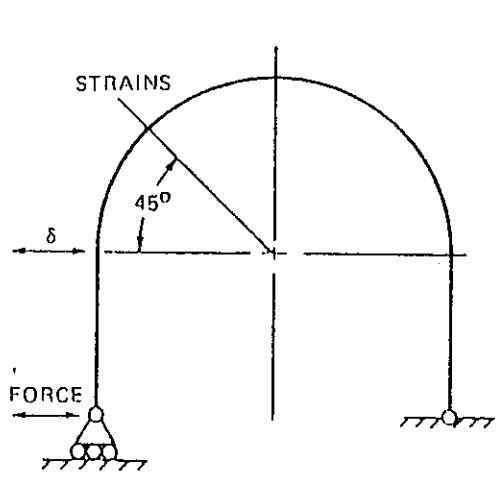


(c) 詳細解析結果の比較

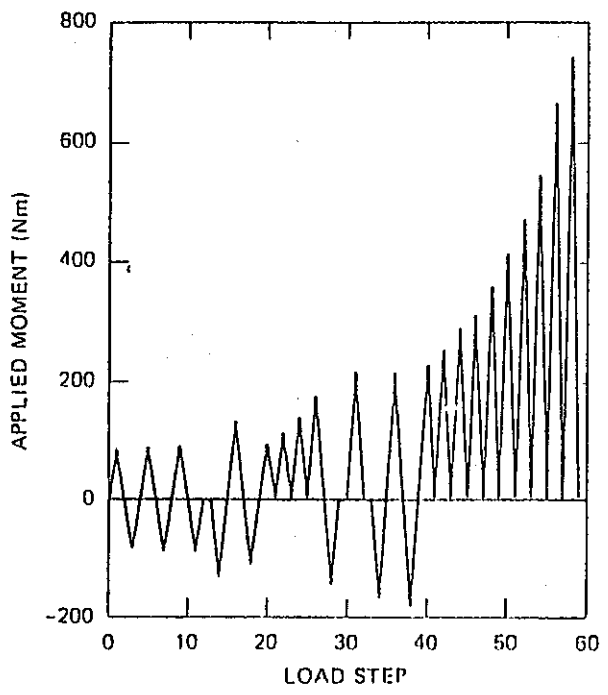


(d) 簡易解析結果の比較

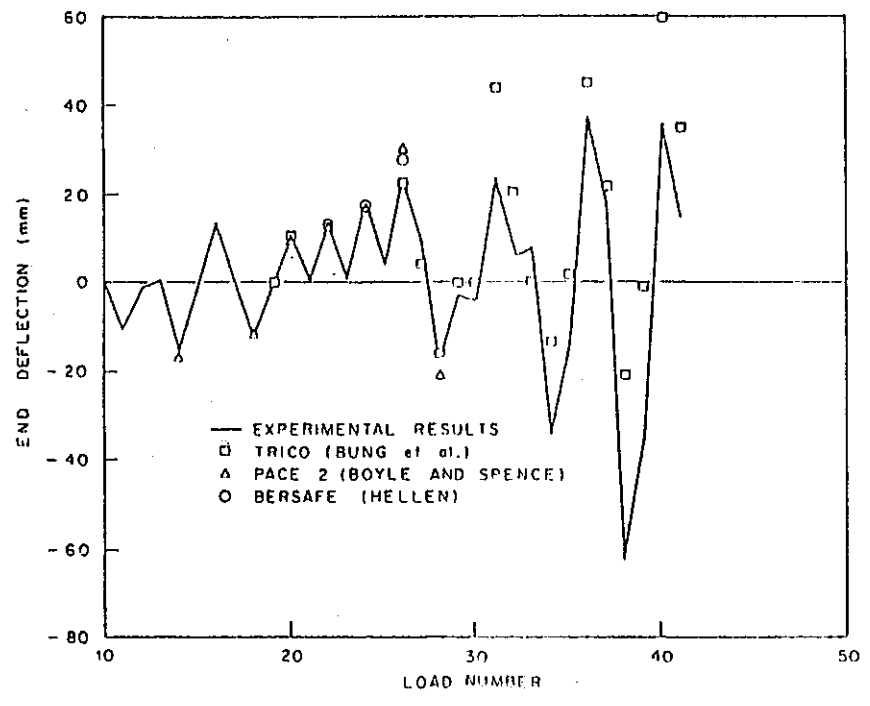
図2 問題2に関する解析結果



(a) 解析対象



(b) 荷重ヒストグラム



(c) 解析結果の比較

図3 問題3に関する解析結果

## 18. モーメントを受けるエルボの端部効果

E. C. Rodabaugh, S. E. Moore

### 1. 序

クラス1の原子炉用配管設計に用いられるASMEコードNB-3680は、応力係数や撓性係数の満たすべき式を与えている。ここでは、コードに出てくる3種の応力（一次応力、二次応力、ピーク応力）について、最大応力集中をより正確に求めることを目的として、直管に接続されたクラス1エルボの曲げ応力を評価する新しい方法について述べる。この方法は、ASMEコードN-319として集成されている。このコードはまた、クラス2、3の配管の端部がフランジで拘束されている場合の曲げ応力の評価法も定めている。

### 2. 背景

コードNB-3683によると、応力係数および撓性係数は、エルボ端部が溶接されていることによる影響を無視して求められる。（NEE法）NEE法は1911年以来、エネルギー法、シェル理論、FEM等、多方面で研究されてきた。他方、長い直管をともなうエルボの実験も数多く行なわれ、その結果は、最大応力と撓性係数の両方とも、NEE法で予測された値より小さくなることを示している。

またクラス2、3のASMEコードでも、その基礎となった実験では、エルボ両端の溶接部が接近する影響があらわれている。

### 3. 長い直管をもつエルボの端部効果

Rodabaughらにより、長い直管をもつエルボの、一連のFEM解析が行なわれた。外力は、面内曲げモーメント $M_1$ 、および面外曲げモーメント $M_0$ である。ねじりモーメント $M_t$ は $M_0$ に独立でないで、特にやる必要はない。解析に用いたプログラムは薄肉シェル要素によるEPACAである。エルボの曲率半径 $R$ とパイプ半径 $r$ の比は、 $R/r = 2$ と3の2ケースについて解析した。従って以下で述べる新しい設計基準は $R/r = 2$ と3のみ用いられる。

#### ○ $M_1$ による最大応力

NEE法によれば、応力係数 $C_2$ は、次式で与えられる。

但し $h$ は曲げ係数である。

$$C_2 = 1.95/h^{2/3} \quad (1)$$

FEM解析の結果、エルボ屈曲角 $\alpha_0$ に対して以下の推奨式が導ける。

$$\left. \begin{aligned} \alpha_0 \geq 90^\circ & \quad C_2 = 1.95/h^{2/3} \geq 1.0 \\ \alpha_0 = 45^\circ & \quad C_2 = 1.75/h^{0.56} \geq 1.0 \\ \alpha_0 \leq 30^\circ & \quad C_2 = 1.5/h^{0.41} \geq 1.0 \end{aligned} \right\} (2)$$

$\alpha_0$ が $90^\circ \sim 45^\circ$ 、 $45^\circ \sim 30^\circ$ のところでは、(2)式の直線補間を行なう。(2)式の結果は、Otsubo and WatanabeやThomasの結果と良く一致している。

#### ○ $M_0$ による最大応力

この場合は、 $\alpha_0$ による違いは顕著ではない。 $C_2$ は次式で与えられる。

$$C_2 = 1.71/h^{0.53} \geq 1.0 \quad (3)$$

これは、NEE法による $C_2$ の $0.88h^{0.13}$ 倍である。また周方向応力も、NEE法では0になる位置でも、FEM解析では端部効果があらわれて0にはならない。

#### ○混合モーメント下での最大応力

NEE法によるコードは、 $M_0$ と $M_1$ とが $C_2$ に等しく寄与すると考えている点、また $M_1$ 、 $M_0$ による最大応力が同じ位置で生じると考えている点、の2重の意味で保守的である。FEMの解析によれば、一次+二次応力の集中係数 $S_{ps}$ は次式で与えられる。

$$S_{ps} = [(C_{22}M_1)^2 + (C_{23}M_0)^2 + (C_{23}M_1)^2]^{1/2} / Z \quad (4)$$

ここで $C_{22}$ は(2)式で定義されるもの、 $Z = \pi r^2 t$ 、 $t$ は肉厚、かつ

$$C_{23} = 1.71/h^{0.53} \geq 1.0 \quad (5)$$

である。

#### ○溶接部における最大応力

ここでの最大応力 $\sigma_w$ は $\alpha_0$ には無関係である。公称応力 $S_n$ との比は、次式で与えられることがわかった。

$$\sigma_w / S_n = 0.76h^{0.27} \cdot (1.95/h^{2/3}) \geq 1.0 \quad (6)$$

これは、 $\alpha_0 \geq 45^\circ$ の解析結果であり、この範囲で使う



べきものである。また、最大応力の方向は、 $h \leq 0.3$  なら周方向、 $h \geq 0.75$  で軸方向であり、 $h = 0.5$  が遷移点であった。

○撓性係数について、

撓性係数は、エルボ  $\alpha$  一端に対する他端の相対的な変位や回転をあらわすのに用いられる。端部効果を見捨るとそれは一般に次式であらわされる。

$$\theta = kR/EI \cdot \int_0^{\alpha_0} M(\alpha) f(\alpha) d\alpha \quad (7)$$

ここで  $k = 1.65/h$ 、 $M(\alpha)$ 、 $f(\alpha)$  はそれぞれモーメントおよびせん断力の関数である。端部効果を考えると、 $k$  は  $\alpha$  に独立ではなくなる。端部での変位のみを考えるなら、 $k$  は  $\alpha_0$  の関数として、 $M_i$ 、 $M_o$  に対するものとして、 $k_i(\alpha_0)$ 、 $k_o(\alpha_0)$  を考えるだけでよい。

FEMの解析結果よりこれらの値を求めた。

○ $M_i$  に対する撓性係数

$\alpha_0$  の値に応じて、 $k_i(\alpha_0)$  は次式で定義される。

$$\begin{aligned} \alpha_0 \geq 180^\circ & \quad k_i = 1.65/h \geq 1.0 \\ \alpha_0 \geq 90^\circ & \quad k_i = 1.30/h \geq 1.0 \\ \alpha_0 \geq 45^\circ & \quad k_i = 1.10/h \geq 1.0 \\ \alpha_0 \geq 0^\circ & \quad k_i = 1.00 \end{aligned} \quad (8)$$

他の  $\alpha_0$  は(8)式を線形補間する。しかしいかなる場合も  $K_i \geq 1.0$  である。これは Thomas の結果と良く一致している。

○ $M_o$  および  $M_t$  に対する撓性係数

この場合、 $M_o$ 、 $M_t$  の値にかかわらず、すべての  $\alpha_0$  に対し、 $k_o(\alpha_0)$  は次式を用いることが推奨される。

$$k_o = 1.25/h \quad (9)$$

Thomas の結果はこれとは全く異なっている。これは  $k$  が  $M_i$  に対しても  $\alpha$  に独立であることを仮定しているからである。

○補足

クラス 1 の配管について、コード N-319 は、撓性係数として、次式のように内圧による補正項を含んだものを示している。

$$K = \frac{1.65}{h} \left[ \frac{1}{1 + (P_r/tE) X_k} \right] \quad (10)$$

$$X_k = 6(r/t)^{2/3} \cdot (R/r)^{1/3}$$

しかしこの方法では、 $\alpha_0 \leq 90^\circ$  では  $K$  を過少評価することになる。より正確な評価には有限変形解析を必要とする。

#### 4. フランジを有するエルボの端部効果

エルボに対するフランジの端部効果をあらわすパラメータ  $i$  が、ANSI B31.1, ASME コードクラス 2, 3 等で与えられている。これを Watham, Thomas 等の結果と比較すると、最大応力に関してはコードは保守的であり、撓性係数は  $M_i$  に対しては妥当であるが、 $M_o$  に対してはコードは過大評価している。しかし問題が複雑なため、ここでは一般に適用できる設計基準は導かない。

#### 5. まとめ

端部効果を無視した NEE 法に代り、それを考慮した新しいコードケース N-319 が作られた。従来の方法との主な相違は、小さな  $h$  の範囲でのみ生じている。多くの配管係では  $h \geq 0.5$  であり、この範囲では端部効果を見捨てるための誤差は殆ど生じない。

(菊池 正紀)

# 19. 半球状の容器のノズル部に対するラチェットとクリープ疲労評価のための簡易法に関する研究

R. C. Gwaltney

## 1. 序

この研究は、米国のFast Flux Test Facilityの中間熱交換器の一次冷却材入口ノズル部の運転荷重下におけるラチェット、クリープ、疲労の各挙動について、詳細解析と簡易解析とを実施し、簡易解析の適用性を検討したものである。

その結果、まず、詳細非弾性解析においては、熱交換器のシャットダウン→ヒートアップ→ホールド状態の荷重サイクルを5回加えたところ、各サイクル毎に歪や損傷の累積が認められた。この累積は主にクリープ現象に基づくものであった。この結果と、ASME Code Case N-47-13に基づいたラチェット、クリープ、疲労を弾性的に評価した結果を比較したところ、後者の方がラチェットに関しては安全側であったが、クリープ損傷に関しては非安全側になる箇所があった。

また、2次元非弾性体を一連の1次元非弾性殻で模擬する簡易法を適用したところ、ラチェット歪、疲労損傷に対しては安全側であったが、クリープ損傷に対しては非安全側であった。

そのほかに、ラチェット歪に関する2つの簡易法(British High-Temp. Design Codeに示されているもの)とBree, O'Donnell-Porowski法が比較検討された。

## 2. 解析方法とその結果

### 2.1 解析対象物

解析対象は半球容器部のノズル部で軸対称問題である。図1にその形状を示す。ノズルから容器部への遷移域は補強のために板厚が厚くしてある。材料は304ステンレス鋼である。

負荷する荷重の1サイクルを図2に示す。同図中のA→Bのthermal down shockはシャットダウン時に対応し、この熱荷重は容器内面に負荷される。外面は断熱されている。B→Cは、シャットダウン後板厚方向の温度分布が平坦化する過程に対応している。C→Dは再びヒートアップする過程に対応していて、D→Eは通常運転時に対応し、クリープはD→Eの過程でのみ起ると

してモデル化されている。機械的な荷重は、ノズル先端部が板にキャップ閉めされたときに内圧により生じる荷重を与えたものである。

### 2.2 非弾性詳細解析

プログラムCREEP-PLASTIIを用いて非弾性解析を行った。その際、荷重増分は応力が降伏応力の10%、かつ歪が降伏時の3%を越えないように与えた。さらに、クリープが生じる200時間のホールドの間は、等価応力および等価歪の増分が各々、その時点の3%および15%を越えないようにステップを調節した。荷重増分に対しては2回の繰り返しを行った。結果は代表的なある点の応力-歪履歴といくつかの点のラチェット歪、クリープ損傷、疲労損傷の一覧表化で整理されている。

### 2.3 弾性解析による簡易法

2.2節と同じメッシュ分割および同じプログラムを用いて弾性で1サイクル計算を行った。その計算結果に基づいて、ラチェット歪やクリープ、疲労損傷を簡易的に算出する。

#### (1) ラチェット歪の計算法

ラチェット歪の計算はO'Donnell-Porowski法とBreeの完全緩和法の2法による。ただし、最大2次応力(いわゆる $Q$ )は上記の弾性解析の結果を用いる。

#### (2) クリープ、疲労損傷の計算

これらはASME Code Case N-47-13に基づいて行う。

結局、この弾性解析においては次のものを算出しておく必要がある。

$P_L$  ; 1次応力

$Q$  ; 2次応力

$\sigma_c$  ; コア応力(O'Donnell-Porowski法のため)

$S_r$  ; 1サイクル中の1次+2次応力のレンジ

$S_{ss}$  ; 保持中の最大応力

$S_k$  ; 弾性クリープ損傷を算出するための応力

以上の手順に従って得られた結果と2.2節の非弾性詳細解析の結果を比較し検討が行われた。その結果、結論として得られたことは、本簡易法に依る場合、Bree法を

採用した場合は常に安全側の評価を与えるが、O'Donnell-Porowski法による場合は必ずしも安全側とは言えず、Bree法を採用する方が望ましいということである。

#### 2.4 他の弾性解析法

ラチェット歪を計算するために、さらにここで2つの簡易法について述べる。その一つは、英国高温コードの方法、もう一つはAbo-el-Ataの簡易法である。

##### (1) 英国高温コードの方法

英国高温コードの方法はAinsworthのbounding法をラチェット歪を計算できるように改良したものである。これは、任意の周期的な荷重に対して、シェークダウンが生じ始める応力を仮の降伏応力と考え、これをいわゆる参照応力として用いる。この参照応力を決定した後、加工硬化を考慮に入れ、各時刻における応力-歪関係を、その周期におけるクリープラチェット歪を算出するために用いる。

##### (2) Abo-el-Ataの方法

Abo-el-Ataの方法はBreeの完全緩和法と加工硬化のあるO'Donnell-Porowski法とに基づいている。

以上の方法による結果と2,3節の結果とを比較したところ、英国高温コードによる結果が最も安全側で、O'Donnell-Porowski法が最も非安全側であることが判明した。

#### 2.5 1次元非弾性解析による方法

上述したもの以外の簡易法として、2次元あるいは3次元構造物を等価な1次元の膜シェルセグメントで評価する方法がある。この方法は以下のような手順を踏む。

- (1) 元の構造物のクリティカルな部分を同じ形状をしたシェル膜セグメントに置き換える。荷重を膜応力に換算する。
- (2) 弾性解析による最大1次応力を、最大圧力に換算する。このとき、圧力の時間変化は考慮する。
- (3) 温度変化を考慮して荷重として負荷する。
- (4) ノズル端の曲げモーメントは弾性解析の結果を使用し、時間変化を考慮する。

この結果と2次元解析の結果を比較すると、本方法においては、ラチェット歪と疲労損傷に関しては安全側の値を与えるが、クリープ損傷においては非安全側の値を与える。

(石原 広一郎)

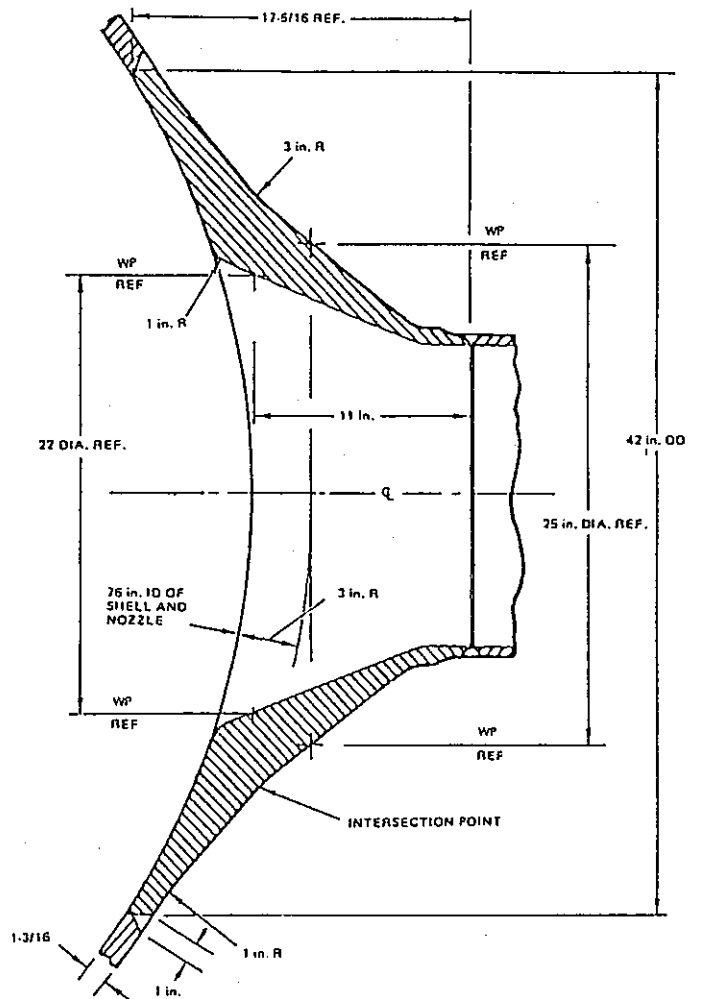


図1. 半球容器のノズル部

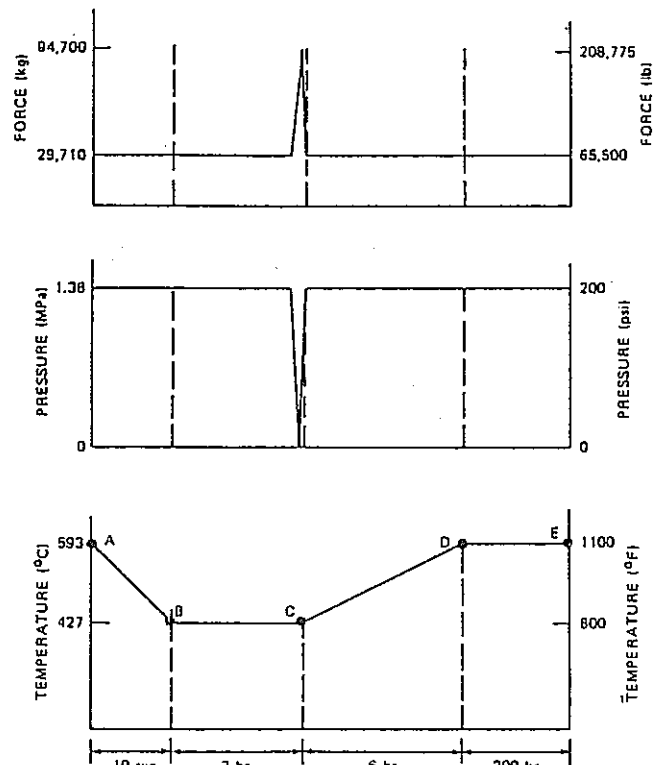


図2. 負荷される3種の荷重

## 20. PVRCベンチマーク結果報告

### —SACLAYナトリウムレベル変動実験—

Y. Yamada, K. Iwata, G. Yagawa, H. Ohta

このレポートは、PVRCベンチマーク問題に対する日本国内での解析結果をまとめたものである。このベンチマーク問題の解析は、EPICC（非弾性解析の設計適用方法研究分科会）に参加した4グループによって、異なる解析プログラムを用いて実行された。

#### 1. ベンチマーク問題の概要

対象となった構造物は、ナトリウムレベルの変動を受ける、外半径600mm、厚さ2mm、高さ760mmの円筒シェルである。材料は316ステンレス鋼で、軸方向荷重による $40\text{N}/\text{mm}^2$ の1次応力を受ける。2次応力は、ナトリウムレベルの上下方向の変動によりひき起こされるものとする。すなわち、シェル壁のナトリウム液面部に、軸方向28.8mmにわたり、 $350^\circ\text{C}$ （ナトリウム温度）から $170^\circ\text{C}$ までの $180^\circ\text{C}$ の線形の温度変化が与えられる。解析はクリープを無視した2直線近似の応力-ひずみ関係による弾塑性解析とし、物性値の温度依存性が考慮されている。

#### 2. コンピュータ・プログラム

解析には4つの異なる有限要素法プログラムが用いられた。それらはADINA（解析担当者：日立）、MARC（同：東芝）、FINAS（同：動燃、CRC）、TEPIC/AS（同：IHI）である。ADINAとMARCは、米国で開発された汎用プログラムである。FINASは、高速増殖炉機器の非弾性構造解析を目的として、動燃により開発された汎用プログラムである。TEPIC/ASは、軸対称シェルの非弾性解析を目的として、IHIにより開発されたプログラムである。これらすべてのプログラムにおいて、ミゼスの降伏条件、プラントル・ロイスの流れ側、移動硬化側が使用され、物性値の温度依存性が考慮されている。非線形増分解析においては、接線剛性法がいずれも用いられている。

#### 3. 要素分割

使用された要素は、コンピュータ・プログラムによって異なる。ADINAでは4辺形8節点アイソパラメトリック軸対称要素、MARCとFINASでは2節点アイソパラメトリック軸対称シェル要素、TEPIC/ASでは2節点軸対称シェル要素が用いられている。総要素数、総節点数は、ADINAではそれぞれ120、429、MARCでは25、26、FINASとTEPIC/ASでは28、29である。ナトリウムレベルの変動範囲内の要素は、軸方向に分割された2個の要素で、温度勾配の存在する部分を表わすように分割されている。

#### 4. 荷重サイクル

ナトリウムレベルの上下変動は、一定の軸方向荷重のもとで軸方向の温度分布を変化させることによりシミュレートされる。サイクル数は、FINASとTEPIC/ASで5サイクル、ADINAとMARCで3サイクルであり、ステップあたりの温度増分は、ADINAで $45^\circ\text{C}$ 、MARCとFINASで $30^\circ\text{C}$ 、TEPIC/ASで $18^\circ\text{C}$ となっている。解析に要した計算機CP時間が報告されている。

#### 5. 結果

ナトリウムレベル変動域の中間点におけるシェル外表面上の軸方向応力 $\sigma_z$ の変化をみると、ナトリウムレベルが低下するにしたがって、引っ張り側に値が増加し、ナトリウムレベルがその点を通過するすこし前に値が低下しはじめて、通過した後に圧縮側へ変わり、圧縮応力が増加して行く。圧縮側でピークを示した後、値はやや低下してほぼ一定値となる。フープ応力 $\sigma_\theta$ については、 $\sigma_z$ と符号が逆であることを除き、同様の挙動を示す。降伏は、ナトリウムレベルがその点を通過する直前と直後におこり、その間では除荷がおこっている。ナトリウムレベルが上昇する場合は、下降する場合と反対の挙動となる。4種のプログラムによるシェル外表面上の軸方向への軸方向応力 $\sigma_z$ とフープ応力 $\sigma_\theta$ の分布は良い一致を

示している。

同じ点での1回目のサイクル内における軸方向応力、フープ応力およびひずみの変動から、ナトリウムレベルの変動による降伏および逆降伏の現象があらかとなる。また3～5サイクルについて、軸およびフープ塑性ひず

みの変化をみると、降伏、除荷、逆降伏により、ラッチェットリングが予測される。

塑性ひずみのサイクルごとの変化量の結果と、他の計算結果、実験結果が比較され、良い一致がみられた。

(金 沢 京 子)

## 21. Clinch River型増殖炉プラントの上部インターナルの非弾性解析

M. Kosanich

### 1. 序

Clinch River型増殖炉の上部インターナル(UIS)は定常運転温度が1100°F(593°C)に達しクリープ効果が無視できない領域になり、しかも本体と同じ30年の設計寿命を要求されている。本論文ではCriticalな部分と考えられる下部リガメント部の厳密な非弾性有限要素解析の結果を報告し、あわせて高温設計基準や簡易解析法について紹介する。

### 2. 構造設計

UISの中央部材は316S/Sの溶接による一体構造であり、炉心冷却水の直接的なぶつかりによる温度変動からこれを保護するために下部プレート部分に718アロイ合金製の耐熱ライナーが取り付けられている。この下部プレートは多くの機能部材をサポートするために多孔板形状になっているため、その熱応力解析は、ナトリウムの広範囲な冷却速度の影響と相まって非常に難しいものとなっている。本論文においては最初提案された6インチ厚さの下部プレートに1.25インチ厚さのライナーを付けたものと、最終的に採用された4インチ厚さの下部プレートに3.25インチのライナーを付けた2つのモデルの解析を行なった。

### 3. 熱的状态

定常状態における最大温度は6インチモデルで596°C、4インチモデルで586°Cである。この時の炉の出力温度は538°CでありUISはプラント寿命の30年間に577回の熱変動を受ける。これらの熱変動の中でクリープ疲労破壊モードに対する評価が必要なものはU-2bと呼ばれる100%出力時の制御棒の引き出してU-18と呼ばれる予定出力消失の状態があり、解析はこれらの2つのランジェントの577サイクルに対してプラント稼働率85%として行なわれた。

### 4. 高温領域、解析指針及び環境効果

UISは反応容器においては炉心サポートの機能を果た

し、ASME SEC. IIIの上限である800°Fよりもかなり高い温度で作動するか、Code Caseにはこのような高温炉心支持体に対する規定がないので、その設計及び解析はクラス1として行なわれた。クリープ疲労損傷の評価基準では従来は圧縮による損傷は引張りによる損傷と等しいものと見なしていたが、歪制御疲労のデータを評価した結果、応力が圧縮の場合のクリープ損傷の持続時間は従来の5分の1に修正され、Case 1592のT-1411の式に返映されている。Case 1592の許容応力及び歪は大気環境下における特性に基づいており、照射脆化や熱劣化、腐食等の環境効果は考慮されていないが、ナトリウム環境は以下の様な特性に重大な影響をもたらす事がわかっている。

- A. 応力-歪式 B. 応力腐食強度 C. クリープ式  
D. 疲労強度

この理由はナトリウム流動中における結晶中の炭素及び窒素の高温部から低温部への移動によるものである。

### 5. 解析手順

解析は以下の各モデルに対してプログラム"ANSYS"を使って行なった。

#### 5.1 全体構造モデル

全体モデルはUISの全ての基本部品を含む全体モデルは3次元モデルであり節点自由度が6の1122個の要素から成っている。多くはANSYSの平板シェル要素であるSTIF 63及びSTIF 13であり、コラムと鏡板はビーム及びパイプ要素を使っている。伝熱解析は補助解析として別の熱伝導解析プログラムを使って行なわれた。6インチの下部プレートに関する解析の結果中央部においてはU-2b状態の800~1000秒の間で降伏点を越す事がわかった。U-18状態に対しても同じ応答が得られた。

#### 5.2 下部プレートモデル

全体モデルで得られた境界荷重を使って下部プレートモデルの非弾性解析が行なわれた。この解析結下は以下の項目である。

- (1) リガメントモデルの境界荷重

- (2) ラチエット解析に対する応力-歪データ
- (3) ラチエット解析における下部プレート外周部の変位
- (4) 流体降下損失による荷重

### 5.3 リガメントモデル

本モデルは熱応力解析の最終ステップであり、これによってピーク応力及び歪の正確な定義及び機能ポストの相互作用を考慮することができる。6インチ、4インチの2つのモデルに対してモデル化がなされたが使用された要素タイプは少し異なり、4インチモデルはより高級な要素が使われた。

### 6. 評価

6インチモデルに対するクリープ疲労損傷の蓄積速度は過大であり要求寿命の30年を満たす事はできない。

Case 1592による許容サイクル数も150回と、寿命予測サイクル数577回と比べて少なすぎる。4インチモデルの解析の結果、過渡状態中の保持時間における歪レンジと残留応力の減少が見出された。最大クリープ損傷

の生じる定常温度は1088°Fであり炭素と窒素の減少による応力破壊強度の低下は13.8%となり、表面効果を考慮した場合は6.6%の低下となる。又累積損傷係数は0.98以下になっている。又サイクルリミット値は316 S/Sの許容値である3000回以下であるので圧縮保持則の限度は越していない。

### 7. 結論

4インチモデルの形状が設計寿命に対して満足できる事は、構造物の異なった範囲での熱応答の適合の重要性の確認となり、それは又ナトリウム冷却炉の定常温度がクリープ域に達する場合のアウトレットプレナム部の厚肉構造物を守るための相当な熱しゃへいが必要な事を示している。この様な高温で運転される長寿命コンポーネントの定常出力レベルの許容値は316 S/Sの応力/歪特性に基づいた比例限度のオーダーにすぎない。そのため定常熱荷重は最小化されなくてはならず、生じる応力を最小化するためにはリアクターの過渡状態においては塑性域は生じてはならないと言える。

( 休井 正人 )

## II-6 高速炉用構造材の破壊力学的評価



## 22. 大気中およびナトリウム中におけるオーステナイト系ステンレス鋼のクリープき裂成長挙動の評価

K. Krompholz, H. Huthmann, E. D. Grosser, J. B. Pierick

### 1. 序

LMFBRの熱交換システムに使用されるオーステナイト系ステンレス鋼は、高温のナトリウムにさらされ、化学組成、ミクロ組織に変化をきたし、大気中とは異なる機械的性質をもつようになる。本論文では、オーステナイト系ステンレス鋼X 6 Cr Ni 1811 (DIN14948) について、コンパクトテンション試験片を用い、823K (550℃)、定荷重条件下で、大気中および液体ナトリウム中におけるクリープき裂成長について研究を行なった。

### 2. 破壊力学の適用

小規模降伏の場合、線形破壊力学の概念が適用でき、き裂速度  $da/dt$  と応力拡大係数  $K_Q$  の関係が両対数グラフで整理される。 $K_Q$  は次式で計算される。

$$K_Q = \frac{F\sqrt{a}}{BW} \left\{ 29.6 - 185.5 \left(\frac{a}{W}\right) + 655.7 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 1017 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 638.9 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right\} \quad (1)$$

$F$  は荷重 (一定)、 $B$  は板厚、 $W$  は幅、 $a$  はき裂長さである。この整理法では、時間依存型、温度依存型の過程は考えられていない。

温度依存性を考慮した整理法として、次式が提案されている。

$$\frac{da}{dt} = CK^n \exp\left\{-\frac{Q_A}{RT}\right\} \quad (2)$$

$K$  は応力拡大係数、 $Q_A$  は活性化エネルギー、 $R$  は Boltzmann 定数、 $T$  は絶対温度で、 $C$ 、 $n$ 、 $Q_A$  は実験的に定められる。

$K$  以外のパラメータとして、ネット断面応力  $\sigma_{net}$  がある。 $\sigma_{net}$  はリガメント部の応力で、CT試験片の場合次式で与えられる。

$$\sigma_{net} = \frac{F}{B(W-a)} \left\{ 1 + 3 \frac{W+a}{W-a} \right\} \quad (3)$$

線形破壊力学の適用は、材料が巨視的に脆性的な挙動を示す場合に限られ、これにあてはまらない場合は  $K$  は

使えず、エネルギー速度積分  $C^*$  が用いられる。Rice は、径路独立のエネルギー積分である  $J$  積分を次式で与えた。

$$J = \frac{1}{B} \int_0^F \left(\frac{\partial \delta}{\partial a}\right)_P dF \quad (4)$$

$B$  は板厚、 $\delta$  は荷重点変位、 $a$  はき裂長さ、 $F$  は力である。非線形の定常クリープ則に従う材料については、 $\delta$  を荷重点変位速度  $\dot{\delta}$  で置き換えることにより、径路独立のエネルギー速度積分、すなわち  $C^*$  積分に拡張できる。

$$C^* = \frac{1}{B} \int_0^F \left(\frac{\partial \dot{\delta}}{\partial a}\right)_P dF \quad (5)$$

小寺沢・森は、次の簡便式を導いた。

$$C^* = \mu \frac{F}{B(W-a)} \frac{d\delta}{dt} \quad (6)$$

CT試験片では、 $\mu = 2$  である。

### 3. 試験方法

き裂長さは、大気中では電位差法、ナトリウム中ではコンプライアンス法により測定した。試験結果は図式的な整理を行ない、ある時間におけるき裂長さ  $a$  と荷重点変位  $\delta$  の時間軸に対する傾きを求め、次の各項について計算した。

- (1)  $\sigma_{net}$  : (3)式
- (2)  $K$  : (1)式
- (3)  $C^*$  積分 : (6)式

ナトリウム中では、LMFBRの腐食条件を想定し、次に示す条件で試験を行なった。

- (1) ループ中の最高温度 : 823 K
- (2) ループ中の温度差 : 170 K
- (3) 試験槽のナトリウム流量 : 22 cm<sup>3</sup>/s

### 4. 試験結果

実験的な制約により小型試験片を使用しなければならないことがあるが、このような場合にはネット断面応力によって、き裂成長挙動がよく整理できる。大気中の973Kの結果は823Kより速く、き裂成長速度の著しい

温度依存性が明らかである。また823Kにおいては、液体ナトリウムはき裂成長挙動に影響を及ぼさない。AISI 304鋼とX6CrNi1811を比較すると、823Kで後者は前者より低い成長速度を示し、少し優っていると考えられる。

AISI 304鋼とX6CrNi1811を比較すると、823Kで後者は前者より低い成長速度を示し、少し優っていると考えられる。

$K_Q$ による試験結果の整理は、 $\sigma_{net}$ の場合よりも少しばらつくが、150Kの差による温度依存性は明白である。液体ナトリウム中の結果は大気中のデータとほぼ一致し、ナトリウムによる影響はみられない。

$C^*$ 積分による評価でも、き裂成長挙動に及ぼす液体ナトリウムの影響はみられない。一方、AISI 304鋼とX6CrNi1811鋼の結果はよく一致した。また、試験方法の違い（定荷重試験と変位速度制御試験）は、クリープき裂の成長挙動には影響しない。

試験後に試験片を破断し目視によって求めたクリープによるき裂ののびは、コンプライアンス法による値ときわめてよく一致し、ナトリウム中でのき裂長さ評価にコンプライアンス法が適切であることが示された。

以上の試験結果には、次のべき乗則が適用できる。

$$\frac{da}{dt} = C(A)^n \quad (7)$$

Aはそれぞれネット断面応力 $\sigma_{net}$ 、応力拡大係数 $K_Q$ 、 $C^*$ 積分を表わす。T=823Kの場合について、最小二乗法

によりCとnを求めると、 $C^*$ 積分がオーステナイト系ステンレス鋼のクリープき裂成長挙動を表わすのに適していることがわかる。

大気中とナトリウム中のクリープき裂破面の様相は次のとおりである。液体ナトリウム中の粒界クリープき裂の伝播領域ではファセットが明瞭に観察できるのに対し、大気中ではナトリウム中よりもかなり延性的な挙動を呈している。このようにき裂伝播の機構は異なっているが、大気中とナトリウム中のき裂成長挙動を比較すると、き裂成長速度に及ぼす環境の影響はみられない。

## 5. 結 論

オーステナイト系ステンレス鋼X6CrNi1811(AISI 304相当)について、液体ナトリウムと大気中におけるクリープき裂成長速度を測定し、異なる3つのパラメータ、すなわちネット断面応力、応力拡大係数 $K_Q$ 、 $C^*$ 積分によって評価を行なった。

破面形態の違いにもかかわらず、大気中とナトリウム中のき裂成長挙動に差はみられなかった。また、ネット断面応力の評価によると、X6CrNi1811鋼のクリープき裂伝播に対する抵抗性はAISI 304鋼より少し優っているが、 $C^*$ 積分で整理すると、AISI 304鋼とX6CrNi1811鋼のき裂成長特性はよく一致した。

(藤田 高弘)

## 23. 高温下のクリープき裂成長

S. N. Malik

### 1. 序

これまで、クリープき裂成長の適切なクライテリアが無かったため、クリープ状態下のフェライト鋼に対して、き裂状の欠陥を許容しないという過度に安全側の検査基準が用いられてきた。本論文では、クリープき裂成長をレビューし、現在可能な解析法および新しい手法について述べる。通常のクリープ設計では、寿命をき裂発生までの時間に比べてはるかに短かくとっているが、欠陥があってもその成長がゆるやかであったり、成長が停止することもあるため、き裂の発生や限られた成長を許容する新しい設計概念が現われてきた。

### 2. クリープ破壊のマイクロメカニズム

温度が  $0.3 T_m$  ( $T_m$ : 融点) 以上でクリープを生じ、応力とひずみ速度は

$$\dot{\epsilon} = A \sigma^n \quad (1)$$

で表わされる。この温度条件下では、結晶粒内に hole が形成され、void が合体し、粒内破壊に致る。一方、応力レベルが低く、破壊までに長時間を要する場合は粒内破壊から粒界破壊への遷移が生じ、結晶粒界のすべりと同時に、粒界に沿って void が成長する。この成長は局所的な拡散過程による。

Ashby らは破壊の種々のマイクロメカニズムを、応力-温度空間上に分類して示した。応力レベル、温度レベルによって bulk-diffusional creep, grain boundary diffusional creep, diffusional-controlled-dislocation creep などに分類した。この deformation map を見れば、各クリープ試験がどの条件で行なわれたかがわかる。

クリープ下のき裂成長は粒界に沿って起こることが多くの研究者によって示された。この成長は、成長の原因である点欠陥の拡散と、成長を抑えようとするクリープ変形という 2 つの相反する過程のバランスで決まる。

### 3. クリープき裂成長挙動

弾塑性破壊における小規模降伏、大規模降伏と類似の

ことがクリープき裂成長に対してもあてはまる。クリープ損傷領域の大きさによって、線形破壊力学が適用できるクリープ脆性、および、巾乗硬化則の塑性として表わされるクリープ延性がある。

### 4. 実験に基づく相関関係

クリープ下のき裂成長速度  $\dot{a}$  の実験則は Siverns と Price によって得られた。

$$\dot{a} = A K^n \quad (2)$$

$K$  は応力拡大係数、 $A$  と  $n$  は試験片によって決まる定数であり、両対数プロットで直線になる。Haigh は 1970 年から 1975 年までの上記の研究をレビューしている。き裂成長が  $K$  に依存するのは低延性で、粒界破壊の場合である。また、異なる形状の試験片では、(2) 式は平行な線になることも示されている。

クリープ延性すなわち高応力レベルにある場合には、き裂先端の変形が大きく特異性が異なるため、応力拡大係数ではうまく表わせない。この場合は、正味断面応力  $\sigma_{net}$  がき裂を支配し、

$$\dot{a} = C \sigma_{net}^p \quad (3)$$

で表わされる。曲げ荷重成分の大きい試験片、例えば CT 試験片などでは、正味断面応力の定義が難しく、参照応力  $\sigma_{ref}$  がより良いパラメーターである。負荷荷重を  $P$  とすると、剛-完全塑性体では

$$\sigma_{ref} = P / mBW \quad (4)$$

で定義されるが、クリープ指数  $n > 5$  のクリープ延性の場合に適用可能である。き裂開口変位速度  $\dot{y}$  との相関

$$\dot{a} = H \dot{y}^m \quad (5)$$

も見出されたが、CTOD を容易に決定できないだけに、設計への応用には限界がある。

クリープ脆性とクリープ延性という 2 つの両極端の場合の相関が得られているが、中間の準脆性域には、Rice の J 積分を時間依存型に拡張したエネルギー変化率線積分  $C^*$  (あるいは  $\dot{J}$ ) と関連づける試みがなされ、多くの研究者が、巾乗則

$$\dot{a} = D (C^*)^n \quad (6)$$

を提案した。ここに、

$$C^* = \int_r [W^* dy - T_1 (\partial \dot{u}_1 / \partial x) ds] \quad (7)$$

である。C\*の測定は、擬似コンプライアンス法、すなわち、き裂長さの異なる2つの試験片のポテンシャルエネルギー変化率の差として求まる。C\*は有望なパラメータであるが、その欠点として、実験データの整理法が複雑で(7)式から計算することがほとんど不可能なことで、C\*は定常クリープに定義されているので(7)式のひずみ速度の弾性成分を無視しないと意味がないこと、C\*にはこのrigid-creepの仮定があるため時間依存の問題は扱えず、実験で観察されるき裂成長の潜伏期を関連づけることができないことである。最近、Leckieらは、散逸速度W\*にクリープと塑性の両成分を含む新しい定義を行なった。

C\*の簡単な評価法が報告されている。

$$C^* = \left( \frac{n-1}{n+1} \right) \sigma_{net} \dot{\delta} \quad (8)$$

なる関係があるが、この式からC\*は $\sigma_{net}$ とCTODの両者の効果を含んだものになっている。

環境の影響、温度、材料、非線形応力-ひずみ速度関係の効果が研究されている。実験上の問題点は、高温下の正確なき裂成長量の測定である。

## 5. 理論による予測

クリープ下のき裂先端近傍の特異応力場解析が行なわれた。弾塑性破壊力学のHRR特異性が、クリープき裂問題にも適用されている。Kuboらは一般化クリープ損傷仮定のもとに塑性の特異場を解析し、定常クリープ条件のもとに、クリープき裂成長速度のC\*による表示式を得た。RiedelらはDugdaleモデルを適用し、転位密度の非線形方程式を解き、き裂成長開始時間、定常き裂成長速度を求めた。また、Riedelは弾-非線形粘性タイプの材料挙動に小規模降伏と巾乗クリープ則の仮定のもとに、面外せん断荷重下の成長しないき裂の解を得た

が、その結果クリープひずみの特異性は弾性のものより強い $r^{-n/(n+1)}$ であることが示された。最近、RiedelらはMaxwellタイプの弾-非線形粘性材料のクリープき裂成長の応力の特異性を調べた。n<3の材料中のき裂成長では $r^{-1/2}$ 、n>3では $r^{-1/(n-1)}$ であることを見出した。

## 6. 数値計算

以前はクリープき裂成長の数値解析はあまり見られなかったが、時間不依存の弾塑性き裂成長シミュレーションの進歩に伴い、クリープき裂成長の様な複雑な問題にも目が向けられる様になってきた。この分野の初期のものはTairaらによるもので、き裂付近の要素で、ひずみの値が単軸クリープ試験で得られた限界破壊ひずみに達したら節点を切り離すことによってクリープき裂成長のシミュレーションが行なわれた。Hsuらは数値解析とホログラフィーによるCOD測定を組み合わせ、き裂長さの時間履歴を得た。Pianらは、損傷パラメータを考慮したクリープき裂成長解析をハイブリッド応力法で行なった。得られたき裂成長潜伏期は実験結果と同じオーダーであった。Yagawaらは定常クリープ挙動を重ね合わせ法でHRR特異性を考慮して解析した。HinnerichsはCODの実験データに合う様にき裂を成長させ、その際の応力、ひずみ、変位などから種々のパラメータを計算し、破壊クライテリアの候補を採した。その結果、Goodallらによる限界損傷蓄積パラメータが有望の様である。

## 7. 結 論

700°F以上の高温で使用される材料のクリープき裂成長特性を明らかにするため、さらに解析的、数値的な研究が必要である。数値解析と実験を組合わせた研究には相当の費用がかかるが、文献などから適切な実験データを選び出し、それを数値解析に利用する方法もある。

(堀江 知義)

## 24. $(\Delta T)_c$ と $C^*$ 積分を用いた移動特異性クリーブクラックの成長解析

R. Stonesifer, S. Atluri

### 1. はじめに

クリーブクラック伝播速度に関するパラメータを見出す方法として数値実験法を用いる。状態パラメータとして、 $K_I$ 、真応力、 $C^*$ があるが、クラック先端が小規模クリーブ域で他は弾性域の場合は $K_I$ で表現され、またクラック先端がクリーブ破損し他は定常クリーブ域の場合は $C^*$ で表現される。しかし、これらの組合せの場合には、 $K_I$ 、 $C^*$ では表現できなく、 $(\dot{T})_c$ または $(\dot{T})_c$ なるパラメータを導入しなければならない。ここでは $(\Delta T)_c$ 、一般化 $C^*$ 、 $(\dot{T})_c$ を定義し、パラメータ間の関係づけをする。いくつかの有限要素計算を停留クラックと伝播クラックにて行ない、解析的、数值的、実験的に調べる。また、定常クリーブ状態での650°CでのSUS304のクリーブクラック成長を扱う。最後に、これらの観測に基づいて、単純クラック成長予測法の概要を述べる。

### 2. 構成方程式

微小歪、微小変形とし、(1)式の材料を考える。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^c = C_{ijkl} \dot{\tau}_{kl} + \frac{3}{2} r (\bar{\sigma})^{n-1} \dot{\tau}_{ij} \quad (1)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 、 $\dot{\epsilon}_{ij}^c$ は弾性及びクリーブ歪速度であり、 $C_{ijkl}$ は弾性係数テンソルである。 $\dot{\tau}_{kl}$ は応力速度、 $\dot{\tau}_{ij}$ は偏差応力、 $\bar{\sigma}$ は等価応力である。パラメータ $r$ 、 $n$ はNorton, onの巾乗則のもので、 $\dot{\epsilon} = \{(2/3)\epsilon_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}\}^{1/2}$

$$\text{とすると、} \quad \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon} = r (\bar{\sigma})^n \quad (2)$$

### 3. 破壊パラメータ $(\Delta T)_c$ および $C^*$

クラックのモードIのタイプを考える。クラック表面に荷重がなく、体積力、加速度は無視する。 $(\Delta T)_c$ を次のように定義する。

$$(\Delta T)_c = \int_{\Gamma_{234}} [n_i \Delta W - n_j (\tau_{jk} + \Delta \tau_{jk}) \frac{\partial \Delta u_k}{\partial x_1}] dS - \int_V \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_1} \Delta \epsilon_{jk} dV \quad (3)$$

ここに、 $\Gamma_{234}$ はクラック先端をとり囲む任意の周回路で、クラック辺は含まない。 $V$ はクラック辺と $\Gamma_{234}$ で囲まれた領域である。 $n$ は周回路の外向き単位ベクトル、 $x_1$ はクラックの方向、 $\Delta W$ は次式で定義する。

$$\Delta W = (\tau_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \tau_{ij}) \Delta \epsilon_{ij} \quad (4)$$

$\Delta t$ を時間刻みとして、 $(\dot{T})_c$ を次のように定義する。

$$(\dot{T})_c \equiv \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{(\Delta T)_c}{\Delta t} \approx \frac{(\Delta T)_c}{\Delta t} \quad (5)$$

また一方、 $C^*$ の一般的な定義として、次式を採用する。

$$C^* = \int_{\Gamma_{234}} [n_i W^* - \tau_{jk} \frac{\partial u_k}{\partial x_1}] dS \quad (6)$$

ここに、 $W^*$ は次式を用いる。

$$W^* = \int_0^{\epsilon_{ij}} \Gamma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (7)$$

定常状態で、非圧縮性条件を仮定すると、 $W^*$ は

$$W^* = \frac{n}{1+n} r (\bar{\sigma})^{1+n} \quad (8)$$

定常状態の $(\dot{T})_c$ を $(\dot{T})_{css}$ と記すと、 $(\dot{T})_{css}$ と $C^*$ は、

$$(\dot{T})_{css} = C^* + \left(\frac{r}{n+1}\right) \lim_{\epsilon \rightarrow 0} \int_{\Gamma_{\epsilon}} n_i (\bar{\sigma})^{n+1} dS \quad (9)$$

近似的な数値評価として、 $(\dot{T})_{css}$ と $C^*$ は平面歪問題で2%以内で一致し、平面応力問題では14%以上も異なる<sup>(2)</sup>。

以上より、 $C^*$ と $(\dot{T})_c$ は同じ保存則から導かれるにもかかわらず、任意の状態でも等価でないことがわかった。 $\dot{W}$ は応力仕事率、 $(\dot{T})_c$ はエネルギーの物理的意味がある。

### 4. 有限要素式

クリーブ歪増分を初期歪として表わし、前ステップでの誤差を不平衡力として次のステップへ加えるようなつ

りあい式にて、有限要素法で定式化する。自動タイムステップの決め方として、次の2通りの方法を採用している。まず、前回ステップと今回ステップのクリープ歪増分の比によるもの、次いで、全弾性歪と最大クリープ歪増分の比によるものにて自動的に決める。前者は20%後者は100%にて決めている。

## 5. モデルの検証

検証用セデルとして、コンパクト試験片を考える。8節点アイソパラメトリック要素にて平面応力場を仮定し、クラック先端要素として辺の中間点を1/4においた1/4点要素を考える。弾性計算での $J_1$ 値、定常クリープ計算での $C^*$ の値は文献(3)の値とよく一致しており、ここでの数値手法、1/4点要素はクリープ破壊解析にとって正確で有効な手段となりうる。

## 6. $(\dot{T}_1)_C$ と $(\dot{T}_1)_C^\delta$ の計算

(3)式より、 $(\Delta T_1)_C / \Delta t$ として求めた $(T_1)_C$ の値は定常値として $(T_1)_{CSS}$ 、 $C^*$ の関係とよく一致する。

(3)式の体積分は特異要素部分も含んでいて、Limitが存在しない場合もある。この難点を除くため、体積分を省略した $(\dot{T}_1)_C^\delta$ の量を次式で定義する。

$$\begin{aligned} (\dot{T}_1)_C^\delta = & \int_{J_{234}} [n_1 dW - n_1 (\tau_{jk} + \Delta \tau_{jk}) \frac{\partial A_{ijk}}{\partial x_1}] dS \\ & - \int_{V-V_\delta} \frac{\partial \tau_{jk}}{\partial x_1} \Delta \epsilon_{jk} dV \end{aligned} \quad (10)$$

ここで、 $V_\delta$ は特異クラック先端要素の領域を示す。この $(\dot{T}_1)_C^\delta$ は積分経路独立で、 $(\dot{T}_1)_C$ の値として用いることができ、クラック先端パラメータとして扱える。リガメント寸法の30%の半円領域( $\delta=0.03$ )を $V_\delta$ として除いて比較した例を紹介している。

## 7. 細長い板のクリープクラック成長

半無限クラックの存在する無限幅で厚さ2hの板を考える。モードIの結果がでるように、 $y = \pm h$ での上辺下辺で変形速度 $\dot{\delta}$ が均一になるような荷重条件を考える。これは、クラック先端と共に移動する座標系に時間不変になっているし、 $C^*$ が定常クリープ状態(停留クラック)の特別な場合として解析的に評価できることをねらいとして設定した。このモデルの $x = \pm \infty$ での四角

$$\text{な周回路で, } C^* = 2 h W_\infty^* \quad (11)$$

また、上限クラック速度<sup>(1)</sup>がこれより求まる。

$$\frac{da}{dt} = \alpha [C^*]^{1.175} \quad (12)$$

ここで、 $\alpha = 1.68 \times 10^2$  (上限)、 $\alpha = 3.36 \times 10^{-3}$  (平均)。

これらの速度でクラックは伝播する。クラックの成長シミュレーションはメッシュのシフトとリメッシュ(再定義)によりクラック先端の移動を考える。メッシュのシフトに当っては、ガラス点の応力や接点変位は補間される。 $C^* = 50 \text{ N/mm} \cdot \text{hr}$ の高速成長の場合では、クラック成長が約5ステップ毎にシフト、リメッシュをやらねばならない。

## 8. 平面歪, 平面応力板の結果

$C^* = 50 \text{ N/mm} \cdot \text{hr}$ ,  $\frac{da}{dt} = 1.65 \text{ mm/hr}$ での平面歪板の結果では、 $(\dot{T}_1)_C^\delta$ と $C^*$ はともに定常で $50 \text{ N/mm}$ に収束する。クラック伝播中は $(\dot{T}_1)_C^\delta$ つまり $(\dot{T}_1)_C$ と $C^*$ がともに定常値からあまりずれていなくて、クラック先端場のパラメータとなりうることを表わしている。

平面応力板<sup>(2)</sup>では、 $C^*$ と $(\dot{T}_1)_C$ の間により良い一致はみられない。 $(\dot{T}_1)_C^\delta$ は定常状態での $C^*$ よりも4%程高い値、 $52 \text{ N/mm}$ に収束する。しかし、定常に関する結果は平面歪板と同じ様になる。

## 9. 結論

SUS304のクリープクラック成長シミュレーションは実荷重レベルとクラック速度に関して、クラック先端場が基本的に定常クリープにあるということを示している。つまり、伝播するクラック先端場はクラック成長履歴あるいは荷重履歴によって大きくは乱されない。

クラック伝播速度は<sup>(1)</sup>,

$$\frac{da}{dt} = \alpha [(\dot{T}_1)_{CSS}]^\beta \quad (13)$$

で提案されている。定常クリープにおいて、 $(\dot{T}_1)_{CSS}$ を離散的クラック長で表現できるとして、(13)式を積分すると、

$$t = \int_{a_0}^a (t) \frac{[(\dot{T}_1)_{CSS}]^{-\beta}}{\alpha} da + t_1 \quad (14)$$

ここで、 $a_0$  は初期クラック長、 $t_1$  はクラック成長が始まる時間である。これにて、初期のひびわれ状況と限界COD値の過渡有限要素解析により、 $t_1$  を予測することができる。

[ REFERENCES ]

- (1) J. Ohji, K. Ogura and S. Kubo, The application of modified J. Integral to creep in austenitic stainless steel an Co-Mo-V steel. Engng Aspects of Creep, Proc. Conf. at Univ. Sheffield, I. Mech. E. pp. 9-16 (1980).
- (2) R. B. Stonesifer and S. N. Atluri, On a stu-

dy of the  $(\Delta T)_c$  and  $C^*$  integrals for fracture analysis under non-steady creep. Rep GIT-CACM-SNA-81-21, Georgia Institute of Teahnology July 1981. also Engng Fracture Mech. (in press)

- (3) R. Ehlers and H. Riedel, A finite element analysis of creep deformation in a specimen containing a macroscopic crack. Advance in Fracture Research, Vol 2 (Edited by D. Francois) Fifth Int. Conf. on Fracture. Cannes. pp. 671-678 (1981)

(笠井 学)

## 25. 593°Cまでの温度におけるType316ステンレス鋼の長寿命疲労

C. E. Jaske, N. D. Frey

### 1. はじめに

原子力、火力、太陽熱エネルギーシステムを構成する構造部材は、内部流体の動揺、温度変化、外部機械による振動などが原因となって、 $10^7$  回以上の小振幅負荷の繰り返しを受ける可能性がある。このような使用条件に対して、構部材として一般的に使用されているオーステナイト鋼の高温、長寿命疲労設計曲線が必要である。原子力発電プラント用機器に対する疲労設計曲線としてはASMEコードがあるが、それらは $10 \sim 10^8$ の繰り返し範囲しか規定していない。そこで本研究では、Type 316 オーステナイト鋼のひずみ制御下における長寿命 ( $10^5 \sim 10^8$  回寿命) 疲労強度の実験データをまとめることを目的とした。

### 2. 材料の履歴および試験片

試験片は2種のType 316 ステンレス鋼から採取した。A材は1066°Cで固溶化焼鈍した2.54mm厚の鋼板、B材は1066°Cで1時間固溶化焼鈍した直径6.25mm、ゲージ長が12.7mmの丸棒試験片とした。A材については、時効の影響を見るために一部の試験片をそれぞれ538°Cで1000時間、593°Cで1000時間の時間の時効処理をした。試験前につかみ部で硬度計測を行った結果、A材ではロックウェルBスケール( $R_B$ )で71~77、B材では $R_B$ が約87であり、B材の方が硬化していた。

### 3. 疲労試験方法

試験はクローズドループのひずみ又は荷重制御の電気油圧試験で行った。荷重はひずみゲージロードセルで、軸方向ひずみは特別な伸び計を用い、ゲージ長12.7mmの伸びを直接計測することによって測定した。この方法によりひずみを計測した場合は、砂時計型の試験片で計測するよりもひずみの感度、精度が数倍高く、この差が低ひずみレベルで実施する長寿命疲労試験においては非常に重要となってくる。試験片の加熱は誘導加熱によって行った。

### 4. 制御モードの考察

実際の構造物で起る疲労では、単純な熱負荷のような変位制御型の負荷、圧力変動のような荷重制御型の負荷が同時に起るが、ここでは煩雑さを避けて単一モードで実験を行った。ひずみ制御と荷重制御とでは初期の繰り返し変形履歴が異なり、安定した後の繰り返し応力-ひずみ関係が同一であっても疲労寿命には大きな差が出るので、焼鈍したオーステナイト鋼のように繰り返し硬化を起す材料の長寿命疲労試験を行う場合には、微小な非弾性ひずみ範囲(0.01%程度)の影響を考慮して実験を行わねばならない。

### 5. 疲労強度試験結果

合計246点の疲労寿命データを得たが、このうち $10^5$ 回以上で破断した長寿命、疲労強度データはひずみ制御型24点、荷重制御型19点の合計43点であった。特に、ひずみ制御型寿命疲労データは、これまでに数が少ないので、これらのデータが将来他のオーステナイト鋼の長寿命疲労試験を実施する時に有益な指針を与えるであろう。

ひずみ制御試験結果は表1に示す6区分の温度範囲のそれぞれにおいて、次式でよく近似できる。

$$\Delta \epsilon = A \cdot N_f^a + \Delta \epsilon_L \quad (1)$$

表1. 疲労強度試験結果

Temperature (°C)	Number of Data Points	A	a	$\Delta \epsilon_L$	Range of Application (Number of Cycles to Failure)
20 to 25	25	3.445	0.687	0.00277	600 to $10^8$
427	18	1.505	0.615	0.00351	300 to $2 \times 10^6$
456 to 482	14	1.104	0.614	0.00344	200 to $3 \times 10^6$
538 to 566	35	1.521	0.691	0.00318	200 to $2 \times 10^6$
593 to 600	49	0.665	0.582	0.00290	200 to $3 \times 10^7$
625 to 650	82	0.278	0.502	0.00250	200 to $10^5$

ここで、A、a、 $\Delta \epsilon_L$  は温度に依存する定数である。各温度範囲毎のデータを最小自乗法によって上式に回帰した時の各定数の値を表1中に示してある。(1)式は、指数aが一定値1/2をとる代りに変数とした点を除いて



は、Langer の式<sup>(1)</sup>と同じである。 $\Delta \epsilon_L$  は $N_f$ が無限大となる時の漸近値であり、疲労限を表わす。この結果によれば、Type 316 ステンレス鋼では短寿命域では温度が上昇するにつれて疲労強度が低下し、長寿命域ではその逆の傾向となる。予時効した試験片、焼鈍熱処理条件を変えた試験片を用いてそれらの疲労強度に及ぼす影響を調査したが、影響はほとんど認められなかった。

次にひずみ制御試験結果と荷重制御試験結果を比較した。この場合、荷重制御試験における荷重範囲を弾性応力-ひずみ関係を用いてひずみ範囲に換算してはならない。というのは、21℃および427℃のデータに見られるように、繰返し数が $10^5$ を越えた後でも全ひずみ範囲の10～15%は非弾性であるからである。しかし、この要因を考慮しても400～427℃の温度では、ひずみ制御による疲労強度は荷重制御によるそれよりも約25%高い。また、427℃以上の温度でも15～20%高い。これらの相違は以下に述べる両試験の繰返し応力-ひずみ応答の差に起因していると考えられる。

## 6. 繰返し応力-ひずみ挙動

試験片の大多数は、初期段階で繰返し硬化を示した。長寿命疲労試験では、室温の場合比較的少数の繰返し応答が安定したが、高温試験では $10^5$ 回を越えるまで硬化が続き、427℃では破断まで安定した繰返し応答が得られないものがあった。したがって、実験においては繰返し応答が安定した後にひずみ制御から荷重制御に切り換えを行わないと結果に影響を受ける。

荷重制御試験の繰返し応答を見ると、初期のひずみが非常に高く、以降徐々に繰返し硬化して最小ひずみ

範囲に達した後、繰返し軟化しながら破断に至っている。 $N_f/2$  ( $N_f$ は破断寿命)における $\Delta \epsilon$ を用いて $\Delta \epsilon$ と $N_f$ の関係を求めると、荷重制御とひずみ制御試験結果はよい相関を示した。しかし、この相関は偶然に過ぎず、荷重制御試験で安定した後の繰返し応答における $\Delta \epsilon$ を用いて結果を比較すると、荷重制御試験結果の方が短寿命となる。このことは、初期段階で高ひずみ範囲の負荷を受けることは、それ以降の低ひずみ範囲の負荷を受けるよりはるかに有害であることを示している。以上のように、実験に際しては繰返し応答が安定したことを確かめて制御モードの変換を行う必要がある。

繰返し速度、すなわちひずみ速度については、実働負荷速度を考慮し、その速度と同程度のひずみ速度で実験を行うべきである。

## 7. 結 論

本研究の結果、高温におけるひずみ制御下でのType 316 ステンレス鋼の長寿命疲労強度およびそれに関連した繰返し硬化について重要かつ新しい知見を得た。本研究以前においては $10^5$ 回を越える破断寿命のひずみ制御試験結果は皆無であったが、本研究により相当な量の長寿命疲労データが得られた。その結果、長寿命域までカバーする疲労設計曲線が得られた。

## 〔REFERENCES〕

- (1) Jaske, C. E. and O'Donnell, W. J., Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 99, 1, 1977, PP. 584-592.

(糸賀 興右)

## 26. エルボの表面欠陥からの疲労き裂進展挙動

Y. Sakakibara, A. Imazu, K. Okabayashi, T. Nagata

### 1. 諸言

動燃事業団が開発を進めている高速原型炉「もんじゅ」の一次主冷却系配管の中で、特にコールドレグ配管の原子炉容器入口下降管部分の構造健全性を確保することが重要である。

そこで、本試験は高速原型炉の原子炉容器入口下降管エルボの実寸大供試体に、応力状態においても材料特性においても最も不都合な場所に初期欠陥を設定し、設計上考慮すべき荷重条件の上限に相当するくり返し荷重条件で疲労試験を行いこの部分が疲労き裂の成長による破損に対して秀れた抵抗力を有することを実証するものである。さらに、この様な構造物における疲労き裂の進展挙動を線形破壊力学を用いて妥当に評価しうることを示す。

### 2. 試験方法

図1に本試験に用いた試験・計測装置の概略図を示す。供試体は、SUS304製2.4インチロングエルボ(直径-609.6mm, 曲率半径-914.4mm, 板厚-9.5mm)であり2体準備した。配管の構造健全性においては初期欠陥を想定しているため、その欠陥を供試体に導入するために5個の人工切欠を加工した。切欠の位置は、最大応力の発生する箇所(エルボ横腹部内・外面2箇所)と溶接線上における軸方向最大応力発生箇所(エルボ直管溶接部)および軸方向と周方向溶接線の交叉する箇所の合計5箇所である。疲労試験は、応力分布を得るための静的荷重試験、疲労予き裂導入試験の後に実施された。疲労試験は、室温(BE-501)および400℃(BE-502)において変位制御片振で行われ、最大応力範囲は3Sm相当である。ただしSmはASME Sec III, App. Iに記載されている値である。

### 3. 実験結果

#### 3.1 エルボの応力分布

図2と3は、エルボ先端を面内負荷により10mm程エルボを閉じる側に変位させた時生ずるエルボ中央断面の応力分布を示す。図より、この様な負荷では、軸方向

よりも周方向の応力の方が絶対値が大きく、外表面では引張り、内表面では圧縮の応力が発生する。その最大応力発生箇所はエルボ横腹部であった。

#### 3.2 疲労予き裂導入試験

BE-501およびBE-502供試体ともに室温にて面内くり返し負荷を加えて予き裂を導入した。その結果、エルボ横腹部に加入した人工切欠2箇所のみから疲労き裂が発生・進展した。

#### 3.3 疲労き裂進展挙動

BE-501試験は、55776サイクルでエルボ部内表面欠陥より発生した疲労き裂が板厚を貫通し、その間のピーチマークが30500, 51000, 55000サイクルの時点でピーチマークが導入された。また、BE-502は49091サイクルにて終了し、その間10000, 20000, 30000, 40000, 42026サイクルの時点でピーチマークが導入された。図4と図5にBE-502の疲労き裂進展挙動が示され、図6にはアスペクト比(き裂深さ/き裂半長)により疲労き裂形状変化が示されている。後述べる破壊力学にもとづく解析手法と実験結果とを比較すると、解析手法による方が実験結果よりも常に大きく目であり安全側の結果を与えることが理解できる。

#### 4. 線形破壊力学による疲労き裂進展挙動評価

本評価法は、疲労き裂が2次的に成長してゆく過程を破壊力学の手法を用いて評価するものであり4段階の過程を経る。

##### 4.1 過程I ( $0 < a/t < 0.6$ )

き裂成長則はJamesらの結果より

$$da/dN = C [K_{a_{max}} (1-R_a)^m]^n \quad (1)$$

$$db/dN = C [K_{b_{max}} (1-R_b)^m]^n \quad (2)$$

を用いた。ただし $R_a, R_b$ は応力比である。この時応力拡大係数は次式より算定

$$K_a = f(\lambda) (M_{ma} \sigma_m + M_{ba} \sigma_b) \sqrt{\pi a / Q} \quad (3)$$

$$K_b = f(\lambda) (M_{mb} \sigma_m + M_{bb} \sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} \quad (4)$$

ただし、 $\sigma_m$ 、 $\sigma_b$  は膜応力、曲げ応力であり、 $Q$  は形状補正係数、 $f(\lambda)$  は曲率補正係数である。また、 $M_{xy}$  は Magnification Factor であり、主として ASME Sec. XI などに記載された値を参考として安全側に考慮して次のように関数表示した。

$$M_{ma} = 1/\sqrt{\pi} \{ 1.95 + (1-y)^{0.5} (0.04 - 0.41X + 18.70X^2 - 38.48X^3 + 53.85X^4) \} \quad (5)$$

$$M_{ba} = 1/\sqrt{\pi} \{ 1.79 + 0.2(1-y) - 2.47X + (1-y)^{3.5} (12.97X^2 - 23.17X^3 + 24.80X^4) \} \quad (6)$$

$$M_{mb} = 1.32\sqrt{y} \quad (7)$$

$$M_{bb} = 0.8 \quad (8)$$

ただし、 $y = a/b$ 、 $a$  はき裂深さ、 $b$  はき裂半長である。

#### 4.2 過程II (0.6 < a/t < 0.9)

き裂深さが板厚の6割を越えると、き裂先端まわりの弾性領域による拘束が弱まるためき裂先端まわりの弾性体の挙動に支配されなくなる。それ故、この過程では川原らの実験式を若干修正して用いる。

$$db/dN = C [K_{bmax} (1-R_b)^m]^n \quad (9)$$

$$da/dN = (b/a) (A - B \cdot a/t)^3 / A \cdot db/dN \quad (10)$$

ただし、 $K_b = f(\lambda) (\sigma_m + \sigma_b/2) \sqrt{\pi b}$

$$A = 0.98 + 0.07 R_{mb}$$

$$B = 0.06 + 0.94 R_{mb}$$

$$R_{mb} = \Delta\sigma_b / (\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b) \cdots \Delta\sigma_m \geq 0 \text{ の場合}$$

$$R_{mb} = 1 \quad \cdots \cdots \Delta\sigma_m < 0 \text{ の場合}$$

#### 4.3 過程III (0.9 < a/t < 1.0)

この段階では反対側から発生したき裂と合体し貫通が生じた後の状況であり、疲労き裂は幾何学的形状を相似的に保ちながら進展してゆくとすると、

$$da/dN = a/b \cdot db/dN \quad (11)$$

$$db/dN = C [K_{bmax} (1-R_b)^m]^n \quad (12)$$

ただし、 $K_b = f(\lambda) (\sigma_m + \sigma_b/2) \sqrt{\pi b}$

過程IIIの(12)式より、き裂進展速度を求めて貫通き裂の進展挙動を求める。

以上の評価過程より、き裂進展速度と初期き裂形状と応力分布を代入することにより疲労き裂進展挙動を解析することができる。この解析結果と実験結果を比較すると、解析の各過程において安全側評価となる様に考慮された種々パラメータが選択されているため若干の安全側評価となった。しかし全体的には、き裂の進展挙動・形状変化を破壊力学を用いた手法により妥当に評価できた。

### 5. 結 言

原型炉コールドレグ実寸大エルボの疲労試験および線型破壊力学を用いた手法により解析を行い、以下の結論を得た。

- (1) 原型炉の設計条件(約1000サイクル)下では想定した初期欠陥に対して疲労き裂はほとんど進展しない。
- (2) 線型破壊力学的手法による解析は、本試験結果より若干安全側に評価した。それ故、この手法を配管健全性評価に適用することは妥当である。

(榊原 安英)

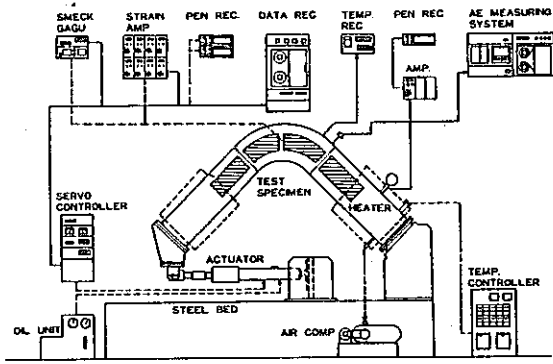


図1. 試験装置概略図

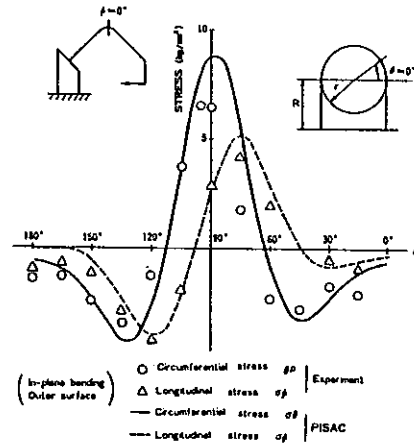


図2. 面内曲げ荷重によるエルボ中央外面の応力分布

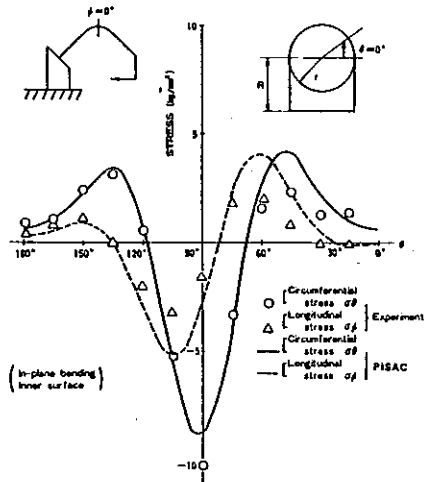


図3. 面内曲げ荷重によるエルボ中央内面の応力分布

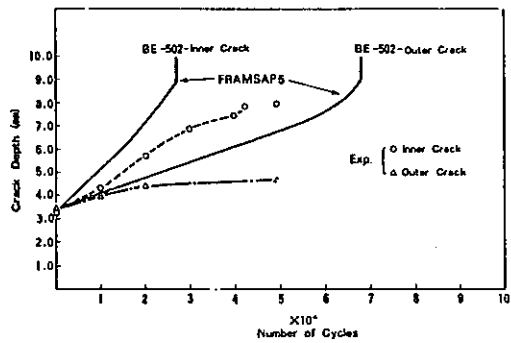


図4. BE-502き裂進展挙動評価(き裂深さ)

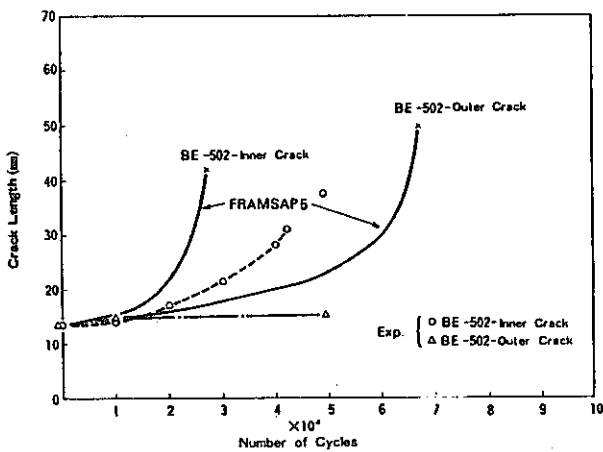


図5. BE-502き裂進展挙動評価(き裂半長)

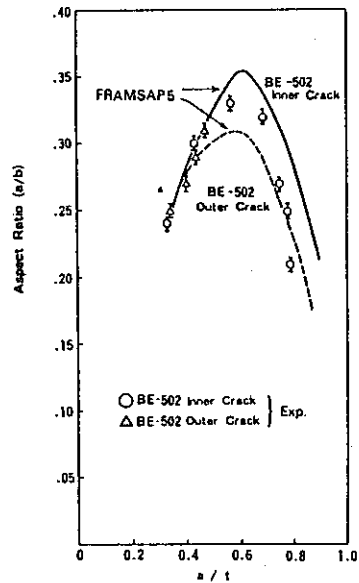


図6. BE-502き裂進展形状評価

## 27. 高速増殖炉用材料の破壊力学的評価

H. Zeibig, L. Grueter, M. Fortmann

### 1. 緒言

ナトリウム冷却高速増殖炉の開発には冷却材境界の構造材料の選択及び試験に関する広範な国際的努力を要する。運転及び仮想事故条件から生ずる要求は他の型の炉とはかなり異なる。それらの条件は次のようである。

- (1) 冷却材のナトリウムはループ内の圧力損失に相当する加圧のみで低圧力状態にある。
- (2) ナトリウム漏洩の場合、一次系は炉容器の最低の安全レベルを保証するように設計するようにしている。漏洩がおきた場合に冷却材の喪失は起きない。炉停止後の熱は主ループにより除去する。
- (3) 炉容器及び配管は薄肉である。
- (4) 典型的な負荷は熱過渡及び熱膨張により生ずる。

本論文の破壊力学的調査の目的はLMFBR冷却境界の急速破壊は発生し得ないことの証明、及び初期欠陥が存在する場合の冷却材境界の健全性を証明するため、LMFBR荷重下のき裂成長挙動の調査である。評価はオーステナイトステンレス鋼X6CrNi1811及びそれと同等のAISI304SSの試験に基づいている。

### 2. 急速破壊の除外のためのクライテリア

#### 2.1 破壊力学的関係

線型弾性の場合、材料の靱性は限界応力拡大係数 $Kc$ で表わせる。円筒の軸方向貫通欠陥についてはErdoganら及びHahnらにより以下に示す $K$ の表示式が与えられている。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} Y(\bar{\lambda}) \quad (1)$$

$$\bar{\lambda} = [12(1-\nu^2)]^{1/4} \cdot a / \sqrt{Rt} \quad (2)$$

ここに $R$ は配管半径、 $t$ は管肉厚、 $\nu$ はポアソン比、及び $a$ はき裂半長である。

対象となるステンレス鋼は延性挙動を示すため、き裂先端前方に高塑性変形域ができ、その破壊モードは塑性不安定である。塑性変形による散逸エネルギーを含むエネルギー解放率(energy ratio) $G_{eff}$ は次式で表わせる。

$$G_{eff} \sim \pi \sigma^2 / E \cdot a_{eff} Y^2(\bar{\lambda}) \quad (3)$$

ここに $a_{eff}$ は有効き裂半長である。限界条件はParisの不安定modeを適用することにより記述できる。以上の関係より(1)配管半径が大きくなるに従い、平板の解に近づく、(2)円周方向欠陥の限界応力は軸方向欠陥よりも高い、及び(3)表面欠陥の不安定点(限界応力)は貫通欠陥のそれより高いことが示された。

#### 2.2 実験結果

直管及びエルボの一連の破壊力学的試験研究の調査結果を以下に示す。直管についてはSNR-300の<sup>\*</sup>主配管のほぼ半分の直径(340mm)、同等の肉厚及び貫通欠陥(疲労き裂)付きの検討が行なわれた。試験温度は室温である。限界応力はき裂の安定成長開始点としている。結果として、軸方向き裂は理論とよく一致しており、また円周欠陥の限界応力は予想されたように軸方向欠陥のそれに比べ高いことが示された。エルボについては、米国で実施された理論及び実験プログラムの結果はParisの破損曲線と一致することが示された。FFTF(Fast Flux Test Facility)<sup>\*\*</sup>のコールドレグと同一の寸法のエルボの試験結果も理論式とよい一致がみられた。

\* 訳注 西独の原型炉(ループ型)で電気出力300MW、1972年認可され、1979年臨界、建設中。

\*\*訳注 米国の高速中性子照射炉(ループ型)で熱出力400MW、1980年臨界、建設中。

#### 2.3 討論

SNR-300の主配管寸法を考慮に入れ、それに降伏応力が負荷されたと仮定した場合、軸方向限界欠陥長さは肉厚の10倍以上となり、円周方向欠陥の限界長さは肉厚の30倍以上となる。高速増殖炉の設計要求及び運転条件に関しては配管の急速破壊は起り得ない。すべての事象に対して漏洩が予想される。大量の漏洩につながる塑性不安定に対してはかなりの安全裕度がある。

### 3. き裂成長挙動

認可を受けるためには初期欠陥を想定した一次冷却材境界の健全性が保証されることが必要であり、このためには次の2つのクライテリアを満足しなければならない。

- (1) プラントの寿命内に初期欠陥はそれほど進展しない。
- (2) 未貫通欠陥からの進展は小漏洩をひきおこす肉厚貫通に到るだけで、不安定なき裂形状及びそれに対応する大漏洩に対してはかなりの安全裕度がある。

### 3.1 実験結果

小型試験片によるX6CrNi1811鋼及びAISI304鋼の試験結果から、き裂進展挙動に及ぼす効果としては以下に示すものがあげられる。き裂進展の加速効果としては、温度上昇、周波数の低下、及び引張応力下での保持時間がある。実験結果によればデータのばらつきには溶接部、熱影響部、照射、き裂の方向、及び冷間加工の影響はほとんどない。き裂進展の減速効果としては時効、空気雰囲気から窒素雰囲気に変えた場合、及び空気雰囲気からナトリウム雰囲気に変えた場合があげられる。これらのパラメータのほとんどは疲労き裂伝播速度にそれほど影響しない。

X6CrNi1811鋼及びAISI304鋼のデータの比較から疲労き裂伝播挙動は互いによく似ているが、クリープき裂伝播速度はX6CrNi1811鋼がAISI304鋼に比べかなり小さい結果となっている。

コンポーネントのき裂成長挙動の情報エルボの試験から得ることができる。エルボの繰返し曲げ試験から、肉厚方向のき裂進展が顕著で、肉厚貫通時点ではき裂長さは少しだけしか増加しない結果が得られている。予き裂付のFFTFのエルボの試験でも同様の結果である。観察結果から、ほとんどの場合、表面に沿うき裂長さが初期の3倍になった時点でき裂は肉厚貫通することが示された。また、き裂の肉厚貫通時の表面に沿うき裂長さは負荷荷重を小さくすれば大きくなる結果も得られた。理論的にも貫通時点のき裂長さと肉厚の比は限定された値となることが導かれている。き裂の肉厚貫通時点の表面に沿うき裂進展量は実験値が理論値よりも大きい、これは応力の再配分の効果により説明できる。

### 3.2 き裂成長の記述

弾性領域においては、疲労き裂成長及びクリープき裂成長を小型試験片のデータからコンポーネントの挙動に適用する方法はよく知られている。疲労き裂成長はParis則により記述でき、またクリープき裂成長も疲労き裂成長の類推により記述できる。高温においては熱活性化過程が材料特性及びき裂の安定成長に大きく影響する。時間非依存の破壊力学的概念の適用はクリープの寄

与が無視できるか、またはき裂先端領域に限定できる場合に限られる。塑性変形を伴う場合、特にクリープ疲労相互作用については時間依存性を考慮した破壊力学の概念が必要である。現在そのような推定式はないが保守的な推定は可能である。

### 3.3 討 論

き裂成長の計算によれば初期欠陥は運転中にそれほど進展しない。肉厚の10%深さ及び1.5倍長さの初期欠陥はき裂の方向に依存せず初期の寸法より10%以上大きくはならない。

## 4. 高歪における構造材料の挙動

コンポーネントの不安定破壊は、欠陥寸法及び位置に依存するが、かなり大きい変形を要する。これは多くの表面欠陥付きチューブのバースト試験により明らかにされている。

SNR-300に関してき裂を含む構造物の限界歪挙動が調べられた。試験は肉厚の10%深さ及び肉厚の1.5倍長さの欠陥寸法付きの広幅試験片及び円筒状試験片について行なわれている。有限要素法計算も行なわれたが、その材料特性としてX6CrNi1811の溶接部の450℃の応力歪曲線を使用している。以上から次に示す結果が得られている。

- (1) 同一の積分歪に対して、き裂先端領域の局所歪はき裂寸法及びその位置で異なる。
- (2) き裂位置の影響は積分歪の増加とともに減少する。
- (3) き裂寸法の影響は高積分歪下においてもほぼ完全に保持される。

弾性領域においては $2a = 0.1t$  ( $a$ :き裂半長,  $t$ :板厚)の埋没き裂は、その半分のき裂深さ $a = 0.05t$ の表面き裂に相当するが、この関係が高塑性歪下においてもvalidであることが示された。

## 5. ま と め

高速増殖炉の運転条件下の構造材料の急速破壊は除外できることが示された。き裂成長の試験及び計算から初期欠陥は稼動中にそれほど成長しないことが示された。もし、予想を越えるき裂成長があったとしても漏洩を伴うき裂の肉厚貫通に到るが、不安定破壊に対しては大きな裕度を保てる。これはフィールドの経験ともよく一致する。高歪における欠陥を含む構造物の検討から、き裂寸法の効果は弾性領域におけると同様に議論できることが示された。

( 菊池 正明 )

## 28. 確率的破壊力学の最近の動向

S. B. Batdorf

### 1. 緒言

確率的破壊力学は、脆性材料の強度が大きくばらつくという現象を契機にして登場してきたが、電磁場内で使用される半導体・絶縁体等が脆性材であり、またたとえ延性材料でも照射により脆化し照射量による強度の変化も問題になるなど、放射線環境下での強度評価には確率的破壊力学が必要となってきた。この分野での最初の研究は、最も弱い欠陥材が破壊するとしてWeibullの最弱リンク理論である。その後研究の対象は、小規模試験片による実験データから実際の構造物が種々の形状のクラックを有し様々の応力状態における破壊確率を求めることになった。その間、破壊力学と確率的評価法との連絡は必ずしもよくなく、破壊確率の算出に破壊力学をふりかえることをしなかった。本論では、種々の応力状態におけるクラック挙動を念頭においた確率的破壊力学の進展を概観する。

### 2. 単軸応力状態における理論

Weibullの理論では、欠陥は均一であり単位体積当り $\sigma$ 未満の強度の欠陥数を $n(\sigma)$ とすれば、体積が $\Delta V_i$ である要素の非破壊確率 $(P_s)_i$ は $(P_s)_i = 1 - n(\sigma) \Delta V_i$ で与えられる。したがって、全体の非破壊確率 $P_s$ は次式で与えられる。

$$P_s = \prod_i (P_s)_i = \prod_i [1 - (n(\sigma) \Delta V_i)] \approx \exp[-\sum_i n(\sigma) \Delta V_i] = \exp[-\int n(\sigma) dv] \quad (1)$$

特に $\sigma$ が一定であれば $P_s(\sigma) = 1 - P_f(\sigma) = \exp[-Vn(\sigma)]$ となり、これより実験的に $P_s(\sigma)$ を求めれば $n(\sigma)$ を $n(\sigma) = (1/V) \ln P_s^{-1}(\sigma)$ により計算できる。Weibullは、これに対し $n(\sigma)$ の解析式として3つのパラメータ $m, k, \sigma_U$ を利用した表示式 $n(\sigma) = k(\sigma - \sigma_U)^m$  ( $\sigma_U \geq 0$ )を提案した。これを用いれば、一様引張り条件、一様曲げ条件、3点曲げ条件下での破壊確率 $P_f$ を次のように計算できる。

$$P_f = 1 - \exp[-Vk(\sigma - \sigma_U)^m] \text{ (引張り);}$$

$$P_f = 1 - \exp\left[-\frac{V}{2(m+1)} k(\sigma - \sigma_U)^m\right] \text{ (曲げ),} \quad (2)$$

$$P_f = 1 - \exp\left[-\frac{V}{2(m+1)^2} k(\sigma - \sigma_U)^m\right] \text{ (3点曲げ)}$$

この他にも、このWeibullの表示式は種々の性質を有している。

一方、設計で知りたいのは $P_f$ がある限度以下になるような応力の上限值であり、通常 $P_f$ を実験的に確認することができないため、Weibull分布が使用されるが、それが妥当であるかは疑わしい。この場合、欠陥の強度分布とマイクロ組織との関連がわかっているならば、 $P_f$ が小さい場合への外挿が一応保証される。FisherとHolloman, Mc Clintockは同様のクラック・サイズ分布から破壊力学を使用して $n(\sigma)$ を求め、これより次式に示す $P_f$ の表示式を求めた。

$$P_f(S) = 1 - \exp\left[-\frac{N_0 V}{2} S^2 \exp(-1/S^2)\right] \quad (3)$$

(  $N_0$ : 単位体積当りの全クラック数 )  
(  $S$ : 無次元化応力 )

またBatdorfも同様のアプローチで、 $S^4$ に依存する関係式を導びている。

Weibullの方法とこれらの方法とによる差異は、

- (1) Weibullの2パラメータ表示( $\sigma_U = 0$ )よりも、 $S \rightarrow 0$ に伴い速く $P_f \rightarrow 0$ となる。
- (2) 式(3)は3パラメータ表示と良好に一致するが、その際パラメータは体積に若干依存する。
- (3)  $S(\sigma) \rightarrow \infty$ に伴い式(3)は有界であるが、Weibull分布では発散する。

という点に見られる。

実験者からは、実験データは正規分布でもWeibull分布と同様に良好に整理できるという報告もあるが、正規分布によるモデルは最弱リンク理論と矛盾する。またWhitneyはWeibull分布の不適性を論じている。

### 3. 多軸応力状態における理論

多軸応力状態では破壊クライテリオンが問題となる。そこで、クラックがランダムに配向している場合に対する最弱リンク理論を展開する中で、破壊確率への破壊クライテリオンの影響を示しておこう。仮定として次のことを考える。

- (1) 破壊は確率 $(P_f)_i$ を有する互いに独立な事象に

より生じ、したがって全体系での  $P_s = \prod_i [1 - (\Delta P_i)_i]$   
 $\cong \exp[-\sum_i (\Delta P_i)_i]$  で与えられる。

(2) 単位体積当りで  $\sigma_c < \sigma_c$  となるクラックの数を  $N(\sigma_c)$ 、応力に対して破壊が生じるようなクラックの配向の立体角  $\Omega$  とする。

仮定(2)より、単位体積  $\Delta V$  中に存在するクラックで  $d\sigma_c$  の応力区間にあるものが破壊する確率は次式で与えられる。

$$(\Delta P_i)_i = \Delta V \frac{dN(\sigma_c)}{d\sigma_c} d\sigma_c \cdot \frac{\Omega(\Sigma, \sigma_c)}{4\pi} \quad (4)$$

次に仮定(1)を考慮し、全体での  $P_s = 1 - P_f$  を計算すると、

$$P_s = \exp[-\int dV \int d\sigma_c (dN/d\sigma_c)(\Omega/4\pi)] \quad (5)$$

ここで、 $\Omega$  は用いる破壊クライテリオンに依存する。

破壊クライテリオンに関する最初の研究は Griffith による理論で、単一モード下でのエネルギー解放率理論 ( $G \geq G_c \leftrightarrow$  不安定破壊) と混合モード下での最大引張り応力説からなる。前者は 2 軸下におけるクライテリオンへも、 $G = [E/(1-\nu^2)] [K_I^2 + K_{II}^2]$  の形で応用でき、しかも面内き裂進展に関しては、平板状クラックと楕円空かとの解は一致する。一方、最大引張り応力説では、クラック形状により解は異なってしまう。

最大引張り応力説との類似で、クラック先端近傍での周方向応力  $\sigma_\theta$  が最大となる点で破壊が生ずるとした最大周応力説も提案されている。また混合荷重条件下では、き裂先端から半径  $r$  の円周上のエネルギー密度が最大となる点で破壊が生ずるという最大エネルギー密度説もある。

ここでは、混合モード下における破壊クライテリオンに関する諸説の比較は行わず、クライテリオンの選び方でどの程度破壊確率が変化するかを見ておこう。

Weibull 分布 (2 パラメータ) を利用して、単軸および等 2 軸下の  $P_s$  を求めると、

$$P_s(\sigma, 0) = \exp[-V k' \sigma^m] \quad (\text{単軸}); \quad (6)$$

$$P_s(\sigma, \sigma) = \exp[-V k \sigma^m] \quad (\text{等 2 軸})$$

となり、 $k'/k$  は  $m$  とクライテリオンの関数として定まる。図 1 に、Weibull 多軸理論 ( $F_1$ )、最大引張り応力説 ( $F_2, F_3$ )、エネルギー密度 ( $F_4, F_5$ ) の結果を示す。図中の  $\circ, \triangle, \square$  はそれぞれ材質、形状、荷重条件の異なる実験値である。理論値はすべて実験値より大きい、Weibull 理論による値は安全側すぎるのがわかる。

#### 4. その他の考慮すべき破壊因子

これまでは、最弱リンク理論を基調とし、クラックの強さは形状、配向、負荷応力のみ依存している仮定に立って議論をしてきたが、応力状態、材料等によっては、他の破壊因子を考える必要が生じる。具体的は次の 2 点が考えられる。

- (1) クラック成長に伴う材料劣化に致る損傷により材料が破壊する場合には、1 クラックで不安定になるのではなく一定の損傷の蓄積が必要となる (例としては 1 方向強化型 CRP の破壊評価が考えられる)。
- (2) クラックサイズがきわめて小さい場合や自由表面に近いクラックの強さの評価に対しては、クラックサイズや表面効果を考慮しなければならない。

#### 5. 結 論

確率的破壊力学は、破壊力学と構造設計との仲立ちをする重要な分野であるが、その多くが安全側になりすぎる Weibull 理論によっていたため、新しい破壊力学の知識を導入した評価法が開発されてきている。ただし破壊クライテリオンの選択は重要であり、現時点ではエネルギー解放率に関連したクライテリオンが良いようである。

(相澤 龍彦)

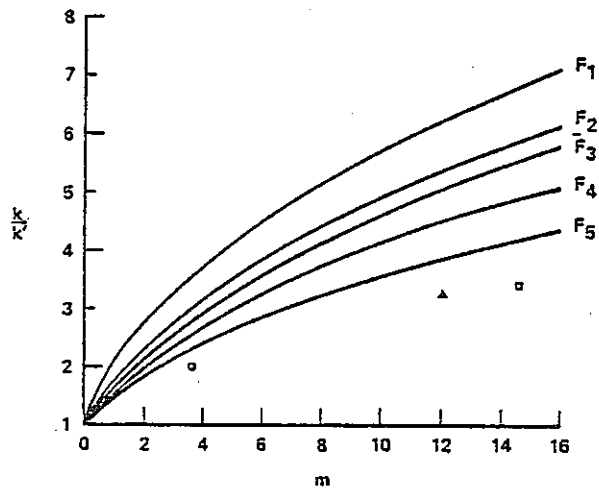


図 1  $k/k'$  と  $m$  との関係



## 29. 圧力容器とパイプの全貫通または部分貫通クラックの破壊問題

F. Erdogan

### 1. 概 要

本文献は、圧力容器とパイプの全貫通クラックと部分貫通クラックに関する最近の調査結果を取りまとめたものである。

部分貫通クラックは、解析的に取扱う事は、非常に困難である。ここでは、ライン・スプリングモデルを用いた応力拡大係数の評価方法について記載するとともに、弾性解や有限要素法による結果との比較も行なった。

### 2. シェルに関する数種の貫通クラック

対称膜応力又は、曲げ力のもとでの子午線クラックを持っている球殻や、軸方向および周方向クラックを持っている円筒に関する、応力拡大係数に関して文献調査を行なった。

即ち、均一膜応力下のシェルにおける3つのクラック形状に関する応力拡大係数のモードIの膜応力要素の比較、法線面内に存在するクラックにおけるトロイダルシェルに関する応力拡大係数、円筒シェルに関しての傾斜クラックに関する応力拡大係数について整理した。

### 3. 部分貫通クラックに関する上限

平面ひずみ問題の応力拡大係数は、有限な大きさの部分貫通クラックを持つ厚板シリンダーの応力拡大係数の上限を与える。各種文献に基づき、単一積分式をベースとした解、非軸対称問題に関しての応力拡大係数および一定温度の円筒が内面より急冷された時の熱過渡分布、熱応力分布による応力拡大係数について整理した。

### 4. 円筒シェルに関するライン・スプリング問題の一般式

円筒シェルに関する部分貫通クラック形状を図1に示す。基本的なライン・スプリングは次の考えによっている。

- (1) 正味のリガメント応力を、膜荷重 $N$ と曲げモーメント $M$ で代表させてクラック表面の変位をクラック開口変位 $\delta$ と相対回転角 $\theta$ で表わして、シェルの板厚中心部における問題に置きかえるとともにクラック

クの長手方向に連続な荷重分布を考える。

- (2) エッジ・クラックを有する板とかリングの解から得られる平面ひずみ問題の解と対応させて $(N, M)$ と $(S, \theta)$ の関係式を近似する。

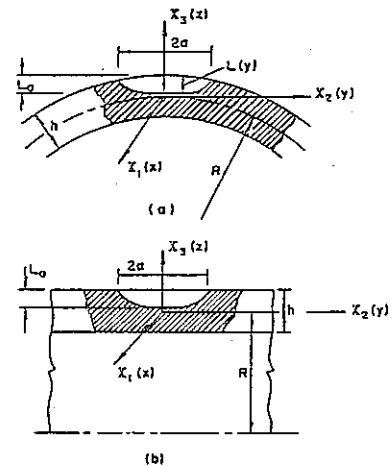


図1 クラック形状

- (3) クラック面でのシェルに関する境界条件および連続条件を用いて、未知の関数 $N$ や $M$ あるいは、 $\delta$ や $\theta$ を一对の積分方程式の問題に簡略化する。

最近の研究において、リング問題は、積分式の項として書かれている。

この結果は、薄肉シェルの $h/R$ 値の円筒について記したものである。

$h/R$ の小さい値の問題として、リング問題の数値解の収斂は、あまり良くない。

図2,3は、軸対称と平面ひずみ問題から得られた応力拡大係数のシェルの解析結果の比較である。

$R_i/R_o \rightarrow 1$ とした時、シェルの結果は、同一形状、同一次元の部分貫通半長楕円クラックを持った平板の解 $K_p$ に近づく、クラック先端部の前に沿った応力拡大係数の分布に関する二三の検討結果は、図4,5で与えられている。

図6は、ラインスプリングバネと有限要素法によって求められた結果をしめしている。

図6中の応力拡大係数は、次のように定義されている。

$$F = \frac{K}{\frac{P R_i}{h} \times \sqrt{\pi L_o} / Q}$$

ここで、Kの値は、クラック先端部の応力拡大係数である。

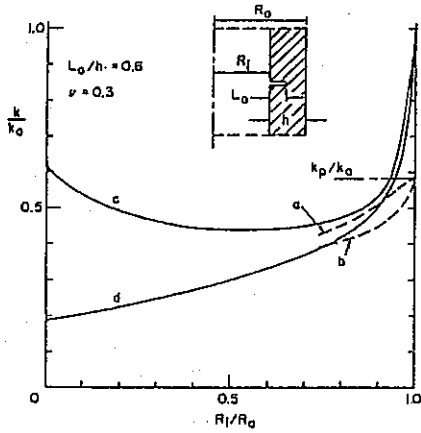


図2 円周方向クラックのK

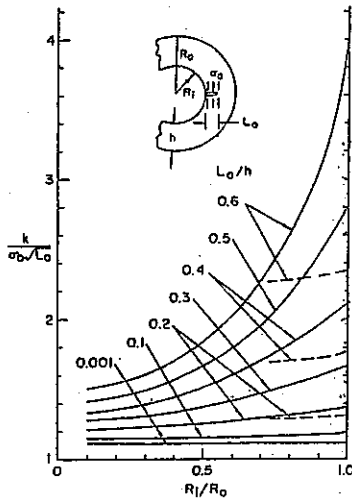


図3 軸方向クラックのK

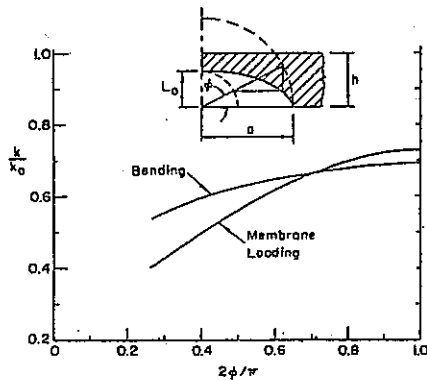


図4 K値の分布(シエル)

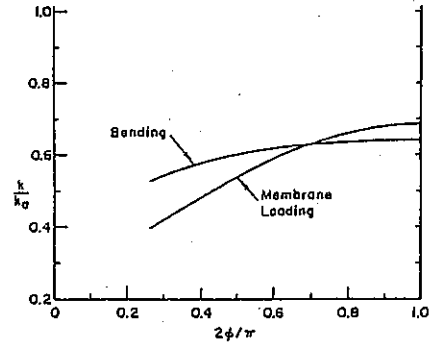


図5 K値の分布(シエル)

おおよそ、ラインスプリングのモデルを使用した場合と有限要素法による場合の結果では、数%の誤差と考えられる。また、図3によると、応力拡大係数の評価に当り、膜および曲げ成分別に関数  $g_t$  および  $g_b$  を導入するならば、平面プレートよりもむしろリングの解の方が、ラインスプリングモデルによる解の精度が向上させられる。

### 5. 平面プレートの結果

部分貫通クラックを伴った、平面プレートに関する公式化は、シエルと曲率半径を無限と取り扱う以外は、ほぼ同様の取り扱いを行なう。

平板において、数値解の結果は、2つの違ったクラック形状に関して得られている。この2つのケースの一つは、半楕円クラックに関するものであり、それを次に示す。図1参照。

$$L(X_2) = L_o \sqrt{1 - (X_2/a)^2} = L_o \sqrt{1 - y^2}$$

四角クラックに関して次に示す。図1参照。

$$L(X_2) = L_o (-1 < y < 1), L(X_2) =$$

$$0 (y < -1, y > 1)$$

半楕円のクラックについての比較例を図8, 図9に示す。ハーフ・クラック長  $a$  に対するクラック深さ  $L_o$  の比、0.2と0.6に関して、クラックの最も深い貫通点 ( $X_2 = 0 = y$ ) での応力拡大係数の比較を、図8に示す。規格化された応力拡大係数は次によって定義される。

$$F = \frac{K}{S \sqrt{\pi L_o} / Q}$$

ここで  $S$  は、引張りに対しては、断面に関する公称引張応力、また曲げに対しては断面に関する公称曲げ応力を示す。

さらに、特定の仮定を設ける事によって、ラインスプ

リングモデルは、シエルの場合の全貫通あるいは部分貫通クラックの塑性問題を取扱いうるよう拡大できる。  
 (新原 俊明)

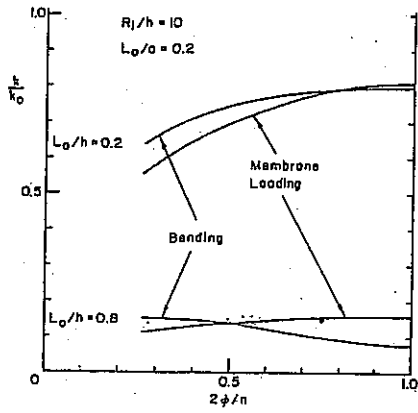


図6 K値の分布(シエル)

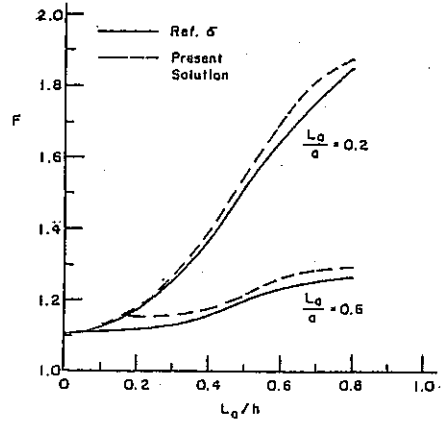


図8 最深点でのK値

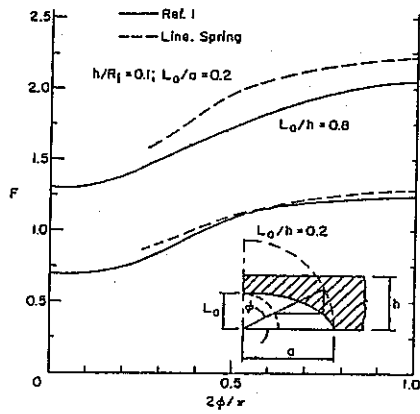


図7 K値の分布(平板)

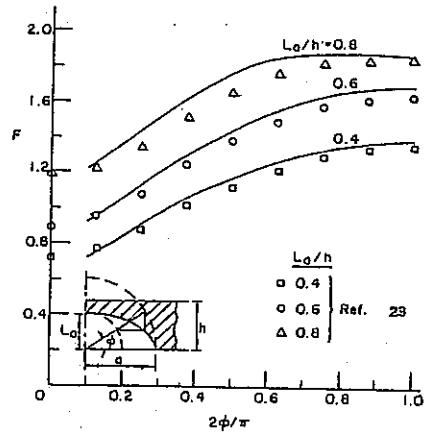


図9 K値の分布の比較(平板)

# III 論 文

---

# A. 高速炉構造材料の高温実験

松 浦 真 一

## 1. 序

高速増殖炉においては、運転温度が高いため、その構造材料は530~560°C程度の高温にさらされることになる(表1)<sup>(1)</sup>。高速増殖炉のすべての部材がこのような高温になっているわけではないとはいえ、異常時などをも考慮するためには、高温クリーブやクリーブ疲労等の挙動を知る必要がある。また、高速炉構造材料の候補である304ステンレス鋼、316ステンレス鋼等の高延性材料はクリーブ靱性も高く、き裂が安定に成長する現象がみられるため、塑性ひずみやクリーブひずみの考慮した破壊現象の解析が必要である。よって設計に必要な構成方程式を得、また、き裂の発生やその成長といった破壊現象がどのような力学量に支配され、破壊を予測することができるかを確かめるために、高温における実験研究が理論的研究とともに非常に重要となっている。しかしながら、高温クリーブ下の実験では、そのデータにかなりのバラツキが見られることが多い。これは、高温下でのき裂長さの測定やひずみの測定が困難であることが大きな原因となっていると考えられる。そのため、ここでは、まず高温クリーブ実験でのき裂成長量の測定、およびひずみの測定に関しての紹介を行ない、次に、最近行なわれるようになってきた計算機(マイクロコンピュータ)を利用した実験の例を示す。

## 2. 高温におけるき裂進展の測定

室温におけるき裂長さの測定方法としては、例えば目視による方法、除荷コンプライアンス法、電位差法(直流、交流)、特殊なゲージ(クラックゲージ)を用いる方法、写真を利用する方法、光学的測定方法、超音波法、アコースティックエミッション、X線、渦電流などがある。これらの方法のうち、除荷コンプライアンス法、電位差法、超音波法は、JSMEの破壊靱性値 $J_{IC}$ の測定基準<sup>(2)</sup>にもとり入れられており、除荷コンプライアンス法は、き裂の進展に伴って変化する試験片のコンプライアンスの変化を、実験の各段階で荷重を除荷することによって測定し、それからき裂進展量を知るものであり、電位差法は、試験片を流れる電流のつくるポテンシャルのき裂進展による変化を測定するものである。

高温実験における利用を考えた場合、簡易な方法として、目視による測定が最も広く用いられているようである。通常、読み取り顕微鏡を用いて長さを測定するものであり、試験片表面のき裂長さが得られるが、観測者による読み取り誤差が入ることがあり、また、高温クリーブ実験では一般にき裂先端が判別しにくく(特に、サイドグループが付けられている場合に著しい)、信頼性が必ずしも十分ではない。目視以外で、比較的よく用いられ、自動化も可能な方法として電位差法があげられる。この方法では、一般に、き裂長さは試験片の板厚の平均的な値として得られ、連続的な測定が可能で実験の制御などに用いることができる。電位差法は、以上のように高温でのき裂進展測定にかなり有効であると考えられるので、この章では電位差法の紹介を行なうこととする。

### 2.1 電位差法の特徴と種類

電位差法は、き裂を回り込む電流によって生じるポテンシャルの分布が、き裂の長さが増えるのに応じて変化することを利用して、その電位差を測定することによりき裂長さを知るものである。この方法の利点としては次の点があげられる。

- (1) 連続、自動的な測定が可能
- (2) 原理が簡単
- (3) 特別な機械が不要で比較的安価
- (4) 周囲の環境に影響されにくい
- (5) 正確
- (6) 直接電気信号で出力が得られデータ処理が容易

用いる電流の種類によって直流電位差法と交流電位差法との2種に分けることができる。直流電位差法は装置が簡単で比較的安価であり、過去の研究、経験が豊富で理論的な解析手法が容易で確立されているが電圧測定端子の熱起電力に注意が必要である。これに対し、交流電位差法は、比較的高価なアンプを必要とし、解析手法が確立されていないためき裂長さと電位差の関係は実験的に求める必要があるが検出感度が高く(電流の表皮効果による。但し、このため、板厚平均のき裂長さ測定には不利)、雑音や外乱の影響を除去しやすく、熱起電力を考慮する必要はない。以下では、直流電位差法について説明することとする。

### 3.1.3 反射モアレ

これは、曲面の傾きを与える。図5に反射モアレ法の原理を図示する。物体の変形により、像には次の変位を生じる。

$$u = 2 \theta d \quad (7)$$

よって、

$$\theta = \frac{\psi(x) p}{2d} \quad (8)$$

これは、格子線に垂直な方向についての曲面の傾きを示す。

## 3.2 モアレ法の適用例<sup>(21)(22)</sup>

図6にステンレス製リングの外周を加熱、内周を冷却した場合の測定例を示す。最大860℃まで測定が行なわれた。図7に内圧を受けるステンレス製のリングのき裂先端付近の塑性ひずみ分布を1100℃で測定した例を示す。

## 4. C\*一定制御クリープき裂進展実験と画像処理によるひずみ測定

この章では、著者の所属する研究室で行なっている高温でのき裂進展実験について紹介することにする。

### 4.1 C\*一定制御<sup>(6)</sup>

き裂長さの測定に直流電位差法を用い、各き裂長さに応じた電位差をマイクロコンピュータ(PC-8001)でサンプリングする。あらかじめ得られているC\*一定条件下の荷重-き裂長さ関係から、この時点で達成されるべき荷重の大きさである目標荷重が設定される。この値と、試験機のロードセルから得られる実際の荷重との間の差を調べ、両者が一致するまで荷重のupあるいはdownの信号を送ることによって常に必要な荷重付近に保つ。以上の動作をマイコンのプログラムによって行なわせてC\*を一定に制御している。プログラムのフローチャートを図8、9に示す。C\*式その他実験に用いた定数は表2を参照されたい。

### 4.2 画像処理によるひずみ測定システム<sup>(19)</sup>

本システムの機器構成を図10に示す。画像の入力は計測用の高解像度、低ひずみテレビカメラにより行なわれる。このテレビカメラはステップモータで駆動されるXYテーブルに取り付けられており、マイクロコンピュータ(FM-8)の操作により、0.02mmきざみに位置を動かすことができる。マイクロコンピュータはステップモータを動かすと同時にホストコンピュータ

であるスーパーミニコンの端末、ホストコンピュータで画像処理された結果得られる2値(黑白)画像の表示などに用いる。画面に出力された画像はドットプリンタへ出力することができる。

TVカメラで入力された画像は直接ホストコンピュータへ転送され、そこで画像処理等が行なわれる。ひずみを求めるには、まず、平滑化、しきい値処理等の画像処理によって、試験片上のマークの位置を変形前と変形後の各段階について求める。次に有限要素分割した領域の変位の内挿関数を利用して、最小2乗近似により変位分布を得る。この分布からひずみが得られる。(図11のフローチャート参照)

## 4.3 実験と結果

試験片としては図12に示すような形状の304ステンレス鋼製CT試験片を用い、試験温度550℃で実験を行なった。図12には電位差法に使用した電流入力端子および電位差測定端子も示されている。画像測定用のマークは切欠きのまわりに約1mm間隔の格子状につけられている(図13)。

### 4.3.1 き裂開口角の測定

き裂開口角の測定では、まずTVカメラで入力された試験片の256階調の白黒画像からしきい値処理により切欠きとき裂を分離する(図14)。この像を利用して開口角を求める。画像では、き裂の先端の確認が困難であるため、形状が良好に求まっている部分を利用するように、き裂先端部をある長さだけ避けて残りの部分のき裂縁を直接近似して2直線の交角から求めることにした(図15)。結果を図16に示す。試験開始後8~11日について約0.25radという値が得られた。

### 4.3.2 ひずみ分布の測定

実験中に入力した画像をもとにして、y方向(切欠きに垂直な方向)のグリーンのひずみ $\lambda y$ の切欠き延長線上の分布を得た(図17)。ステージ1~6は、それぞれ、1:荷重負荷直後、2:3日後、3:6日後、4:8日後、5:10日後、6:11日後に対応している。ステージ1、2では切欠きのブランディングのみがみられ、ステージ3~6でき裂の進展がみられた。き裂は初め切欠き線に斜めに進み約2mm切欠き線から離れたところで切欠き線に平行に近い向きへ進展している。ステージ3~6のひずみの増加している位置とき裂先端の位置に対応がみられる。

## A. 高速炉構造材料の高温実験

松 浦 真 一

### 1. 序

高速増殖炉においては、運転温度が高いため、その構造材料は530~560°C程度の高温にさらされることになる(表1)<sup>(1)</sup>。高速増殖炉のすべての部材がこのような高温になっているわけではないとはいえ、異常時などを考慮するためには、高温クリープやクリープ疲労等の挙動を知る必要がある。また、高速炉構造材料の候補である304ステンレス鋼、316ステンレス鋼等の高延性材料はクリープ靱性も高く、き裂が安定に成長する現象がみられるため、塑性ひずみやクリープひずみの考慮した破壊現象の解析が必要である。よって設計に必要な構成方程式を得、また、き裂の発生やその成長といった破壊現象がどのような力学量に支配され、破壊を予測することができるかを確かめるために、高温における実験研究が理論的研究とともに非常に重要となっている。しかしながら、高温クリープ下の実験では、そのデータにかなりのバラツキが見られることが多い。これは、高温下でのき裂長さの測定やひずみの測定が困難であることが大きな原因となっていると考えられる。そのため、ここでは、まず高温クリープ実験でのき裂成長量の測定、およびひずみの測定に関しての紹介を行ない、次に、最近行なわれるようになってきた計算機(マイクロコンピュータ)を利用した実験の例を示す。

### 2. 高温におけるき裂進展の測定

室温におけるき裂長さの測定方法としては、例えば目視による方法、除荷コンプライアンス法、電位差法(直流、交流)、特殊なゲージ(クラックゲージ)を用いる方法、写真を利用する方法、光学的測定方法、超音波法、アコースティックエミッション、X線、渦電流などがある。これらの方法のうち、除荷コンプライアンス法、電位差法、超音波法は、JSMEの破壊靱性値 $J_{IC}$ の測定基準<sup>(2)</sup>にもとり入れられており、除荷コンプライアンス法は、き裂の進展に伴って変化する試験片のコンプライアンスの変化を、実験の各段階で荷重を除荷することによって測定し、それからき裂進展量を知るものであり、電位差法は、試験片を流れる電流のつくるポテンシャルのき裂進展による変化を測定するものである。

高温実験における利用を考えた場合、簡易な方法として、目視による測定が最も広く用いられているようである。通常、読み取り顕微鏡を用いて長さを測定するものであり、試験片表面のき裂長さが得られるが、観測者による読み取り誤差が入ることがあり、また、高温クリープ実験では一般にき裂先端が判別しにくく(特に、サイドグループが付けられている場合に著しい)、信頼性が必ずしも十分ではない。目視以外で、比較的よく用いられ、自動化も可能な方法として電位差法があげられる。この方法では、一般に、き裂長さは試験片の板厚の平均的な値として得られ、連続的な測定が可能で実験の制御などに用いることができる。電位差法は、以上のように高温でのき裂進展測定にかなり有効であると考えられるので、この章では電位差法の紹介を行なうこととする。

#### 2.1 電位差法の特徴と種類

電位差法は、き裂を回り込む電流によって生じるポテンシャルの分布が、き裂の長さが変化するのに応じて変化することを利用して、その電位差を測定することによりき裂長さを知るものである。この方法の利点としては次の点があげられる。

- (1) 連続、自動的な測定が可能
- (2) 原理が簡単
- (3) 特別な機械が不要で比較的安価
- (4) 周囲の環境に影響されにくい
- (5) 正確
- (6) 直接電気信号で出力が得られデータ処理が容易

用いる電流の種類によって直流電位差法と交流電位差法との2種に分けることができる。直流電位差法は装置が簡単で比較的安価であり、過去の研究、経験が豊富で理論的な解析手法が容易で確立されているが電圧測定端子の熱起電力に注意が必要である。これに対し、交流電位差法は、比較的高価なアンプを必要とし、解析手法が確立されていないためき裂長さと電位差の関係は実験的に求める必要があるが検出感度が高く(電流の表皮効果による。但し、このため、板厚平均のき裂長さ測定には不利)、雑音や外乱の影響を除去しやすく、熱起電力を考慮する必要はない。以下では、直流電位差法について説明することとする。

## 2. 2 電位差法の理論

試験片にき裂をはさんで2つの端子(電流端子)を取りつけ、これに一定電流を流すと、き裂を回り込んで流れる電流によりポテンシャルの分布が生じる。これを適当な位置に付けた電圧端子により測定する。この電位差の値から、き裂長さ-電位差関係を利用してき裂長さを得る。図1に典型的な電位差法による測定システムの構成<sup>(2)</sup>を、図2 a, 図2 b<sup>(3)</sup>に、試験片内部のポテンシャル分布の例を示す。図2 a, 2 bで分かるように、ポテンシャルの分布は、電流の入力点によって異なり、き裂の進展による変化の大小もその影響を受ける。また、電流入力点と同じであっても、場所によってポテンシャルの変化量には差がある。よって、実際の測定では、できるだけ最適な電流入力端子位置、電位差測定端子位置を決めるとともに、き裂長さと電位差の相関関係を知る必要がある。図3 a, bに電流入力端子、電位差測定端子のとり方の例を示す。

### 2. 2. 1 端子位置の決定

一般に電流入力端子と電位差測定端子には次のような傾向がある。

- (1) 電流入力端子は、ノッチ近くに点入力するとき裂近傍で急激なポテンシャル変化が生じ、感度は高くなるが端子位置のずれによる値の変化が大きくなる。ノッチから遠くでの点入力、あるいは、一様電流では、感度が低くなるかわりに再現性は大きくなる。
- (2) 電位差測定端子は、き裂先端近傍では感度は高いが端子位置のずれによる影響が大きい。き裂先端から離れると、感度は低下するものの再現性は大きくなる。

測定すべき電位差の値が通常極めて小さく、0.1 $\mu$ Vのオーダーとなるため、電位の変化はできるだけ大きいほうが望ましい。しかし、測定値があまり大きく端子の取付け誤差に影響されたくない。以上を考慮して、有限要素法あるいは境界要素法などによる解析によって適当な端子位置を選ぶことができる。

### 2. 2. 2 き裂長さと電位差の関係の較正法

電位差の変化は測定によって得られるが、これからき裂長さを知るには何らかの方法でき裂長さと電位差の関係を求めておく必要がある。これには、

- (1) 実験による方法 実試験片を用いて機械的(加工する)、あるいは疲労などによりき裂を進展させその時の電位差を測定する。グラフイト紙、アルミオイルなどで試験片と同一形状のものを作り、模擬的に求める。

(2) 解析的な方法 Conformal Mapping法などにより純解析的に関係式を得る<sup>(4)</sup>。有限要素法、境界要素法などの数値計算により関係を求める。等があり、解析的な方法によっても、実験とかなり良く一致する。

### 2. 2. 3 適用上の注意点

- (1) 電位差法で得られるき裂長さは平均値である。(き裂のごく近傍を除く)
- (2) 大電流を流すためジュール発熱により試験片温度の上昇の可能性がある。
- (3) 微小な電位差の測定を行なうためその測定誤差に注意する。
- (4) 較正実験の際のき裂長さの測定時の誤差に注意する。
- (5) 電圧端子の取付け誤差に注意する。
- (6) 試験片の加工誤差に注意する。
- (7) 試験片の変形が大きい場合、理想的な較正関係と一致しなくなる可能性がある。(補正を行なう)

## 2. 3 適用例

高温実験における適用例としては、クリープき裂成長実験に用いた例として、文献<sup>(5)(6)(7)</sup>などがある。室温における適用と、電位差法に関する新しい研究については文献<sup>(3)</sup>や論文集<sup>(8)</sup>があり、直流電位差法だけでなく、交流電位差法、パルス直流電位差法、マイクロコンピュータによる自動測定などの論文が多数発表されている。また、き裂の形状認識に電位差法を用いるための研究も行なわれている<sup>(9)(10)</sup>。

## 3. 高温におけるひずみ測定

高温におけるひずみ測定法としては、電気抵抗型ひずみゲージ、容量型ひずみゲージ、差動トランス、目視、写真、モアレ、スペックル、その他の光学的測定法(画像処理との組み合わせ)などの利用が考えられる。各方法について簡単に説明を加えた後、モアレ法についてさらに詳しくみることにする。

- (1) 電気抵抗型ひずみゲージ<sup>(11)(12)(13)</sup> 室温で広く用いられているものを高温用にしたもので、ベース材、抵抗体ともに室温用とは異なる。500 $^{\circ}$ C以上といった温度領域では、溶接型あるいは溶射型のゲージが用いられる。ゲージ率の変化、ドリフト、熱ヒステリシス等の問題があり、また、取り付け方法が難しいものも多く、室温で用いるもののような



簡便性を有してはいない。また、長時間の使用はどちらかといえば難しく、ゲージベースが比較的大きいこともあってひずみ偏配の大きな部分の測定には向いていない。

- (2) 容量型ひずみゲージ<sup>(14)</sup> 変形によるゲージポイント間の距離の変化を機械的な一種のひずみのトランスデューサを通してコンデンサのキャパシタプレートの面積あるいはプレート間の距離の変化におきかえることによって測定する。この方式は長時間の静的測定に関しては抵抗型ひずみゲージよりも有利である。
- (3) 差動トランス 通常、試験片に変位をとり出す機械的な装置をつけ、これを用いて変位を電気出力にかえてひずみを求める。ゲージ長があまり小さくとれず、また、機械的な装置を介しているため、温度一定条件下での一定ひずみを測定するのに向いておりひずみ分布の測定は難しい。
- (4) 目視<sup>(15)</sup> (写真) 試験片につけたマーク間距離を直接測定する。多点の場合は写真を利用する。
- (5) モアレ 格子の重ね合わせにより生じるモアレ縞により変位、ひずみを求める。後で詳しく説明を加える。
- (6) スペックル<sup>(16)(17)</sup> 表面荒さの変化(変形、ひずみが大きい部分の表面荒さが大きくなる)を利用して、レーザー光を用いてスペックルの変化からひずみを求める。もしくは、スペックルの移動を測定し変形量を測定する。
- (7) その他の光学的測定法<sup>(18)(19)</sup> 多数のマーク点の変位を求めてひずみ分布を求める。

### 3-1 モアレ法の理論<sup>(20)</sup>

モアレとは格子やパターンを組み合わせた時に干渉によって生じるパターンである。測定には、モデル格子を表面の変形を示すものとして用い、これと基準格子とを重ね合わせることに生じるパターンから相対変位を知るという形で利用される。

モアレに用いられる格子 (grating) として最も一般に用いられるのは直線格子である。これは平行な明暗の直線からできており、線の中心間の距離をピッチといい  $p$  で表わすものとする。 $x$  方向に垂直な直線格子を2つ重ね合わせると、透過する光の強さ  $I$  は  $n$  次透過強度を  $I_n$  として、次のように表わされる。

$$I(x) = I_0 + I_1 \cos 2\pi\psi(x) + I_2 \cos 4\pi\psi(x) + \dots \quad (1)$$

$\psi(x)$  は、 $x$  方向の2つの格子の間の相対変位に関する関数である。すると、変位  $u(x)$  は

$$u(x) = p\psi(x) \quad (2)$$

$\psi(x)$  は

$$\psi(x) = \left( \frac{1}{p} - \frac{1}{p(x)} \right) x \quad (3)$$

但し、 $p(x)$  は変形した格子の局所的な等価ピッチである。 $\psi(x) = n$  (整数) のとき強度が最大、 $\psi(x) = 1/2 \cdot (2n+1)$  のとき最小となる。ひずみは、

$$\frac{\partial u}{\partial x} = p \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (4)$$

により得られる。

モアレ法には基本的に次の3つの方法がある。

- (1) Intrinsic Moiré 単純モアレ、表面の各点の初期位置からの相対変位を与える。
- (2) Projection Moiré 投影モアレ、表面の点の参照面からの変位を与える。
- (3) Reflection Moiré 参照状態に対する表面の傾きを与える。

#### 3.1.1 単純モアレ

格子は測定面に直接付けられる。よって、格子の変形がそのまま表面の変形やひずみの情報を与えることになる。また、変位は変形後の位置について得られることになる。高温での測定に用いるには、格子は、エッチング電気分解、真空蒸着、耐熱ペイント等で作る必要がある。

最近モアレパターンの処理等に計算機を利用する例が増え、デジタルフィルタリングやその他の画像処理技術を用いてしまを分離し変位、ひずみを多項式、スプライン関数近似等によって数値的に求める方向に進みつつある。格子の入力に固体撮像素子やTV撮像管を用いた場合には基準格子を電氣的に発生させることもできる。

#### 3.1.2 投影モアレ

これは、立体視の視差を測定しているという考え方ができる(図4)。図4aの状態では立体視の視差は

$$a = x_{1p} - x_{2p} \quad (5)$$

この場合

$$\psi(x) = \frac{a(x)}{p} \quad (6)$$

となり、モアレ縞は視差の等しい点を結んだ軌跡となる。

これによって、物体表面の凹凸を知ることができる。但し、このモアレ縞のみではある部分が凹であるか凸であるかを決定することはできず、何らかの工夫が必要である。

### 3.1.3 反射モアレ

これは、曲面の傾きを与える。図5に反射モアレ法の原理を図示する。物体の変形により、像には次の変位を生じる。

$$u = 2 \theta d \quad (7)$$

よって、

$$\theta = \frac{\Psi(x) p}{2d} \quad (8)$$

これは、格子線に垂直な方向についての曲面の傾きを示す。

## 3.2 モアレ法の適用例<sup>(21)(22)</sup>

図6にステンレス製リングの外周を加熱、内周を冷却した場合の測定例を示す。最大860℃まで測定が行なわれた。図7に内圧を受けるステンレス製のリングのき裂先端付近の塑性ひずみ分布を1100μで測定した例を示す。

## 4. C\*一定制御クリープき裂進展実験と画像処理によるひずみ測定

この章では、著者の所属する研究室で行なっている高温でのき裂進展実験について紹介することにする。

### 4.1 C\*一定制御<sup>(6)</sup>

き裂長さの測定に直流電位差法を用い、各き裂長さに対応した電位差をマイクロコンピュータ(PC-8001)でサンプリングする。あらかじめ得られているC\*一定条件下の荷重-き裂長さ関係から、この時点で達成されるべき荷重の大きさである目標荷重が設定される。この値と、試験機のロードセルから得られる実際の荷重との間の差を調べ、両者が一致するまで荷重のupあるいはdownの信号を送ることによって常に必要な荷重付近に保つ。以上の動作をマイコンのプログラムによって行なわせてC\*を一定に制御している。プログラムのフローチャートを図8、9に示す。C\*式その他実験に用いた定数は表2を参照されたい。

### 4.2 画像処理によるひずみ測定システム<sup>(19)</sup>

本システムの機器構成を図10に示す。画像の入力は計測用の高解像度、低ひずみテレビカメラにより行なわれる。このテレビカメラはステッピングモータで駆動されるXYテーブルに取り付けられており、マイクロコンピュータ(FM-8)の操作により、0.02mmきざみに位置を動かすことができる。マイクロコンピュータはステッピングモータを動かすと同時にホストコンピュータ

であるスーパーミニコンの端末、ホストコンピュータで画像処理された結果得られる2値(黒白)画像の表示などに用いる。画面に出力された画像はドットプリンタへ出力することができる。

TVカメラで入力された画像は直接ホストコンピュータへ転送され、そこで画像処理等が行なわれる。ひずみを求めるには、まず、平滑化、しきい値処理等の画像処理によって、試験片上のマークの位置を変形前と変形後の各段階について求める。次に有限要素分割した領域の変位の内挿関数を利用して、最小2乗近似により変位分布を得る。この分布からひずみが得られる。(図11のフローチャート参照)

## 4.3 実験と結果

試験片としては図12に示すような形状の304ステンレス鋼製CT試験片を用い、試験温度550℃で実験を行なった。図12には電位差法に使用した電流入力端子および電位差測定端子も示されている。画像測定用のマークは切欠きのまわりに約1mm間隔の格子状につけられている(図13)。

### 4.3.1 き裂開口角の測定

き裂開口角の測定では、まずTVカメラで入力された試験片の256階調の白黒画像からしきい値処理により切欠きとき裂を分離する(図14)。この像を利用して開口角を求める。画像では、き裂の先端の確認が困難であるため、形状が良好に求まっている部分を利用するように、き裂先端部をある長さだけ避けて残りの部分のき裂縁を直接近似して2直線の交角から求めることにした(図15)。結果を図16に示す。試験開始後8~11日について約0.25radという値が得られた。

### 4.3.2 ひずみ分布の測定

実験中に入力した画像をもとにして、y方向(切欠きに垂直な方向)のグリーンのひずみ $\lambda y$ の切欠き延長線上の分布を得た(図17)。ステージ1~6は、それぞれ、1:荷重負荷直後、2:3日後、3:6日後、4:8日後、5:10日後、6:11日後に対応している。ステージ1、2では切欠きのブラントニングのみがみられ、ステージ3~6でき裂の進展がみられた。き裂は初め切欠き線に斜めに進み約2mm切欠き線から離れたところで切欠き線に平行に近い向きへ進展している。ステージ3~6のひずみの増加している位置とき裂先端の位置に対応がみられる。

## 5. 結論

高温実験に関連して、高温におけるき裂進展量の測定方法、ひずみの測定方法、マイクロコンピュータによる制御、自動測定の場合についてごく簡単に紹介した。最近の傾向として、コンピュータの高性能化と低廉化が進むにつれて、計測、制御への適用が非常に多くなってきており、また、従来手作業にたよらざるを得なかった画像情報の処理にも計算機が使われるようになってきている。旧来の手法についての精度、安定性の向上も著しいようであり、今後はそれぞれの方法の利点を生かして実験研究を行なうことによって、より一層の研究の進展がもたらされるものと思われる。

## [REFERENCES]

- (1) J. L. PICOU, "DESIGN AND ANALYSIS OF LMFBR STRUCTURES", Nuc. Eng. Des., Vol. 69, (1982), pp359~363
- (2) "JSME 日本機械学会基準 弾塑性破壊靱性  $J_{IC}$  試験法", 日本機械学会, (1981)
- (3) G. M. Wilkowski, J. O. Wambaugh, K. Prabhat, "SINGLE SPECIMEN J-RESISTANCE CURVE EVALUATIONS USING THE d-c ELECTRIC POTENTIAL METHOD AND A COMPUTERIZED DATA ACQUISITION SYSTEM", Battelle-Columbus
- (4) Clark, G., Knott, J. F. "Measurement of Fatigue Cracks in Notched Specimen by Means of Theoretical Electrical Potential Calibrations", J. Mech. Phys. Solids, Vol 23, (1975), pp265~276
- (5) K. Krompholz, H. Huthmann, E. D. Grosser, J. B. Pierick, "CREEP CRACK GROWTH BEHAVIOR IN AIR AND SODIUM FOR AN UNSTABILIZED AUSTENITIC STAINLESS STEEL AND ASSESSMENT OF EVALUATION CONCEPTS", Eng. Fract. Mech., Vol. 16, No. 6, (1982), pp809~819
- (6) 福田俊彦, 矢川元基, 相沢龍彦, "高温クリープ下の制御クラック進展実験", 第2回破壊力学シンポジウム講演論文集, (S58), pp89~93
- (7) K. Krompholz, E. D. Grosser, K. Ewert, E. Moritz, "Application of the d. c. P. D. Technique in the High Temperature Regime", ADVANCES IN CRACK LENGTH MEASUREMENT: EMAS, (1982), pp231~252
- (8) "ADVANCES IN CRACK LENGTH MEASUREMENT", EMAS, (1982), pp231~252
- (9) 坂田信二, 林真琴, 清水翼, 志田茂 "電気ポテンシャル法による表面き裂の解析", 材料, 32巻, 354号, (S58), pp334~339
- (10) 福田俊彦, 矢川元基, "電位差法を用いたき裂形状認識", 機講論, No. 820-11, (S57), pp. 290~292
- (11) "実験応力・ひずみ解析の現状と設計への寄与", 日本機械学会第58期通常総会部門別研究懇談会資料, (S56)
- (12) 佐藤利美, 伊藤治彦, 田中勲, 小森芳広, "高温ひずみ計の安定性評価試験", 第15回応力・ひずみ測定シンポジウム, 日本非破壊検査協会, (S58), pp. 13~16
- (13) 笠井憲一, 高木亨之, 鎌田邦雄, 横井信安, "溶接型高温ひずみゲージによる多段遠心ポンプ軸の曲げ応力の測定", 第15回応力・ひずみ測定シンポジウム, 日本非破壊検査協会, (S58), pp. 25~28
- (14) W. N. Sharpe Jr., "Strain Gauges for Long-term High-temperature Strain Measurement, Exp. Mech., 15-12, (1975), P 482
- (15) 井本雄三, 大路清嗣, 久保司郎, 松本明夫, "クリープ初期遷移期間におけるき裂進展挙動", 機講論, No. 834-2, (1983), pp106~109
- (16) 平田利英, 川尻明, 渡辺正昭, 宮川松男, "塑性変形をうける板材の表面変化の測定(レーザースペックルパターンによる塑性ひずみの推定)(第3報)", 14回応力ひずみ測定シンポジウム, 日本非破壊検査協会, (S57), pp. 77~80
- (17) 山口一郎, "スペックル写真の自動解析装置の開発と応用", 15回応力・ひずみ測定シンポジウム, 日本非破壊検査協会, (S58), pp. 37~40
- (18) 小幡充男, 島田平八, 高橋泰隆, "2024-T6Al 切欠試験片のクリープき裂初生, 初期成長方向と切欠先端の局所ひずみ分布", 機論, 49巻, 442号, (S58), pp. 11~19
- (19) 矢川元基, 松浦真一, 安藤良夫, "点認識画像処理

を用いた非接触ひずみ解析法", 機論, No. 820-11 (1982), pp. 293~300

(20) C. A. Sciammarella, "The Morire Method - A Review", Exp. Mech., 23-11, (1982), pp. 418~433

(21) Cloud, G., Rodke R., Peiffer, J., "Moiré Gratings for High Temperatures and Long

Times", Exp. Mech., 19-10, (1979), pp. 19N~21N

(22) Sciammarella, C. A., Rao, M. P. K. "Failure Analysis of Stainless Steel at Elevated Temperatures", Exp. Mech., 19-11, (1979) pp. 389~398

表1. 現在の主要な炉の炉心出口温度  $T_{sc}$  と炉心内での温度上昇  $\Delta T_c$

Reactor	Electrical power (MWe)	$T_{sc}$ (°C)	$\Delta T_c$ (°C)
Phenix	250	560	160
SPX	1200	545	150
Monju	300	529	132
PFR	270	562	162
CDFR	1200	540	170
Clinch river	380	535	147
BN 600	600	550	170
BN 1600	1600	530	200
SNR 300	327	546	169
SNR 2	1460	540	150

表2.  $C^*$  の定義と制御実験に用いた定数値

$$C^* = \oint_T W^* dy - T_i \left( \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} \right) ds$$

$$W^* = \int_0^{\dot{\epsilon}_{mn}} \sigma_{ij} d\dot{\epsilon}_{ij}$$

$$C^* = \alpha \sigma_0 \epsilon_0 c h_1(a/b, n) (P/P_0)^{n+1}$$

$$\alpha = 1$$

$a$  : crack length

$b$  : specimen width

$c = b - a$  : ligament

$P$  : load per unit thickness

$P_0$  : limit load per unit thickness

$h_1$  : coefficient given in table

$$P_0 = 1.455 \pi c \sigma_0$$

$$\eta = \left\{ \left( \frac{2a}{c} \right)^2 + 2 \left( \frac{2a}{c} \right) + 2 \right\}^{1/2} - \left( \frac{2a}{c} + 1 \right)$$

$$\dot{\epsilon}_0 = 6.316 \times 10^{-20} \sigma_0^{5.756}$$

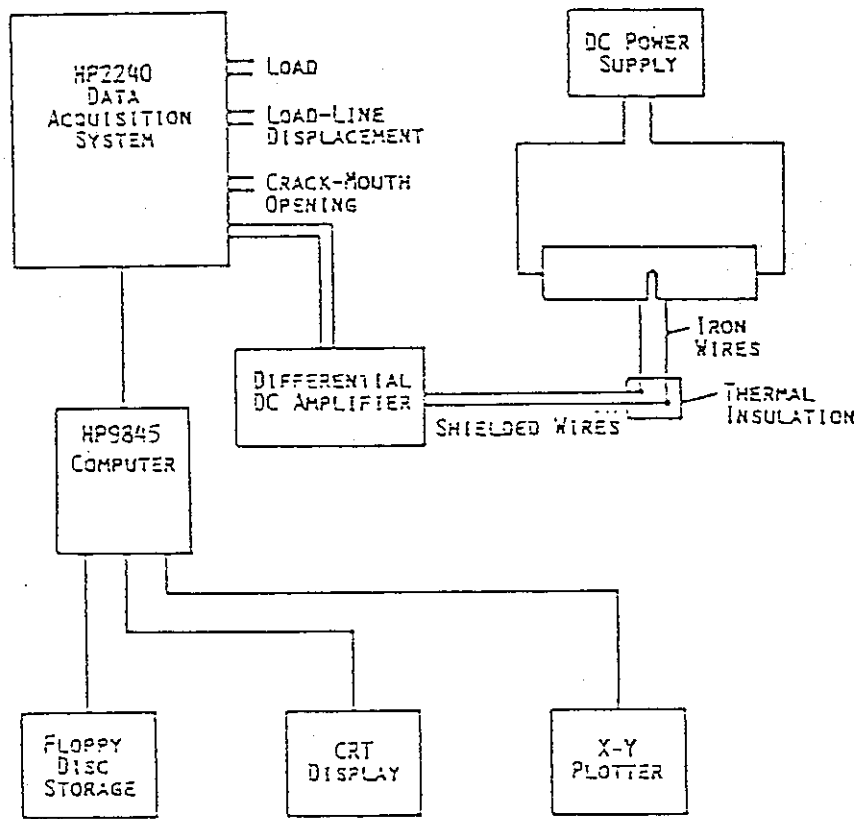


図1. 電位差法システム構成例

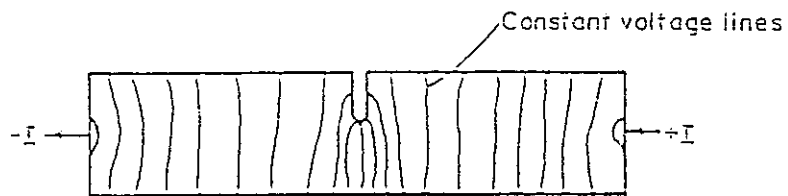


図2a 一様電流

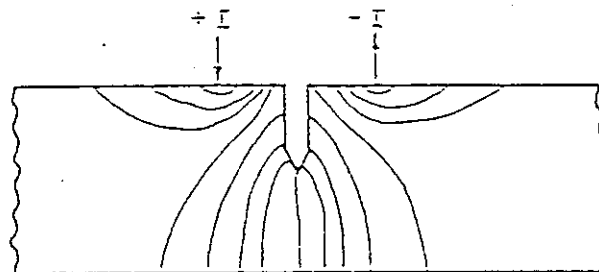
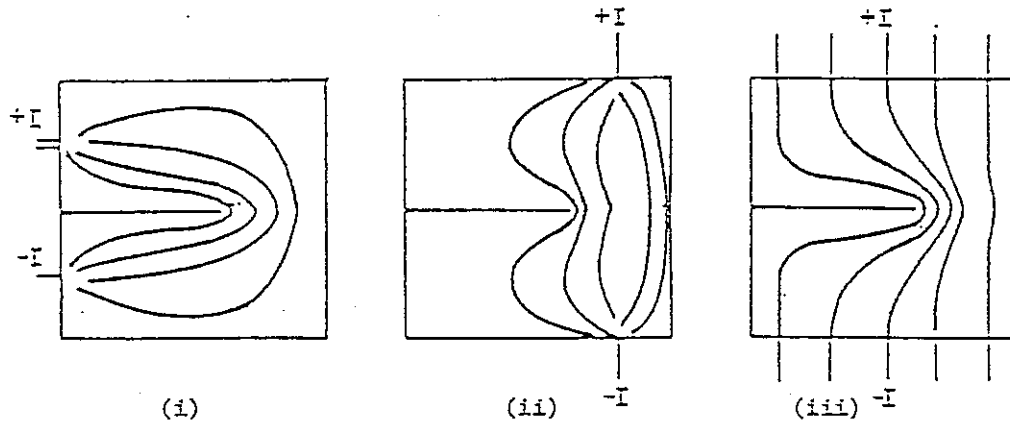
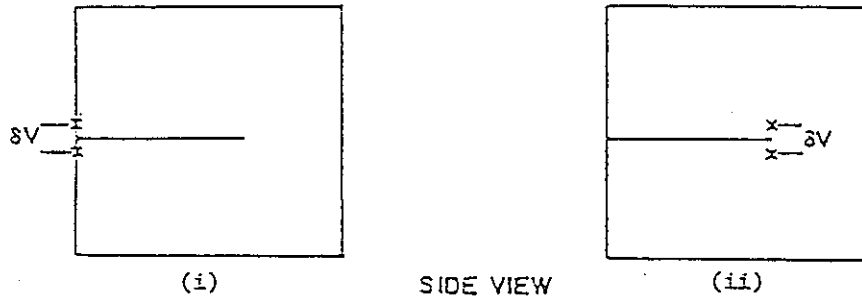


図2b 非一様電流



a. Constant current locations for CT specimens.



b. Voltage probe locations on side of CT specimen.

図 3a, b 電流入力点によるポテンシャルの変化および  
電位差測定用端子の位置の例

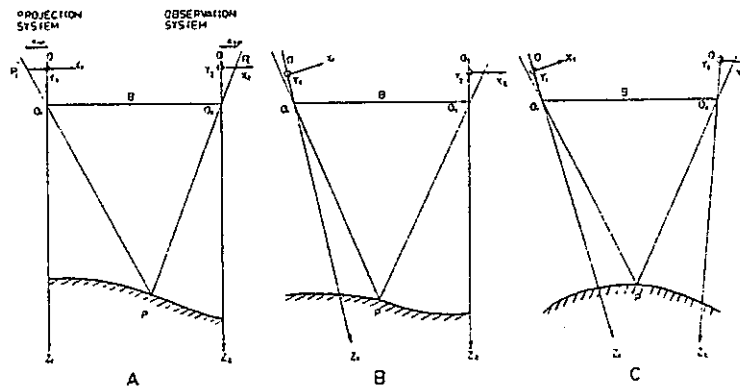


図 4. 投影モアレ法における 3 種類の光学的配置

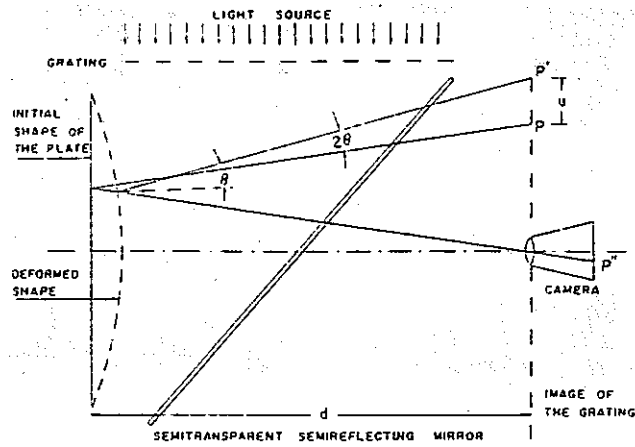


図5. 反射モアレ法の概念図

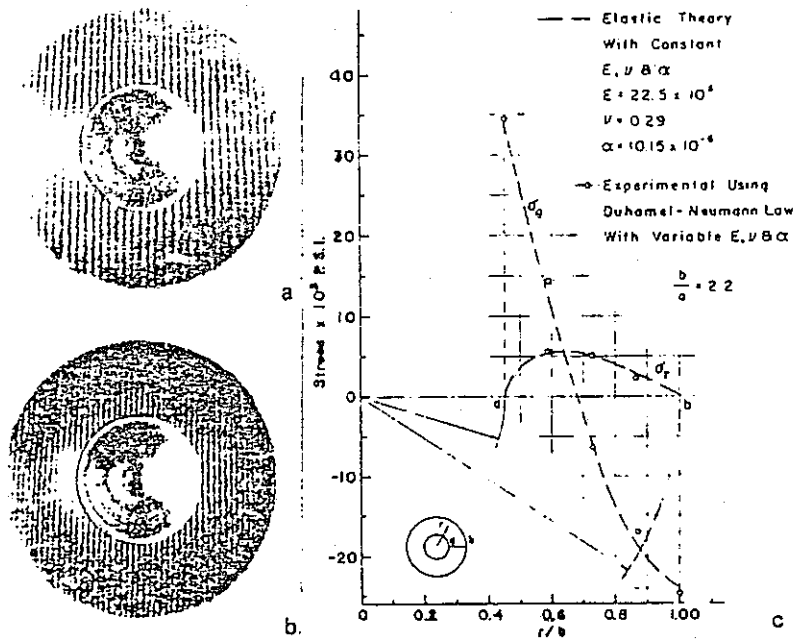


図6. 外周を加熱，内周を冷却した場合のステンレス製リングの測定例

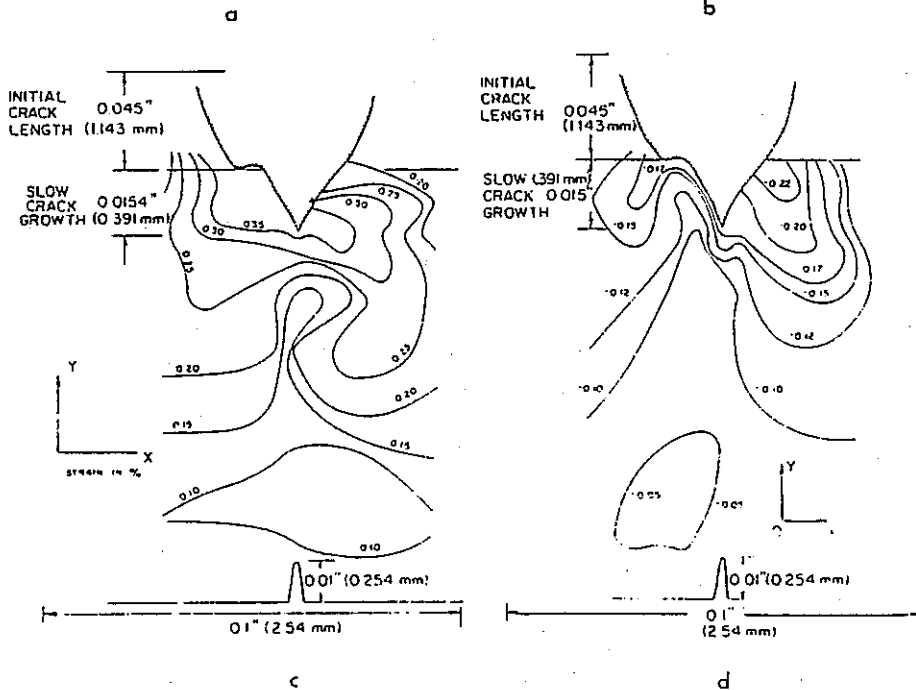
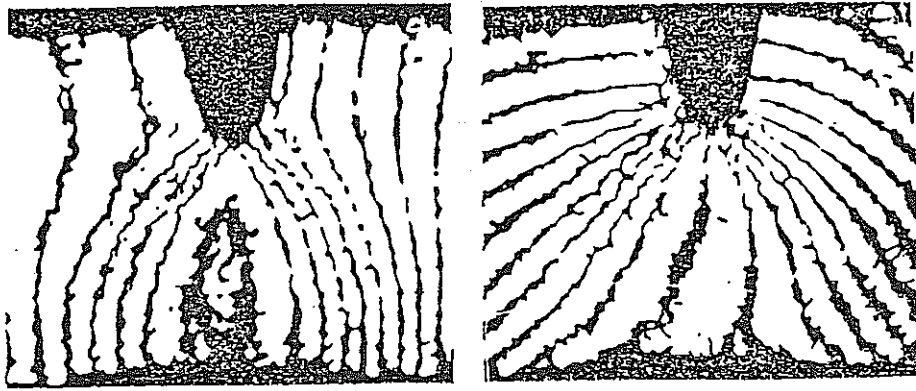


図7. 1100°Fにおけるステンレスリングのき裂先端付近の塑性ひずみ分布

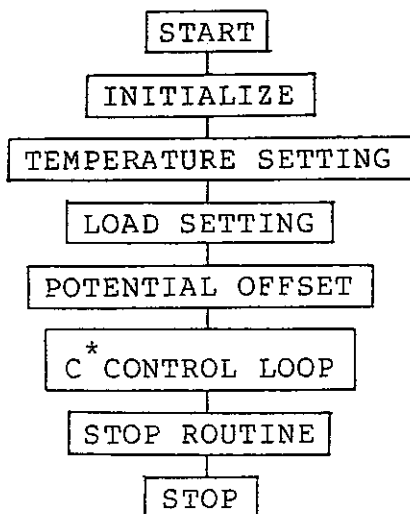


図8. 制御プログラム  
メインフローチャート

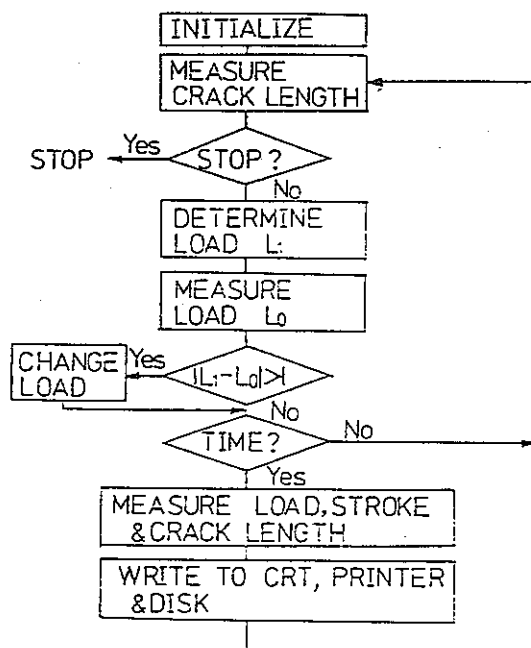


図9. 制御プログラムC\*コントロールループ



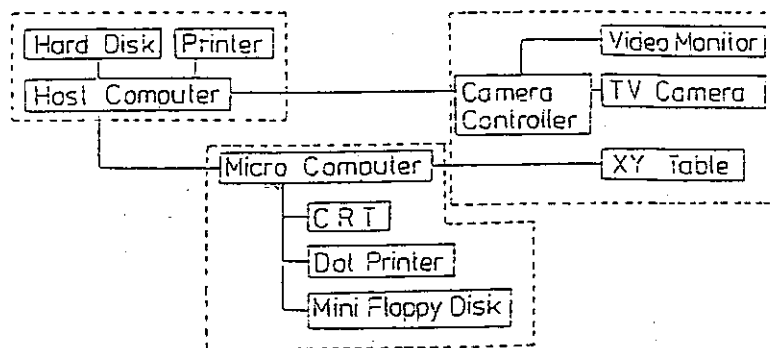


図10. 画像処理によるひずみ測定システムの機器構成

PICTURE PROCESSING

STEP1

- (1) SMOOTHING  
ELIMINATE RANDOM NOISE
- (2) ELIMINATING OF BACKGROUND GRAY LEVEL
- (3) EXAGGERATION  
MAKE BLACK AND WHITE LEVEL CLEAR
- (4) THRESHOLDING  
MAKE BINARY PICTURE
- (5) SHRINKING  
COUNTING NUMBER OF THE MARKS AND LOCATING APPROXIMATE COORDINATES

STEP2

- (6) LOCATING ACCURATE MARK POINTS

図11. 画像処理の流れ

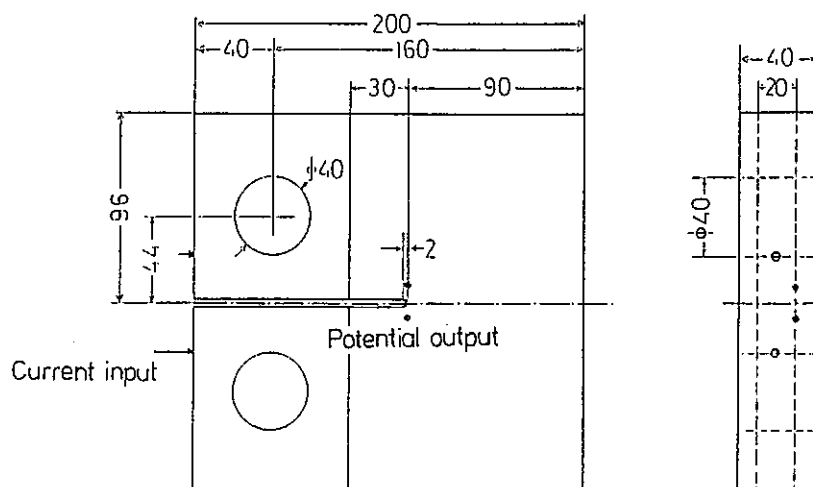


図12. 試験片の形状

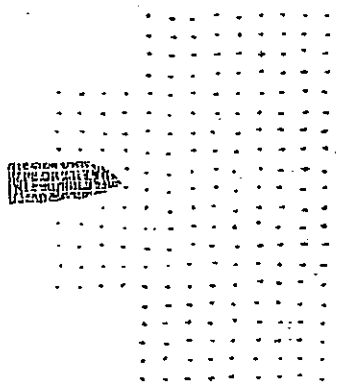


図13. ひずみ測定用マーク画像

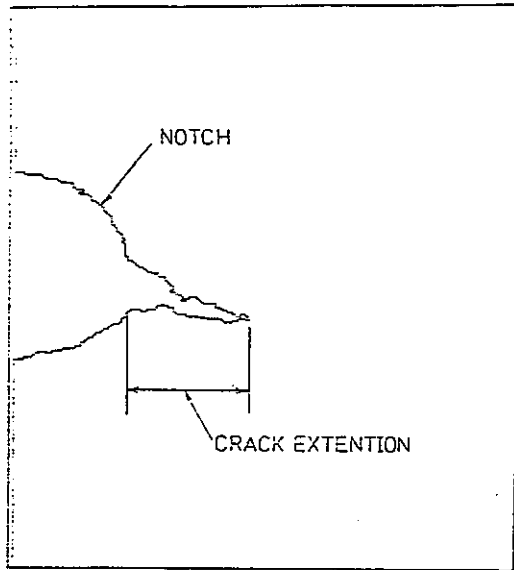


図14. 分離されたノッチとクラック

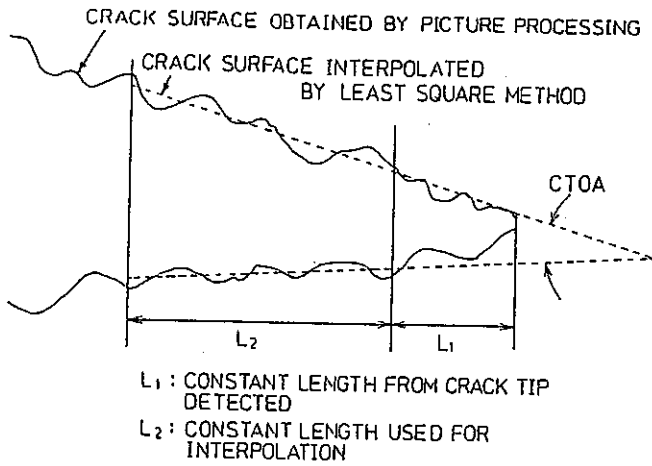


図15. CTOAの決定方法

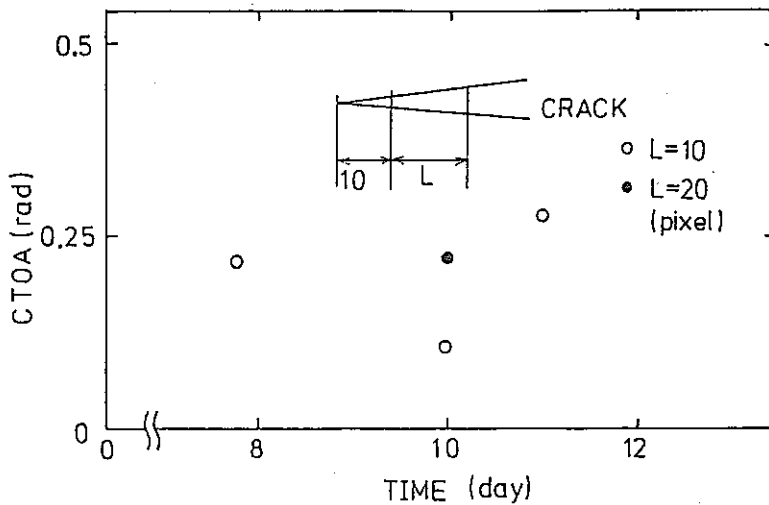


図16. CTOAの変化

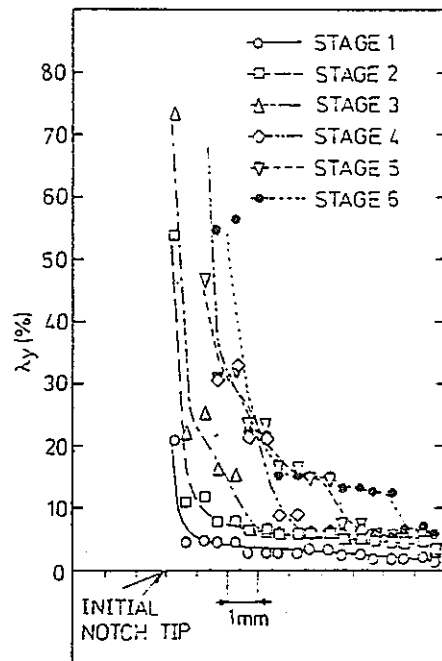


図17. 画像処理によって得られた切欠き延長線上のy方向ひずみ分布

## B. 高速炉用材料 —高Crフェライト鋼を中心にして—

小 森 芳 弘

### 1. 序 論

高速炉設計において我々が克服しなければならぬ問題は数多い。高速炉自体の安定性、冷却材としてのNaの使用、そして工業的規模でのPu燃料の製作等がまず列挙されるが、これらは現在までの各国の原型高速炉における経験によって、完全でないまでも解決の方向に収束しつつある。従って最後に残された、そして最も困難な問題は、高压の水/蒸気と液体Naとを分ける蒸気発生器に係わる問題であろう。ゆえに、蒸気発生器の設計、製作は高速炉開発の成否のカギを握っていると言っても過言ではない。LMFBRでのNaのリークは、続いて起こるNa-水の反応により壊滅的な結果を招く恐れがあるので、健全性の高いシステムが要求される。その為、蒸気発生器用材料の選択は非常に重要な作業である。

既存の高速炉の蒸気発生器には、フェライト鋼である2.25Cr-1Mo鋼が多く使用されている。これは、フェライト鋼が優れた耐SCC性を有し、また同鋼が以前から化石燃料プラントで使用されており経験が豊富なことによる。さらに、熱伝導が良好で、加工性、コストの点からみても良い材料である。しかし、高温のNa中では炭素の拡散係数が大きく、脱炭が起き易い。そして、脱炭は高温での機械的強度を低下させる結果となる。その為、使用温度である500°C付近での機械的強度は必ずしも十分ではない。従って商用高速炉の開発に際して、各国でCr含有のフェライト鋼の材料開発が進められてきた。開発対象となっている材料は、2.25Cr-1Mo鋼、9Cr-1Mo鋼、9Cr-2Mo鋼、12Cr-1Mo鋼等であり、添加元素の影響や熱処理条件の選択が中心的作業である。

本報告は、これら各国の高速炉蒸気発生器用材料の開発状況について調査した結果をまとめたものである。

### 2. 各国の材料開発状況

米国では、1975年から材料開発プログラムが開始された<sup>(1)</sup>。同プログラムは高速炉開発の国家的プロジェクトの一環として実施され、ORNLの統括の下に広く工業界からも参加を求めたものである。プログラムは次の2つに大別される。

#### (1) 9~12Crフェライト鋼の開発

#### (2) Alloy 800の開発

(1)は、Combustion Engineering社が中心となって推進され、2.25Cr-1Mo鋼の高温での脱炭を、Cr量の増加により改善するのが主な課題である。従って、適切なCr量及びその他の添加元素量を求める為、非常に多くの成分の組合せについて検討を重ねている。開発初期には、NbやW、V等の添加により2.25Cr-1Mo鋼の開発も行われたが、その後9~12Cr鋼が開発の中心となった。9~12Cr鋼は、以前から化石燃料プラントの過熱器等で広く使用されて来ている材料である為、経験も豊富であり長期の安定性に関するデータ等も入手可能である。近年高温構造の設計手法は一段と洗練され複雑化しており、設計解析に必要とされるデータも膨大な量である為、過去の蓄積データの有無は材料選択の大きな要因となる。従ってこの点からも9~12Cr鋼は有利であると言える。

なお、Cr量について9~12%が開発対象となったのは上記以外にも次の様な理由がある。Smithは、1975年にASTM DATA SERIES DS58で3~9Cr鋼について膨大な特性データを編集しているが、その中で次の事を結論づけている。すなわち、100,000時間クリープ破断強度は、5~7Cr鋼よりも3,9Cr鋼の方が高い。従って3~8Crの間で高温クリープ強度が最小となる場所があると考えられた。EM12鋼(9Cr-2Mo鋼の一種)の仏におけるデータによると、538°C以上で2.25Cr-1Mo鋼の2倍の強度を有することが報告されており、期待のもてる材料である。設計許容応力が2倍になるとすれば、多くの箇所で肉厚・重量が減少し、かなりのコスト減となるであろう。

一方、Alloy 800については、Westinghouse社が中心となって開発が進められた。Alloy 800は、Cr31%、Ni21%を含む高Cr鋼であるが、高温で卓越した強度を示し、また耐食性も優れている。そして、この材料も多年にわたり石油化学プラントで使用されてきた基盤を有している。私の次期高速炉Super Phenixの蒸気発生器の設計では、Babcock社がevaporatorとsuperheaterの配管にAlloy 800を選んでおり、今後非常に期待できる材料の一つである。Alloy 800の

材料開発の為の米国のプログラムを表1に示す。

英国における材料開発についてはWILLBY<sup>(8)</sup>らによって報告されている。材料開発の目標としては、まず第一に設計応力の下で良好なクリープ特性を有することを挙げている。また、強度がNa環境により影響を受けることは好ましくないので、脱炭による強度低下が最小限であることや、き裂の開始に対する抵抗を高める為に延性が高いことも望まれる。さらに、材料が関連規格で認可されているが、あるいは設計解析を行うに足る十分なデータが得られるかどうかも重要である。英国での材料選択に際して考慮される要因を図1に示す。

また、独でもポストSNR-300の概念設計が進められ設計寿命は、従来の100,000時間から300,000時間へと延長された。従って、従来の蒸気発生器材料である2.25Cr-1Mo鋼をそのまま使用することが不可能となり、高クリープ強度を有することを第1条件として材料の開発が開始された。表3に示す様に、候補材料として1~12Crフェライト鋼、Alloy 800等が挙げられたがスクリーニングの結果、12Cr鋼が開発材料として選ばれた。12Cr鋼もヨーロッパでの使用実績は多く従ってデータベースは豊富である。

独における12Cr鋼の開発がそうである様に、一般にCr-Mo鋼では、熱処理方法が材料開発の成否を決める場合が多い。熱処理条件のコントロールにより微細組織は大きく影響され、その結果種々の特性の材料が生み出される。Cr-Mo鋼の熱処理に対するこうした感受性はしかし一方では、溶接時に困難を持ち込むこととなる。すなわち、溶接時の入熱は、溶接部近くの母材に熱サイクルを与えることになる。それに伴う組織の変化、特性の変化が問題となる。

仏でも、PHENIXにつく高速炉であるSUPER-PHENIXの蒸気発生器用材料の開発が行われている。PHENIXでは表2に示した様にevaporatorに2.25Cr-1Mo鋼、superheaterに321ステンレス鋼を使用していた。しかし、SUPERPHENIXの設計では出力が大幅に増加することとなった為、蒸気発生器用材料も見直されることとなった。仏のボイラーメーカーであるStein Industrie社とFives-Cail Babcock社から蒸気発生器の設計が提出されており、両者の概要を表4、5に示す。前述した様にFives-Cail Babcock社の設計では管材としてAlloy 800が用いられている。

なお、Cr-Mo鋼材料は、核融合炉の第一壁とブランケットの材料としても最近脚光を浴びている。これは、フェライト鋼が重イオンや高速中性子の照射によるスウ

エリングに対して優れた抵抗力を有していることによる。また同鋼は、熱伝導が良いので、核融合炉の Puls 運転に伴う熱応力の問題に際しても有利である。

### 3. 高Crフェライト鋼材料の開発

以下、各国の高Crフェライト鋼開発に関する調査結果の概要を、各特性毎にまとめて記す。

#### 3.1 機械的強度

機械的強度は、種々の特性のうち設計解析において最も基礎となるべきものである。そして、米国のASMEのCODE CASE 1592にも見られる様に、高温構造設計では、許容応力が時間に依存しない温度域での1次+2次応力に対する許容値は、引張強さと耐力に基づく。従って、この2種類のデータが材料開発において最も注目される。

WOOD<sup>(3)</sup>らは、表6に示す4種類の鋼の耐力について比較を行った。その結果を図2に示す。600℃までの0.2%耐力に関する限り、9Cr-1Mo鋼は2.25Cr-1Moよりもはるかに高い。また、高強度はしばしば低延性をもたらす結果となることが心配されるが、9Cr-1Mo鋼の場合室温で18%という満足出来る伸びを示している。但し、この点については次の事に注意する必要がある。すなわち設計で使用する伸びは一般に鋼製造直後の特性から得られているが、実際にはその後種々の加工が施され、機械的特性が変化する。従って、それらを考慮した上で安全係数を定める必要がある。実際に、蒸気発生器環境下の実験で、耐力に20%までの低下が観察されている。

同じ9Cr鋼にMoを2%まで添加した9Cr-2Mo鋼も日本、仏その他で研究されている。日本では行俊<sup>(4)</sup>らによって近年開発が進められた。彼らの研究も、前記したいくつかの例と同様に、2.25Cr-1Mo鋼の高温強度を改善するという目的でスタートしたものである。

行俊らによれば、2.25Cr-1Mo鋼では、温度が600℃程度に達してくると、脱炭による強度低下と共に、Cr量が十分でない為に耐酸化性も問題となってくる。一方耐酸化性を改良した9Cr-1Mo鋼も、高温強度の点ではまだ十分ではない。耐酸化性、高温強度の点から考えればオーステナイトステンレス鋼は卓越した材料であるがこちらの方は粒界腐食やSCCに対する抵抗が弱い。従って、いずれも満足出来る材料とは言い難く、9Cr-1Mo鋼よりもMo添加量を増加した9Cr-2Mo鋼が開発

の対象として選択された。なお、仏の Guntz からも研究している EM-12 鋼も同様の材料である。本鋼は、フェライトと焼戻しマルテンサイトの二相混合組織となる様成分調整されている。これは、フェライト系単相材では衝撃値が低く、加工性、溶接時に問題が有る為である。Mo が固溶、析出強化、及び延性のいずれの点からも有効であると判断された為、その添加量が 2% まで増加された。本鋼の成分を表 7 に示す。また、室温の機械的性質を表 8 に示す。高温用の材料では、しばしば組立中、溶接時の脆性破壊が問題となるが、9Cr-2Mo 鋼の場合は十分な延性を有している。図 3 に、室温～700℃ までの引張試験の結果を示す。500℃ では、引張強さ 43～50 kg/mm<sup>2</sup>、耐力 30～40 kg/mm<sup>2</sup> である。これは、316 ステンレス鋼で引張強度 40～50 kg/mm<sup>2</sup>、耐力 13～20 kg/mm<sup>2</sup> であるのと比較すると、同等またはそれ以上の高温強度を有することとなり、強度上の開発目標は十分達成されたと言える。なお、図中には記されていないが、引張試験における破断伸びはいずれの温度でも約 20% 以上となっており延性も良好である。図 4 に ASME の設定法に従い許容応力を求めた結果を示す。

一方、GUNTZ ら<sup>(1)</sup>も同じ 9Cr-2Mo 鋼である EM-12 鋼について研究を進めている。この鋼は、炭化物形成による炭素安定化の為 Nb, V を添加している点で前述の行俊らの場合と異なる。行俊らの開発している鋼と比較してみると、引張強さ、耐力ともほぼ同等であることが分る。また、同鋼について、引張強さに及ぼす Nb/C 比、及び δ-フェライトの量の影響も調べられており、それぞれの結果を図 6, 7 に示す。図 6 から、Nb/C = 2～6 においては Nb/C 比が小さい程引張強度が大きいことが分る。但し、同図では温度は明記していないが、その引張強度の大きさから推定して比較的低温と思われる。従って上記の結果も、比較的低温、及びあくまで Nb/C = 2～6 に限定した場合のものと考えねばならない。高温では、炭化物形成元素である Nb の量が多いと脱炭により強度低下を生じることは周知の事実である。

また、強度は微細組織に非常に敏感であり、Cr-Mo 鋼の場合、全組織中に占める δ-フェライトの量もしばしば問題となる。この点についての研究結果を図 7 に示した。同図から、δ-フェライト量の増加につれて引張強さ、降伏応力ともに低下し、一方伸びは上昇することが分る。δ-フェライト量は成分元素によって著しく左右される。米国における研究<sup>(1)</sup>では、G.E. により成分元素から δ-フェライト量を推定する式が提唱されてお

り、実測結果とほぼ一致したと報告されている。オーステナイト化温度の方は、δ-フェライト量にあまり影響しないと考えられている。

独では、ポスト SNR-300 の蒸気発生器用材料として VRIJEN<sup>(2)</sup>らが中心となって 12Cr-1Mo 鋼を開発した。その高温強度を図 5 に示す。独での材料開発に際して当初リストアップされた材料は、既に表 2 に示したとおりである。表 1 に示した様に、SNR 300 では蒸気発生器に 2.25Cr-1Mo 鋼が使用されたが、今回の材料開発では Cr 量を 9～12% まで増加した。その結果、500℃ における降伏応力が 1.5～2 倍となった。その後 VRIJEN らは、開発対象材料を 12Cr-1Mo 鋼に絞った。この鋼は、Sandvik 等で開発されている HT9 と同種類である。12Cr-1Mo 鋼では、Nb-V 添加の以外のもの(図 5 中 8, 9, 10)は、500℃ 以上では Nb-V 添加の 9Cr-2Mo 鋼よりも強度が劣る為、Cr 量増加による強度的なメリットは無い。Nb-V 添加のものは、550℃ まで表 5 の材料中最高の強度を示し、500℃ で 9Cr-2Mo 鋼と比較すると約 100 Mpa 上回っている。

以上から、機械強度面から各材料の位置づけると、まず Alloy 800 が最高の材料である。次いで 12Cr-1Mo 鋼、9Cr-2Mo 鋼等が強く、9Cr-1Mo 鋼は、これらよりも若干劣る。2.25Cr-1Mo 鋼では、その強度は Alloy 800 の約半分程度である。

### 3.2 クリープ特性

高速炉蒸気発生器は、約 500℃ 前後の温度で使用される為、材料のクリープが有意となる。それどころか、クリープ特性が材料の使用状態、すなわち使用温度、使用圧力に対する制限因子となる場合が多い。その為、各国の材料開発においても、開発プログラムの主たる課題として機械的特性とともにクリープ特性が挙げられている。設計解析においても、多くのクリープデータが必要とされる。しかし、低応力、長時間のクリープデータの採取には多くのコストの時間がかかる為、各国で使用経験の豊富な鋼種が注目されるのもうなづける。以下に、各鋼のクリープデータを簡単に示す。

WOOD<sup>(3)</sup>らは、2.25Cr-1Mo 鋼、9Cr-2Mo 鋼、Alloy 800 等のクリープ特性を比較しており、これらを図 8 に示す。図 8 は、蒸気発生器候補材の 250,000 時間破断応力を比較したものであり、Alloy 800 が卓越したクリープ強度を有することが分る。また、9Cr-1Mo 鋼も 2.25Cr-1Mo 鋼と比較して 550℃ あたり

で10~15%破断応力が高い。ASMEでは、時間依存型の許容応力は

- (1) クリープ破断応力
- (2) 1%歪応力
- (3) 3次クリープ開始応力

に依っているが、英国ではクリープ破断応力のみに基づいている為、許容応力決定の際に要求されるデータはその分少なくすむ。なおASMEでは、2.25Cr-1Mo鋼とAlloy 800については、300,000時間までの完全な等時クリープ曲線が作成されているが、9Cr鋼については未だ無い。英国では、9Cr鋼についての同様な曲線を作成中である。

また、KING<sup>(9)</sup>らも、9Cr-1Mo鋼のクリープ特性について報告している。図9は、9Cr-1Mo鋼の482, 538, 593℃におけるクリープ破断強さを、316ステンレス鋼の場合と比較したものである。593℃においては、9Cr-1Mo鋼のクリープ破断強さは、316ステンレス鋼の約半分である。前述の図8を合わせて考えると、Alloy 800と316ステンレス鋼のクリープ破断強度がほぼ等しいことが分る。Cr-Mo鋼のクリープ強度改善の当面の目標も、その程度に位置づけられている。図10にクリープデータを示した材料は、次の2種類である。

- ① HCM 9M (低炭素9Cr-2Mo鋼)
- ② SANDVIK Alloy 2.1  
(8.8Cr 2.2Mo 0.65Mn 0.5Si)

図9のデータと比較すると、Mo増加によりクリープ破断強度が増加していることが分る。なお、②の材料は、行俊らが開発している9Cr-2Mo鋼の仕様成分とほぼ同様である。

9Cr-2Mo鋼のクリープ特性に関しては、行俊<sup>(4)</sup>によっても報告されている。彼らのクリープ試験結果を図11に示す。クリープ試験は、溶接継手と母材について450~700℃で実施された。溶接継手については、550, 600℃のデータが示されており、溶接は被覆アーケ溶接法によるものである。図から、溶接継手は母材とほぼ同等の優れたクリープ破断強度を有することが分る。また、同材料に関する応力と最小クリープ速度との関係を図12に示す。さらに、上記の結果をまとめて表9に示す。

機械的強度に比較すると、クリープ特性については若干入手データが少なかったが、今回の調査の範囲でも、やはり高温引張強度とクリープ強度間にはかなりの相関関係があると考えられる。従って、材料間の強度的な優

劣は、機械的強度の場合とほぼ同様である。

### 3.3 衝撃強度

高速炉における蒸気発生器の使用環境の場合、使用中の温度は500℃と高く、また使用中の照射脆化もあまり有意ではない。従って、衝撃強度はむしろ初期の室温での製作加工時に問題となる場合が多い。

Patriarca<sup>(1)</sup>らにより、Cr-Mo鋼の成分と延性-脆性遷移温度(以下"DBTT"と略す)の関係が報告されている。彼らは、9~12%Cr, 0~2%Moを含むフェライト鋼を中心として、多くの成分の組合せについて各々のDBTTを測定した。その結果、EM-12(9Cr-2Mo鋼)が最もDBTTが高く、かつ上部棚エネルギーも低かった。またNi添加の比較的高いもの(~1%)、W添加(~0.5%)のものはDBTTが低かった。EM-12で衝撃特性が低下するのは、体積の20~25%がδ-フェライトから成ることに原因すると考えられる。従って、成分元素の重量%からδ-フェライト量を予測する計算式も作成された。予測式は次のとおりである。

$$\begin{aligned} Cr Eq = & \%Cr + 6(\% Si) + 4(\% Mo) + 1.5(\% W) \\ & + 1.1(\% V) + 5(\% Nb) + 1.2(\% Al \\ & \text{soluble}) + 8(\% Ti) - 4.0(\% C) \\ & - 2(\% Mn) - 4(\% Ni) - 2(\% Co) \\ & - 3.0(\% N) - (\% Cu), \end{aligned}$$

なお、前述の理由から、EM-12については製作加工、溶接時における材料の割れ等の心配が残るが、同種鋼に関する行俊らの研究<sup>(4)</sup>では、9Cr-1Mo鋼に比較して溶接割れが少なかったと報告されている。従って、材料に関する詳細な情報を吟味しないと結論的な事は言えない。特に、熱処理温度は衝撃強度に与える影響が最も大きく、オーステナイト化温度と衝撃特性の関係については多くの研究が行われているが、ここでは省略する。

### 3.4 Na環境効果

Na環境効果のうち最も注目すべき事柄は、脱炭による高温強度の低下である。また、その他、Na中の溶存酸素による腐食挙動も調べられている。Na環境効果については、英国では、空気中のデータに基づいて設計が行われるが、同時に諸特性が環境により著しい変化を受けないことを示そうという設計思想である。その他の国々でも、Na環境による諸特性の劣化を空気中でのデー

タに対する安全率の中を含めて、空気中の諸データを使用している場合が多い。一般に、環境効果は、表面効果が特に重要となる薄肉部で問題となる。以下に2つの報告を記す。

湯原ら<sup>(13)</sup>は、225Cr-1Mo鋼についてNa中のクリープ試験を行った。試験結果を図13に示す。500, 550℃におけるデータでは、Na環境効果はほとんど見られない。しかし、600℃では、1000時間以上で空气中よりもNa中の破断時間が短縮する傾向にある。この短縮は、長時間になる程より顕著となる。また、試験片については、ゲージ部の径の細いもの程顕著である。図14は空气中とNa中での最小クリープ速度と応力との関係である。Na中600℃での最小クリープ速度は、より低応力側で空气中の場合よりも増加する傾向があり、このことは上記破断時間短縮の結果を説明する。そして、これらNa環境効果がクリープ特性に影響する原因として、次の3つが考えられている。

- (1) 成分元素の試料表面からNa中への溶解
- (2) 局部的腐食
- (3) 脱炭 (一部(1)と重複する)

また、WOODら<sup>(3)</sup>によってもNa中のクリープ試験が行われており、その結果を図15に示す。図中のデータは525℃におけるものであり、9Cr鋼の場合、この温度域ではNa環境効果が有意でない事を示している。

上記、2つの報告から、NaのCr鋼のクリープ強度に耐える影響は600℃程度以上から有意になってくると考えられる。

### 3.5 まとめ

高速炉蒸気発生器用材料の開発に際しては、本報告で記した他にも脱炭や酸化、長期安定性、溶接性、製作加工性等多くの問題があり、それらについても同様に研究が進められているが、紙面の都合上、参考文献を列記することにとどめる。材料の開発は現在も進められており、本報告はそうした現状の一部についての調査結果であるから特に結論を記すものではない。従って、今後のより一層の材料開発を期待して本報告を終えることとする。

#### [ REFERENCES ]

(1) P. PATRIARCA, U.S. ADVANCED MATERIALS DEVELOPMENT FOR STEAM GENERATORS, 1975

- (2) J. VRIJEN, MATERIAL SELECTION AND OPTIMIZATION FOR POST-SNR-300 STEAM GENERATORS, NUCLEAR TECHNOLOGY VOL.55 NOV. 1981
- (3) D.S. WOOD, MATERIALS PROPERTY REQUIREMENTS FOR STEAM GENERATOR COMPONENTS IN THE CREEP RANGE, NUCLEAR TECHNOLOGY VOL.55 NOV. 1981
- (4) DEVELOPMENT AND PRACTICAL APPLICATION OF 9Cr-2Mo STEEL TUBE, TERUO YUKITOSHI, 1979
- (5) M.G. ROBIN, FRENCH STEAM GENERATOR EXPERIENCE - PHENIX AND BEYOND
- (6) O.K. CHOPRA, CARBON AND NITROGEN TRANSFER IN Fe-9-Cr-Mo FERRITIC STEELS EXPOSED TO A SODIUM ENVIRONMENT, J. OF NUCLEAR MATERIALS 96, 1981
- (7) H.E. MCCOY, CORROSION OF SEVERAL IRON AND NICKEL BASE ALLOYS IN SUPERCRITICAL STEAM AT 1000°F, ORNL-TM-4552
- (8) C. WILLBY, MATERIAL CHOICES FOR THE COMMERCIAL FAST REACTOR STEAM GENERATORS, 1978
- (9) R.T. KING, HISTORICAL DEVELOPMENT OF STEELS CONTAINING 8-10% Cr AND 0-2% Mo AND FUTRUE DIRECTIONS FOR LMFBR APPLICATIONS, 1978
- (10) R.S. FILDER, THE HOT TENSILE PROPERTIES OF SIMULATED HAZ STRUCTURES IN 9CrMo AND 12CrMoV STEELS
- (11) G. GUNZ, MAIN CHARACTERISTICS OF 9% CHROMIUM-2% MOLYBDENUM-NIOBIUM-VANADIUM STEEL TUBES :

- INFLUENCE OF VARIATIONS OF COM-  
POSITION AND THERMAL TREATMENT
- (12) C. TYZACK, REVIEW OF CORROSION  
AND CARBON TRANSPORT BEHAVIOUR  
OF FERRITIC MATERIALS EXPOSED  
TO SODIUM
- (13) S. YUHARA, CREEP AND CREEP-  
RUPTURE PROPERTIES OF 2.2Cr-1Mo  
STEEL FOR A FAST BREEDER  
REACTOR IN HIGH-TEMPERATURE  
SODIUM
- (14) M.I. MANNING, OXIDATION OF  
FERRITIC STEELS IN STEAM
- (15) G.J. BIGNOLD, REVIEW OF WATER-  
SIDE PERFORMANCE OF 9Cr1Mo  
BOILER TUBE MATERIAL
- (16) L. EGNELL, MANUFACTURE OF  
FERRITIC STEEL TUBES FOR FAST  
REACTOR STEAM GENERATORS
- (17) G. COLOMBE, METALLURGICAL  
ASPECTS OF THE WELDABILITY OF  
Cr-Mo STABILISED FERRITIC STEELS
- (18) W. CHARNOCK, THE INFLUENCE OF  
HIGH TEMPERATURE SODIUM ON THE  
STRUCTURE AND MECHANICAL PRO-  
PERTIES OF 9 CHROME STEEL
- (19) A.M. GOODMAN, CHARACTERISATION  
FOR DESIGN PURPOSES OF THE CREEP  
STRAIN BEHAVIOUR OF Cr-Mo STEELS
- (20) B. HEX, CONCEPT FOR FABRICATION  
OF A FAST REACTOR STEAM GENERA-  
TOR
- (21) R.L. KLUEH, Cr-Mo STEELS FOR  
FUSION REACTOR FIRST WALLS -  
A REVIEW -, NUCLEAR ENGINEERING  
DESIGN 72, 1982
- (8)~(20)の文献については、Ferritic Steels for  
fast reactor steam generators, BNES, Lon-  
don, 1978から引用した。

表1. Alloy 800 材料開発プログラムの概要 (1)

1.0 MATERIAL CHARACTERIZATION	4.0 SODIUM EXPOSURE EFFECTS
1.1 Specification for Base Material	4.1 Corrosion, Erosion, and Mass Transfer
1.2 Physical and Mechanical Properties	4.2 Effects on Mechanical Properties
1.3 Microstructure and Thermal Stability	4.3 Friction, Wear, and Seizure
1.4 Package for Code Acceptance	4.4 Crack Propagation in Sodium
1.5 Mathematical Models for Design Analysis	5.0 FABRICATION AND WELD PROCESS DEVELOPMENT
1.6 Prototypic Weld Metal Behavior	5.1 Assessment of Candidate Weld Metal
2.0 ROLE OF TERTIARY CREEP	5.2 Tubesheet Forging
2.1 Metallurgical Implication	5.3 Tube-to-Tubesheet Weld
2.2 Correlation with Multiaxial Failure	5.4 Shell Weldments
2.3 Effect on Design Analysis	5.5 Postweld Heat Treatment
3.0 NON-SODIUM ENVIRONMENTAL EFFECTS	5.6 Nondestructive Examination
3.1 Steam Corrosion Allowance and Contamination Limits	5.7 Specifications and Standards
3.2 Crack Propagation in Steam	
3.3 Effect on Mechanical Properties	
3.4 Assessment of Nonoperational Environments	



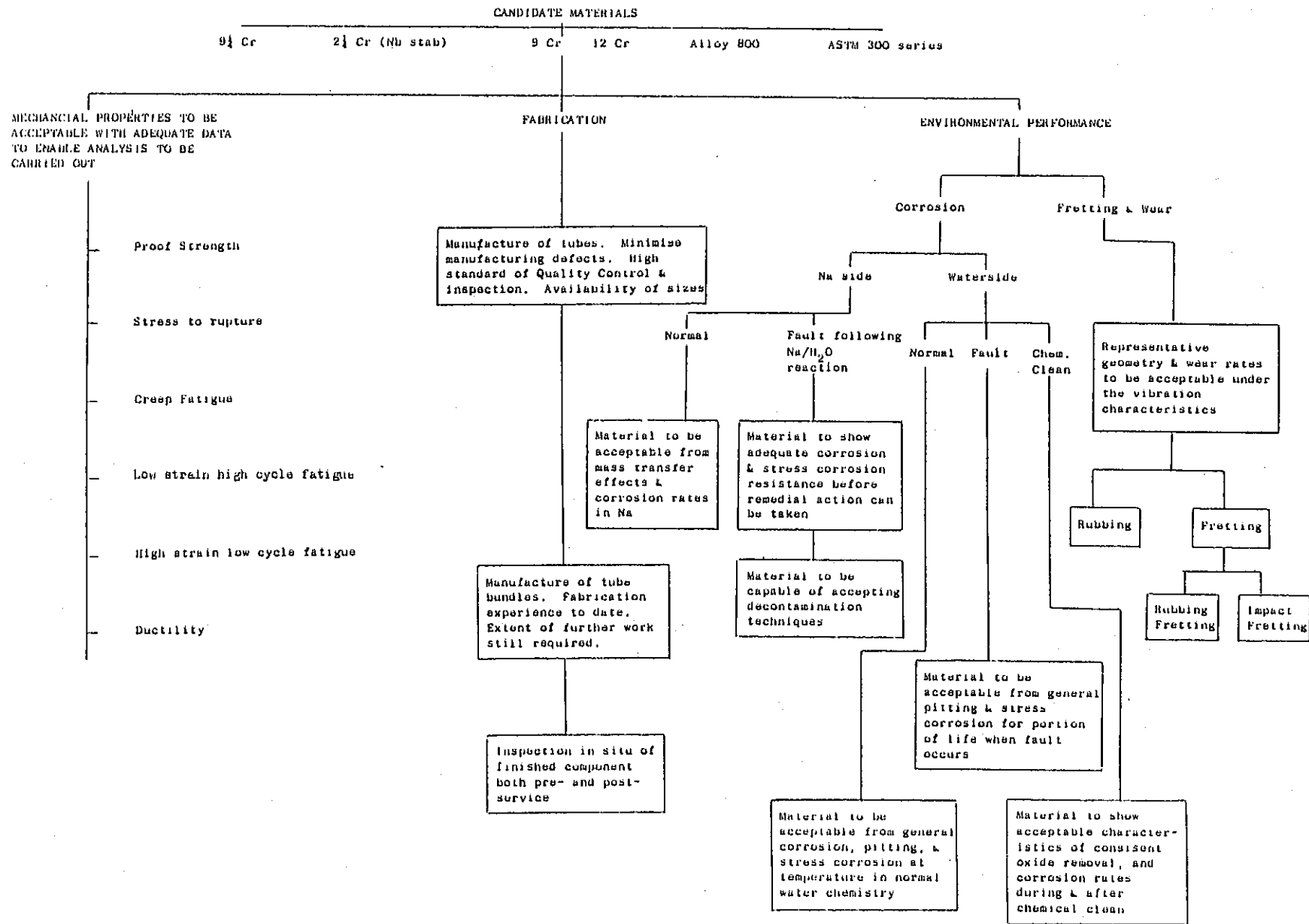


図1. 蒸気発生器材料の選択において考慮される因子 (8)

表 2. 蒸気発生器用材料 (1)

	UK FFR	France PHENIX	Germany SHR	Japan HONJU	US CR&RP
Sodium Inlet Temperature, °C (°F)	512(990)	550(1022)	525(977)	515(959)	502(936)
Superheat Steam Temperature, °C (°F)	513(955)	513(955)	510(950)	485(903)	482(900)
Superheat Steam Pressure, psig (MPa)	2300(15.9)	2400(16.6)	2400(16.6)	1940(13.4)	1450(10.0)
Evaporator Material	2 1/4 Cr-1 Mo-Nb	2 1/4 Cr-1 Mo <sup>a</sup>	2 1/4 Cr-1 Mo-Nb	2 1/4 Cr-1 Mo	2 1/4 Cr-1 Mo
Superheater Material	Type 316 Stainless Steel	Type 321 Stainless Steel	2 1/4 Cr-1 Mo-Nb	Stainless Steel <sup>b</sup>	2 1/4 Cr-1 Mo
Reheater Material	Type 316 Stainless Steel	Type 321 Stainless Steel		Stainless Steel <sup>b</sup>	

<sup>a</sup>12 of 36 modules 2 1/4 Cr-1 Mo-Nb.

<sup>b</sup>Type 304, 316, or 321 stainless steel.

表 3. 蒸気発生器用候補材料リスト (2)

Number	Steel Type	DIN Designation	Condition <sup>2</sup>
1	1 CrO, 5 Mo	13CrMo44	NT
2	1 CrO, 5 Mo-W	---	NT
3	2 1/2 Cr-1 Mo	10CrMo910	NT
4	2 1/2 Cr-1 Mo-Ni-Nb	8CrMoNiNb910	NT
5	5 CrO, 5 Mo	12CrMo195	NT
6	9 Cr-1 Mo	X12CrMo91	NT
7	9 Cr-2 Mo-Nb-V	EM 12	NT
8	12 Cr-1 Mo	X20CrMo121	NT
9	12 Cr-1 Mo-V	X20CrMoV121	NT
10	12 Cr-1 Mo-W-V	X20CrMoWV121	NT
11	12 Cr-1 Mo-Nb-V	X17CrMoVNB121	NT
12	Alloy 800	X10NiCrAlTi5220	A Gr. 1
13	Alloy 600	NiCr15Fe	A
14	Type 304	X6CrNi1811	A
15	Type 316	X6CrNiMo1713	A

<sup>2</sup>NT = normalized + tempered; A = solution annealed.

表 4. Stein Industrie による Super Phenix 蒸気発生器の概念設計 (5)

Heat transfer section		Economizer- evaporator	Superheater
Module thermal rating,	MWt	551	199
Module heat transfer area,	m <sup>2</sup>	1209.7	600.9
Tube shape		Straight with expansion wave	
Number of tubes		1405	595
Tube size, O.D. x wall thickness, mm		18 x 3	21.3 x 2.3
Triangular tube pitch,	mm	39	52
Tube length,	m	25.076	21.666
Shell size, O.D. x wall thickness, mm		2344 x 22	2248 x 24
Tube sheet size, diameter x thickness, mm		2050 x 430	1840 x 385
Material		2.25 Cr-1 Mo	316 S.S.
Total weight (dry),	tons	125	100

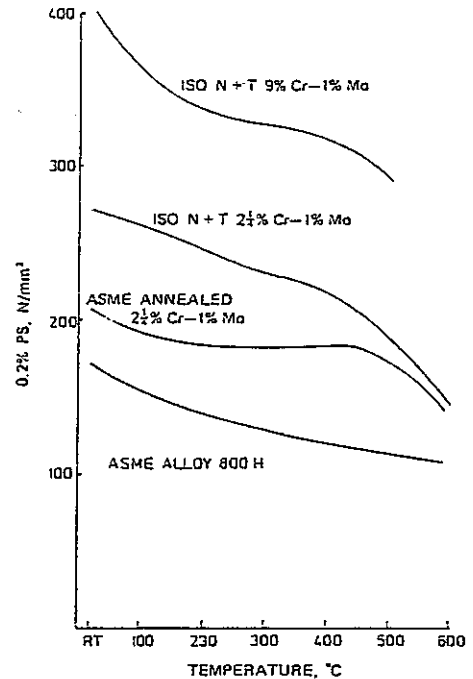


図 2. 種々の蒸気発生器材料の耐力の比較 (3)

表5. Fives cail BabcockによるSuper Phenix  
蒸気発生器の概念設計 (5)

Module thermal rating,	MWt	750
Module heat transfer area,	m <sup>2</sup>	1939.3
Shape of tubes		helical
Number of tubes		357
Tube size,	mm	25 x 2.6
Rectangular tube pitch,	mm	45 x 34
Tube length,	m	92.6
Shell size,	mm	2876 x 21
Upper tube sheet size (4), (Alloy 800)	mm	540 x 120
Material	tubes	Alloy 800
	shell	304 (or 316)
Total weight (dry),	tons	140

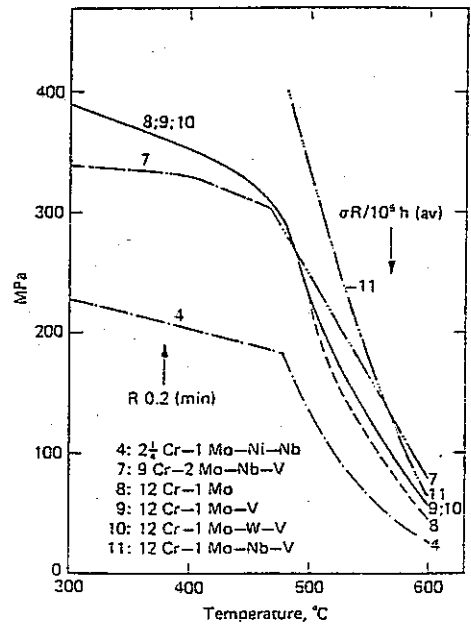


図5. Cr-Mo 鋼の高温強度 (2)

表6. 蒸気発生器用材料の仕様例 (3)

	N + T 9% Cr-1% Mo Steel ISO TS38	N + T 2 1/4% Cr-1% Mo Steel ISO TS34	Annealed 2 1/4% Cr-1% Mo Steel SA-213 T22	Alloy 800H SB163 Ni-Fe-Cr
Chemical composition (wt%)				
Carbon	<0.15	0.08 to 0.15	0.07* to 0.15	0.05 to 0.10
Silicon	0.25 to 1.00	<0.50	0.50 maximum	1.0 maximum
Sulfur	0.03 maximum	0.04 maximum	0.03 maximum	0.015 maximum
Phosphorus	0.03 maximum	0.04 maximum	0.03 maximum	---
Manganese	0.30 to 0.60	0.40 to 0.70	0.30 to 0.60	1.5 maximum
Chromium	8.00 to 10.00	2.00 to 2.50	1.90 to 2.60	19.0 to 23.0
Nickel	---	---	---	30.0 to 35.0
Copper	---	---	---	0.75 maximum
Aluminum	met <0.02	met <0.02	---	0.15 to 0.60
Titanium	---	---	---	0.15 to 0.60
Molybdenum	0.90 to 1.10	0.90 to 1.20	0.87 to 1.13	---
Iron				>39.5
Room temperature tensile properties				
0.2% PS <sup>0</sup> (minimum), N/mm <sup>2</sup>	398	272	207	307
UTS, ° N/mm <sup>2</sup>	590 to 740	490 to 640	414 minimum	517 minimum
Elongation, % (minimum)	18	16	30	30

表7. 9 Cr - 2 Mo 鋼の化学成分 (4)

成分	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
9 Cr-9 Mo 鋼 (HCM 9 M)	≤0.08	≤0.50	0.30/0.70	≤0.03	≤0.03	8.0/10.0	1.8/2.2

(備考) 表記化学成分はとり分析の値 (wt %) である。

表 8. 9Cr-2Mo鋼の機械特性 (4)

符号	寸法 (mm)	耐力 (kg/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)	シャルピー脆化値 (kg-cm <sup>2</sup> ; 20°C)
A	10t板	40.8	62.2	30	29.6
B	48.6φ×5.5t	42.9	64.2	47	27.5
C	60.0φ×8.0t	37.8	60.3	34	34.0
D	6t板	49.0	65.0	29	26.3
E	57.15φ×5.08t	45.8	62.1	41	—
	467.4φ×76t T-ピース (495φ×91t, 107t)	47.4	62.8	28	7.5
F	54φ×5t	42.1	62.9	44	22.3
	54φ×5t	41.9	64.2	43	24.7
計	機	≥20	≥52	≥25	—

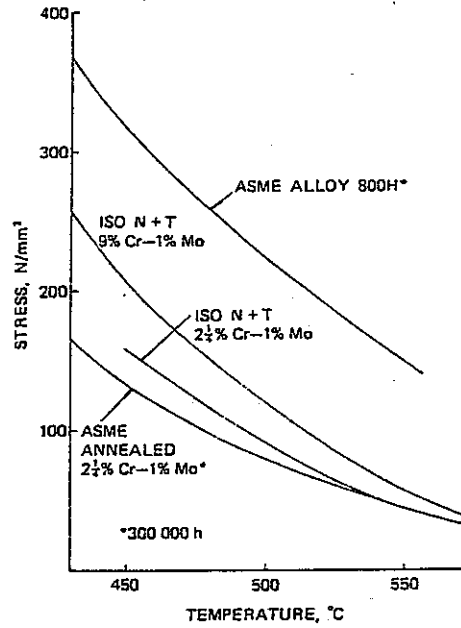


図 8. 破断強度の比較 (3)

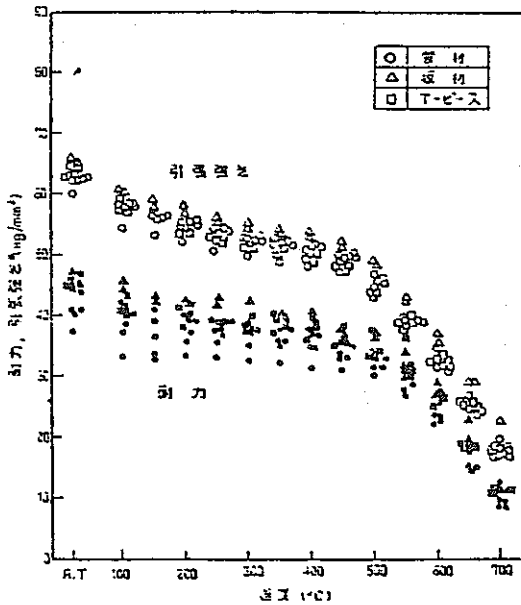


図 3. 9Cr-2Mo鋼の高温引張強度 (4)

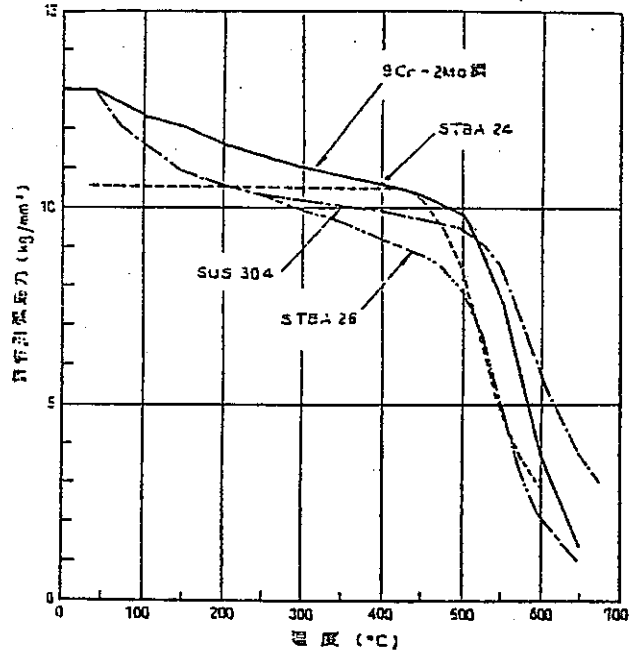


図 4. 許容応力の比較 (4)

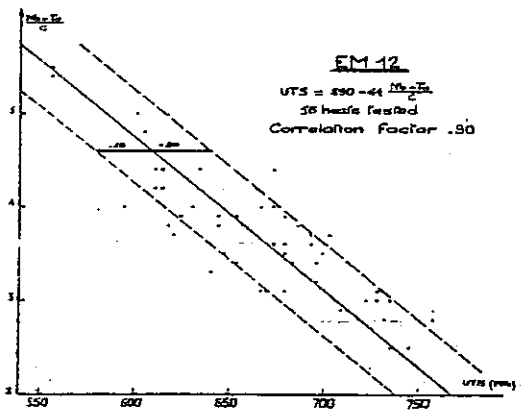


図 6. 引張強度に及ぼすNb/C比の影響 (11)

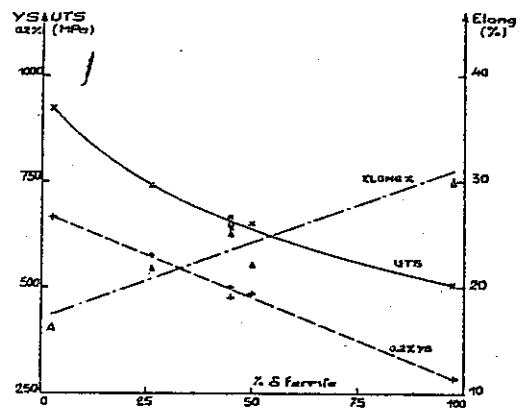


図 7. 引張強度に及ぼすδ-フェライト量の影響 (11)

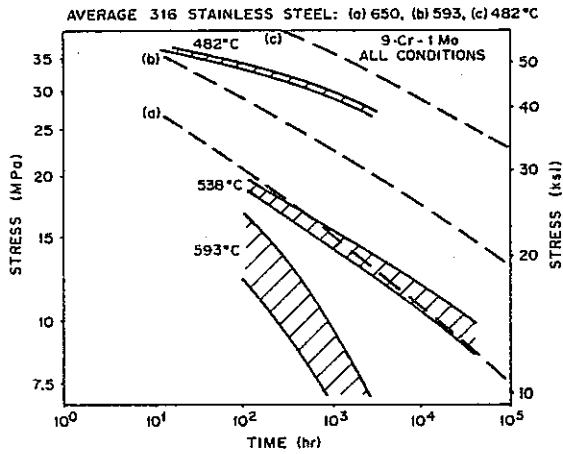


図9. 316ステンレス鋼と比較した9Cr-1Mo鋼のクリープ破断強度 (9)

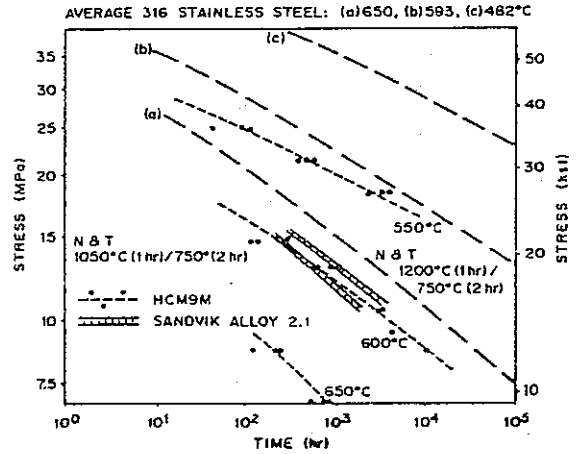


図10. 9Cr-2Mo, 9Cr-1Mo, 316ステンレス鋼のクリープ破断強度の比較 (9)

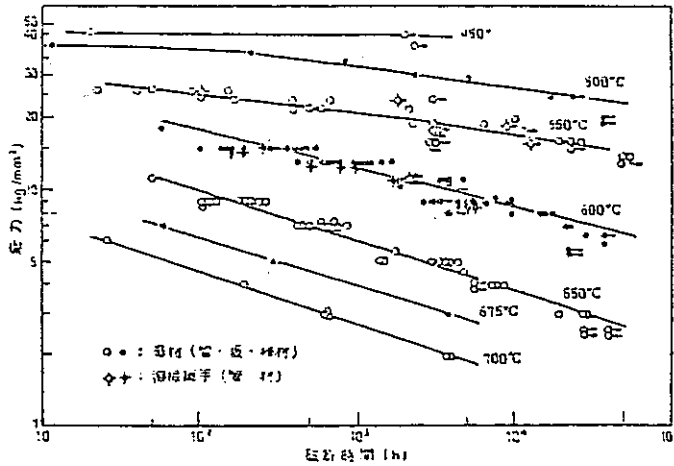


図11. 9Cr-2Mo鋼のクリープ破断強度 (4)

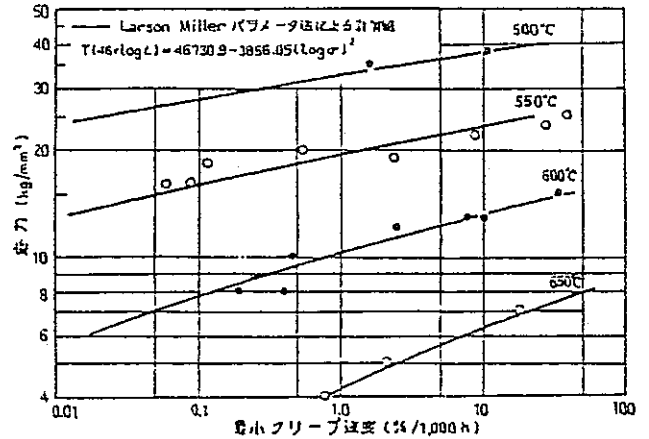


図12. 9Cr-2Mo鋼の最小クリープ速度 (4)

表9. 9Cr-2Mo鋼のクリープ特性 (4)

温度	クリープ破断強度、平均値 ( $\sigma_B/10^4$ h)	クリープ強度 (0.01%/1,000 h)
500 °C	22.0	23.5
550 °C	14.0	13.0
600 °C	6.0	5.7
650 °C	2.4	(2.0)

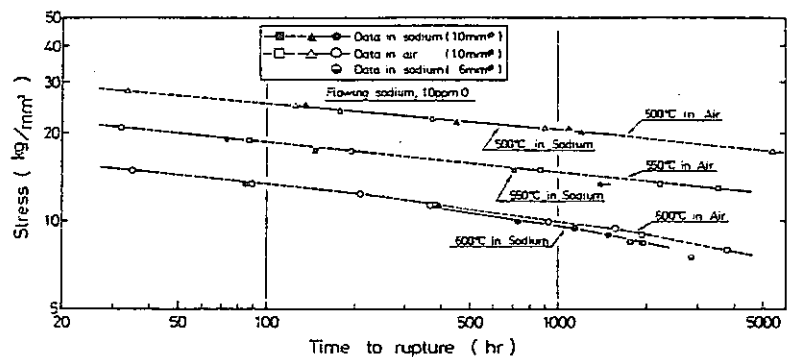


図13. Na中、及び空気中での単軸引張における2.25Cr-1Mo鋼のクリープ破断データの比較 (13)

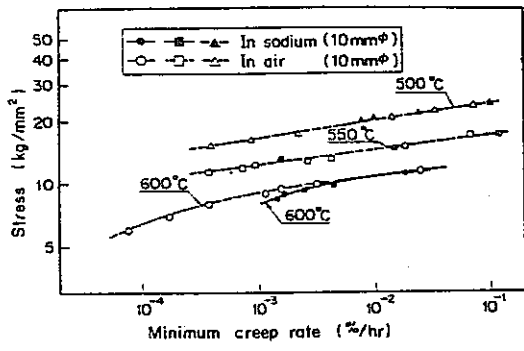


図 14. Na 中及び空気中の 2.25Cr-1Mo 鋼の最小クリープ速度の比較 (13)

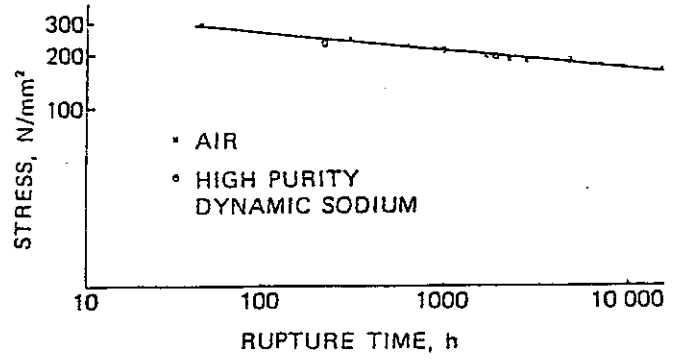


図 15. 9Cr 鋼の破断強さに対する Na の影響 (525°C) (3)

## C. 高速炉構造材料の構成方程式

関 東 康 祐

### 1. まえがき

原子力機器の構造設計および安全解析は、通常、弾性応力解析によって行われてきた。それは、非弾性解析のコストが高いこと、精度の検証が十分でなかったことなどによる。しかし、近年、計算機・解析手法の発達により非弾性解析のコストが非現実的ではなくなったこと、および、機器がより過酷な環境、例えば高速炉のように高温環境下で運転されるようになったことから、非弾性解析による詳細な解析が望まれるようになってきた。

非弾性解析において最も重要な点の1つに、適切な構成方程式を用いることが挙げられる。いくら精密な理論を用い、適切な解析手法で解析しようと、使用する構成方程式が適切なものでなければ、得られた解は無意味なものになってしまうからである。このため、構造材料の機械的挙動の理解、その挙動を表わし得る構成方程式の開発および改良、さらには、その構成方程式の適用に関する限界の設定など多くの研究がなされてきた。

構成方程式に要求される条件として、

- (1) 材料の非線形挙動のより正確な記述ができる
- (2) より少ない、簡単な材料試験から必要な材料データが得られる
- (3) 理論的に簡明で、数値解析プログラムとの適合性が良い

などが挙げられる。しかし、これらの要求は互いに矛盾しており、要求の度合も状況により変化するため、それぞれ特徴ある構成方程式が数多く存在することになり、使用者は問題によって適切な構成方程式を選択する必要がある。

現在、広く使用されている構成方程式の1つとして、ORNL(Oak Ridge National Laboratory)が推奨しているHEDL(Hanford Engineering Development Laboratory)の構成方程式<sup>(1)</sup>があり、これについての解説もいくつかなされている。<sup>(2), (3), (4)</sup>しかし、いくつかの欠点も指摘されており、<sup>(5)</sup>それらの欠点を解決するため、新しい構成方程式の開発が行われている。

ここでは、ORNL推奨の構成方程式の概略、機械学会が行なったベンチマークテストの紹介、<sup>(6)</sup>主に6th-SMIRT(Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, France, 1981)で発表された

最近の研究動向について述べる。

### 2. ORNLで推奨している構成方程式

ここでは、ORNL推奨の構成方程式の概略のみを示す。詳細は文献<sup>(2), (3), (4)</sup>を参照されたい。

塑性とクリープの間には連成がないと仮定し、歪は弾性歪、塑性歪、クリープ歪、熱歪の和で表わす。以下に塑性、クリープに関する仮定および文献<sup>(5), (7)</sup>で指摘されている欠点について簡単にまとめて示す。

#### 2.1 塑性

塑性挙動は、降伏条件、流れ則の3要素で記述されるが、次の仮定を置く。

- (1) 硬化則は移動硬化則を用いる。
- (2) 流れ則に関して、塑性歪の降伏曲面に対する直交性を仮定する。
- (3) 応力-歪関係を2直線近似する
- (4) 繰返し硬化の激しい材料に対しては、図1に示すように1/2サイクル後は10サイクル目のヒステリシスループを用いて降伏曲面の大きさを決定する。

#### 2.2 クリープ

クリープモデルは状態方程式タイプで第1期クリープと第2期クリープを含み、流れ則、硬化則、単軸クリープ則の3要素で記述され、次の仮定を置く。

- (1) 流れ則に関して、材料の等方性、クリープ歪についての非圧縮性、クリープ速度の偏差応力に対する比例性を仮定する。
- (2) 硬化則は、歪硬化則を用いる。
- (3) 応力反転に対しては、補助則を用いる。
- (4) 単軸クリープ則はBlackburn型の式を用いる。

#### 2.3 ORNLモデルの欠点<sup>(5), (7)</sup>

- (1) 2直線硬化モデルは $\epsilon = 0.3\%$ 以上で弾性歪を過大評価する。
- (2) 移動硬化則では、繰返し硬化を表わすことができない。
- (3) 仮定されているような、単調硬化と繰返し硬化との類似性は実験的に検証されていない。

- (4) クリープ法則において、応力反転のための補助則が必要である。
- (5) クリープ-塑性の相互作用が評価されない。
- (6) 応力の歪範囲に対する依存性が抜けている。
- (7) 非比例負荷荷重経路を持つクリープを考慮に入れる補助則は一意的に解が定まらない。
- (8) 非弾性材料特性の温度依存性は熱的効果、力学的効果がないので熱力学的根拠に欠ける。

### 3. ベンチマークテスト<sup>(6)</sup>

構成方程式の開発とならんで、ベンチマークテストを行ない、異なる構成方程式の比較検討を行ない、その適用性を調べることは、構成方程式研究のなかで重要な位置をしめている。ここでは、日本機械学会が行なったベンチマークテストの結果を紹介する。

#### 3.1 弾塑性ベンチマークテスト

##### 3.1.1 ベンチマーク問題

対象とする材料として、SUS304鋼をとり上げ、負荷径路折り曲げ問題とメカニカルラチェット問題の2題を設定している。負荷径路折り曲げ問題は、図2に示すように軸荷重とねじり荷重の組合せ負荷下で負荷径路が、OABと折れ曲がるものである。折れ曲げ点Aにおける軸ひずみ $\epsilon_A^t$ については表1に示すように三種類を設定している(A-1~3)。最終負荷点Bにおける軸方向応力 $\sigma_B$ の値は、 $-20 \text{ kgf/mm}^2$ で共通である。

メカニカルラチェット問題は、図3に示すように、軸応力とねじり応力で構成する応力平面内において、点Aまでねじり応力が負荷された状態で引き張りと圧縮の繰返し軸応力を加えている。負荷条件として、表2に示すように4種類設定している。 $\epsilon_A^t$ 、 $\tau_A$ はそれぞれ繰返し軸ひずみおよび定常せん断応力である。ここで繰返し数Nは図4のように定義される。

##### 3.1.2 解析結果と実験結果との比較検討

解析に使用した構成方程式モデルは、等方硬化、移動硬化および複合硬化モデル、ORNL複合硬化モデル、サブレイヤーモデル、修正硬化係数を用いた移動硬化モデル、異方硬化形塑性ポテンシャルモデル、 $M\ddot{r}\acute{o}z$ の加工硬化係数の場モデル、 $M\ddot{r}\acute{o}z$ の修正移動硬化モデルである。各モデルの詳細な説明は文献(6)に与えられている。図5に結果の一例として、メカニカルラチェット問題B-4の累積ラチェットひずみと繰返し数の関係を示す。総合的評価として次にあげる結論を得ている。

- (1) 異方硬化塑性ポテンシャルモデルが最も良い結果を与えたが、このモデルは材料定数の決定などに手間がかかる。
- (2) 次に良い結果を与えたのは、ORNLモデルと修正硬化係数を用いた移動硬化モデルであるが、ORNLモデルは計算が容易なのに対し、比較的良好な結果を与えている。
- (3) 等方硬化モデルは最も簡便なモデルであるにもかかわらず、ラチェット累積ひずみの解析に無難な結果を与える。
- (4) 移動硬化モデル、サブレイヤーモデル、 $M\ddot{r}\acute{o}z$ の修正移動硬化モデルおよび加工硬化係数の場モデルについてはよい結果が得られなかった。

としている。表3に各構成式モデルの特徴をまとめてある。

### 3.2 クリープベンチマークテスト

#### 3.2.1 ベンチマーク問題

ベンチマーク問題は、軸力問題(CA, 5題)、ねじり問題(CB, 6題)、軸力ねじり重畳問題(CC, 3題)の3種で計14題であり、クリープ構成式における硬化則と流れ則の検討をすることを目的としている。問題の種類を表4にまとめて示す。

#### 3.2.2 解析結果と実験結果との比較検討

使用した構成式モデルは、ひずみ硬化理論、ORNL修正ひずみ硬化理論、力学モデル(一般化Voigtモデル)移動硬化モデル、混合硬化モデル、異方硬化モデル、回復クリープモデル、回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル1,2, Millerモデルである。ただし、回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル1は同2を精密化したものである。図6に結果の1例として、CC-3のクリープひずみの時刻歴を示す。

検討された各事項の全般にわたり比較的優れた結果を与えているものとして、ORNL修正ひずみ硬化理論と回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデルをあげられている。これらの構成式は、材料の基本的な特性のみを基礎にしているため、複雑なクリープ挙動は記述し得ないが、広範囲の応力変動様式の実験結果とよく適合し、信頼性が高く実用的な構成式の条件を備えているとしている。

一方、異方硬化モデルも全般にわたって比較的良好な結果を与えているが、材料定数の決定に応力反転クリープ実験のデータが必要である点が課題となっている。

移動硬化モデル、混合硬化モデル、Millerモデルはい



ずれも、材料のクリープ挙動の微細な特徴までも記述する可能性を持つが、材料定数の決定法が未完成であり、今後も継続的な検討が必要であるとしている。

また、ひずみ硬化理論と回復クリープ理論は、元来単調な応力変動を前提としているので、一般の応力変動問題には適用できず、力学モデルについては、解析結果の不足から十分な評価を行えなかったとしている。

表5に以上の結果および評価をまとめてある。

### 3.3 塑性クリープベンチマークテスト

#### 3.3.1 塑性クリープ相互作用

塑性クリープ相互作用の例としてJaskeら<sup>(8)</sup>の実験結果から、クリープが塑性挙動に影響を与える例(図7)と、逆に塑性がクリープ挙動に影響を与える例(図8)がひかれている。図7は、一定ひずみ幅の繰返し引張圧縮の塑性変形を与えたときの繰返し硬化に対するクリープ予ひずみの効果を示し、図8は、クリープ変形に対する繰返し塑性変形の効果を示している。ベンチマークテストでは、(i)塑性方程式とクリープ構成方程式を組み合わせたタイプと、(ii)相互作用を考慮できる構成方程式に対して、本問題への適用性を検討している。

#### 3.3.2 ベンチマーク問題

塑性クリープ相互作用のある問題として、表6に示される4題が設定された。材料はいずれもSUS304鋼であり、温度は650°Cで一定としている。

#### 3.3.3 評価

既出の2つのベンチマーク問題と比較して、本問題が複雑であり、解析が困難であること、4種のベンチマーク問題では構成方程式の優劣を検討するのに十分ではないこと、取り上げた7種の構成方程式は単なる例であること、などの理由から、総合的評価を下すに到っていない。

使用された構成方程式は、上記の2つのタイプに分類できる7種のモデルである。

##### (i) 塑性とクリープの単純な重ね合わせ

1. 移動硬化とORNLの修正ひずみ硬化の組合せ
2. 複合硬化とORNLの修正ひずみ硬化の組合せ
3. 修正硬化係数を用いた移動硬化とORNLの修正ひずみ硬化の組合せ

##### (ii) 何らかの形で両者の相互作用を考慮したもの

4. サブレイヤーモデル
5. クリープによる塑性ひずみ硬化回復モデル
6. Hartモデル
7. Millerモデル

(i)のグループに関しては、相互作用が考慮されていないため、また、クリープ構成式として同一のものをを用いているため、弾塑性構成式の差のみが表われている。

(ii)のグループに関しては、必要となる材料パラメータがすべて与えられていないこともあって、一概に比較することはできない。

## 4. 最近の構成方程式に関する研究状況

構成方程式の研究には大きく分けて、新構成方程式の開発または従来の構成方程式の改良。および、実験またはベンチマークテストによる構成方程式の比較検討、の2つがある。ここでは、最近発表された論文、特に6th-SMIRTで発表されたものを中心に簡単にまとめる。

### 4.1 構成方程式の開発および改良

ORNL推奨モデルは、応力反転が起こった際、補助則を用いなければならない。さらに非比例負荷の場合、唯一解を与えない可能性があるなどの欠点を持つことが指摘されているが、<sup>(5), (7)</sup> Murakamiら<sup>(9), (10)</sup>はクリープ硬化曲面の概念に基づく回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデルを提案している。このモデルは、(i)応力反転時の異方性を考慮できる、(ii)数値解析との適合性が良い、(iii)材料定数の決定が比較的容易である。等の長所をもっている。また、日本機械学会のベンチマークテスト<sup>(6)</sup>でも検討され、比較的有望なモデルであるとの評価を得ている。結果の1例として、図9に2軸の繰返し荷重に対する解析結果と実験結果との比較を示す。図中ORNLモデルが2つ示してあるが、点線は図中に示してある応力履歴に対して解析された結果で、破線は各応力周期に対して微小時間 $\Delta t$ だけずらして解析された結果である。両者は実質的に一致すべきものであるが、大きく離れている。本モデルの結果は図中Simple theory Eq. (18)で示されており、実験結果とも比較的良く合っている。

ORNLモデルでは、また、塑性-クリープ相互作用を考慮に入れることができないが、これを考慮できる構成方程式として、フラクシオンモデル(サブレイヤモデル)内部状態変数理論、粘弾性理論を变形し、塑性を近似した理論などが挙げられる。

フラクシオンモデルに関しては、オランダのTNOの研究<sup>(11), (12)</sup>があり、塑性およびクリープの解析と実験を行っており、良好な結果を得ている。塑性-クリープ相互作用に関しては、(i)初期荷重条件の違いに

よるクリープデータの違いは、第一期クリープにのみあらわれる、(ii) この違いは唯一つのパラメータにししか影響を及ぼさないとの結論を得ている。

近年、内部状態変数理論による構成方程式の発達には目覚ましいものがある。最近のものとして、対象材料が高速炉材料のものではないが、等ポテンシャル面の概念に基づくもの、<sup>(13)</sup> "hardness" と呼ばれるパラメータを用いるもの、<sup>(14)</sup> 仕事硬化のパラメータを用いるもの、<sup>(15)</sup> などがある。いずれもクリープ挙動に関するもので、塑性-クリープ相互作用に言及していない。

粘塑性理論によるもの<sup>(16)</sup>、<sup>(17)</sup> はクリープ挙動にも言及しているが、主に衝撃荷重に関するものが多いようである。また、降伏面を用いず弾性成分が無いのが特徴となっている。

#### 4.2 既存の構成方程式の比較検討

3. で述べた日本機械学会のベンチマークテスト<sup>(6)</sup>をまず挙げることができる。

6th-SMIRT では、塑性構成方程式に関するもの<sup>(18)</sup>とクリープ構成方程式に関するもの<sup>(19)</sup>とがみられた。

塑性に関しては、LMFBR を対象にして、AISI 316 SS の 20°C - 800°C の広温度域での実験データを整理し、次の4種の応力-歪関係式にあてはめ、比較したものである。

$$\text{Hollomon eq.} \quad \sigma = A_H \epsilon_p^{n_H} \quad (1)$$

$$\text{Voce eq.} \quad \sigma = A_V + B_V \exp(C_V \epsilon_p) \quad (2)$$

$$\text{Ludwik eq.} \quad \sigma = A_L + B_L \epsilon_p^{n_L} \quad (3)$$

$$\text{Ludwigson eq.} \quad \sigma = A_{LV} \exp(C_{LV} \epsilon_p) + B_{LV} \epsilon_p^{n_{LV}} \quad (4)$$

ここで、 $\sigma$  は真応力、 $\epsilon_p$  は塑性ひずみを表わし、 $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $n$  などは定数である。結論としては、Voce の式が統計的には最も良い近似を与えるが、微小ひずみの塑性変形ではあまり良い近似を与えないため、Ludwik と Ludwigson の式が良いと思われる、Hollomon の式は 800°C で満足する近似を与える、としている。

HEDL は Ludwik の式を採用している。

クリープに関しては、a) 時間硬化則、b) 歪硬化則、c) Rabotnov の修正歪硬化則の比較を行なっている。材料データは 1% CrMoV 鋼のもので、化学組成を表 7 に示す。試験はすべて 565°C で行なっており、線形応力増加荷重条件で比較を行なっている。しばしばみられる階段状の荷重条件での比較は行なっていない。結論として、歪硬化則、修正歪硬化則がほぼ同じ程度に良い近

似を与える、時間硬化則はあまり良くない、応力増加率が大きい場合、修正歪硬化則が最も良い近似を与える、等を得ている。

#### 5. あとがき

高速炉構造材料の構成方程式の研究状況に関連して、日本機械学会で行なったベンチマークテスト、最近発表された論文のうちの一部を紹介した。現在の状況を簡単にまとめると、i) 古典的クリープ理論に従う挙動に関しては、精度、解析のしやすさ、材料データ入手の容易さなどの条件を満足する構成方程式があり、設計等に使用し得る、ii) より複雑な挙動を記述する構成方程式は、今盛んに研究されてはいるが、まだ検討の余地が大いにある、となるだろう。研究が進むにつれ、それぞれ特徴を持った構成方程式が多く現われると思われるので、使用者は構成方程式の知識が不可欠となるであろう。広い範囲に精度よく適用可能な構成方程式の開発にはさらに多くの検討を要すと思われる。

#### 〔REFERECES〕

- (1) Corum, J. M., Greenstreet, W. L., Liu, K. C., Pugh, C. E. and Swindeman, R. W., "Interim Guidelines for Detailed Inelastic Analysis of High-Temperature Reactor System Components", ORNL-5014, Oak Ridge National Laboratory, 1974.
- (2) 矢川, 宮崎, 相沢, "高温非弾性解析のための構成方程式について (I)", "圧力技術", Vol. 13, No. 5, pp. 272-278, 1975.
- (3) 矢川, 宮崎, 相沢, "高温非弾性解析のための構成方程式について (II)", "圧力技術", Vol. 14, No. 1, pp. 43-49, 1976.
- (4) 佐藤, "高速炉構造材料の構成方程式", JWES-AE-7904, 日本溶接協会, pp. 109-121, 1979.
- (5) Haupt, P., "Some Comments on Thermo-mechanical Constitutive Equations for Inelastic Analysis of LMFBR Components," L1/6, 4th Int. Conf. on SMIRT, San Francisco, U. S. A., 1977.
- (6) "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究 (II)", J254 81-01, 日本機械学会, 1981.
- (7) Becker, M., "Status of the Develop-

- ment of Constitutive Equations for the Visco-Plastic Material Behaviour at Elevated Temperatures, "Nuclear Engineering and Design, Vol. 72, pp. 27-34, 1982.
- (8) Jaske C. A. and Leis, B. N., Proc. Symp. Structure Material for Service at Elevated Temperature in Nuclear Power Generator, Annual Meeting of ASME, p. 191, 1975.
- (9) Murakami, S. and Ohno, N., "A Constitutive Equation of Creep for High Temperature Component Analysis: An Alternative Prospection to ORNL Constitutive Equation of Creep," L7/3, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1981.
- (10) Murakami, S. and Ohno, N., "Constitutive Equation of Creep Based on the Concept of a Creep-Hardening Surface," Int. J. Solids Structures, Vol. 18, No. 4 pp. 597-609, 1982.
- (11) Roode, F. and Dorland, W., "Experimental Verification of Constitutive Equations for Creep and the Interaction of Creep and Plasticity Under Biaxial Loading Conditions," L4/1, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1981.
- (12) Janssen, G. T. M. and Huetink, J., "Experimental Verification of Constitutive Equations for Plasticity Under Biaxial, Cyclic and Non-Radial Loading Conditions," L4/2, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1981.
- (13) Oytana, C., Delobelle, P. and Mermet, A., "Constitutive Equations Study in Biaxial Stress Experiments," J. Eng. Mat. Tech., Vol. 104, pp. 1-11, 1982.
- (14) Anand, L., "Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Metals at Elevated Temperatures," J. Eng. Mat. Tech., Vol. 104, pp. 12-17, 1982.
- (15) Merzer, A. M., "Steady and Transient Creep Behavior Based on Unified Constitutive Equations," J. Eng. Mat. Tech., Vol. 104, pp. 18-25, 1982.
- (16) Krempl, E., "A Viscoplasticity Theory Based on Total Strain and Overstress. The Determination of the Material Functions for Type 304 Stainless Steel and Their Use in a Finite Element Model," L3/3, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1982.
- (17) Cemocky, E. P., "An Examination of Four Viscoplastic Constitutive Theories in Uniaxial Monotonic Loading," Int. J. Solids Structures, Vol. 18, No. 11, pp. 989-1005, 1982.
- (18) Matteazzi, S., Bernasconi, G., Piatti, G. and Boerman, D., "Inelastic Stress-Strain Relationship for AISI 316 Stainless Steel in the Temperature Range 20°C-800°C," L4/7, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1981.
- (19) Salim, A., "An Examination of Some Creep Theories Using High Sensitivity Tensile Creep Data," L4/8, 6th Int. Conf. on SMIRT, Paris, France, 1981.

表1 負荷径路折曲げ問題負荷条件

問題番号	A-(1)	A-(2)	A-(3)
$\epsilon_A^t \times 10^2$	0.57	1.07	2.10
$\sigma_B$ (kgf/mm)	-20.0		

$\sigma_B$ : 点Bにおける軸応力

表2 メカニカルラチェット問題負荷条件

問題番号	B-(1)	B-(2)	B-(3)	B-(4)
$\epsilon_a^t \times 10^2$	$\pm 0.5$	$\pm 1.0$	$\pm 0.5$	$\pm 1.0$
$\sqrt{3}\tau_A$ (kgf/mm)	2.0		6.0	

繰返し数N: 20

表3 塑性構成式・モデルの評価

	理論の概略	材料定数の決定に必要な材料データ	材料定数決定の難易	計算遂行の難易	SUS304材に対する実験結果と解析結果との比較による評価 上段(折り曲げ), 中段以下(ラチエット累積ひずみ)
等方硬化モデル	降伏曲面が変形硬化分膨脹し, 中心は座標の原点と一致し不動である。	単軸・単調負荷時の応力ひずみ関係	容易	最も容易	無難な結果を与える。 数倍程度のラチエットひずみを見積る。 定性的にも比較的一致している。
移動硬化モデル	降伏曲面の大きさが一定, 中心が負荷点と中心を結ぶ方向に移動する。 (Ziegler移動則)	同上	容易	容易	生ずるひずみを大きく見積りすぎる。 ラチエットひずみが速かに収束し, 繰返し負荷の解析には不適。
複合硬化モデル	降伏曲面の大きさが変形硬化と共に膨脹すると共に中心も移動硬化と同様に移動する。	同上 (単軸の繰返し負荷時のデータを利用する方法もある)	容易 (一部や、手間)	比較的容易	複合の割合によってはよい結果が期待される。 ラチエットひずみは早い回に収束する。 繰返しのデータを用いない方がよい。
ORNL複合硬化モデル	負荷方向が除荷を含むように変化するとき, 繰返しデータに基づいてN=10回目の降伏曲面に膨脹すると考える。	単軸単調負荷時のデータ及び繰返し負荷時のN=10回目のデータ	容易	容易	生ずるひずみを小さく見積る。 ラチエットひずみは早い回に収束する。
修正硬化係数を用いる移動硬化モデル	移動硬化則にもとづく降伏曲面と等方硬化則による降伏曲面の間の領域に負荷点があるときの硬化係数を修正して与えたもの。	単軸単調負荷時のデータ	容易	比較的容易	生ずるひずみを大きく見積る。 ラチエットひずみは早い回に収束する。
サブレイヤモデル	材料を各々異なった弾塑性特性を有する要素が並列結合されたものと考えた力学モデル。	同上	や、難	や、手間	生ずるひずみを大きく見積る。 ラチエットひずみは早く収束する。 繰返しのデータを用いれば定性的に一致する。
異方硬化形塑性ポテンシャルモデル	予変形後の材料特性を幾つかの等ひずみ面で構成される曲面群で表わしている。曲面は4次関数で近似される。	単軸単調負荷データ ひずみ経路が90°変化するときのデータ及び繰返し負荷データ	難	や、手間	や、生ずるひずみを小さく見積る。 無難な結果を与える。実験結果と比較的一致する。微小ひずみも定性的に一致する。
Mrozの加工硬化係数の場合モデル	材料特性をいくつかの等硬化係数面で構成される曲面群で表わしている。曲面は二次関数で表わされ移動する。	単軸単調負荷データ	や、手間	比較的容易	無難な結果, 見積るひずみが大い。ラチエットひずみが収束しないで定常的に増加する。
Mrozの修正移動硬化モデル	負荷方向が変化するときの硬化係数と降伏曲面の移動方向をひずみ履歴などの関数として修正して与えたもの。	単軸単調負荷データ及び負荷方向と逆転したときのデータ	手間	や、手間	生ずるひずみが小さすぎる。 ラチエットひずみが余り収束せず大きい。

表 4 クリープベンチマーク問題

標準問題名	問題番号	応力変動の際の応力速度 ( $d\sigma/dt$ )	最大時間 (h)
軸力問題	CA-1 (階段状応力増加1)	3600 kgf/mm <sup>2</sup> /h	980
	CA-2 (階段状応力増加2)		2016
	CA-3 (階段状応力増加3)		2592
	CA-4 (漸増応力反転)		800
	CA-5 (漸減応力反転)		800
ねじり問題	CB-1 (階段状応力増加)	3600 kgf/mm <sup>2</sup> /h	800
	CB-2 (階段状応力減少)		800
	CB-3 (応力反転)		800
	CB-4 (漸増応力反転)		800
	CB-5 (漸減応力反転)		800
	CB-6 (応力比一定反転, $R = \tau_{min}/\tau_{max} = \frac{1}{3}$ )		800
軸力ねじり重畳問題	CC-1 (相当応力一定, 応力ベクトル方向交替, $\theta = 90^\circ$ )	300 kgf/mm <sup>2</sup> /h	80
	CC-2 (相当応力一定, 応力ベクトル方向交替, $\theta = 150^\circ$ )		80
	CC-3 (応力反転, $\theta = 180^\circ$ )		80

表 6. 塑性クリープベンチマーク問題

問題番号	問題名	対象
PC-1	メカニカルラチェット問題	二軸薄肉円筒試験片
PC-2	クリープに対する塑性予ひずみ効果の問題	単軸引張試験
PC-3	塑性に対するクリープ予ひずみ効果の問題	"
PC-4	塑性に対する Aging の効果の問題	"

表 7. 1%Cr-Mo-V鋼の化学組成(重量%)

Elements	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	Fe
%	0.22	<0.01	0.019	.27	.62	.22	1.00	.57	.27	Balance

表5 クリープ構成式の評価

クリープ構成式	材料定数決定の難易	数値計算の難易	単調応力変動(反転を伴わない)に対する精度 <sup>1)</sup>	応力反転(応力方向変化180°)に対する精度 <sup>2)</sup>	応力ベクトルの方向変化に対する追従性	クリープと塑性を统一的に表す可能性	総合評価
ひずみ硬化理論	◎	◎	◎	×	×	×	△
ORNL修正ひずみ硬化理論	◎	○ <sup>3)</sup>	◎	◎	△ <sup>3)</sup>	×	○
力学モデル	◎	◎	○ <sup>4)</sup>	○ <sup>4)</sup>	—	◎	(○) <sup>4)</sup>
移動硬化モデル	○ <sup>5)</sup>	○	○	△	○	×	△ <sup>6)</sup>
混合硬化モデル	△ <sup>7)</sup>	○	○	△	○	×	△
異方硬化モデル	△ <sup>8)</sup>	○	◎	○	○	×	○
回復クリープモデル	◎	◎	◎	×	×	△	△
回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル1	○ <sup>8)</sup>	◎	◎	◎	◎	×	○
回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル2	◎	◎	◎	◎	○	×	○
Millerモデル	△ <sup>9)</sup>	△ <sup>10)</sup>	× <sup>11)</sup>	× <sup>11)</sup>	○	◎	△ <sup>11)</sup>

- ◎：良好  
○：可  
△：あまり良くない  
×：不可
- 1) 主に表6-2, 問題CB-1, CB-2の結果に基づく。
  - 2) 主に表6-2, 問題CB-3~CB-6および表6-3, 問題CC-3の結果に基づく。
  - 3) 応力が変動する度毎に反転の有無を判定しなければならない煩雑さと、わずかな応力あるいはひずみの変化によってひずみ原点(硬化状態)が不連続に変化する欠点をもつ
  - 4) 問題B, Cに対する計算結果がないので、詳細な評価は不可能
  - 5) 長時間クリープ曲線が必要, 基礎データから材料定数を一意的に決めることが困難
  - 6) 応力反転の際のひずみを過大に評価する点が最大の欠点
  - 7) 長時間クリープデータが必要, ひずみの異方硬化部分と等方硬化部分への一意的分離が困難
  - 8) 応力反転クリープ実験のデータが必要
  - 9) 多数の材料定数を含み, しかも最適の材料定数を決定する基準がない
  - 10) 予測する結果が内部状態変数の値の変化に敏感であり, しかも数値積分の時間刻みを非常に小さくするか, 特別のアルゴリズムが必要
  - 11) 650℃での304ステンレス鋼の二軸ラチェット試験データから材料定数を決定

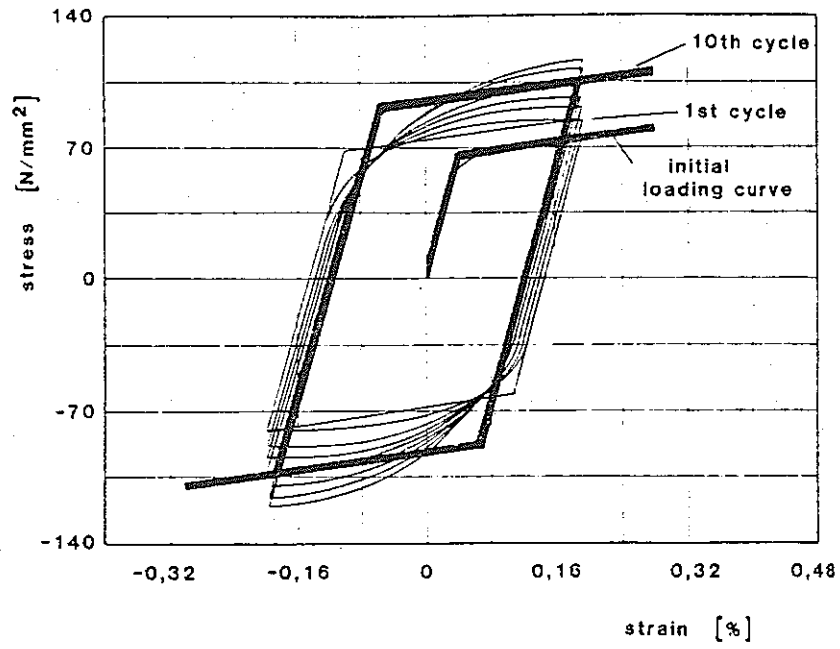


図1 応力-ひずみ線図の2直線近似

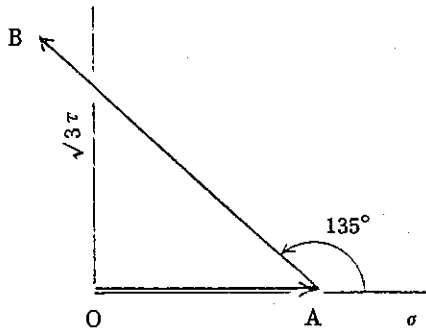


図2 単純折り曲げ応力径路

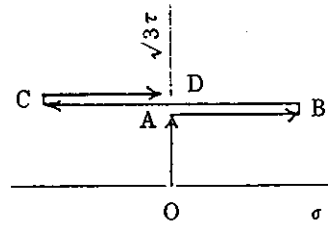


図3 メカニカルラチェット負荷径路

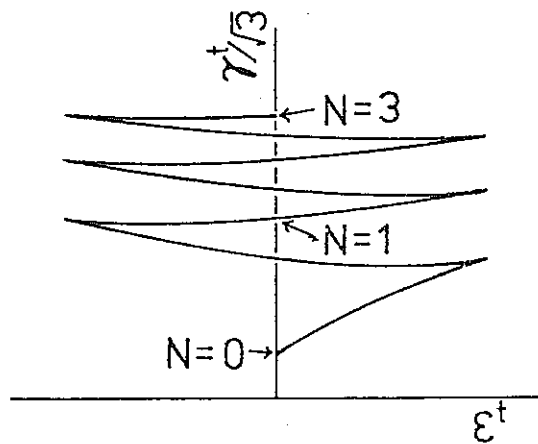


図4 繰返し数Nの定義

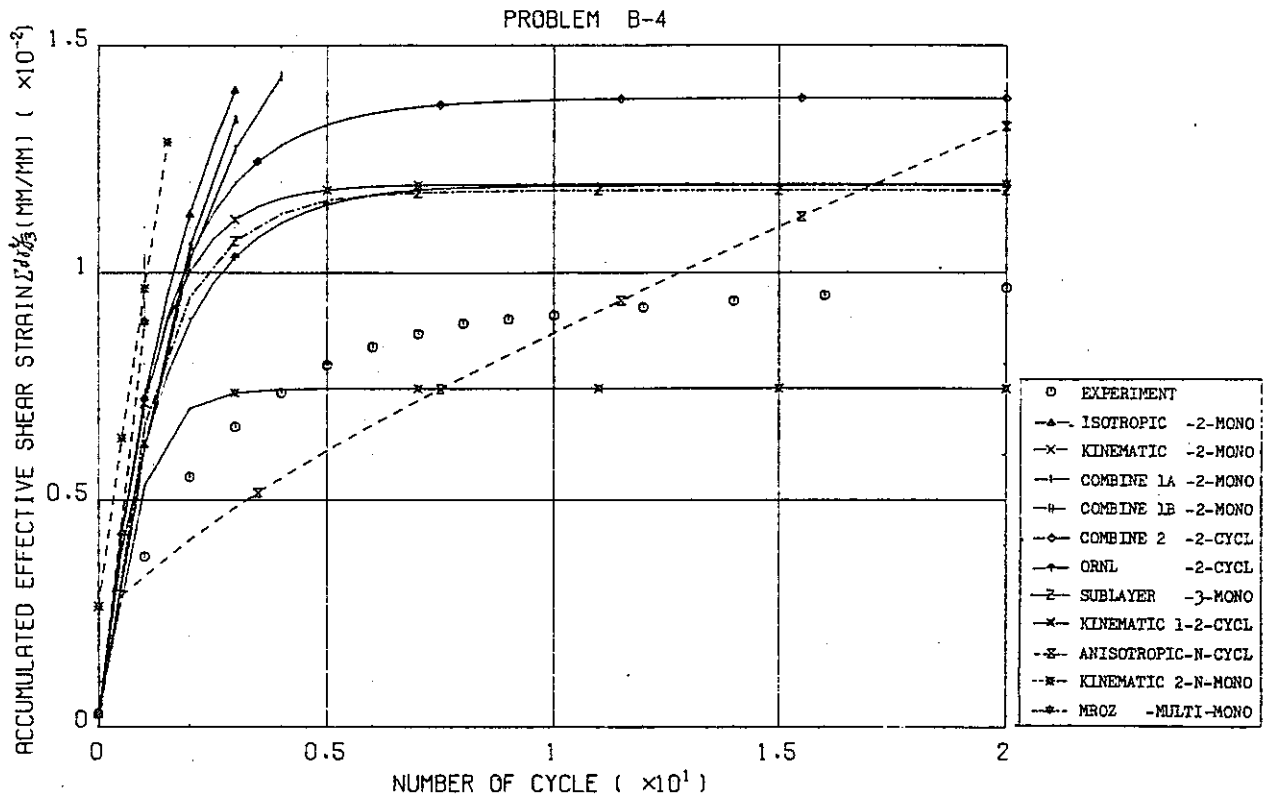


図5 メカニカルラチェット試験における実験結果と解析結果の比較

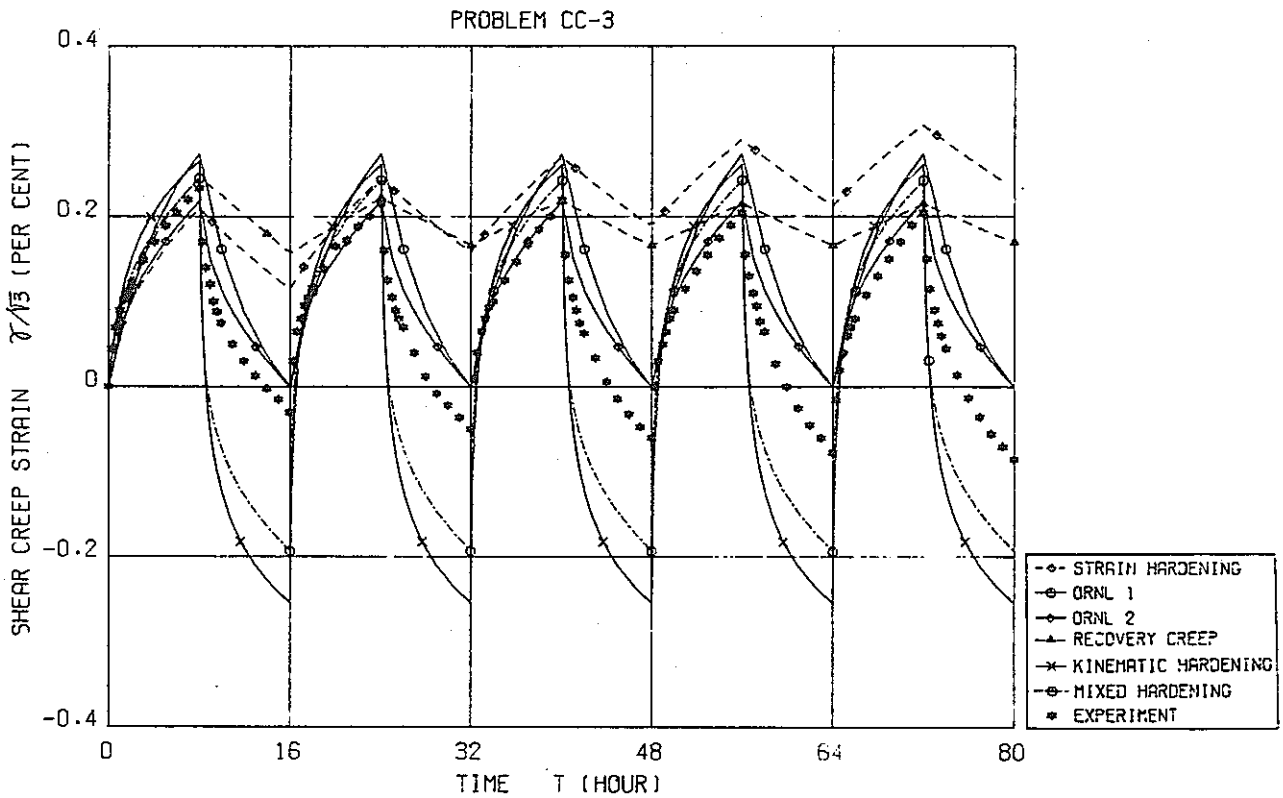


図6(a) 解析結果と実験値の比較, 軸力ねじり重畳問題 ( $\theta = 180^\circ$ ), せん断クリープひずみ(a)



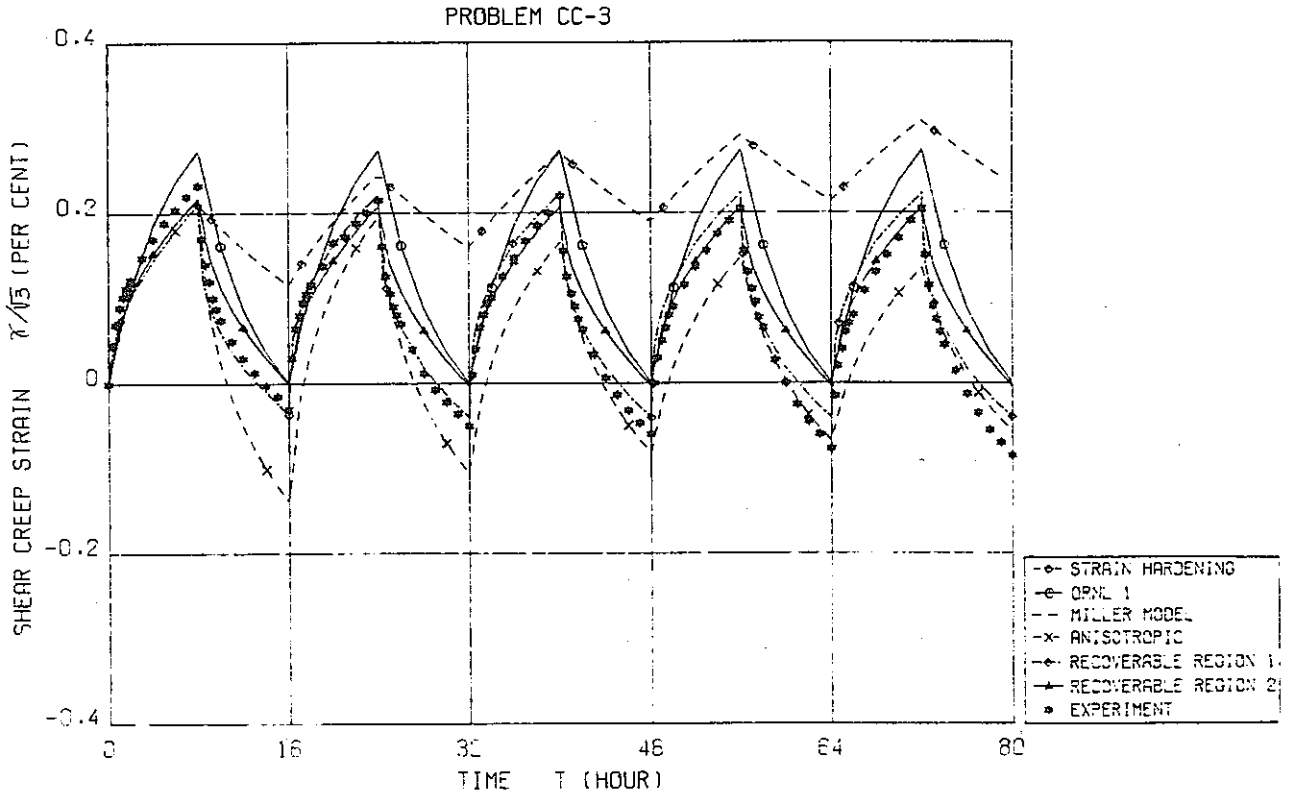


図 6(b) 解析結果と実験値の比較，軸力ねじり重畳問題 ( $\theta = 180^\circ$ )，せん断クリープひずみ(b)

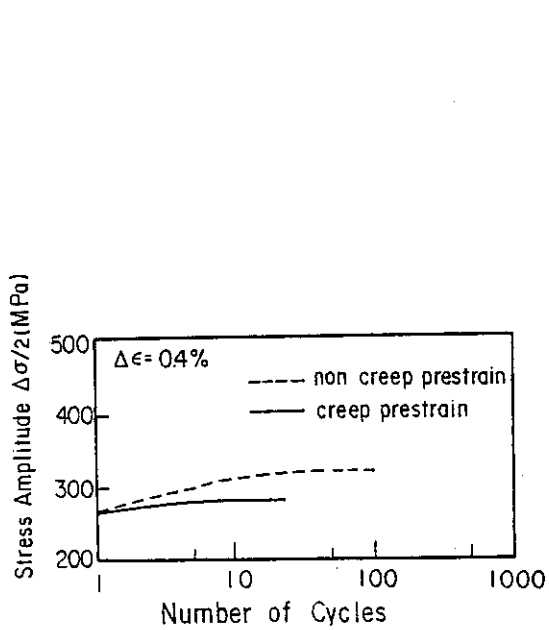


図 7 繰返し硬化に対するクリープ予ひずみの効果

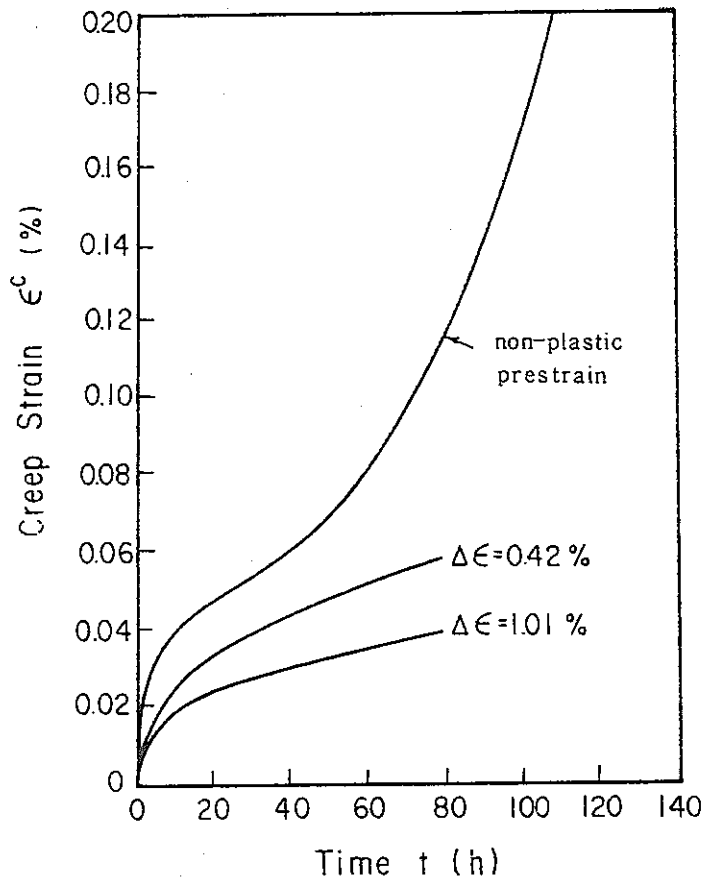


図 8 クリープ変形に対する塑性予ひずみの効果

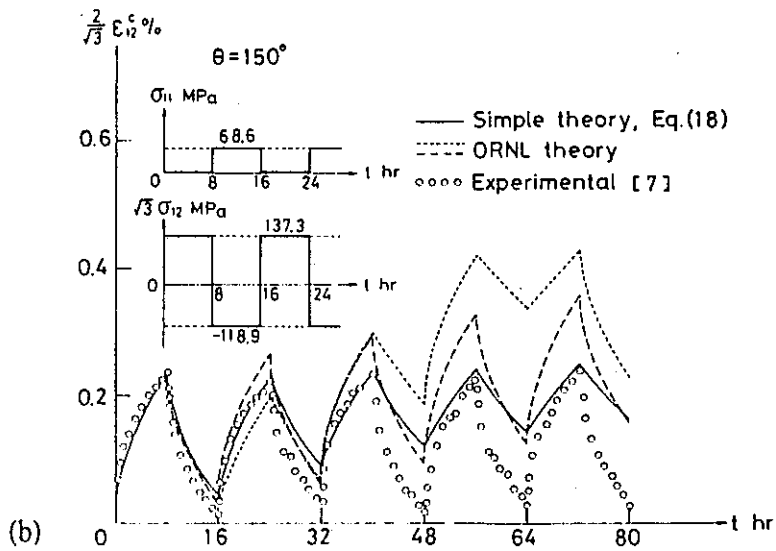
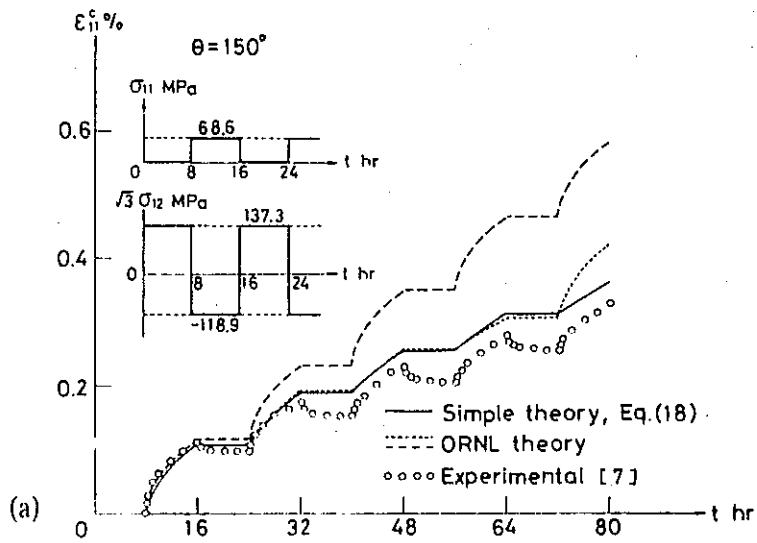


図9 二軸繰返し負荷応答 ( $\theta = 150^\circ$ )

(a) 軸方向クリープひずみ (b) ねじりクリープひずみ

## D. 熱疲労・クリープ疲労の破損寿命評価法

相澤 龍彦

### 1. 諸 言

高速増殖炉プラントでは、プラント熱効率の上で有利な高温サイクルを利用できる長所を有するが、これを機器構造設計の立場から考えると、従来の設計方法からの逸脱となる。軽水炉等の設計では、運転温度が構造材料のクリープ温度（再結晶温度）より十分低いため、破損様式としては、延性破断、過大な塑性変形、疲労破損、弾塑性座屈などを考え、ASME Section III を中心とする基準に準拠した設計法でよかった。しかし、高速炉では冷却材として熱伝達特性が良好で、高温でも蒸気圧の低いNaを用いていることもあって、主として熱荷重を対象した高温構造設計、特にクリープ疲労設計や熱疲労・ラチェットを考慮した設計が必要となっている。

本論では、熱疲労・クリープ疲労の破損寿命評価に関して、まず低温領域での設計指針であるASME Section IIIに対応する高温構造設計基準がどのように考えているかを述べる。この種の基準には、米国、フランス、英国、西独、日本という増殖炉の開発国がそれぞれの炉型、運転条件に沿って作成した設計基準があり、総じて熱疲労・クリープ疲労の損傷評価に大きなページをさいている。したがってその基本的な考え方を知るのはいわめて重要である。次に、熱疲労およびクリープ疲労の評価法に関する研究動向を示し、現時点での課題および将来における研究指針を述べる。

最後に、構造物の健全性、安全性の評価法として有力な破壊力学と、破損寿命評価法との関係について論じる。軽水炉の設計においては、予き裂（あるいは潜在き裂）からのき裂発生、成長を考慮して、線形破壊力学、さらに材料の非線形変形挙動を念頭に入れた非線形破壊力学による安全性評価が行なわれつつある。特に、Leak Before Break (LBB) 概念が成立し、例えばき裂が成長しても大破損に至る前にき裂が板厚方向に貫通し洩れが発見できることは、供用期間中検査を含めたプラントの健全性確保にとって、きわめて重要なことであり、そのLBB概念の成立は破壊力学を用いた欠陥評価、寿命予測が大きな位置を占めている。高温領域における熱疲労・クリープ疲労によるき裂の発生、成長の評価、さらにクリープ損傷度の評価に、破壊力学の応用が望まれている。

### 2. 高温構造設計基準における考え方<sup>(1)</sup>

高温域における構造物の使用に対しては、低温領域における設計基準に加えて、熱荷重を対象とした高温構造設計およびクリープ破断、クリープ疲労破損などの高温クリープ疲労設計を主たる破損様式として考えた設計法を考案しなければならない。この種の高温構造設計基準は、各国で開発している高速増殖の特徴を反映しており、同じクリープ疲労損傷評価という言葉を用いても、その内容は異なっている。ここでは、米国、フランス、英国などの高温構造設計基準における熱疲労、クリープ疲労の考え方を示し、その問題点を考察する。

#### 2.1 ASME Code Case N-47

Code Case N-47は、ASME Section IIIなどと比較して確定的な規則ではないが、クリープ疲労損傷やクリープラチェットおよび非線形ひずみの制限に関しては示唆に富んでいる。

まずクリープ疲労強度の評価では、クリープ損傷を時間の使用分数和とし、疲労損傷をMiner則で表わし、両者を線形に加算し、これをクリープ疲労損傷係数Dで制限する方法を用いている。すなわち、

$$\sum_{j=1}^p \left( \frac{n}{N_d} \right)_j + \sum_{k=1}^q \left( \frac{t}{T_d} \right)_k \leq D \quad (1)$$

ここに、 $n$ は荷重状態 $j$ の負荷サイクル数、 $N_d$ は荷重 $j$ に対する設計許容繰返し数、 $t$ は荷重条件 $k$ の保持時間、 $T_d$ は荷重 $k$ における許容時間である。問題は、 $N_d$ 、 $T_d$ 、 $D$ の決め方である。 $N_d$ を算出する際に必要となる設計疲労曲線としては、繰返しひずみ速度が $10^{-3}$  inch/inch/sec以下の負荷サイクルの評価に用いる線図とひずみ速度効果、保持時間効果による寿命減少を考慮した線図の2つが用意されている。特に後者に関しては、寿命減少の程度を表す低減係数 (Reduction Factor) を実験および解析により求めている。クリープ損傷に関しては、ピーク応力の緩和に伴う損傷は設計疲労曲線の中で見込まれているので、1次応力および2次応力による損傷の評価が問題となる。式(1)の左辺では、クリープ損傷係数を、 $k$ という荷重状態に対して、 $D_c = t/T_d$ の形で表わしたが、一般には、

$$D_c = \int_0^{t_d} \frac{dt}{T_d} \quad (2)$$

で計算するのが普通である。いずれにせよ、設計クリープ破断時間 $T_d$ の決め方が問題である。コードでは、どのように応力を評価するかによって以下に示す2通りの定め方をしている：

$$T_d = \frac{\sigma_{eff}}{K'} = 0.9 \sigma_{eff} \text{ (非弾性解析)} ; T_d = 0.9 S_k \text{ (弾性解析)} \quad (3)$$

ここに、 $\sigma_{eff}$ は荷重状態 $k$ における有効応力(相当応力)、 $S_k$ は設計応力強さである。非弾性解析では、材料の非線形変形挙動を考慮して応力解析を行うため、 $\sigma_{eff}$ は与えられた荷重履歴に対して一意定められる。しかし、その解析は詳細な構造計算を伴うことが多く、設計コストは比較的高価なものとなる。一方、弾性解析は簡易計算を基調としているため安価な評価法であるが、1次応力への2次応力の重畳を伴う応力履歴を扱う場合、 $S_k$ の決め方に任意性が生じる。一般に弾性解析によりクリープ損傷評価を行う場合には、クリープ損傷の点から注目すべき負荷状態に関して初期応力をどのように評価し、2次応力による緩和をどの程度考慮するかを明確にしておかねばならない。

クリープ疲労とともに重要な因子は、累積非弾性ひずみの評価である。コードでは、過大応力を含まぬ荷重履歴に対しては、O'DonnellとPorowskiにより開発されたクリーブラチェットひずみのバウンディング方法が用いられている。この方法は、簡易にクリーブラチェットひずみの上限を算定することができ、計算値をもって累積クリープひずみの限界値にすることができる。一方、寿命中に過大な事象が想定される場合には、通常のラチェットひずみと区別して、部分的に過酷なサイクルを含む負荷履歴の評価を合理的に行うために、エネルギー原理を利用した残留応力場の部分的な応力緩和によるひずみ評価をする。

## 2.2 RAMSESコード

フランスでは、自国で開発しているプール型高速増殖炉の構造設計を支援するために、4つのdivisionからなる基準委員会RAMSES (Regles d'Analyse Mecanique des Structures)を作り、高温構造設計コードをとりまとめている。他のコード、特にCode Case N-47と比較して著しい特徴は、通常運転状態では著しく高温でなく、クリープに対する種々の設計上

の配慮が必要なのは、短期間のみ高温領域にある機器と異常な運転状態時に限られており、主容器内の構造機器の多くは、クリープ固有の破損様式を配慮しない低温設計法に基づいて設計できる点にある。具体的には、一連のクリープ疲労試験を行ない、図1に示すような creep range cross over curveを作成し、対象とする機器構造部材が想定される荷重履歴に対してこの曲線の内側に入るか否かを判定する。もしも曲線の内側であれば、疲労強度に対してクリープ効果はほとんど考えなくてよい。

クリープが無視できない場合には、code case N-47と同様、クリープ疲労の損傷評価およびクリーブラチェット評価をしなければならない。まずクリープ疲労損傷評価に関しては、以下に示す2段階の方法を採用している：

- ① 累積ひずみの1%制限：図2で求められた許容時間 $T_k$ に対して、

$$\sum_{k=1}^r \left( \frac{t}{T} \right)_k < 1 \quad (k : \text{荷重状態}) \quad (4)$$

- ② クリープ疲労損傷の制限：Code Case N-47と同様に、

$$\sum_{j=1}^p \left( \frac{n}{N_d} \right)_j + \sum_{k=1}^q \left( \frac{t}{T_R} \right)_k < D \quad (5)$$

ここに、 $T_R$ はクリープ破断に対する許容時間である。一方、クリーブラチェットに関しては、Code Case N-47と異なり、多種類の数多くのラチェット実験より導かれた実験式に基づいて、クリーブラチェットひずみを評価している。なお、この場合にも、応力としてどのような設計パラメータを用いるかが問題となるが、このコードでは、弾性解析によって得られる、クリーブラチェットひずみと同一のひずみを発生させる有効1次応力(Effective Primary Stress)を採用している。

## 2.3 英国の高温設計基準

英国では、CDFR (Commercial Demonstration Fast Reactor)の設計に対処して、DCWG (Design Code Working Group)なる高温設計基準検討作業グループが作られ、簡易評価法に基づく高温設計基準およびCode Case N-47に準じた非弾性解析による設計法を提案している。

クリープ疲労評価に関しては、RAMSESコードと同様に、累積クリープ損傷に関する評価と、累積クリー

ブ損傷係数と累積疲労損傷係数との和を線形損傷側により制限している。

### 3. 熱疲労に関する破損寿命評価法

軽水炉においても、BWRの1次配管の板厚方向熱荷重およびPWRの蒸気管の熱荷重など、設計上熱疲労特に、温度変化が急激な熱衝撃を伴うような熱疲労を考慮しなければならない。<sup>(2)</sup> また、高速炉においてもプラントの立上げ状態 (Upset condition) 時における熱過渡応答は、きわめて大きな熱荷重をSU316製の構造材に負荷することになる。<sup>(3)</sup> ここでは、平滑材およびき裂材に対する熱疲労評価法を示し、高温構造設計基準との関係および破壊力学の適用について考察する。

#### 3.1 平滑材試験片による熱疲労評価<sup>(2)</sup>

図3に示すような高周波加熱装置および圧縮空気ジェットによる冷却装置からなる系を作成した。試験中の加熱・冷却を均等化するために200rpmの速度で試験体を回転し、また試験体の制御、データ処理用にマイクロ・コンピュータを設置した。図4に代表的な熱過渡応答を示す。入熱12kW、熱流束750kW/m<sup>2</sup>に対応する平均表面加熱速度は25℃/sec、平均冷却速度は20℃/secである。繰返し表面温度履歴から温度の肉厚方向分布と弾性ひずみ・応力を有限差分コードを用いて計算したが、0.6~1.2%の表面でのひずみ範囲に対して板厚方向はほぼ全面塑性となり、実際の設計では同温度での動的応力ひずみ関係を利用したHoumannの補正をひずみに施す必要がある。一方、UNCLEコードを用いて弾塑性解析を行うと、Houmannの補正は全ひずみ範囲を過大評価していることがわかった。図5、6に、立上げサイクル時の試験片表面における応力-ひずみループとピーク時(625℃)の板厚方向応力分布を示す。

次に、これまで実施された実験データを、625℃一定下での単軸疲労曲線およびCode Case N-47の設計疲労曲線とともに、図7に示す。実験データは、単軸データ曲線に近く、またN-47の設計疲労曲線よりも上にある。ただし、設計裕度の20という値では必しも十分でないかもしれない。またクリープ疲労を考えると保持時間効果には十分注意が必要となる。625℃で10分保持の条件では、低ひずみ範囲側で大きなN<sub>f</sub>の低下がみられた。最後にクラックの生成および成長に言及すると、表面あらさは表1に示されるようにN<sub>f</sub>には大きく作用しないが、粒い試験片では周方向クラック数が増大する。

またクラックの成長挙動は、加熱時、冷却時で異なり、加熱時には軸方向クラックは深さ方向に進展するが、冷却時には問題はない。

以上、平滑試験片を用いた熱疲労では、寿命評価は最高温度での単軸疲労曲線を用いても良いことがわかったが、熱疲労下でもクラックは深さ方向に進展し得ること今後十分な配慮をしなければならない。

#### 3.2 切欠き材試験片による熱疲労評価<sup>(3)</sup>

構造物には、溶接部が不可避であり、特に高速炉ではNaと接触する溶接部からの熱疲労によるクラック進展が問題となる。ここでは、図8に示すような外径375mm厚さ19mmのパイプ2本からなる溶接円筒試験片を想定して、300℃加熱-80℃冷却からなる熱衝撃負荷を与えた。1サイクル時のひずみ、温度の過渡応答を図9に示す。クラック形状の測定は、磁傷法および超音波法によったが、一般的に磁傷法の方が精度がよかった。

表面温度より2次元有限要素法を用いて、熱荷重分布、さらに応力、ひずみを計算した。結果を図10、11に示す。楕円クラックに対する応力拡大係数範囲を求めるのに次式を利用した。

$$\Delta K = f(\phi_1 \sigma_{lin} + \phi_2 \sigma_{grad}) \sqrt{\pi a} \quad (6)$$

ここに、 $\sigma_{lin}$ 、 $\sigma_{grad}$ はクラック先端での応力、 $\phi_1$ 、 $\phi_2$ は形状係数であり、図11ではその影響について考慮している。

まず、溶接部のU字切欠きからのクラック開始について、繰返し数にともなうクラック発生場所の変化、等価ひずみ $\bar{\epsilon} = \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2} + \frac{1}{8} \epsilon_1 \epsilon_2$  ( $\epsilon_1, \epsilon_2$ : 溶接線に直交、平行な方向のひずみ)の変化を表2に示す。ノッチから溶接線水平方向にのびた12mmのクラックが最初であり、繰返し数の増加にともない他の溶接部にもクラックがみられるようになる。また図13において、等価ひずみとN<sub>f</sub>との関係をASMEの設計曲線と比較すると、実験データはやや低目になることがわかる。

最後にクラック成長について、局所的な材質変化、環境の影響をみている。表3に示されるように平均成長率は材質に無関係であるが、クラックが成長するにつれて、材質や環境の効果は顕著となる(図12参照)。

$\Delta K$ を用いてき裂成長速度を整理すると、図14のように、条件の違いにより溶接部では1桁の差が生じてくる。したがって溶接部におけるクラック成長の予測はきわめて難しいといえる。

#### 4. クリープ疲労に関する破損寿命評価法<sup>(4)</sup>

熱疲労の場合には、ASME Code Case N-47の設計疲労曲線によりクラック発生までの寿命は評価できるが、クリープ疲労に関しては、短時間データから長時間データへの予測が伴うため、数段難しい議論となる。ここでは、現在提案されている種々のモデルについて、

##### ① 繰返しクリープ緩和実験値との比較

② 10<sup>5</sup>分保持へのデータの外挿、寿命予測に関して比較検討する。

まず①において、対象となる実験データは、フランスのG. T. M.が中心となって実施されたステンレス鋼(18Cr, 12Ni, Mo, C<0.03)の繰返しクリープ緩和実験であり、ひずみ制御( $\Delta \epsilon_t = 0.7\%, 1.2\%$ ), 600℃一定、保持時間 $t_H = 1 \sim 300$ 分である。応力の応答を図15に、保持時間増加による寿命の低下を図16に示す。なお緩和中の応力の計算では

$$(a) \text{べき乗法: } \left(\frac{\sigma_{t_{\max}}}{\sigma}\right)^n - 1 = 1 + \sigma_{t_{\max}}^{n-1} (n-1) A E t^p \quad (7)$$

$$(b) \text{Gittus の式: } \text{Log} \frac{\sigma_{t_{\max}}}{\sigma} = E A t^p \quad (8)$$

(c) 修正Gittus の式:

$$\sigma = (\sigma_{t_{\max}} - \sigma_{\infty}) \exp(-A t^p) + \sigma_{\infty} \quad (9)$$

を用いる。なお、 $n, p, A, \sigma_{\infty}$  は、各ひずみ範囲に対して決まる物性値である。評価に用いる種々のモデルを表5に掲げる。LCS, LCEは線形被害則、以下次第にモデルは複雑になっている。

まず、問題①についてモデルの比較を行おう。図17に、保持時間を変えた場合の予測値と実測値との比を示す。大旨、両者の比は2倍程度におさまっているが、線形被害則とSRPは非安全側、CEATは安全側、EMPは短時間保持では安全側となる。

次に $\Delta \epsilon_t = 1.2\%$ に対しては10<sup>2</sup>、0.7%では10<sup>3</sup>の外挿を行って長時間保持下での寿命を推定してみよう。図18にあるように、SRPによる評価が他に比べて非安全側にきている。これは、実際の破壊がひずみ範囲に依存しなくなるような長時間保持においてさえ、SRPでは外挿によってひずみ範囲依存性が保持されていることによる。

最後に、それぞれのモデルにおける、 $\Delta \epsilon_t = 1.2\%$ での $N_f, N_c$ 値を図19に示す。

ここで示した比較検討では、モデル相互間の基本的な

仮定は大きく異なっても、予測値は実験値と良好に一致し、また長時間保持への外挿でも4倍程度の差違しか認められなかった。したがって、長時間保持、小さいひずみ範囲での応力-ひずみ関係が得られれば、より詳細な検討が可能であろう。

#### 5. 熱疲労・クリープ疲労への破壊力学の応用

高温領域における構造物の健全性、安全性を評価するためには、潜在欠陥からのき裂の発生、成長、特にクリープ損傷、クリープ疲労損傷にともなうき裂の発生、成長を考慮しなければならない。ここに破壊力学がある。破壊力学の有用性は、クリープ環境下でのき裂成長速度と支配破壊力学因子との関係を与え、さらにプラントの供用期間中検査のための限界き裂長さの情報を与えることなどにある。ただし、高温におけるクリープ変形は、応力集中が存在するき裂近傍において顕著となるため、破壊力学もクリープという材料非線形性を考慮できるものでなくてはならない。以下では、クリープ変形を考慮した非線形破壊力学の基礎と、そのクリープ疲労成長評価および実プラントでの欠陥評価への応用を述べる。

##### 5.1 非線形破壊力学の基礎<sup>(5)</sup>

低温領域における疲労き裂疲労き裂成長速度は、Parisのべき乗則により応力拡大係数範囲 $\Delta K$ で整理されるという事実が、線形破壊力学の実用化への大きな契機となった。しかし、高速炉の運転条件で想定する荷重履歴および運転温度は、線形破壊力学の前提となる、き裂近傍応力場の弾性支配(小規模降伏など)の条件を逸脱しており、過大荷重に伴う弾塑性ひずみ場における低サイクル繰返し荷重および時間依存型のクリープひずみの効果を考慮しなければならない。ここに、非線形破壊力学の必要性がある。

低サイクル疲労における非時間依存(繰返し依存)のひずみ履歴を考慮するために、 $\Delta K$ の考えを拡張し、図20に示す急速変形の荷重-変位曲線より得られる面積 $S_p$ から以下に定義する繰返しJ積分を $\Delta K$ に代わる支配力学因子として用いる。

$$\Delta J_f = \Delta K^2 / E + S_p / B b \quad (10)$$

この方法の特徴は、高サイクル疲労における従来の $\Delta K$ (しばしばき裂開閉挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff}$ )による整理式も、 $S_p \approx 0$ となるため包含し

てあり、また式(10)の右辺第2項の塑性成分の寄与も、簡易式あるいは全面塑性解を利用して評価できる点にある。

一方、時間依存型のクリープひずみ履歴に対しては、一定荷重下における定常クリープき裂に関して提案されたクリープJ積分が変動応力下のクリープき裂に対しても各引張状態にある半サイクル中の荷重履歴に対して適用できると仮定して、クリープJ積分範囲  $\Delta J_C$  を次式で定義する。

$$\Delta J_C = A \int_0^{1/2} \nu \dot{P} V_C dt = A \int_0^{V_C} P dV_C \quad (11)$$

ここに、 $A = \frac{n-1}{n+1} / 2Bb$ 、 $\nu$  はサイクル周波数、 $P$  は荷重、 $V_C$  は荷重点変位である。いま、引張り半サイクル中は、 $V_C$  と  $P$  との間に  $V_C = f(P)$  なる関数関係があるならば、 $\Delta J_C$  は次のように求められる。

$$\Delta J_C = A \int_0^{P_{max}} P f'(P) dP = A (S_{C1} - S_{C2}) \quad (12)$$

ここで、 $S_{C1}$  は図21(a)の長方形の面積、 $S_{C2}$  は  $P-V$  曲線と  $P-V_p$  曲線に囲まれた面積である。なお、図21(b)、(c)は、それぞれ荷重制御短形波応力、両振り波応力の場合の計算法である。

この  $\Delta J_C$ 、 $\Delta J_f$  を用いたき裂進展速度  $da/dN$  を整理すると、図22、23に示されるように、 $\nu = 1 \text{ Hz}$  ではクリープの影響は少なく  $\Delta J_f$  で  $da/dN$  を整理でき、また  $\nu < 0.0833 \text{ Hz}$  ではほぼ  $\Delta J_C$  のみを用いればよい。さらに、周波数の異なる種々のデータを整理すると、図24にあるように、実験データは  $\Delta J_f$  により評価できる繰返し依存型疲労き裂進展を示すデータ群と  $\Delta J_C$  により評価できる時間依存型疲労き裂進展を示すデータ群とに大別されるようである。

破壊力学では、高温におけるクリープ疲労における複雑な損傷機構を、荷重-変位曲線をエネルギー的に分割し、クリープによる寄与を  $\Delta J_C$  で、疲労による寄与を  $\Delta J_f$  で与えることによって単純化し、クリープと疲労の相互作用を2つの力学因子の変化として表現するものである。その一段的な有効性を論じるには、その背景となる実験的検証データは少ないが、寿命評価を念頭におくと、2つのパラメータを解析的にも評価し得ること、高温設計に沿って疲労、クリープを別々に考え得ることなど長所も多く、今後その適用をめぐる議論を待つことになる。

## 5.2 寿命評価と破壊力学

破壊力学が真に実用し得るかは、基本となる実験データから対象とする部材の寿命評価ができるかという点であろう。クリープ疲労の場合、 $\Delta J_f$  を用いると、繰返し依存型ひずみと時間依存型ひずみとが重畳する場合でも、き裂進展速度は大きな変化は認められず、データのばらつき範囲内で、高温構造基準で示した線形損傷則が適用できる。したがって、クリープ、疲労現象での個々の寿命評価式が与えられれば、両者が存在する場合での寿命評価は容易に実行できる。

ここでは、低サイクル疲労における  $\Delta J_f$  を用いた破断寿命推定法を示しておこう。低サイクル疲労き裂伝播速度は、

$$\frac{da}{dN} = K (\Delta J_f)^r \quad (K, r: \text{材料定数}) \quad (13)$$

で整理されるとしよう。 $J_f$  の解析的表示は、非線形き裂解析<sup>(16)</sup>により与えられるが、それを  $J_f = W f(n, a)$  ( $W$ : ひずみエネルギー密度) とおくと、

$$\frac{da}{dN} = \kappa (\Delta W)^r f^r(n, a) \quad (14)$$

次に、初期き裂長さを  $a_0$ 、破断限界き裂長さを  $a_f$ 、破断繰返し数を  $N_f$ 、 $\Delta W$  は破断にいたるまで一定とすると、式(14)を積分して

$$\int_{a_0}^{a_f} f^r(n, a) da = \kappa (\Delta W)^r \int_1^{N_f} dN = \kappa (\Delta W)^r N_f \quad (15)$$

左辺の積分は  $n$ 、 $a_f$ 、 $a_0$  が定まれば一意に決まるので、結局  $(\Delta W)^r N_f$  は定数となる。動的応力-ひずみ関係がべき乗則で与えられ、大規模降伏状態で弾性ひずみが塑性ひずみ  $\epsilon_p$  に比べて小さいとすれば、ひずみエネルギー密度範囲は次式で与えられる。

$$\Delta W = \frac{C_1}{n+1} (\Delta \epsilon_p)^{n+1} \quad (C_1: \text{物性定数}) \quad (16)$$

したがって、式(16)を  $(\Delta W)^r N_f = C_2$  に代入すると、

$$N_f^{1/r(n+1)} (\Delta \epsilon_p) = \left[ \frac{(n+1)C_2}{C_1} \right]^{1/(n+1)} \quad (17)$$

この式より、全繰返し数にわたって塑性ひずみが一定である場合、すなわちひずみ制御下での破断寿命を決定できる。

### 5.3 実プラントでの欠陥評価<sup>(7)</sup>

図25に示すような、HDインジェクション冷却器のノズル部に、非破断検査の結果、高さ4mm、長さ40mmの欠陥が認められた。ここでは、以下に示す条件で、破壊力学を用いた欠陥評価を行った。

項目	内容
材 料	14MoV63( $\frac{1}{2}$ Cr - $\frac{1}{2}$ Mo - $\frac{1}{4}$ V鋼)
運 転 時 間	115時間
運 転 温 度	810°K
形状・寸法	HD-Inspection cooler(Pipe: 200×40, nozzle:55×27.5)
最大応力 (流れ応力)	113N/mm <sup>2</sup> (220N/mm <sup>2</sup> )
欠陥形状・寸法	長さ:95mm(欠陥長さ+ $\frac{1}{2}$ (ノズル外径)) 高さ:40mm

この仮定より、1年間の運転後のき裂成長量は $La=7.0$ mm、限界き裂長さ $2a=210$ mmを得た。安全係数を2.0として欠陥長さを評価し、冷却器の交換すべき日程を決めることができる。

### 6. 結 言

高温領域における構造材料の使用が不可避である高速増殖炉の構造設計では、熱疲労、クリープ疲労に関して十分な注意を払わねばならない。本論では、増殖炉を開発している各国の高温設計基準の中で、熱疲労、クリープ疲労がどのように考えられ、取扱われているかを示し

た。次いで、それぞれの疲労現象に対して、最近の構造設計、評価において、どのようにその損傷の程度を推定し、構造物の寿命評価に利用しているかを示した。最後に、熱疲労、クリープ疲労への破壊力学の応用について言及し、クリープ疲労ともなりき裂成長の評価は繰返しJ積分およびクリープJ積分を用いた成長則によって行うことができ、また実プラントにおける欠陥の評価にも破壊力学を有効に利用し得ることがわかった。

今後、高速増殖炉の健全性、安全性と合まって、熱疲労、クリープ疲労の破損寿命評価に破壊力学が大いに応用されていくと考えられるので、その基礎的研究の充実がはからねばならない。

### 【 REFERENCES 】

1. 安藤良夫, 岡林邦夫, 原子力プラントの構造設計, 東京大学出版会(1977).
2. J. B. Love et al., 7th SMIRT, G/F1/11 (1983).
3. J. Jansky et al., 7th SMIRT, G/F7/4 (1983).
4. G. Cailletaud et al., 7th SMIRT, L1/5 (1983).
5. 福田俊彦, 高速炉の構造解析ならびに構造設計に関する調査(V), pp143-155 (1983).
6. たとえば, 相沢, 矢川, 安藤, 機構論, 780-12, P. 164 (1978).
7. H. D. Schulze et al., 7th SMIRT, G/F1/5 (1983).



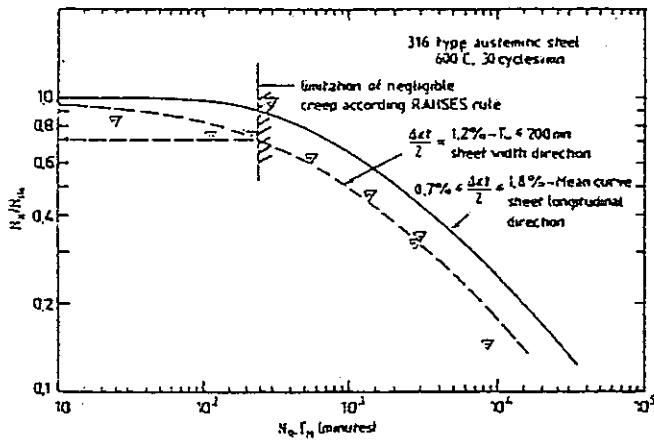


図1 Creep range cross curve

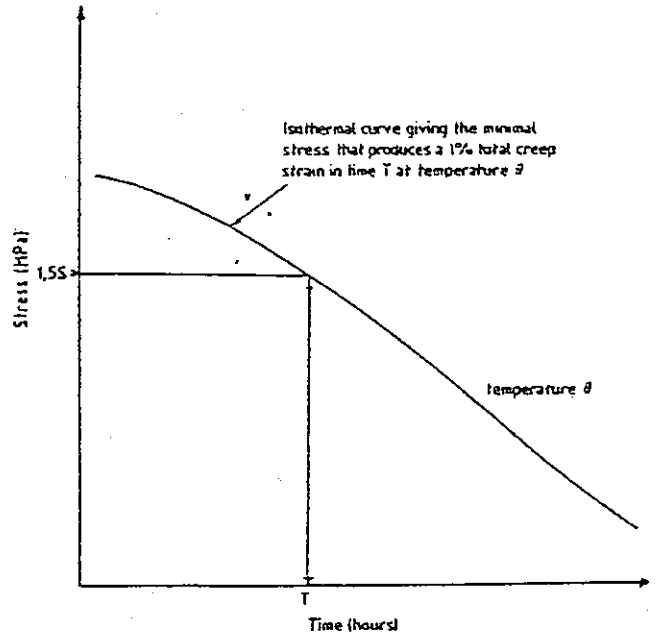


図2. 許容時間の評価法

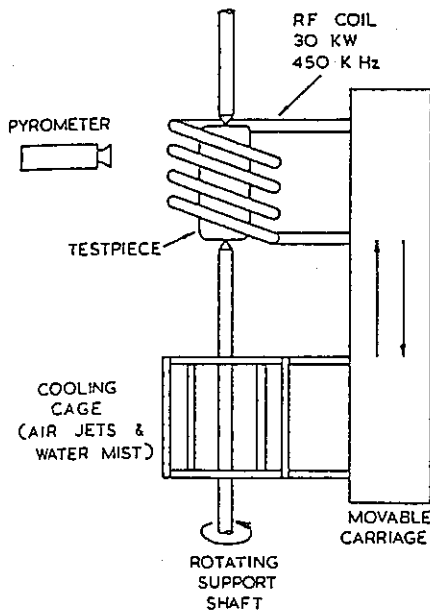


図3. 試験装置の模式図

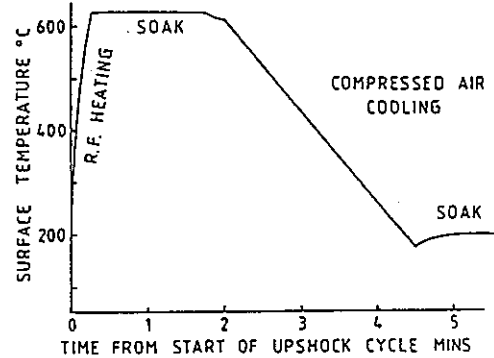
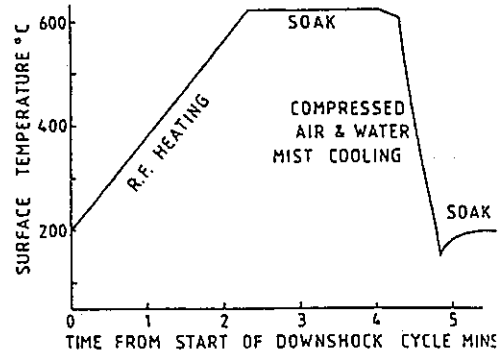


図4. 代表的な熱過渡応答

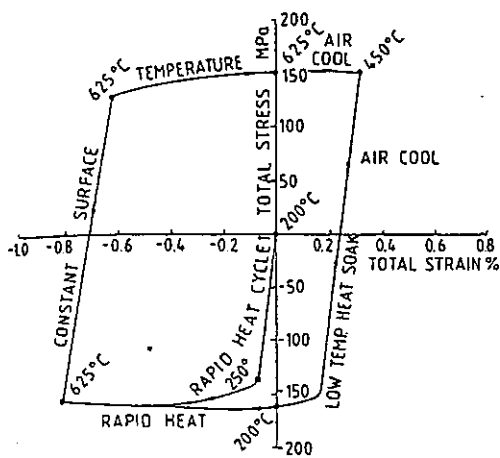


図5. 立上げ時の試験片表面での応力-ひずみループ (第1サイクル)

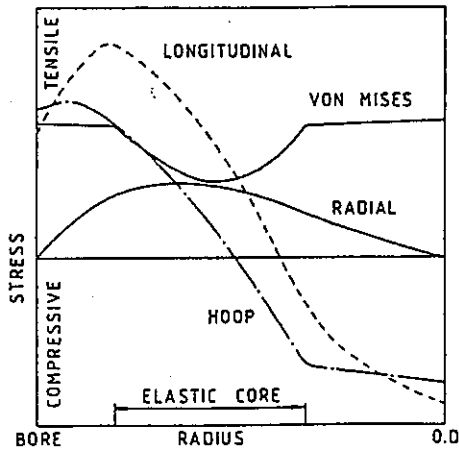


図6. 立上げ時のピークにおける板厚方向応力分布

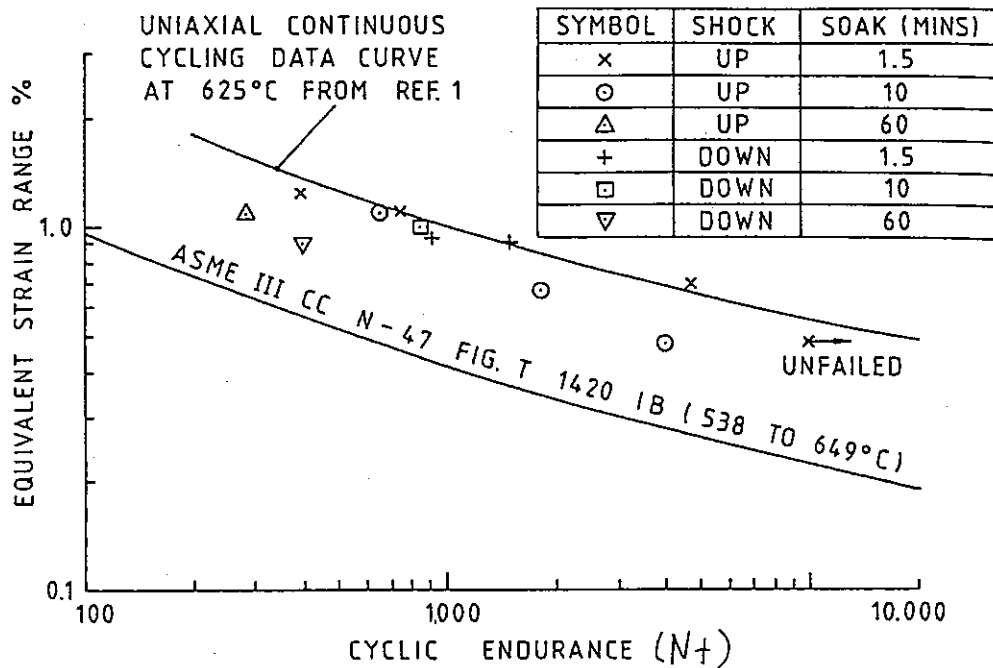


図7. 625°Cでの単軸試験データとCode Case N-47における設計疲労曲線との比較 (N<sub>f</sub>:最初のクラック発見時の繰返し数)

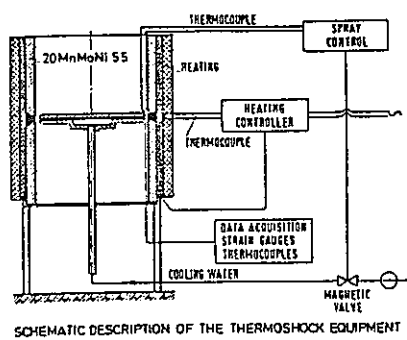


図8. 熱衝撃疲労実験装置の模式図

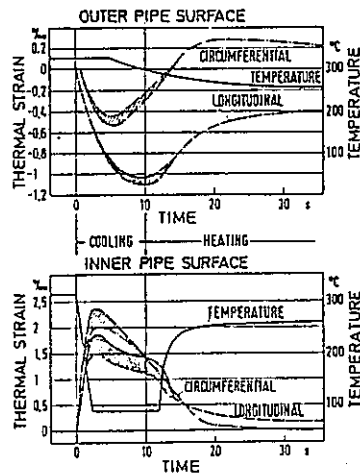


図9. 1サイクル時のひずみ、温度履歴

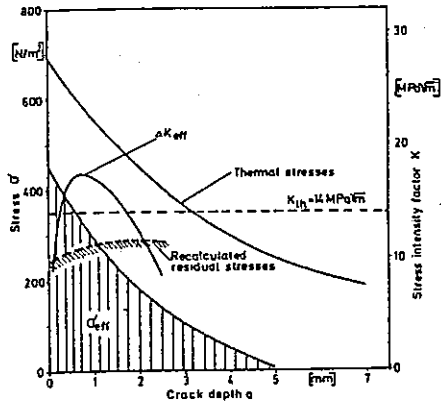


図 10. 板厚方向の熱応力分布

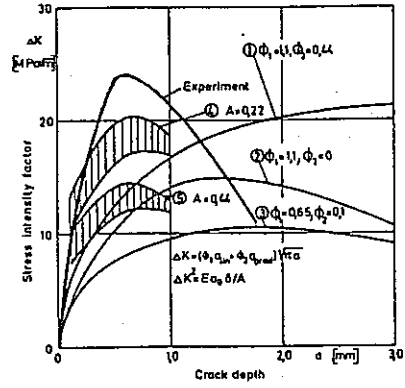


図 11. 荷重係数の比較, 検討

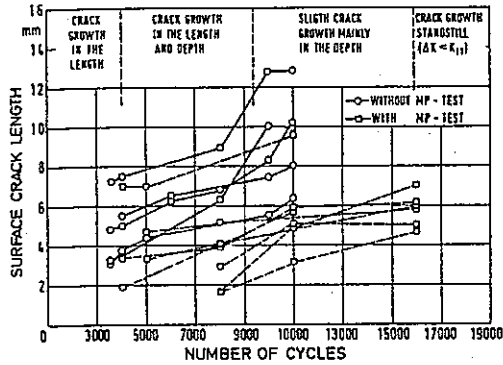


図 12. 繰返し, 熱荷重によるクラック成長

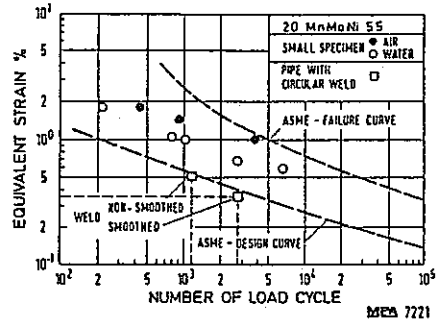


図 13. 設計疲労曲線との比較

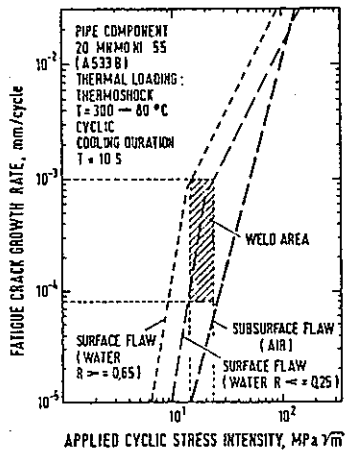


図 14.  $da/dN$  と  $\Delta K$  の関係

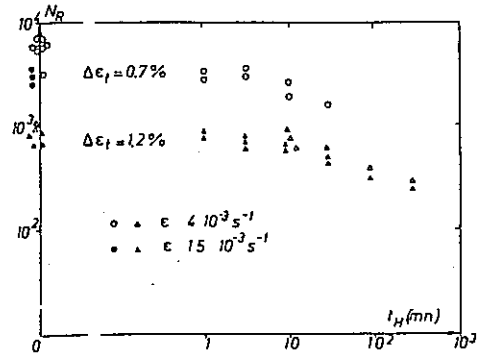


図 16. 保持時間効果 (実験値)

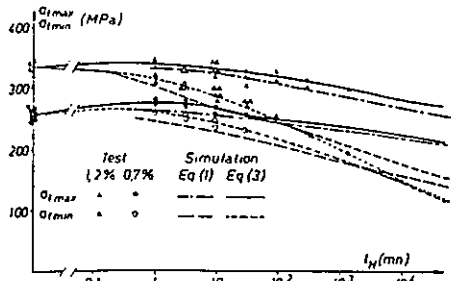


図 15. 最大/最小応力と保持時間 (実験値)

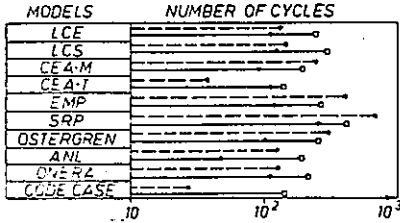


図 18. 長寿命予測

( $\Delta \epsilon_t = 1.2\%$ ,  $t_H = 24 \text{ h}$  (□),  
 $t_H = 10^5$  (•);  
 $\Delta \epsilon_t = 0.7\%$ ,  $t_H = 10^5$  (\*))

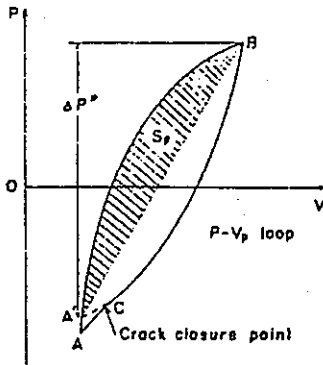


図 20. P-V ループにもとづく  $\Delta J_f$  評価法

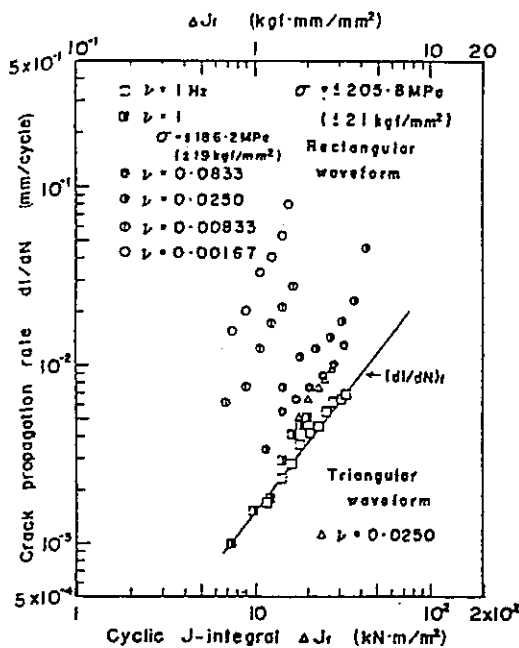


図 22.  $da/dN$  と  $\Delta J_f$  の関係

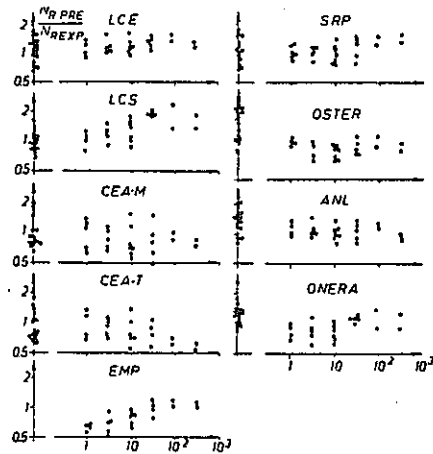


図 17.  $N_R$  (理論値)/ $N_R$  (実験値) と保持時間の関係

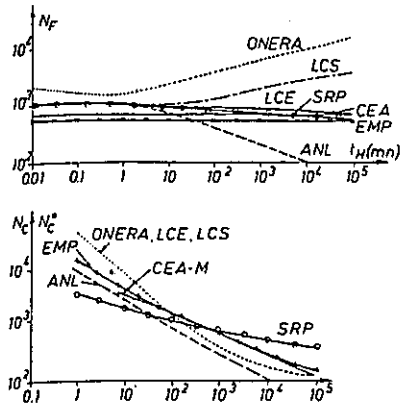


図 19. クリープ疲労相互作用評価 (1.2% ひずみ範囲)

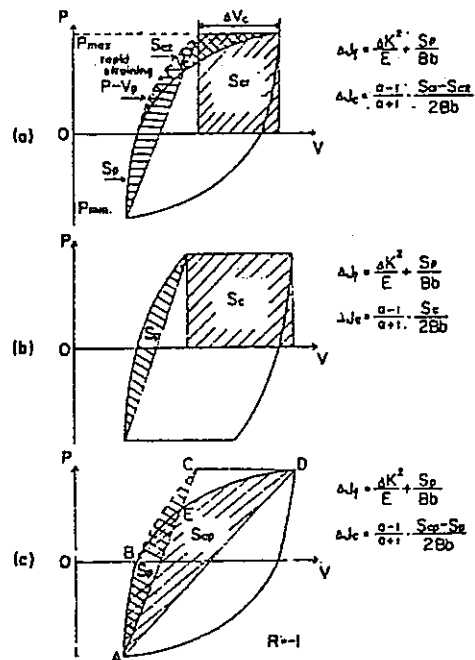


図 21. P-V ヒステリシス・ループに基づく繰返し J 積分とクリープ J 積分の評価法

表1. 立上り熱衝撃時の疲労靱性への表面あらさの影響

SURFACE TEXTURE	CYCLES TO FIRST CRACK DETECTED	No OF CRACKS AFTER 700 CYCLES	
		LONGITUDINAL	CIRCUMFERENTIAL
Turned to 2.0 $\mu\text{m Ra}$	350	3	>100
Fine turned to 0.85 $\mu\text{m Ra}$	350	7	3
Precision ground to 0.2 $\mu\text{m Ra}$	300	7	7
Electropolished to 0.2 $\mu\text{m Ra}$	400	4	3

表2. クラック開始時の $N_f$ と等価ひずみ

Crack location	Crack direction	Cycles	Equivalent strain $\eta_0$
One side of weld root notch	C	1200	0.54
Both sides and total length of weld root notches	C	2000	ND
Smoothed weld, HAZ and parent metal	L	2000	0.36
Non-smoothed weld	L	3300	ND
Smoothed weld, HAZ and parent metal	C	6000	ND

L = longitudinal  
C = circumferential  
ND = not possible to determine

表3. 最大クラック深さとクラック成長量

Specimen No	Crack location/direction	Load cycles	Crack depth (mm)	Crack growth per cycle (mm)
1	weld root notch, circumferential	3300	0.3	$1.4 \times 10^{-4}$
2	weld root notch, circumferential	11000	0.3	$3.1 \times 10^{-5}$
3	smoothed weld region, longitudinal	11000	1.5	$1.8 \times 10^{-4}$
4	weld root notch circumferential	16000	0.35	$2.6 \times 10^{-5}$
5 - 6	smoothed weld region, longitudinal	16000	1.6	$1.2 \times 10^{-4}$
5 - 6	smoothed weld region, circumferential	16000	0.6	$4.5 \times 10^{-5}$

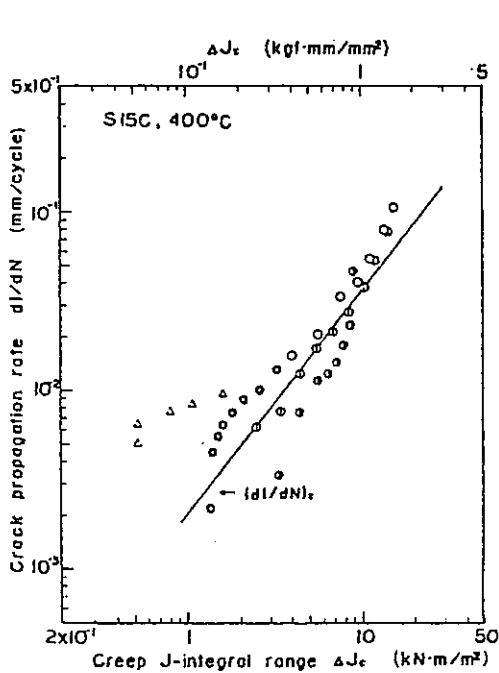


図23.  $da/dN$ と $\Delta J_c$ の関係

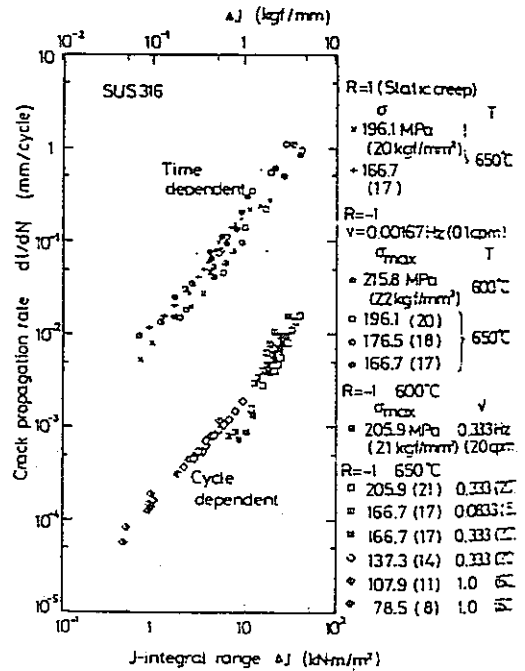


図24.  $da/dN$ と $J_i$ ,  $J_c$ の関係 (周波数の依存性)

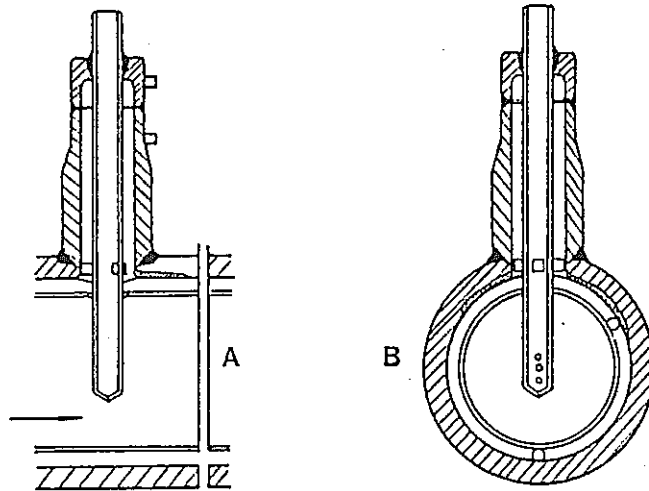


図 25. HD-インジェクト冷却器での欠陥位置

表 5. クリープ疲労における種々の寿命評価モデル

モデル名称	寿命評価	疲労部分	クリープ部分
LCS	$\frac{1}{N_R} = \frac{1}{N_F} + \frac{1}{N_C}$	$N_f = \left(\frac{\sigma_{t_{max}}}{A}\right)^{-\alpha}$	$\frac{1}{N_C} = \int_{\text{サイクル}} \frac{dt}{t_c(\sigma(t))}$
LCE		$N_f = C \cdot \Delta \epsilon_p^{-\gamma} (\tau - t_H)^{-\delta}$	$1 = \int_0^{t_c} \left(\frac{\sigma}{B}\right)^r dt$
CEA-M	$D_{creep} - D_{fatigue}$	$\Delta \epsilon_t = A N_f^{-\alpha} + B N_f^{-\beta}$	$t_c = \left(\frac{\sigma}{M}\right)^r$
CEA-T			$P = a + b \ln \sigma + C (\ln \sigma)^2$ $P = d (\log t_c + e)$
EMP	$\frac{1}{N_R} = \frac{1}{N_p} + k \sigma_{RT}^q$	$N_p = a N_f^\alpha + b N_f^\beta + C$	$\sigma_{RT} = \sigma_{t_{max}} - \sigma_{t_{min}}$
SRP	$\frac{1}{N_R} = \frac{F_{pp}}{N_{pp}} + \frac{F_{cp}}{N_{cp}} (F_{ij} = \frac{\Delta \epsilon_{ij}}{\Delta \epsilon_p}, N_{ij} = a_{ij} \Delta \epsilon_p^{\alpha_{ij}})$		
Ostergren	$\sigma_{t_{max}} \cdot \Delta \epsilon_p \cdot J^\alpha \cdot N_R^\beta = C, \frac{1}{J} = \text{Max}(t_o, t_o + t_T - t_c)$		
ANL	$\frac{1}{C} \frac{dc}{dt} = \left\{ \begin{array}{l} G \\ -G \end{array} \right\}  \epsilon_p ^m  \dot{\epsilon}_p ^k$ (引張り) (圧縮) $\frac{1}{a} \frac{da}{dt} = \left\{ \begin{array}{l} T \\ C \end{array} \right\} \left(1 - a \ln \frac{C}{C_o}\right)  \epsilon_p ^m  \dot{\epsilon}_p ^k$ (a > a_f または C > C_f ならば破壊)		
ONERA	$dD = \left(\frac{\sigma}{A}\right)^n (1-D)^k dt + \left(\frac{\sigma_{t_{max}} - \bar{\sigma}}{M(\bar{\sigma})(1-D)}\right)^\beta (1 - (1-D)^{1+\beta})^\alpha dN$ $1 - \alpha = a \left\langle \frac{\sigma_{t_{max}} - \sigma_e(\bar{\sigma})}{\sigma_u - \sigma_{t_{max}}} \right\rangle ; \langle H \rangle = \text{Max}(0, H)$ $M(\bar{\sigma}) = M_o (1 + b \bar{\sigma}), \sigma_e(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma} + \sigma_{e_o} (1 + b \bar{\sigma})$ (0 ≤ D ≤ 1 で積分を実行して, N_f を求める)		

## E. 非弾性解析法(簡易解析)

坂田 信二

### 1. 序 論

高温で運転される高速増殖炉の設計において詳細非弾性構造解析法を適用する場合は、コンピューターハードウェア及び有限要素法ソフトウェアの発達にもかかわらず、今なお高コストである。高速炉の設計における大きな特徴は、時間依存変化であるクリープ変形と時間に依存しない塑性変形の単独もしくは相互作用変形を考慮しなければならない点である。これらの非弾性現象下での設計に対して、従来の安全率を導入した弾性解析ベースの設計では、十分な信頼性を得ることはできない。すなわち互いに競合する物理現象がある場合、例えば低サイクル疲労とクリープが同時に依存する場合には、1つの現象に対しては安全な設計基準であり評価手法であるものが、他の現象に対しては安全側ではないかもしれない。さらにこれらの現象の実験による安全性の検証はテスト時間、設備等の条件により極めて困難である。以上の諸要因より非弾性構造解析の必要性が高まっている。

非弾性解析法は近年、塑性およびクリープ理論の発展に伴ってルーチン化して来ている。しかし、設計の分野では、まだ特定の機器や配管に限定されている。非弾性解析法の適用範囲に限界があるのは、計算費等の経済的理由のみからではなく、解析理論の複雑さに伴ない多くの材料データ、例えば温度依存する降伏応力、硬化係数、クリープデータなどが要求されるためである。

従って、非弾性解析法を設計へ適用させるための簡易的な非弾性解析法を開発する必要がある。この非弾性解析の簡易化へのアプローチとしては、第1に、構造のモデル化、第2に、非弾性変形を表現する簡易な構造方程式の確立などがある。

構造の簡易化は、3次元の構造を有する機器、配管を2次元又は1次元モデルに変換することである。モデル化に対しては実機の挙動が再現可能にする。別のモデル化としては、有限要素自身の改良による簡易化がある。これは配管エルボのように変形挙動が理論的に表現可能なものに対して多く適用されており、2章において述べることにする。

構成方程式は、時間依存変形のクリープ変形と時間依存の無い塑性変形の相互作用の物理的な意味が完全に明らかにされておらず、従ってこれらの近似を与える多く

の式が、ORNL(米国)を中心に提案されている。3章では現在提案されている代表的な構成方程式について、日本機械学会の「非弾性解析の設計適用方法研究分科会」の成果を中心に概説する。

### 2. 構造の簡易化

有限要素法の解析コストは、要素数を減らすことにより直接的に減少させることが可能である。同時に、有限要素の節点を持っている自由度数を減少させることも解析コストの減少に大きな効果を与える。高速炉の設計では、構造的に強度が重要視される、熱交換器や、主系統配管の非弾性解析が要望されており、従って、これら機器の簡易解析法の開発が活発化している。

配管系の中で局部的に高い応力・ひずみが発生するエルボに対して、現在、幾つかの簡易解析法が提案されている。配管系の解析で最も一般的な計算法は、ビーム要素を用いた簡易弾性解析によって高応力発生部位の決定を行い、その後、応力レベルとひずみ集中のより詳細な情報を得るために、高応力発生部の詳細非弾性解析を行うものである。この方法は、詳細非弾性解析を行う際の境界条件の設定がむずかしい点と手数がかかる点で合理的な評価法とは言えない。

配管系全体の解析から直接的に局所の最大応力ひずみを求める解析アプローチとしてWorkmanとRodabaugh<sup>(1)</sup>により提案されたプログラムPIRAX2がある。このプログラムには簡易弾塑性配管解析を拡張しようとする試みが見られる。すなわち、弾塑性変形によるエルボの偏平化をflexibility factor<sup>(2)</sup>によって説明され、曲がり梁の中に導入されている。このプログラムの持つ大きな仮定は、以下のものである。

- (1) エルボの構造応答は弾性、塑性、クリープ変形による偏平化を説明するflexibility factorを考慮した曲り梁理論により近似する。
- (2) 定常クリープのみをモデル化する。
- (3) 軸、曲げ、ねじり荷重による非弾性ひずみは連成しない。

これらの仮定に基づいた他のプログラムとしてSpenceとBoyle<sup>(3)</sup>も提案している。

エルボ部の解析に対してビームよりも変形自由度の多

いシェル要素を用いた簡易的なプログラムとしては、軸対称シェル要素を使用したMARCプログラムがある。これは、Marcal<sup>(4)</sup>によって作られた要素である。この計算法は、軸対称シェル要素を用いて断面内のパイプの変形をモデル化する。これらの要素の各節点は3つの自由度を持った節点を追加することによって軸対称シェルのモードに連成される。これら3つの自由度は、法線方向変位、パイプ端部の面内及び面外回転を表わしている。

大坪と渡辺<sup>(5)(6)</sup>は、リング要素を使用した簡易評価要素を開発した。リング要素の変形は、2次のHermit多項式によって近似される。また、断面に沿った周方向の変位は三角関数によって近似されている。板厚方向のせん断ひずみは無視できると仮定し、薄肉シェル理論のひずみ-変位関係式が採用されている。また、解析精度向上のため円周方向32、長手方向4のガウス積分点を有している。

BatheとAlmedia<sup>(7)</sup>らは曲り梁の変形、長手方向の断面の偏平化を表わすためにエルボの長手方向に沿って特別な座標系を用いた要素を開発した。円周方向の偏平化は、大坪、渡辺らと同様、三角関数によって近似している。BatheとAlmediaはGauss積分のかわりに、板厚方向に3点、長手方向に5点、円周方向に20又は24点の積分点を持ったNewton-Cotesの積分公式を使用している。

動力炉核燃料開発事業団を中心として、6節点配管要素が開発された(ELBOW6要素)<sup>(8)</sup>。この要素は円管の断面中心に位置する2つの節点と円管上にある4つの節点及び要素の形状を定めるための節点の計7節点で構成されている。変位関数は長手方向の変位 $u$ に関して、円周方向にFourier級数を、長手方向にHermiteの3次式を用いている。応力・ひずみの評価点である積分点の番号と位置を図3に示す。

これらの簡易法に対する解析精度の検証としてはIAEA(International Atomic Energy Agency)を中心とした国際的なベンチマーク問題が設定されている。図4は直管付エルボのクリープ実験と簡易解析結果との比較を示したものである<sup>(9)</sup>。この解析に使用した簡易解析プログラムのうち、SINAP, HI-EPIC-4, PACE, BENDIN, PIRAX2はビームを中心とした簡易解析プログラムであり、MARC, TEDELは、シェル要素を用いた解析プログラムである。結果は、エルボ端部の回転角については、実験、ビーム要素近似、シェル要素近似の順で大きくなっている。

詳細非弾性解析に対して計算時間が1オーダー低い、これら簡易非弾性解析法は、今後共、配管設計に対して重要なツールとなるであろう。

### 3. 構成方程式の簡易化

高温機器の設計においては、次の2つの材料変形挙動を考慮しなければならない。すなわち、

- (1) 時間依存する材料変形挙動(クリープ変形)
- (2) 時間依存と時間依存しない材料変形挙動(塑性とクリープの相互作用下での変形)

これらの非弾性挙動を表現する構成方程式は、米国のORNL(Oak Ridge National Laboratory)を中心に研究が進められて来た。<sup>(10)(11)</sup> また、国内においては、日本機械学会に設置された「非弾性構造解析法実用化研究分科会」(1979.9~1981.6)で、各種構成方程式のモデルの特徴、変形挙動の記述可能性とその限界、実用構造解析への適用可能性とその限界、等に関して調査研究がなされてきた。機械学会分科会では、各構成方程式の妥当性を評価するためにベンチマーク問題が用意され、実験と解析の両者から十分な検討が加えられている。<sup>(12)(13)</sup> ここでは、この機械学会の成果を中心に述べる。

時間依存のない塑性変形の各種構成方程式に対して、主にSUS304材を対象として実施したラチェット実験結果と解析結果の比較から適用性を評価した結果を表1<sup>(14)(15)</sup>に示す。これらの結果から異方硬化ポテンシャルモデル<sup>(16)</sup>に最も良い評価が与えられている。このモデルは、今まで余り検討するポイントとしてあげていなかったラチェット変形時におけるひずみ径路の結果について負荷方向が折返される時の初期段階に見られるラチェットひずみの一時的減少が表現可能など、他のモデルには見られない特徴がある。しかし、本モデルは、材料定数の決定のために繰返しのデータや負荷経路を折り曲げたときのデータが必要で、その材料定数の決定に若干手間のかかることが欠点となっている。設計者が使用する場合、材料定数決定が容易であること、と同時に計算法そのものも簡便であることが望まれる。簡便さの面から見れば、ORNL複合硬化モデルおよび修正硬化係数を用いた移動硬化モデル<sup>(16)</sup>が表1の評価から適しているものと思われる。

時間依存変形として、クリープ変形がある。現状の非弾性解析に使用されるクリープ構成方程式はそのほとんどが一定応力クリープ曲線の数学的表示式と状態方程式近似にもとづく構成方程式であると言える。現在、最も広く使用されているクリープ構成方程式としては、ひずみ



硬化理論とORNL修正ひずみ硬化理論をあげることができる。<sup>(7)</sup>これらの理論は、材料定数の決定および計算法が比較的容易で、かつ単調増加や階段状応力漸増問題などの単純な負荷様式のものに対しては実験結果と良く一致するという理由からである。

しかし、複雑な負荷履歴の下でのクリープ変形では材料の内部構造変化は非常に複雑であり、上記のモデルのみではこれらの現象を充分に表現するには限界がある。このため、機械学会の上記の研究分科会ではクリープ変形の際の材料の内部構造変化を適当な内部状態変数で記述した新しい幾つかのクリープ構成式理論も含めた幅広い検討を実施している。実機への適用性への評価は、SU S 3 0 4による実験との比較により行っており、その評価結果を表2に示す。総合評価で比較的優れた結果を与えているものとして、ORNL修正ひずみ硬化と回復可能な硬化範囲を考慮したクリープモデルである。<sup>(8)</sup>

回復可能な硬化範囲を考えたクリープ構成方程式モデルは以下の考えに基づいている。クリープ変形の進行に伴い不動転位の形成や、他の各種の転位構造の形成等により転位は可動性を失い、材料は硬化する。しかし不動化した転位は応力反転によって可動性を回復する可逆的な部分と、それを回復せず不可逆的な転位を形成する部分とからなると考える。すなわち、応力の符号が反転した場合の転位の可逆的な部分の再可動化によるクリープ変形を考慮した材料モデルである。これらのクリープ硬化則は、材料の最も基本的な特性を基礎にした簡易モデルであるためにかえって広範囲の応力変動様式の実験結果によく適合するものと思われる。

状態方程式近似にもとづく構成方程式では単軸のクリープひずみ式が必要である。クリープ変形の第1期および第2期を統一的に表現可能なクリープ式としてBlacburn Typeの次式を推奨している。

$$\epsilon_0 = \epsilon_x (1 - e^{-\alpha t}) + \epsilon_c (1 - e^{-\beta t}) + \dot{\epsilon}_m t \quad (1)$$

しかし、この式は材料の熱処理や加工履歴を考慮することは出来ず同一材料に対しては、等しいクリープひずみを与えることになる。これに対して材料の加工履歴が考慮できるよう改良されたクリープ式が動燃事業団について開発された。<sup>(9)</sup>式の形は、次式に示すものである。

$$\epsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\epsilon}_m t \quad (2)$$

ここで、定数 $r_1$ 、 $r_2$ に、材料のクリープ破断試験結果を導入することによって、材料の加工履歴を考慮させ

ることができる。

材料が時間依存のクリープ変形と時間依存の無い塑性変形が相互に作用する場合は、互いの変形が影響を及ぼし合ってそれぞれが単独で作用する場合に比較して異った挙動を示す。図5はクリープひずみがある場合の塑性硬化特性を検討するための実験結果である。<sup>(9)</sup> 図中の破線が処女材の結果であるのに対して実線はクリープ変形を与えた後の実験結果であり、両者では特性が大きく異なる。また、繰返し塑性変形の有無によるクリープ特性の変化を図6に示す。<sup>(10)</sup> この結果より繰返し塑性予負荷によってクリープひずみが減少していることがわかる。現在、クリープと塑性が同時に発生している場合の計算法としては、以下の2つの簡易化が最も一般的である。

- (1) 変形速度が大きい領域では弾塑性変形の構成方程式を用い、応力がほぼ一定に保たれる場合は、クリープとして取扱う。
- (2) 全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 、塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ およびクリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^c$ の和として与え、それぞれに対して別個の構成方程式を規定する。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p + \dot{\epsilon}_{ij}^c$$

以上の簡易化に対して両者の影響を考慮した構成方程式も幾つか提案されている。日本機械学会の「非弾性解析の設計適用方法研究分科会」では、クリープを伴うメカニカルラチェットの試験結果を用い、何らかの形で塑性とクリープ変形の相互作用を考慮するように作られた以下の構成方程式を評価検討している。

- (1) サブレイヤーモデル<sup>(21)(22)</sup>
- (2) クリープによる塑性ひずみ回復モデル<sup>(23)</sup>
- (3) Hartモデル<sup>(24)(25)</sup>
- (4) Millerモデル<sup>(26)(27)</sup>

これらの構成方程式に、塑性とクリープ変形の単純な重ね合せの構成方程式を加え、図7に示す試験片に一定荷重の引張と繰返しねじり変形を与えた場合の軸ひずみとせん断ひずみの関係を図8に示す。<sup>(13)</sup> 同図に解析結果も示してあるが、この結果からは、いずれの構成方程式も実験結果とは大きな差が生じている。塑性とクリープの相互作用下の現象が明らかになれば、これらの構成方程式の解析精度は一層向上するものと思われる。

しかし、実用的な面から考えると解の精度と同時に、理論的に簡潔で計算法が簡単であること、さらに材料定数の決定が容易であることなどを考慮した構成方程式が必要となる。

#### 4. 結 論

本論文では簡易非弾性解析法として、(1)構造の簡易化、(2)構成方程式の簡易化という2点から述べた。構造の簡易化では、配管系が中心に進められている。今後は、塑性とクリープの相互作用を統一的に扱うことが可能な構成方程式の発展に伴ない、解析精度の向上が期待できるものと思われる。また、コンピュータハードの発展もめざましく、非弾性解析のスーパーマイコンによる解析の実行も極めて近い将来、訪れることを確信するものである。

#### [ REFERENCES ]

- (1) G.H. WORKMAN, AND E.C. RODBAUGH, "Simplified Second Stage Creep/Relaxation Analysis of Moderately Complex Spatially Three-Dimensional piping System", Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, Series J, Vol.96, No.3, 1974, p.184.
- (2) W.G. DODGE AND S.E. MOORE, "Stress Indices and Flexibility Factors for Moment Loadings and Elbows and Curved Pipe", Welding Research Council Bulletin No.179, New York, 1972.
- (3) J.T. BOYLE AND J. SPENCE, "Benchmark Assessment of a Routine Procedure for the Inelastic Analysis of Piping Systems by Simplified Methods", in Simplified Methods in Pressure Vessel Analysis, ASME Publication No. PVP-PB-029, ASME, 1978, pp.81-98.
- (4) H.D. HIBBITT, E.P. SORENSEN AND P.V. MARCAL, "The Elastic-Plastic and Creep Analysis of Pipelines by Finite Element", Proceedings, Second International Conference on Pressure Vessel Technology, Part 1, Design and Analysis, 1973, pp.239-251.
- (5) H. OHTSUBO AND O. WATANABE, "Flexibility and Stress Factors of Pipe Bends - An Analysis by the Finite Ring Methods", Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, Vol.99, No.2, May 1977, pp. 281-291.
- (6) H. OHTSUBO AND D. WATANABE, "Stress Analysis of Pipe Bends by Ring Elements" (in Japanese), Transactions of the Japanese Society of Mechanical Engineers, Vol.42, No.362, 1976, p.3037.
- (7) K.J. BATHE AND C.A. ALMEDIA, "A Simple and Effective Pipe Elbow Element-Linear Analysis", Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, Vol.47, 1980, 93-100.
- (8) 動力炉核燃料開発事業団, "高速炉非弾性構造解析システムF I N A S改良報告書(1)"昭57-6.
- (9) D.A. JOBSON, "Approximate Analysis of Inelastic Effects in Pipework" The IWGFR Specialists Meeting on Advances in Structural Analysis for LMFBR Applications", Paris, 11-15 October, 1982.
- (10) C.E. PUGH, J.M. CORUM, K.C. LIU AND W.L. GREENSTREET, "Currently Recommended Constitutive Equations for Inelastic Design Analysis of FFTF Component" ORNL-TM-3602, 1972.

- (11) C.E. PUGH AND D.N. ROBINSON, "Constitutive Equations for Meeting Elevated Temperature Design Needs", PV & P Design Technology 1982-A Decade of Progress ASME.
- (12) 山田, 他, "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究(I)", 非弾性解析の設計適用方法研究分科会, 日本機械学会, 1980. 6.
- (13) 山田, 他, "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究(II)", 非弾性解析の設計適用方法研究分科会,
- (14) E. SHIRATORI, K. IKEGAMI AND F. YOSHIDA, "Analysis of Stress-Strain Relations By Use of An Anisotropic Hardening Plastic Potential", J. of Mech. & Phys. Solids, 27 (1979), p.213.
- (15) 白鳥, 池上, 他, "ステンレス鋼(SUS304)の高温多軸応力下の塑性変形", 機論 47-416 (1981-4)
- (16) 金子, 池上, 白鳥, "複雑な予負荷経路に対する降伏条件式と塑性流れの式", 機論 41 (昭50) P. 2793.
- (17) 例えば, H. KRAUS, "Creep Analysis", John Wiley, New York, 1980, pp.18-45.
- (18) 村上, 大野, "回復可能なクリープ硬化範囲を規定した多軸変動応力クリープ構成式", 機論, 48巻, 428号 (昭57-4)
- (19) C.A. JASKE AND B.N. LEIS, Proc. Symp. Structure Material for Service at Elevated Temperature in Nuclear Power Generator, Annual Meeting of ASME (1975), p.191.
- (20) J.M. CORUM, et al., ORNL Report No.5014 (1974).
- (21) J.F. BESSILING, "A Theory of Elastic, Plastic and Creep Deformation of an Initially Isotropic Material Showing Anisotropic Strain-Hardening, Creep Recovery, and Secondary Creep", Journal of Applied Mechanics, Vol.25, 1958, pp.529-536.
- (22) P. MEIJERS, G.T.M. JANSSEN AND J. BOOIJ, "Numerical Plasticity and Creep Analysis Based on the Fraction Model and Experimental Verification for AISI 304", Paper No.319 3rd, SMIRT, London, September 1975.
- (23) 井上, 長岐, 他, "繰返し温度変化を受ける塑性内圧円板の変形", 機論, 45巻, 399号 (昭54-11) pp. 1435-1442.
- (24) E.W. HART, "A Phenomenological Theory for Plastic Deformation of Polycrystalline Metals", ACTA Metallurgica, Vol.18 (1978, 6).
- (25) E.W. HART, "Phenomenological Theory, A Guide to Constitutive Relations and Fundamental Deformation Properties", Constitutive Equation in Plasticity, Argon, A.S. ed, The MIT Press (1975).
- (26) A. MILLER, "An Inelastic Constitutive Model for Monotonic, Cyclic and Creep Deformation, Part I Equations Development and Analytical Procedures", Journal of Engineering Materials and Technology 98 (1976), p. 97.
- (27) A. MILLER, "An Inelastic Constitutive Model for Monotonic, Cyclic and Creep Deformation, Part II Application to Type 304 SS", ibid. 98 (1976) p.106.

表1. 各構成式・モデルの評価

	理論の概略	材料定数の決定に必要な材料データ	材料定数決定の難易	計算遂行の難易	SUS304材に対する実験結果と解析結果との比較による評価 上段(折り曲げ)、中段以下(ラチェット累積ひずみ)
等方硬化モデル	降伏曲面が変形硬化で膨脹し、中心は座標の原点と一致し不動である。	単軸・単調負荷時の応力ひずみ関係	容易	最も容易	無難な結果を与える。 数倍程度のラチェットひずみを見積る。 定性的にも比較的一致している。
移動硬化モデル	降伏曲面の大きさが一定、中心が荷重点と中心を結ぶ方向に移動する。 (Ziegler移動則)	同上	容易	容易	生ずるひずみを大きく見積りすぎる。 ラチェットひずみが速かに収束し、 繰返し負荷の解析には不適。
複合硬化モデル	降伏曲面の大きさが変形硬化と共に膨脹すると共に中心も移動硬化と同様に移動する。	同上 (単軸の繰返し負荷時のデータを利用する方法もある)	容易 (一部や、手間)	比較的容易	複合の割合によってはよい結果が期待される。 ラチェットひずみは早い回に収束する。 繰返しのデータを用いない方がよい。
ORNL複合硬化モデル	負荷方向が除荷を含むように変化する とき、繰返しデータに基づいてN=10回 目の降伏曲面に膨脹すると考える。	単軸単調負荷時のデータ及び 繰返し負荷時のN=10回目の データ	容易	容易	生ずるひずみを小さく見積る。 ラチェットひずみは早い回に収束する。
修正硬化係数を用いる移動硬化モデル	移動硬化則にもとづく降伏曲面と等方 硬化則による降伏曲面の間の領域に負 荷点があるときの硬化係数を修正して 与えたもの。	単軸単調負荷時のデータ	容易	比較的容易	生ずるひずみを大きく見積る。 ラチェットひずみは早い回に収束する。
サブレイヤモデル	材料を各々異なった弾塑性特性を有する 要素が並列結合されたものと考えた 力学モデル。	同上	や、難	や、手間	生ずるひずみを大きく見積る。 ラチェットひずみは早く収束する。 繰返しのデータを用いれば定性的に 一致する。
異方硬化形塑性ポテンシャルモデル	予変形後の材料特性を幾つかの等ひず み面で構成される曲面群で表わしてい る。曲面は4次関数で近似される。	単軸単調負荷データ ひずみ経路が90°変化するときの データ及び繰返し負荷データ	難	や、手間	や、生ずるひずみを小さく見積る。 無難な結果を与える。実験結果と比較 的一致する。微小ひずみも定性的 に一致する。
Mrozの加工硬化係数の場モデル	材料特性をいくつかの硬化係数面で 構成される曲面群で表わしている。 曲面は二次関数で表わされ移動する。	単軸単調負荷データ	や、手間	比較的容易	無難な結果、見積るひずみが大きい。ラ チェットひずみが収束しないで定常 的に増加する。
Mrozの修正移動硬化モデル	負荷方向が変化するときの硬化係数と 降伏曲面の移動方向をひずみ履歴など の関数として修正して与えたもの。	単軸単調負荷データ及び負荷 方向と逆転したときのデータ	手 間	や、手間	生ずるひずみが小さすぎる。 ラチェットひずみが余り収束せず大 きい。

表2. クリープ構成式の評価

クリープ構成式	材料定数決定の難易	数値計算の難易	単調応力変動(反転を伴わない)に対する精度 <sup>1)</sup>	応力反転(応力方向変化180°)に対する精度 <sup>2)</sup>	応力ベクトルの方向変化に対する追従性	クリープと塑性を統一的に表す可能性	総合評価
ひずみ硬化理論	◎	◎	◎	×	×	×	△
ORNL修正ひずみ硬化理論	◎	○ <sup>3)</sup>	◎	◎	△ <sup>3)</sup>	×	○
力学モデル	◎	◎	○ <sup>4)</sup>	○ <sup>4)</sup>	—	◎	(○) <sup>4)</sup>
移動硬化モデル	○ <sup>5)</sup>	○	○	△	○	×	△ <sup>6)</sup>
混合硬化モデル	△ <sup>7)</sup>	○	○	△	○	×	△
異方硬化モデル	△ <sup>8)</sup>	○	◎	○	○	×	○
回復クリープモデル	◎	◎	◎	×	×	△	△
回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル1	○ <sup>9)</sup>	◎	◎	◎	◎	×	○
回復可能な硬化範囲を考えたクリープモデル2	◎	◎	◎	◎	○	×	○
Millerモデル	△ <sup>9)</sup>	△ <sup>10)</sup>	×	×	○	◎	△ <sup>11)</sup>

- ◎: 良好
- : 可
- △: あまり良くない
- ×: 不可
- 1) 主に表6-2、問題CB-1、CB-2の結果に基づく。
- 2) 主に表6-2、問題CB-3-CB-6および表6-3、問題CC-3の結果に基づく。
- 3) 応力が変動する度毎に反転の有無を判定しなければならない煩雑さと、わずかな応力あるいはひずみの変化によってひずみ原点(硬化状態)が不連続に変化する欠点をもつ
- 4) 問題B、Cに対する計算結果がないので、詳細な評価は不可能
- 5) 長時間クリープ曲線が必要、基礎データから材料定数を一意的に決めることが困難
- 6) 応力反転の際のひずみを過大に評価する点が最大の欠点
- 7) 長時間クリープデータが必要、ひずみの異方硬化部分と等方硬化部分への一意的分離が困難
- 8) 応力反転クリープ実験のデータが必要
- 9) 多数の材料定数を含み、しかも最適な材料定数を決定する基準がない
- 10) 予測する結果が内部状態変数の値の変化に敏感であり、しかも数値積分の時間刻みを非常に小さくともか、特別のアルゴリズムが必要
- 11) 650℃での304ステンレス鋼の二軸ラチェット試験データから材料定数を決定

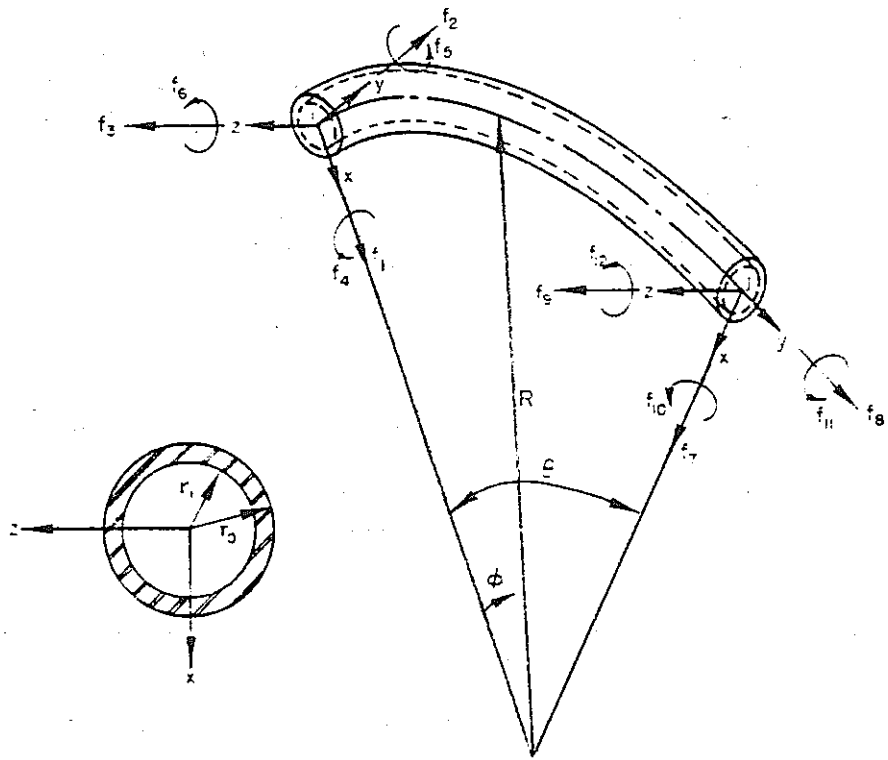


図1. PIRAX2の曲り梁要素の座標系

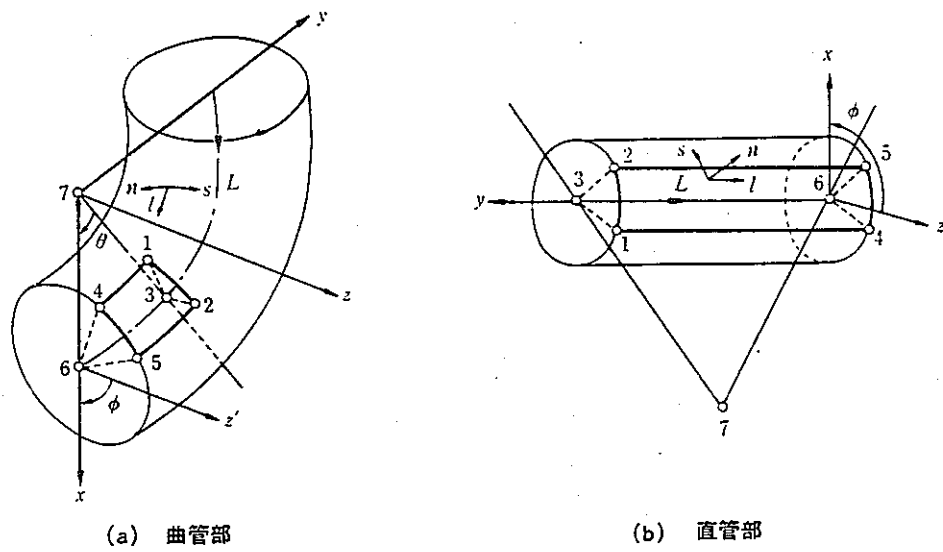


図2. ELBOW6の要素の要素座標系

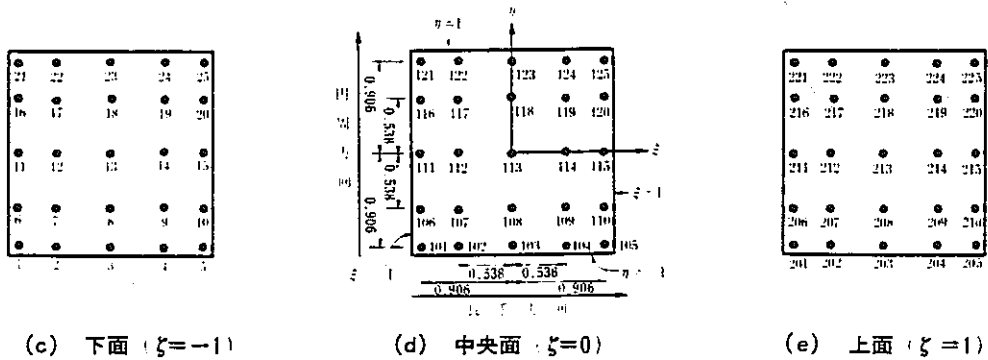
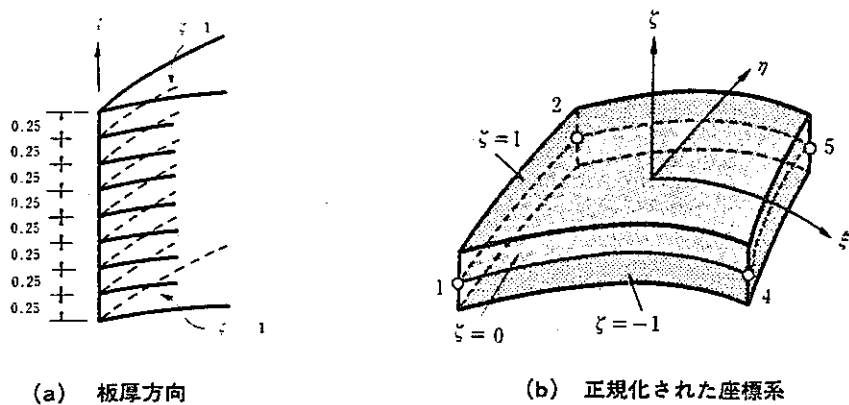


図3. ELBOW6要素の正規化した座標系での積分点の位置と番号

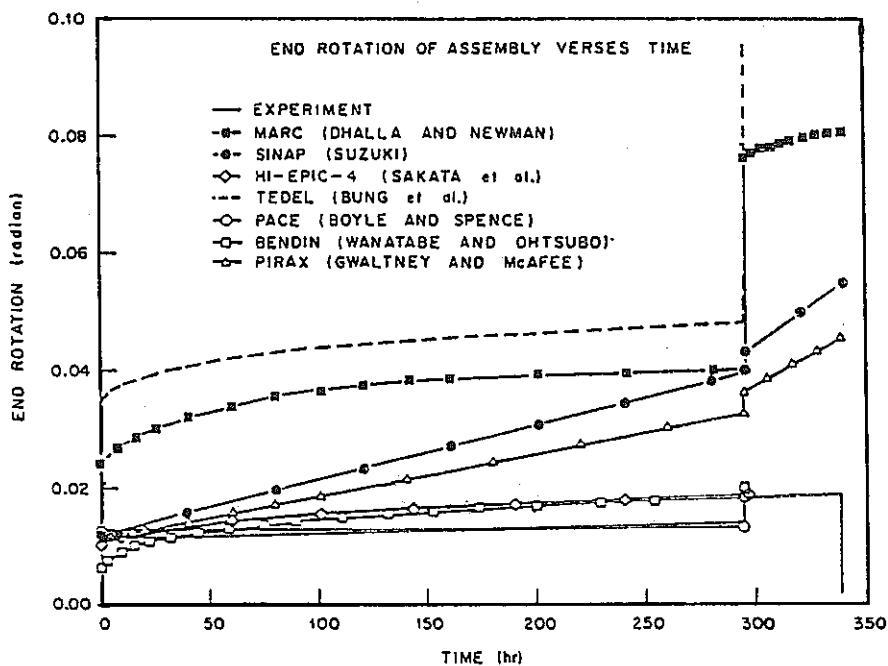


Fig. 2 Comparison of experimental and calculated simplified analyses results for free end rotation of assembly, IPBP-2.  
(Ref IAEA IWGFR/F27)

図4. 実験結果と簡易解析結果との比較

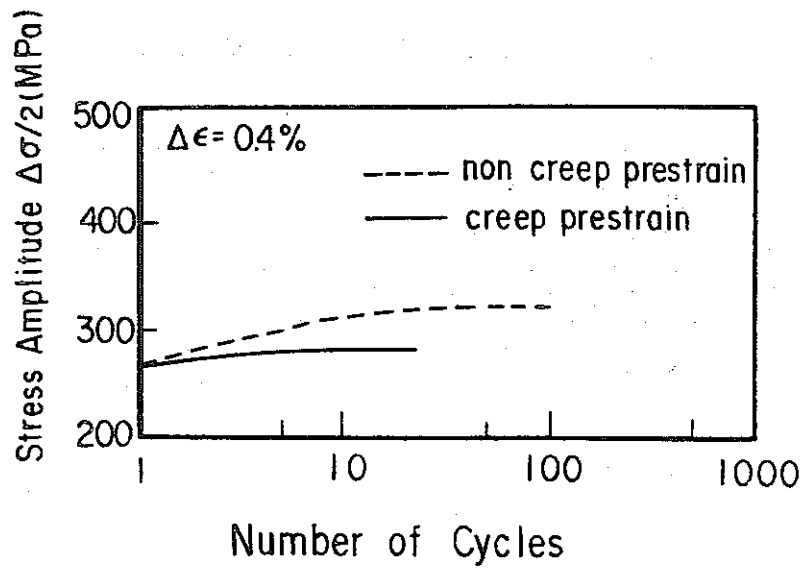


図5. 繰返し硬化に対するクリープ予ひずみの効果

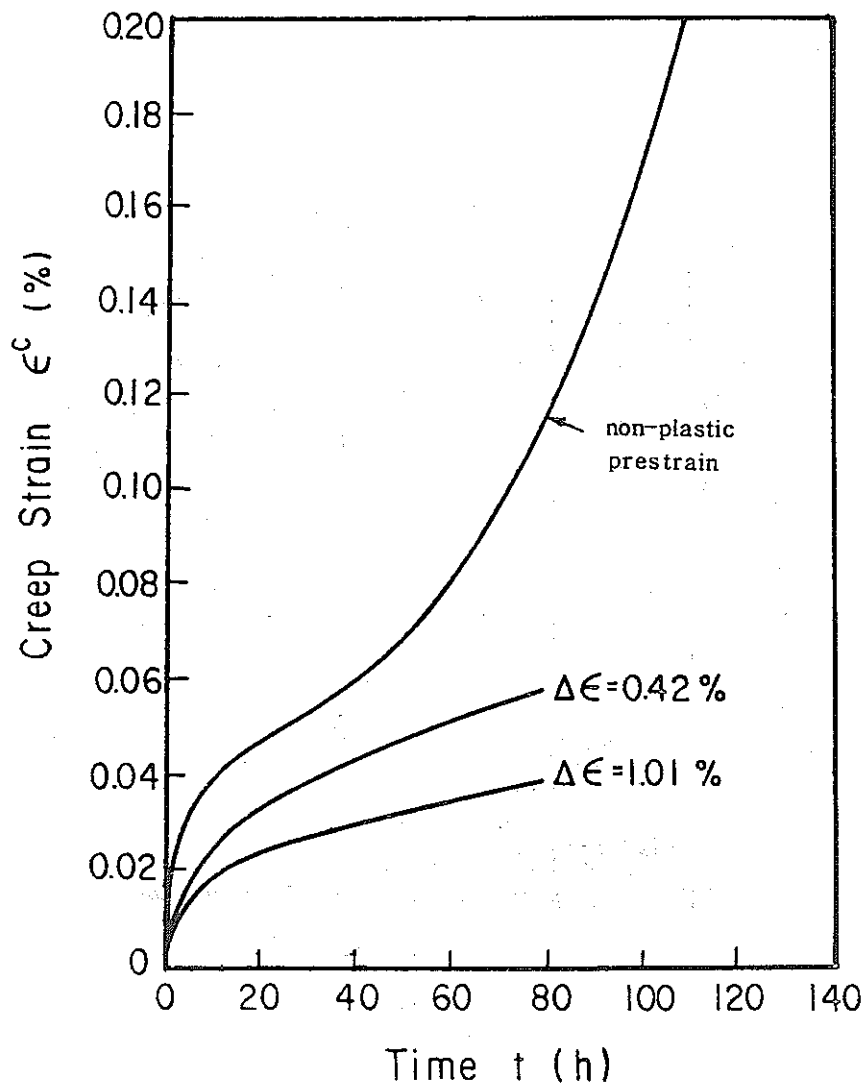


図6. クリープ変形に対する塑性ひずみの効果

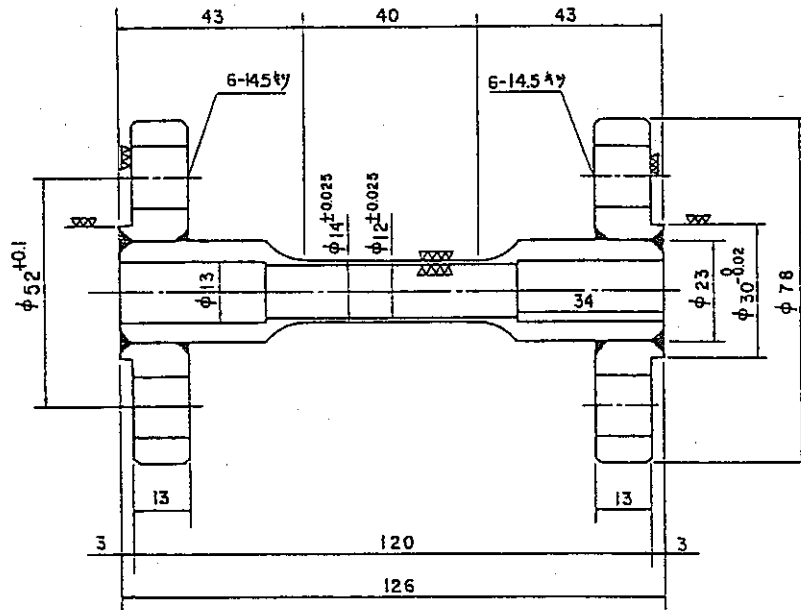


図7. 試験片

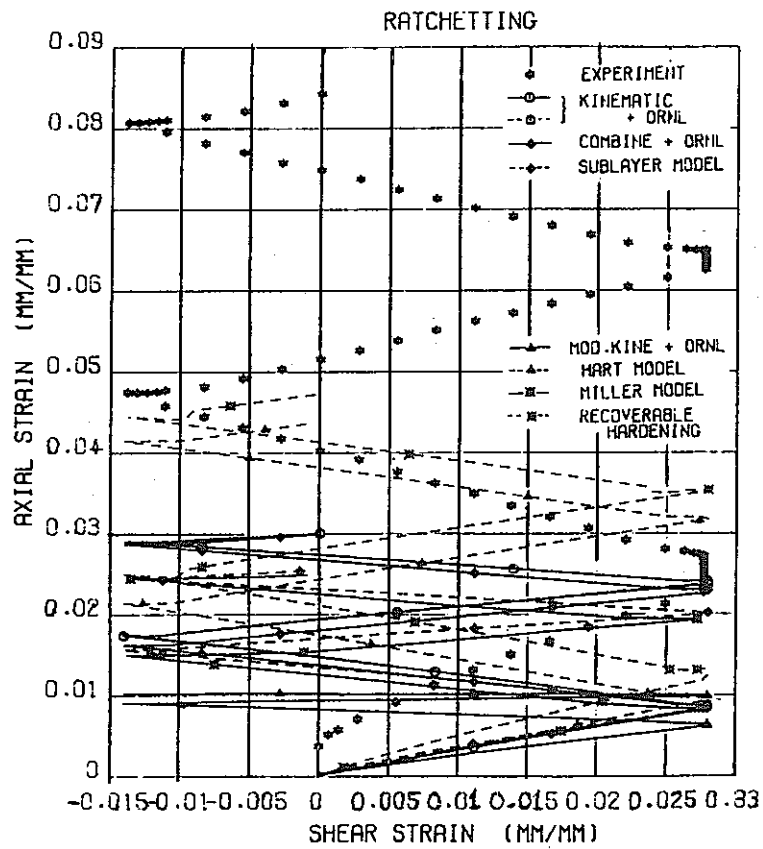


図8. せん断ひずみ対軸ひずみの関係



## F. 非弾性解析法（詳細解析）

菊池正紀

### 1. はじめに

高速増殖炉などの高温機器、配管の設計においては、炉の起動、停止等にもなり繰返し荷重や熱応力、また高温でのクリープ変形等に対する対策が重要な課題となっている。従って、構造材料のこのような非弾性挙動を対象とした設計解析手法を確立し、実際的高速炉運転条件下における応力、ひずみ挙動を詳細に予測、把握することが、この種の設計には不可欠のものとなる。そのため、種々の解析手法が開発されているが、それらは大別して、FEMを用いた詳細解析法と簡易解析法とに分けることができる。いずれの方法によるにせよ構造材料の非弾性挙動をより現実の挙動に則したものである努力が関係各国で行われている。そうした解析手法や解析結果の信頼性、妥当性を検証するには、実験データを伴うベンチマーク問題を設定して、解析解を実験データと比較検討する方法が最も有効である。ここでベンチマークによって解決されるべき問題としては、プログラムのVerification(検証)と、Qualification(検定)の2つが考えられる。<sup>(1)</sup> Verificationとは計算プログラムが予想通り正解に働くことの証明である。すなわち、モデルが特定システムの有効な表現であるか否かにかかわらず、プログラムが正しく解かれることを言う。またQualificationとは解析モデルが妥当なものであり、物理的に受け入れられる解を出すかどうかを調べることである。

ここ数年、主にORNLを中心として、高速炉構造を対象とした様々なベンチマーク問題が提起され、国際的な協力のもとにいくつかの問題が解かれ、その結果が公表されてきた。またそうした解析をもとに従来の設計コードの見直し等も行なわれはじめている。ここでは、簡易解析については詳細せず、主にFEMによる詳細解析を対象として、これらのベンチマーク問題をまとめ、今後の展望を試みるものとする。

### 2. ベンチマーク問題及びその結果

#### 2.1 パイプのラチェッティングに関して<sup>(2)</sup>

解析対象は、図1に示すような、外径8.44インチ、肉厚0.375インチ、長さ30インチのパイプである。材質

は、304ステンレス鋼である。負荷条件としては熱応力と内圧を考える。通常運転時のナトリウム温度を1100F、内圧を700psiとして、図1に示すように、それぞれの急激な低下と回復が生じるものと仮定する。これを1サイクルとして13サイクルまで解析するものとする。同一の条件で実験を行ない、ラチェッティング挙動を測定し、解析と比較した。

本ベンチマークに参加したグループは、大別して3つであり、FEMによる解析結果は7種類提出された。また2つの簡易解析結果も出されている。それらの各グループの結果について略述する。

#### (1) ORNLの結果<sup>(3)</sup>

使用したコードはORNLのPLACREである。

図2には、解析結果と実験結果との比較を示す。これは、パイプ外周部における、円周方向ひずみ成分を縦軸に、時間を横軸にとったものである。上記負荷サイクルは160時間で生じるものとされている。図よりわかるように、全体として解析は実験結果と良く一致し、特に試験の最終段階では極めて良く一致している。

#### (2) Sandiaの結果<sup>(4)</sup>

使用したコードはMARCである。図2と同様、周方向ひずみを実験と比較したものが図3である。

この結果も実験との一致は良好であるが、ORNLの結果に比べると全体にひずみの値が小さくなっている。この両者の違いは、主に有限要素モデルの違い(ORNLはより細かいメッシュを使用)や用いた硬化則の違い等に帰せられる。

#### (3) EPICCの結果<sup>(5)</sup>

これは日本の5つのグループの結果である。使用したコードも5種類ある。それらは、解析結果とともに図4に示されている。第1サイクルでは、5つの解析結果は実験と良く一致しているが、第2サイクル以降、次第に相互の違いが大きくなっていく。その差違は第6サイクルで最大となり、その後、再び小さくなっていく。これらの5つのコードは同時に肉厚方向の温度分布の解析も行なっているが、これは、すべて実験と良く一致している。

#### (4) 簡易解析結果

簡易解析は、O'Donnell and Porowski<sup>(6)</sup>及びGoodall他<sup>(7)</sup>より出された。両者により得られ

たひずみは、共に実験と比べるとかなり過大評価されている。これらは解の上限を与えるものとなっている。従って、今後、下限界が与えられれば有益なものとなる。

本ベンチマークの結論としては、独立の7つのFEMコードの結果は、実験と極めて良く一致したといえる。従ってこの種の問題に対しては、FEMは強力な手段となるであろう。

## 2.2 SACLAYナトリウム変動実験に対して<sup>(8)</sup>

図5はナトリウムレベルの変動を受ける円筒シェルを示す。シェルは外半径600mm, 厚さ2mm, 高さ760mmである。材質は316ステンレス鋼に相当する圧延鋼板でできている。軸方向荷重による1次応力は40N/mm<sup>2</sup>であり、2次応力はナトリウムレベルの下記の変動によってもたらされる。

最高レベル停止時間	20秒間
レベル低下所用時間	25秒間
最低レベル停止時間	4分間
レベル上昇時間	102秒間

ナトリウムレベルの変動は、120サイクルくり返されるものとする。

この問題については、すでにChernら<sup>(9)</sup>やGoodallら<sup>(7)</sup>が専用コードを用いて詳細解析を行なっている。これらの詳細解析は、簡易解析では予測できなかった、軸方向及び半径方向のラチェットが生じることを示しており、それが生じるサイクル数についても定性的には実験と良く一致することが示されている。しかしこれらは、材料特性のモデルや境界条件などで相互に差異が存在する。

以下ではその後、日本で行なわれたFEMコードによるベンチマーク解析結果を示す。<sup>(10)</sup>これには4つの独立のグループが参加し、用いられたコードはADINA, MARC, FINAS, TEPIC/ASの4種である。図6にはそれぞれのコード毎に、解析に用いた要素分割を示す。ADINAは4辺形アイソパラメトリック要素を用い、他は軸対称シェル要素を用いている。図7は、図6のA-A断面におけるシェル外表面の軸方向応力分布を示す。これは第1回目のサイクルのものである。4種のコードによる解析結果は良好な一致をみせている。

図8は5サイクルにわたっての、A-A断面の外表面における塑性ひずみの周方向成分の履歴を示す。Goodallらの結果も同時に示してある。これは、ナトリウムレベルの変動にともなう壁面上での弾塑性挙動を端的に示している。またその値もGoodallらの結果と良く

一致している。しかしADINAによる結果は他よりも大きなひずみの値を与えている。これは使用した要素の違いによるものと思われる。

図9には、A-A断面の外表面上での各サイクルごとの、軸方向の塑性ひずみ成分の増加量を示す。GoodallらやChernらの解析結果および実験結果も示している。本解析結果も軸および周方向のラチェティングを予測している。実験結果の"MAX"と"MIN"は18サイクル目において、加算されたひずみが最大と最小であった円筒シェル上の点における結果を示している。実験では厳密には軸対称条件が満たされなかったことが報告されている。これらの実験と解析との差異を考えあわせると、ここでの解析結果は、実験結果と良い一致を示していると言えよう。

## 2.3 半球状の容器に付いたノズル部に関して<sup>(11)</sup>

図10に、問題の形状および寸法を示す。材質は304ステンレス鋼である。図11は、外力、内圧、温度の1サイクル中の変化を示す。主なポイントは、

- A→B 内壁での温度低下による熱衝撃
- C 内圧の減少→増加と外力の増加→減少のサイクル
- D→E クリープ保持時間

である。このベンチマーク問題は、実験が行なわれなかったため、解析解同志の比較、検討のみが行なわれた。提出された解析解は以下の3グループに分けられる。

### (1) ORNLの結果<sup>(12)</sup>

使用したFEMコードはCREEP-PLAST IIである。

### (2) EPICC委員会の結果

ここでは3つの独立な解析がそれぞれ、FINAS, NSAS, MARCの各FEMコードを用いて行なわれている。

### (3) 簡易解析による結果

Kamalら<sup>(13)</sup>, O'Donnellら<sup>(14)</sup>, Gwaltney<sup>(12)</sup>による3つの結果が提出されている。

はじめに上記4つのFEMの解を比較する。表1は、図11の3サイクルを経た後の、非弾性ひずみのピーク値、クリープ損傷、疲労損傷について比較したものである。一見して、4つの解は一致していないことがわかる。こうしたFEMコードによる差異にはいくつかの原因が考えられる。まず第1は、データ採取位置が各コードでわずかず違ふことであり、第2には、降伏応力の温度依存性を考慮したか否か等の材料の性質のモデル化の違い

である。また境界条件、温度分布等もそれぞれ異なっていることも一因となっている。

表2は、簡易解析も含めた全ての結果について、線形近似された非弾性ひずみ、クリープ損傷を比較したものである。

非弾性ひずみについてみると、簡易解析の結果は、FEM解析結果より2~3オーダー大きな値となっており、FEM解析は、相対的には良く一致していると言える。

クリープ損傷の点では、FEM解析の結果は相互に全く異なっており、簡易解析の結果は、FEMの結果と同じオーダーのものもあるが、極端に大きいものもある。また疲労損傷は、クリープ損傷より小さいという点では3種類のFEM解析結果は一致しているが、簡易解析では、ORNL-1とORNL-2が逆の結果を与えている。

以上よりこの問題についてはFEM解析による結果は、前述の理由により一致しなかったが、これはここで考えたクリープラケット問題の複雑さを考えれば不思議ではない。すなわち、境界条件や材料定数の小さな違いが結果として大きな差異をもたらしているのである。この点については、実際の実験結果と比較してどの方法が最も妥当であるかを調べる必要がある。

## 2.4 配管ベンチマーク問題<sup>(15)</sup>

ここでは3種の配管ベンチマーク問題が取り上げられている。それらは、(1)高温下面内横荷重をうける90°エルボ、(2)高温下面内モーメントをうける90°エルボ、(3)室内下反転サイクリック面内横荷重をうける180°エルボ、の3種である。これらのベンチマークへの参加者は米国、日本をはじめ、6ヶ国より10グループにのぼった。解析は3次元FEMも含めた詳細解析と簡易解析とにわたることができる。以下、それぞれの問題について、結果を略述するものとする。

### (1) 面内曲げ荷重をうけるエルボの高温弾塑性クリープ試験<sup>(16, 17)</sup>

試験体は図12に模式的に示す形状を有する12インチ、スケジュール20の90°エルボと配管の一体となったものである。材質は304ステンレス鋼である。図13には試験体の受ける荷重履歴を示す。解析のための材料データは文献中から推奨されたものを用いることとした。ここで実験による材料データを用いなかったため、推奨されたクリープ式は、20ksi以上の応力では材料の実際の挙動と一致しない結果となった。

本問題に対しては3つのグループから解が提出された。実験と解析との一致は比較的良好であった。図14は試験体端部における変位について、実験と解析結果を比較したものである。図13に示したはじめの3つの荷重ステップについては、解析はクリープ応答を良く表わしていることがわかる。しかし荷重ステップが4から7へ進むにつれて、塑性ひずみの蓄積が大きくなり、かつ前述したようにクリープ速度が実測値と異なってくるため、両者の違いは大きくなっていく。また結果に大きな影響をもつと思われる構造の非線形性(エルボの偏平化や溶接部付近の応力分布)を解析ではすべてが考慮されているわけではないことも一因である。

以上より、解析は試験体の変形挙動に関する本質的な特定をとらえていること、また実際の材料データを用いたなら更に良い結果が得られたであろうことが結論できる。

### (2) 面内モーメント負荷をうけるエルボの高温試験<sup>(16, 18)</sup>

試験体の構成は、図12と同じであるが、寸法は、4インチ、スケジュール10の配管を用いている。荷重は、端部に図15に示すような2段階の曲げモーメントを受けるものとする。解析のために与えられたクリープ式は実験と良く一致している。

全体で10種の解が提出されたが、ここでは、FEMによる4種の詳細解析の結果を示す。図16は、自由端の回転角と時間との関係を示す。第1段階の荷重による結果は実験値を良好に予想していると言える。これはクリープひずみと時間との関係においても同様であり、回転角の大きい結果を与えたFEM解析は、クリープひずみもやはり大きい値を得ており、解析は互いに矛盾のないものとなっている。しかし図18からわかるように、第2段階の荷重ステップにおいては、実験結果と解析解との相違は著しくなり、解析解相互の違いも大きくなる。これはとりわけひずみの予測において極端であった。すなわち、これらのFEMコードを、より長く、かつ繰り返しの多い荷重履歴を受ける問題に対して応用するには更に工夫が必要であると云わなければならない。なお、簡易解析による結果は、この第2段階における実験との差異、また解同志の差異、ともに詳細解析に比べてはるかに大きなものであった。

### (3) 繰り返し面内曲げ荷重を受けるエルボの室温弾塑性挙動<sup>(16, 19)</sup>

試験体は180°ベンドの22.4インチの大口径エ

ルポである。U-バンドの平均曲率は30インチ、肉厚0.47インチである。負荷したモーメント履歴は図17に示すように極めて複雑なものである。同時に392psiの内圧も負荷されている。解析のために提供された材料データは、単軸かつ単調負荷によるもののみであり、繰り返し応力-ひずみのデータではない。また降伏応力も繰り返しによって変形しないものとされた。

本問題には3次元FEMによる2つの詳細解析結果が寄せられた。複雑な荷重履歴とそれともなり大変形をすべて考慮したものはない。図18には、エルポ端部変位と荷重ステップとの関係を、実験および解析の両方の結果で示す。荷重ステップの比較的初期は、解析により極めて良く予測されていることがわかる。しかしその後の塑性ひずみが大きくなっていく範囲では、繰り返し応答の予測はあまり良くない。また実験データは負の方向への変位が、次第に増加する傾向を示しているのに対して、解析では逆に正の方向の変位(ラチェッティング)が増加してゆくことを予測している。これは反転負荷に対する構造非線形性のモデル化が不適当であることによるものと思われる。また大変形に対しても充分な予測ができなかった。

簡易解析の結果は、モーメントの値等が実験値よりはるかに小さな値となり、非保守的な結果となっている。

本題のような大変形を伴う複雑な荷重履歴の問題を扱うには、既存の手法では充分とは云い難いと云わねばならない。

### 3. まとめ

以上、主に詳細解析を中心として、近年実施されたいくつかのベンチマーク問題を概観してきたが、これらをまとめると、以下の様になる。

- (1) 簡易解析法はおおむね保守的な値を与え、有効な手段であるが、FEMを用いた詳細解析はいずれの場合もより良い結果を与えている。今後、スーパーコンピュータの出現、普及により、FEMによる解析は更に簡便、安価になることが予想されるから、FEM解析手法の果す役割は更に大きくなるだろう。
- (2) しかし実際の現象を解析により再現・予測するには、入力データの慎重な選択、対象の正確なモデル化が不可欠である。その意味で、本報の中でもす

に指摘されているように、構造全体の非線形性の適切なモデル化、また繰り返し応答や大変形に対する解析コードの改良がこれからの大きな課題となるだろう。

- (3) 解析結果を比較すべき実験データは、本報で紹介された結果のみを見る限り必ずしも充分なものとは云えない。実験データのばらつきの範囲、また実験手法によって生じる境界条件の微妙な変化等は、解析結果と比較、検討するうえで無視できない差異を生ずるであろう。従って実験データに関しても、複数の実験手段により複数の試験を行なう必要があるだろう。

いずれにせよ"解析の妥当性を確認するうえではベンチマークは必要条件ではあるが十分条件ではない"<sup>(20)</sup>との認識に立ち、結果を解釈することが必要であろう。

### 【 REFERENCES 】

- (1) 日本機械学会 "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究(I)", 1980, 6. J254, 80-02
- (2) Kraus, H. "PVRC International Benchmark Project on Simplified Method for Elevated Temperature Design and Analysis: Problem I - The Oak Ridge Pipe Ratchetting Experiment", ASME, PVP, Vol. 56, 1, 1982.
- (3) Clinard, J.A., Corum, J.M., and Sartory, W.K., "Comparison of Typical Inelastic Analysis Predictions with Benchmark Problem Experimental Results," in *Pressure Vessels and Piping: Verification and Qualification of Inelastic Analysis Computer Programs*, ASME, 1975, pp.79-98.
- (4) Swenson, D.V., *Analysis of ORNL Pipe Ratchetting Tests TTT-1 and TTT-2*, Sandia Laboratories Report, NUREG/CR-0779, DAND-79-1057, July 1979.
- (5) Yamada, Y. and Nagato, K., "First Report of Japanese Co-

- operation International Benchmark Project of Subcommittee on Elevated Temperature Design of the U.S., PVRC", March 1979.
- (6) O'Donnell, W.J. and Porowski, J.S., "Analytical Evaluation of Benchmark Problems for Simplified Methods in Elevated Temperature Design", O'Donnell and Associates Report, Submitted to PVRC, July 1978.
- (7) Goodall, I.W., Ainsworth, R., and Goodman, A.M., "Solutions to the PVRC Benchmark Problems", CEGB Report, Submitted to PVRC, August 1978.
- (8) Kraus, H., "International Benchmark Project on Elevated Temperature Design and Analysis: Problem II - The Saclay Fluctuating Sodium Level Experiment",
- (9) Chern, J.M., "Inelastic Analysis of Saclay Thermal Ratchetting Experiment", Foster Wheeler Energy Corp. Report, Submitted to PVRC, Jan. 26, 1979.
- (10) Y. Yamada, G. Yagawa, K. Iwata, and H. Ohya, "Solution to the PVRC Benchmark Problem No. II - The Saclay Fluctuating Sodium Level Experiment", ASME, PVP, Vol. 56, 25, 1982.
- (11) Kraus, H., "PVRC International Benchmark Project on Simplified Methods for Elevated Temperature Design and Analysis: Problem III - The Oak Ridge Nozzle to Sphere Attachment", ASME, PVP, Vol. 56, 37, 1982.
- (12) Gwaltney, R.C., "An Analytical Investigation of the Applicability of Simplified Ratchetting and Creep-Fatigue Rules to a Nozzle-to-Sphere Geometry", in *Advances in Design Analysis Methodology for Pressure Vessels and Piping*, ASME Special Publication, 1982.
- (13) Kamal, S.A., "PVRC International Benchmark Problem No.3 (One Dimensional Inelastic Analysis Using Generalized Plane Strain Modeling Techniques)", Foster Wheeler Energy Applications, Inc. Report to the PVRC, January 1981.
- (14) O'Donnell, W.J. and Porowski, J.S., "Analytical Evaluation of Benchmark Problems for Simplified Methods in Elevated Temperature Design, Nozzle to Sphere Attachment", O'Donnell and Associates Report to the PVRC, December 1980.
- (15) McAfee, W.J., "Overview of Cooperative International Piping Benchmark Analyses", ASME, PVP, Vol. 56, 79, 1982.
- (16) *Compilation of Piping Benchmark Problems - Cooperative International Effort*, compiled by W.J. McAfee, IWGFR/27, International Atomic Energy Agency, Vienna, June 1979.
- (17) Imazu, A. et al., "Elevated Temperature Elastic-Plastic-Creep Test of an Elbow Subjected to In-Plane Moment Loading", *Trans. ASME, Journal of Pressure*

- Vessel Technology*, Vol. 99, Series J., No. 2, May 1977, pp. 291-297.
- (18) Griffith, W. I. and Rodabaugh, E. E., "Tests at Room Temperature and 1,100°F on a 4-in.Sch. 10 Elbow-Pipe Assembly Subjected to In-Plane Moment Loadings", in *Pressure Vessels and Piping: Verification and Qualification of Inelastic Analysis Computer Programs*, ASME Publication G00088, 1975, pp. 59-78.
- (19) Vrillon, B., Montfort, C. and Befre, J., "Experimental Analysis on Piping Components of Fast Breeder Reactors", *Transactions of the 3rd International Conference on Structural Mechanics*, Vol. 2, 1975, Paper F 3/4.
- (20) Boyle, J.T. and Spence, J., "Inelastic Analysis Methods for Piping Systems", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 57, No. 2, 1980, pp. 363-390.

表1. 3サイクル目における最大値の比較 (詳細解析)

Program	Peak inelastic strain	Creep damage	Fatigue damage
CREEP-PLAST	0.0028 (9o) <sup>a</sup>	3.098 (8Bi)	0.0074 (6i)
FINAS	0.0042 (9i)	0.031 (2o)	0.0042 (6i)
NSAS	0.0018 (2i)	0.017 (2o)	0.0050 (2i)
MARC	0.0024 (9i)	0.018 (9i)	0.0042 (6i)

表2. 3サイクル目における全解析結果の比較

Method	Linearized inelastic strain	Creep damage	Fatigue damage
<u>Inside Surface</u>			
CREEP-PLAST	0.00078	0.00923	0.006318
FINAS	0.00097	0.0113	0.0041
NSAS	0.00176	0.0025	0.0050
MARC	0.00089	0.0118	0.0028
FWEA	0.0013	0.0040	0.0068
ORNL-1	0.0377	0.01675	0.244
ORNL-2	0.0377	0.9396	0.244
ODP	0.00200 <sup>a</sup>	0.0150 <sup>a</sup>	0.0060 <sup>a</sup>
<u>Outside Surface</u>			
CREEP-PLAST	0.00052	3.26(10 <sup>-7</sup> )	0.4276(10 <sup>-4</sup> )
FINAS	Not given	0.0313	Not given
NSAS	Not given	0.0174	Not given
MARC	Not given	0.0152	Not given
FWEA	Not given	0.0209	Not given
ORNL-1	0.0306	2.6248(10 <sup>-4</sup> )	0.161
ORNL-2	0.0306	0.0089	0.161
ODP	0.00200 <sup>a</sup>	0.0150 <sup>a</sup>	0.0060 <sup>a</sup>

<sup>a</sup>Surface not specified.

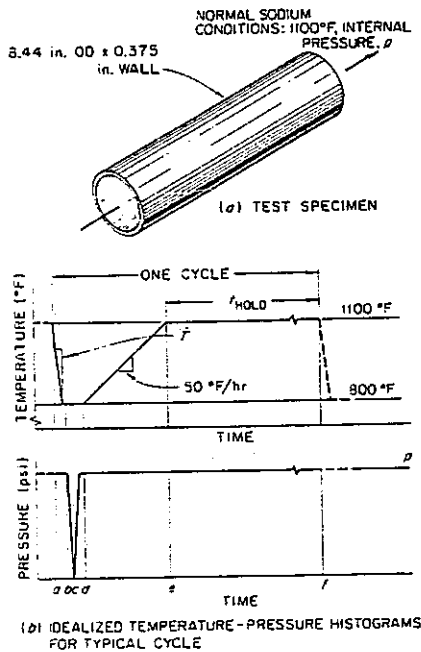


図1. パイラチェット試験の試験片と試験条件

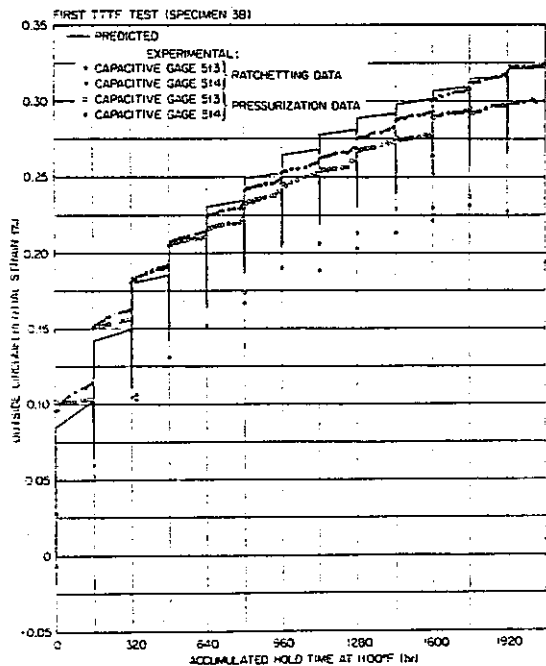


図2. ORNLの解析と実験との比較

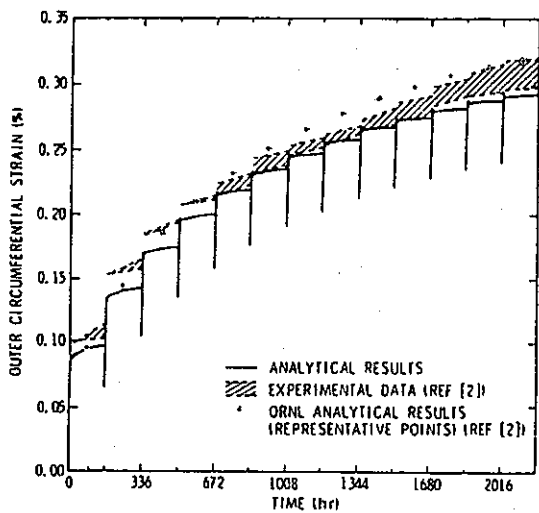


図3. Sandiaの解析結果と実験との比較

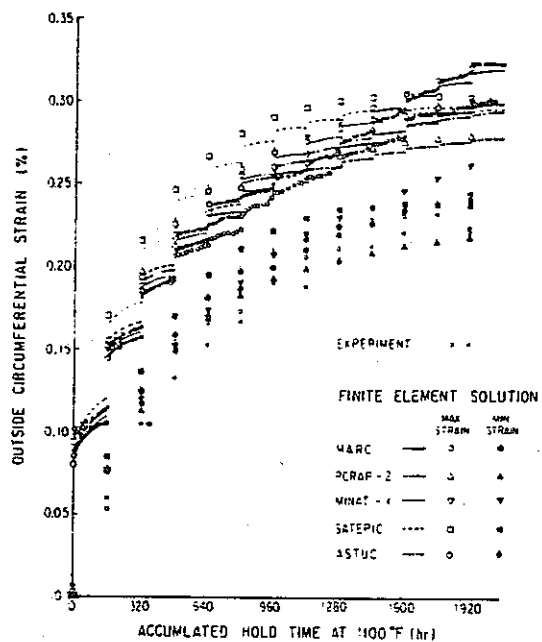


図4. EPICCCの解析結果と実験との比較

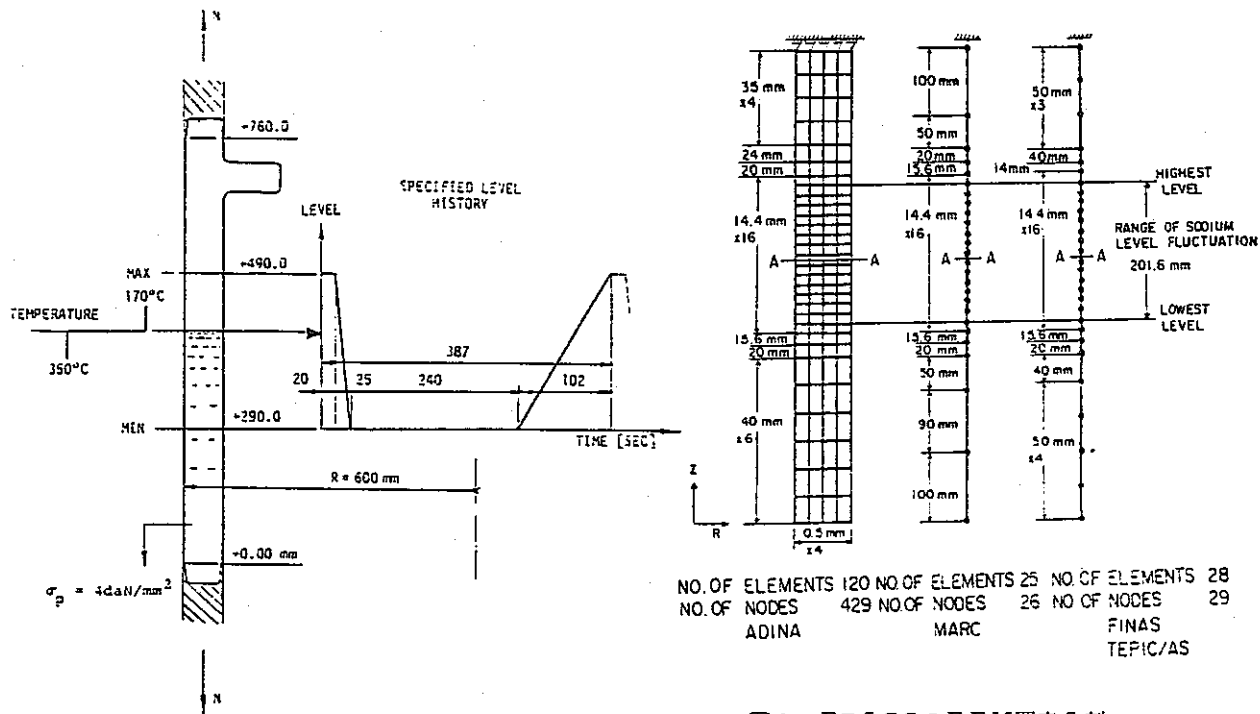


図5. Saclay ナトリウムレベル変動試験

図6. EPICCCのFEM要素分割



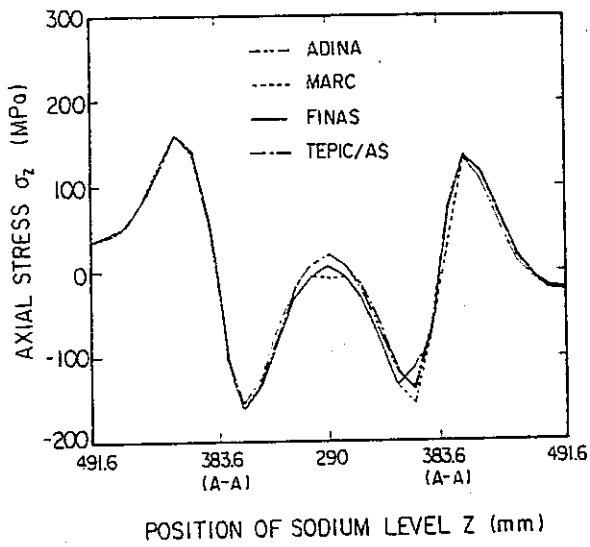


図7. 断面A-Aの外表面での軸方向応力分布 (第1サイクル)

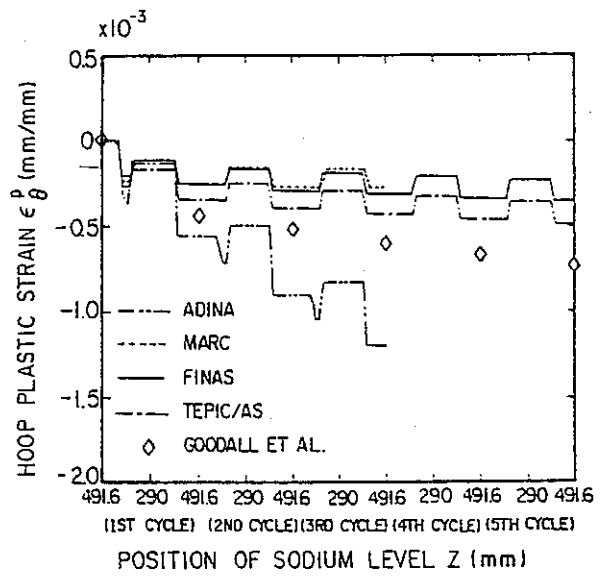


図8. 断面A-Aの外表面での周方向塑性ひずみの履歴

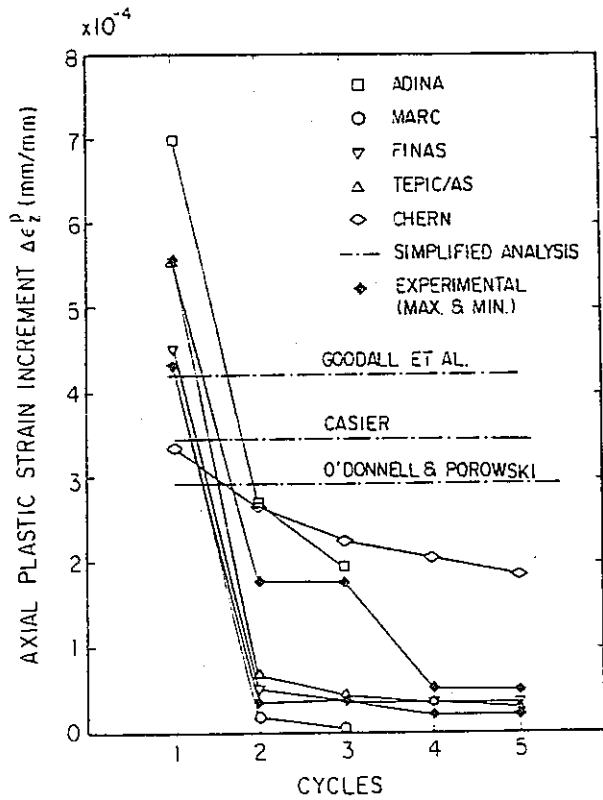


図9. 1サイクルごとの軸方向塑性ひずみ増分

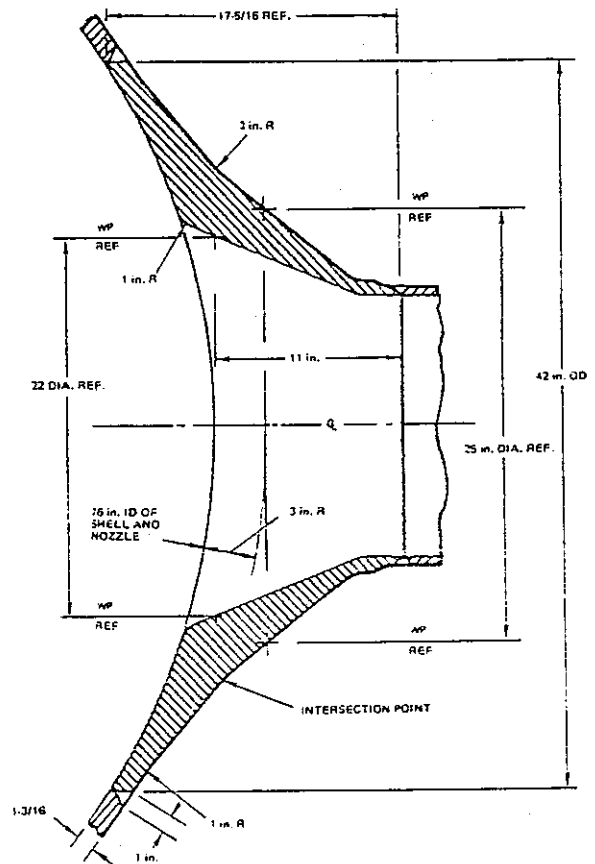


図10. 半球状容器とノズルとの接合部の詳細

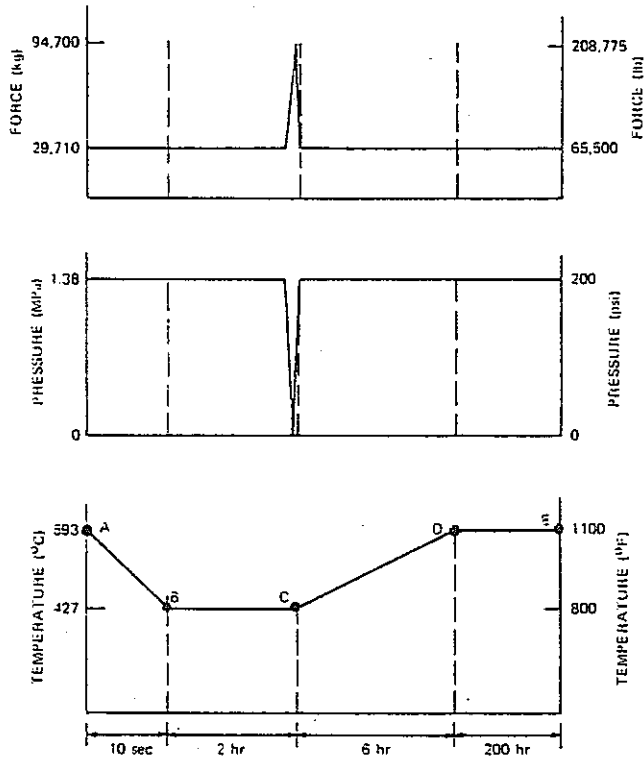


図 11. 軸力, 内圧, 温度の 1 サイクルでの履歴

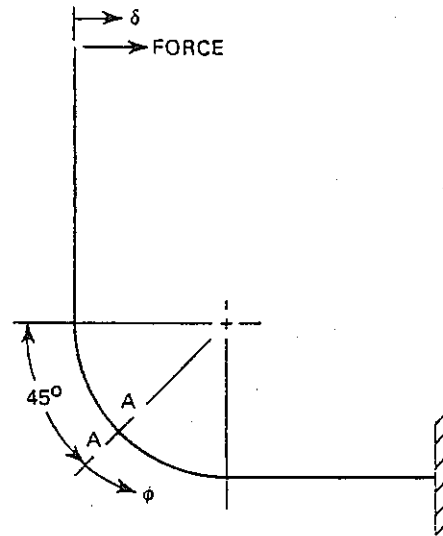
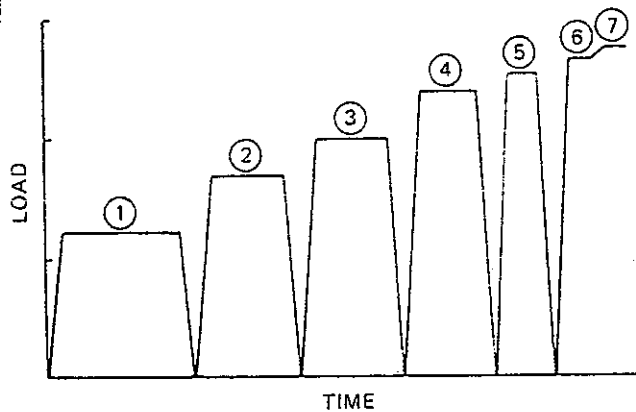


図 12. 配管ベンチマーク問題の構造模式図



LOAD STEP	FORCE		TIME (h)
	kN	(kips)	
1	6.031	(1.355)	96
2	8.365	(1.881)	70.5
3	9.737	(2.189)	69.5
4	11.767	(2.646)	68.5
5	12.454	(2.800)	19.5
6	13.091	(2.943)	1.5
7	13.552	(3.047)	4.5

図 13. 図 12 への負荷履歴

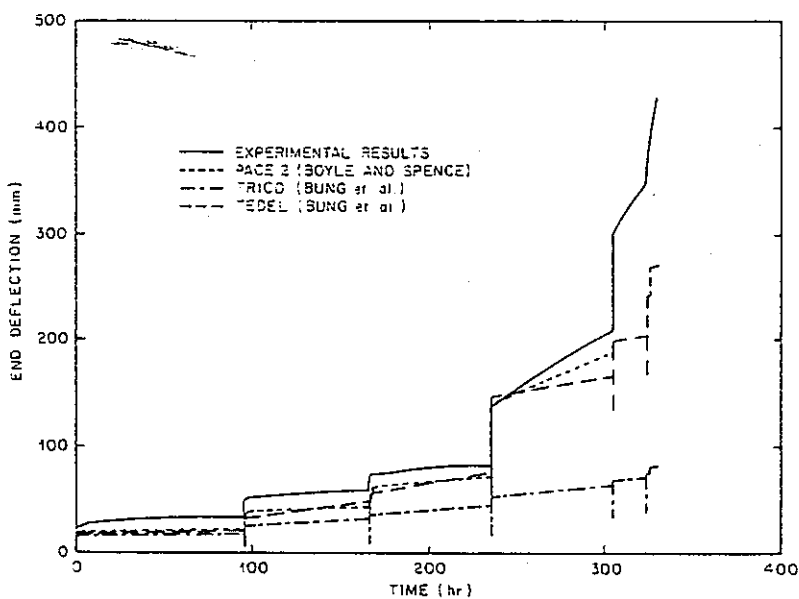


図 14. 端部での変位の変化—実験と解析との比較

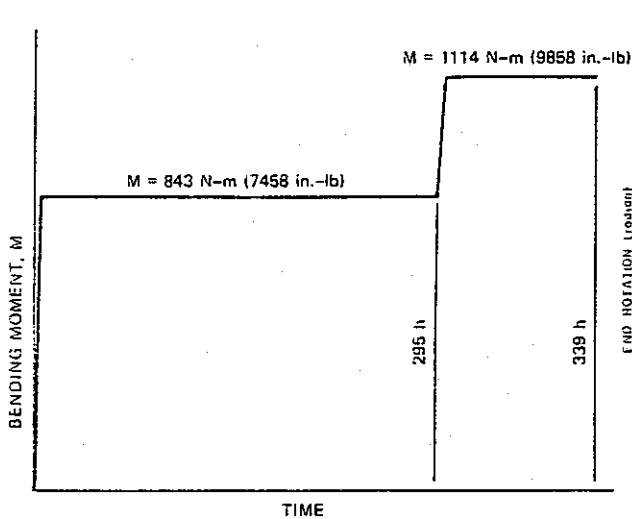


図 15. モーメントを受ける配管ベンチマーク問題の  
負荷履歴

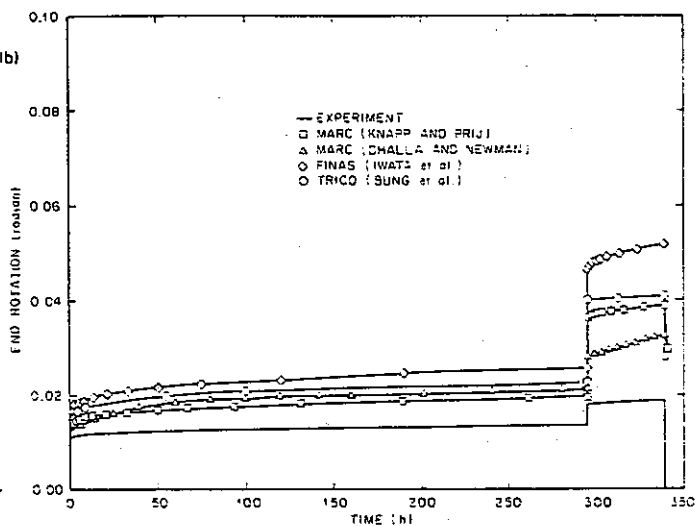


図 16. 図 15 の負荷に対する応答—実験との比較

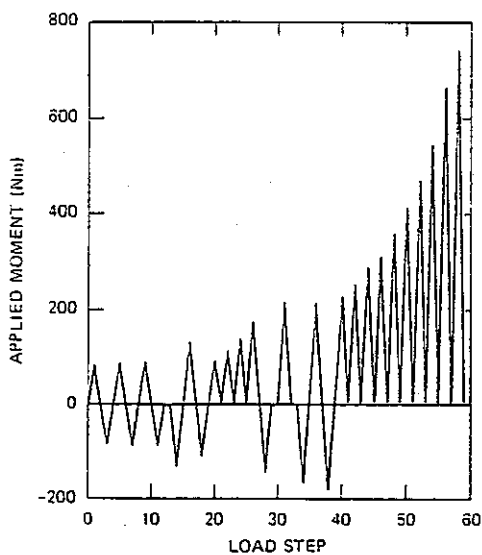


図 17. 180° ベンド配管ベンチマーク問題の  
負荷履歴

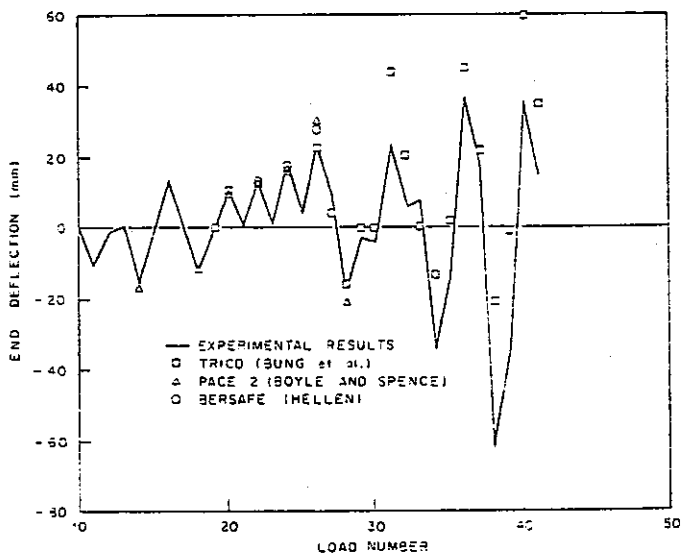


図 18. 図 17 の負荷に対する応答—実験との比較

## G. 高速炉の高温構造設計法

坂井 康弘

### 1. まえがき

高速炉の高温構造設計法が本格的に議論されるようになったのは、高温構造設計基準としてASME Code Case Interpretation 1331-5が公刊された1971年、もしくはこの基準を発刊すべくASMEに高温設計分科会が設置された1969年以降のことと云えるであろうから、<sup>(1)</sup>既に10年強の歴史を持つことになる。原子力プラントの構造設計基準の原典とも云えるASME Code Section IIIが、1963年に公刊されているから、軽水炉を対象とした原子力の構造設計法自体が僅か20年の歴史しか持っていないのである。これらのことを考え合わせると、高速炉の高温構造設計法の10年に渡る検討によりそろそろ確立されつつあるであろうと考えられそうであるが、実は残念ながらその緒についたばかりの感がぬぐえなくない。これは一つには、高速炉がまだ原型炉建設のステップにあり、構造設計法の本格的検討が必要な大型商業炉の建設検討がなされ始めたばかり、即ち実務検討経験の少いこと、二つ目には、構造材料のクリープ領域で高速炉が運転される為に、従来の線形解析だけで済む構造設計が材料のクリープ特性という非線形性を取扱う必要が生じたために、破損モードの検討も解析手法についても数段の複雑さと難解さが増したことにあると云えるであろう。

近年、米、英、仏などの高速炉開発国に於て、大型の実証炉検討が進められており、これらの設計検討の中から、高温構造設計法としての熱応力に伴う問題、高速炉の構造設計として解決しなければならない課題を論じた報告が数多く見受けられるようになってきた。

高速炉一般についての特徴は、在来の機器設計が主な制限対象としてきた一次応力関連の条件が小さいこと、運転温度が高いために熱応力を主体とした破損モードの制限が重要であること等について1981年度SPN調査報告(V)<sup>(2)</sup>に詳述されているのでここでは割愛する。

そこで、本報告では、上記のような高速炉の実用化にあたって解決しなければならない高温構造設計の具体的な課題とこれらに対する構造設計基準及び設計法について紹介する。そして最後に、筆者の考えた高温構造設計法と同設計基準に関する今後の課題について述べるものとする。

### 2. 高速増殖実証炉の高温構造設計

高速増殖炉の高温構造設計の課題は、前節でも述べたように、実用化を目前とした大型実証炉の設計検討で湧きだして来た感が少くない。このことは、高速炉の特徴である熱応力が機器の大型化に伴い、通常の方法では抑制できない程に大きくなってきたこと、ウラン事情の変化とともに高速炉絶対必要論が弱まり、高速炉の早期実用化には軽水炉プラントとの建設費の競走力が必要という論が強くなり、従来以上に機器のコンパクト化が必要となって機器設計を難しくしてきた事と大きく関連している。ここではこのような状況について、ループ型原子炉構造及びプールの原子炉構造の代表的な2例を取りあげ、高温構造設計法について何が問題となりどのような設計を目指しているかを紹介することにする。

#### 2.1 ループ型原子炉について

ループ型原子炉とは、図1に示すように、原子炉、中間熱交換器(以下IHXと略称する)、循環ポンプとの間を配管で結んだタイプの原子炉構造である。原子炉を除いた機器、配管を一次主冷却系機器及び配管と呼んでいるが、100万kW級の原子力プラントでは、冷却系配管は40B程度になり、冷却系配管の熱膨張応力を従来設計のようにエルボ等のバンド管のみで吸収させる方式とすると配管の引き廻しだけで厩大なものとなり、一次主冷却系機器及び配管を収納する格納容器も大型となり、この理由だけでもループ型は実用炉として生き残る資格を失うに十分な程であった。このような課題をかかえたループ型炉の打開策として考えられたのが、ウエスティング・ハウス社(以下W.H.社と略称する)のフォルクス・ワーゲン型アプローチとして有名な図2に示す原子炉及び、図1に示す主冷却系機器配置図である。同設計は、一次系配管に伸縮管継手を使う等徹底的な合理化を図って実用炉の段階では、軽水炉ともコスト競走力をも、もちろると主張しているものである。<sup>(3),(4)</sup>

コスト低減という観点からは、種々の工夫がなされているが、高温構造設計という観点からみると、W.H.社の設計は一次主冷却系配管の熱膨張吸収策として、伸縮管継手を採用したことにつきるのであろう。図1に示すようにW.H.社は、各機器間を伸縮管継手を介して直

結させて、機器配置スペースをコンパクト化させている。伸縮管継手は、熱膨脹を吸収する機能を果たす極薄肉の成形ペローズが継手のバウンダリとなっている。従って、このペローズは、一次主冷却系の場合、恐らく2～4mm程度の板厚と思われるが、主冷却系の熱膨脹を吸収するという役割を受け持ちかつ自分自身の構造健全性をどう維持させていくかの厳しい課題を背負っている。しかしながら逆の観点からみると、このアキレス腱的存在のペローズが、製造及び検査、供用期間中検査等を集中的に行うこと、交換等のメンテナンス対策を考慮する等の的を絞った対策を考えれば、十分にW.H.社の構想の救世主となることも可能であろう。

第一種機器用の伸縮管継手に関する設計基準はASME N-290として1982年に発刊されているが、まだ高速炉の主冷却系配管として活用できる迄には、受け入れられてはいない。今後伸縮管継手が高速炉の主冷却系配管用として採用される場合には必ず設計基準のベースとなると思われるので、3.5項でその概略を紹介する。上記以外のループ型原子炉機器に関する高温構造設計の課題は、プール型原子炉に於ても同じであるので2.3項で紹介する。

## 2.2 プール型原子炉

プール型原子炉とは、図3に示すように、ループ型原子炉の一次主冷却系機器の中間熱交換器とポンプを、原子炉容器の蓋であるルーフ・スラブ上に搭載させ、主冷却系配管を容器の中を区分した構造部分に受けもたせたことを特徴とした原子炉構造である。従ってプール型の原子炉は、直径20m程の大きなプール（主容器と呼んでいる）と主容器や冷却系機器を搭載・支持するルーフ・スラブと、主容器内を高温プールと低温プール部に区分する隔壁構造とが主要な特徴を示す構造である。高温構造設計という立場からみると、冷却機からは隔離され、比較的低温領域におかれるルーフ・スラブは、巨大構造物であり、かつ自重を含めて一万トンを越す重量を支持する必要があるが、従来の船舶あるいは橋梁技術の延長上の設計が活用できるものとしてルーフ・スラブの設計課題は割愛したい。但し、圧力バウンダリとしての供用期間中検査には、まだ検討の余地が残っていることを付記しておく。従って、プール型原子炉の高温構造設計の課題は、主容器と隔壁構造とに集約されることになる。

そこで、現在高速炉の分野で最も先進国の一つである仏のスーパーフェニックス炉を例にとって高温構造設計

法について述べる。スーパーフェニックスは、電気出力100万kWで、1984年には臨界が予定されている自由主義世界では、最も早い大型の実証炉である。図3の主容器は板厚25mmで直径21,000mm、高さ約15,500mmの超大型容器である。<sup>(5)</sup> また、隔壁構造は図3に示すようにNa冷却材を含んだコニカル・ストラクチャから形成されている。この図3の設計をみると、熱応力設計に細心の注意が払われていることが判る。即ち、主容器については液面近傍の起動・停止による熱応力を緩和させる対策として、容器壁を流動冷却する構造とし、かつ容器を低温冷却材で内包させて容器の構造材料の弾性設計が可能な範囲の低温設計に持ちこんでいることが推察される。（この推察とは、仏が高温構造設計の詳細について公表していないのであくまでも筆者自身の推察である。）

また、コニカル・ストラクチャも図3からも自明のように熱応力に対してフレキシブルなように主容器との結合に細心の注意を払った設計がなされており、また同構造2重にして、冷却材ナトリウムを内包する形をとっているのが高温と低温間での温度差が緩和され、熱応力が緩和される構造となっている。これらの主容器壁及び隔壁構造の熱応力対策の他の方法として、英の実証炉概念設計の例を図4に示す。<sup>(5)</sup> 容器壁保護としてガス断熱構造を設け（以後ガスダムと呼ぶ）、起動停止の熱応力サイクルを抑制し、かつ図に示されるような容器の低温設計化に成功している。これらの実証炉の設計は、地震がまれにしか発生せず、設計地震荷重の小さい場合の例であるが、これらの設計を地震頻発国の日本に導入した場合には、条件により変化するが筆者の概算によると、容器壁の剪断力制限や曲げ応力による崩壊制限（座屈防止）により主容器板厚が仏のスーパーフェニックスより3～4倍必要となる。板厚が増加すると一般に熱応力も大きくなるので、耐地震設計と熱応力設計のバランスをとることが、重要な設計課題となってくる。

## 2.3 高速増殖実証炉の高温構造設計について<sup>(6)</sup>

ループ型とプール型の代表例について夫々の機器構成及び、構造設計法についての特徴を2.1及び2.2で述べた。これらのうちプール型炉の隔壁構造及びループ型炉の伸縮管継手とノズル構造設計以外は、機器の大小の差はあれ共通課題といえる。また2次冷却系以降についてはループ、プール型ともに全く同じ課題をもっており、この意味では伸縮管継手の活用は共通課題といえる。しかし、接近性、放射線被覆の有無、公衆災害に及ぼす影

響を考え合わせると比較にならない程ループ型の主冷却系の設計は、安全性や信頼性を要求され、それだけ高温構造設計の重要度は高いと云えよう。以上の考え方を前提として、ブール、ループ原子炉の主要構造について、熱応力設計及び耐震設計上からみた問題項目をまとめたものを表1に示す。さらに高速炉の主要特徴である熱応力について、発生原因別に分類してその特徴、現象が発生する原因、対策を施さない状態での発生応力例、及び設計手法及び設計基準への課題についてまとめたものを表2に示す。表2から判るように、弾性解析をベースとするとループ型の原子炉容器に於ても、この例では1,300mmの容器であるが応力強さ範囲が非常に大きくなり、現実的な昇降温速度の20℃/hrを実現させるには、何らかの炉容器保護が必要と判る。

### 3. 各国の高温構造設計基準

#### 3.1 米国の高温構造設計基準<sup>(7)(8)</sup> (ASME Code Case N47)

ASME Code Case N47 (以下単に、C.C.N47と記す)は、高温 (ASME Sec. III NBの適用上限温度を越える) で使用されるクラスIコンポーネントおよびその付属物に関しての、材料および設計に関する規則を含むもので、高温に於けるクリープ効果を考慮して、「解析による設計」により、以下の4種の破壊モードを防護しようとするものである。

- (1) 短期荷重による延性破断
- (2) 長期荷重によるクリープ破断
- (3) クリープ疲労破断
- (4) 進行性崩壊およびラチェッティングによる全体的ゆがみ

又、上記の4種の破壊モードの防護の他、以下の3種の破損モードに対する簡単な指針を与えている。

- (5) 過大な変形による機能喪失
- (6) 短期荷重による座屈
- (7) 長期荷重によるクリープ座屈

C.C.47では、コンポーネントに作用する荷重を次のように分類する。

- (1) 設計荷重
- (2) 運転荷重
  - (i) レベルAの運転荷重
  - (ii) レベルBの運転荷重
  - (iii) レベルCの運転荷重
  - (iv) レベルDの運転荷重

#### (3) 試験荷重

このように分類される各々の荷重に対して、次の量を制限せねばならない。

- (1) 荷重制御型応力
- (2) ひずみおよび変形

但し、試験荷重の内、高温状態の荷重は、レベルA又はレベルBの運転荷重としての評価を要求される。図5にC.C.N47の設計フローを示す。

##### 3.1.1. 荷重制御型応力の制限

荷重制御型応力の制限には、各荷重に対して、一次一般膜応力強さ  $P_m$  および、一次膜+曲げ応力強さ  $P_L + P_b$  の値を制限するものと、運転荷重に対し、運転状態全体を対象としてクリープ寿命に対する使用分数和を制限する2系統の制限が設けられている。前者の制限には、時間に依存しない  $S_0$ 、 $S_m$  と時間に依存した  $S_t$  の3種の制限値とクリープ形状係数  $K_t$  が導入されており、後者の制限には、一次一般膜応力に対しては、設計仕様書で定める値  $B$  (指定されない場合は通常1.0が用いられる)、一次膜+曲げ応力に対しては、1.0の値を規定している。

##### 3.1.2 ひずみおよび変形の制限

ひずみおよび変形の制限は、コンポーネントの機能の維持および構造健全性の維持を保證するために設けられている。ひずみおよび変形の定量的評価には、一般に非弾性解析が要求されるが、特別の条件を満たしている場合に弾性解析により評価する事を認めている。

前者のコンポーネントの機能の維持の確保のため、設計者は解析により発注者が設計仕様書に規定した制限を満たす事を示さねばならない。又、後者の構造健全性の保證のため、次の制限を満たさねばならない。

- |             |    |
|-------------|----|
| (1) 肉厚平均ひずみ | 1% |
| (2) 等価線形ひずみ | 2% |
| (3) 局部ひずみ   | 5% |

これらの制限は、評価する部位の運転寿命中の全累積非弾性ひずみに対して評価するもので、3つの主ひずみの内、正ひずみの最大値に適用される。

##### 3.1.3 クリープ疲労評価

運転荷重に対し、有意なクリープ効果が無い事を証明できない限り、クリープと疲労の相互作用を考慮した次の関係を満足する必要がある。

$$\sum_{j=1}^p \left( \frac{n}{N_d} \right) + \sum_{k=1}^q \left( \frac{d t}{T_d} \right)^k \leq D$$

上式に於いて、左辺第1項は疲れ損傷に関する項で、

Miner の累積被害則で表わされた疲れ係数の和、左辺第2項は、クリーブ損傷に関する項でクリーブ損傷の使用分数和である。右辺のDは、クリーブと疲労の相互作用を考慮した係数で $D \leq 1$ である。なお、C.C.N47に於いては、疲労損傷を相当ひずみ範囲を用いて評価する事としており、その評価法が示されている。

### 3.1.4 座屈及び不安定性

構造物の座屈を防止するため、C.C.N47では、非時間依存の座屈および時間依存の座屈(クリーブ座屈)に対する安全係数が与えられている。

非時間依存の座屈に対しては、荷重制御型座屈とひずみ制御型座屈に分類し、各荷重毎に、荷重制御型座屈に対しては荷重係数、ひずみ制御型座屈に対しては、ひずみ係数を各々安全係数として与えている。又、時間依存の座屈に対してはひずみ制御型座屈に対する安全係数を必要としないので、荷重制御型座屈に対してのみ安全係数を与えている。なお、荷重制御型座屈に関しては非時間依存の座屈の場合には、初期形状不整および公差の影響を、時間依存の座屈の場合には、運転中に生じた形状不整をも含めて考慮する事としている。ひずみ制御型座屈の場合は、このような影響を考慮する必要はない。

## 3.2 仏国の高温構造設計<sup>(9)</sup>

ここでは、H. Jakubowiczらが行なった報告をもとに、仏国の高温構造設計基準について紹介する。

仏国では、現在、実験炉Rapsodie および原型炉Phénixの2基のLMFBRが稼動中で、3基目の実証炉Super Phénixが建設中である。2基目のPhénixおよび3基目のSuper Phénixはいずれもブール型のLMFBRで今後建設の予定される、Super PhénixⅡもブール型である。

フランス原子力庁(CEA)は、これらのブール型LMFBRに対する設計法および設計基準を整備するため、RAMSES委員会を組織させた。以下RAMSESによる推奨案についてのべる。

### 3.2.1 材料仕様

SUS316L(Phénixの主材料)およびSUS316(Supev Phénixの主材料)に対する推奨案が出されている。この推奨案では、製作に関する規制の他、許容応力や設計解析の際に必要な弾塑性解析用のデータが示されている。

### 3.2.2 クリーブ効果

RAMSESによる推奨案ではクリーブ判定曲線を用いて、クリーブ効果の無視し得るものと、そうでないもの

の判別を行っている。この判定でクリーブ効果が無視し得るとすれば、非時間依存の解析、即ち、弾性解析による設計解析を行って良いとしている。又、保持時間効果についてはC.C.N47と同様に使用分数和を1.0に制限しているようである。

### 3.2.3 一次膜応力の制限

高温に於けるクリーブ効果を考慮した時間依存の制限値 $S_t$ が導入されている。 $S_t$ は以下の3つの量の最小値である。

- (1) クリーブ破壊を生じる最小応力の2/3
- (2) 第3次クリーブを生じる最小応力の80%
- (3) 1%トータルひずみを生じる最小応力

一次一般膜応力の制限値としては、上記で定義される $S_t$ と $S_m$ の小さい方の値 $S_{mt}$ が定義される。また、一次膜応力を評価する際に、クリーブによる応力再配分の効果およびクリーブ破壊に対する静水圧効果を考慮するため、次の2種の係数が導入される。

$$Q_1 = 1 + \frac{Q_m}{n P_m}$$

$$Q_2 = \frac{P_m^+}{P_m^-}$$

$n$ ; 2次クリーブ則の応力インデックス(Norton則)

$Q_m, P_m$ ; 各々一次膜応力および一次膜応力

$P_m^+$ ;  $P_m$ テンソルの最大引張主応力

$P_m^-$ ; 等価一次膜応力強さ

一次膜応力の制限は

$$Q_1 \cdot Q_2 P_m \leq S_{mt}$$

### 3.2.4 クリーブラチェット

RAMSESの推奨案では、実験研究をベースとし、クリーブラチェット評価のため、有効一次膜応力概念とラチェットを評価するための効率線図が導入されている。負荷状態により実験的に求められた下限フィット曲線から有効一次膜応力 $P_{effm}$ を求め、この値を $S_{mt}$ に制限している。

### 3.2.5 損傷係数

損傷係数については、C.C.N47と同一の制限が設けられているようである。

## 3.3 英国の設計基準<sup>(10)</sup>

英国では、実証炉CDFR(Commercial Demonstration Fast Reactor)用に設計基準の開発が行

われているが、CDFRの開発計画自体の明確なスケジュールが決定されておらず、従って、設計基準の開発もかなりのんびりとしたスケジュールで行われている様である。英国に於ける現在の設計基準の開発方針は、CDFR用としての特別の設計基準を新たに開発するのではなく、ASMEの設計コード(特にC.C.N47)や英国内で開発された設計基準の内、有用なものを取り入れ、不十分なものは実験研究により、修正又は補足して行くというものである。材料データについても同様である。英国に於いて開発研究テーマとして注目されているものは以下の通りである。

- (1) 構造解析手法
- (2) クリープ疲労寿命
- (3) 安全保障と財産保護のための構造健全性評価

上記のテーマを中心に広範な分野で研究開発が行われているようであるが、設計基準の具体的内容は不明である。

### 3.4 日本の高温構造設計基準 (11)

我国の高温構造設計基準としては、動燃事業団が中心となり、高速原型炉“もんじゅ”用として開発した、高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針がある(以下単に設計方針と呼ぶ)。この設計方針は、C.C.N47を参考として作成されたものであり、その基準体系も類似しているが、C.C.N47が1種機器全般を対象としているのに対して、設計方針は、“もんじゅ”の1種機器を対象として作成されており、その特殊性を考慮して改良が施されている。特に、ひずみの制限に関しては、C.C.N47が特殊なケースを除いては非弾性解析に依る事を原則としているのに対し、設計方針では、非弾性解析による道を残しながらも、弾性解析による評価をベースとしている。以下高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針の概要をC.C.N47と対比して述べる。

この設計方針に於いても荷重の分類(グレード分け)の考え方が導入されており、C.C.N47の設計荷重、運転荷重、試験荷重に対応し、設計方針では、各々設計状態、運転状態、試験状態が定義される。運転状態は更に運転状態Ⅰ、Ⅱ、ⅢおよびⅣに分類される。これらの各々の状態に対し、(1)一次応力、(2)ひずみ、の2つの量が制限される。

#### 3.4.1 一次応力の制限

この制限は、C.C.N47の荷重制御型応力の制限に対応するものであり、C.C.N47と同様、各状態について一次一般膜応力強さ $P_m$ および一次膜+曲げ応力強さ $P_L$

+ $P_b$ を制限するものと、運転状態について各運転状態にまたがって、クリープ寿命に対する使用分数和を制限する2系統の制限よりなる。設計方針では、 $P_m$ および $P_L+P_b$ の制限に於いて、長期荷重、短期荷重の概念を導入し、長期荷重のみを評価する場合、長期荷重および短期荷重を含めて評価する場合に対し、各々別の制限値を設けている。これは、C.C.N47には無い概念であり、日本の厳しい耐震条件を合理的に設計に取り入れようとするものである。クリープ寿命に対する使用分数和の制限および各制限のベースとなる量については、C.C.N47と同一である。なお、試験状態に関しては、高温のものについて、運転状態Ⅱとして評価するよう規定されている。

#### 3.4.2 ひずみの制限

設計方針に於けるひずみの制限は、(1)運転状態Ⅰ、Ⅱ、Ⅲおよび試験状態に関する制限、(2)運転状態Ⅳに関する制限の2つの条項から成る。更に、(1)の条項に関しては、①一般規定の他、高速原型炉の1種機器の使用状態の特殊性を考慮した場合、②長時一次応力が低い場合、また、③クリープ効果が顕著でない場合の3種の規定を設け、②、③により弾性解析による評価が容易となるよう配慮されている。C.C.N47が1種機器全般を対象として、一般規定およびクリープ効果が顕著でない場合の規定を設けているのに比して、特徴的である。又、C.C.N47では、一般規定として、壁厚平均ひずみ1%、等価線形ひずみ2%および局部ひずみ5%の制限があるのに対し、設計方針では、局部ひずみ5%の制限をはずしている。一方(2)運転状態Ⅳに関する制限は、C.C.N47にはない規定で、その目的とする所は、短期荷重による進行性変形を制限することである。これは、回数の少ない事象に於いてもその事象が繰返し性を有する場合は、その変形効果が無視し得ない事を考慮したものである。

#### 3.4.3 クリープ疲労損傷の制限

設計方針に於けるクリープ疲労損傷の制限は、(1)一般規定、(2)弾性解析による場合の2つの条項から成る。更に、(2)弾性解析による場合は、ひずみの制限の規定と同様、①一般規定、②長期一次応力が低い場合、③クリープ効果が顕著でない場合の3種の規定がある。制限自体は、C.C.N47と同様、累積疲労損傷係数 $D_f$ と累積クリープ損傷係数 $D_c$ の和を疲労とクリープの相互作用を考慮した制限値 $D$ に制限することであるが、C.C.N47が $DC$ の算出に際し相当ひずみ範囲から $DC$ を直接算出するのに対し、設計方針では、次の2つの量を導入している。



$$D = D_{CN} + D_{CP}$$

$D_{CN}$  ; 1次及び2次応力に伴うクリープ損傷係数

$D_{CP}$  ; ピーク応力に伴うクリープ損傷係数

これは、構造物に作用する応力を分類し、その分類した応力に対し、クリープ損傷係数を適切に評価しようとするものである。長期1次応力が低い場合には、 $D_{CN} = D_{C1} + D_{C2}$ となる。 $D_{C2}$ は緩和クリープ損傷係数より求める値である。

#### 3.4.4 その他

以上、高速原型炉1種機器の設計方針の内容器の設計について述べたが、上記の他、環境効果の評価(ナトリウム環境効果、中性子照射効果)、圧縮および曲げ座屈の評価等も含まれている。

### 3.5 ベローズの設計基準<sup>(12)</sup>

ベローズの設計基準としては、ASME Sec.Ⅲ Code Case N-290がある。(以下C.C.N-290と呼ぶ)この基準はクラス1の伸縮継手の設計、製造および据付について定めたもので、ベローズ部のみならず、端部の短管や補強部を含む伸縮継手全体に適用される。C.C.N-290で制限される事項は以下の通りである。

- (1) 材料
- (2) 設計
- (3) 加工及び据付上の要求事項
- (4) 検査
- (5) 試験
- (6) 過圧防護

以下、これらのいくつかの項目についてその内容を紹介する。

#### 3.5.1 材料

ベローズの素材に関するもので、材料の種類、試験検査等に関する特記事項を定めている。高温で使用されるベローズの素材としてSUS304、SUS316およびNi-Cr-Fe合金(米規格SB409)を認めている。

#### 3.5.2 設計

設計上配慮すべき事項および設計手法に関して定めている。ここでは、1次バウンダリを形成するベローズの設計に関して述べる。

C.C.N-290により設計する場合、Sec.ⅢまたはN47と同様継手に作用する荷重を分類し評価する。

一次一般膜応力および一次膜と曲げの組合せ応力の制限、荷重の累積効果に対する使用分数和の制限は、Sec.Ⅲ又はN-47と同様の規定が設けられている。但し、一次一般膜応力 $P_m$ は次式によって算出する。

$$P_m = \frac{PA}{A_c} + 0.5P$$

$A$  ; 1個の山(又は谷)によって囲まれた流体の最大断面積(図6参照)。

$A_c$  ;  $A$ を定義するために用いた山(又は谷)の断面積(図6参照)。

$P$  ; 運転圧力

ひずみの制限については、C.C.N47とはほぼ同等の規定が定められているが、圧力バウンダリを形成するベローズにとってはここで定められているラッチェティングルールは、非常に厳しいものである。疲労およびクリープについては定められておらず、寿命試験により確認する事としている。又、座屈に対する安全裕度を解析あるいは試験によって証明する事を規定しているが、安全裕度はC.C.N47と同一である。

上記解析評価の他、設計の妥当性を示すため、耐圧試験と寿命試験を要求しており、試験方法や試験により証明すべき事項等が定められている。しかし、クリープ疲労効果を証明する試験として実時間の20倍の試験時間を要求しているものもあり、整備不十分な条項もある。

#### 3.5.3 製造および据付上の要求事項

製造から現地据付迄の注意事項を細かく規定している。表3にC.C.N-290に規定される、ベローズの寸法公差、図7に形状公差を示す。表3に示すように、ベローズの山(又は谷)の高さに対し、 $\pm 0.06$ (mm)の公差を要求する等、かなり厳しい条件となっている。

### 4. 高速増殖炉の実用化に対する高温構造設計法の課題

高速増殖炉が実用化される為の条件は、軽水炉等含まれた在来発電プラントとのコスト競争力を持てるようになること、安全性・信頼性の確保と維持であると考えられる。中でも最大の難関は安全性・信頼性を損なわずに建設費・機器コストの削減を図らねばならない点であろう。このコスト削減のためには、プラントの建設思想を始めとして、設計条件、設計手法、設計基準、製造、建設などの思いきった合理化が必要であると思われる。ここでは、経済性を主体にして高速増殖炉の実用化に向けての高温構造設計の課題について述べる。

#### 4.1 高温構造設計

2節では主として高速炉の原子炉構造を対象に、高速炉特有の構造及環境条件に対する構造設計例として、以

下に示す解決すべき課題と対応法を示した。

- (1) 容器壁の昇降温による熱応力  
炉壁保護による応力緩和策
- (2) 炉内の熱過度条件  
⇒
  - ・ライナなどの保護必要
  - ・構造単純化して自衛保護(薄板化など)
- (3) 隔壁構造  
⇒
  - ・フレキシブル構造
  - ・構造の単純化
- (4) 配管設計  
⇒ 伸縮管継手の活用
- (5) 耐震設計  
⇒ 高速炉の特徴を活し、かつ耐熱力設計との調和

(1)~(5)に示す対応法は、実用化にあたって不可欠の構造設計対応であるが、さらに経済性のある実用炉を目指すには、実際に発生する現象挙動を正確に把握し、各種の破損モードあるいはその機器の必要機能を適切に評価する必要がある。例えば、上記の(1)~(3)については、冷却機の流動、構造物への熱伝導、熱応力と破損評価の対象となる応力を求める為に3回の解析が必要となる。そしてこれらの3解析は直列につながっているので、いずれの精度が悪くても最後の応力の精度は悪くなる。ところが現時点では、熱応力解析が一番精度が良く、流体から固体への非定常時の熱伝達部分の精度が悪いため伝熱解析の精度はかなり落ちる。流動解析はさらに難しい現象を追う必要があり現時点では、マクロなとらえかたによる解析しかできず、従って安全側の設計を行う為に安全裕度を大きくとらなければならないのが現状である。この流体・伝熱のいずれかの精度を応力解析並の精度にあげることが可能となれば、安全裕度の切下げが可能となり、設計解析法の合理化となるであろう。

また、構造材料のクリープ領域条件下で使用する場合にも、同様に実際に発生する非弾性ひずみとそのひずみの繰返し及び増加挙動を適切に把握し、ひずみの制限やクリープ破損損傷制限の評価を行うのが合理的設計に近づく必要不可欠の道であろう。ところが材料の非弾性解析は、材料の構成式、硬化則、流れ則、あるいは負荷サイクルのとりかた等に影響されかつ材料の経年変化によっても変化してくる。即ち、非弾性解析設計を忠実に実施する設計法をとるとすると、膨大な解析費がかかるのみで、ここで目標としている経済性追求の高温構造設計法とはなじまない。適切なひずみの把握と挙動のフォロ

ーという視点から、また解析によるあるいは解析手法の違いからの解のバラツキをなくするために、構成式を始めとする種々の材料物性値や挙動則及び要素分割や時間分割の解析手法を標準化して設計基準にとり入れることと、解析時間のかからない簡易非弾性解析手法を開発する必要がある。

## 4.2 高温構造設計基準

3節で各国の高温設計基準について概説したが、引用文献にふれられている範囲では2節で述べた高速炉特有の現象に十分に対処できた設計基準化できているかは明らかでない。ただ各国ともASME N-47をベースに、各国種々の事情による修正を加えており、さらに合理化の必要なことが述べられている。

2節及4.1項で述べた高速炉の主要検討課題に対して、解明すべき現象と、必要な基準の整備についてまとめた結果を表4に示す。表中のベローズに関しては、ベローズは極薄肉構造で、肉厚に対する運転圧力は高く、かつ他の配管の熱膨脹分を吸収する機能を要求されて、2次応力成分が大きくなり、通常のN-47のラチェット制限では使用範囲が必要以上に限定される。<sup>43)</sup> ベローズの設計基準N-290に於てもN-47の制限からの制限の緩和は、ほとんどないので、このラチェット制限については、実験データによる検討とベローズの機能及び特有の性質を考慮した緩和が必要である。またクリープ疲労の実証試験についても、N-290は形状の制限等規格化が図られているので、実物大の標準ベローズによる実機条件を考慮した実験を数セット行い、設計曲線を作成して実証試験の代替えによる評価手法を確立する必要がある。

次に前項4.1でふれた非弾性解析手法に対応できる、非弾性設計用の設計基準の確立を図る必要がある。

さらに本稿では、原子炉構造機器即ち第一種容器と配管、IHX、ポンプ及び原子炉内構造物のみを対象としてきたが、高速炉のプラント建設費の中で上記のコストは1/4程度に過ぎない。本稿でふれた以外の機器に対する高温の構造設計基準も作成され、高速炉実用化に向けての機器コスト削減に寄与が必要である。

## 4.3 まとめ

高速増殖炉の実用化に対する高温構造設計法の課題は、実用化を実現させる為の条件であるプラント及機器コストの削減が可能となりうる構造設計と構造設計法の開発であり、さらに、この開発された手法に基づく機器の健全

性維持が保てるようにすることであろう。その為には、表4. に示した基準の整備及び図4.1に対するチャートに基づいた、非弾性解析手法の開発と標準化、高速炉特有の現象に基づく破損条件の開発と、これらの解析手法及び破損条件をもりこんだ各種の機器に対応する設計基準の確立が必要である。

[ REFERENCES ]

- (1) W.E. Cooper, "Elevated Temperature Design", Section S in the Text for "Seminar on Application of Pressure Component Codes", June 1972.
- (2) 佐藤拓哉, "高速炉の高温構造設計法" JWES - AE - 8106 SPN 小委員会報告 "高速炉の構造解析ならびに構造設計に関する調査(V)"
- (3) W.H. Arnold and et al., "Design Approaches to Achieve Competitive LMFBR Capital Costs", Power Engineering/September 1980, pp. 62-65.
- (4) R. Meyers, "A Lower Cost Breeder Reactor: WestingHouse, Burns & Roe Take Volkswagen Approach", The Energy Daily, April 8, 1982.
- (5) Super Phenix カタログより
- (6) J.A.G. Holmes, "The Role of Structural Integrity in LMFBR Safety", FBR 安全性に関する国際会議, Lyon, July 1982.
- (7) ASME Code Cases N47-17 Class 1 Components in Elevated Temperature Service.
- (8) 安藤良夫, 岡林邦夫, 原子力プラントの構造設計, 東大出版会
- (9) H. Jakubowicz and others, "Design Methods and Criteria Recommended by the RAMSES Committee", 2nd Int. Conf. Engineering Aspects of Creep, Univ. Sheffield, I. Mech. E., Sept. 15-19, 1980.
- (10) S. Fawcett, "Development of Fast Reactor Structural Design Codes in the UK", 2nd Int. Conf. Engineering Aspects of Creep, Univ. Sheffield, I. Mech. E., Sept. 15-19, 1980.
- (11) 動力炉・核燃料開発事業団, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針
- (12) ASME Code Cases N-290 Expansion Joints in Class 1, Liquid Metal Piping Section III.
- (13) "FBR配管用伸縮管継手開発のための基礎調査" (2)及び(3) ISES-8002, ISES-8101
- (14) 厚田栄夫, "高速増殖炉の開発にともなう構造材料に関する研究開発について" 動力技法 No. 29, 1979

表1 プール及ループ型原子炉の主要構造と熱応力及耐震設計課題

	主要構造	熱応力設計	耐震設計
プール型原子炉	大型ルーフスラグ	—————	柔構造の耐震設計法の検討
	主容器支持構造	異材継手(炭素鋼-SUS)	—————
	主容器	◎ 容器壁保護必要	◎ 薄肉容器の崩壊制限の検討 ◎ 高剛性化(制振装置)
	(主容器内)隔壁構造	◎ 材料のクリープ領域での設計法 { 急激熱変化 層状流動現象 サーマルストライビング } 設計	◎ 高温領域での支持設計法
炉内機器及構造物			
ループ型原子炉	炉内機器及構造物		
	原子炉容器	◎ 容器壁保護要	◎ 高剛性化
	同上ノズル	◎ ノズル部の熱保護対策	—————
	主冷却系配管設計	◎ 熱膨脹対策 { 伸縮管継手 + スライド支持	◎ サポート設計
	伸縮管継手	◎ ベローズの健全性維持	◎ サポート設計

表2. 高速炉で発生する熱応力事象分類と設計法の課題

熱応力事象	項目	現象の特徴	現象の説明	主要因子	例(条件/応力)	設計手法及設計基準への課題
液面近傍の熱応力 (ゆるやかな昇降温時に液面近傍に発生する熱応力)	① ② ③ ④	<p>① ② ③ ④ 時間 長さ 温度 液面 時間 長さ &lt;降温の例&gt;</p> <p>同じ場所に昇温と降温で逆の応力発生 →<math>S_n</math>が大きくなる。</p>	<p>&lt;降温の例&gt;</p>	<p>熱応力</p> <p><math>\propto</math> 半径, 板厚</p> <p><math>\frac{1}{\lambda}</math> (熱伝導率)</p> <p>昇降温速度</p> <p>温度変化幅</p>	<p><math>R = 7500 \text{ mm}</math></p> <p><math>t = 60 \text{ mm}</math></p> <p>SUS304</p> <p><math>T_o = 530 \text{ }^\circ\text{C}</math></p> <p><math>T_i = 200 \text{ }^\circ\text{C}</math></p> <p><math>A</math> (<math>^\circ\text{C}/\text{HR}</math>) 5, 10, 20</p> <p><math>\downarrow \downarrow \downarrow</math></p> <p><math>S_n</math> (<math>\text{kg}/\text{mm}^2</math>) 36 48 60</p>	<p>1) 容器壁保護対策と必要性</p> <p>2) 非弾性解析手法と適用の有効性</p> <p>3) クリープ疲労損傷制限の適正化</p>
サーマル・ストラティフィケーションによる熱応力 (冷却材の軸方向温度分布による熱応力)	① ② ③ ④	<p>原子炉のスクラム等で炉心から冷たい冷却材流入してくると、温度差による比重差の浮力効果により上部に暖い、下部に冷たい冷却材が滞留するため、時間的には短い。</p>		<p><math>\sigma \propto \frac{\alpha E \Delta T \nu R t}{l}</math></p> <p>比重</p> <p><math>\Delta T</math> (温度変化幅)</p>	<p>—</p>	<p>同上</p>
熱衝撃応力 (急激な温度変化による表皮熱応力)	① ② ③ ④	<p>原子炉の緊急スクラム時には炉心上部では、<math>\sim 10 \text{ }^\circ\text{C}/\text{sec}</math> にもなる。</p> <p>脆性材料の場合、脆性破壊する場合もある。</p>		<p>ビオ数 = <math>\frac{\alpha L}{\lambda}</math></p> <p>フーリエ数 = <math>\frac{a t}{L^2}</math></p> <p>急冷</p> <p>・昇降温速度</p> <p>・温度変化幅 (<math>\Delta T</math>)</p>	<p>SUS304</p> <p><math>t/R = 1/50</math></p> <p><math>t = 30</math></p> <p><math>\approx 5 \text{ m}/\text{sec}</math></p> <p><math>\Delta T = 250 \text{ }^\circ\text{C}</math></p> <p><math>-10 \text{ }^\circ\text{C}/\text{sec}</math></p> <p><math>\sigma \approx 60</math> <math>\text{kg}/\text{mm}^2</math></p>	<p>1) 過渡熱応力の正確把握 (伝熱現象を含む)</p> <p>2) サーマル・ライナの効果</p>
サーマル・ストライビング (温度ゆらぎによる繰返し熱応力)	① ② ③ ④	<p>炉心上部で燃料間及其他炉心構成要素間の温度差による温度ゆらぎ高速炉の場合、温度差200度弱で数Hzの現象寿命中に約<math>10^9</math>回</p> <p>○高サイクル疲労問題</p>		<p><math>\frac{\alpha L}{\lambda}</math></p> <p><math>\frac{a t}{L^2}</math></p> <p>周波数</p> <p>温度変化幅 (<math>\Delta T</math>)</p>	<p><math>t = 10 \text{ mm}</math></p> <p><math>\alpha = 10 \text{ Kal}/\text{m}^2 \text{ hr } ^\circ\text{C}</math></p> <p><math>\Delta T = 100 \text{ }^\circ\text{C}</math></p> <p>SUS316</p> <p>⇓</p> <p><math>\sigma \approx \pm 26 \text{ kg}/\text{mm}^2</math></p>	<p>1) 高サイクル疲労設計法 (データの取得, 材料選定)</p>

表3. C. C. N-290 で要求されるベローズの寸法公差<sup>(2)</sup>

Dimension	I.D.	Basic Tolerance	Convolution Repeatability Tolerance	Bellows Repeatability Tolerance
Convolution Height	$H$	$\pm 0.06 \text{ nominal}$	$0.98 H_{\text{avg}}^{(2)} < H_i < 1.02 H_{\text{avg}}$	$\frac{(H_{\text{avg}})_{\text{max.}}}{(H_{\text{avg}})_{\text{min.}}} < 1.01$
Crown Apex Thickness ( $t_c = \text{nominal} \pm \text{tolerance}$ )	$t_c$	$\pm [1.05 - 0.95 (D_i/D_o)^{1/2}] \text{ nominal } t_{\text{nominal}}$	$0.94 (t_c)_{\text{avg}} < (t_c)_i < 1.06 (t_c)_{\text{avg}}$	$\frac{((t_c)_{\text{avg}})_{\text{max.}}}{((t_c)_{\text{avg}})_{\text{min.}}} < 1.03$
Root Apex Thickness ( $t_r = \text{nominal} \pm \text{tolerance}$ )	$t_r$	$\pm 0.10 t_{\text{nominal}}$	$0.94 (t_r)_{\text{avg}} < (t_r)_i < 1.06 (t_r)_{\text{avg}}$	$\frac{((t_r)_{\text{avg}})_{\text{max.}}}{((t_r)_{\text{avg}})_{\text{min.}}} < 1.03$
Convolved Length	$L$	None	Not Applicable	$\frac{(L_{\text{avg}})_{\text{max.}}}{(L_{\text{avg}})_{\text{min.}}} < 1.01$
End Tangent End Inside Diameter	$D_i$	$\pm 1.5 t_{\text{nominal}} (0.1 \text{ min.})^{(1)}$	Not Applicable	None
Convolution Outside Diameter	$D_o$	$\pm 0.005 D_o (0.1 \text{ min.})$	$0.997 (D_o)_{\text{avg}} < (D_o)_i < 1.003 (D_o)_{\text{avg}}$	$\frac{((D_o)_{\text{avg}})_{\text{max.}}}{((D_o)_{\text{avg}})_{\text{min.}}} < 1.002$
Sidewall Spacing at Crown	$S_c$	$\pm 0.075 (S_c)_{\text{nominal}}$	$0.97 (S_c)_{\text{avg}} < (S_c)_i < 1.03 (S_c)_{\text{avg}}$	None
Sidewall Spacing at Root	$S_r$	$\pm 0.075 (s_r)_{\text{nominal}}$	$0.97 (S_r)_{\text{avg}} < (S_r)_i < 1.03 (S_r)_{\text{avg}}$	None
End Tangent Length	$T_i, T_r$	$0.97 < \left(\frac{T_i}{T_r}\right)_{\text{actual}} < 1.03$	Not Applicable	None

(1) May be determined by internal or external periphery (pi-tape) measurements.

(2)  $H_{\text{avg}}$  is the average value of all convolution height measurements require, i.e.,  $H_{\text{avg}} = \frac{\sum_{i=1}^{4(N-1)} H_i}{4(N-1)}$  where  $i$  is an individual measurement value. A similar nomenclature is utilized in the table for the other dimensions.

表 4. 高速増殖実証炉の主要検討課題と基準の必要整備事項

主要検討課題	関 連 機 器	解明すべき現象	必要な基準の整備
1. クリープ効果を考慮した高温設計	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 原子炉内機器 (炉心上部機構, IHX) (炉心支持槽, ポンプ) その他</li> <li>• 炉内構造物 (隔壁構造 サーマル・ライナー など) 炉壁保護装置</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• ひずみの制限 (機能を考慮した)</li> <li>• クリープ・疲労損傷制限</li> </ul>	機能制限を考慮した原子炉内機器用設計基準の整備
2. 温度ゆらぎ設計	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 炉心上部機構</li> <li>• サーマル・ライナー等</li> </ul>	高サイクル疲労	
3. クリープ温度領域での配管設計	伸縮管継手 (特にベローズ)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• ラチェット制限 (進行性変形制限)</li> <li>• クリープ・疲労の実証試験</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 適正な制限化</li> <li>• 標準ベローズによる設計曲線の作成</li> </ul>
4. 薄肉容器及構造物の耐地震時座屈設計	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 原子炉容器 (主容器)</li> <li>• 隔壁構造</li> <li>• その他薄肉構造物</li> </ul>	動的座屈と熱応力の影響	適正な制限化

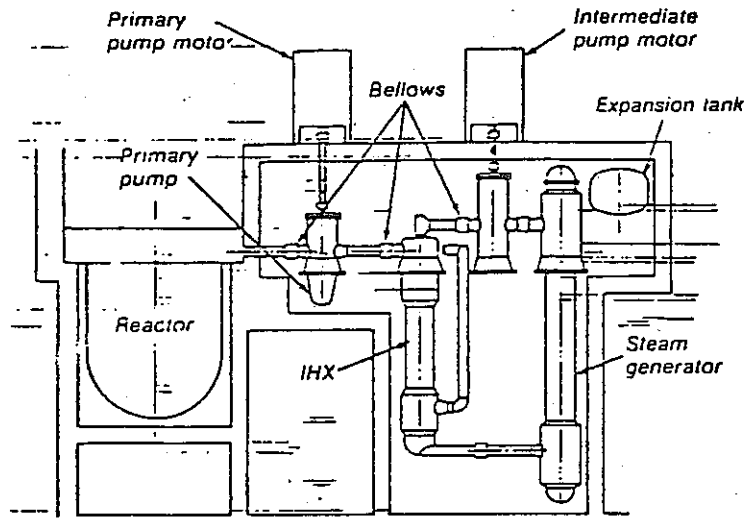


Figure 1. Heat transport system for advanced design of LMFBR. Schematic diagram showing the system, including the steam generator, enclosed in its own individual containment cell. Use of bellows to accommodate thermal expansion would eliminate long pipe runs and the buildings to house them. Cell height is set by the steam generator.

図1. ループ型原子炉及冷却系機器配置<sup>(4)</sup>

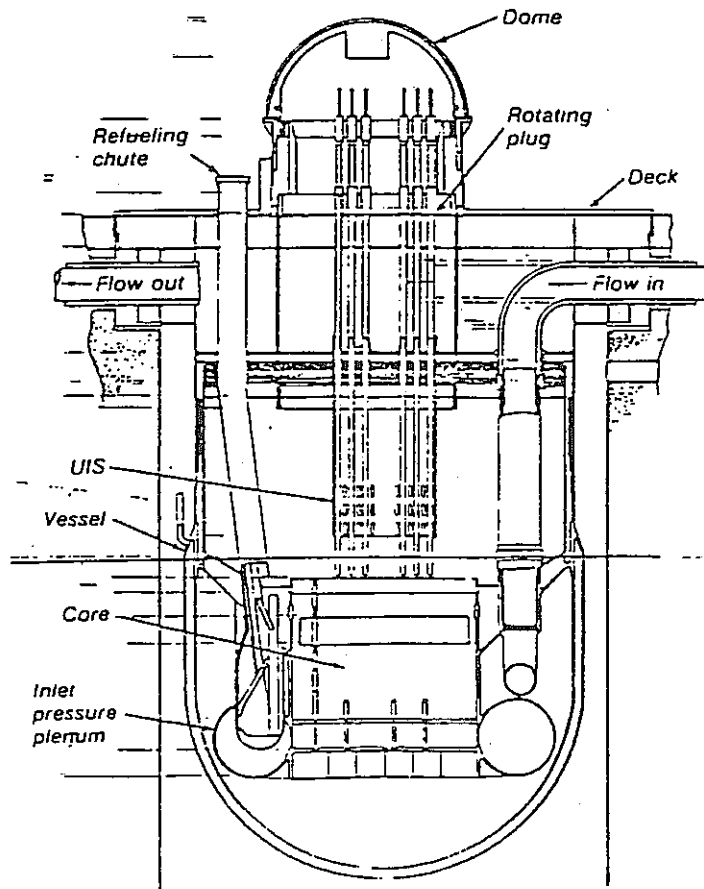


Figure 2. Loop-type LMFBR reactor in cross-section. The reactor vessel incorporates the guard vessel in a double-wall design. A

図2. ループ型原子炉構造<sup>(4)</sup>



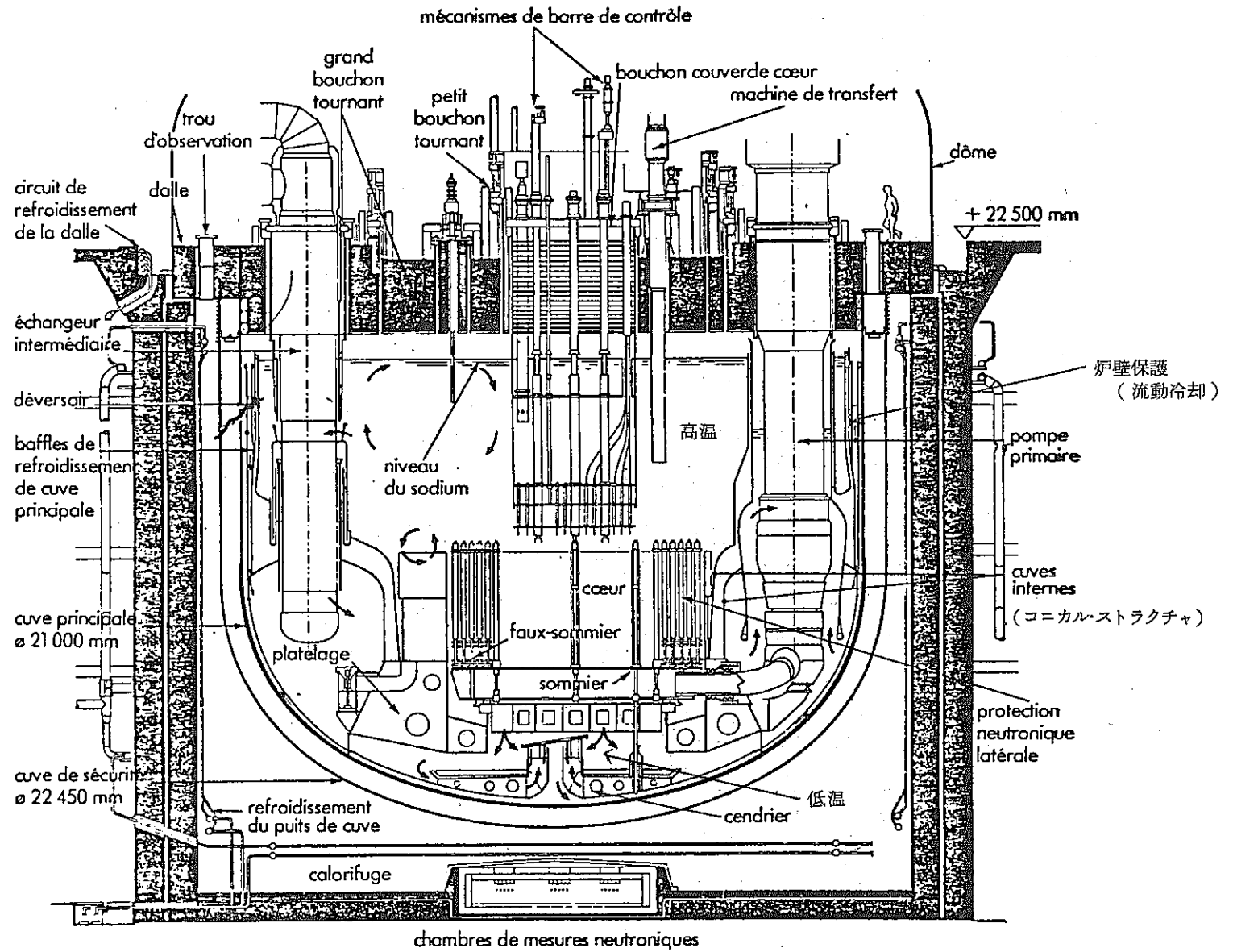


Fig. 6. — Réacteur.

図3. タンク型原子炉構造 (スーパー・フェニクス) (5)

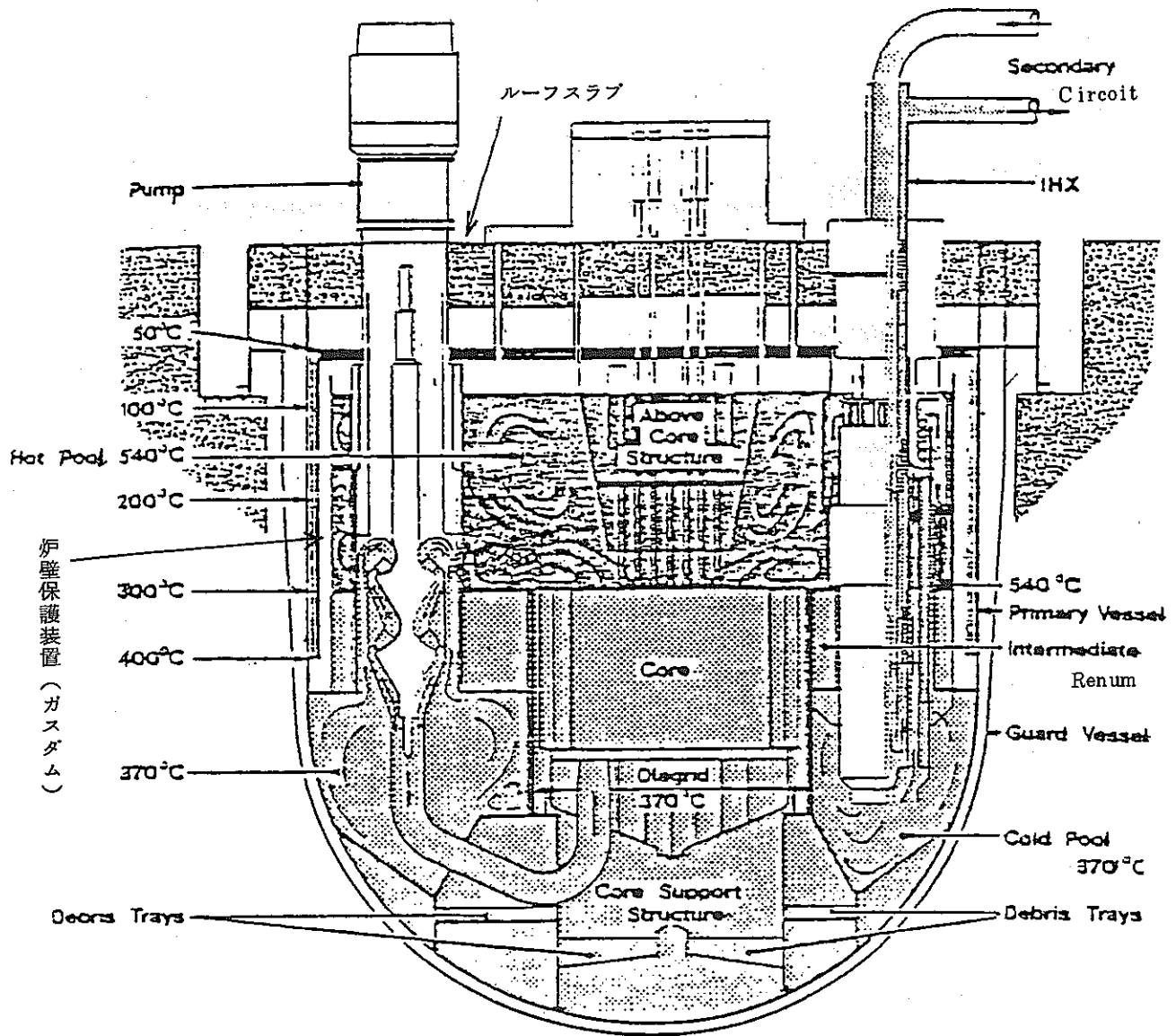


図4. プール型の原子炉構造例 (CDFR)<sup>(6)</sup>

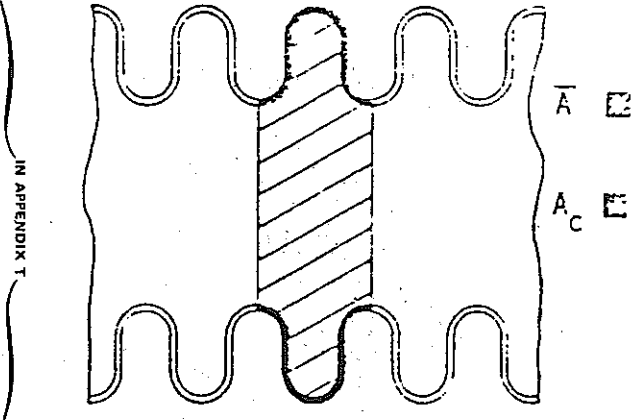
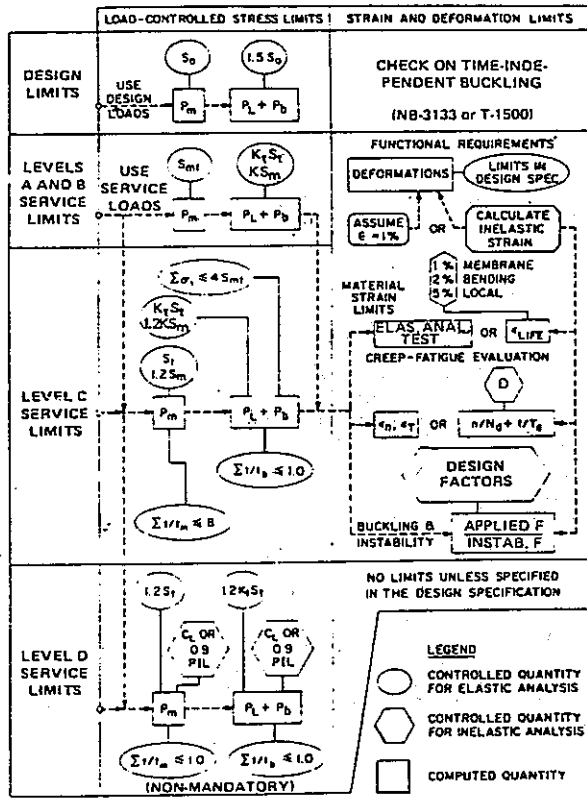


図 6. ベローズの一次一般膜応力算出のためのパラメータの定義

図 5. C. C. N-47 における高温設計フロー

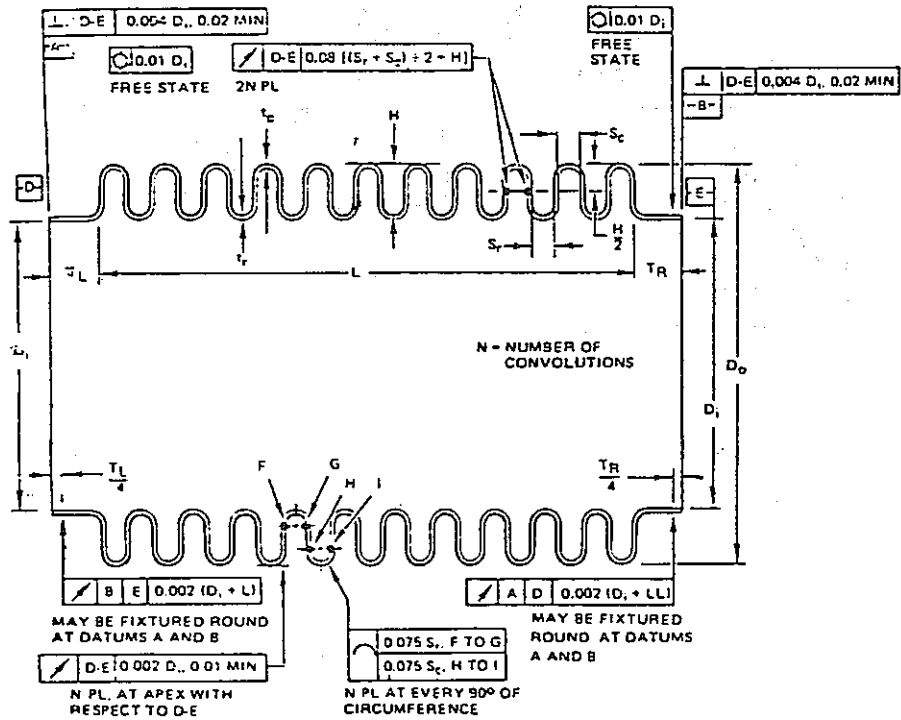


図 7. C. C. N-290 で要求されるベローズの形状公差

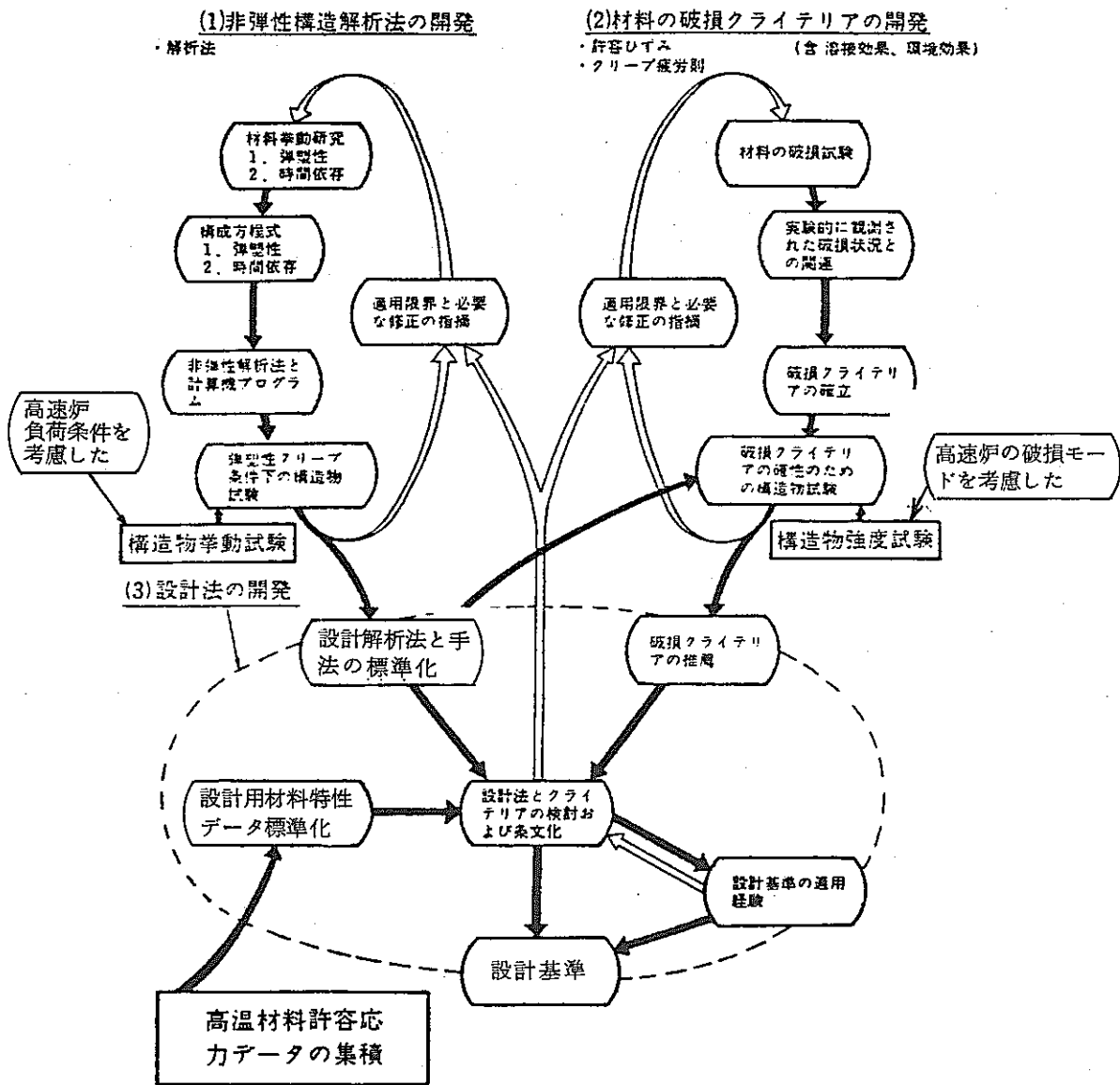


図 8. 非弾性設計手法開発のフローチャート (14)

## H. 破壊力学的手法による構造健全性評価

榑 原 安 英

### 1. 緒 言

高速増殖炉は、軽水炉と比較して内圧は低いが高温度域（フェライト鋼で375°C、オーステナイト系ステンレス鋼で425°C以上）で使用されるので、材料のクリープ特性に基づく破壊様式、例えばクリープ破壊、クリープ座屈、クリープ疲労破壊等が生じないように配慮して設計する必要がある。それらの破壊様式の防止を考慮した設計基準として、米国ではASME Boiler and Pressure Vessel Sec. III Rules for Nuclear Power Plant Components, Code N-47<sup>(1)</sup>、日本では高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針<sup>(2)</sup>などがある。これらの高温構造設計基準では、材料の選定、設計、製作、検査、試験を適切に行うことにより構造物の強度を低下させるような有害な欠陥が存在しない、という前提条件のもとに基準が策定されているので、欠陥を含む構造物の強度を評価する手法として有力な破壊力学的手法は、構造設計段階では適用されることがほとんどないのが現状である。

このように、高温構造設計基準を満足するような構造物は、設計寿命中健全であることが保障されることになるが、構造設計評価上の前提条件の一つが満たされなかったとしても、当初考えられていた構造健全性が確保されていることを示すことは、さらに構造健全性に対する信頼度を高めることになり、原子力プラントのfail safe思想をうら付けの一助となるものである。この考え方に従えば、満足されない前提条件として「構造物は欠陥を含んでいない」と考えると、欠陥を含む構造物の強度を評価することができる破壊力学的手法の適用が注目される。

一方、高速増殖炉の供用期間中検査に関する規則としてASME Sec. XI, Div. 3 Rules for Inspection and Testing of Components of Liquid Metal Cooled Plants<sup>(3)</sup>があり、この中では高速増殖炉の運転状況及び想定される破損形態に十分配慮し漏洩検出に主体を置いた規則が策定されている。しかしながら、軽水炉に対する供用期間中検査法に関する規則、ASME Sec. XI, Div. I<sup>(4)</sup> Appendix Aに見られるように、供用期間中検査法によりもし万一欠陥が見つかった場合、残りの寿命中に欠陥がどの程度大きくなり、その欠陥に

もつぎ瞬時破断に至る可能性があるかどうか定量的に評価することは、原子力プラントの運転、保守上非常に重要なことである。その観点から、破壊力学的手法による欠陥の進展評価及び瞬時破断の可能性の評価は、高速増殖炉においても破壊力学的手法に期待される大きな項目である。

以上まとめると、破壊力学的手法の構造健全性評価のための適用としては、次の2項目を当面の目標と考える。

- (1) 原子力プラントの稼動前に、機器構造物中に万一欠陥が存在していたとしても、機器構造物は設計寿命中健全に使用されること。
  - (2) 供用期間中検査により欠陥が万一検出された場合、欠陥を含む構造物の余寿命が適切に評価されること。
- 破壊力学的手法を構造健全性評価に使用するに際し以下に示す項目の現状を十分把握する必要があるので、本論文では文献調査の結果を踏えて最近の動向についてまとめることとする。

#### (1) 破壊力学的材料パラメータ

高速増殖炉は高温域で使用されるために、高温疲労き裂進展挙動、クリープき裂進展挙動、延性破壊等の複雑な材料特性を把握する必要があるが、本論文では問題点を指摘するのみにとどめ、詳細は「熱疲労・クリープ疲労の破損寿命評価法」にゆずるものとする。

#### (2) 破壊確率論的構造健全性評価

構造強度上厳しい欠陥形状として表面欠陥を想定し、表面欠陥まわりの破壊力学パラメータを求めるための解析手法について最近の動向をまとめる。

#### (3) 破壊確率論的構造健全性評価

破壊力学と確率論とを結びつけることにより、構造健全性の定量的評価が行えることになるが、本論文は破壊力学の確率論の最近の動向についてまとめる。

## 2. 破壊力学的材料パラメータ

### 2.1 高温疲れき裂進展挙動

材料の高温疲れき裂進展挙動に基づき構造物中のき裂進展挙動を想定する際に以下の課題の解決が必要である。

- (1) 現状では、応力拡大係数範囲  $\Delta K$  によりき裂進展

速度  $da/dN$  を整理する方法が最も実用的であると思われるが、試験片や材料及び試験状況によりデータの折れ曲り点が異なることなどの傾向の差異より応力拡大係数の適用限界、クリープの影響、酸化、組織変化の影響等を十分考慮して、データの確性をはかる必要がある。

- (2) 実機条件では、荷重範囲はランダムなので、高温における応力比、き裂開閉挙動等の影響を定量的に把握することが必要である。
- (3) クリープと疲労の相互作用について十分考察する必要がある、特にクリープ損傷の大きい荷重条件下の疲労き裂進展挙動に関するデータの蓄積が必要である。
- (4) 特に高速増殖炉の場合、荷重発生要因は熱過度または熱膨張反力等が支配的であるので、熱疲労やひずみ制御型荷重のくり返しに伴うき裂進展データの蓄積が必要である。

## 2.2 高温クリープき裂進展挙動

材料の高温クリープき裂進展挙動データに基づき構造物中のき裂進展挙動を想定する際に以下に示す課題を解明する必要がある。

- (1) 高温クリープき裂の進展開始までの潜伏期間及びき裂進展開始の力学的条件の把握が必要である。
- (2) 環境効果や(例えば中性子照射効果など)熱処理、時効、溶接継手などの各種影響因子の定量的把握をはかる必要がある。
- (3) クリープき裂進展メカニズムの解明及び破壊様式との関係を明らかにする必要がある。
- (4) クリープ等により進展したき裂が原因となって不安定破壊が生ずる条件を把握する必要がある。

その他、破壊力学パラメータの適切な選択及び構造物に適用可能な表面き裂に対する破壊力学的パラメータの解析手法を確立する必要がある。

## 3. 破壊力学的解析手法及び適用例

構造物中に存在する貫通き裂や表面き裂の問題に対しては種々のアプローチがあり、その詳細についてはSPN小委員会の報告書(JWES-AE-8303)を参照するものとし、本論文は、最近提案された、表面き裂に対する曲率補正係数の算定法について概説するとともに、高速増殖炉の構造健全性評価に破壊力学を適用した例について紹介する。

## 3.1 圧力容器と配管中に存在する欠陥の破壊問題<sup>(5)</sup>

### 3.1.1 概要

本項は、圧力容器や配管に存在する貫通クラック、未貫通クラックの破壊問題に関して、文献調査と最近得られた結果について取りまとめられたものである。

ここで取り上げられている表面き裂問題の解は、ほとんどの場合数値解析にもとづいており、例えば、有限要素法<sup>(6)</sup>や境界積分法<sup>(7)</sup>であるが、評価の対象となる構造物の板厚/半径の比が小さい場合には、以下の理由により、シュル近似によるラインスプリングモデルを用いる方法がより注目されている。

- (1) 有限要素法やその他の解よりも精度が良い。
- (2) 複雑な形状をもつ多様なシュル構造への適用が可能でかつ計算費が安い。
- (3) 未貫通クラックの問題を扱う場合には、より有用な手法となりうる。

本項では、まず貫通クラックを有する円筒殻や球殻の膜応力、曲げ応力及びそれらの応力が重ね合せた場合の応力拡大係数を計算して、それらの値の円筒または球の曲率半径依存性について整理するとともに、傾斜クラックがある場合の応力拡大係数を求めた。また、ラインスプリングモデルにより未貫通クラックに関する解と数値解析結果とを比較して、ラインスプリングモデルの有用性について説明するものである。

### 3.1.2 シュルに関する数種の貫通クラックの解

図1は、均一膜応力下のシュルに含まれる貫通き裂の位置及び方向が応力拡大係数に与える影響について整理したものであり、円筒よりも球殻の方が応力拡大係数は大きく、円筒においては軸方向き裂の方が周方向き裂よりも大きいことが理解される。図2は、エルボなどの2重曲率面にき裂が存在する場合の応力拡大係数であり、エルボ曲率半径/エルボ半径の比が大きくなるに従って曲率の効果は低減する。図3に示すような円筒殻の軸に対してある傾きを持つ貫通クラックに対する応力拡大係数は図4、5に示されている。図4は、45°Cの傾きをもつ貫通クラックに膜荷重を负荷した場合の応力拡大係数の板厚/殻半径依存性を示している。図5は、板厚/殻半径=0.2の時の傾斜角依存性が示されている。これらの図2~5を用いることにより、貫通クラックの応力拡大係数は容易に求められることができる。

### 3.1.3 未貫通クラックに関する上層

未貫通クラックの応力拡大係数を求めることはかなり難しいが、厚板シリンダーに有限な大きさの未貫通クラックを含む平面ひずみ問題に置き換えることにより未貫

通クラックの応力拡大係数の上限値が得られる。クラックの種類として、円筒殻の軸方向、周方向にある埋没き裂、表面き裂の合計4種類の未貫通クラックに関する応力拡大係数の上限値が求められ、後のラインスプリングモデルの結果と比較検討された。

### 3.1.4 円筒殻に関するラインスプリング問題の一般式

本項で取扱う問題は、図6に示すような、(a) 円周方向未貫通クラック、(b) 軸方向未貫通クラックであり、ラインスプリングモデルにてそれらを取扱う場合の考え方を以下に示す。

- (1) 殻の中心面に注目し、き裂長手方向に荷重を分布させて、き裂リガメント部の応力を膜荷重  $N$  と曲げモーメント  $M$  により表わすとともに、き裂表面の変位を開口変位  $\delta$  と相対回転角  $\theta$  で表わす。
- (2) 片側き裂を有する板とかリングなどの平面ひずみ問題の解に対応させて、 $(N, M)$  と  $(\delta, \theta)$  の関係を近似する。
- (3) き裂面での殻に関する境界条件および連続条件を用いて、未知の関数  $N$  や  $M$  あるいは、 $\delta$  や  $\theta$  を一対の積分方程式の問題に簡略化する。

この結果は、薄肉殻の  $h/R$  値の円筒について記したものである。 $h/R$  の小さい値の問題として、リング問題の数値解の収れんはあまり良くない。

図7と8は、軸対称と平面ひずみ問題から得られた応力拡大係数のシェルの解析結果を比較したものである。 $R_1/R_0$  を1に近づけた時、シェルの結果は同一形状、同一次元の未貫通半長楕円クラックを持った平板の解  $K_p$  に近づく、クラック先端部に沿った応力拡大係数の分布状況は図9~11で与えられている。いずれの図からも、膜荷重の方が曲げ荷重の条件よりもき裂最深部においては大きな応力拡大係数を与えるが、き裂の表面部近傍では逆になることが理解される。また、同じ周方向き裂であっても円筒殻の内表面と外表面にき裂がある場合には、外表面にき裂がある場合の方が応力拡大係数が大きくなる。図12は、軸方向に半楕円表面き裂を含む円筒殻に内圧を荷した場合の応力拡大係数を有限要素法<sup>(6)</sup>とラインスプリングモデルにより求めた結果を比較したものである。図中の応力拡大係数は、次のように定義されている。

$$F = \frac{K}{PR_1/h \times \sqrt{\pi L_0/Q}} \quad (1)$$

ここで、 $K$  の値は、クラック先端部の応力拡大係数である。

おおよそ、ラインスプリングのモデルを使用した場合と有限要素法による場合の結果では数%の誤差と考えられる。

### 3.1.5 平板の結果

未貫通クラックを含む平板の応力拡大係数は、シェルの曲率半径を無限と取扱う以外はほぼ同様の取扱いができる。平板の場合の数値解は、以下のき裂形状に対して求められている。

$$L(x_2) = L_0 \sqrt{1 - (x_2/a)^2} = L_0 \sqrt{1 - y^2} \quad (2)$$

図13と14に、ラインスプリングモデルと有限要素法の結果とを比較したものである。ここで、パラメータ  $F$  は以下により求める。

$$F = \frac{K}{S \sqrt{\pi L_0/Q}} \quad (3)$$

ここで  $S$  は、引張りに対しては公称応力、曲げに対しては公称曲げ応力である。図13は、平板に膜応力が荷された場合の表面き裂最深部の応力拡大係数であり、全体的傾向及び値も良く一致していることが理解される。図14は同一条件下でのき裂先端部の分布であり両者良く一致している。それらの結果より、ラインスプリングモデルは、貫通き裂、未貫通き裂の弾塑性問題へも拡張可能なので、今後の適用に期待される所が大きいと思われる。

## 3.2 破壊力学適用例

### 3.2.1 概要

動燃事業団が開発を進めている高速原型炉“もんじゅ”の一次冷却系配管の中で、特にコールドレグ配管の原子炉容器入口下降管部分の構造健全性を確保することが重要である。そこで、本項は、破壊力学的手法により配管構造物を進展するき裂を妥当に評価しえることを実験的に検証した、破壊力学的手法の適用例について概説する。

### 3.2.2 線型破壊力学による疲労き裂進展挙動評価

本評価法は、疲労き裂が二次元的に成長してゆく過程を破壊力学的手法を用いて評価するものであり、4段階の過程を経る。

(1) 過程 I ( $0 < a/t < 0.6$ ) ( $a$ : き裂深さ,  $t$ : 板厚)

き裂成長則は、James<sup>(9)</sup>の結果より以下の式より求める。

$$\frac{da}{dN} = C \{ K_{amax} (1 - R_a)^m \}^n \quad (4)$$

$$\frac{da}{dN} = C(K_{bmax}(1-R_b)^m)^n \quad (5)$$

ここで、  
 $c, m, n$ : 疲労き裂成長則パラメータ  
 $K_{a,max}, K_{b,max}$ : き裂最深部及び表面部の最大応力拡大係数  
 $R_a, R_b$ : き裂最深部及び表面部の応力比  
 $a, b$ : き裂深さ及び半長  
 $N$ : 疲労のくり返し数

この時、応力拡大係数は次の式より求められる。

$$K_a = f(\lambda)(M_{ma}\sigma_m + M_{ba}\sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} \quad (6)$$

$$K_b = f(\lambda)(M_{ma}\sigma_m + M_{bb}\sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} \quad (7)$$

ただし、 $\sigma_m, \sigma_b$  は、膜応力、曲げ応力であり、 $Q$  は形状補正係数である。 $f(\lambda)$  は曲率補正係数であり次式により求められる<sup>(10)</sup>。

$$f(\lambda) = 1 + \{0.481\lambda - 0.386(1 - e^{-1.25\lambda})\} a/t \quad (8)$$

$$\lambda = \sqrt[4]{12(1-\nu^2) \cdot b \sqrt{rt}} \quad (9)$$

また、 $M_{xy}$  は Magnification Factor であり、主として ASME Sec. XI App. A の図を安全側に考慮して関数表示した。ただし、ASME に記載なき場合は、多くの研究者の<sup>(11-12)</sup>結果を包絡する近似曲線として表示した。その結果を以下に示す。

$$M_{ma} = \sqrt[4]{1.95 + (1-y)^{3.5} (0.04 - 0.41x + 18.70x^2 - 38.48x^3 + 53.85x^4)} \quad (10)$$

$$M_{ba} = \sqrt[4]{1.79 + 0.2(1-y) - 2.47 + (1-y)^{3.5} (12.97x^2 - 23.17x^3 + 24.80x^4)} \quad (11)$$

$$M_{mb} = 1.32\sqrt{y} \quad (12)$$

$$M_{bb} = 0.8 \quad (13)$$

ただし、 $y = a/b$ ,

## (2) 過程 II ( $0.6 < a/t < 0.9$ )

き裂深さが板厚の6割を越えると、き裂先端まわりの弾性領域による拘束が弱まるためき裂先端まわりの弾性体の挙動に支配されなくなる。それ故、この過程では川原ら<sup>(13)</sup>の実験式を若干修正して用いる。き裂長さ方向のき裂進展速度は次の式より求める。

$$\frac{da}{dN} = C(K_{bmax}(1-R_b)^m)^n \quad (14)$$

$$K_b = f(\lambda)(\sigma_m + \sigma_b/2) \sqrt{\pi b} \quad (15)$$

川原らのき裂進展形状変化の実験よりき裂深さ方向

の進展速度は、

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{b}{a}\right) (A - B \cdot \frac{a}{t})^3 \cdot \frac{1}{A} \cdot \frac{db}{aN} \quad (16)$$

$$A = 0.98 + 0.07R_{mb} \quad (17)$$

$$B = 0.06 + 0.94R_{mb} \quad (18)$$

$$R_{mb} = \Delta\sigma_b / (\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b) \cdots \Delta\sigma_m \geq 0 \text{ のとき} \quad (19)$$

$$R_{mb} = 1 \quad \Delta\sigma_m < 0 \text{ のとき} \quad (20)$$

## (3) 過程 III ( $0.9 < a/t < 1$ )

この段階では、反対側から発生したき裂と合体し貫通が生じた後の状況であり、欠陥は幾何学的形状を相似に保ちながら進展してゆくとする、

$$\frac{da}{dN} = \frac{a}{b} \cdot \frac{db}{aN} \quad (21)$$

$$\frac{db}{dN} = C(K_{bmax}(1-R_b)^m)^n \quad (22)$$

$$K_b = f(\lambda)(\sigma_m + \sigma_b/2) \sqrt{\pi b} \quad (23)$$

## (4) 過程 IV ( $a/t = 1$ )

過程 III と同様な仮定に基づき(21)(22)(23)と同じ式より、き裂進展挙動より求める。

### 3.2.3 実験的手法により検証<sup>(14)</sup>

図15に試験装置の概要が示されている。試験体は、高速原型炉“もんじゅ”の原子炉入口下降管エルボの実寸大(直径-609.6mm, 曲率半径-914.4mm, 板厚-9.5mm)であり、人工切欠として、応力状態及び材質的不連続部分等の強度上厳しいと思われる5箇所(図16参照)に、人工切欠を導入した。その後、鋭い欠陥となるように疲労予き裂導入のための試験を行い、結果としてエルボ横腹部のみに疲労予き裂が発生しこ。荷重条件として、(1次+2次)応力強さ範囲の限界値(3Sm相当)が負荷されるように変位振幅値が設定された。き裂が存在するエルボ中央断面内の応力分布が図17, 18に示されており、応力分類及び応力値等はこの図にもとづいて算出された。

疲労試験の結果として、図19に疲労破面、図20~22にき裂進展挙動が示されている。図20~22は、400°Cの温度条件で得られた結果と上記した破壊力学的解析結果とが併記してあり、この結果より、本項で提案された手法は、実験結果よりも大きな値を与えており、構造健全性評価上妥当に適用されることが検証された。

## 4. 確率論的構造健全性評価

### 4.1 概要



確率的破壊力学は、脆性材料の強度が大きくばらつくことを契機に注目されるようになった。脆性材料は、欠陥を含んでいると強度が急に低下することは良く知られており、材料に様に応力が負荷されているとしても、材料内に存在する欠陥の種類、大きさにおいて強度を低下させる効果の大きい欠陥のところが破壊の起点となり破壊に至ることになり、材料内の欠陥の分布に依存して強度がばらつくことが予想される。このように、最も弱い欠陥材が破壊するとしてWeibullの最弱リンク理論<sup>(16)</sup>が最初ではあるが、その後、小型試験片による実験データより実際の構造物が種々の形状のクラックを有し、様々な応力状態における破壊確率を求めることに応用されるようになった。本項では、種々の応力状態におけるクラック挙動を念頭においた確論的破壊力学を外観する。

#### 4.2 単軸応力状態における理論

Weibull理論では、体積 $\Delta V_i$ である要素の非破壊確率 $(P_s)_i$ 、 $\sigma$ 未満の強度の欠陥数を $n(\sigma)$ とすると、全体の非破壊確率は、

$$P_s = \prod_i (P_s)_i = \prod_i [1 - (\Delta P_f)_i] \simeq \exp[-\sum_i n(\sigma) \Delta V_i] = \exp[-\int n(\sigma) dV] \quad (24)$$

ここで、 $n(\sigma)$ の解析式として3つのパラメータ、 $m$ 、 $k$ 、 $\sigma_u$ を使用した式は、

$$n(\sigma) = k(\sigma - \sigma_u)^m \quad (\sigma \geq \sigma_u) \quad (24)$$

とすると、破壊確率は次のように求めることができる。

$$P_f = 1 - \exp[-Vk(\sigma - \sigma_u)^m] \quad (\text{引張りの場合}) \quad (25)$$

$$P_f = 1 - \exp\left[-\frac{V}{2(m+1)} \cdot k(\sigma - \sigma_u)^m\right] \quad (\text{曲げの場合}) \quad (26)$$

$$P_f = 1 - \exp\left[-\frac{V}{2(m+1)^2} \cdot k(\sigma - \sigma_u)^m\right] \quad (\text{3点曲げ}) \quad (27)$$

一方、FisherとHolloman<sup>(17)</sup>、Mc Clintock<sup>(18)</sup>は、同様のクラックサイズ分布から破壊力学を使用して $n(\sigma)$ を求め、これより次式に示す $P_f$ の表示式を求めた。

$$P_f = 1 - \exp\left[-\frac{N_0 V}{2} S^2 \exp(-1/S^2)\right] \quad (28)$$

ここで、 $N_0$ ：単位体積当りの全クラック数、

$S$ ：無次元化応力

#### 4.3 多軸応力状態における理論

ここでは、クラックがランダムに配向している場合について、最弱リンク理論を用い、破壊確率の破壊クライテリオン依存性について示す。単位体積当たりで、 $\sigma_0 < \sigma_c$ となるクラックの数を $N(\sigma_c)$ 、応力に対して破壊が生じるようなクラックの面内の立体角を $\Omega$ とすると、体積 $dV$ 中で破壊する確率は次の式で与えられる。

$$(\Delta P_f)_i = \Delta V \cdot \frac{dN(\sigma_c)}{d\sigma_c} \cdot d\sigma_c \cdot \frac{\Omega(\Sigma\sigma_c)}{4\pi} \quad (29)$$

従って全体での非破壊確率は次式により求められる。

$$P_s = \exp\left[-\int dV \int d\sigma_c \left(\frac{dN}{d\sigma_c}\right) \frac{\Omega}{4\pi}\right] \quad (30)$$

ここで $\Omega$ は、用いる破壊クライテリオンに依存し、多軸応力下で使用可能な次の理論に基づき、確率で評価すると図23となる。

- (1) Weibull多軸理論 ( $F_1$ )
- (2) 最大引張り応力 ( $F_2, F_3$ )
- (3) エネルギー密度説 ( $F_4, F_5$ )

この結果より、いずれの理論も実験値よりも安全側ではあるが、中でもWeibull分布の仮定は安全側過ぎるきらいがある。

#### 5. 結 言

高速増殖炉プラントの構造健全性を評価するため、欠陥を含む構造物の強度を評価できる破壊力学的手法の適用に期待されるところが大きい。その観点から、研究開発の動向について調査されたが、基礎的な材料のクリープ変形、破壊メカニズムに関するデータが今だ不十分であると思われる。また、その他解析手法については、構造物への適用という観点より解析手法の研究開発は進められているものの、今後の研究開発に期待するところが大きいものと思われる。

[ REFERENCES ]

- (1) ASME Boiler and Pressure Vessel Sec. III Rules for Nuclear Power Plant Components, Code Case N-47.
- (2) 高速原型炉第1種機器の高温構設計方針  
昭和56年11月
- (3) ASME Sec. XI Div. 3 Rules for Inspection and Testing of Components of Liquid Metal Cooled Plants.
- (4) ASME Sec. XI Div. 1 Rules for Inspection and Testing of Components of Light-Water Cooled Plants.
- (5) Erdogan, F. "Fracture Problems in Pressure Vessels and Pipes Containing A Through or A Part-Through Crack, 6-th SMIRT POST CONF. 8, 1981.
- (6) Newman, J.C. and Raju, I.S. "Stress Intensity Factors for Internal Surface Cracks in Cylindrical Pressure Vessels", NASA Technical Memorandum 80073, July 1979.
- (7) Heliot, J. and Labbens, R.C. and Pellisier-Tanon, A., "Semi-Elliptic Cracks in a Cylinder Subjected to Stress Gradients", *Frac. Mech. ASTM, STP677*, pp. 341-364, 1979.
- (8) Raju, I.S. and Newman, J.C., Jr., "Stress Intensity Factors for a Wide Range of Semi-Elliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates", *Journal of Engr. Fracture Mechanics*, Vol. 11, pp. 817-829, 1979.
- (9) James, L.A., "Fatigue Crack Propagation in Austenitic Steel", *Atomic Energy Review*, Vol. 14, No. 1, 1976.
- (10) Erdogan, F. and Kibler, J.J., "Cylindrical and Spherical Shells with Crack", *Int. Jour. of Fracture Mechanics*, Vol. 5, No. 3, 1969, pp. 229-237.
- (11) Brown, W.F., Jr., and Srawley, J., *ASTM STP-410*, 1966, p. 77.
- (12) Shah, R.C. and Kobayashi, A.S., "On the Surface Flow Problem", *The Surface Crack: Physical Problems and Computational Solutions* (J.L. Swedlow, editor) ASME, 125, 1972.
- (13) Kawahara, M. and Krihara, M., "A Preliminary Study on Surface Crack Growth in a Combined Tensile and Bending Fatigue Process", *J. Sec. Naval Arch. Japan*, Vol. 137, 1975, p. 297-306 (Japanese).
- (14) Sakakibara, Y. Imazu, A. Nagata, T. Okabayashi, K., "Fatigue Crack Propagation from Surface Flow of Elbows", 6-th SMIRT, E7/3, 1981.
- (15) Batdorf, S.B., "Recent Developments in the Statistical Theory of Fracture", 6-th SMIRT Post Conf. Seminar, 8, 1981.
- (16) Weibull, W., "A Statistical Theory of Strength of Materials", *Ingeniors Vetenskap Akadamiens, Handlingar Nr. 151*, 1939.

- (17) Fusher, J.C., and Holloman, J.H., "A Statistical Theory of Fracture", Trans. Amer. Inst. Min. Met. Eng. 171, August (1947), p. 546.
- (18) McClintock, F.A., "Statistics of Brittle Fracture", In: Fracture Mechanics of Ceramics, Ed. R.C. Bradt, et al., Vol. 1, Plenum Press, New York (1974).

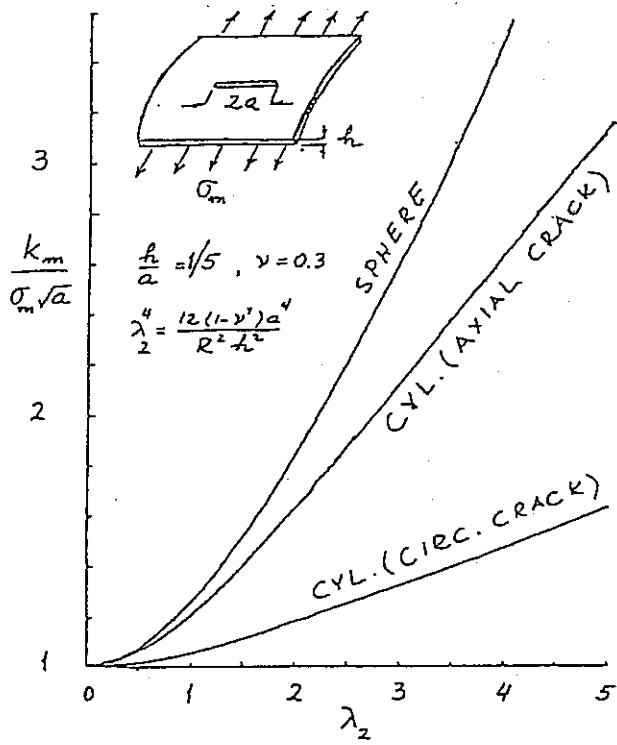


図1 シェル貫通き裂のK値

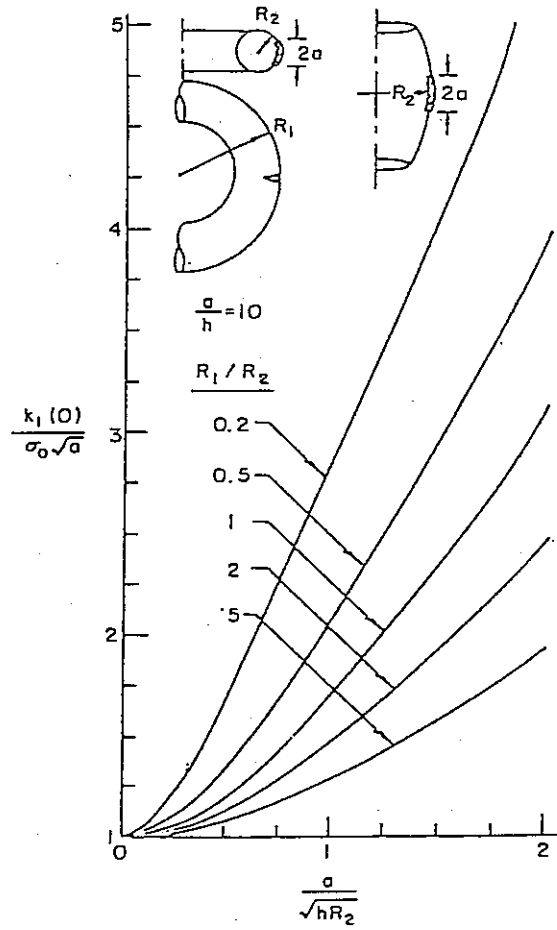


図2 エルボのき裂のK値

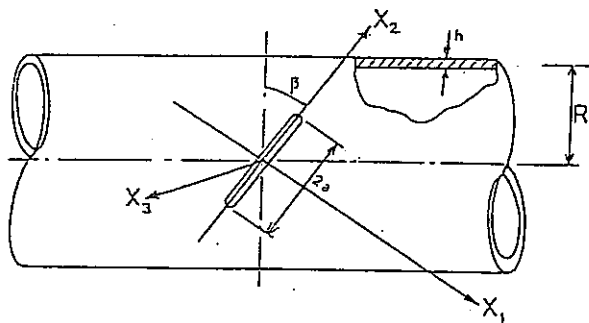


図3 円筒の斜めき裂

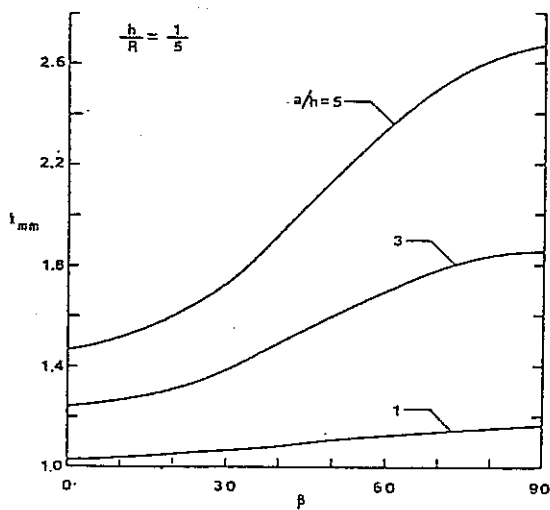


図5 円筒の斜めき裂のK値

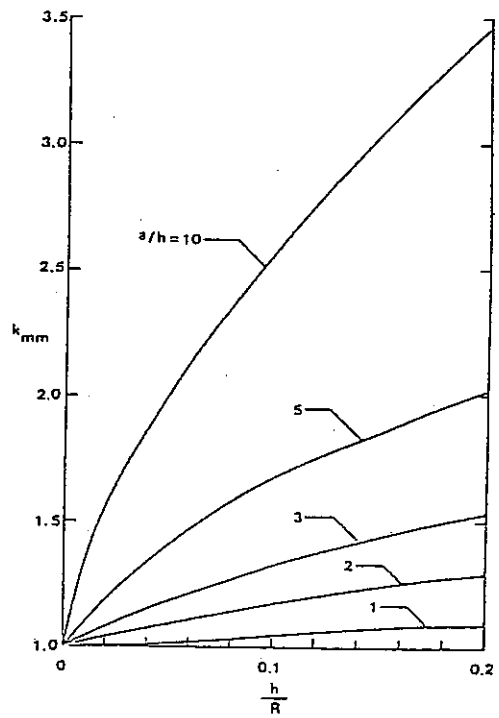


図4 円筒の斜めき裂のK値

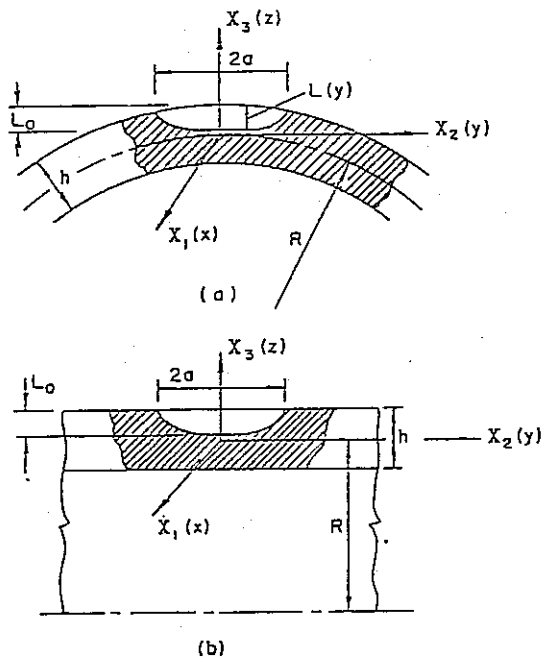


図6 円筒の未貫通き裂

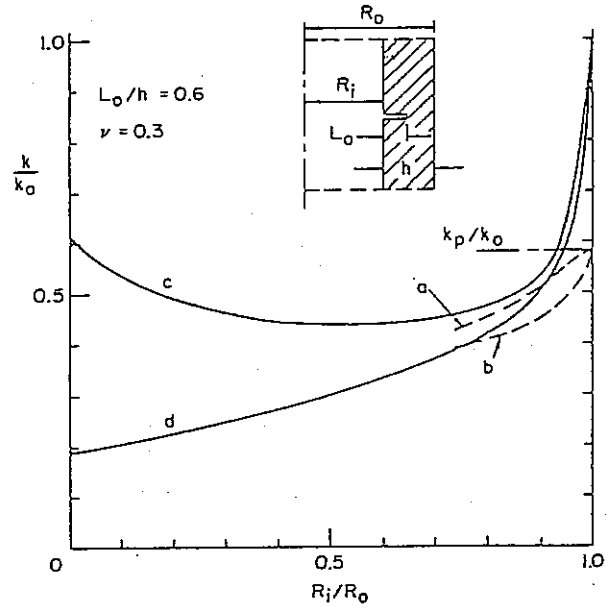


図7 円周き裂のK値

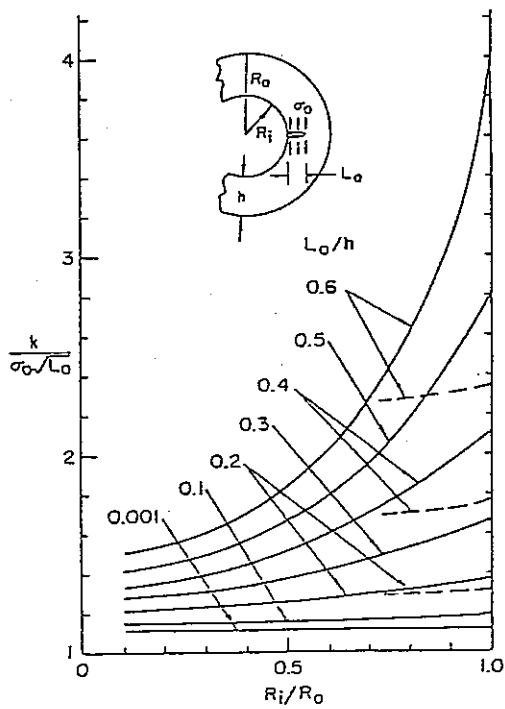


図8 軸方向き裂のK値

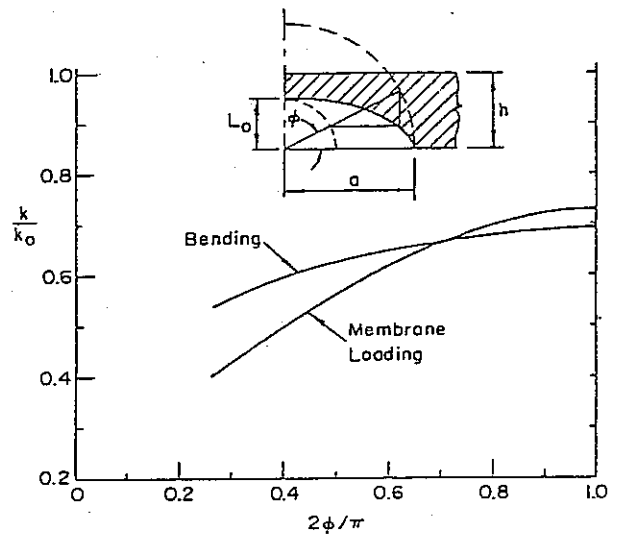


図9 平板中の表面き裂のK値

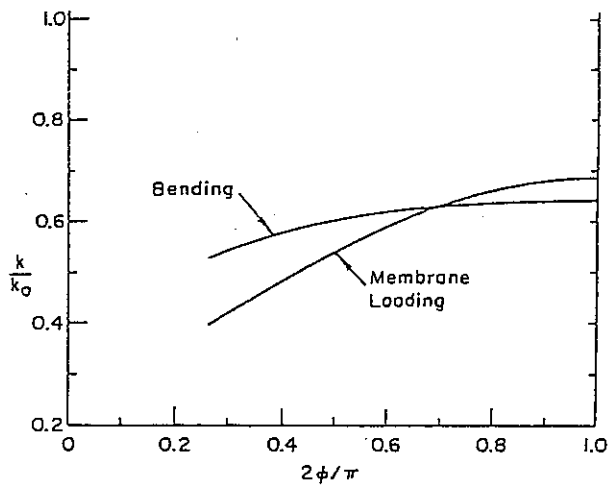


図10 平板中の表面き裂のK値

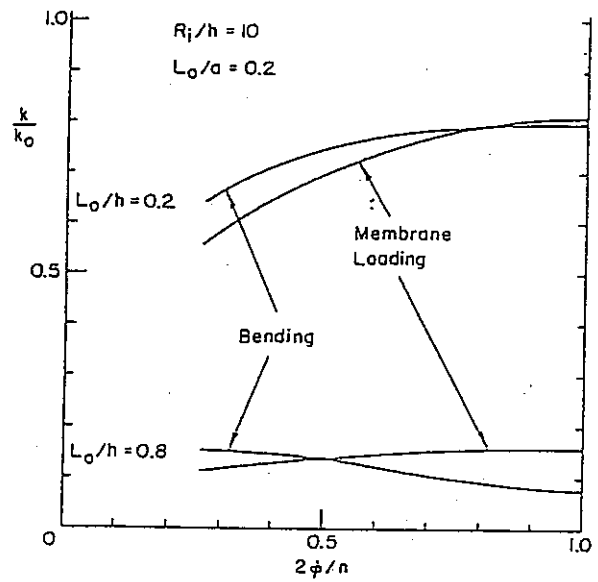


図11 平板中の表面き裂のK値

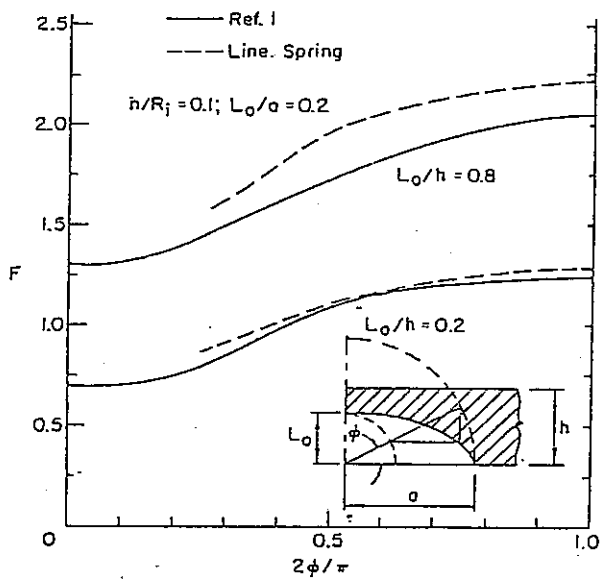


図12 軸方向半楕円き裂のK値

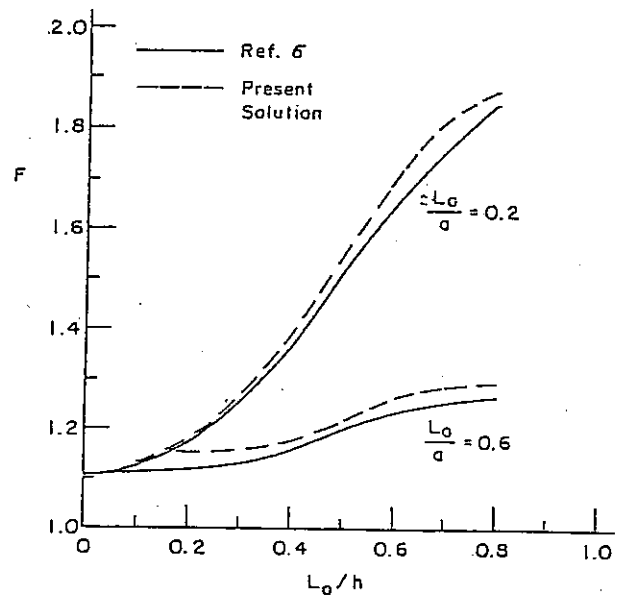


図13 平板中の半楕円き裂のK値

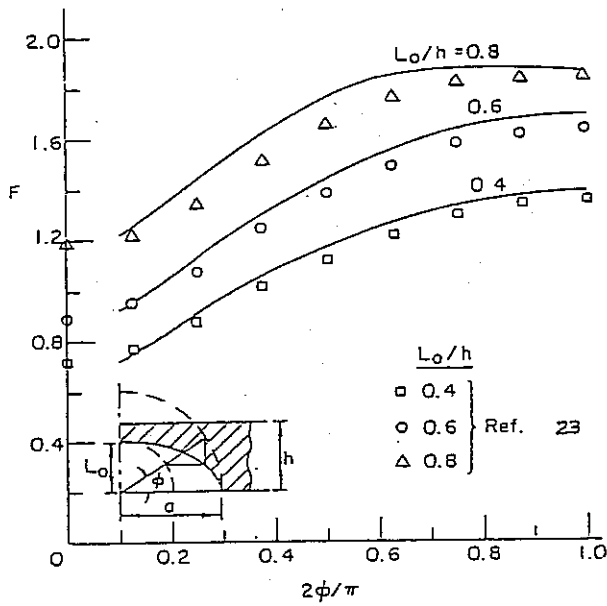


図14 平板中の半楕円き裂のK値

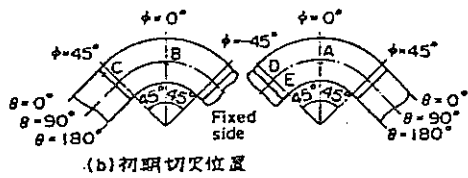
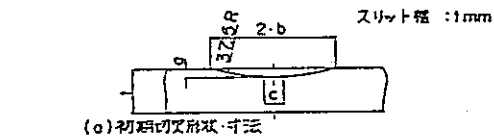


図16 初期切欠位置・形状・寸法

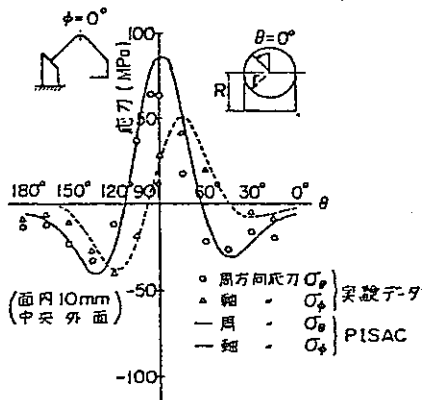


図18 面内曲げ荷重によるエルボ中央外面の応力分布

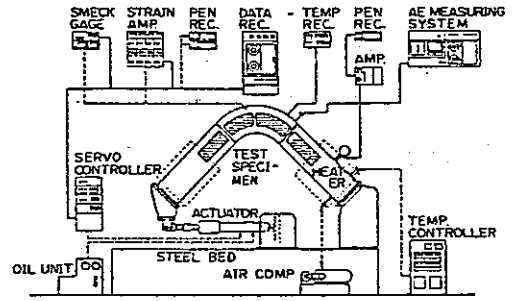


図15 試験装置概略図

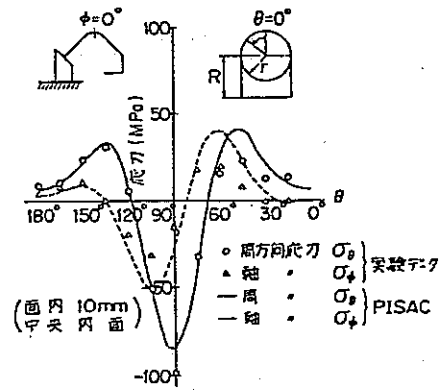


図17 面内曲げ荷重によるエルボ中央内面の応力分布

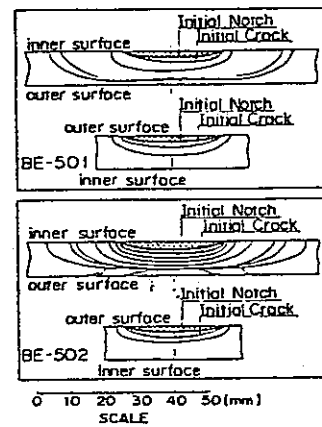


図19 (a)(b) BE-501, 502, の破面スケッチ

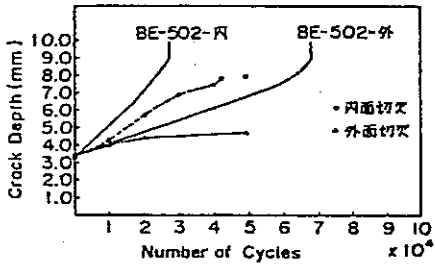


図 20 BE-502 き裂進展挙動評価 (き裂深さ)

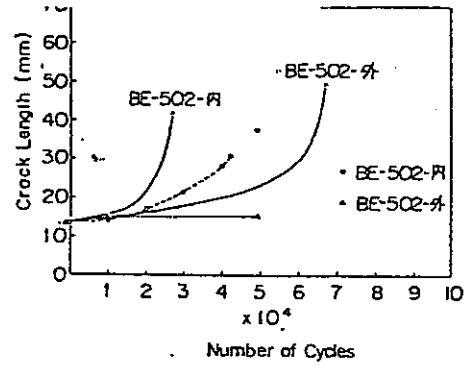


図 21 BE-502 き裂進展挙動評価 (き裂半長)

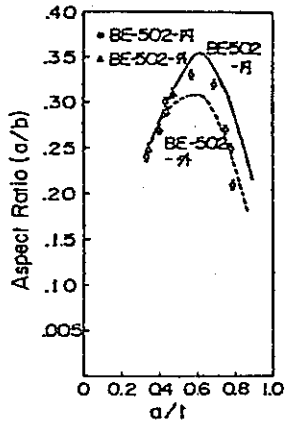


図 22 BE-502 き裂進展形状評価

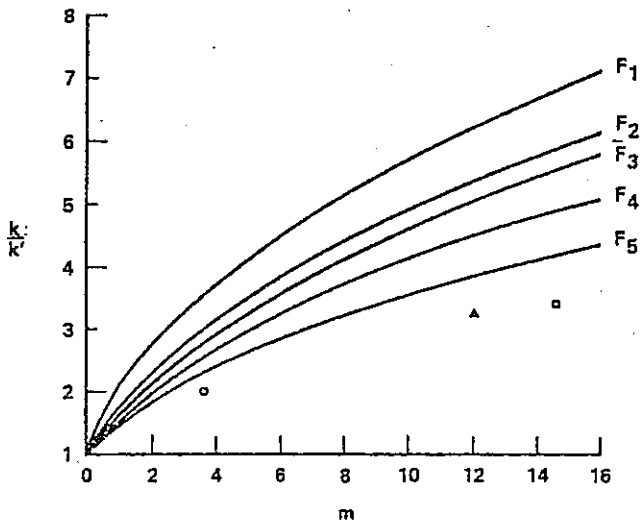


図 23 破壊の確率



## 附 抄訳文献一覧表

---

[ SPN-83-3 ] Cesar A. Sciammarella, "The Moire Method-A Review", Experimental Mechanics, pp.418-433, November, (1982), (S.Matsuura, University of Tokyo)

[ SPN-83-4 ] G.M.Wilkowski, J.O.Wambaugh, and K.Prabhat, "Single Specimen J-resistance Curve Evaluations Using the D-C Electric Potential Method and a Computerized Data Acquisition System", Battelle-Columbus Laboratories, Stress Analysis and Fracture Section Report, (S.Yoshimura, University of Tokyo)

[ SPN-83-5 ] K.Krompholz, H.Huthmann, E.D.Grosser and J.B.Pierick, "Creep Crack Growth Behaviour in Air and Sodium for an Unstabilized Austenitic Stainless Steel and Assessment of Evaluation Concepts", Engineering Fracture Mechanics, Vol.16, No.6, pp.809-819, (1982), (T.Fujita, NKK)

[ SPN-83-6 ] R.L.Roche, D.Moulin and J.Lebey, "Practical Analysis of Ratchetting", Nuclear Engineering and Design, Vol.71, pp.51-66, (1982), (A.Yamaguchi, University of Tokyo)

[ SPN-83-12 ] M.Becker, "Status of the Development of Constitutive Equations for the Evaluation of the Visco-Plastic Material Behaviour at Elevated Temperatures", Nuclear Engineering and Design 72, pp.27-34, (1982), (Y.Kanto, University of Tokyo)

[ SPN-83-13 ] S.Murakami and N.Ohno, "A Constitutive Equation of Creep Based on the Concept of a Creep-Hardening Surface", International Journal of Solids and Structures, Vol.7, pp.597-609, (1982), (T.Sato, NGC)

[ SPN-83-14 ] L.Anand, "Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Metals at Elevated Temperature", Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol.104, pp.12-17, January, (1982), (N.Miyazaki, University of Kyusyu)

[ SPN-83-15 ] C.Oytana, P.Delobelle and A.Mermet, "Constitutive Equations Study in Biaxial Stress Experiments", Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol.104, pp.1-11, January, (1982), (Y.Takahashi, CRIEPI)

[ SPN-83-19 ] R.L.Roche, "Appraisal of Elastic Follow Up", 6th SMiRT, Paris, France, E 5/4, (1981), (A.Miyoshi, Hazamagumi)

[ SPN-83-20 ] G.Kistenmacher, "The Evaluation and Analysis of Stresses in High Temperature Piping ", 6th SMiRT, Paris, France, E 6/2, (1981), (T.Watanabe, CRC)

[ SPN-83-21 ] C.Y.Wang, M.T.A-Moneim and T.B.Belytschko, "Integrated Analysis of Piping Systems", 6th SMiRT, Paris, France, E 6/1, (1981), (H.Nakamura, IHI)

[ SPN-83-22 ] H.Huebel, L.J.Di Luna and G.Moy, "Inelastic Analysis of SNR-300 Piping", IAEA Conference, (1982), (S.Sakata, Hitachi)

[ SPN-83-23 ] R.C.Gwaltney, "An Analytical Investigation of the Applicability of Simplified Ratchetting and Creep Fatigue Rules to a Nozzle-To-Sphere Geometry", PVP, Vol.56, pp.37-54, (1982), (K.Ishihara, University of Tokyo)

[ SPN-83-33 ] H.Jakubowicz, D.Moulin, P.Petrequin, J.Tortel and K.Schaller, "Design Methods and Criteria Recommended by the Ramses Committee", Mech. E., C247/80, pp.285-290, (1980), (Y.Sakai, Toshiba)

[ SPN-83-34 ] P.T.Falk and M.Kosanchich, SR., "Inelastic Analysis of the upper Internals Structure for the Clinch River Breeder Reactor Plant", PVP, Vol.25, (1979), (M.Kyuui, NKK)

[ SPN-83-35 ] S.Fawcett and U.Risley, "Development of Fast Reactor Structural Design Codes in the UK", Mech. E., C218/80, pp.291-296, (1980), (T.Hashimoto, KHI)

[ SPN-83-36 ] A.Show and M.T.Jakub, "Developments in Elevated Temperature Structural Design Criteria", PVP, pp.249-271, (1982), (K.Aoto, University of Tokyo)

[ SPN-83-39 ] Y.Yamada, K.Iwata, G.Yagawa and H.Ohta, "Solution to the PVRC Benchmark Problem No.2-The Saclay Fluctuating Sodium Level Experiment", PVP, Vol.56, pp.25-36, (1982), (K.Kanazawa, MARC JAPAN)

[ SPN-83-40 ] W.J.McAfee, "Overview of Cooperative International Piping Benchmark Analyses", PVP, Vol.56, pp.79-97, (1982), (K.Kashima, CRIEPI)

[ SPN-83-41 ] E.C.Rodabaugh and S.E.Moore, "End Effects on Elbows Subjected to Moment Loading", PVP, Vol.56, pp.99-123, (1982), (M.Kikuchi, Scientific University of Tokyo)

[ SPN-83-51 ] S.N.Malik, "Elevated Temperature Creep Crack Growth State-of-the-Art Review and Recommendations", Nuclear Engineering and Design, Vol.72, pp.359-371, (1982), (T.Horie, JAERI)

[ SPN-83-52 ] H.Zeibig, L.Grueter and M.Fortmann, "Fracture Mechanics Evaluation of the Structural Material for Fast Breeder Reactors", Nuclear Engineering and Design, Vol.72, pp.17-25, (1982), (M.Kikuchi, Toshiba)

[ SPN-83-53 ] C.E.Jaske and N.D.Frey, "Long-Life Fatigue of Type 316 Stainless Steel at Temperatures up to 593°C", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.104, pp.137-144, (1982), (K.Itoga, KHI)

[ SPN-83-59 ] T.Yukitoshi, H.Yuzawa, K.Yoshikawa, T.Daikoku, N.Tsuruta and F.Masuyama, "Development and Practical Application of 9 Cr-2 Mo Steel Tube", Journal of Karyoku Genshiryoku Hatsuden, Vol.31, No.2, pp.183-195, (1982), (M.Muto, Technological and Scientific University of Nagaoka)

[ SPN-83-60 ] P.Patriarca, S.D.Harkness and J.M.Duke, "U.S. Advanced Materials Development Problem for Steam Generators", International Conference on Materials for Nuclear Steam Generators, Gatlinburg, Tennessee, September 9-12, (1975), (Y.Komori, JAERI)

[ SPN-83-63 ] S.B.Batdorf, "Recent Developments in the Statistical Theory of Brittle Fracture", Post-6th SMiRT, Fracture Resistance of Reactor Components, August 24-25, (1981), (T.Aizawa, University of Tokyo)

[ SPN-83-64 ] Y.Sakakibara, A.Imazu, T.Nanata, "Fracture Crack Propagation from Surface Flaw of Elbows", 6th SMiRT, France, Paris, E7/3, (1981), (Y.Sakakibara, PNC)

[ SPN-83-65 ] F.Erdogan, "Elastic and Elastic-Plastic Fracture Problems in Pressure Vessels and Pipes Containing a Through or a Part-Through Crack", Post-6th SMiRT, Fracture Resistance of Reactor Components, August 24-25, (1981), (K.Niihara, MAPI)

## 附 調査文献一覧表

---

- [ 1] Anand,L., "Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Metals at Elevated Temperatures", ASME Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.104, No.1, pp.12, (1982).
- [ 2] Badlani,M.L., Tanaka,T., O'Donnell,W.J., Porowski,J.S., "Cyclic Follow-Up with Creep in Ligaments", PVP(ASME), pp.125-140, (1982).
- [ 3] Barta,D.A., Huang,S.N., Severud,L.K., "Seismic Analysis of Piping with Nonlinear Supports", PVP Design Technology, pp.439-448, (1982).
- [ 4] Becker,M., "Status if the Development of Constitutive Equations for the Evaluation of the Visco-Plastic Material Behavior at Elavated Temperatures", Nuclear Engineering and Design, Vol.72, pp.27-34, (1982).
- [ 5] Berman,I., Rao,M.S.M., Gupta,G.D., "Full Life Elastic-Plastic-Creep Analysis Cycled Pressurized Tubular Specimens", Trans. ASME, Vol.104, pp.96-104, (1982).
- [ 6] Bhandari,S., Collet,P., Loubignac,G., Serres,D., "Ductile Fracture Criteria: Application to Welded Structure", 6th SMiRT, Paris, France, E7/1, (1981).
- [ 7] Bignold,G.J., "Ferritic Steel for Reactor Steam Generators", BNES, London ,pp.342, (1978).
- [ 8] Boyle,J.T., and Spence,J., "The Creep Analysis of Shell Structure Using Generalised Models", 6th SMiRT, Paris, France, M11/4, (1981).
- [ 9] Buiquoc,T., "Cumulative Damage Concepts with Interaction Effect Consideration for Fatigue or Creep : A Perspective", 6th SMiRT, Paris, France, L9/1, (1981).
- [ 10] Buiquoc,T., "Elevation of Creep-Rupture Data using a New Approach", 6th SMiRT, Paris, France, L7/4, (1981).
- [ 11] Carbo,M., et al "Properties and Commercial Application of a Grade of Steel with 9%Cr-2%Mo-V-Nb for Superheater tubes", Revue de Metallurgie, Vol.66, pp.345, (1969).
- [ 12] Cernooky,E.P., "An Examination of Four Viscoplastic Constitutive Theories in Uniaxial Monotonic Loading", International Journal of Solids and Structures, Vol.11, pp.989-1005, (1982).
- [ 13] Chin,B.A., Neuhold,R.J., Straalsund,J.L., "Material Development for Fast Breeder Reactor core", Nuclear Technology, Vol.57, pp.426-436, (1982).
- [ 14] Chopra,O.K., "Carbon and Nitrogen Transfer in Fe-9Cr-Mo ferritic Steels

Exposed to a Sodium Environment", J. Nucl. Mater., Vol.96, pp269., (1981).

- [ 15] Corsi,F., Apponi,F., Iannuzzo,D., Combescure,A., "Theoretical-Experimental Study of the Structural Behaviour of a Sodium-Plant Connecting Nozzle", 6th SMiRT, Paris, France, E1/9, (1981).
- [ 16] Cousseran,P., Clement,G., Lebey,J., Roche,R.L., "Simplified Design Rule for Rathing Analysis", PVP(ASME), pp.81-93, (1982).
- [ 17] Dhalla,A.K., Roche,R.V, "Inelastic Analysis and Satisfaction of Design Criteria of a High Temperature Component", PVP(ASME), pp.83-92, (1975).
- [ 18] Donal,B., "Steam Generator Material for Sodium-Cooled Fast Breeder Reactors Results and Future Prospects", Trans. ASME, Vol.20, (1975).
- [ 19] Falk,P.T., Kosanchich,M., SR., "Inelastic Analysis of the Upper Internals Structure for the Clinch River Breeder Reactor Plant", PVP(ASME), (1979).
- [ 20] Fawcett,S., "Development of Fast Reactor Structural Design Codes in the UK, International Conference", Engineering aspect of Creep, (1980).
- [ 21] Fidler,R.S., "The Tempering Characteristics of 9Cr-2Mo and 9Cr2MoVNb Steels and the Effect on Impact Properties", CERL-memo-67515.
- [ 22] Foulst,T., Lorel,A., Combescure,A., "Plastic-Creep Buckling Analysis for LMFBR Components", 6th SMiRT, Paris, France, M2/3, (1981).
- [ 23] Gruter,L., Huget,W., "A Calculation Procedure for Crack Propagation under Thermal Striping", 6th SMiRT, Paris, France, E7/4, (1981).
- [ 24] Habel,H., Diluna,L.J., MOY,G., "Inelastic Analysis of SNR-300 Piping", PVP(ASME), pp.103-117, (1982).
- [ 25] Halphen,B., "Total or Partial Shakedown of Elastic Viscoplastic and Plastic Structures", 6th SMiRT, Paris, France, L10/1, (1981).
- [ 26] Hibbeler,R.C., "Steady-State creep of Spherical Shells and Inclusion" , 6th SMiRT, Paris, France, M5/3, (1981).
- [ 27] Houtman,J.L., "Structural Analysis of the Upper Inelastic Structure for the Clinch River Breeder Reactor Plant", PVP(ASME), pp.68-83, (1979).
- [ 28] Hult,J., "Creep ratchetting due to Damage Under Alternating Load", 6th SMiRT, Paris, France, L7/1, (1981).
- [ 29] Jasske,C.E., Frey,N.D., "Long Life Fatigue of Type 316 Stainless Steel at Temperatures up to 593°C", Journal of Engineering Material and Technology, Vol.104, pp.137-144, (1982).

- [ 30] Julien,M., "Alloy 800 for Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Steam Generators", Nucl. Thec., Vol.31, No.3,(1976).
- [ 31] Kalnins,A., Urdike,D.P., Yang,S.J., "Creep Analysis of Shells", 6th SMiRT, Paris, France, L11/4, (1981).
- [ 32] Krempl,E., "A Viscoplasticity Theory Based on Total Strain and Overstress. The Determination of the Material Functions for Type 304 Stainless Steel and Their Use in a Finite Element Method.", 6th SMiRT, Paris, France, L3/3, (1981).
- [ 33] Kromphoz,K., Pierick,J.B., "Creep Crack Growth Investigation for Elevated Temperature Material Application", 6th SMiRT, Paris, France, L5/1, (1981).
- [ 34] Makhutov,N.A., et al, "Deformation and Fracture of Vessel Steels at High Temperature Fatigue", 6th SMiRT, Paris, France, L4/5, (1981).
- [ 35] Matsuda,F., "Reference Stress Approach for Estimating Creep Strain of Flat Plate Pressure Vessel Heads", 6th SMiRT, Paris, France, M5/4, (1981).
- [ 36] Matteazzi,S., Piatti,G., "Inelastic Stress-Strain Relationship for AISI 316 Stainless Steel in the Temperature Range 20°C-800°C", 6th SMiRT, Paris, France, L4/7, (1981).
- [ 37] McCoy,H.E., "Corrosion of Several Iron-and Nickel-Base Alloys in Supercritical Steam at 1000F", ORNL-TM-4552, (1975).
- [ 38] Merzer,A.M., "Steady and Transient Creep Behavior Based on Unified Constitutive Equations", ASME Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.104, No.1, pp.16, (1982).
- [ 39] Meurer,H.P., Becker,P., Hoeppe,O., Kneier,H.J., Grosser,E.D, "Developing Fatigue Design Data for Incoloy 80011 at Temperatures Above 760°C", 6th SMiRT, Paris, France, L9/4, (1981).
- [ 40] Murakami,S.,and Ohno,N., "A Constitutive Equation of Creep for High Temperature Component Analysis:An Alternative Proposition to ORNL Constitutive Equation of Creep", 6th SMiRT, Paris, France, L7/3, (1981).
- [ 41] Murakami,S., Ohno,N., "A Constitutive Equations of Creep Based on the Concept of a Creep-Hardennig Surface", International Journal of Solids and Structures, Vol.18, pp.597-609, (1982).
- [ 42] Musicco,G.G.,et al , "J Characterisation of Creep Crack Growth Behaviour for AISI 304 SS", 6th SMiRT, Paris, France, L5/4, (1981).

- [ 43] Nakagawa,M., "A Three-Dimensional Finite Element Formulation for the Static Structural Analysis of Bowed Reactor Core of LMFBR", 6th SMiRT, Paris, France, E2/5, (1981).
- [ 44] Noel,k., Roche,R.L., Picou,J.L., Vouilloux,F., "Status of the French Design and Construction Rules Applicable to Fast Breeder Reactor", 6th SMiRT, Paris, France, E5/2, (1981).
- [ 45] Nyssen,C., Panosyan,G., "Comparison of One Step Implicit Integration Schemes for Creep Analysis Using the Finite Element Method", 6th SMiRT , Paris, France, M3/2, (1981).
- [ 46] O'Donnell,W.J., Porowski,J.S., Corum,J.M., Yahr,J.T., Sartory,W.K., "Biaxial Model for Bounding Creep Ratcheting in Shells", 6th SMiRT, Paris, France, L11/5, (1981).
- [ 47] Ohashi,Y., Ohno,N., Kawai,M., "Evaluation of Creep Constitutive Equations for Type 304 Stainless Steel under Repeated Multiaxial Loading", ASME Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.104, No.3, pp.195, (1982).
- [ 48] Owais,M.K.A., Otter,N.R., "Effect of Elastic Follow-up on the Creep Modified Shakedown Limit", 6th SMiRT, Paris, France, L10/5, (1981).
- [ 49] Owen,D.R.J., and Gomez C.M.B., "An Appraisal of Numerical Solution Techniques for Elasto-Plastic and Elasto-Viscoplastic Material Problems" , 6th SMiRT, Paris, France, M3/1, (1981).
- [ 50] Oytans,C., Delobolle,P., Mermet,A., "Constitutive Equations in Biaxial Stress Experiments", ASME Journal of Engineering Materials and Technology ", Vol.104, No.1, pp.1 (1982).
- [ 51] Petroski,H.J., "Structural Dynamics and Integrity of Fast Reactor Piping Containing Cracks", 6th SMiRT, Paris, France, E7/2, (1981).
- [ 52] Punatar,M.K., Snyder,G.J., Tuttle,E.B., "Effects of Hydrodynamic Mass Coupling on Gurad Vessel Seismic Loading", PVP(ASME), pp.167-179, (1982).
- [ 53] Rivolet,J.C., Moulin,D., "Ratcheting Experiments on a Cylindrical Vessel with Variable Sodium Level", 6th SMiRT, Paris, France, L10/6, (1981).
- [ 54] Robin,M.G.,"French Steam Generator Experience-Phenix and Beyond", International Conference on Materials for Nuclear Steam Generators, Gatlinberg ,Tennessee, Sept.9-12, (1975).
- [ 55] Roche,R.L., "Appraisal of Elasti Follow Up", 6th SMiRT, Paris, France, E5/4, (1981).



- [ 56] Roche,R.L., Moulin,D., "Safety Margin Against Ratchetting in and Below the Creep Range", 6th SMiRT, Paris, France, E5/1, (1981).
- [ 57] Roode,F., Dortland,W., "Experimental Verification of Constitutive Equations for Creep and the Interaction of Creep and Plasticity Under Biaxial Loading Conditions", 6th SMiRT, Paris, France, L4/1, (1981).
- [ 58] Salim,A., "An Examination of Some Creep Theories Using High Sensitivity Tensile Creep Data", 6th SMiRT, Paris, France, L4/8, (1981).
- [ 59] Severud,L.K., "Application of American Design Codes for Elevated Temperature Environment", International Conference on Engineering aspect of Creep, September, (1980).
- [ 60] Shuize,R., "Creep Buckling Analysis of CHTR-Components", 6th SMiRT, Paris, France, L13/2, (1981).
- [ 61] Snow,A., Jakub,M.T., "Developments in Elevated Temperature Structural Design Criteria", PVP Design Technology, (1982).
- [ 62] Stonesifer,R.B., Atlurt,S.N., "Moving Singularity Creep Crack Growth Analysis with the  $(\Delta T)_C$  and  $C^*$  Integrals", Engineering Fracture Mechanics, Vol.16, No.6, pp.769-782, (1982).
- [ 63] Teramae,T., Hamanaka,J., Kano,T., "A Simplified Method for Elastic Follow-up Analysis of Elevated Temperature Piping Systems", 6th SMiRT, Paris, France, L11/8, (1981).
- [ 64] Updike,D.P., "Creep of Intersecting Cylindrical Shells Under Uniform Pressure", 6th SMiRT, Paris, France, L14/4, (1981).
- [ 65] Vouilloux,F., Boutillon,F., "Stress Analysis of the Torispherical Head of the Superphenix Reactor Vessel", 6th SMiRT, Paris, France, E1/3, (1981).
- [ 66] Williams,J.A., "A Simplified Approach to the Effect of Specimen Size on the Creep Rupture of Cross Weld Samples", Trans. ASME, Vol.104, pp.96-101., (1982).
- [ 67] Wood,D.S., and Wynn,J., "The Relationship Between Stress Relaxation , Rupture and Effect of Temperature on Type 316 Steel", 6th SMiRT, Paris, France, L4/9, (1981).
- [ 68] Yukitoshi,T.,et al , "Application of 9Cr-2Mo Steel for Fast Breeder Reactor Steam Generators", Sumitomo Search No.23,May,pp.45,(1980).
- [ 69] Zeibig,H., Grueter,L., Fortmann,M., "Fracture Mechanics Evaluation of the Structural Material for Fast Breeder Reactors", Nuclear Engineering and Design, Vol.72, pp.17-25, (1982).