

分置

本資料は 年 月 日付けで登録区分、
変更する。

2001. 7. 31

[技術情報室]

T
J225 81-01

JWES-AE-8106

昭和55年度動力炉・核燃料開発事業団委託研究

高速炉の構造解析ならびに
構造設計に関する調査(V)

成 果 報 告 書

1981年7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

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

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

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

1981年7月

高速炉の構造解析ならびに構造設計に関する調査（V）

日本溶接協会原子力研究委員会
S P N 小 委 員 会

要 旨

本調査は高速高温構造設計に関連して、クリープ、高温構造設計、非弾性解析手法、その他の面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。

STUDY ON STRUCTURAL DESIGN
FOR FAST BREEDER REACTORS (V)

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 creep, structural designs at elevated temperature, inelastic analysis methods and so on.

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

昭和55年度 SPN小委員会名簿

	氏 名	所	属
原子力研究 委員会委員長	安 藤 良 夫	東京大学	工学部
主 査	矢 川 元 基	東京大学	工学部
幹 事	相 沢 龍 彦	東京大学	工学部
”	堀 江 知 義	東京大学	工学部
中 立 委 員	石 原 広一郎	東京大学	工学部
”	稲 垣 道 夫	金属材料技術研究所	溶接研究部
”	鷗 戸 口 英 善	千葉大学	工学部
”	鹿 島 光 一	(財)電力中央研究所	エネルギー環境技術研究所発電プラント部
”	関 東 康 祐	東京大学	工学部
”	向 後 善 之	横浜国立大学	工学部
”	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	工学部
”	高 橋 由紀夫	東京大学	工学部
”	平 山 浩	東京大学	工学部
”	福 田 俊 彦	東京大学	工学部
”	藤 井 英 輔	船舶技術研究所	溶接工作部
”	梶 田 道 夫	日本原子力研究所	大型トカマク開発部
”	松 浦 真 一	東京大学	工学部
”	官 健 三	東京大学	工学部
”	官 園 昭八郎	日本原子力研究所	安全工学部
”	三 好 昭 生	東京大学	工学部
会 社 委 員	秋 山 照 夫	石川島播磨重工業(株)	原動機事業部
”	岡 本 且 夫	石川島播磨重工業(株)	原子力総合設計部

会 社 委 員	山 田 桑太郎 (代) 糸 賀 興 右	川崎重工業(株)技術研究所
"	清 水 茂 樹 (代) 池 本 喜 和	川崎重工業(株)技術研究所 原子力本部開発部
"	遠 藤 孝 雄 (代) 寺 田 進	(株)神戸製鋼所 化工機工場生産技術部
"	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1部
"	前 田 武 夫	センチュリ リサーチ・センター(株) 技術営業第1部
"	有 井 満	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)原子力機器製造部
"	栗 田 義 之	日本鋼管(株)技術開発本部技術研究所第3研究部
"	休 井 正 人	日本鋼管(株)津製作所
"	本 間 亮 介 (代) 小 崎 明	(株)日本製鋼所原子力技術部
"	本 岡 清 伯	日本弁管工業(株)配管エンジニアリング事業部
"	佐 藤 拓 哉	日揮(株)DE本部構造解析部
"	桜 井 達 美	ニュークリアデータ(株)技術部
"	西 岡 章 夫	パブコック日立(株) 具研究所第2部
"	清 水 翼	(株)日立製作所 機械研究所第3部
"	高 尾 武	日立造船(株)技術研究所
"	青 砥 紀 身	日立造船情報システム(株) 第2システム本部
"	前 田 宣 喜	富士電機製造(株)品質管理部
"	長谷川 芳 夫	三菱原子力工業(株)動力炉開発部
"	矢 島 浩	三菱重工業(株)長崎研究所
"	遠 藤 忠 良	三菱重工業(株)高砂研究所
委 託 者 側 委 員	厚 母 栄 夫	動力炉核燃料開発事業団 高速増殖炉開発本部
"	岩 田 耕 司	動力炉核燃料開発事業団 高速増殖炉開発本部

目 次

I 概 要	1
II 調査文献抄録	(3)
II-1 クリープ関係	(5)
1. 高圧力容器用 $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼の破壊特性に及ぼす温度と ひずみ速度の影響 (SPN-80-65)	7
2. クリープ疲労相互作用下でのクラック成長 (SPN-81-5)	9
3. 高温クリープ, 疲労, クリープ疲労相互作用下のき裂成長速度 に関する研究-I (SPN-81-13)	13
4. 高温クリープ, 疲労, クリープ疲労相互作用下のき裂成長速度 に関する研究-II (SPN-81-14)	15
5. 高温でのクリープき裂成長速度の予測に対する新しいパラメータ (SPUN-81-15)	17
6. 304 S.S.のクリープき裂進展挙動の記述のための C^* の評価 (SPUN-81-17)	19
7. 高温におけるクリープき裂成長 (SPN-81-18)	23
8. 簡易解析法による変動荷重を受ける構造物のクリープ座屈解析 (SPUN-81-26)	26
9. 柱のクリープ座屈に及ぼす損傷の影響 (SPN-81-28)	29
10. 外圧を受ける球殻の軸対称及び分岐クリープ座屈 (SPN-81-29)	32
II-2 高温構造設計関係	(35)
11. クリープ温度域での簡易設計法の提案 (SPN-81-20)	37
12. ASME B & PV Code Case 1592 の弾性解析クリープ・疲労規定の 背景 (SPN-81-27)	39
13. 非弾性挙動と ASME コード (SPN-81-32)	41
14. クリープ設計に対する Reference Stress 法の基礎概念 (SPUN-81-35)	43

II-3	非弾性解析手法関係	(45)
15.	高温疲労き裂成長の弾塑性破壊力学 (SPN-81-19)	47
16.	金属の時間依存非弾性変形に対する境界積分法の適用 (SPN-81-33)	50
17.	有限要素法による高温での弾塑性クリープ大ひずみ解析 (SPN-81-34)	53
18.	極限解析への数理計画法の応用 (SPN-81-36)	55
19.	シェークダウン限界上で荷重変動を受けるクリープ構造の上界 (SPN-81-40)	58
20.	一体化された電算機システムの調査と今後の見通し (SPN-81-41)	60
21.	遷移クリープにおける上下界および近似解について (SPN-81-42)	62
22.	構造物の簡易非弾性解析 (SPN-81-43)	65
23.	高温におけるステンレス鋼の破壊解析 (SPN-81-49)	67
II-4	その他	(69)
24.	ボイラー用鋼の熱疲れ抵抗の評価 (SPN-80-55)	71
25.	2軸応力下における熱疲労強度に関する研究 (SPN-80-56)	73
26.	内圧荷重及び熱衝撃下におけるノズル・コーナ部の自然形状欠陥 (SPN-80-64)	75
27.	有限要素解析における構成モデル化について (SPN-81-39)	78
28.	高速炉構造材の構成方程式 (SPN-81-46)	80
29.	円板のサーマルラッチェットングに対する、横圧力の効果 (SPN-81-47)	83
30.	新しい高温ひずみ測定法 (SPN-81-48)	86
31.	高温での構造材料の挙動における照射の影響 (SPN-81-53)	88
32.	スエリング — 照射クリープの打消しに関する試験の為の技術基盤 (SPN-81-54)	90
33.	実験値からの自動モデル・評価による合金自動設計 (I) (SPN-81-55)	93
34.	実験値からの自動モデル・評価による合金自動設計 (II) (インプリメンテーションと結論および検討) (SPN-81-55)	95
35.	エネルギープラントのための材料データベース (SPN-81-56)	97

III 論文	(101)
A. 高速炉の高温構造設計法	103
B. 非弾性解析手法(詳細解析)	118
C. 非弾性解析手法(簡易解析)	
— クリープ問題を中心として —	128
D. 高速炉構造材料のクリープ疲れ破壊	143
E. 高温下のひずみ測定法	156
F. 高速炉構造材料の高温照射挙動	170
G. 高速炉構造材料のデータベース	184
H. 大型構造物実験	196
J. 構成方程式開発の最近の研究	210
附抄訳文献一覧表	221
附調査文献一覧表	227

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(V)

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とげており、その適用範囲もますます多岐にわたってきた。そこで、本調査研究は第5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した。

3. 業務委託の範囲

1977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力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予測できるように努めた。本調査では、クリープ疲労、ラチェット、座屈等を中心にして、材料強度、解析手法、設計法の観点からの検討を行うとともに、また、高温の破壊力学に関する実験研究と解析的手法の現状、および高速炉での適用の現状についても取りまとめた。

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これを精読した後、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。このため、社団法人日本溶接協会原子力研究委員会では、SPN小委員会に全業務を担当させ、作業を進めた。

II 調查文献抄録

II-1 クリープ関係

1. 高圧力容器用 $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼の破壊特性 に及ぼす温度とひずみ速度の影響

A. H. Priest

1. 序 論

250°C ~ 300°C で運転する化学プラント圧力容器の容量および設計応力が高くなったことに対応して、厚肉の圧力容器鍛鋼として $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼が開発された。この材料に熱処理を加え、マルテンサイトおよびベイナイト組織を出し、引張試験、衝撃試験、破壊靱性試験によって焼戻し温度および焼戻し脆化の影響を検討した。また、脆化度のひずみ速度への依存性も同時に検討した。

2. 供 試 材

供試材は電気アークプロセスで真空溶解した165 mm 厚の $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼である。実用容器材は肉厚305 mm であり、水焼入れ焼戻し処理されると表面では焼戻しマルテンサイト、肉厚中心では焼戻しベイナイト組織となる。そこで、これらの組織を再現するために、供試材を以下の条件で熱処理した。

800°C で6時間保持後油焼入れ
(マルテンサイト組織)

850°C で6時間保持後空冷
(ベイナイト組織)

焼戻しは、540, 560, 580, 600, 620°C で12時間保持した後、空冷して行った。

3. 実験方法

引張試験は、平行部径が7.14 mm および10.16 mm の丸棒試験片を用いて行った。破壊靱性値はBS5447に基いて、板厚25, 35, 50 mm のCT試験片を高ひずみ速度および低ひずみ速度で試験することによって求めた。ひずみ速度は次式によって決定した。

$$\dot{\epsilon} = \frac{\epsilon_Y}{t} = \frac{\sigma_Y}{Et} \quad (\text{引張試験片}) \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{2\sigma_Y}{Et} \quad (\text{CT試験片}) \quad (2)$$

ここで σ_Y : 0.2%耐力
t : 0.2%耐力に達するまでの時間また

は負荷時間

E : ヤング率

0.2%耐力は、ひずみ速度・温度パラメーター $T \ln(10^8/\dot{\epsilon})$ (T は絶対温度)によって整理し、この関係を用いて任意の温度とひずみ速度での値を求めた。

4. 試験結果および考察

4.1 ミクロ組織の影響

引張試験の結果では、マルテンサイト組織の方がベイナイト組織よりも耐力、引張強度が高く、伸びも同程度の値を示した。Vノッチシャルピー試験結果においても、実験したすべての熱処理条件において、マルテンサイトの方がベイナイトよりも低い遷移温度を示した。破壊靱性値もマルテンサイトの方がベイナイトより高い値を示した。

しかし、540°C で焼戻したマルテンサイトは、より高い温度で焼戻した材料に比して衝撃値が著しく低下しており、焼戻し脆化が起ったことを示している。一方、ベイナイトは、焼戻し温度を560°C から540°C に低下させても衝撃値の低下が起らない。従って、マルテンサイトのミクロ組織の方が焼戻し脆化に敏感であると言える。

両組織とも、焼戻し温度を上昇させると破壊靱性が向上する。一連の実験結果から、破壊靱性と強度の最適の組合せを得るためには、焼戻し温度が580°C以上でなければならぬことが明らかとなった。

$3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼厚肉圧力容器材を580°C で焼戻すと、肉厚中心の完全ベイナイト組織では平面ひずみ破壊靱性値 (K_{IC}) は $125\text{MNm}^{\frac{3}{2}}$ 程度であり、一方、表面近傍の焼戻しマルテンサイト組織では K_{IC} 値で $180\text{MNm}^{\frac{3}{2}}$ 以上である。厚肉中心部の破壊靱性値は表面に比して低いけれども、使用中の状態を考えると応力は表面の方が高く、また埋没欠陥の方が表面欠陥より厳しくないもので、これは問題とはならない。

4.2 脆化処理の影響

焼戻し温度からの徐冷 (5°C/h で炉冷) および300°C で1000時間時効処理した600°C焼戻し材の性質を

研究した。低強度ベイナイト鋼はこれらの熱処理の影響を受けないが、マルテンサイト鋼の衝撃特性には強い影響が表われ、破面遷移温度が約100°C上昇した。しかし、マルテンサイトは、脆化した状態でも脆化していないベイナイトよりも高い衝撃値を有した。

破壊靱性値で評価すると、ベイナイトでは熱処理の影響が K_{IC} 値に表われないが、マルテンサイトでは焼戻し脆化の結果 K_{IC} 値が劣化した。ただし、この劣化は、シャルピー試験で評価した時ほど顕著ではない。この結果から、マルテンサイトの靱性に及ぼす焼戻し脆化の影響は、ひずみ速度に敏感であることがわかる。

4.3 ひずみ速度の影響

$3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼の受け入れ状態での材料と焼戻し脆化材について、ひずみ速度を変えて破壊靱性試験を行うと、高ひずみ速度になるほど破壊靱性の差が大きくなる。すなわち、脆化の程度がひずみ速度に依存し、ひずみ速度が大きいほど脆化度が大きくなる。たとえば、破壊靱性値が $80\text{MNm}^{\frac{3}{2}}$ となる温度で比較すると、脆化処理によって、低ひずみ速度($\dot{\epsilon}=10^{-4}\sim 10^{-3}/\text{s}$)では35°C上昇し、高ひずみ速度($\dot{\epsilon}=1\sim 3/\text{s}$)では80°C上昇する。衝撃試験のひずみ速度は、高ひずみ速度のそれよりも2オーダー高いので、衝撃試験のひずみ速度で両方の材料の破壊靱性試験をしたときは、シャルピー遷移曲線の移動量である約100°Cに近くなるものと推測される。しかし、 $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼圧力容器材が

実働中に受ける最大ひずみ速度の推定値が $2\times 10^{-4}\sim 5\times 10^{-3}$ であるので、実際には、高ひずみ速度による靱性低下が問題となることはない。特に、使用温度が室温以上のときは、全く問題はない。

5. 結 論

- (1) $3\frac{1}{2}\text{Ni}-\text{Cr}-\text{Mo}-\text{V}$ 鋼の破壊靱性と衝撃特性は、ベイナイト状態、マルテンサイト状態とも焼戻し温度の上昇とともに向上する。従って、要求強度レベルを満足する最高温度で焼戻すとよい。
 - (2) 焼戻しマルテンサイトは、ベイナイトよりも高い靱性、衝撃値を示す。同時に、引張特性もすぐれている。
 - (3) マルテンサイト組織は焼戻し脆化に敏感であるが、脆化後でさえベイナイト組織よりも高靱性である。
 - (4) 引張強度、0.2%耐力、 K_{IC} 値はすべてひずみ速度・温度パラメーター $T\ln(10^{\frac{3}{\dot{\epsilon}}})$ とよい相関を示す。しかし、 K_Q とは相関が低い。
 - (5) 焼戻し脆化による破壊靱性値の低下はひずみ速度に敏感であり、高いひずみ速度ほど感受性が高い。
 - (6) 対象となる圧力容器が使用中に経験する低ひずみ速度においては、靱性の劣化は問題とならない。特に、使用温度が室温以上では問題ない。従って、シャルピー衝撃試験は、これらの材料の焼戻し脆化を評価するには、ひずみ速度が大きすぎると思われる。
- (糸賀 興右)

2. クリープ疲労相互作用下でのクラック成長

R. Ohtani

1. 概要

本論文は、クリープ疲労相互作用下でのクラック成長に関し実験を行い非線形破壊力学を適用したものである。実験は図1に示す薄肉円筒試験片を用い空気雰囲気中で両振り矩形および両振り三角波荷重下で行われた。試験片の材質は0.16%炭素鋼および316ステンレス鋼である。

2. J積分評価法

図2は、クラック成長速度 dl/dt (l :クラック長さ) と周波数 ν との関係を示す ($l = 2\text{mm}$)。同図によると、0.5 cpm 以下では成長速度は ν に依存せず、時間依存型となっており、5 cpm以上で明らかに ν に依存する。この遷移周波数は、応力波形、応力範囲、試験温度により左右されるが、この傾向そのものは高温下での疲労の一般的性質と考えられる。

ところで、時間依存疲労下のクラック成長に対し、クリープJ積分の有効性が論じられている。クリープJ積分は、通常のJ積分における歪場を歪速度場に置き換えたものであり、クラック先端近傍におけるクリープ応力場およびクリープ歪速度場を表示するものである。また、最近の研究によると室温下の低サイクル疲労下のクラック成長速度を繰返しJ積分によって整理できることが知られている。そこで、ここでは繰返しJ積分を高温下の疲労クラック成長に適用することを試みる。

次に、クリープJ積分と繰返しJ積分の評価法を説明する。高温においてき裂材が応力あるいはひずみの繰返しを受ける場合、ひずみは非時間依存性の弾塑性ひずみと時間依存性のクリープひずみとから成っていると考える。この場合、き裂先端近傍において繰返し生ずる応力およびひずみはJ積分によって表すことができると仮定し、非時間依存性の変形に対する応力およびひずみの繰返し範囲は繰返しJ積分(サイクリックJ積分) ΔJ_f で代表され、時間依存性の変形に対するそれらはクリープJ積分範囲(修正J積分範囲) ΔJ_c で代表されたとする。

図3(a)に示すヒステリシス・ループは、時間依存性ひずみと非時間依存性ひずみとが重畳して繰返される場合に中央き裂材において一般に得られる荷重 P とき裂中央

開口変位 V に関する閉じた安定なヒステリシス・ループの模式図である。変位 V も非時間依存性のもの V_p と時間依存性のもの V_c から構成されていると考えられ、同図中の破線はこのときの $P-V$ 曲線に対する $P-V_p$ 曲線であって、これは疲労試験中任意の繰返し数段階において1サイクルだけ V_c が生じない程度に速い速度で変形させる操作を挿入することによって得られると考えられる。したがって $P-V$ 曲線と $P-V_p$ 曲線の横軸の差が V_c の大きさである。本方法はMansonらの高温低サイクル疲労に関するひずみ範囲分割法と類似のものである。

まず、非時間依存性の繰返しJ積分 ΔJ_f は、急速変形の $P-V_p$ 曲線によって得られる面積 S_p を用いて Dowling の方法に基づき、

$$\Delta J_f = 4K^2/E + S_p/Bb \quad (1)$$

によって求められる。ここで、 $4K$ は弾性応力拡大係数、 E は縦弾性係数、 B は板厚、 b はリガメント長さである。右辺第1項は ΔJ_f の弾性成分であり、 $4K$ はき裂閉閉挙動を考慮して有効応力拡大係数 $4K_{eff}$ をとるのが妥当であり、大規模降伏あるいは全面降伏下の低サイクル疲労においては、図4に示すようなき裂閉閉に伴うヒステリシス・ループ $A'BCA'$ を用いて荷重範囲 ΔP^* から $4K$ を求める。また、(1)式右辺第2項は ΔJ_f の塑性成分であり、 $P-V_p$ 曲線 \widehat{AB} が $P \propto V_p^n$ (n は加工硬化指数) で表される場合には

$$S_p/Bb = [(n-1)/(n+1)] \Delta \sigma_{net} V_p \quad (2)$$

$$\text{ただし、} \Delta \sigma_{net} = \Delta P^*/2Bb$$

となる。

つぎに、時間依存性のクリープJ積分範囲 ΔJ_c については、一定荷重下のクリープき裂に関して提案されたクリープJ積分(修正J積分) \dot{J} が変動応力下のクリープき裂に対しても各引張半サイクル中に適用できるとし、その \dot{J} が大略らの簡便式

$$\dot{J} = [(\alpha-1)/(\alpha+1)] \sigma_{net} \dot{V}_c \quad (3)$$

によって評価できると仮定する。ここで、 α は応力-クリープ速度関係式 $\dot{\epsilon}_c = a\sigma^\alpha$ (Nortonの式)におけるクリープ指数、 σ_{net} は正味断面公称応力、 \dot{V}_c はき裂中央開口変位速度である。(3)式を用いて

$$\Delta J_c = A \int_0^{V_c} P \dot{V}_c dt = A \int_0^{V_c} P dV_c \quad (4)$$

ただし、 $A = [(\alpha - 1) / (\alpha + 1)] / 2Bb$

ν : 周波数

であるから、引張半サイクル中は V_c と P の間に

$$V_c = f(P) \quad (5)$$

なる関数関係があるとして(5)式を(4)式に代入すると、

$$\begin{aligned} \Delta J_c &= A \int_0^{P_{\max}} P f'(P) dP \\ &= A \left\{ [P f(P)]_0^{P_{\max}} - \int_0^{P_{\max}} f(P) dP \right\} \\ &= A(S_{c1} - S_{c2}) \end{aligned} \quad (6)$$

となる。ここで、 S_{c1} は図3(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。

以上述べた ΔJ_f および ΔJ_c の求め方は、板幅に対してき裂長さが比較的小さい、浅いき裂に関する J 積分値の簡易評価式(3)に基づいたものである。これに対して深いき裂を有する試験片の J 積分範囲 ΔJ_f および ΔJ_c を同様に簡便的に求める場合には、荷重点変位 δ を測定して上記 $P-V$ ヒステリシス・ループの代りに $P-\delta$ ヒステリシス・ループを用いればよい。

(1) 荷重制御矩形応力波の場合

荷重制御矩形応力波の場合には、応力の立ち上り部においては応力変化速度が速いためクリープによる時間依存性のき裂中央開口変位 V_c は無視でき、逆に応力保持部においてはクリープによる V_c のみが生じると考えられる。したがって、図3(b)に示すような形の $P-V$ ヒステリシス・ループが得られ、図に示す面積 S_p および S_c を求めることによって ΔJ_f は(1)式で表され、 ΔJ_c は(6)式において $S_{c1} = S_c$ 、 $S_{c2} = 0$ となるので、

$$\Delta J_c = AS_c = [(\alpha - 1) / (\alpha + 1)] (\sigma_{net})_{\max} \Delta V_c \quad (7)$$

ただし、 $(\sigma_{net})_{\max} = P_{\max} / 2Bb$

と表される。

(2) 両振り応力の場合

矩形応力波以外の場合でも、応力比 $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = -1$ の両振りの場合には、図3(c)に示すように S_{cp}

と S_p の面積をとると、 ΔJ_f は(8)式で表され、 ΔJ_c は(8)式を用いて $S_{c1} - S_{c2} = \Delta CDA - BCDEB = AE$
 $DA - BCEB = ABEDA - ABCA = S_{cp} - S_p$ となるので

$$\Delta J_c = A(S_{cp} - S_p) \quad (8)$$

となる。

3. クラック成長速度と J 積分の関係

図5は、316SSに対するクラック成長速度 dl/dt と J 積分の関係を示す。上部は、 $d1/dN$ と ΔJ_c (時間依存) の関係を、下部は $d1/dN$ と J の関係を示す。これによると、定常クリープ下および時間依存疲労下のクラック成長は同様の性質を示す。

図6は、0.16%炭素鋼の場合を示している。低サイクル下では $d1/dN$ は ΔJ_c によって良く整理される。400°C の場合は、 $d1/dN$ は ΔJ_f で良く整理される。20°C、100°C、300°C における歪制御疲労の場合も400°Cの応力制御の場合と良く一致している。

図7は、 $d1/dN$ と $\Delta J_T = \Delta J_c + \Delta J_f$ の関係を0.16%炭素鋼(400°C)の場合について示したものである。サイクル数が低下すると、 ΔJ_c の割合が増加しデータは $d1/dN - \Delta J_f$ 曲線から $d1/dN - \Delta J_c$ 曲線へと移動する。一方、 ΔJ_T が ΔJ_c と ΔJ_f に分割された場合、多くのデータは2つのグループに分割できる。すなわち、一方は $d1/dN - \Delta J_c$ 関係でありもう一方は $d1/dN - \Delta J_f$ 関係である(図6参照)。その中間のサイクル数は、クリープと疲労の相互作用領域であり、 $d1/dN$ は ΔJ_c と ΔJ_f の両方で良く整理される(図6の○および△)。この結果より、クラック成長速度は、時間依存部分とサイクル数依存部分に分割できることが示唆される。これは、線形累加損傷の概念の有効性を実証するものである。

(平山 浩)

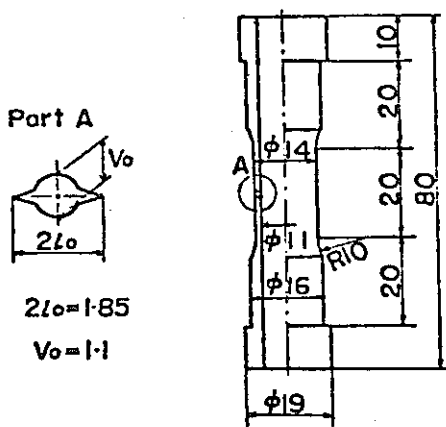


図1. 試験片の形状

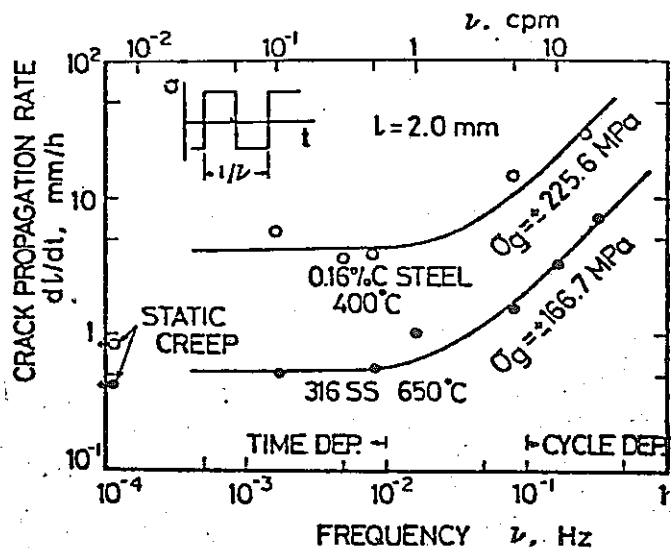


図2. クラック成長速度とサイクル数の関係

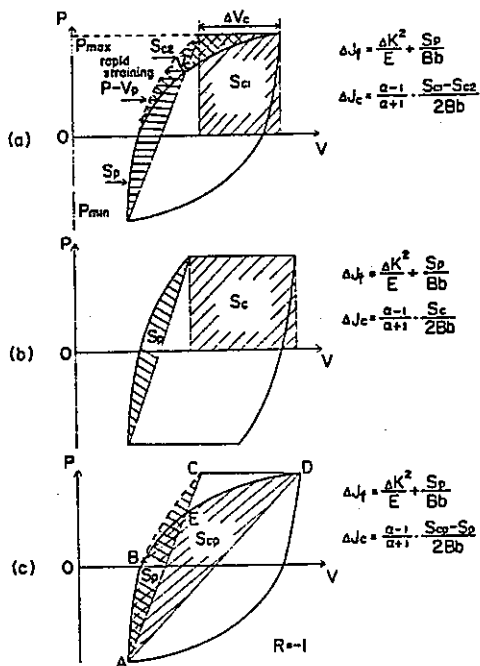


図3. J積分の評価法

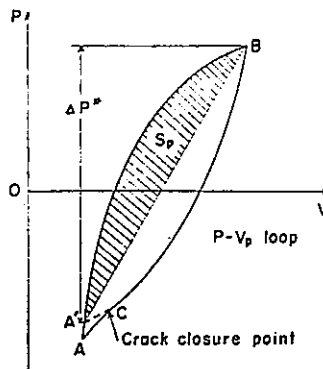


図4. J積分の評価法

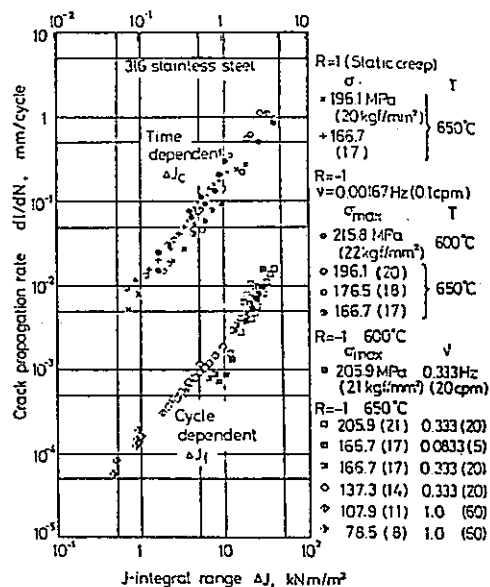


図5. クラック成長速度とJ積分の関係
(316 ステンレス鋼)

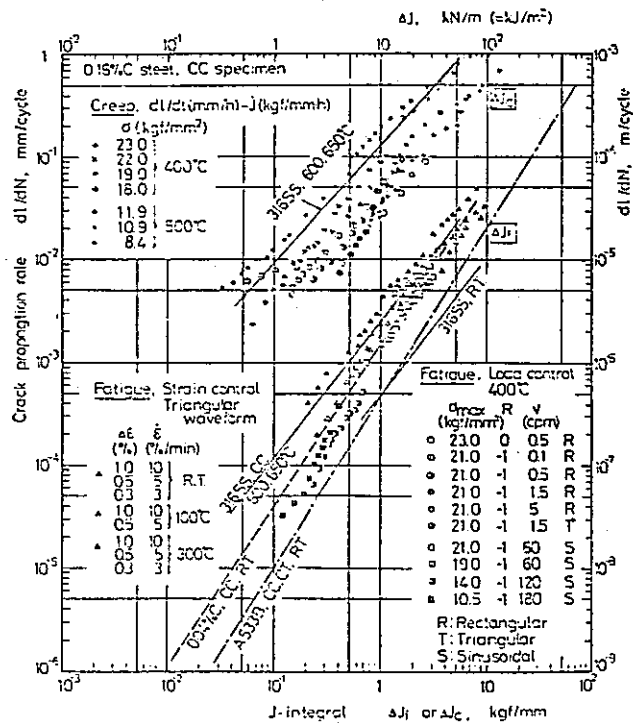


図6. クラック成長速度とJ積分の関係

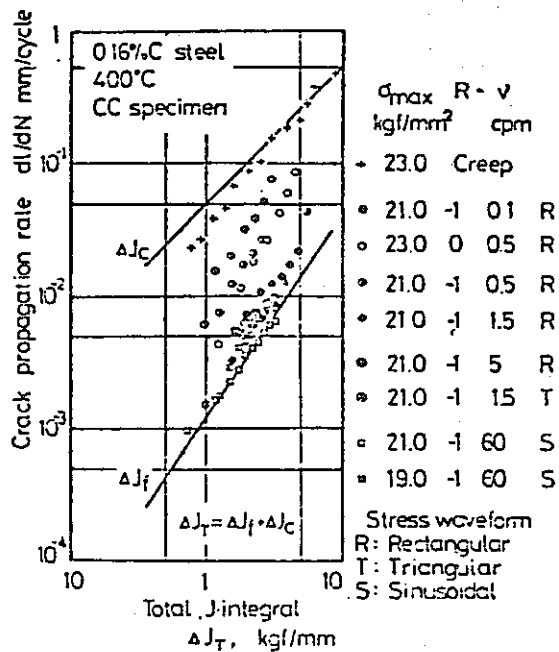


図7. クラック成長速度とJ積分の関係
(0.16%炭素鋼400°C)

3. 高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用下の き裂成長速度に関する研究—I

T. Yokobori, H. Sakata

1. 序 論

高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用下でのき裂成長速度の測定及びき裂成長挙動の観察に関して多くの実験的研究が報告されてきた。しかしながら、それらの多くは空気中で行われ、さらに多くのき裂成長の測定は試験機を止めて行われている。このような実験では、空気、中断時間、除荷による複雑な効果を含んでいる。そこで、ここではこれらの効果を除いた実験を行い、き裂成長速度を支配する量について考察した。

2. 実験方法

実験は 10^{-5} mmHg の真空下で行い、き裂長さの測定はのぞき窓を通して100倍の倍率を持つ高温マイクロスコブを用いて連続的に行われた。試験片温度は、切欠き近傍にスポット溶接した熱電対でモニターした。疲労試験の荷重は正弦波状で、クリープ疲労試験では最大荷重で一定時間保持する。最小荷重 σ_{\min} はすべて0である。 σ_{\max} に対応する σ_{gross} は、18.1, 19.5, 20.9 kg/mm² である。試験温度は600, 650, 700 °C で±1°C 内で保持された。試験片形状は両側切欠き試験片である。

3. 実験結果

3.1 き裂成長速度と応力拡大係数 K_I の関係

K_I として次のものを用いた。

$$K_I = \alpha \sqrt{a} \sigma_g$$

ただし、 σ_g : gross section stress

a: 切欠き長さを含む等価き裂長さ

α : 次に示す補正係数

$$\alpha = \{1.98 + 0.36(a/W) - 2.12(a/W)^2 + 3.42(a/W)^3\}$$

(1) σ_g の影響

図1に σ_g をパラメータとしたき裂成長速度と K_I の関係をプロットした。3つの領域に分かれる。Region I は $\log(da/dt)$ 軸にほぼ平行な初期成長領域、Region II は直線を示すサブクリティカル成長域、

Region III はき裂が急速に成長し最終破断に至る急速成長領域である。Region I では、き裂成長速度は K_I と σ_g 両方に依存し、 σ_g が増加すると下限界応力拡大係数も増加する。Region II では高温疲労条件下でのき裂成長速度は σ_g に依存しないが、クリープ、クリープ疲労相互作用下では σ_g が増加すると増加する。 da/dN で表わした場合も同様な傾向であった。

(2) 保持時間の影響

図2に保持時間をパラメータとしてき裂成長速度と K_I の関係を示した。き裂成長速度は低い K_I レベルでは同じ曲線に収束し、Region I では保持時間に依存しない。Region II ではき裂成長速度は保持時間に依存し、ある値で最大となる。 K_I に対してプロットされた da/dN は、保持時間 t_h の減少すなわち $f=1/(t_h + t_{stn})$ で定義される周波数の増加に伴って減少する。

(3) 温度の影響

図3に温度をパラメータとしたき裂成長速度と K_I の関係を示した。温度が上昇するとき裂成長速度が増加するのがわかる。Region II における温度依存性は疲労の方がクリープあるいはクリープ疲労相互作用の場合よりも小さい。下限界応力拡大係数はほとんど温度に依存しない。 da/dN で整理しても同様な傾向を示す。

3.2 き裂成長速度と σ_{not} の関係

(1) σ_g の影響

σ_g をパラメータとしたき裂成長速度と σ_{not} の関係は、図1と同様に3つの領域に分かれ、 σ_g に関しては同様な傾向を示す。したがって、 σ_{not} もき裂成長を記述する唯一のパラメータではない。 σ_g の効果は、図1よりこの方が小さい。 da/dN で整理しても同様な傾向を示す。

(2) 保持時間の影響

3.1の(2)と同様な傾向を示した。

(3) 温度の影響

3.1の(3)と同様な傾向を示した。

4. 結 論

- (1) 時間をもとにしたき裂成長速度 da/dt は、高温クリープ、クリープ疲労相互作用下では、 σ_g と独立に弾性応力拡大係数 K_I だけ、あるいは正味断面応力 σ_{net} だけで記述することはできない。
- (2) 高温疲労条件下でのき裂成長速度と応力拡大係数

K_I の関係は、 K_I の低いレベルでは σ_g によってある傾向を持って変化する、 K_I の高いレベルでは近似的に応力拡大係数 K_I で記述される。

- (3) 高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用条件下での限界応力拡大係数 $(K_I)_{th}$ と限界正味断面応力 $(\sigma_{net})_{th}$ は、ほとんど温度に無関係のようである。

(福田 俊彦)

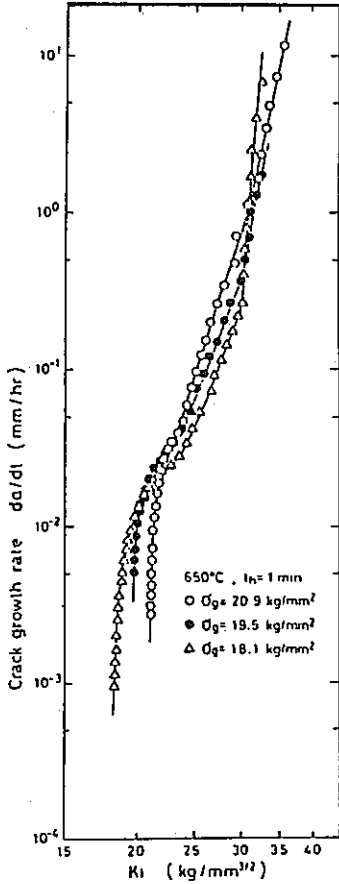


図1. き裂成長速度と応力拡大係数の関係
(公称応力の効果)

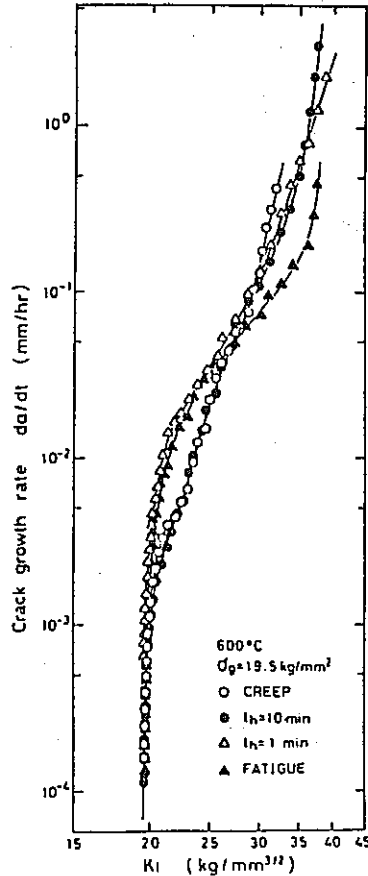


図2. き裂成長速度と応力拡大係数の関係
(保持時間の効果)

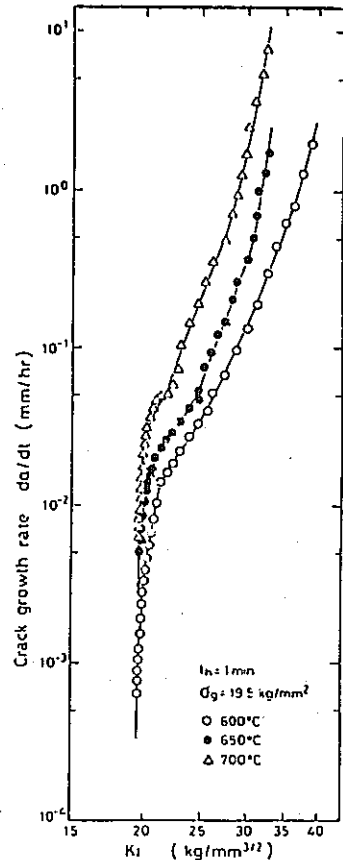


図3. き裂成長速度と応力拡大係数の関係
(温度の効果)

4. 高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用下の き裂成長速度に関する研究—II

T. Yokobori, H. Sakata, T. Yokobori, Jr.

1. 序 論

高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用に対してき裂成長速度を応力拡大係数 $K_I = \alpha \sqrt{a} \sigma_g$ を表わしている研究者がいる。ここで a は初期切欠長さを実際のき裂長さの和である。一方、YokoboriとKonosuは大規模降伏下では、切欠先端近傍の局所応力分布は $\sqrt{a} \sigma_g f(\sigma_g)$ の破壊力学パラメータで与えられることを示した。さらに、初期切欠からのき裂成長に関しては、等価き裂長さの代りに初期切欠の効果を考慮した有効き裂長さ a_{eff} を用いた方が適当だと考えられる。

2. 切欠き形状の幾何学的変化の観察

実験における観察より、切欠形状の幾何学的変化は切欠き底においてき裂が発生する時までにはほぼ完了していること、またき裂発生の瞬間の形は、温度、 σ_g 、保持時間のような実験条件にほぼ独立であることがわかった。き裂の成長による切欠きのプランティングの増加量は小さく、初期切欠きのき裂先端近傍の応力分布に対する効果は、き裂が成長すると減少するので、き裂発生時の切欠き形状を用いての解析と成長中の形状を用いての解析の違いは小さい。

3. 破壊力学パラメータ $\sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ の評価

YokoboriとKonosuの解析結果によると、大規模降伏の場合には切欠き付近の局所応力分布は、 $\sqrt{a} \sigma_g f(\sigma_g)$ なる破壊力学パラメータにより与えられる。高温クリープ、クリープ疲労相互作用下では、これを破壊力学パラメータのひとつとして取り上げるべきだ。また、初期切欠の効果を説明する有効き裂長さを用いた方が正確だと考える。弾性応力拡大係数の正確な評価に対する有限要素法による簡単な手順を用いて、 $\sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ を数値的に決定する。両側き裂付き平板に対する解析解は次のようである。

$$K_I = \alpha \sqrt{a} \sigma_g \quad a \leq 0.7W$$

$$\alpha = 1.98 + 0.36 \left(\frac{a}{W}\right) - 2.12 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 3.42 \left(\frac{a}{W}\right)^3$$

FEMで求めた $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ と上式の K_I との比である無次元数 $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g / K_I$ を $a^*/(W - a_0)$ に対して図1に示す。同図より近似的に次の関係を得る。

$$\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g / K_I = 1 - 0.4 \exp\{-47.3 a^*/(W - a_0)\}$$

有効応力拡大係数 K_{Ie} は、次のようである。

$$K_{Ie} = \alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$$

有効き裂長さ a_{eff} は、

$$a_{\text{eff}} = a [1 - 0.4 \exp\{-47.3 a^*/(W - a_0)\}]^2$$

また、図1より、き裂長さが初期切欠の0.4倍より大きくなると、 $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ は K_I にほぼ等しくなることがわかる。さらに、応力拡大係数が切欠形状に影響されるき裂長さは、き裂進展開始時の切欠底半径にほぼ等しい。

4. き裂成長速度と $\sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ の関係

実験結果を $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ で整理した典型的な例を図2に示す。比較のために K_I との関係を破線で示す。これより $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ の方がよくフィットしている。グラフは3つの領域に分かれていて、 K_I の場合に比べて下限界が小さい方へ移動して、領域IIの範囲が広がっている。図3にき裂成長速度と $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ の関係を σ_g をパラメータとして示す。これより、ある一定温度では高温疲労の領域IIでのき裂成長速度は、 σ_g にほとんど独立で $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ で制御される。一方、高温クリープ、クリープ疲労相互作用下では、 $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ と σ_g 両方に依存している。また、温度をパラメータにしたグラフより、ある一定の σ_g では、温度が上昇すると領域IIの曲線は上昇する。 σ_g 、温度をパラメータとしたグラフより、下限界値は σ_g に依存して、温度に依存しないことがわかる。

5. 結 論

- (1) 切欠きの幾何学的形状の変化は、き裂が切欠き底に発生するまでに完了している。き裂発生瞬間の切欠き形状は、温度、公称応力、保持時間の実験条件にほぼ独立である。
- (2) き裂成長速度と $\alpha \sqrt{a_{\text{eff}}} \sigma_g$ 曲線は、3つの領域に

分かれる。 K_I の場合に比べて限界値が小さくなり、領域IIが広がる。

(3) 限界値は公称応力に依存し、温度にはほとんど独立である。

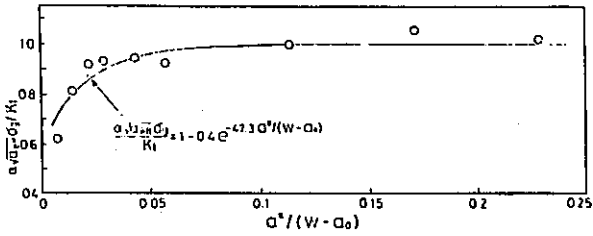


図1. $\alpha \sqrt{a_{eff}} \sigma_g / K_I$ と無次元き裂長さの関係
 W = 試験片の半幅, a^* = 実き裂長さ
 a_0 = 初期切欠長さ

(4) 高温疲労下の領域IIのき裂成長速度は、公称応力にほとんど依存せず、 $\alpha \sqrt{a_{eff}} \sigma_g$ に制御される。

(福田 俊彦)

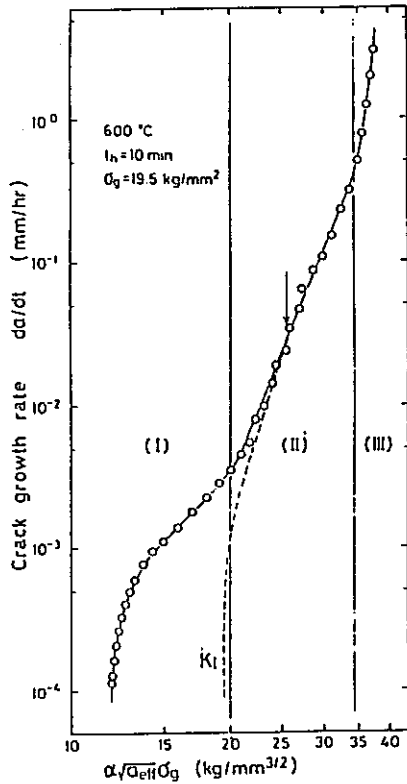


図2. き裂成長速度と破壊力学パラメータの関係の典型的な例

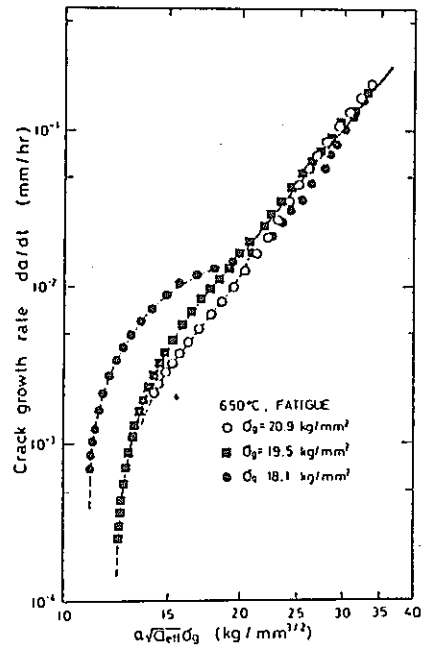


図3. σ_g をパラメータとしたき裂成長速度と破壊力学パラメータの関係

5. 高温でのクリープき裂成長速度の予測に対する新しいパラメータ

T. Yokobori, H. Sakata, T. Yokobori, Jr.

1. 序 論

最近多くの数学式が、高温でのクリープき裂成長速度に対して提案されている。しかしながら、実験の精度と非線形性による解析の複雑さのため、き裂成長速度を制御する破壊力学パラメータに関して解決されていない問題がある。一方、Yokobori と Sakata は、304 ステンレス鋼について高温顕微鏡を用い、 10^{-5} mmHg の真空下で中断せずに連続してき裂長さを観察する実験を行い、これらのデータを基に解析して高温クリープ、疲労、クリープ疲労相互作用条件下でのき裂成長速度は、弾性応力拡大係数だけ、あるいは公称応力だけでは性格づけられないことを示した。初期切欠底から発生したき裂先端近傍の応力分布の評価には、有効き裂長さ a_{eff} が用いられた。

2. 一定温度でのき裂成長速度と破壊力学パラメータの関係

実験データより、それぞれの一定温度で σ_g をパラメータとして $\log_{10}(\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g)$ に対して $\log_{10}(da/dt)$ を表わすと領域 II は直線になる。これより、次の関係が実験的に導かれた。

$$\frac{da}{dt} = 8.55 \times 10^{-22} \sigma_g^{5.64} (\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g)^{9.20} \quad (1)$$

3. 一定公称断面応力でのき裂成長速度

実験データより、一定公称断面応力で温度をパラメータとして $\log_{10}(\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g)$ に対して $\log_{10}(da/dt)$ を表わすと領域 II は直線になる。これより、次の関係が実験的に導かれた。

$$\frac{da}{dt} = A (\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g)^n \quad (2)$$

さらに、 n の実験値は絶対温度の逆数に比例することがわかった。 $\log_{10}(da/dt)$ を $1/T$ に対してプロットすることにより図 1 を得る。これより、次に示すような Arrhenius 形の式が成り立つ。

$$\frac{da}{dt} = A^* \exp(-\Delta H_g/RT) \quad (3)$$

ここで R = 気体定数、 ΔH_g = き裂進展のみかけの活性化エネルギー、 $A^* = \sigma_g$ に依存して、 $\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g$ と T に依存しない定数である。

図 1 の直線の傾きから得られる ΔH_g の値は、図 2 に示されるように次の式で表される。

$$\Delta H_g = \Delta f_1 - \Delta f_2 \ln(\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g/G\sqrt{b}) \quad (4)$$

ここで $\Delta f_1 = 7.82 \times 10^4$ cal/mole; $\Delta f_2 = 1.68 \times 10^4$ cal/mole; G = 剛性率; b = バーガースベクトルである。

Δf_1 の値が近似的に自己拡散の活性化エネルギーに等しいのは興味深い。(3), (4)式より $\sigma_g = 19.5$ kg/mm² のとき

$$\frac{da}{dt} = 5.64 \times 10^{10} \exp\{-\{7.82 \times 10^4 - 1.68 \times 10^4 \ln(\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g/G\sqrt{b})\}/RT\} \quad (5)$$

4. クリープき裂成長速度の式

式(1)–(5)を基にして、さらに同様な実験データの解析により、304 ステンレス鋼の高温クリープでのき裂成長速度は $\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g$ と T で次のように表わされる。

$$\frac{da}{dt} = 2.99 \times 10^3 \sigma_g^{5.64} \exp\{-\{7.82 \times 10^4 - 1.68 \times 10^4 \ln(\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g/G\sqrt{b})\}/RT\} \quad (6)$$

対数をとると、

$$\log_{10} \frac{da}{dt} = 3.48 + \frac{8.48 \times 10^3}{T} \log_{10} \left(\frac{\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g}{4.66 \times 10^2} \right) + 5.64 \log_{10} \sigma_g \quad (7)$$

ここで、

$$P = \frac{8.48 \times 10^3}{T} \log_{10} \left(\frac{\alpha\sqrt{a_{\text{eff}}}\sigma_g}{4.66 \times 10^2} \right) + 5.64 \log_{10} \sigma_g \quad (8)$$

をパラメータとして、 $\sqrt{a_{\text{eff}}}$ 、 σ_g 、温度に関してさまざまな条件で高温き裂成長速度の実験データをプロットすると、図 3 のようになる。(7)式で計算した曲線を実線で示している。この図より、304 ステンレス鋼の領域 II における高温クリープき裂成長速度は、提案した新しいパラ

メータで大変よく特徴づけられることがわかる。

(福田 俊彦)

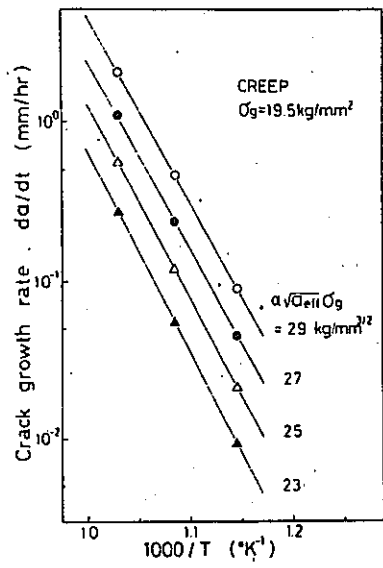


図1. き裂成長速度と絶対温度の逆数の関係

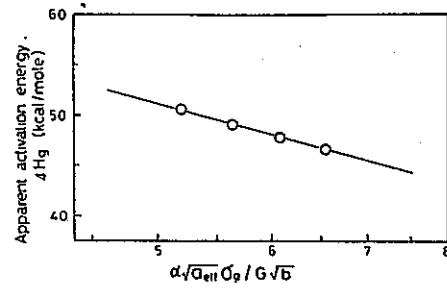


図2. 見かけの活性化エネルギー ΔH_g と $\alpha\sqrt{\sigma_{eff}}\sigma_g$ の関係

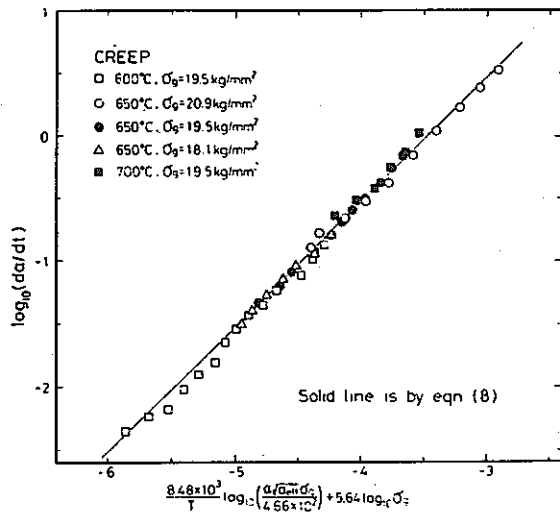


図3. 新しいパラメータによるき裂成長率

6. 304S.S.のクリープき裂進展挙動の記述のための C^* の評価

A. Saxena

1. 序 論

最新の発電所では、クリープ変形が問題となるような高温域で運転されている構造物があり、それらの多くは寸法が大きいため検査や修理に限界がある。そのため、完全に欠陥のない構造物を考えることはできず、クリープ条件下でのき裂進展挙動の推定が必要となる。

本論文は、304 S. S. のクリープき裂進展挙動を記述する適切なパラメータを確立することを目的とし、 C^* の評価を行なう。

2. C^* 線積分

C^* はJの類推により定義された径路不変エネルギー変化率線積分であり、次式で与えられる。

$$C^* = \int_{\Gamma} \left\{ W^* dy - T_i \left(\frac{\partial u_i}{\partial x} \right) ds \right\} \quad (1)$$

$$\text{ただし、} W^* = \int_0^{\dot{\epsilon}_{mn}} \sigma_{ij} d\dot{\epsilon}_{ij} \quad (2)$$

ここで、 Γ は図1(a)に示されるように、き裂下面から上面にとった径路、 W^* は各点のひずみエネルギー変化率密度、 T_i は Γ に沿った表面力ベクトル、 u_i は変位ベクトル、 s は Γ に沿った長さである。

C^* のエネルギー解放率としての解釈は、LandesとBegleyによって与えられた。彼らは C^* をき裂長さのちがう等荷重をうける2つの系の仕事率変化であると定義した(図1(b))。

$$C^* = - \frac{dU^*}{da} \quad (3)$$

U^* は荷重 P 、変位速度 \dot{u} に対して定義される単位厚さ当りの仕事率である。GoldmanとHutchinsonはJの類推により、 C^* が次式であらわされる2次クリープ領域におけるき裂先端近傍の応力とひずみ速度を特徴づけることを示した。

$$\sigma_{ij} \cdot \dot{\epsilon}_{ij} \propto C^*/r \quad (4)$$

ただし、 r はき裂先端からの距離である。

2次クリープ領域(定常クリープ領域)にある材料では、応力とひずみ速度の関係は一般に次式であらわされ

る。

$$\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0 = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n \quad (5)$$

$\dot{\epsilon}_0, \sigma_0$ はそれぞれ参照ひずみ速度、参照応力、 α, n は材料定数である。(4)、(5)式より、

$$\sigma_{ij} \propto (C^*/r)^{1/(1+n)} \quad (6)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} \propto (C^*/r)^{n/(1+n)} \quad (7)$$

このように C^* は2次クリープ条件下で、き裂先端近傍の応力、ひずみ速度を良く記述している。

3. 実 験

3.1 材料および試験片

供試材の化学組成を表1に、室温と594°C(1100°F)における引き張り特性を表2に示す。試験片は、CCT、CT試験片の2種を用い、機械加工により切り欠きをつけ、約2.5 mmの予き裂を入れた。

3.2 実験方法

実験はサーボ水圧試験機を用い、一定変位速度で行なった。き裂長さは電気ポテンシャル法で測定した。き裂が初期リガメントの75~90%進んだときに試験片を冷却し、くり返し荷重をかけ破壊し、き裂長さ測定の本チマークを行なった。

4. データ整理

4.1 多試験片を用いたグラフによる方法

図2に従って、 C^* を求める手順を説明する。

- (1) 必要なデータ、荷重 P 、荷重点変位 u 、き裂長さ a と時間 t との関係をプロットする。
- (2) a をパラメータとして、 $P - \dot{u}$ をプロットする。曲線下の面積が U^* 、エネルギー変化率、または仕事率である。
- (3) \dot{u} をパラメータとして、 $U^* - a$ をプロットする。(7)式より、この曲線の傾きが $-C^*$ である。
- (4) $C^* - da/dt$ をプロットする。

この方法はわずかの点を得るために、いくつかの実験が必要であり、また $U^*(a)$ の傾きを求めるため誤差が大

きくなる。誤差を減らすためにはさらに多くの実験が必要である。

4.2 簡易解析手法

Hutchinson らは、純粋引き張り、純曲げにおける完全塑性状態での J 値を求める式を提唱しているが、その類推として、 C^* は次のようにあらわされる。

$$C^* = \alpha \dot{\epsilon}_0 \sigma_0 (1 - 2a/W) a g_1 (2a/W, n) \cdot (P/P_0)^{n+1}, \quad (\text{CCT}) \quad (8)$$

$$C^* = \alpha \dot{\epsilon}_0 \sigma_0 (W-a) h_1 (a/W, n) \cdot (M/M_0)^{n+1}, \quad (\text{CT}) \quad (9)$$

$\alpha, n, \dot{\epsilon}_0, \sigma_0$ は(5)式と同じものであり、 g_1, h_1 は無次元き裂長さ a/W とひずみ速度硬化指数 n の関数である。P, M は荷重およびモーメント、 P_0, M_0 は限界荷重および限界モーメントで次式で与えられる。

$$P_0 = \begin{cases} 2(W-2a)\sigma_0/\sqrt{3} & \text{平面ひずみ} \quad (10, a) \\ (W-2a)\sigma_0 & \text{平面応力} \quad (10, b) \end{cases}$$

$$M_0 = \begin{cases} 0.364 \sigma_0 (W-a)^2 & \text{平面ひずみ} \quad (11, a) \\ 0.2679 \sigma_0 (W-a)^2 & \text{平面応力} \quad (11, b) \end{cases}$$

g_1, h_1 は Hutchinson らによって報告されている。

5. 結果と考察

図3に示されるように、 $da/dt - C^*$ はほぼ線形関係にあるので、 C^* がき裂進展挙動をよく記述しているのがわかる。次に支配パラメータとしての良否を考察する。

5.1 試験片形状の効果

図3をみると、 C^* の小さい範囲では CCT, CT 両試験片ともよく一致しているが、大きい範囲では差を生じてくる。これは、リガメントが $2a/W > 0.7$ で起っている。 K_{IC} 破壊靱性試験、 J_{IC} 試験、疲労き裂進展速度試験において、形状独立性を有する最小リガメント寸法が存在するので、 C^* においても同様のクライテリオン

が要求される可能性がある。このことを除けば、この試験範囲ではだいたい C^* の形状独立性を仮定することができる。形状独立性が存在することは、実験室のデータを、構造物部材に適用するために重要である。

5.2 温度と材料変数の影響

図4に Begley の実験からヒートのうちがう 304S. S. のデータを示す。比較のために、図3に示した分散幅もあわせて示している。これによると両者はよく一致している。これはクリープ破断寿命が温度や化学組成の小さなちがいに大きく左右されるのとは対称的である。

6. 結 論

- (1) C^* は、2次クリープ条件下のクリープき裂進展速度を記述するパラメータとして有力な候補である。特に、形状独立性が仮定され得る。
- (2) CCT 試験片において、 $2a/W > 0.7$ で CT 試験片より進展速度が大きい値が得られた。これはたぶん、形状独立性を仮定するための最小リガメント寸法が存在することを示しているのだろう。
- (3) き裂進展速度を C^* の関数としてあらわすと、温度 (538 ~ 705°C の範囲)、熱処理、化学組成の小さな変化などに大きく左右されない。
- (4) C^* 評価の簡便法が J の類推によって開発された。この方法による値は、実験のグラフより得た値と 8 ~ 40% のずれがあった。

(関東 康祐)

[REFERENCE]

- (1) Begley, J. A., unpublished data, Westinghouse Research and Development Center, Pittsburgh, Pa., 1974.

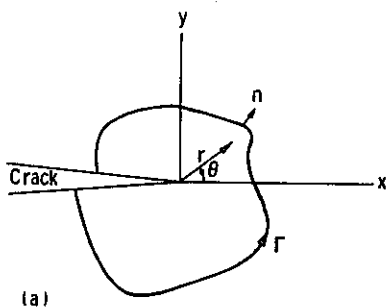
表 1. 供試された 304 S. S. , ヒート 24348, の化学組成

Chemical Composition, weight %										
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Co	Cu	Fe
0.058	1.48	0.035	0.012	0.38	8.90	18.15	0.44	0.17	0.57	balance

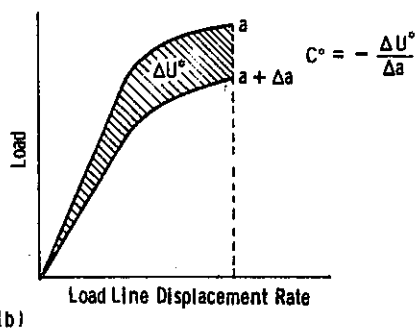
表 2. 供試された 304 S. S. と参考文献 1 で用いられた材料の室温と高温での力学的特性

	Orientation	Temperature (deg C)	0.2% Yield Strength		Ultimate Strength		Elongation (%)	Reduction in Area (%)
			MPa	(ksi)	MPa	(ksi)		
Heat 24348	longitudinal	24	269.0	(39.0)	579.0	(84.0)	58.0	82.0
Heat 24348	transverse	24	283.0	(41.0)	586.0	(85.0)	58.0	80.0
Heat 24348	longitudinal	594	108.0	(15.7)	370.0	(53.6)	40.0	70.0
Ref 1, quenched	longitudinal	24	242.8	(35.2)	603.0	(87.4)	78.0	79.0
Ref 1, quenched	longitudinal	538	96.5	(14.0)	389.0	(56.4)	46.2	70.0
Ref 1, quenched	longitudinal	705	86.2	(12.5)	266.9	(38.7)	37.8	60.0
Ref 1, quenched	longitudinal	24	241.0	(34.9)	594.0	(86.1)	75.0	76.0
and sensitized 2 h at 1450°F and 2 h at 750°F	longitudinal	538	111.7	(16.2)	388.3	(56.3)	43.4	67.0
	longitudinal	705	86.9	(12.6)	266.2	(38.6)	48.4	64.9

Conversion factor—C = (°F-32)/1.8.



(a)



(b)

図 1. (a)き裂先端における座標系と任意の積分経路Γ

(b) C* のエネルギー変化率としての解釈の概念図

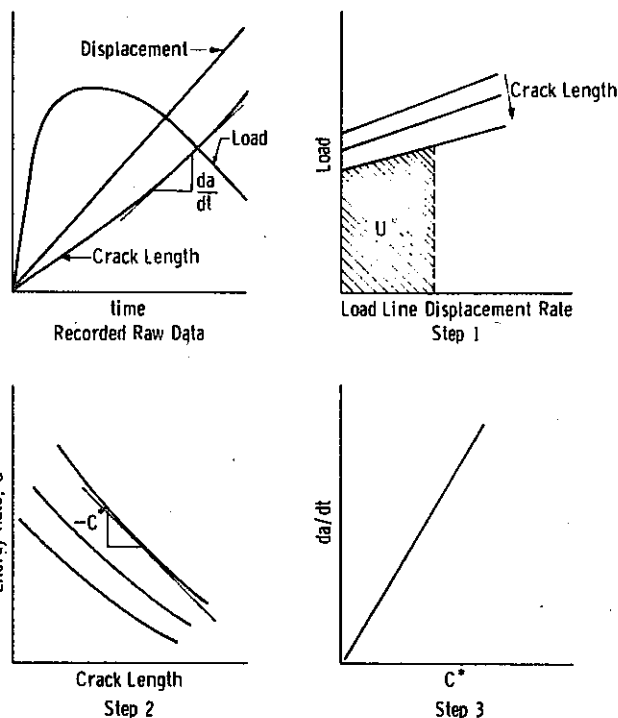


図 2. データ整理による C* の求め方

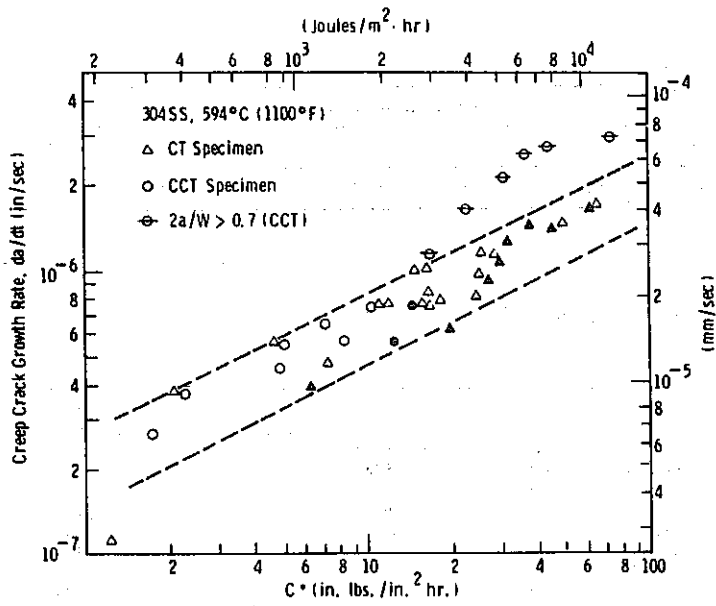


図 3. $da/dt - C^*$ 黒ぬり…実験データ
白ぬき…簡易解析

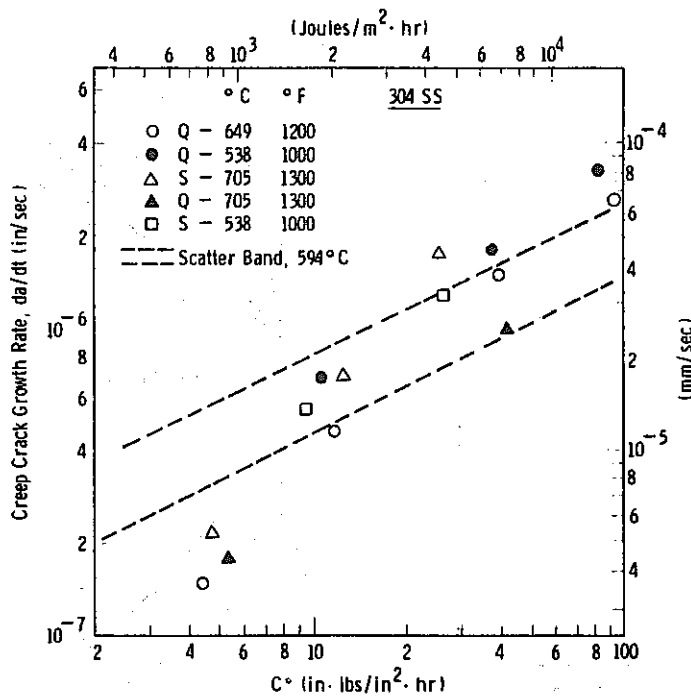


図 4. $da/dt - C^*$ S … sensitized treatment
Q … quenched

7. 高温におけるクリープき裂成長

L. S. Fu

1. 序 論

ある種の材料では、低サイクル、すなわち、保持時間が長い場合には、疲労強度が著しく低下することが知られている。本論文では、疲労き裂成長におけるクリープき裂成長の重要性についてレビューする。まず、クリープき裂成長のミクロなメカニズムについてレビューし、議論する。さらに、マクロな（現象論的な）アプローチについてレビューし、詳しく検討する。ここでは、粘弾性解析については含めない。

2. クリープき裂成長

2.1 高温疲労き裂成長速度の時間不依存、時間依存効果

疲労き裂成長を表わす3つの重要なパラメーターは、周波数 (ν)、応力比 (R)、および温度 (T) である。疲労き裂成長速度に関しては、応力拡大係数範囲の巾乗で表現される Paris 則が確立されている。高温下(1100 °F)における10 Hz以上の高サイクルの試験では、時間不依存な、すなわち、疲労が支配的なき裂成長となることが示されている。高温の疲労き裂成長速度に時間依存効果が現われるのは低サイクルの場合のみである。さらに、こうした時間依存現象、すなわちクリープが疲労強度の著しい低下を引き起こすことが最近示されてきた。

サイクルの間隔が長い場合、すなわち低サイクルの場合には疲労き裂成長速度は完全に時間依存現象となるが、この場合のき裂進展は粒界で生じる現象により説明される。

線形弾性破壊力学をクリープき裂成長に適用することは興味深い。クリープ下では時間に依存する塑性変形が顕著であるため、き裂先端の状態を表わすのにポテンシャルエネルギーの解放率 \dot{J} 積分 (C^*) が提案された。このほか、CTOD, a_{net} , CTOA の使用も考えられている。しかし、マクロに見てクリープ下の材料が脆性挙動を示すなら、線形弾性破壊力学から求まる応力拡大係数 K がき裂先端の特性を表わすのに使用できるであろう。

2.2 ま と め

疲労とクリープの相互作用をまとめると、

- (1) ν , および ΔK が与えられると疲労き裂成長速度 (da/dN) は温度の上昇に伴い増大する。
- (2) T および ΔK が与えられると da/dN は ν の減少に伴い増大する。また、各温度ごとに、 da/dN が ν に依存しなくなる限界の周波数 $\nu_{transition}$ が存在し、この値は温度の上昇あるいは ΔK の減少に伴い増大する。
- (3) クリープ下の疲労き裂成長速度は低サイクル、すなわち保持時間が長いときは $da/dN = (da/dt)/\nu$ で表わされ、クリープ下のき裂成長速度は、疲労き裂成長速度の下限值となる。
- (4) T と ν が与えられると da/dN は応力比 R の増大とともに増大する。
- (5) 疲労き裂成長は粒内破壊と粒界破壊のモード遷移と深い関係がある。 $\nu_{transition}$ 以上では完全な粒内破壊であり、それ以下では粒界破壊が支配的である。

3. クリープき裂成長に関する実験結果

高温における金属のクリープ挙動は、マイクロクラックの成長、合体のメカニズムと関係することがわかった。また、き裂成長を支配するマクロなクライテリアを求めため、破壊力学の概念が使用された。

疲労き裂を入れた試験片に高温で荷重を与えると、時間とともに COD, き裂長さ a , 応力拡大係数 K が増大し、最終破断に至る。室温では K が K_{IC} 以下だとき裂は成長しないが、高温では K_{IC} 以下でもき裂成長が見られる。しかし、 K の値にもしきい値があり、それ以下では1000時間たってもき裂成長は見られなかった。このしきい値には、わずかながら温度依存性が見られる。

クリープき裂成長速度を表わす有効な実験式として、

$$\frac{da}{dt} = A K^\alpha \quad (1)$$

$$\frac{da}{dt} = B \sigma_n^\beta \quad (2)$$

$$\frac{da}{dt} = C (dy/dt)^r \quad (3)$$

$$\frac{da}{dt} = D (C^*)^c \quad (4)$$

がある。ここに、 σ_n は正味断面応力、 dy/dt は荷重線き裂開口変位速度、 C^* はポテンシャルエネルギーの解放率に関連する線積分である。どの式でよく表わされるかは、各材料、各形状によって異なる。

4. クリープき裂成長のマクロな記述

クリープき裂成長をマクロに記述するモデルは、き裂成長開始のクライテリオンおよび成長開始後のき裂進展のメカニズムを説明できるものでなければならない。得られる結論の妥当性は、そのモデル化に大きく依存する。

4.1 限界ひずみモデル：Barnby

定常クリープ下では、弾性ひずみがクリープひずみに比ベ十分小さいと仮定することにより、Hoffはクリープ速度が、弾性問題における弾性ひずみに等価になるといふ類似則を得た。Barnbyはこの類似則を用いてき裂先端付近のクリープ応力を得た。さらに、主き裂とその前方の最も近いクリープポイドとの間の距離 d_0 における限界ひずみ条件をき裂進展開始条件として使用し、最終的に、

$$\frac{da}{dt} = (\dot{\epsilon}_0 / \sigma_0 (2\pi d_0)^{1/2}) K \frac{N(a, W)}{Y(a, W)} \quad (5)$$

と与えた。このモデルは、速いき裂成長を記述できる。

4.2 限界塑性域寸法モデル：To

き裂先端前方の損傷領域が薄い帯状になっていると仮定し、Dugdaleモデルを使用して、き裂成長率を

$$\frac{dc_n}{dt} = \frac{\ln \sec \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_Y}}{q_0} \frac{c_0}{t_i} \left(\frac{K}{K_0} \right)^2 \left\{ 1 + \frac{2 q_1 q_0}{\ln \sec \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_Y}} \ln \frac{K}{K_0} \right\}^2 \quad (6)$$

で与えた。

4.3 連続破壊モデル：PurushothamanとThien

この単純なモデルでは、き裂先端の応力分布を線形解で表す。また、き裂先端領域には単軸荷重状態を仮定

する。このモデルは、連続的に成長するき裂を記述するもので、き裂先端が各点に到達するまでの状態は、破断時間を求める際に考慮されておらず、不完全といえる。

4.4 限界 C^* 積分モデル：

LandesとBegley, Nickbin et al.

クリープ則

$$\dot{\epsilon} / \epsilon_0 = A (\sigma / \sigma_0)^n \quad (7)$$

に従う材料では、き裂先端のひずみ速度の特異性の強さが、

$$\dot{K}_e = [C^* / A \sigma_0 \epsilon_0 I_n]^{1/(n+1)} \quad (8)$$

で表わされる。 C^* は線積分であり、

$$C^* = - \frac{dU^*}{da} \equiv \int_{\Gamma} [W^*(\dot{\epsilon}_{mn}) dy - \bar{T} \cdot \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} ds] \quad (9)$$

である。これは、定常クリープに対してのみ適用可能で、また、弾性ひずみを無視した近似式である。変形速度を制御してき裂長さ a と荷重を測定すると、き裂成長速度と C^* のプロットが得られる。この方法で実験的に決定するには、6~10本の試験片が必要となる。この方法は、一般に全面塑性状態の深いき裂に対して適用される。従って、クリープき裂成長に対してはあまり効果的でない。クリープき裂成長の研究においては、塑性域が限られているときの C^* の評価法が必要である。

4.5 限界CODモデル：Vitek

Vitekは塑性域の任意の点において転移密度変化速度 $\partial B / \partial t$ は $\partial \dot{\epsilon}(x, t) / \partial x$ に比例することを示した。すなわち、

$$\frac{\partial B(x, t)}{\partial t} = -h \frac{\partial \dot{\epsilon}(x, t)}{\partial x} \quad (10)$$

ここに、 h は塑性域の幅である。

この理論はクリープがき裂先端に限られるときに適用できる。このモデルは単軸モデルに基いているため、CT試験片の様な2次元の形状の試験片の実験データにはすぐには適用できない。しかし、これがクリープき裂成長の3つの段階の記述を試みた唯一の理論である。

5. 結 論

- (1) 疲労き裂成長速度は高サイクルでは時間不依存であるが、低サイクルでは時間依存である。疲労き裂

成長速度の時間依存効果は、酸化とクリープによるものである。

- (2) クリープき裂成長は基本的には粒界破壊で、主クラックとその前方のマイクロクラックの合体に密接に関係している。
- (3) き裂の前方の損傷が局所的な場合、クリープ条件下のき裂成長に対しては、破壊力学アプローチによる解析が適当である。
- (4) 一般に、クリープ脆性材料とクリープ延性材料を

区別するには、単軸クリープ則の応力指数を使うことができる。しかし、この概念はさらに検討を要する。

- (5) クリープき裂成長の実験データの不足が、クリープき裂現象を理解する上での障害となっている。
- (6) 高温でき裂の発生、成長を正確に表わすより良いモデルがさらに必要である。

(堀江 知義)

8. 簡易解析法による変動荷重を受ける構造物のクリープ座屈解析

J. M. Chern

1. 序 論

クリープ座屈時間を電子計算機を用いた増分法により求めることができる。しかし、このような方法を設計に用いることは冗長すぎ、実験結果との一致も必ずしも良好であるとは言えないため、簡易解析法が多く用いられている。本報では以前に筆者が一定荷重、一定温度下でのクリープ座屈問題に対して提案した臨界ひずみ法⁽¹⁾を変動荷重、変動温度の場合に拡張した。この方法を用いてコラムおよび軸圧縮を受ける円筒殻のクリープ座屈解析を行った。前者の解析では本法による結果を増分法による結果と比較した。また、後者の解析では、本法による結果を有限要素法による結果および実験結果⁽²⁾と比較した。なお、実験データが不足のため、変動温度の場合の解析は行わなかった。

2. 一般的方法

一定荷重 P 、一定温度 T の条件でのクリープ座屈時間 $t_{cr}(P, T)$ は次のようにして決定する。⁽¹⁾ 1) 弾性解析により座屈前の状態での荷重 P に対応する応力 σ を求める。2) セカント係数法、一定ひずみ法、等時・応力-ひずみ法等の方法でクリープ座屈の生じる臨界相当クリープひずみ $\bar{\epsilon}_c^c(P, T)$ を求める。3) 一定応力 σ 、一定温度 T の条件で臨界クリープひずみに到達する時間として単軸クリープデータからクリープ座屈時間を求める。

一方、変動荷重 $P(t)$ 、変動温度 $T(t)$ (t : 時間) の条件でのクリープ座屈時間 t_{CR} は次式により陰な形で定義できる。

$$\int_0^{t_{CR}} \frac{\bar{\epsilon}_c^c(P(t), T(t))}{t_{cr}(P(t), T(t))} dt = \bar{\epsilon}_c^c(P(t_{CR}), T(t_{CR})) \quad (1)$$

上式により定義される t_{CR} を

$$\int_0^{t'_{CR}} \frac{dt}{t_{cr}(P(t), T(t))} = 1 \quad (2)$$

という線形累積則により定義されるクリープ座屈時間 t'_{CR} と比較すると、一定荷重、一定温度の場合には $t_{CR} = t'_{CR}$ 、一定温度で単調増加荷重の場合には $t_{CR} \leq t'_{CR}$

一定温度で単調減少荷重の場合には $t_{CR} \geq t'_{CR}$ であることがわかる。線形累積則を用いると時間 t_1 の間、荷重 P_1 を保持した後、荷重を瞬時に P_2 ($P_2 < P_{cr}$, P_{cr} : 弾性座屈荷重) に増加させたときに生じるクリープひずみの累積効果による瞬時座屈現象を予測することができない。

3. コラムのクリープ座屈

深さ h 、巾 b の断面を持ち、 $x=0$ で一端が固定され、 $x=L$ で $P = bh p$ (p : 公称応力) が作用し、

$$w_0 = \delta h (1 - \cos \alpha x), \quad \alpha \equiv \pi/2L, \quad (3)$$

δ = 初期不整パラメータ

なる初期不整を有するコラムのクリープ座屈を考える。ここで材料定数としては、

$$E = 6920 \text{ kg/mm}^2, \quad \nu = 0.3,$$

$$\epsilon_0^c(t) = (2.59 \times 10^{-11}) \sigma_0^{6.40} t + (1.39 \times 10^{-8}) \sigma_0^{2.10} t^{0.274} \quad (4)$$

を仮定する。

まず、 δ および p をパラメータとして一定荷重条件の場合について、増分法と3種類の簡易解析法、すなわち臨界相当クリープひずみとしてセカント係数法、相当ひずみ、及び軸ひずみを用いた場合について比較した。この結果、一般的な傾向として、簡易解析法は増分法と比較して、初期不整が小さい場合には非安全側の解を与えるが、これが大きい場合には安全側の解を与えることがわかった。

次に、 t_1 時間の間、一定荷重 p_1 を保持した後、荷重を p_2 に変化させ、クリープ座屈の生じるまでの t_2 時間の間、荷重を保持する場合を考える。図1、及び図2に増分法による結果と、臨界ひずみ法による結果をそれぞれ示す。これらの図を比較することにより、簡易解析法による結果の方が、増分法による結果と比較して、荷重負荷順序の影響が大きく現われていることがわかる。

4. 軸圧縮を受ける円筒のクリープ座屈

文献(2)に示されている一定、及び変動軸圧縮を受ける

円筒殻のクリープ座屈問題を本報で提案している簡易解析法のベンチマーク問題としてとりあげた。材料定数としては(4)式と同じものを用いた。コラムのクリープ座屈の場合と同様に3種類の臨界相当クリープひずみを考えた。

図3に示すように、一定荷重の場合には簡易解析法と実験結果及び有限要素解とは良好な一致をみた。

図4には変動荷重の場合について、簡易解析法と実験結果との比較を示す。変動荷重としては2段階減少荷重、2段階増加荷重、3段階荷重の3つの負荷形態を考えた。最初の場合には簡易解析の結果は実験結果より小さなクリープ座屈時間を与えるが、この場合には実験結果がばらついていることから、実験結果に問題があると思われる。他の2つの場合には、簡易解析法による結果は実験結果と良く一致している。とりわけ相当クリープひずみにもとずいた簡易解析法が非常に良い一致を示している。

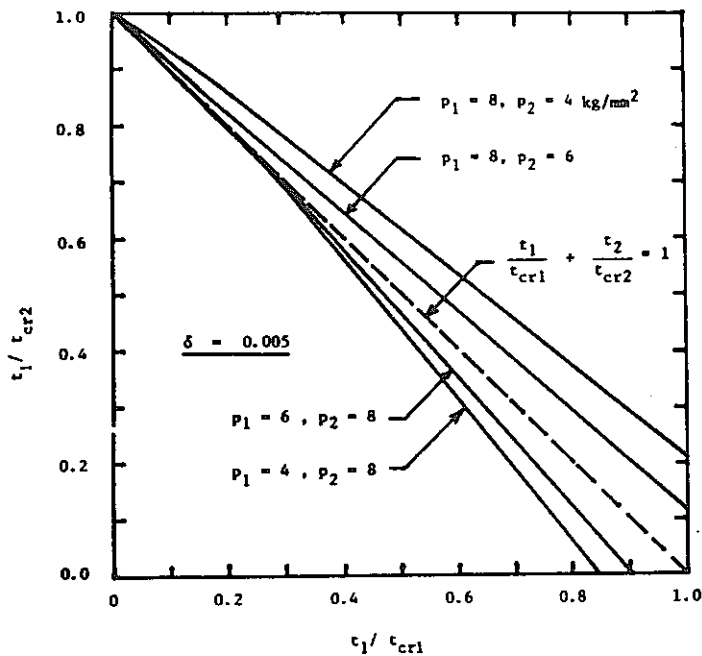


図1. 増分法によるコラムのクリープ座屈解析結果……線形累積則との比較

5. 結 論

増分法による結果あるいは実験結果と比較して、簡易クリープ座屈解析法は良好な結果を与え、実際の設計解析に用いることができることがわかった。

(宮崎 則幸)

(REFERENCES)

- (1) Chern, J.M., "A Simplified Approach to the Prediction of Creep Buckling Time in St-Structures," Simplified Methods in Pressure Vessel Analysis, PVP-BP-029, ed., R.S. Barsoum, June 1978.
- (2) Ohya, H., "An Experimental and Theoretical Investigation of Creep Buckling," Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd., Document No. IHL/FW77004, Apr. 1977.

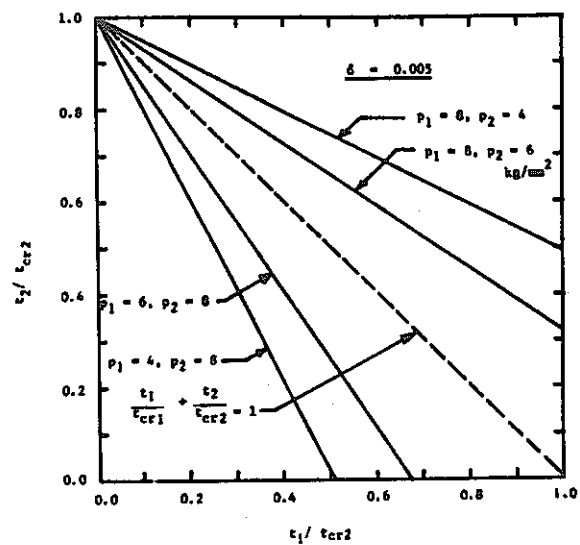


図2. 簡易解析法によるコラムのクリープ座屈解析……線形累積則との比較

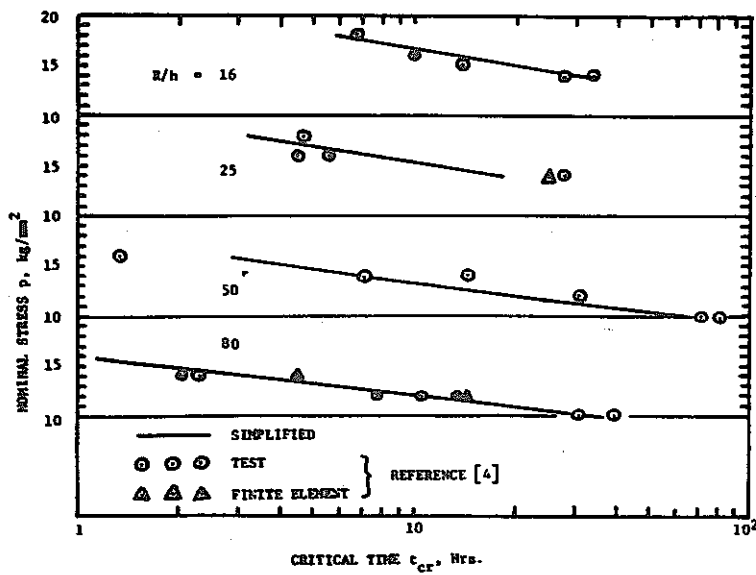


図 3. 解析結果と実験結果との比較……
軸圧縮を受ける円筒殻・一定荷重

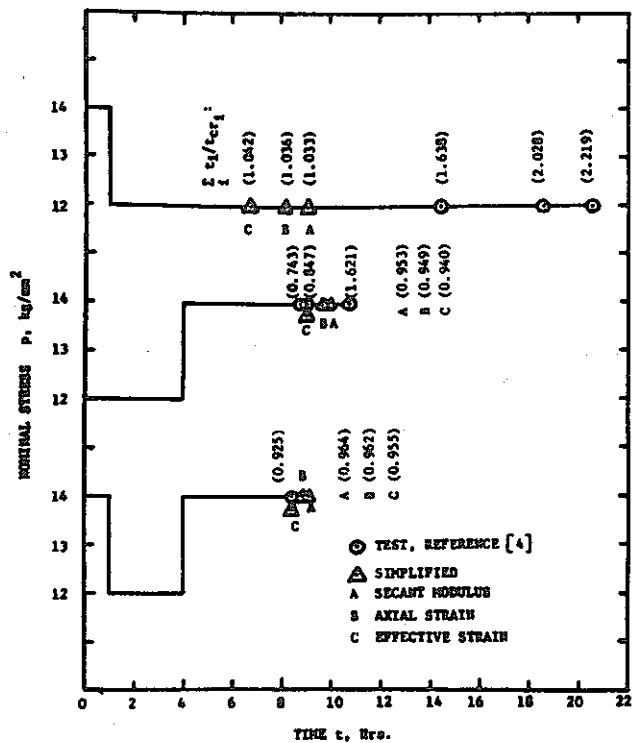


図 4. 解析結果と実験結果との比較……
軸圧縮を受ける円筒殻・変動荷重

9. 柱のクリープ座屈に及ぼす損傷の影響

J. Biakkiewicz

1. 序 論

圧縮荷重下の柱の挙動を理論解析している。材料モデルはKachanov-Rabotnov型の損傷をうける非線型粘弾性(Nortonクリープ則)体とする。支柱のクリープ座屈の扱いはP. O. Boströmの文献による。不安定面は荷重-たわみ-損傷空間で決定できる。もしこの不安定面に支柱の状態点が達すれば座屈が生ずる。荷重履歴は任意の時間の関数であり、Heaviside関数を利用している。この場合、問題は二つの段階に分かれる。1つは、瞬間負荷段階であり、もう1つは定荷重下で引き続きおこるクリープ段階である。両段階はそれぞれ不安定となる。支柱の挙動を二つの機械モデル、ヒンジモデルとサンドウィッチモデルで解析している。両ケースとも歪と損傷は支柱の中間点の断面に局所化される。

支配方程式は無次元パラメータで定式化される。荷重、初期たわみ、材料定数の座屈時間に対する影響を数値解析した。

2. 柱の座屈モデル

クリープと損傷はそれぞれひずみ速度と応力の強い非線形式となる。クリープ変形と損傷が同時に存在するとこの非線形性は更に強くなる。柱の座屈挙動の最も単純な近似は1個のヒンジで結ばれた2本の柱のモデルで表わされ、このヒンジモデルの初期と変形後の状態を図1(a)に示す。

更に近似度をあげたモデルはサンドウィッチモデル(Shanley model)である。このモデルでは、全ての変形は図1(b)に示した2個の薄いフランジ1, 2で生じ、これは軸力のみを担う。このサンドウィッチモデルは、引張と圧縮両状態での損傷の違いを考慮している。

3. 柱の座屈解析

(1) ヒンジモデル

ヒンジモデルのクリープと損傷の構成方程式は無次元変数で、

$$\frac{d\phi}{d\tau} = G'(\bar{\mu}) \frac{d\bar{\mu}}{d\tau} + F(\bar{\mu}) \quad (1)$$

$$\frac{d\omega}{d\tau} = g'(\bar{\mu}) \frac{d\bar{\mu}}{d\tau} + f(\bar{\mu}) \quad (2)$$

と表わされる。 τ は $\tau = t/t_0$ であり、 t が実時間、 t_0 が無次元化時間である。関数 G , F , g , f は通常非線形であり、ここでは巾乗関数を仮定している。

式(1), (2)を曲げモーメントと損傷の関係式を用いて解くと、支配方程式が以下の形で導かれる。

$$Rd\alpha = Sd\bar{M} + Td\tau \quad (3)$$

$$Rd\omega = Ud\bar{M} + Vd\tau \quad (4)$$

この系にステップ荷重を負荷した場合、荷重-損傷-たわみ空間での不安定面は、

$$R = 2 - \frac{2C\gamma}{1-\omega} \left(\frac{\bar{M}\alpha}{1-\omega} \right)^r - \frac{A\eta}{\alpha} \left(\frac{\bar{M}\alpha}{1-\omega} \right)^\eta = 0 \quad (5)$$

となる。支配方程式を初期条件のもとでRunge-Kutta法により解き、初期たわみが荷重、たわみ、損傷パラメータへ与える影響を調べる。図2に解の一例を示す。図中、実線は荷重負荷線で破線は ω -P面での不安定曲線である。初期たわみ α_{00} が増加すれば \bar{M} の限界値は減少する。また損傷臨界は初期たわみ量に比例している。図3に荷重 \bar{M}_0 の α , ω に対する影響を示す。太い実線は瞬間座屈の条件を示す。この線上の点 H_1 は瞬間負荷段階の終りとクリープ段階の開始を示している。細い実線はクリープ段階での α と ω の関係を示す。座屈は ω - α 面の不安定曲線(点線)で決定される点 E_1 で生ずる。不安定曲線は荷重域 $\bar{M}_0 = 40 \sim 50$ で不安定となる角度偏差で最大値をとる。

(2) サンドウィッチモデル

この場合、支配方程式はフランジ1と2で異なる。無次元表示では

$$\frac{d\epsilon_1}{d\tau} = G'(\bar{s}_1) \frac{d\bar{s}_1}{d\tau} H(\bar{s}_1 \cdot \frac{\dot{\bar{s}}_1}{s_1}) + F(\bar{s}_1) \quad (6)$$

$$\frac{d\epsilon_2}{d\tau} = G'(\bar{s}_2) \frac{d\bar{s}_2}{d\tau} F(\bar{s}_2) \quad (7)$$

$$\frac{d\omega_1}{d\tau} = g'(\bar{s}_1) \frac{d\bar{s}_1}{d\tau} H(\bar{s}_1) + f(\bar{s}_1) H(\bar{s}_1) \quad (8)$$

$$\omega_2 = 0 \quad (9)$$

と表わされる。ヒンジモデルの場合と同様の方法により、不安定面の方程式は次式で表わされる。

$$E = (1 - \gamma \bar{P} A \eta \bar{s}_2^{\gamma-1}) (1 - \omega_1 - C \gamma \bar{s}_1^\gamma H(\bar{s}_1))$$

$$-\lambda \bar{P} A \eta \bar{s}_1^{\gamma-1} H(\bar{s} \cdot \bar{s}_1) = 0 \quad (10)$$

図4に初期たわみ量 $\bar{\Delta}_{00}$ の様々な値についてフランジ1中の正味の応力と外荷重 \bar{P} との関係を示す。図中点線は $\bar{P}-\bar{s}_1$ 平面における不安定曲線を示す。 $\bar{\Delta}_{00}$ が0.22~1.0の間で \bar{s}_1 は圧縮から引張りへ変化している。その限界は $\bar{\Delta}_{00} \approx 0.22$ で、 \bar{s}_1 の符号が変化する瞬間に座屈が生じている。図5に荷重 \bar{P}_0

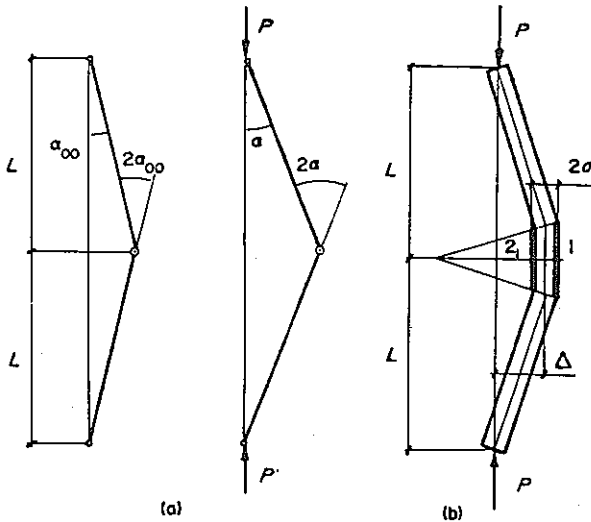


図1. ヒンジモデルとサンドウィッチモデル

の $\bar{\Delta}$, ω_1 に対する影響を示す。瞬間座屈は $H_3 = E_3$ で生じそのときの荷重は $\bar{P}_0 = 1.4$ である。点 H_1 ($= 1, \dots, 7$)は、1.4以下の \bar{P}_0 に対する初期条件の値である。クリープ段階は細い実線で示し、クリープ座屈は点 E_i で生じる。これらの点は点線の不安定曲線を決定する。もし、たわみ $\bar{\Delta}$ が瞬間負荷で、1以下ならばクリープ段階での損傷の生成が $\bar{\Delta} = 1$ の点(点, H_1, H_2, H_3)から始まる。不安定曲線は $\bar{P}_0 \approx 0.6$ で最小値をとる。

図3と図5を比較すれば、ヒンジモデルの不安定曲線の最大がサンドウィッチモデルでの不安定曲線の最小に対応していることがわかる。初期たわみ $\bar{\Delta}_0 > 1$ では、サンドウィッチモデルでのたわみはクリープ段階において、ヒンジモデルの場合よりも増加は非常に小さい。

(酒井 謙)

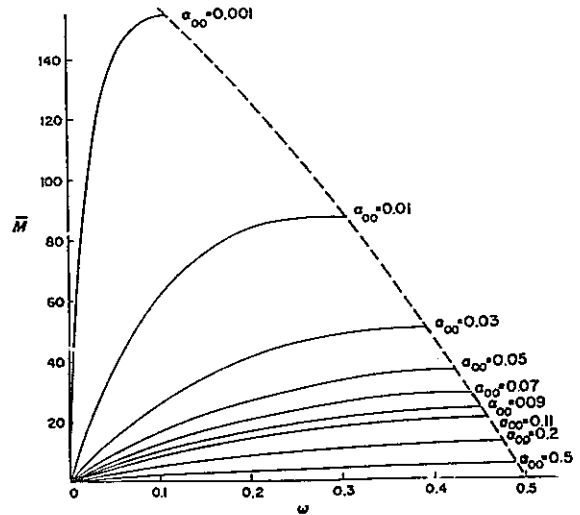


図2. モーメント \bar{M} と損傷度 ω の関係

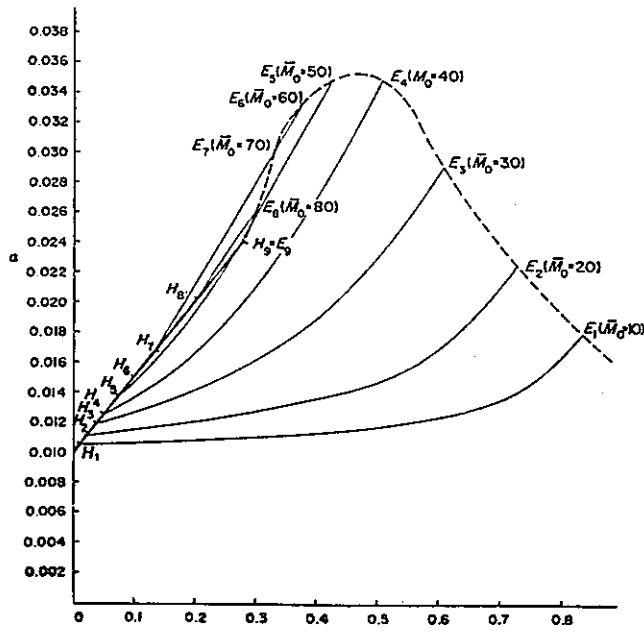


図3. たわみ角 α と ω の関係

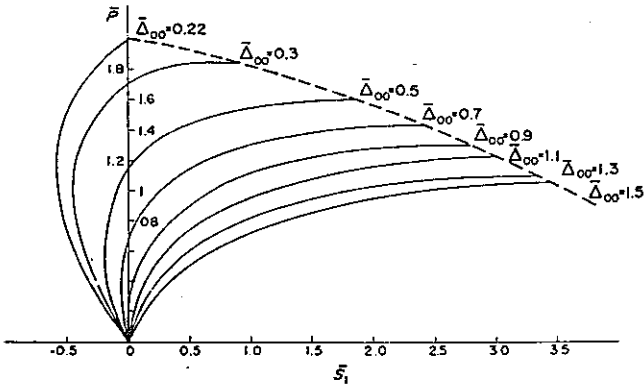


図4. \bar{P} と \bar{s}_1 の関係

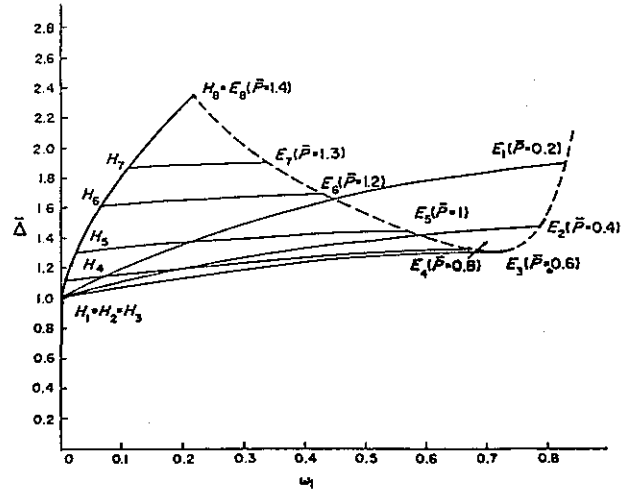


図5. ω_1 と \bar{D}_1 関係

10. 外圧を受ける球殻の軸対称及び分岐クリープ座屈

P. C. Xirouchakis, N. Jones

1. 序 論

種々の外圧下での円筒殻のクリープ座屈挙動については、Hoff, Gerdeen 等多くの研究者によって調べられているが、球殻に関するものとなると比較的少ない。この論文では、均一な外圧を受ける幾何学的に不完全な球殻のクリープ座屈挙動が調べられている。幾何学的に完全な球殻のクリープ座屈に適用し得る理論的研究はいくつか行われているが、こうした不整の影響を説明するものについては、完全な状態からわずかに逸脱したものについてのみ妥当なものがあるだけであり、材料の弾性の影響も無視されている。

本研究では、無応力状態での半径方向初期不整の影響を含むように修正した Sanders の釣合、及び運動方程式が用いられている。2次クリープ挙動を表わすために Norton-Bailey の構成方程式が使用され、弾性効果も保持されている。解析では、軸対称クリープ座屈挙動を解明し、非軸対称変形への分岐が起こる時を決定する為に、有限差分法による釣合方程式が用いられている。

Bushnell の有限差分エネルギー法は多くの構造問題に対して適用されており本研究でもその適用は可能であったが、前者の方が、初期の弾性応答を解析的に得られる等若干の利点を具備していることから前者を用いた。また、全ての方程式、及び結果は無次元化された。積分法については、時間積分については可変時間ステップを用いて Euler 積分を行っており、殻の肉厚方向の積分は、Simpson 則よりもより正確である Gauss-Legendre 求積法が用いられている。

2. 基礎方程式

球殻に関する歪-変形、及び曲率の関係式は、Sanders の殻に関する非線型方程式によるものであり、初期の無応力状態での軸対称の幾何学的不整効果を含むように適当に修正されたものである。

Prandtl-Reuss の増分関係によって一般化された場合の単軸クリープに関する Norton-Bailey 則は、次の様な形で示される。

$$\dot{\eta}_{\alpha\beta}^c = \Phi_c S_{\alpha\beta} \quad (1)$$

$\dot{\eta}_{\alpha\beta}^c$ はクリープ歪速度、 $S_{\alpha\beta}$ は偏差応力テンソルであり、平面応力の場合は Φ_c は次式で表わされる。

$$\Phi_c = 3^{M+1} K J_2^M / 2 \quad (2)$$

ここで、 $M = (N-1)/2$ 、 $J_2 = (\tau_{11}^2 + \tau_{22}^2 - \tau_{11}\tau_{22} + 3\tau_{12}^2)/3$ であり、 N はクリープ指数、 K はクリープ係数、 $\tau_{\alpha\beta}$ は応力テンソルである。そして、全歪速度は弾性及びクリープ歪速度成分の和として次式で表わされる。

$$\dot{\eta}_{\alpha\beta} = \dot{\eta}_{\alpha\beta}^{EL} + \dot{\eta}_{\alpha\beta}^c \quad (3)$$

また、(3)式において線型弾性歪は、等方性材料に関しては次のように表わせる。

$$\eta_{\alpha\beta}^{EL} = \{ (1+\nu)\tau_{\alpha\beta} - \nu\tau_{\gamma\gamma}\delta_{\alpha\beta} \} / E \quad (4)$$

(1), (2), (4)式から $\dot{\tau}_{11}$ 、 $\dot{\tau}_{12}$ は次のようになる。

$$\dot{\tau}_{12} = E\dot{\eta}_{12}/(1+\nu) - E\Phi_c\tau_{12}/(1+\nu) \quad (5)$$

$$\dot{\tau}_{11} = E(\dot{\eta}_{11} + \nu\dot{\eta}_{22})/(1-\nu^2) -$$

$$E\Phi_c\{ (2-\nu)\tau_{11} - (1-2\nu)\tau_{22} \} / 3(1-\nu^2) \quad (6)$$

次に、初期に平面である断面は変形の後でも平面であるという Love-Kirchhoff の仮定から、通常の方法に従って膜力 ($N_{\alpha\beta}$)、曲げモーメント ($M_{\alpha\beta}$) を定義するため

$$\dot{\eta}_{\alpha\beta} = \dot{E}_{\alpha\beta} + zK_{\alpha\beta} \text{ であることが必要である。ここに}$$

$\dot{E}_{\alpha\beta}$ は膜歪、 $\dot{K}_{\alpha\beta}$ は曲げによる曲率のそれぞれ変化であり、 z は殻の表面に垂直な座標である。(5), (6)式から次式が得られる。

$$\dot{N}_{11} = hE(\dot{E}_{11} + \nu\dot{E}_{22})/(1-\nu^2)$$

$$- E \int_{-h/2}^{h/2} \Phi_c \{ (2-\nu)\tau_{11} - (1-2\nu)\tau_{22} \} dz / 3(1-\nu^2)$$

(7)

残りの $\dot{N}_{\alpha\beta}$ 、 $\dot{M}_{\alpha\beta}$ に対する式も同時に得られる。(ν は殻の肉厚)

3. 初期の弾性応答

球殻の全外表面に均一に分布した外圧が瞬時ではあるが準静的に負荷される。従って、クリープ座屈問題に対する最初の状態は弾性応答である。本論文では、相当する弾性座屈圧力以下の外圧だけを対象としている。初期の無応力状態での軸対称の半径方向不整(\tilde{w})は次の様な形に仮定される。

$$\tilde{w} = \varepsilon P_n (\cos \theta)$$

ε は殻の肉厚に関し無次元化した半径方向の幾何的不整であり、 $P_n (\cos \theta)$ は次数 n のLegendre多項式である。また n は次式を満足する数に最も近い整数である。

$$n(n+1) = 2ca/h, \quad c = \sqrt{3(1-\nu^2)} \quad (8)$$

a は殻の半径である。支配方程式の解は、変形の膜状態のまわりの摂動法を使用して以下の様に書ける。

$$w = \bar{w} + \varepsilon w' \quad (9)$$

\bar{w} は膜状態の解による半径方向変位であり、 $\varepsilon w'$ は支配的な膜状態からの次数 ε の摂動である。

4. 軸対称クリープ座屈

球殻のクリープ座屈挙動を支配する方程式は、 $\dot{n}_{11}(\dot{N}_{11}/Eh)$, $\dot{q}(\dot{Q}_\alpha/Eh)$, $\dot{m}_{11}(\dot{M}_{\alpha\beta}/Eh^2)$, $\dot{u}(\dot{U}/h)$, $\dot{w}(\dot{W}/h)$, $\dot{\phi}$ という6個の速度変数による6個の1次微分方程式に帰するであろう事が知られており、次の様に書ける。

$$\frac{1}{Z} \dot{*} + \bar{A} \frac{1}{Z} = \bar{P} \quad (10)$$

ここで、 $\frac{1}{Z} = (\dot{n}_{11}, \dot{q}, \dot{m}_{11}, \dot{u}, \dot{w}, \dot{\phi})$, $(*) = \partial(\quad)/\partial\theta$

\bar{A} は 6×6 マトリックス、 \bar{P} は 6×1 ベクトルであり、 Q_α , U , W はそれぞれ単位長さ当りの横方向剪断力、面内変位、横方向変位である。(10)式は、等間隔に $(N-1)$ 個に分割された殻の子午線に関する中心有限差分法を用いて解が求められる。そして $\frac{1}{Z}$ は可変時間ステップを使用しオイラー積分により時間積分される。

5. 結 論

TongとPianらにより幾可学的不整を有する球殻の弾性座屈圧力が有限要素法により計算されており、その結果と本研究における有限差分法による計算結果とを図1に示した。両方の結果は非常によく一致している。

また、種々の大きさの初期不整を有する球殻について、従来の座屈圧力に対する死荷重タイプの外圧の比(p/p_0)とクリープ座屈が起こる時の無次元限界時間を図2に示してある。球殻のクリープ座屈が初期の幾可学的不整の大きさに非常に敏感であることは明らかである。さらに、少なくとも調べたパラメータの範囲内では、静水圧と死荷重タイプの圧力下での球殻のクリープ座屈挙動に実際的な差異のないことも明らかである。非軸対称状態への分岐は、短いクリープ座屈時間を有する殻について軸対称クリープ座屈の場合と非常に近い圧力で起こるだけであるので、本質的には軸対称クリープ座屈が応答を支配することになる。

加えて、同じ半径肉厚比、材料特性を有し、同じ相当応力状態である様な、軸方向の荷重を受ける円筒殻と球殻との比較が行われた。その結果、球殻のクリープ座屈限界時間は、“等価な”円筒殻の限界時間よりも長いことが明らかとなった。こうした結果は、いくつか他の文献にも述べられており、その中で外圧を受ける円筒殻の半径方向変位は同様の球殻に比して非常に急速に増加することが示されている。

(小森 芳広)

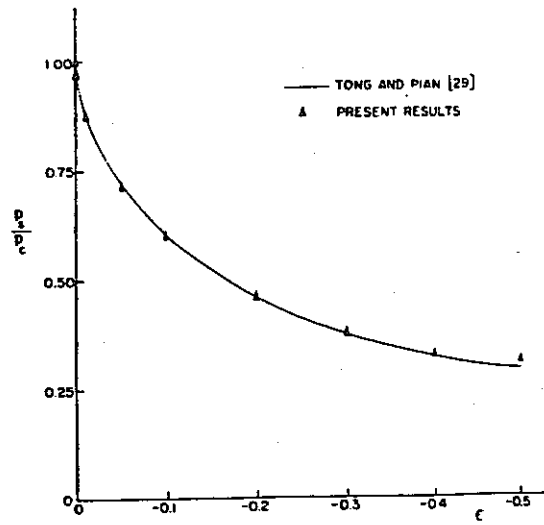


図1. 外圧を受ける不完全球殻の座屈圧力
予測値の比較

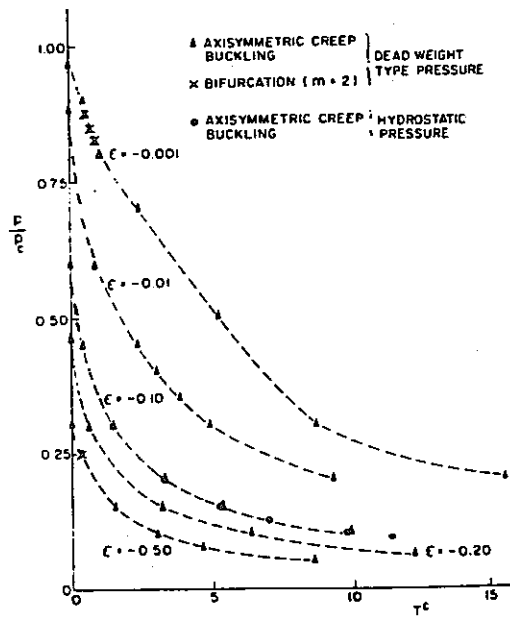


図2. 外圧を受ける不完全球殻のクリープ
座屈挙動

II-2 高温構造設計關係

11. クリープ温度域での簡易設計法の提案

R. A. Ainsworth, I. W. Goodall

1. 序 論

ここで示す設計法は、ひずみの蓄積、クリープ破断、クリープ/疲労相互作用による破壊を考慮した高温設計法である。設計法の根本概念はASMEコード・ケースN 47によるところが大きい。コードにおける解析がすべて弾性計算であるのに対し、本法では各構造要素に対して参照応力 (reference stress) を定め、それを基準応力として極限解析あるいはシェーク・ダウン解析を行ない、例えば繰返し荷重に対する設計が妥当であるかは、その解析により得られたシェーク・ダウン境界内に制限されるかで判定する。ここでは、本法の概略を述べることにする。

2. 設計方針

ここでは、単軸材料データを基に、破壊までの構造物の適切な余裕度を求めるとともに、過度な変形への制限を課する目的で作られた設計の概要について述べる。図1に、本法の設計法の全容を流れ図として示しています。

まず、ASMEコード・ケースN 47のシェーク・ダウン条件に、 $\left(\frac{n}{n+1}\right)$ の係数を乗じて修正したシェーク・ダウン限界を用いて、1次応力 (P_L)、2次応力 (P_b)、Q応力が、

$$P_L \leq 0.6 \left(\frac{n}{n+1}\right) S_y, \quad P_L + P_b \leq 0.9 \left(\frac{n}{n+1}\right) S_y,$$

$$(P_L + P_b + Q)_{\text{最大}} \leq 1.8 \left(\frac{n}{n+1}\right) S_y \quad (1)$$

を満たすことを確かめる。ここに、 n はクリープ指数、 S_y は0.2%耐力である。もし(1)式が満たされない場合には、瞬時的な塑性変形を考慮しなければならない。このとき、荷重および構造系を単純化することができれば、既存の簡易解析法として、例えば、O'Donnell Porowskiの式を利用して非弾性解析を行ない、所与の荷重下における構造系の弾塑性挙動を調べ、解析により累積ひずみの評価ができる。一方、対象の荷重や構造系のモデル化、理想化ができない場合には、適切な材料構成方程

式を利用した数値計算による非弾性解析が不可欠となり、荷重履歴に応じた非弾性応答挙動を調べなければならない。

(1)式に示した条件が満足される場合には、瞬時的な塑性変形は生じないとして無視することが許され、時間依存型変形としてクリープを、繰返し依存型として疲れ現象を考慮することになる。まず、荷重が比例負荷的であるか、繰返し負荷であるかによって、解析方法をかえることにする。すなわち、荷重が比例負荷であれば極限解析を、そうでなければシェーク・ダウン解析を実施する。

極限解析では、参照応力法 (Reference Stress Method) を用いて定常クリープ状態におけるクリープ変形、クリープ破断、クリープ損傷・脆化を記述する。その基本となるクリープにおける参照応力 σ_0 は、剛塑性クリープ類似性により次式で与えられる。

$$\sigma_0 = \lambda S_t \cdot (P/P_U) \quad (\lambda: \text{定数}) \quad (2)$$

ここに、 S_t は時間依存強度、 P_U は降伏応力により決定される塑性崩壊荷重、 P は実荷重である。 S_t が時間の関数、 P_U が温度の関数であるため、 σ_0 は時間、場所に依存する。なお、クリープ破断を論じる場合には、崩壊荷重と初期降伏荷重との比で与えられる応力集中係数も重要なパラメータとなる。

一方、負荷が任意繰返し荷重の場合にはシェーク・ダウン解析をする必要がある。ただし、ここで意味するシェーク・ダウン解析は、以下の2つの条件を満足する最大の応力が得られるように、一定の残留応力を定める解析である。

- (1) サイクル中に進行するクリープ損傷、クリープひずみが過度にならない。
- (2) サイクル中いかなる時点においても $\sigma \leq \frac{n}{n+1} S_y$ を満足する。

シェーク・ダウン解析においても参照応力が重要なパラメータとなる。例えば、2次の荷重ゼロで温度場が均一の場合、シェーク・ダウン解析により安全率 m が得られていれば、降伏応力を用いて参照応力は、

$$\sigma_0 \leq \bar{\sigma} / m \quad (3)$$

で与えられる。この σ_0 を用いて、各構造要素のクリープ

損傷/劣化を評価できるほか、クリープ疲れ損傷に対しても寿命推定を行なうことができる。

さて、上記の極限解析あるいはシェーク・ダウン解析によって、計算されたクリープひずみが制約条件以下であることが確かめられた場合には、本設計による解析結果は妥当となる。しかし、結果が制約条件をこえた場合には、前述した簡易計算あるいは詳細非弾性計算により弾塑性クリープ解析を行ない、構造系の局所的なひずみまでチェックする必要がある。この詳細検討によってもなおひずみ条件が満足されない場合は、設計変更となる。

3. 高温構造設計の考慮すべき他のパラメータ

前章で示した構造設計では、主として繰返し荷重による弾塑性挙動、クリープ挙動のみを考慮しており、溶接部に存在する潜在欠陥、クリープ域での座屈現象については、局所的な応力、ひずみの集中を考慮しなければならないので、ここでは対象外としている。しかし、溶接部における母材、溶接材等による材質の不均一性、長期間にわたる靱性さらに HAZ 部の欠陥評価を行ない、場合によっては溶接実験により HAZ 部の健全性を検討することも考えられる。また、現在なお個々に研究がなされているクリープ座屈現象では、以下に示す特殊な条件を配慮しなければならない。

- (1) 臨界時間は初期たわみにきわめて敏感であるため初期不整を考慮する。
- (2) 応力がクリープにより増加する場合もあるので適切な硬化則を使用する。

4. 高温設計の将来への指針

本論文では設計法の提案のみを行ない、その背景となる実験データ、解析を行っていない。したがって、以下に示す項目がこれからの仕事となる。

- (1) クリープ座屈に対する許容量を評価する。
- (2) クリープ・疲れクラック成長に関して許容欠陥寸法を決定する。
- (3) 不均一温度場での定常・繰返し荷重に対するクリープ変形予測法のあいまいさを軽減する。
- (4) 繰返し荷重に対する限界クリープ靱性の影響を確かめるために、高靱性材には参照応力法、低靱性材では詳細解析が必要である。
- (5) 構成方程式および破壊条件についても不明な点が多く、特にクリープ損傷則については A S M E 基準を見直す必要がある。

5. 結 論

クリープ温度領域で作動する構造物の設計法を示し、通常の弾性解析、新しい極限解析、シェーク・ダウン解析による構造部材の設計を行なった。この設計法を支持する実験面および理論面での根拠は確かであり、付録として多くのデータを示した。しかし、データ不足および理解の限界による不明な点も多く、将来なすべき仕事として提示した。

(相沢 龍彦)

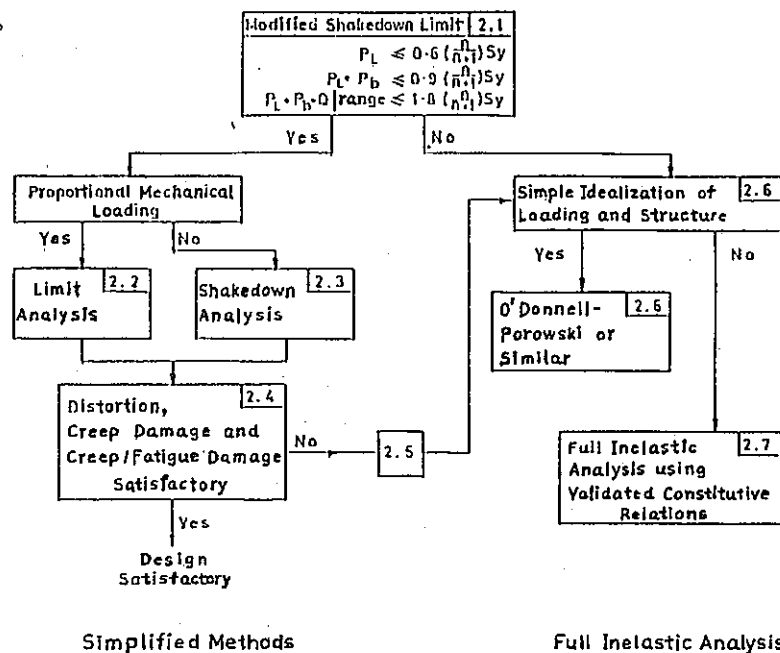


図1. 本法の設計方法

12. ASME B&PV Code Case 1592の弾性解析 クリープ・疲労規定の背景

L. K. Severud

1. 序 論

最近(1972年), Code Case 1592の弾性解析法を用いたクリープ・疲労評価法の改訂が行なわれた。

Case 1592の在来の弾性解析クリープ・疲労規定は次のとおりである。

°疲労損傷の計算において, 弾性解析を用いて計算されたひずみ成分から, 次の方法により, 塑性又はクリープ流動による最大ひずみ量を求めることができる。

$$\epsilon_T = K_e \epsilon_o + K_p^2 \epsilon_p + K_T \epsilon_F \quad (1)$$

ここで,

ϵ_T = その荷重条件での最大ひずみ

ϵ_o = 弾性ひずみ(ひずみ集中を除く)

K_e = 理論的弾性ひずみ集中係数

ϵ_p = 非弾性ひずみ(ひずみ集中及びピーク熱ひずみを除く)

ϵ_F = Sec. III に定義されているピーク熱応力強さに対応するピーク熱ひずみ

K_T = ピーク熱ひずみ成分にかかるひずみ集中係数

ϵ_p は計算された全公称ひずみ ϵ_n から弾性ひずみ成分 ϵ_o を差し引いたものとして定義される。 ϵ_n は荷重制御ひずみと変位制御ひずみの合計で, ひずみ集中及びピーク熱ひずみは除いたものである。

$$\epsilon_n = \epsilon(\text{荷重制御}) + (1/E) \cdot S(\text{ひずみ制御}) \quad (2)$$

上記の方法は6つのひずみ成分のそれぞれについて ϵ_T を決定し, さらにひずみ範囲及び等価ひずみ範囲の決定を必要としているため, 非常に複雑である。また(1)式は全断面降伏が起るまでのひずみ集中効果を与えず構造物の応答に反しており, また全断面降伏ののちは, ひずみ集中が急速に増大し, 最大ひずみの過大な評価につながっている。今回の改訂は上述の欠点のいくつかを克服する一助となるものである。

2. ひずみ範囲予測式

Case 1592-8の新しい式は次のとおりである。

$$\epsilon_T = (S^*/\bar{S}) K^2 \epsilon_n + K_e \epsilon_o + K_T \epsilon_F \quad (3)$$

ここで,

ϵ_T = その荷重サイクルに対する最大全等価ひずみ

K = 局部的構造不連続に対する理論的弾性応力集中係数, 又は温度及び荷重歴の両方が考慮されている疲労強度減少係数

S^* = 応力-ひずみ曲線に ϵ_n を当てはめて定められる公称応力指標

\bar{S} = 応力-ひずみ曲線に $K\epsilon_n$ を当てはめて定められる応力指標

ϵ_n = 公称全等価弾性プラス塑性ひずみ

ϵ_o = 荷重制御応力強さを用いて, 等時応力-ひずみ曲線より定められるクリープひずみ

ϵ_F = ピーク熱応力強さに対応するピーク熱ひずみ

K_T = ϵ_F に乘ぜられる弾性応力集中係数

S^* 及び \bar{S} の値を求めるために使用される応力-ひずみ曲線は, Case 1592のゼロ時間高温引張り応力-ひずみ曲線を, 緩和応力強さ S_{rH} を用いて座標変換して作られる。 S_{rH} の値は, 初期応力を $1.5 S_m$ とし, 供用期間と同じ時間の間 800°F 以上の温度に保つという純単軸応力緩和解析を実施して定められる。緩和応力強さ S_{rH} を応力-ひずみ曲線を構成するのに用いるのは, 前のサイクルの残留応力の寄与を計算に考慮するためである。

より良い予測ができる繰返し応力-ひずみ曲線を採用しなかったのは, 既にCase 1592に入っている高温引張り曲線を利用するためと, それが安全側の結果を与えるという理由からである。

式(3)の ϵ_n の項からクリープひずみを除いたのは, 例題の解析により, 荷重制御ひずみに弾性応力集中係数を乗ずることにより局部クリープひずみを適切に評価できることが示されたからである。

3. 弾性解析に対するポアソン比変数

局部熱応力に対する応力・ひずみ成分を弾性ベースで計算する場合は, ポアソン比として, 下記に定める数値を代入しなければならない。

$$\nu = 0.5 - (0.5 - \nu_0) (3\bar{S}_m / E \epsilon_t) \quad (4)$$

ただし、 ν はポアソン比の弾性状態での値 ν_0 よりも小ではない。 E はそのサイクルの最大温度に対するヤング率、 ϵ_t は考えているサイクルの与えられた回数に対する疲労曲線から求めた許容ひずみ範囲、 $3\bar{S}_m$ は $3S_m$ と $3\bar{S}_m$ の小さい方で、 \bar{S}_m は2次応力範囲を定義する応力の極値のうち、一方のみがSubsection NBの温度範囲にあるときは $(1.5S_m + S_{rH})$ に等しく、両方の応力サイクルの端がクリープ領域にあるときは $(S_{rH} + S_{rC})$ に等しい。 S_{rH} と S_{rC} は、熱荷重サイクルの高温及び低温の側における材料の緩和応力強さである。

ポアソン比変数を使用する目的は、弾性解析(フックの法則とポアソン比=0.3)を用いることにより、等価ひずみ範囲が低く求められることを防ぐためである。変数の妥当性については、Houtmanやわれわれの解析結果がある。

クリープ領域では、弾性挙動をする応力範囲が $3S_m$ よりも低くなることを認めて $3\bar{S}_m$ が選ばれた。

ポアソン比変数をNeuberの式と結びつけて使用する方法は、Gonyeaによって解析的に又実験的に評価され切欠き付円筒の低温低サイクル疲労予測によい結果を取っている。

4. 等価ひずみ範囲

Case 1592の等価ひずみ範囲を求める式のうち、主ひずみの方向の変化にかかわらず適用可能な式は次のとおりである。

$$\Delta \epsilon_{equiv} = (\sqrt{2}/3) \{ (\Delta \epsilon_x - \Delta \epsilon_y)^2 + (\Delta \epsilon_y - \Delta \epsilon_z)^2$$

$$+ (\Delta \epsilon_z - \Delta \epsilon_x)^2 + (3/2) (\Delta r_{xy}^2 + \Delta r_{yz}^2 + \Delta r_{zx}^2) \}^{1/2} \quad (5)$$

式(1)を式(3)に代えることによって、等価ひずみの評価方法が簡略化された。すなわち、式(3)に従ってひずみの6成分を求めてから式(5)を用いるのではなく、 $\Delta \epsilon_{equiv}$ は局部応力集中、クリープひずみ及びピーク熱ひずみを除いて決定され、 ϵ_n におきかえた上で式(3)を適用して ϵ_T が導かれ、等価ひずみ範囲として用いられる。

この方法は、 $\Delta \epsilon_{equiv}$ のより安全側の値を与えるものであり、応力-ひずみ状態の成分に関するより少ないデータと計算があればよいので適用はやさしくなっている。

5. 疲労曲線の補正

多軸ひずみ状態を扱うために用いられる式(5)の等価ひずみの定義は、全ひずみ有効ポアソン比が0.5にならない限り一軸の試験片の疲れデータに一致しない。 $\sqrt{2}/3$ の項を $\sqrt{2}/2(1+\nu)$ として弾性ひずみの大きさを考慮する案もあったが、代わりに在来の設計疲れ曲線の修正が採用された。高サイクル側(10⁶サイクル)で15%それより低いサイクルでは、サイクルに応じてより低いパーセンテージで許容ひずみ範囲を下げ、100サイクルに対してほとんど変化がないようにされた。

6. 詳細な非弾性解析及び実験データとの比較

Krempleの実験及びMawbrayの有限要素解析の結果と比較してみると(図1)、式(3)の採用によりどの程度近似がよくなったかが分る。

(岡本 且夫)

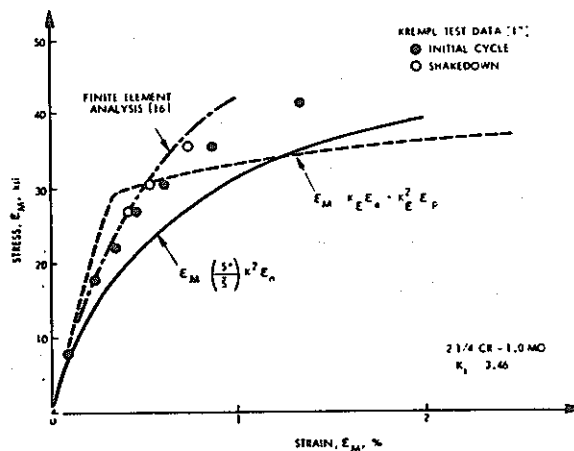


図1. 溝付き円筒の局部ひずみ

13. 非弾性挙動とASMEコード

I. Berman

1. 序 論

ASME Boiler and Pressure Vessel Code の Section IIIは原子力発電所の建設に関する規則(材料, 設計, 製作, 試験, 検査)を示している。その規則においては静的なおよびサイクリックな運転による機械的応力および熱応力を扱う。弾性解析手法は十分に確立されているが, 種々の目的のために非弾性解析手法が多く用いられる。非弾性解析手法を用いる場合には, コードの内容を満足させるだけでなく, 規則のあいまいさ, 材料データの不確定性などに十分に注意を払う必要がある。

非弾性固有の困難を踏まえた上で, 弾性および非弾性解析から決定されたコードの内容を理解することが必要である。本論文においては subarticle NB3200 Design by Analysisに示されるコードの規則の要求項目およびその基礎についてレビューする。特に材料のシェークダウン挙動についてはあいまいな点が存在し, 今後の研究が必要である。

2. 応力制限

原子炉のクラス1コンポーネントに用いられる材料は2つに分けられる。フェライト鋼および他の多くの鋼種では, 許容設計応力強さ S_m は,

- (1) 常温における引張り強さの最小仕様値の $1/3$
- (2) 運転温度における引張り強さの $1/3$
- (3) 常温における降伏応力の最小仕様値の $2/3$
- (4) 運転温度における降伏応力の $2/3$

の最小値である。オーステナイト鋼その他の材料に対しては, (4)の代りに降伏応力の 90% を用いる。

Sec. IIIにおける応力制限は次の3つの破壊モードを防止するためのものである。

- (1) パーストと全体的変形—1次応力の制限
- (2) 進行性変形(ラチェット)—1次+2次応力の制限。この制限によって構造物が数サイクルの荷重負荷後にシェークダウンする事が保証される。
- (3) 疲労破壊—ピーク応力の制限

3. 1次応力の評価

現在においては複雑な形状, 荷重に対して弾性計算を行なう事が可能であり, かなりの精度で正しい解を与える。構造物が数回の非弾性挙動後にも, 1次応力の評価が妥当であるか否かという問題点が残る。これらは残留応力, 降伏応力を越えても許容される運転, オーステナイト鋼における $S_m \leftarrow 0.9 \sigma_y$ の使用などである。一般に降伏が起れば, その後の材料の降伏曲面は変化し, 加工硬化が起る。そのため, 1次応力の評価が行なわれ, 多少の塑性流動が起きた場合でも, 残留応力場が発達し, 材料は弾性的に挙動し, 1次応力評価における弾性解析の妥当性が裏づけられる。

4. 繰り返し挙動

1次+2次応力強さの制限によって進行性変形は防止され, かつ疲労解析の際の弾性解析の妥当性が確保されると文献(1)に述べられている。これは $3S_m$ の範囲までの応力強さにおいては局部的な不連続部を除いて構造物が弾性的にシェークダウンする事を意味しているが, このアプローチは本質的に比例負荷の考え方に立っている。

また, 他に以下に挙げる3つの問題点も熱ラチェットについて残っている。

- (1) Breeによって与えられる値を越える領域がある。
- (2) 比例限の代りに 0.2% 降伏応力を用いている。
- (3) オーステナイト鋼において降伏応力の 90% から S_m 値を求めている。

疲労強度を評価するためには, 弾性解析を用いてピーク応力を求める事が必要であり, この値を材料の設計疲労曲線と比較する事により健全性を検証する。

5. 塑性挙動に関するいくつかの問題点

シェークダウンに関する仮定に対しては, より多くの研究が必要であり, いくつかの問題点があるが, それらは全て次の様な総括的な疑問に帰着する。

「実験からシェークダウンを与える特定の値が得られる

か。」

この疑問に関連した実験について、以下にレビューを行なう。

- (1) オーステナイト鋼の単軸繰り返し試験：顕著な加工硬化特性が見られる。
- (2) オーステナイト鋼の多軸比例負荷試験1：薄肉円筒に引張り圧縮荷重と振り荷重の比を一定にして負荷した。最初の降伏はMisesの降伏条件と良く一致した。4つの比の値で実験した所、相当応力と相当歪の関係は良く一致した。しかし、これは単軸試験で示される加工硬化特性をそのまま適用できる事を示したものではない。
- (3) オーステナイト鋼の多軸比例負荷試験2：(2)と同一の体系に比例負荷試験を行なったものであるが明瞭な加工硬化は表われない。
- (4) 熱ラチェット実験1：高温の液体ナトリウムと適当な圧力を負荷した実験である。全体的に解析結果と実験結果は良い一致を見たが、クリープの影響があるので正確な情報とは考えられない。
- (5) 熱ラチェット実験2：高温、低温の液体ナトリウムを用いてBreeタイプの評価を行なっている。Breeの計算は安全側である事が実験的に示された。

6. 短期的、長期的アプローチ

6.1 短期的アプローチ

NB 322.5で扱えない場合には他の評価が必要である。塑性解析を用いる場合には、十分な注意が必要である。特に非比例負荷の場合は降伏曲面の形と大きさは結果に大きな影響を与える。また、物性値にも注意する必要がある。実験による検証はフルスケールモデル以外は疑問である。シェークダウンを立証する試験の実施法につい

ては明確な規則がない。

6.2 長期的アプローチ

- (1) シェークダウンに関する実験は明確な材料物性値と関連づけなければならない。この分野の研究の出発はBermanによってなされている。
- (2) 実験手法、条件に対するコードの整備
- (3) 試験パラメータを変化させた一連の実験が必要である。パラメータとしては、材料、製造法、形状、温度、荷重などが考えられる。
- (4) 種々のタイプの比例負荷、非比例負荷による円筒試験片を用いた多軸試験を一貫して実行する必要がある。
- (5) 非弾性に関する用語の定義を一貫させる努力が必要である。
- (6) シェークダウン条件の設定において、全体的レベルに与える影響を研究する必要がある。他の設計条件と適切に関連づけられなければならない。

7. 結論

本論文ではコードの規則の根拠を明らかにするために必要とされる研究分野の1つがシェークダウン挙動である事を示した。シェークダウンを評価する際には塑性を考慮しなければならない。明確な材料物性値を用いた塑性領域での多軸試験を注意深く行なった例はほとんどない。構成方程式も一般的なものを確立する必要がある。

また、本論文では、コードの適用にとって興味あるコンポーネントの種々の部材に関して明確でかつ一貫した実験的情報を蓄積する様に提案を行なった。

(梶田 道夫)

14. クリープ設計に対するReference Stress法の基礎概念

J. T. Boyle

1. 概 要

“Reference Stress”法（以下R. S.法と略す）は、構造物の変形挙動を“Reference Stress”（以下R. S.と略す。）での単軸引張試験と関連づける事により、構造物のクリープ挙動に関する材料データの不確かさの影響を減じる為の簡易解析手法である。本論文は、R. S. 法の基本概念を説明するとともに、多変数構成方程式における本手法の適用に関する著者等の最近の研究について述べたものである。

2. 序 論

構造設計の詳細な検討段階で通常用いられている手順では、実験データに基づく構成方程式の作成、構造解析、設計基準との比較が実施される。構成方程式における非線形性は、試験データのバラツキと法則の理想化とによる構造物の挙動予想における誤差の影響を増幅し、古典的な確率論的手法の適用を困難なものとする。

R. S. 法はある条件下での構造物の変形挙動を、R. S. での単軸引張クリープ試験と関連づけることにより、誤差の影響を間接的に制御することを目的としたものであり、初期設計の段階においてある予備的な応力範囲を明確にするのに適した手法である。

3. 簡 易 例

曲げモーメント： M を受ける高さ： $2h$ 、幅： b の矩形断面梁において、クリープ則として次式で示される Norton 則を仮定する。

$$\dot{\epsilon} = B\sigma^n \quad (1) \quad B, n: \text{材料定数}$$

梁の中心線における曲率の変化率は任意の応力： σ_0 に対して次式で与えられる。

$$\dot{K} = \delta(\sigma_0, n) \times \dot{\epsilon}_0 \quad (2)$$

$$\delta(\sigma_0, n) = \left(\frac{2n+1}{2n}\right)^n \left(\frac{M}{\sigma_0 b h^2}\right)^n \frac{1}{h} \quad (3)$$

その変形は、応力： σ_0 、ひずみ速度： $\dot{\epsilon}_0$ での単軸引張

クリープ試験の結果を“scaling factor”（以後 S. F. と略す。）： δ 倍した結果から得られる。R. S. 法の目的は構造計算で生じる誤差の拡大が、R. S. での単軸引張試験に現われる誤差から単独に決定できるような応力： $\sigma_0 = \sigma_R$ を選定する事である。

4. 簡易“Reference Stress”法

(3)式で与えられる S. F. について考える。

$$\sigma_0 > M/bh^2 \text{ ならば, } n \rightarrow \infty \text{ の時 } \delta \rightarrow 0$$

$$\sigma_0 < M/bh^2 \text{ ならば, } n \rightarrow \infty \text{ の時 } \delta \rightarrow \infty$$

となる。しかしながら、

$$\sigma_0 = M/bh^2 \text{ ならば, } n \rightarrow \infty \text{ の時 } \delta \rightarrow \sqrt{e}/h$$

となり、 n の大きな値に対して S. F. が実質的には、材料物性値に依存しない定数になることがわかる。

すなわち、次式の関係が成立する。

$$\delta(\sigma_R, n) \approx \delta(\sigma_R, \infty) \quad (4)$$

従って、 $\sigma_R = M/bh^2$ とする事は、R. S. の1つの適当な選択であると言える。しかし、 n の値が充分に大きいという仮定は普遍的なものとは言えない。

5. 改良“Reference Stress”法

上記問題点の改善は、材料定数： n のある有限な範囲内で独立な S. F. を求める事によりなされる。すなわち Norton 則に対して、材料定数： n が $n_L < n < n_V$ の範囲にあり、R. S. が少なくとも

$$\delta(\sigma_R, n_V) = \delta(\sigma_R, n_L) \quad (5)$$

上式を満足するならば、(3)式より R. S. は次式で表わされる。

$$\sigma_R = \left(\frac{2n_V+1}{2n_V}\right)^{n_V-n_L} \left(\frac{2n_L}{2n_L+1}\right)^{n_V-n_L} \frac{M}{bh^2} \quad (6)$$

n_L と n_V が接近するに従って、S. F. はその範囲内で近似的に一定であると考えられ、次式の関係が成り立つ。

$$\delta(\sigma_R, n) \approx \delta(\sigma_R, n_V) \quad (7)$$

6. 簡易法の解析

S. F. は、材料定数の推定値近傍において、一定でなければならぬ。べき乗数 n の推定値を \bar{n} とし、S. F. を Taylor 展開すると、

$$\delta(\sigma_R, n) = \delta(\sigma_R, \bar{n}) + (n - \bar{n}) \frac{d\delta}{dn} \Big|_{\bar{n}} + \dots$$

今、 \bar{n} からのほんの小さな変化は、 $(n - \bar{n})^2$ のオーダーと同程度と仮定すると、次式が成り立つ。

$$\delta(\sigma_R, n) \approx \delta(\sigma_R, \bar{n})$$

与えられた \bar{n} の近傍において、 σ_R は以下のように選定される。

$$d\delta/dn \Big|_{\bar{n}} = 0 \quad (8)$$

すなわち、曲げを受ける梁に対しては、

$$\sigma_R = \frac{2\bar{n}+1}{2\bar{n}} \exp\left(\frac{-1}{2\bar{n}+1}\right) \frac{M}{bh^2} \quad (9)$$

7. "Consistent Reference Stress" 法

多変数構成方程式が次式で与えられると仮定すると、

$$\dot{\epsilon} = f(\sigma, P_1, P_2, \dots) \quad (10)$$

(3) 式の S. F. は

$$\delta = \delta(\sigma_0, P_1, P_2, \dots) \quad (11)$$

で表わされる。

クリープデータのバラツキは、環境、荷重、形状そして材料における不規則な変化によるものであり、材料パラメータ： P_1, P_2, \dots が "random" 変数である事を意味する。従って、(10) 式で表わされる S. F. もまた "ra-

ndom" 変数である。

R. S. 法の目的は、S. F. における不規則な変動を除去する事であると見なせる。すなわち、確率論における "variance" V を最小とするように、R. S. が選定される。

$$V\{\delta(\sigma_R, P_1, P_2, \dots)\} = 0 \quad (12)$$

$$P \text{ rob} \{ \delta = E(\delta) \} = 1 \quad (13)$$

ここで、 $E(\delta)$ は S. F. の "expected value" である。

S. F. は単一定数： P に依存する為、 \bar{P} と νP^2 がそれぞれ P の "mean", "variance" とし、 νP^2 が小さいならば展開する事ができ、(12) 式を満足する為には、

$$d\delta/dP \Big|_{\bar{P}} = 0 \quad (14)$$

となり、Norton 則に対する (8) 式と一致する。

8. 討 論

現時点で、クリープ挙動を有効に模擬する唯一の方法は R. S. 法であると思われる。R. S. 法の本来の目的は、クリープデータにおける変化に本質的には依存しない S. F. を見つける事である。本論文において、いくつかのモデルに対して R. S. がどの様に選定されるかが示された。明らかに、定常クリープのみが議論の対象とされたが、(12) 式で表わされた方法はより一般的な時間依存型の変形挙動に拡張できるものである。

(秋山 照夫)

II-3 非弾性解析手法関係

15. 高温疲労き裂成長の弾塑性破壊力学

K. Sadananda, P. Shahinian

1. 疲労における J 積分の概念

J 積分値はき裂を有する物体の荷重-変位曲線から実験的に次のような単純な式を用いて決定される。

$$J = -\frac{1}{B} \left. \frac{\partial U}{\partial a} \right|_{\delta} \quad (1)$$

ここで、B は材料厚さ、 δ は荷重点変位、a はき裂長さ、U はポテンシャルエネルギーである。厳密には J 積分概念は単調な変形についてのみ有効であり、除荷における非可逆な変形のある疲労への適用は無効であるにもかかわらず、疲労に対する J 積分の適用の試みは成功している。現時点では J 積分の疲労き裂成長への適用の正当性の証拠は実験的な検証のみである。

2. 疲労に対する J 積分の決定法

2.1 変位制御形疲労の場合

この場合は、式(1)に直接従って図 1 a, b に模式的に示されているように決定する。き裂長さ a_1 と a_2 における図 1 a での荷重変位ヒステリシスループの立ち上がり部分が図 1 b のような通常の求め方に置き換えられる。J 積分はそこで斜線部の面積として与えられる。

2.2 荷重制御形疲労の場合

この場合は、積分範囲を適当に決定する点が難しい。図 1 c に示されたき裂長さ a_1 と a_2 での荷重-変位ヒステリシスループの立ち上がり部分が図 1 d に示される通常の決定法に置き換えられ(積分のレファレンス点として最小荷重点を選ぶ)、斜線部の面積により J 積分が決定される。

3. 高温疲労に対する J 積分の適用

図 2 に Udimet 700 の高温疲労き裂成長についての荷重制御疲労への J 積分の適用性を示す。Dowling と Begeley の結果とこれらの結果によって理論的な証明がないにもかかわらず J 積分概念が疲労に適用できることが示されている。高温においては非線形効果が強くなるの

で、J 積分はより重要になる。

高温では、回復、析出、過時効などのような時間-温度依存型の変化があり、その作用期間の長さによって材料の塑性特性を変化させてしまうことがある。そのような場合には ΔK では構造物の寿命の信頼のおける予測は得られず J 積分がより適当である。

ΔJ で表わされるき裂成長率は次のように表わされる。

$$\frac{da}{dN} = B (\sqrt{\Delta J \cdot E})^n \quad (2)$$

4. 時間依存のき裂成長

温度が上昇するとともに、くり返し荷重下でのき裂の成長はしだいに温度依存形となり、 ΔK 、 ΔJ の両パラメータともき裂成長率に対応しない。純粋に時間依存形き裂成長のように極端な場合には、線形パラメータ K_{max} あるいはそれに対応する非線形パラメータ J_{max} の方がき裂成長率との対応が良い。718 Alloy のき裂成長率が ΔK と ΔJ (図 3) および、 K_{max} と J_{max} (図 4) に対して示されている。

き裂成長はくり返しと時間依存プロセスの相対比による J_{max} と ΔJ 積分両パラメータの組み合わせによって対応づけられるであろう。

5. 結 論

J 積分の概念は、理論的にはその正当性が明らかでないにもかかわらず、低温、および、高温での疲労条件に適用できると実験結果に基づいて結論される。

荷重コントロールと変位コントロールの疲労について J 積分の決定法が検討された。特に非線形効果のきいてくる高温時に、J 積分が線形パラメータ K に対しより良好であることが示された。例えば、金属学的構造変化が時間-温度依存変形の結果として生じるならば、J 積分は線形弾性パラメータ K よりもはるかに良好な相関関係を示す。さらに J 積分概念は、静的荷重下でのき裂成長の実験的な J 値決定法に概念上の問題があるものの、時間依存き裂成長にも適用できる。 J_{max} と ΔJ 積分を組み合

わせることが、時間依存とくり返し依存のプロセスが同時に起こるような条件でのき裂成長には必要である。この解析によって、J積分は弾塑性疲労き裂進展について

J積分が有望なパラメータであることが示されている。

(松浦 真一)

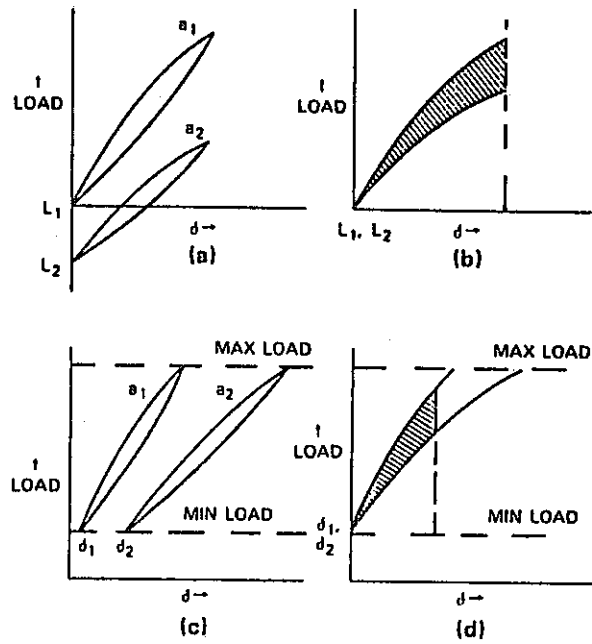


図1. J積分値の求め方 (a)(b)は変位制御, (c)(d)は荷重制御の場合

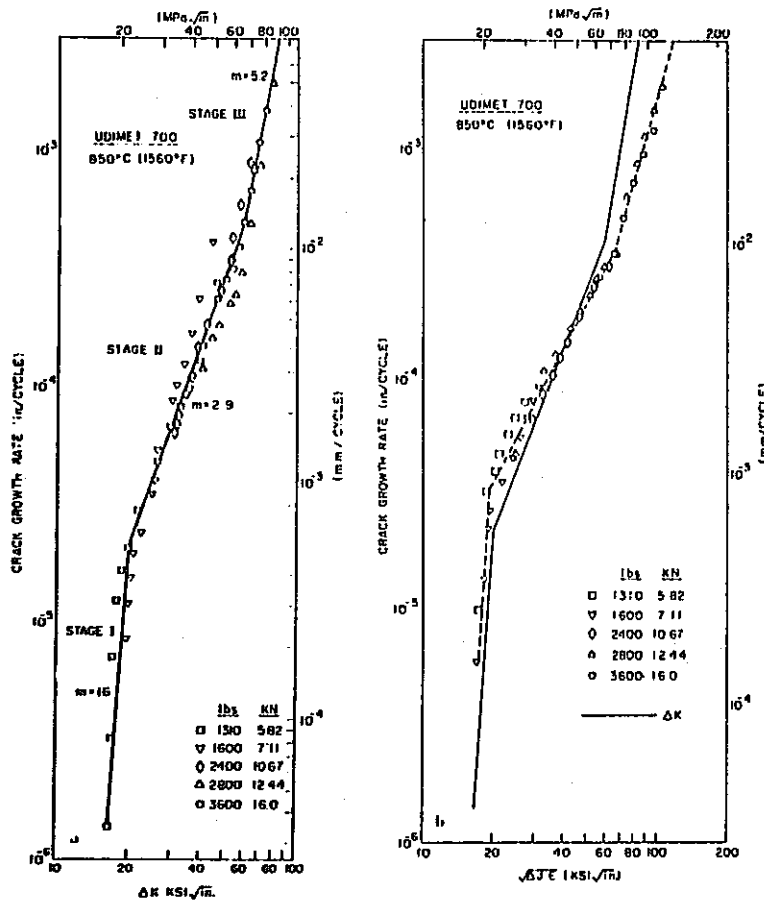


図2. Udimet 700の高温疲労き裂進展データ (a)は応力拡大係数, (b)はJ積分による。

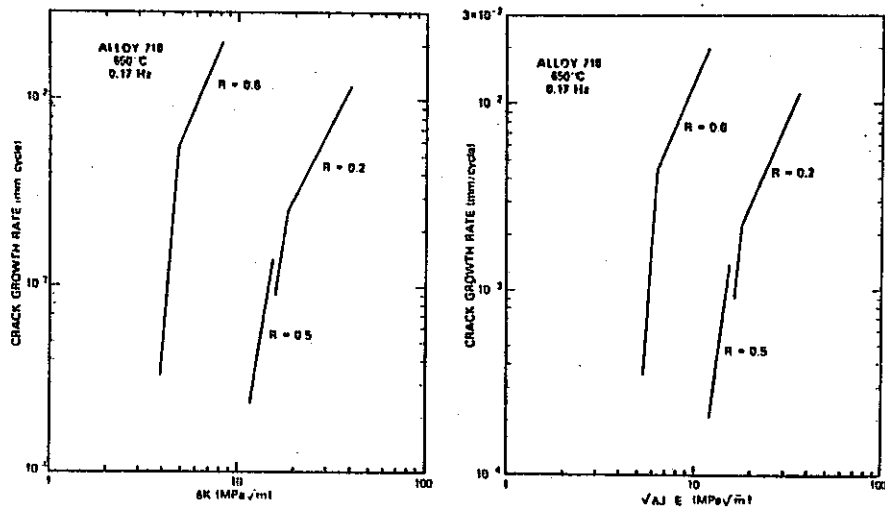


図3. ΔK , ΔJ に対する 718 合金のき裂成長率

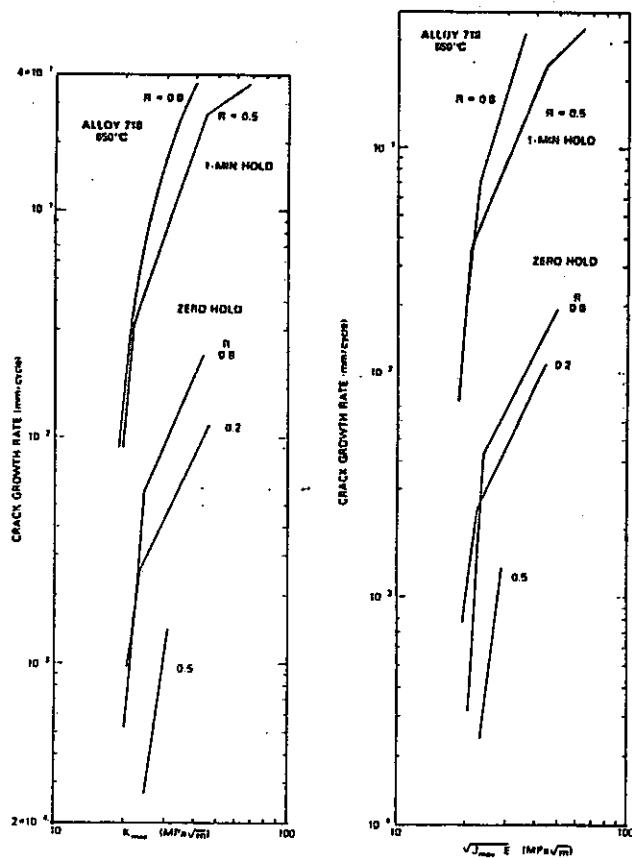


図4. K_{max} , J_{max} に対する 718 合金のき裂成長率

16. 金属の時間依存非弾性変形に対する境界積分法の適用

M. Morjaria, S. Mukherjee

1. 序

境界積分法は、最近多くの著者によって、固体力学の種々の問題に対して適用されてきた。特に Mukherjee と Kumar はこの方法の2次元非弾性問題への適用を試みた。材料の挙動は、巾乗クリープまたは Hart による状態変数モデルのいずれかが用いられた。ここでは、この手法をさらに改良し、精度と効率化の大幅な改善が達成された。改良点は、境界要素の定変位要素から線形要素への変更、時間積分の予測子-修正子法から Euler タイプの方法への変更の2点である。本論文ではまず、状態変数モデルのまとめを行ない、境界積分法の定式化を行なった後、数値解析の実例を紹介する。

2. 状態変数モデルの概要

非弾性変形を表わす多くの状態変数モデルは、次のような式によってまとめられる。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^n + \dot{\epsilon}_{ij}^T \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^n = f_{ij}(\sigma_{ij}, q_{ij}^{(k)}, T) \quad (2)$$

$$q_{ij}^{(k)} = g_{ij}(\sigma_{ij}, q_{ij}^{(k)}, T) \quad (3)$$

$$\dot{\epsilon}_{kk}^n = 0 \quad (4)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 、 $\dot{\epsilon}_{ij}^n$ 、 $\dot{\epsilon}_{ij}^T$ はそれぞれ弾性、非弾性および熱ひずみ速度を示し、 σ_{ij} は応力テンソル、 T は温度、 $q_{ij}^{(k)}$ は状態変数を表わす。特に Hart のモデルでは、非弾性ひずみ速度は、anelastic ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^a$ と永久ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ とにわけられる。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^n = \dot{\epsilon}_{ij}^a + \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (5)$$

このモデルにおける状態変数は anelastic ひずみと hardness と呼ばれるスカラー量 σ^* である。

3. 境界積分方程式の定式化

非弾性ひずみ速度が存在するときの Navier 方程式は、平面応力のとき、

$$\begin{aligned} \dot{u}_{i,kk} + \frac{1+\nu}{1-\nu} \dot{u}_{k,ki} &= -\frac{\dot{F}_i}{G} + 2\dot{\epsilon}_{ij,j}^n + \frac{2\nu}{1-\nu} \\ &\dot{\epsilon}_{kk,i}^n + \frac{2(1+\nu)}{1-\nu} (\alpha \dot{T})_{,i} \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 F_i は単位体積あたりの体積力、 G と ν は剪断剛性率と Poisson 比で、 α は熱膨張係数、 u_i は変位ベクトルである。解の積分表示は、弾性問題に対する Kelvin の特異解を用いて次のように得られる。

$$\begin{aligned} \dot{u}_i(p) &= \int_S [U_{ij}(p, Q) \dot{\tau}_j(Q) - T_{ij}(p, Q) \dot{u}_j(Q)] \\ &dS_Q + \int_V U_{ij}(p, q) \dot{F}_j(q) dV_q \quad (7) \\ &+ \int_V \sum_{jkl} (p, q) [\dot{\epsilon}_{jk}^n(q) + \delta_{jk} \alpha \dot{T}(q)] dV_q \end{aligned}$$

ここで、 P と Q は境界上の点、 p と q は内部の点、 V は体積、 S は表面積を示す。積分核 U_{ij} 、 T_{ij} と \sum_{jkl} は無限弾性体中の点荷重による既知の特異解で多くの文献に示されている。

(7)式中の表面力、変位成分が全域 S にわたって既知であるのでは無い。それらの未知の成分に対する積分方程式は、 V 中の p を S 上の任意の点 P に近づけた極限を考えるとにより得られる。 P を図1のように内角 β の境界角点にとるとき次式が導かれる。

$$\begin{aligned} (\delta_{ij} - c_{ij}) \dot{u}_j(P) &= \int_S [U_{ij}(P, Q) \dot{\tau}_j(Q) \\ &- T_{ij}(P, Q) \dot{u}_j(Q)] dS_Q + \int_V U_{ij}(P, q) \dot{F}_j(q) dV_q \\ &+ \int_V \sum_{jkl} (P, q) [\dot{\epsilon}_{jk}^n(q) + \delta_{jk} \alpha \dot{T}(q)] dV_q \end{aligned} \quad (8)$$

ここで δ_{ij} は Kronecker のデルタ、 c_{ij} は β の関数である。

最後に弾性ひずみ速度より Hooke 則を用いて応力速度が求められる。さらに(8)式を離散化した後、変位速度と表面力速度の要素内での線形変化を仮定すると次のような節点変位速度 $\{\dot{u}\}$ と節点表面力速度 $\{\dot{\tau}\}$ に関するマトリクス方程式が得られ、この式の $\{\dot{u}\}$ と $\{\dot{\tau}\}$ 中の未知の成分を求めれば良い。

$$[A] \{\dot{u}\} = [B] \{\dot{\tau}\} + \{\dot{b}\} \quad (9)$$

ここでの係数行列 $[A]$ と $[B]$ は、次のような積分を含

んでいる。

$$\int_{\Delta S_N} U_{ij}(P_M, Q) dS_Q \cdot \int_{\Delta S_N} U_{ij}(P_M, Q) s dS_Q \quad (10)$$

ここで ΔS_N は要素 N の長さを示す。またベクトル $\{\dot{b}\}$ は $\Delta \Sigma_{ij}$ と非弾性ひずみ速度を含んでいる。

4. 時間積分の手法

ここでは、新たに自動時間幅決定を含む Euler タイプの時間積分法を開発した。

簡単のため、一元の微分方程式

$$\frac{dy}{dt} = F(y, t) \quad (11)$$

を例に考える。 $y(t+\Delta t)$ の値は、 $y(t)$ の値によって、

$$y(t+\Delta t) = y(t) + F(y, t) \Delta t \quad (12)$$

で与えられ、自動時間幅決定のために用いる誤差は、

$$e = \Delta t |\nabla F| |y(t)| \quad (13)$$

で定義する。ここで、 $\nabla F = F(y, t) - F(y, t - \Delta t_{\text{previous}})$ は F の第一後退差分である。 e_{max} と e_{min} を前もって決定しておき、次のようにして時間幅 Δt を決定する。

$e_{\text{max}} > e$ ならば $\Delta t \rightarrow \Delta t/2$ とする。

$e_{\text{min}} > e$ ならば $\Delta t_{\text{next}} = 2\Delta t$ とする。

5. 数値解析例

200°C と 400°C における平面応力 304 ステンレス鋼平板に対していくつかの数値解析を行ない、直接法および前報の結果との比較を行なった。図 2 に定変位速度で荷重を与えたときの応力と歪の関係を示す。同図から今回の方法の結果は少ない要素数にもかかわらず直接法と良く一致していることがわかる。これは要素の高次化の効果であると考えられる。

次に一定引張応力を受ける楕円孔つきの正方形板を解析したところ、図 3 のような良好な応力分布の結果が得られた。この問題は以前の方法では、精度上、解くのが不可能であった。他の問題においても概して、前報に比べて約 1 桁の計算時間の節約がはかられることが判明した。

6. 結 論

変数の線形分布と Euler 時間積分法を導入することによって、境界積分法による非弾性問題の効率の良い解析が可能であることが示された。

(高橋 由紀夫)

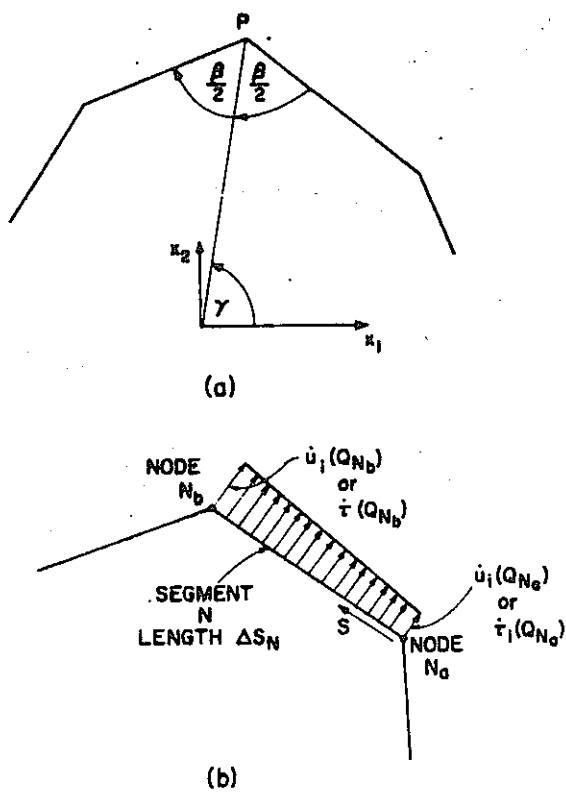


図 1. (a) 内点の境界角点への移動
(b) $\dot{u}_i, \dot{\tau}_i$ の線形内挿

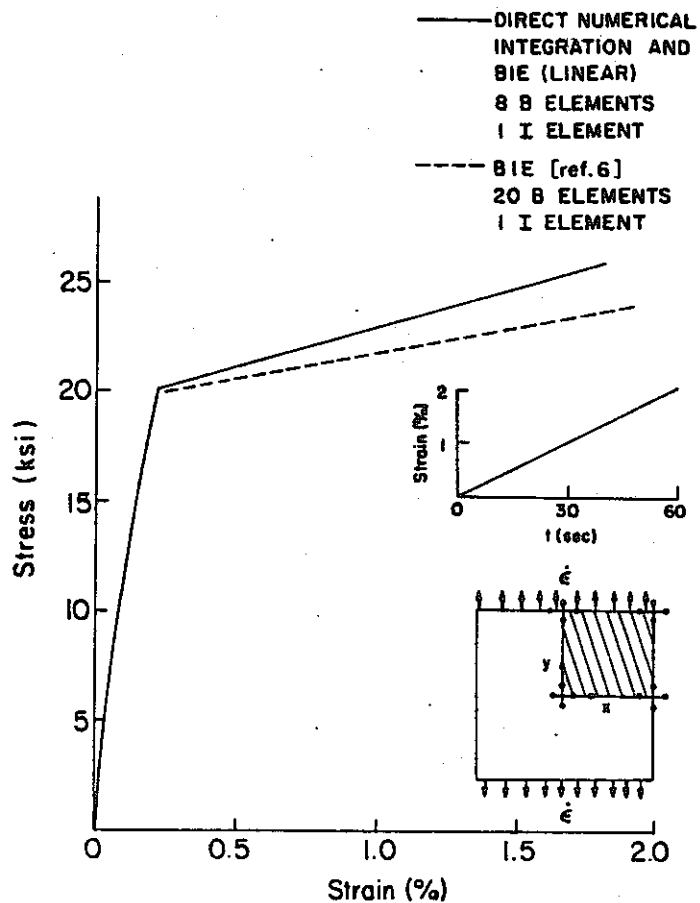


図 2. 定変位速度引張り問題の解析
結果の比較

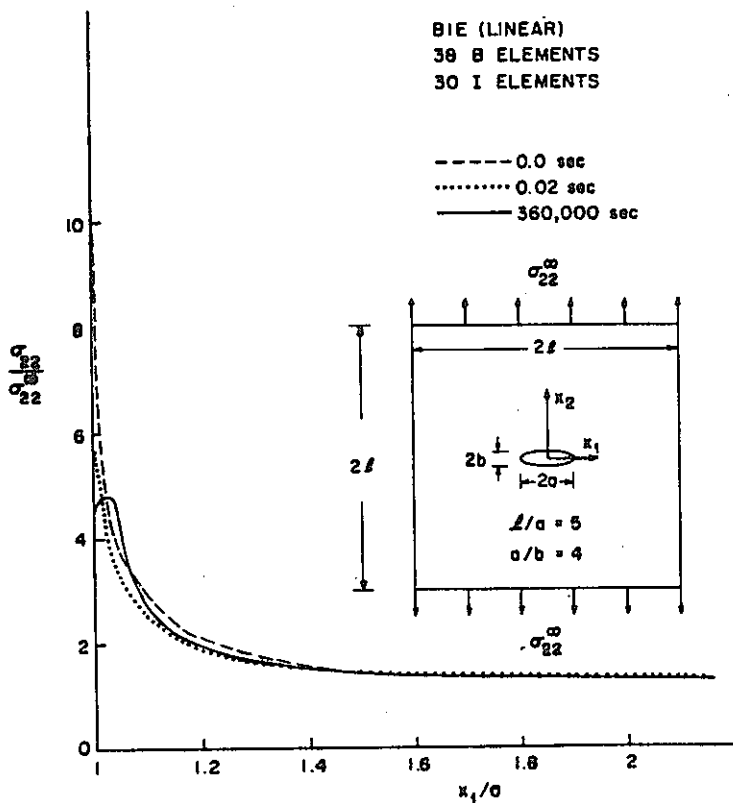


図 3. 楕円孔付正方形板における応力分布
の変化

17. 有限要素法による高温での弾塑性クリープ大ひずみ解析

W. E. Haisler, D. R. Sanders

1. 序 論

本論文の目的は、次のとおりである。(1) 古典的な塑性理論とクリープ構成モデルに関する調査、(2) 有限要素法による非等温弾塑性クリープ・大ひずみ解析に対する増分式を示すこと、(3) AGGIEコンピュータ・プログラムによって弾性クリープ、弾塑性問題等を解析した数値解を示すことである。

2. 塑性増分理論

古典的な塑性増分理論でひずみ硬化応答を表わす場合、初期降伏条件、硬化則および流れ則を必要としFEMプログラムでよく用いられている。実験結果との比較では、負荷条件の簡単な一軸問題では良く一致するが、2軸3軸状態のサイクリック負荷や塑性クリープの相互作用のあるときおよびひずみ速度の大きい場合には、良く一致しない。

2.1 降伏条件

降伏条件として、Tresca (最大剪断応力説) と Von Mises (J_2 理論) 条件が良く用いられている。Von Mises 条件は等方性の金属、Tresca 条件は岩盤や土質材料に対して良く用いられている。ここでは Von Mises 条件を用いる。

2.2 流れ則

流れ則は全ひずみ増分を弾性と塑性成分に分離するために使用し、最も一般的な流れ則は Normality Condition である。

2.3 硬化則

硬化則は塑性流動中の降伏曲面のサイズと形状を表わす。実験によると降伏曲面は、簡単な膨張と移動に加え Corner, Distortion, Bauschinger 効果、サイクリック履歴、ひずみ速度および保持時間などによる依存性を示す。以下に各種硬化則とその特徴を列挙する。

(1) 等硬化則は、塑性変形中に降伏面の一様膨張を

仮定する。(2) 移動硬化則 (Prager-Ziegler) は、塑性流動中に形状変化なしに曲面中心と応力点を結ぶ方向に移動し、理想的な Bauschinger 効果を表わす。

(3) Besseling-White (Mechanical Sublayer) モデルは、弾完全塑性状態の重ね合せによってひずみ硬化挙動を近似し曲面の剛体移動を表わす。(4) Mroz モデルは一定の加工硬化係数の曲面場概念を用いており、膨張と移動を表わし Mechanical Sublayer モデルに類似している。(5) Krieg モデルは、閉じた限界曲面 (Limit Surface) 内で降伏曲面が移動し膨張する2曲面塑性モデルであり単純な等硬化や移動硬化モデルより改良されている。(6) Hodge の直線近似硬化理論は、あまり使用されていない。(7) 等硬化と移動硬化の組み合わせモデルもいくつか提案されている。

3. クリープ構成モデル

各種クリープモデルは、塑性モデルと異って数学的表現と物理的な基礎がかなり違っている。ここでは、クリープモデルを以下のように分類する。

(1) 現象論理論 (状態方程式法) は、最もよく用いられておりクリープひずみの表示は塑性増分理論と類似して、一軸のクリープ則、流れ則および硬化則を必要とする。(2) 記憶理論 (履歴積分法) は、しっかりした理論的背景を有し線形粘弾性理論に類似している。しかし一般に金属は、非線形粘弾性材料として表わされ線形粘弾性材料に行っている線形重ね合せの原理に従わない。(3) 非線形粘弾性理論は、積分多項式により構成関係を表わす。この理論に従う実験データは、現在可能なものがない。(4) 部分要素理論 (Subelement Theory) は、2次クリープ挙動を表わすいくつかの部分要素によって理想化する。1次挙動と回復挙動は、部分要素間の相互作用によって決定できる。(5) Krempl の理論は、全ひずみを各成分に分解しないで弾塑性クリープ応答をモデル化する構成理論である。この理論は、履歴や速度依存性を考慮している。(6) Valanis の理論は、降伏曲面の定義を行わないで連続体と熱力学の概念より導びかれている。(7) 統一理論 (Unified Theory) は、時間依

存と不依存部に分離しない統一的な量として非弾性ひずみを扱っている。

4. 釣合いの増分式

非等温・弾塑性クリープ大ひずみ問題の有限要素法増分式を示す。平衡方程式は、

$$\frac{\partial}{\partial a_j} \left(S_{jk} \left(\delta_{ik} + \frac{\partial u_i}{\partial a_k} \right) \right) + \rho_0 F_{0i} = 0 \quad (1)$$

となり a_j はラグランジュ座標、 u_i は変位、 S_{jk} は 2nd Piola-Kirchhoff 応力テンソル、 ρ_0 は密度、 F_{0i} は単位体積、単位質量当りの物体力である。時刻 $t+\Delta t$ で仮想仕事の原理を適用すると、

$$\int_{V_0} S_{ij}^{t+\Delta t} \delta E_{ij}^{t+\Delta t} dV = \delta R^{t+\Delta t} \quad (2)$$

$$\delta R^{t+\Delta t} = \int_S T_i^{t+\Delta t} \delta u_i^{t+\Delta t} dS + \int_{V_0} \rho_0 F_{0i}^{t+\Delta t} \delta u_i^{t+\Delta t} dV \quad (3)$$

となる。ここで $E_{ij}^{t+\Delta t}$ は Green-Lagrange ひずみ、

$T_i^{t+\Delta t}$ は変形した表面 S に作用した表面力である。式(2)の増分形は、

$$S_{ij}^{t+\Delta t} = S_{ij}^t + \Delta S_{ij}, \quad E_{ij}^{t+\Delta t} = E_{ij}^t + \Delta E_{ij} \quad (4)$$

であり ΔS_{ij} と ΔE_{ij} は、応力とひずみの増分である。ひずみ増分は、

$$\Delta E_{ij} = \Delta E_{ij}^L + \Delta E_{ij}^{NL} \quad (5)$$

$$\Delta E_{ij}^L = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta u_i}{\partial a_j} + \frac{\partial \Delta u_j}{\partial a_i} + \frac{\partial \Delta u_k}{\partial a_i} \frac{\partial u_k}{\partial a_j} + \frac{\partial u_k}{\partial a_i} \frac{\partial \Delta u_k}{\partial a_j} \right),$$

$$\Delta E_{ij}^{NL} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial a_i} \frac{\partial \Delta u_k}{\partial a_j} \right) \quad (6)$$

とする。式(4)、(5)を式(2)に代入すると次式を得る。

$$\int_{V_0} S_{ij}^t \delta \Delta E_{ij}^L dV + \int_{V_0} S_{ij}^t \delta \Delta E_{ij}^{NL} dV + \int_{V_0} \Delta S_{ij} \delta (\Delta E_{ij}^L + \Delta E_{ij}^{NL}) dV = \delta R^{t+\Delta t} \quad (7)$$

応力増分は、接線係数 D_{ijkl} とクリープや熱ひずみによる応力変化 ΔP_{ij} を用いて、

$$\Delta S_{ij} = D_{ijkl} \Delta E_{kl} + \Delta P_{ij} \quad (8)$$

と表わす。最終的な平衡方程式は、式(5)、(7)、(8)より次のようになる。

$$\int_{V_0} \Delta E_{kl}^L D_{ijkl} \delta (\Delta E_{ij}^L) dV + \int_{V_0} (S_{ij}^t + \Delta P_{ij}) \delta (\Delta E_{ij}^{NL}) dV = - \int_{V_0} (S_{ij}^t + \Delta P_{ij}) \delta (\Delta E_{ij}^L) dV + \delta R^{t+\Delta t} \quad (9)$$

次に移動硬化則に従って D_{ijkl} と ΔP_{ij} を決定する。降伏曲面は、

$$F = f - K^2 = 0, \quad f = \frac{1}{2} (S'_{ij} - \alpha'_{ij}) (S'_{ij} - \alpha'_{ij}) \quad (10)$$

とする。 S'_{ij} は 2nd Piola-Kirchhoff 応力の偏差成分、 α'_{ij} は降伏曲面の中心である。塑性ひずみ速度 (流れ則) は、次式を仮定する。

$$\dot{E}_{ij}^P = \lambda \frac{\partial F}{\partial S_{ij}} \dot{F} \quad (\lambda \text{ はスカラーパラメータ}) \quad (11)$$

応力速度は、微小弾性ひずみより弾性構成テンソル E_{ijmn} を用いて次式を得る。

$$\dot{S}_{ij} = E_{ijmn} (\dot{E}_{mn} - \dot{E}_{mn}^P - \dot{E}_{mn}^C) \quad (12)$$

これより D_{ijmn} と \dot{P}_{ij} は、次のように得られる。

$$D_{ijmn} = E_{ijmn} - \frac{E_{ijvw} \frac{\partial f}{\partial S_{vw}} \frac{\partial F}{\partial S_{tu}} E_{tumn}}{\beta} \dot{F}, \quad (13)$$

$$\dot{P}_{ij} = -D_{ijmn} \dot{E}_{mn}^C + \frac{\frac{\partial (K^2)}{\partial T} \dot{T} \frac{\partial F}{\partial S_{ij}} \dot{F}}{\beta}$$

$$\beta = \left(c \frac{\partial f}{\partial S_{pq}} \frac{\partial F}{\partial S_{pq}} + E_{pqrs} \frac{\partial f}{\partial S_{pq}} \frac{\partial F}{\partial S_{rs}} \right) \left(\frac{\partial F}{\partial S_{kl}} \dot{S}_{kl} - \frac{\partial (K^2)}{\partial T} \dot{T} \right) \quad (14)$$

AGGIEI FEM プログラムでは、上記理論に従って開発されたものである。この理論に従った数値解析結果は、示すべきものがないので数値計算例は省略する。

(渡辺 隆之)

18. 極限解析への数理計画法の応用

G. Maier, J. Munro

1. 序 論

極限解析が線形計画法の問題であると認識されてはや50年。その間、構造力学に広く数理計画法 (Mathematical Programming; MP) が普及してきた。本論文では、こうした応用において重要であると思われるMPの主要概念についてその概要を述べ、さらにある種の問題および例題^{(1), (2)}を通じてそれを例証する。

2. 数理計画法の塑性解析への応用

数理計画法は有限次元空間における拘束条件付最適化問題を解析する手法であり、構造力学では最適構造設計手法として用いられてきた。例えば既に形状・寸法の定まったコンクリートフレームの補強材を詳細設計する場合、問題はフレームの満たすべき力学条件 (拘束条件) のもとで補強材の全体積 (目的関数) を最小にすることである。これに対して塑性解析における数理計画問題は塑性の降伏条件あるいは鉛直方向の接触条件 (拘束条件) のもとでエネルギー汎関数 (目的関数) を最小とする解析問題である。

まず、対象とする連続体がある種の手法、たとえば有限要素法等によって離散化する。このとき、実施した離散化が適切であることを示す必要があるがここではふれない。離散系に対してMPが可解となるためには、ある種の凸条件とKuhn Tucker条件が不可欠である。例えば、MPの代表的な方法である線形計画法 (Linear Programming; LP) および2次計画法 (Quadratic Programming; QP) におけるKT条件は補線形形式 (L C) となる。ただし、LP, QP問題は特殊であり、設計変数ベクトルを入れかえ対応する条件を書きかえることにより、LC問題を作成することができる。変位ベクトルを設計ベクトル、KT条件が平衡条件式となる問題をもとのLP問題とすれば、応力ベクトルを設計ベクトル、KT条件が適合条件となる問題がLC問題となるわけである。

次に、離散化された構造物の弾塑性解析のQPによる定式化について考える。QPによるモデル化には種々の

方法があるが、以下の2つの方法が代表的である。

- (1) 一般的な荷重経路に対して増分的に解を更新する方法
 - (2) 比例負荷を仮定して解を有限項で表わし、かつ降伏曲面は区分線形、硬化則も線形とする方法
- がある。例えば、Wolfe-Markowitzのアルゴリズムでは、各ピボット変換時に線形補助則を考慮して、通常のシンプレックス法により設計ベクトルを移動させる方法である。この(1), (2)の方法により、荷重経路に応じて構造物における塑性域進展を解析することができ、さらに塑性から弾性への除荷も考慮できる。したがって、極限荷重における構造物の崩壊モード、仮想的な荷重負荷による解も含めて、弾塑性解の多重性をも考慮できる。

実際面でのMPによる塑性解析における計算量、コストの比較は積極的に行なわれているが十分ではなく、その意味で次に示す弾塑性ねじり解析が1つのベンチマーク問題になろう。

3. QPによる一様断面棒の弾塑性ねじり解析

図1に示すような一様断面棒がトルク $G\theta$ を受ける場合を考える。このとき系の方程式は、

$$\nabla^2 \phi = -2G\theta, \quad \text{in } D \quad (1)$$

$$\phi = 0, \quad \text{on } \partial D \quad (2)$$

および弾完全塑性状態を考慮して、拘束条件は、

$$|\nabla \phi| \leq \sigma_0, \quad \text{in } D \quad (3)$$

ここに、 ϕ はねじり関数、 σ_0 は降伏応力である。いま、 $\bar{\phi} = \phi / \sigma_0$ とおくと、(1)~(3)式に等価な連続体でのQP問題は、

$$\underset{\phi \in V}{\text{Min}} \pi(\bar{\phi}) : \pi = \frac{1}{2} \iint_D |\nabla \bar{\phi}|^2 dA - \bar{\theta} \iint_D \bar{\phi} dA \quad (4)$$

$$\text{Subject to } |\nabla \bar{\phi}| \leq 1 \quad (5)$$

ここに、 $V = \{v \mid v \in H^1, v = 0 \text{ on } \partial D\}$ である。

次に、(4), (5)式に対応する離散系を考えるわけであるが、(5)式に対応する離散系での条件を簡単化するために要素分割を $\bar{\theta} \rightarrow \infty$ におけるQP問題の解を用いて行なう。すなわち、断面が完全塑性する場合の解は ∂D 上で $\bar{\phi} =$

0となる等傾斜面 ($|\nabla\phi|=一定$) となるため、その解によって要素分割を行なうと、任意の点 (x, y) から ∂D までの距離 $d(x, y, \partial D)$ を用いて $|\nabla\phi| \leq 1$ の条件を次式で表わすことができる。

$$|\bar{\phi}(x, y)| \leq d(x, y, \partial D) \quad (6)$$

したがって、この新しい要素分割を用いた場合の離散系におけるQP問題は、(6)式を考慮し、(4)、(5)式に対応して、

$$\begin{aligned} \text{Min}_{\bar{\phi} \in V_h} \pi_h(\bar{\phi}_h) : \pi_h = \frac{1}{2} [\bar{\phi}_h]^T (K) \{\bar{\phi}_h\} \\ - \bar{\theta} [C] \{\bar{\phi}_h\} \end{aligned} \quad (7)$$

$$\text{subject to } \{0\} \leq \{\bar{\phi}_h\} \leq \{d\} \quad (8)$$

ここに、 V_h は V の近似空間、 $\bar{\phi}_h^T = [\bar{\phi}_1^h, \bar{\phi}_2^h, \dots, \bar{\phi}_n^h]$ 、 (K) は対称な正値マトリックス、 $\{C\}$ 、 $\{d\}$ は定数ベクトルである。

(7)、(8)式の数値解析では、CG法(共役傾斜法)を用いているが、CG法の初期ベクトルとして $\bar{\theta}$ の大きい場合の解から求めていき、順次 $\bar{\theta}$ を小さくしている方法を採用している。ただし、その繰返しはすべての領域において $|\nabla\phi| < 1$ となった場合に終了する。数値例として、Sokolovsky 卵型シャフトの弾塑性解析を行なう。この問題は、厳密解が知られている。すなわち、弾塑性境界は長軸A、短軸Bの楕円型で、

$$D_0 = \{(x, y) \mid (x/A)^2 + (y/B)^2 = 1\}, \text{ 解は}$$

$$\bar{\phi} = -\frac{\bar{\theta}A}{A+B} (x^2 + y^2), \quad \text{in } D_0. \quad (9)$$

となる。これに対して、図2に示す要素分割を用いて得た数値解を図3に示す。同図より、 $B/A = 0.6$ の場合に上記の解と一致する数値解が得られ、かつ $B/A = 0.4$ の場合にも楕円境界となることがわかる。

4. 非線形計画法の応用

これまでのMPによる塑性解析では、LP/QPによる解析が主流であったが、より広範囲の問題を扱おうためには、非線形の目的関数、非線形の等式/不等式拘束条件を考慮できる、非線形計画法(Non-Linear Programming; NLP)を利用することができる。例えば、多軸状態での降伏条件が非線形の場合には、その剛塑性極限解析はNLP問題となる。この問題は、FEMにより離散化した後処罰関数を用いたSUMTによって解析することができ、シェル等のより複雑な構造物に対しても計算効率がきわめて良いことが報告されている。

5. 結 論

本論文では、数値計画法による塑性解析について概説した。現在、数値計画法の利用に関して、基礎研究のみならず実際問題への応用も多く実施されている。特に、設計における極限解析、シェークダウン解析への応用一研究が重要視されており、今後数値計画法の利用が高まると考えられる。

(相沢 龍彦)

[REFERENCES]

- (1) O'Leary, D. P. and Yang, W. H., Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 16, (1978), pp. 361-368.
- (2) Watson, L. and Yang, W. H., Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 15, (1978), pp. 353-364.

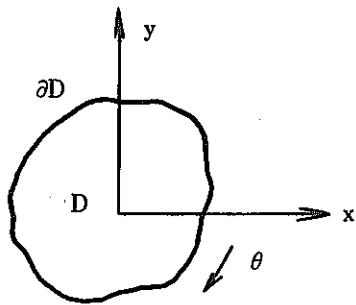


図1. 棒の断面 (θ :ねじり角)

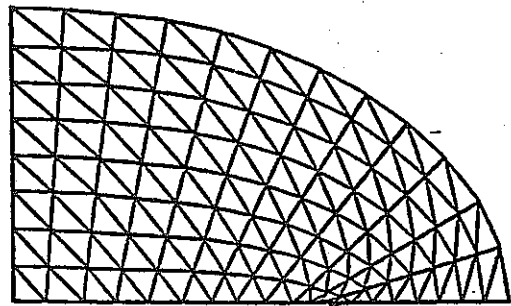


図2. 典型的な要素分割

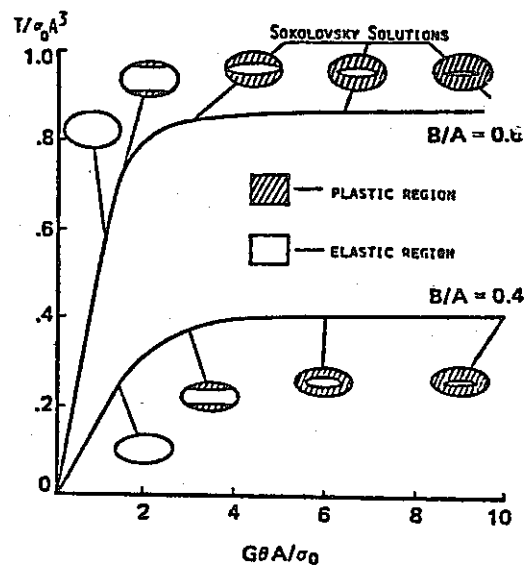


図3. Sokolovsky 卵型シャフトのトルク-ねじり角関係

19. シェークダウン限界上で荷重変動を受けるクリープ構造の上界

R. A. Ainsworth

1. 序 論

シェークダウン限界を越える荷重を受ける構造物の上界を、非サイクル荷重状態、あるいは定常サイクル状態へ達するまでの遷移状態に対して求めた。本解法によれば、弾塑性解(サイクリックである必要はない)さえ求めれば、詳細なクリープ解析を行わずに、上界を決定できる。

本解法による解と、くり返し熱衝撃を受ける圧力円筒の実験結果とを比較したところ、良い一致をみた。

2. 材料の構成式

全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は、弾性 ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$)、塑性 ($\dot{\epsilon}_{ij}^p$)、クリープ ($\dot{\epsilon}_{ij}^c$) および熱 ($\dot{\theta}_{ij}$) ひずみ速度の和で表わされるものとする。塑性とクリープの相互作用は考えない。

塑性に関しては、線形移動硬化モデルを用いる。塑性ひずみ速度が降伏曲面に垂直であるとすれば、次式が成立する。

$$\{(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - (\sigma_{ij}^* - \alpha_{ij}^*)\} \dot{P}_{ij} \geq 0 \quad (1)$$

ここで、降伏曲面の中心の移動量 α_{ij} に関し、 $\dot{\alpha}_{ij} = c \cdot \dot{P}_{ij}$ が成立すると仮定する。また、 $\sigma_{ij}^* - \alpha_{ij}^*$ は、降伏曲面内の任意点の量である。

次に、クリープに関し、次式の散逸関数 \dot{D} を定義する。

$$\dot{D}(\sigma_{ij}) = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} = \sigma_0 \dot{\epsilon}_0 \phi^{n+1} (\sigma_{ij} / \sigma_0) g(\theta) \quad (2)$$

ここに、 $g(\theta)$ は温度 θ の正值関数であり、 ϕ は σ_{ij} / σ_0 に関する1次同次関数である。クリープひずみ速度が、 \dot{D} に垂直であるとすれば次式を得る。

$$n(\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) \dot{\epsilon}_{ij} \leq \dot{D} \{ n \sigma_{ij}^* / (n+1) \} \quad (3)$$

ここに、 $\dot{D}(\sigma_{ij}^*)$ は、温度 θ における任意応力 σ_{ij}^* に対応する散逸速度である。

3. 上 界

体積 V 、表面 S の物体が、 S の一部に $P_i(t)$ の荷重履

歴を受け、弾塑性クリープ挙動を示すものとする。この時の応力、ひずみおよび変位を、アスタリスクを付さない量で表わす。また、この物体と同じ弾塑性特性を持つが、クリープはしない同一物体を考える。ただし、荷重は $P_i(t) + R_i(t)$ に増加するものとする。この時の応力、ひずみおよび変位には、アスタリスクを付して表わす。さて、仮想仕事の原理より、次式が得られる。

$$\int_0^T \int_S R_i (\dot{u}_i - \dot{u}_i^*) dS dt = \int_0^T \int_V (\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) (\dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon}_{ij}^*) dV dt \quad (4)$$

ここで、 \dot{u}_i は変位速度である。また、不等式(1)より、次式を得る。

$$(\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) (\dot{P}_{ij} - \dot{P}_{ij}^*) \leq - \frac{1}{2c} \frac{d}{dt} \{ (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) \} \quad (5)$$

式(4)は、式(3)および式(5)に注意すれば、次式のようになる。

$$\int_0^T \int_S R_i \dot{u}_i dS dt \leq \int_0^T \int_S R_i \dot{u}_i^* dS dt + A(0) - A(T) + \frac{1}{n} \int_0^T \int_V \dot{D} \left(\frac{n \sigma_{ij}^*}{n+1} \right) dV dt \quad (6)$$

ただし、

$$A = \int_V \{ E(\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) + \frac{1}{2} (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) / c \} dV \quad (7)$$

ここで、 $E(\sigma_{ij})$ は、弾性エネルギー密度である。

一般に、 $A(T)$ は未知であるが、正值なので式(6)から $A(T)$ を省略しても、不等式は成立する。こうすれば、真の変位 u_i の上界は、クリープ解析を行わずに、弾塑性解および初期条件だけで決定できる。適当な付加荷重 R_i を選択すれば、式(6)は、特定の変形や仕事に対する上界を与えることとなる。

なお、後に述べる問題に適用するため、 R_i を定荷重 R とし、 R に対応する変位 u の上界を求めてみる。初期条件は、 $\sigma_{ij}(0) = \alpha_{ij}(0) = u(0) = 0$ とする。また、 $\alpha_{ij}^*(0) = 0$ として、 $\sigma_{ij}^*(0)$ が単に荷重 R (降伏を生ぜしめない様な大きさ) から、弾性的に求められるようにした。 $A(0)$ 項は、仮想仕事の原理により次式で与え

られる。

$$A(0) = \int_V \frac{1}{2} \sigma_{ij}^*(0) e_{ij}^*(0) dV = \frac{1}{2} R u^*(0) \quad (8)$$

従って、上界は以下の様になる。

$$u(T) \leq u^*(T) - \frac{1}{2} u^*(0) + (1/nR) \int_0^T \int_V \dot{D} \{ n \sigma_{ij}^* / (n+1) \} dV dt \quad (9)$$

4. 上界と実験の比較

ここでは、Corumらにより行なわれた、304ステンレスパイプの熱ラッチェティングの実験と、本解法により求めた変位の上界との比較を行なう。本実験では、パイプは熱衝撃を受けた後、700psiの内圧下、1100°Fで160hr保持された。これを1サイクルとして13サイクルくり返された。パイプは薄肉であり、解析の便宜上、Breeらと同様の単軸モデルを用いて、弾塑性解析を行なった。

変位の上界を計算するに際し、付加圧力Rを変化させて、式(9)の右辺を最小化(最適化)するようにした。この時のRは150psiで、作用圧力の約20%である。ところで、変位の上界は、Rに鋭敏ではなく、作用荷重の10%から50%のRの変化に対し、20%以下の変動しかない。シェークダウン限界以下の負荷に対しては、Ponterが、上界を最小化するための付加荷重は近似的に $R = \{ \max P(t) \} / n$ で与えられることを示した。今回の場合、この近似式を適用すれば、Rは圧力の36%となり、やや最適値より大きいものの妥当な値が得られる。

実験結果と、上界値とは、非常に良い対応を示した。ただし、本解法では、クリープと塑性の相互作用の影響が無視されていることに注意を要する。一般には、上界を求める際にも、この相互作用を考慮する必要がある。

(中川 知和)

20. 一体化された電算機システムの調査と今後の見通し

J. F. Gloudeman

1. 序 論

本論文は FEM を基礎とするコンピューターシステムの国際的な調査結果についてまとめたものである。FEM は現在、静的動的な構造解析を始めとして伝熱や流体、音響、電磁気学において効果的に利用されており、その改善も進められている。しかしながら大量の技術データの処理を必要とするこの方法は、インプットデータの準備と結果の評価における技術的な改善が現在強く求められている。ここで述べる一体化システムとは、対話式グラフィック端末と技術データ管理システムにより構成されたものであり、上記の改善のための有効な手段であるが、その指針がはっきりしないため開発は遅れ気味である。本論文においては一体化システムの開発と改善を目的としたいくつかの計画について再検討し、原子炉工学において汎用性を持つ一体化システムの開発に対して提案するものである。

2. FEM に対する調査

現在使われているいくつかの商業的システムに関して、その開発者及び使用者に対し、彼らの考え方及び計画を知るために質問書が送られた。表 1 にそのリストを示す。

2.1 解析タイプ

表にあげた全てのシステムにおいて、機械及び熱的な線形解析、自由振動解析や少し拡張した過渡及び周波数応答解析が行なえる。全体の半数弱のシステムにおいては衝撃スペクトル、ランダム応答及び非線形過渡応答の解析が行なえる。座屈及び弾性における非線形性を考慮できるのも半分以下であるが、大変形、塑性及びクリープは大部分のシステムで取扱える。大規模かつ複雑な構造物の処理に対応してサブストラクチャー法や特殊要素は大部分のシステムにおいて使用できる。高度な経験ある解析者のためのプログラム変更のための言語を準備しているシステムも一部ある。

2.2 要素タイプ

ロッド、ビームはほとんどのシステムにある。シェル要素は約半数のシステムが有し、面内積分シェル要素も

1/3 のシステムで使用できる。3～8 節点の軸対称厚肉要素も大多数のシステムが有し、平面メンブレン要素及び板要素も大多数のシステムで使用できるが、せん断パネル要素を使えるのは全体の 1/3 位である。ソリッド要素は全体の半数が 4 節点要素を、1/3 弱が 10 節点要素を使用できる。又、6, 8, 21 節点の 6 面体要素は大部分のシステムで使えるが、15 節点のくさび形要素を使えるものは少ない。ばね要素は大部分のシステムで使えるが、半数はスカラーばねで、データは一般化マトリックスとして入力される。質量は集中及び分布の 2 種類が扱える。弾性支持やき裂要素及び薄片シェルが使えるのは半数以下である。

2.3 伝熱要素タイプ

大部分のシステムでは伝熱解析が行なえる。線形 4 辺形要素は約半数のシステムで使用できるが、断面方向の伝導が考慮できるのは約 1/5 位である。軸対称及びソリッド要素は一般的に使用可能である。一部のシステムにおいては一般化マトリックスの形で伝熱要素を入力できる。

2.4 座標系及び材料特性

直交及び円筒座標系は一般的に使えるが球座標系は一部のシステムだけである。材料特性は大部分が等方、2 次元異方、3 次元異方性及び温度依存性が使える。一部のシステムでは応力依存性、時間依存性及び非線形弾性が考慮できる。移動硬化に対する特性も一部において考慮できる。

2.5 荷重及び境界条件

静的荷重条件は集中及び分布荷重、板やシェルにおける圧力、熱荷重及び加速度や軸対称荷重に対して一般的に考慮される。時間依存する動的荷重条件は大部分のシステムにおいて使えるが、周波数応答、PSD ランダム応答や衝撃スペクトルは半数程度のシステムしか考慮できない。節点の強制変位は大部分のシステムにおいて規定できる。伝熱解析においては熱の発生、減衰、伝達、放射などについて処理できる。

2.6 Pre 及び Post Processor

調査された大多数のシステムはこうした機能を持って
 いなかったが、準独立したサブシステムというものを有
 しており、その機能としては、インプットデータを変形
 前の形状、節点番号、要素番号及び2次元断面の形でプ
 ロットできる。計算結果も同様に変形や応力図を示し、
 時間的な変化も処理できる。データ作成の面では、バン
 ド幅最小化やWavefrontの最小化の機能はほとんどのシ
 ステムが有している。

2.7 その他

これらシステムに今後求められる機能としてデータの
 汎用的な編集機能、計算の流れを任意に修正できる高次
 元言語、再スタート及び回復機能、エラーのシステムの

追跡を行ない解析結果を保証する機能などがあげられる。

3. 結 論

本論文に示された一体化システムは、コンピュータ本
 体、データ記憶装置、伝送ネットワーク、応用プログラ
 ム、Pre 及び Post プロセッサ、実行ルーチン、端末
 デバイスやデータ管理システムなどのハード、ソフトを
 一体構造としての完成を旨としており、こうしたシステ
 ムによるエンジニアリング解析の一体化は原子炉工学に
 おける設計及び解析に明らかな改善をもたらすはずであ
 る。

(休井 正人)

表 1. 調査が行なわれたシステム

<u>NO.</u>	<u>System, Version, Release Date</u>	<u>Owner/Developer</u>	<u>Survey Date</u>	<u>Evaluator</u>	<u>Evaluator's Organization</u>
1.	ADINA, V78 (12/78)	MIT	12/18/78	Bathe	MIT
2.	ADINA, (1977)	MIT	1/5/79	Shoppes	SIA
3.	ADINA/ADINAT, (5/77)	MIT	1/5/79	Pfaffinger	Fides Trust
4.	ANSYS, R3-UP37 (11/77)	Swanson Analysis Systems	1/5/79	Pfaffinger	Fides Trust
5.	ANSYS	Swanson Analysis Systems	12/21/78	Cornett	CDC
6.	ANSYS, R3-UP37 (6/78)	Swanson Analysis Systems	11/27/78	Swanson	Swanson Analysis
7.	ANSYS, R3 (1977)	Swanson Analysis Systems	1/5/79	Shoppes	SIA
8.	ASAS, G08 (1/79)	Atkins R&D	1/3/79	Henrywood	Atkins R&D
9.	ASAS, G104 (1/78)	Atkins R&D	1/5/79	Shoppes	SIA
10.	ASKA, 7.8 (6/30/78)	ISD, Stuttgart	1/18/79	Argyris	ISD, Stuttgart.
11.	ASKA, 7.01 (7/24/77)	ISD, Stuttgart	1/5/79	Shoppes	SIA
12.	ATLAS, 4 (3/77)	Boeing	1/18/79	Dreisbach	Boeing
13.	CASTEM, 1.0 (4/78)	CISI, France	1/5/79	Shoppes	SIA
14.	E3 SAP, 1.1.0 (7/78)	U. of Cal., Berkeley	1/9/79	Hernes	BCS (Boeing)
15.	GT STRUDL, V1 M5 (10/78)	CDC Strudl, Georgia Tech	1/5/79	Shoppes	SIA
16.	LARSTRAN, 80 (12/31/79)	ISD, Stuttgart	1/18/79	Argyris	ISD, Stuttgart
17.	MARC, H.3 (3/78)	Marc Analysis	1/10/79	Marc	Marc Analysis
18.	MARC	Marc Analysis	12/21/78	Cornett	CDC
19.	MCAUTO STRUDL, 4.0 (1978)	MCAUTO Multisystems, Inc.	1/4/79	Kuhne	MCAUTO
20.	MSC/NASTRAN, 56 (7/79)	MacNeal-Schwendler Corp.	11/20/78	MacNeal	MacNeal-Schwendler
21.	NASTRAN, CDC	MacNeal-Schwendler Corp.	12/21/78	Cornett	CDC
22.	SAP, IV (4/74)	U. of Cal., Berkeley	1/5/79	Shoppes	SIA
23.	SAP6, 2 (1/30/79)	USC	12/19/78	Weingarten	USC
24.	SMART, 2 (3/31/79)	ISD, Stuttgart	1/18/79	Argyris	ISD, Stuttgart
25.	STARDYNE	CDC	12/21/78	Cornett	CDC
26.	SUPERB, 5.1 (6/78)	SDRC	12/31/78	Tolani	SDRC
27.	SUPERB	SDRC	12/21/78	Cornett	CDC
28.	WECAN, (9/12/78)	Westinghouse	1/5/78	Bogden	Westinghouse

21. 遷移クリープにおける上下界および近似解について

W.S. Edelstein, P.G. Reichel

1. 序 論

球形圧力容器, 円筒形圧力容器などの場合の純曲げ, ねじりに対する第2期クリープ方程式の一般化が提案された。第2節において, 正の単調増加のトルクを受ける中空円筒および円柱の梁の Saint-Venant ねじりの問題が, 積分方程式に換算された。第3節には, 第2期クリープの研究と, 近似解の取り扱いを示す。2つの関数 $\{S_k\}$, $\{\sigma_k\}$ が定義された。 $\{S_k\}$ は上界の極限値を, $\{\sigma_k\}$ は下界の極限値を与える。

2. 第1期クリープの境界

中空円筒および円柱 (長さ ℓ 内径 $r = a \geq 0$, 外径 $r = b$) の円筒座標は, シリンダの中心線を Z 軸とする。

$$\sigma_{rr} = \sigma_{r\theta} = \sigma_{rz} = 0 \quad (r = a \text{ or } b, t > 0) \quad (1)$$

自由端 ($Z = \ell$) においては,

$$\int_0^{2\pi} \int_a^b (\cos \theta \sigma_{zr} - \sin \theta \sigma_{z\theta}) r \, dr \, d\theta = 0$$

$$= \int_0^{2\pi} \int_a^b (\cos \theta \sigma_{z\theta} + \sin \theta \sigma_{zr}) r \, dr \, d\theta = 0 \quad (2)$$

$$\int_0^{2\pi} \int_a^b \sigma_{zz} r \, dr \, d\theta = 0 \quad (3)$$

$$\int_0^{2\pi} \int_a^b \sigma_{zz} \cos \theta r^2 \, dr \, d\theta = 0$$

$$= \int_0^{2\pi} \int_a^b \sigma_{zz} \sin \theta r^2 \, dr \, d\theta = 0 \quad (4)$$

$$\int_0^{2\pi} \int_a^b \sigma_{z\theta} r^2 \, dr \, d\theta = M(t) \quad (5)$$

また, M は,

$$M > 0, \dot{M} \geq 0 \quad (0 < t < \infty). \quad (6)$$

Saint-Venant のねじりの仮定は,

$$u_r = u_z = 0, \quad u_\theta = \alpha(t) r z \quad (7)$$

また,

$$\varepsilon_{rr} = \varepsilon_{\theta\theta} = \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{r\theta} = \varepsilon_{rz} = 0, \quad \varepsilon_{\theta z} = -\frac{\alpha r}{2} \quad (8)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{zz} = \sigma_{r\theta} = \sigma_{rz} = 0 \quad (9)$$

下式が成り立つ

$$2\pi \int_a^b \sigma(r, t) r^2 \, dr = M(t) \quad (10)$$

以下の応力-ひずみ関係のみが満足される。

$$\varepsilon_{\theta z} = \frac{(1+\nu)}{E} \sigma + \varepsilon_{\theta z}^{(c)} \quad (11)$$

$$\left. \varepsilon_{\theta z}^{(c)} \right|_{t=0} = 0 \quad (12)$$

$$\dot{\varepsilon}_{\theta z}^{(c)} = \frac{F(\sigma_e)}{[\varepsilon_e^{(c)}]^m} \sigma \quad (13)$$

(8), (9)式より, 下式が成り立つ

$$\sigma_e = \left(\frac{3}{2}\right)^{1/2} |\sigma|, \quad \varepsilon_e^{(c)} = \left(\frac{2}{3}\right)^{1/2} \left| \varepsilon_{\theta z}^{(c)} \right| \quad (14)$$

ここで, σ_e は有効応力, $\varepsilon_e^{(c)}$ は有効クリープひずみ, s_{ij} は応力の偏差成分であり, 次式で表わされる。

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\delta_{ij}}{3} \sigma_{kk}$$

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}, \quad \varepsilon_e^{(c)} = \sqrt{\left(\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^{(c)} \varepsilon_{ij}^{(c)}\right)}$$

(13), (14)より

$$\varepsilon_{\theta z}^{(c)} = \left[\int_0^t G(\sigma) \, d\tau \right]^{1/(m+1)} \quad (15)$$

(8), (10), (11), (15)より, 基礎的なクリープ方程式は,

$$\frac{(1+\nu)}{E} \sigma = \frac{r}{I} \left(\frac{(1+\nu)}{2\pi E} M(t) \int_a^b \int_0^t G(\sigma) \, d\tau \right)^{1/(m+1)}$$

$$\xi^2 \, d\xi - \left[\int_0^t G(\sigma) \, d\tau \right]^{1/(m+1)} \quad (16)$$

$t \rightarrow \infty$ のときの限界せん断域は,

$$\sigma(r, \infty) = \frac{M(\infty) r^{(m+1)/n}}{2\pi \int_a^b \xi^{[(m+1)/n] + 2} \, d\xi} \quad (17)$$

$a > 0$ のとき正の下界が存在する。

$$\frac{aM(t)}{2\pi I} \leq \sigma(r, t) \leq \frac{bM(t)}{2\pi I} \quad (18)$$

M が一定のとき

$$\sigma \leq \frac{Mr}{2\pi I} + \frac{E_r}{1+\nu} \left\{ b^{-1} \left[\int_0^t G\left(\frac{bM}{2\pi I}\right) \, d\tau \right]^{1/(m+1)} \right\}$$

$$-a^{-1} \left[\int_0^t G\left(\frac{aM}{2\pi I}\right) d\tau \right]^{1/(m+1)}, \quad (19)$$

$$\sigma \geq \frac{Mr}{2\pi I} - \frac{Er}{1+\nu} \left\{ b^{-1} \left[\int_0^t G\left(\frac{bM}{2\pi I}\right) d\tau \right]^{1/(m+1)} - a^{-1} \left[\int_0^t G\left(\frac{aM}{2\pi I}\right) d\tau \right]^{1/(m+1)} \right\} \quad (20)$$

3. 第2期クリーブにおける近似解

次式を考える。

$$s(r, t) = \frac{r^\ell}{I} \left(N(t) + \int_0^t \int_a^b H(s) q(\xi) d\xi d\tau \right) - \int_1^1 H(s) d\tau \quad (a \leq r \leq b, t \geq 0),$$

$$I = \int_0^b \xi^\ell q(\xi) d\xi. \quad (21)$$

ねじりにおいては、

$$s = \frac{(1+\nu)\sigma}{E}, \quad \ell = 1, \quad q(\xi) = \xi^2,$$

$$N = \frac{(1+\nu)M}{2\pi E}, \quad H(s) = G\left(\frac{Es}{1+\nu}\right) \quad (22)$$

純曲げにおいては

$$s = \frac{\sigma}{E}, \quad \ell = 1, \quad N = -\frac{M}{EI}, \quad H(s) = G(Es),$$

$$q(\xi) = k(\xi), \quad a = 0, \quad b = c \quad (23)$$

(21)の上界を求める。

$$s_0(r, t) = J \left[\left(\frac{r}{m}\right)^\ell H\left(\frac{m^\ell N}{I}\right) \right], \quad m^\ell \equiv \max_{(a,b)} r^\ell,$$

$$J[H(z)] = H[J(z)] = z \quad (z \geq 0) \quad (24)$$

ここで

$$s_{k+1} + \int_0^t H'(s_k) s_{k+1} d\tau = \frac{r^\ell}{I} \left(N + \int_0^t \int_a^b H(s_k) q(\xi) d\xi d\tau \right) + \int_0^t [H'(s_k) s_k - H(s_k)] d\tau \quad (25)$$

(24), (25)より

$$s_1 - s_0 + \int_0^t H'(s_0)(s_1 - s_0) d\tau = \frac{r^\ell N}{I} - s_0$$

$$\frac{r^\ell N}{I} - s_0 = \frac{r^\ell N}{I} - J \left[\left(\frac{r}{m}\right)^\ell H\left(\frac{m^\ell N}{I}\right) \right] \leq \frac{r^\ell N}{I}$$

$$-\left(\frac{r}{m}\right)^\ell J \left[H\left(\frac{m^\ell N}{I}\right) \right] \leq \frac{r^\ell N}{I} - \left(\frac{r}{m}\right)^\ell \frac{m^\ell N}{I} \leq 0 \quad (26)$$

$s_1 \leq s_0$ が証明された。 $K \geq 1$ のとき $s_{k-1} \geq s_k$ と仮

定すると、

$$s_k - s_{k+1} + \int_0^t H'(s_k)(s_k - s_{k+1}) d\tau = \frac{r^\ell}{I} \int_0^t \int_a^b [H(s_{k-1}) - H(s_k)] q(\xi) d\xi d\tau + \int_0^t [H'(s_{k-1})(s_{k-1} - s_k) - H(s_{k-1}) + H(s_k)] d\tau \quad (27)$$

$\{\sigma_k\}$ を仮定するために次式を仮定した。

$$\sigma_0(r, t) = J \left[\left(\frac{r}{\mu}\right)^\ell H\left(\frac{\mu^\ell N}{I}\right) \right], \quad \mu^\ell \equiv \min_{(a,b)} r^\ell;$$

$$\sigma_{k+1} + \int_0^t \left[\frac{H(s_0) - H(\sigma_k)}{s_0 - \sigma_k} \right] \sigma_{k+1} d\tau = \frac{r^\ell}{I} \left(N + \int_0^t \int_a^b H(\sigma_k) q(\xi) d\xi d\tau \right) + \int_0^t \left[\frac{H(s_0)\sigma_k - H(\sigma_k)s_0}{s_0 - \sigma_k} \right] d\tau \quad (28)$$

(29)より

$$\sigma_k - s_0 + \int_0^t \left[\frac{H(s_0) - H(\sigma_{k-1})}{s_0 - \sigma_{k-1}} \right] (\sigma_k - s_0) d\tau = \frac{r^\ell N}{I} - s_0 + \frac{r^\ell}{I} \int_0^t \int_a^b [H(\sigma_{k-1}) - H(s_0)] q(\xi) d\xi d\tau \quad (30)$$

よって

$$\sigma_{k+1} - \sigma_k + \int_0^t \left[\frac{H(s_0) - H(\sigma_k)}{s_0 - \sigma_k} \right] (\sigma_{k+1} - \sigma_k) d\tau = \frac{r^\ell}{I} \int_0^t \int_a^b [H(\sigma_k) - H(\sigma_{k-1})] q(\xi) d\xi d\tau + \int_0^t \left[H(\sigma_{k-1}) - H(\sigma_k) + \frac{H(s_0) - H(\sigma_{k-1})}{s_0 - \sigma_{k-1}} (\sigma_k - \sigma_{k-1}) \right] d\tau \quad (31)$$

次式は明らかである。

$$\sigma_k \leq s \leq s_k \quad (k=0, 1, 2, \dots) \quad (32)$$

$t \geq 0$ において、 N が一定であると、(32)において、

$k=1$ とする。不等式の結果は

$$s(r, t) \leq s_0(r) + \left[\frac{r^\ell N}{I} - s_0(r) \right] \exp \left[-t H'(s_0) \right] \quad (33)$$

$$s(r, t) \geq \sigma_0(r) + \left[\frac{r^\ell N}{I} - \sigma_0(r) \right] \exp \left[-t \left(\frac{H(s_0) - H(\sigma_0)}{s_0 - \sigma_0} \right) \right] \quad (34)$$

4. 結 論

本論文で得られた上界と下界は、さまざまに応用される。応力一ひずみのおおまかな評価が要求される場合は、簡単な境界条件によって速かに結果が求まるであろう。

境界条件によって実験値とアウトプットの特性のチェックがなされるだろう。数学的に予測される境界値を越える値、あるいは予測される単純な解を得られない場合は除外される。さらに複雑な問題は、一般のクリーブパッケージを用いることによって解かれる。

(向後 善之)

22. 構造物の簡易非弾性解析

J. Zarka, J. Engel, G. Inglebert

1. 序 説

周期荷重が原子力機器の挙動・寿命に及ぼす影響は、設計者にとって基本的な興味を引き起こすものである。ここでは次の二つの問題、

- (1) 非弾性領域に於ける周期荷重に対する構成則
 - (2) 構造物の周期的な挙動の記述
- に就いて考えて見る。

2. 全体系に於ける構成方程式

2.1 構成方程式記述の方針

構成要素を単純な機構の集合と見做す事にし、基礎要素を、slider, dash pot, slider と dash pot の並列モデル、及び線形バネの四つに分類する。

後で示す様に、硬化及び軟化は構成要素に於ける残差応力の発生と再配分の結果に過ぎない。

2.2 一般公式

2.2.1 変換されたパラメータ

非弾性 subelement に就いて、局所応力は

$$\begin{bmatrix} \sigma^{(1)} \\ \sigma^{(2)} \\ \sigma^{(3)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A^{(1)} \\ A^{(2)} \\ A^{(3)} \end{bmatrix} \sigma - \begin{bmatrix} \hat{\alpha} \\ \hat{\beta} \\ \hat{\gamma} \end{bmatrix} \equiv \underline{A}\sigma - \underline{\hat{x}} \quad (1)$$

と書ける。ここで、 $\sigma^{(i)}$ は第 i subelement の応力テンソルであり、 $\hat{x} = (\hat{\alpha}, \hat{\beta}, \hat{\gamma})^*$ は、変換後のパラメータであり、局所非弾性歪と

$$\hat{x} = \begin{bmatrix} \hat{\alpha} \\ \hat{\beta} \\ \hat{\gamma} \end{bmatrix} = \underline{\beta} \underline{x} \equiv \begin{bmatrix} B^{(1)} & C & D \\ C^T & B^{(2)} & E \\ D^T & E^T & B^{(3)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha \\ \beta \\ \gamma \end{bmatrix} \quad (2)$$

で結ばれている。ここで、 $\underline{\beta}$ は非負の対非行列である。 $\underline{\beta}$ が正則の場合、 \hat{x} と x には、一対一の関係が有り、 $\underline{\beta}$ が特異の場合、 \hat{x} は線形の部分空間 \hat{L} に属す。ここで \hat{L} の次元は $\underline{\beta}$ の階数に関係し、(2)式を満足する x は無限に存在する。

2.2.2 非弾性 subelement の進展則

subelement - 1 は完全塑性を表わし、その境界は固定の凸集合 C_0 で定義される。 $\sigma^{(1)}$ は C_0 に属し、対応する歪率 $\dot{\alpha}$ は、外法線方向である。 $\hat{\alpha}$ 空間に於いてこれ等

の条件は

$$\dot{\alpha} \in -\partial\phi_{C_0}(\hat{\alpha}) \quad (3)$$

で表わせる。式(3)の意味は、 $\hat{\alpha}$ は可動の凸集合 $\hat{C}(\sigma)$ に属し、 $\dot{\alpha}$ は内法線方向であると言う事である。

subelement - 2 は粘性を表わし、その進展則は、

$$\left. \begin{aligned} \dot{\beta} &= \frac{\beta^{(2)}}{\eta} = \frac{A^{(2)}\sigma - \hat{\beta}}{\eta} \quad \text{or} \\ \dot{\beta} &= -\frac{\partial w}{\partial \hat{\beta}}(A^{(2)}\sigma - \hat{\beta}) \\ (\sigma^{(2)} \equiv 0 \text{ の持, } \dot{\beta} \equiv 0) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

で表わせる。ここで、 η ; 減衰定数、 w ; 凸の粘塑性ポテンシャルを表わす。subelement - 3 は粘弾性を表わし、 $\dot{\gamma} = \partial Q / \partial \sigma^{(3)}$ である。 D_0 は $\sigma^{(3)}$ 空間の凸集合であり、 Q は粘塑性ポテンシャルである。全体系では

$$\dot{\gamma} = -\frac{\partial Q}{\partial \hat{\gamma}}(A^{(3)}\sigma - \hat{\gamma}), \quad (\hat{\gamma} \in \hat{D}(\sigma) \text{ の時, } \dot{\gamma} \equiv 0) \quad (5)$$

となり、 $D(\sigma)$ は $\hat{\gamma}$ 空間に於ける可動の凸集合である。

2.2.3 変換されたパラメータと全体系歪の進展則

式(2)から、式(6)が得られる。

$$\dot{\hat{x}} = \underline{\beta} \cdot \dot{x} \quad (6)$$

構成要素の非弾性歪、及び弾性歪は

$$\dot{\epsilon}^p = (\dot{\alpha}, \dot{\beta}, \dot{\gamma})^T \cdot (A^{(1)}, A^{(2)}, A^{(3)}) = A^T \dot{x} \quad (7)$$

$$\dot{\epsilon}^e = M \dot{\sigma} \quad (8)$$

となる。ここで、 M は弾性コンプライアンスである。

2.3 周期的非弾性挙動

2.3.1 純粘弾性応答

式(4)に於いて、 α, γ が零であれば、

$$\dot{\beta}(t) = (A^{(2)}\sigma(t) - B^{(2)}\beta(t)) / \eta \quad (9)$$

から解が得られる。ここで $B^{(2)}$ は β から得られる非負の対称行列であり、非負の固有値 λ_K を持つ。この式の一般解は

$$\beta(t) = \beta_v(t) + \sum \exp(-\lambda_K t / \eta_K) P_K(t) \quad (10)$$

となり、 β_v は特解であり、 $P_K(t)$ は t の多項式である。 $B^{(2)}$ が定値行列であれば、 $t \rightarrow \infty$ の時、 $\beta(t)$ は $\beta_v(t)$ となる。

2.3.2 一般的な応答

構成要素に対して、

$$\beta(t) = \beta_v(t) + \beta_1(t) \quad (11)$$

と置く。ここで、粘性要素が無ければ、 $\beta_v(t)$ は0である。又、新たに变换されたパラメータを、

$$x_1 = \beta(\alpha, \beta_1, r)^T, \text{ 及び } \hat{x} \equiv \hat{x}_1 + (C \cdot \beta_v, B^{(2)} \cdot \beta_v, E^T \cdot \beta_v)^T \quad (12)$$

と定義する。subelementの進展則は次の様になる。

$$(1) \quad \dot{\alpha} \in -\partial \phi_{C_1}(\alpha, \beta_v)(\hat{\alpha}_e), \\ \hat{\alpha}_1 \in C_e(\sigma, \beta_v) = \hat{C}_0 + A^{(1)}\sigma(t) - c\beta_v(t) \quad (13)$$

$$(2) \quad \dot{\beta}_1 = -\beta_1/\eta \rightarrow \dot{\beta} = \dot{\beta}_v + \beta_1 \quad (14)$$

$$(3) \quad \dot{r} = -\partial \mathcal{D} / \partial \hat{r}_1 (A^{(3)}\sigma - C^T \beta_v - \hat{r}_1) \\ (\hat{r}_1 \in \hat{D}_e(\sigma, \beta_v) = \hat{D}_0 + A^{(3)}\sigma(t) - E^T \beta_v(t) \\ \text{の時 } \dot{r} \equiv 0) \quad (15)$$

ここで、次の二つの特別の荷重状態が考え得る事は明らかである。

- (1) 静的な荷重、即ち、 $|\dot{\epsilon}^p|$ が略、0である場合であり、 $\hat{\beta}$ が0に近く、 \hat{r} は $\hat{D}(\sigma)$ に属すと云う事であり、言い換えれば構成要素に subelement - 1と3のみを考えると云う事である。
- (2) 動的荷重、即ち、 $|\dot{\epsilon}^p|$ が殆んど無限大と云う事である。即ち、 $\beta = r = 0$ であり、subelement - 1のみが変形に寄与する事になる。

2.3.3 弾性的シェイクダウン

- (1) β が正則であれば、弾性的シェイクダウンの条件は簡単に表わせる。即ち、 $\hat{\alpha}_1$ 空間に凸集合 $\hat{C}_1(\alpha(t), \beta_v(t))$ 及び、 \hat{r}_1 空間に凸集合 $\hat{D}_1(\sigma(t), \beta_v(t))$ が存在する。
- (2) β が特異の場合、条件はより難しくなり、一般化Melanの理論に対応する事となる。即ち \hat{L} に属する \hat{X}_1^* が存在し、 $\hat{\alpha}_1^*$ 、 \hat{r}_1^* は各々 \hat{C}_1^* 、 D_1 の交接に属し、且つ $\hat{\beta}_1^* = 0$ である。

(3) この極限状態に達するに要するサイクル数は無限回であり得る。

2.3.4 塑性的シェイクダウン

- (1) β が正則の場合、前記の条件が満足されない時、常に塑性的シェイクダウンとなる。
- (2) β が特異である場合、前記の条件が立証出来なければ、極限状態を先験的に知る事が出来ない。しかし乍ら、 \hat{L} と $\hat{C}(\sigma(t), \beta_v(t))$ の交接が空でない時(これは、 $\alpha_1(t)$ の存在する必要条件である)、 $X_L(t)$ は周期的でなくとも、 $\hat{X}_1(t)$ の周期解が存在する。即ち、塑性的シェイクダウン又はラチェットが得られる。

(前田 武夫)

23. 高温におけるステンレス鋼の破壊解析

C. A. Sciammarella, M. P. K. Rao

1. 序

原子炉の安全性に対する研究には、部材中の欠陥の挙動に対する詳細な知識が必要である。LMFBRの燃料は、 1100°F (593°C) 付近で使用される薄肉ステンレス鋼管に被われている。被覆管破壊の予想は、照射と腐食雰囲気における低サイクル疲労とクリープの同時発生によって複雑となる。破壊を予想するための第一段階は、実行可能で現実的な条件下における被覆管の破壊に対し、局所欠陥の効果を評価することである。本研究の目的は、ノッチ付円管の挙動に関する情報を得ることと、円管の破壊を予想する破壊力学手法の適用性の検討である。

2. 試験片と材料特性

試験は、クラック先端近傍に生じる変形と歪場のデータをを得ることを目的とし、リング状の試験片により行った。LMFBR被覆管は、板厚 0.381mm 、外径 7.112mm である。この様な小口径管で試験することは、歪の研究のためには非現実的である。従って、10倍の大きさで行った。広範囲の比例負荷を仮定し、時間依存現象が無視できれば、相似則が適用できる。試験片材料は、原子炉の高温域で最もよく使用される材料の一つである304ステンレス鋼を用いた。

表1に、9つの試験片のクラック形状と試験結果を示す。クラックは放電加工され、クラック先端の曲率半径は、 0.0508 から 0.1016mm の範囲となった。試験片の厚さは 2.54mm である。

3. 試験設備

この研究の目的は、クラック先端近傍の変位と歪場を研究することであり、変位の記録にモアレ法を用いた。荷重は、リングの内面に16点の集中荷重で与えた。試験に使用した炉は、抵抗コイルにより加熱され、 $0\sim 1200^{\circ}\text{F}$ の範囲で一定に保たれる。記録システムは、焦点距離 774.7mm の2つのレンズと、低倍率マイクロスコープ及びカメラによって構成される。格子は、リング表面に電気エッチングされた。 1100°F の試験温度では、ステンレス鋼は急速に酸化し、2時間で格子は損傷

する。格子を保護するために、耐熱ホワイト塗料で格子表面を被った。初めに、 40line/mm が彫られたが、しかし、破壊荷重の近くで格子の破壊が観察された。 12line/mm が最終の格子である。低倍率マイクロスコープは、像を3倍に拡大するために使用された。この倍率は、フィルムの解像力等を考慮して定めた。

4. 試験方法

各試験片は、破壊まで 1100°F で負荷され、試験される。種々の荷重状態において、試験片の写真が取られた。荷重は段階的に与えられた。試験時間は、最大荷重に達するのに $6\sim 11\text{hr}$ であり、平均歪速度は $6.06 \times 10^{-5}/\text{s}$ であった。表1に、全試験リングに対し、破壊時における歪と応力を示す。応力は、応力-歪関係を用いて歪から計算された。本研究の時間間隔と応力レベルでは、レラクゼーション効果は無視できる。

16点荷重による一定内圧の模擬は、フープ応力の他に曲げ応力も生じる。モアレ縞は、クラックに対して対称な応力分布を示す。クラック近傍の曲げモーメントは小さく、曲げ応力はフープ応力と比較して無視できる。

5. データ処理

ネガに記録された格子は、 4line/mm のピッチを持つ。このネガは、 4 と 8line/mm で解析される。この様にして、U変位(クラックラインに平行)とV変位(クラックラインに直角)のモアレパターンが記録される。モアレパターンは光学フィルターを用いて分離される。モアレパターンから、導関数 $\partial U/\partial x$ 、 $\partial V/\partial y$ 、 $\partial U/\partial y$ 、 $\partial V/\partial x$ を定めた。主歪と方向は、計算機を用いて、このデータから得ることができる。

6. COD解析

本研究の範囲内においては、CODはノッチ底径に独立であり、平均 0.2733mm となった。歪硬化材に対し、次の半実験式が円管の破壊を予想するために使用される。

$$\text{COD} = C_1 a \sigma^{\frac{2}{n}}$$

ここで、 C_1 は材料定数であり、 a はクラック長さ、 n は

歪硬化指数, σ はフープ応力である。1100 °F の 304 ステンレス鋼に対する $n = 0.39$ を代入すれば,

$$COD = C_1 a \sigma^{5.128} \dots\dots\dots(2)$$

リング No 1 ~ 4 の COD とフープ応力より逆算した指数の平均値は, 5.778 であり, 予想値 5.128 に比較して有望である。

7. J 積分解析

深いクラックを有するリング試験片に対して, J 積分は次式で与えられる。

$$J_{in} = \frac{1}{bt} \left[2 \int_0^{\delta_{cr}} P d \delta_{cr} - P_T \delta_{cr} \right] \dots\dots\dots(3)$$

$P - \delta_{cr}$ 曲線から, クラック伝播の開始に対する J 値が計算された。次の関係式によって, J_{in} と COD_i の関係を仮定した。

$$J_{in} = L \sigma_y COD_i \dots\dots\dots(4)$$

L の理論値は 1.5 ~ 2.98 の間にあり, リング試験片に対して, $L = 2.35$ の値を得た。

8. クラック先端特異性解析

塑性変形理論に従うクラック先端における支配特異性に対応した歪場は, 次式で与えられる。

$$\epsilon_{ij} = \left(\frac{J_n}{\sigma_y I_n} \right)^{\frac{1}{n+1}} r^{-\frac{1}{n+1}} \epsilon_{ij}(\theta) \dots\dots\dots(5)$$

リング No 3 の種々の荷重レベルに対するクラック先端の歪を, log-log スケールでプロットした図から, 歪と径方向距離の線の傾斜が定められ, 平均値は 0.93 となった。クラック先端近傍で, 傾斜はより小さな値に変化し, 傾斜の平均値は 0.636 である。この領域は, $n = 0.572$ の値に対応する。ここで, 平面歪を仮定し, $r = 0.254$ mm と考えれば, (5)式より計測値 0.385 に対し 6% 差の $\epsilon_1 = 0.362$ を得た。

9. 結 論

実験データと理論的に予想された値の関係から, 全塑性破壊挙動に対して, 以下の事が明らかになる。大規模塑性変形が生じ, 荷重釣合いの理論が適用できないクラック先端回りの領域がある。この領域は, 荷重が略釣合,

挙動が塑性変形理論と特異場の理論により良く予想できる大きな領域によって囲まれる。この観察結果は, クラック開始を予想する J 積分の適用性を確認する。クラック伝播が開始する時に, クラック先端形状が大きく変化する。クラック先端には, シャープなクラック先端領域が発先し, このシャープクラックは, 局所化された大変形場で進展する。

(久我 正二)

表 1. 試験片形状及び試験結果

Ring No.	Description of Crack Configuration	Average Diametric Strain at Fracture	Hoop Stress at Fracture, KN/sq cm
1	1.143-mm external crack	0.0260	14.833
2	1.143-mm internal crack and 0.127-mm inline external crack	0.01435	11.765
3	1.143-mm internal crack and 0.254-mm inline external crack	0.0225	14.021
4	1.143-mm external crack and 0.254-mm inline internal crack	0.0153	12.062
5	1.270-mm external crack and 0.254-mm inline internal crack	0.00914	9.867
6	1.143-mm internal crack and 0.254-mm external crack with 2.9972-mm separation between them	0.01252	11.155
7	1.270-mm internal crack and 0.254-mm external crack with 2.9972-mm separation between them	0.007775	9.264
8	1.143-mm external crack and two 0.381-mm internal cracks which are symmetrically located with respect to 1.143-mm crack and are separated by 3.9878 mm	0.01326	11.408
9	1.143-mm external crack and two 0.381-mm internal cracks which are symmetrically located with respect to 1.143-mm crack and are separated by 3.9878 mm	0.01887	13.091

II-4 その他

24. ボイラー用鋼の熱疲労抵抗の評価

J. Ginsztler

1. 序 論

合金の低サイクル熱衝撃疲労強度は、化工器や動力炉の開発を一層おしすすめるために、特に重要な研究課題である。機械的又は熱的応力による塑性ひずみ範囲、ひずみ保持時間、温度及び繰返しの振動数は、低サイクル熱疲労特性に大きな影響をもっていることが知られている。疲労亀裂の発生と亀裂進展過程を支配するこれらの本質的要素を明らかにするため、3種の鋼の試験片について、疲労の過程における材料の微細構造の変化を調査した。

2. 実験方法

2.1 材料及び設備

試験材料としては、次の3種の鋼の試験片を用いた。

- (1) Cr-Ni 合金オーステナイト・ステンレス鋼 (鋼C)
- (2) Mo-V 合金フェリチック・バイナイトチック低炭素鋼 (鋼B)
- (3) 非合金フェリチック・パーライチック低炭素鋼 (鋼A)

それぞれの材料の組成を表1に、試験片形状を図1に示す。

材料の加熱・冷却には抵抗加熱及び水冷の方法を用いた。実験中、温度変動及びひずみ値が制御された。試験システムのブロック・ダイアグラムを図2に示す。ひずみ測定には径伸び計が使用された。

2.2 試験条件

保持時間無しの熱衝撃疲労試験の温度範囲は、20～500°C、20～565°C及び20～600°Cにとった。ひずみ範囲は、0.5～1.0%の範囲にとった。水冷による温度変化率は100°C/secであった。

計測の結果、加熱時間中の軸方向の温度差は、20°C以内であり、径ひずみの不均一性は無視し得ることが示された。

3. 結 果

20～600°Cの温度範囲のさまざまな段階で実験を中断し、ポイドの形成、微細亀裂の核形成および工学的亀裂に達するのに要する熱衝撃サイクルの回数を調査した。表2に結果が示されている。

熱衝撃疲労過程における転移構造の発生、細粒の形成、そして転移密度の増加の様子を電子顕微鏡を使用して観察した。

鋼Bに、V. Sz. Ivonova-V. F. Zlepko-Z. G. Fridmanらによって提案された機械的・熱的処理⁽¹⁾を行った材料(鋼B')に対して熱衝撃疲労実験を行なったところ、表2に示すように、工学的亀裂サイズに達するまでに必要な熱サイクルの回数は、約40%増加した。

4. 結 論

- (1) 熱衝撃疲労損傷の初期段階の過程が確認された。
- (2) 試験した鋼の中では熱衝撃疲労損傷に対して、鋼Cが最もよく、鋼Aが最も悪い特性を示した。
- (3) 特別な処理により、鋼Bの工学的亀裂サイズに達するのに必要な熱サイクルの回数は40%増加した。

(REFERENCE)

- (1) IVANOVA, V. Sz., ZLEPKO, V. F., FRIDMAN, Z. G., MOZSARENKO, I. P. and PRONINA, G. G. Issziedovanyije nadezsnostryi paroperegrevatyelnüh trub iz sztali 12 H1MF, uprocsnyennüh metodom mekhanikotermiceszkoy obrabotki. Tyeploenergetika, 1978, 4, p. 68.

(岡本 且夫)

表 1. 試験材の化学組成, 熱処理条件及び室温での材料特性

Steel	C	Si	Mn	Composition (%)						Yield strength N/mm ²	Tensile strength N/mm ²	Reduction of area %	Heat treatment
				Cr	Mo	V	Ni	P	S				
A	0.18	0.30	0.60	—	—	—	—	0.019	0.017	238	456	63	Normalizing at 900 °C + annealing 620 °C, 10 min
B	0.11	0.26	0.60	1.07	0.28	0.25	—	0.009	0.002	360	500	78	960 °C, 30 min, AQ + tempering 720 °C, 5 hr
B'	0.11	0.26	0.60	1.07	0.28	0.25	—	0.009	0.002	420	530	76	Like B + 11% deformation at 20 °C + tempering 565 °C 10 hr
C	0.11	0.28	1.77	18.0	—	—	10.0	0.035	0.020	220	510	60	1100 °C, 2 hr WQ

表 2. 下記に要する 20-600 °C の熱サイクル最大及び最小回数
 (I) ボイドの形成
 (II) 微細クラックの形成
 (III) 工学的亀裂サイズへの到達

Steel	I	II	III
A	120-140	140-180	200-300
B	200-220	300-340	500-580
B'	—	—	700-740
C	240-280	600-640	900-950

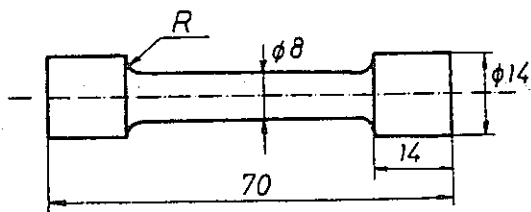


図 1. 試験片形状

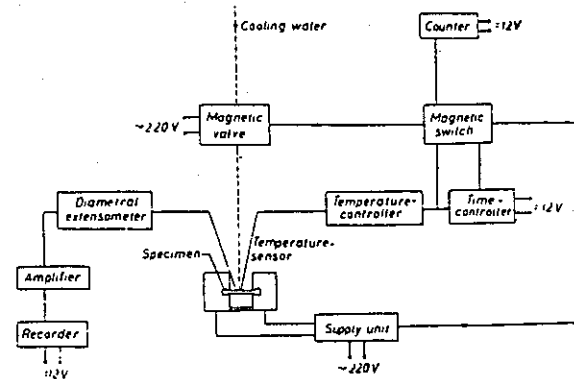


図 2. 熱衝撃疲れ試験システムのブロックダイアグラム

25. 2軸応力下における熱疲労強度に関する研究

W. Spandick

1. はじめに

圧力容器の部材は2次応力の場合、降伏応力を越えた応力まで許容されており、多軸でサイクリックな熱変形は塑性領域まで許容される。しかし、多軸応力下の許容繰返し教や材料の疲労過程に及ぼす熱サイクルの影響は今だに明らかにされていない。

本研究は、2軸応力状態において熱サイクルによって定まる実際の応力が、どの程度であれば従来の評価法で設計が可能であるかを適当な実験で検討し、また、その時の材料の使用限度も決定することを目的として実施された。

2. 試験方法

ここではフェライト鋼TTSTE 29のロール材とオーステナイト鋼×10 Cr Ni Ti 189, 材料No. 4541の鍛造材の2種の材料による2軸熱応力下の熱疲労試験を行ない、拘束ひずみの関数としての寿命の決定と、バウシソググループの形での応力-ひずみ曲線の決定を行なう。この応力-ひずみ曲線は部材の座屈応力の計算に必要な接線剛性係数を導びくために必要なものである。両材料はともに直径500 mm, 板厚100 mmの円板であり、温度サイクルは下限温度50°C一定, 上限温度300°C, 400°Cおよび500°Cを選んで試験を実施した。また、比較のために一定温度での機械的な単軸負荷試験も同時に行なった。

3. 試験装置

試験片は試験部である310 mm直径, 厚さ12 mmの円板に, 500 mm直径, 厚さ95 mmの拘束フランジがついた形状に素材から機械加工して製作した。円板試験片は応力比1:1の2軸応力を生じさせるに適当な形であり, このとき温度によるひずみを拘束するためのフランジを設けている。拘束フランジでは円板中の応力により変形が生じ, サイクル最高温度に依存するが, 4~10%の拘束効果の減少がある。そして, 拘束フランジの多少の温度上昇により, 理論的に予想される変形の10%程度拘束効果の減少が生じる。円板中のひずみ測定は,

拘束フランジでは常温用のひずみゲージ, 試験部では高温用の溶接型ひずみゲージにより行なった。

円板は電気輻射炉により両面から加熱され, 上限温度に円板中心がなると輻射炉は電気時に切れ, 空気により急速に冷却される。その後, 下限温度の50°Cになれば空気は止められ, 加熱が再度行なわれる。1サイクルの期間は温度範囲に依存して5~10分である。また, 一定数繰返しの後, 試験を中断し, 円板の初期き裂の発生と進展を記べた。

4. 試験結果

温度の設定は, オーステナイト円板ではうまくいったが, フェライト円板では設定値よりも5%低目であった。

ひずみ測定結果は平均して理論的に推定した値よりも多少低目となり, その差はフェライト円板で8~26%, オーステナイト円板で5~29%であった。拘束フランジに貼付したゲージによる測定ひずみの温度の関数としての履歴は, 加熱過程ではひずみは $\alpha \cdot \Delta t$ には従わず, 20°C~30°Cの温度上昇で0.017%のひずみ上昇があるが, それ以後380°Cまででは0.009%しか上昇しない。しかし, 絶対値としては理論的に推定される値と良く対応した。一方, 円板中央のひずみゲージによる結果を同様に整理すると, 測定ひずみは理論的に推定される値よりも0.02%しか低目でなかった。なお, オーステナイト鋼では冷却過程において, 拘束フランジの外周での圧縮ひずみは円板が壊れても安全には消えない。これは, 拘束フランジの反力が円板領域の変形過程に対して, それほど敏感でないことを示す。次に, ひずみ測定結果をバウシソグ表示としてまとめた。円板の応力は弾性変形する拘束フランジ外周面での接線方向測定ひずみ ϵ_t の関数として, 軸対称回転体における σ_t と σ_r の関係から導びき, 円板中心の計算応力と測定ひずみをプロットして表示した。この方法および円板中心で $\alpha \cdot \Delta t$ から推定したひずみを拘束フランジの膨張ひずみにより補正し, そのひずみを同じ応力に基づいて同時にプロットすると, 両曲線はほぼ一致した。したがって, 本方法により応力-ひずみ関係を表示することができる。また, このグラフから求めた接線剛性係数Tは22,500 N/mm²となった。

試験円板の表面を観察すると、半径方向と接線方向に疲労き裂が亀甲状に走っている。これは、両方向の荷重の大きさが等しいことによるものであり、また、これらの方向と45°の方向の疲労き裂があるが、これは繰返し塑性変形によるものである。初期き裂発生繰返し数 N_c と最終破壊を生じた繰返し数 N_f を対比すると、フェライト鋼で $N_c/N_f = 0.66 \sim 0.93$ 、オーステナイト鋼で $0.43 \sim 0.86$ 程度であるため、もし損傷を定期的な検査の間で見つけられるならば、適当な修復を行うに十分な時間があることがわかる。

試験円板の耐座屈性を改善するため、肉厚を上限温度400°Cの時には12mmから13mmに増大させ、500°Cの時には15mmに増大させたが、座屈は防げなかった。その座屈挙動は一様ではなく3種類に分けられた。座屈方向も一度座屈が消滅し反対方向に再び生じることもあり、この変化はいくつかの円板で数回発生した。また、最大変形箇所の座屈高さも一様ではなかった。

試験後の材料試験によると、降伏点は試験前よりもフェライト円板では約30%、オーステナイト円板では約20%増大していた。破断時伸びは少し減少した。また衝撃試験でもオーステナイト鋼は変化がなかったが、フェライト鋼では衝撃エネルギーは規格値は満足したが著しく減少した。硬度試験でもフェライト鋼が少しぜい化を起していることが確認された。

5. 単軸比較試験

上記試験結果との比較のため、400°C一定の高温単軸疲労試験を実施した。制御量は、円板が50°Cから400°Cに変化する時の膨張量から得られるひずみの値を採った。負荷条件は繰返し圧縮負荷とした。繰返し速度は3,000 c/hrである。

フェライト鋼では、約1,300サイクルまでに最大応力の増大と塑性ひずみ範囲の減少があった。また、ヒステリシスループの安定最大応力も円板で得られたよりも 100 N/mm^2 下の 270 N/mm^2 であった。一方のオーステナイト鋼では、ヒステリシスループは2,3サイクルで安定するか、全く硬化を示さないかであった。

初期き裂発生繰返し数はフェライト鋼で7,450サイクル、オーステナイト鋼で7,180サイクルであった。また破壊はフェライト鋼で8,850サイクル、オーステナイト鋼で7,510サイクルであった。これらを円板での結果と

比較すると、単軸試験における破断繰返し数はフェライト鋼では8倍大きく、オーステナイト鋼では10倍程大きい。さらに、フェライト鋼の変形は円板よりも50%大きく、オーステナイト鋼では15%円板よりも大きい。すなわち、疲労強度は多軸負荷により、かなり減少することがわかった。

6. 試験結果の検討

円板内の一定温度分布は、フランジの強制冷却により円板まわりの約25mm巾の領域を除くと、ほぼ達成されている。この均一化はフランジ内の応力分布を改善することになり、とくにオーステナイト鋼で著しい。しかし、応力-ひずみ線図の決定の為の評価法はフェライト鋼ほどオーステナイト鋼では決定的でない。オーステナイト円板では、冷却過程では加熱過程で発生する圧縮塑性ひずみの為、引張応力が発生する。引張領域から圧縮領域への繰返しは、本来フランジの外周で生じるはずであるが、ひずみ測定ではフランジが引張りのままになっている。これは、オーステナイト鋼では線膨張係数が大きく熱伝導率が低い為、拘束フランジの温度が高くなっていることであり、このような高温の過渡領域がフランジ内にあることも1つの説明となる。しかし、外周へりて応力の反転のないのは、フランジでの温度測定結果に基づいて、さらに検討する必要がある。

7. まとめ

以上、稼働条件を模擬した疲労試験として、2軸熱サイクル試験を実施した。ついで、測定領域における変形に対する疲労曲線を $\epsilon-N$ 線図としてプロットした。圧力容器部材の設計に用いられるこのような曲線の信頼性を高めるため、および圧力容器で用いられる材料の適切な選定のためには、より改良した本試験装置を用いて、さらに多くの試験を行う必要がある。

単軸試験は実際の条件とはうまく対応せず、2軸応力試験よりも変形が大きくかなり大きな応力サイクルまで耐えることがわかった。さらに詳細な研究により、多軸と熱荷重サイクルとで、どちらが大きな損傷を与えるかということが明らかになるであろう。

(高尾 武)

26. 内圧荷重及び熱衝撃下におけるノズル・コーナ部の自然形状欠陥

K. Kathiresan, S. N. Atluri

1. 序 論

圧力容器技術の重大な問題の1つに容器のノズル連結部などにおける表面コーナ亀裂の存在がある。こうした問題は、大抵、亀裂形状を1/4円、1/4楕円のような幾何形状で模擬して、有限要素法などの数値解析手法によって解かれる。しかし、最近、Smithらによる実験でノズル及び圧力容器に発生する実際の欠陥形状はこうした数学的幾何形状とは重大な差違があることが判明した。数学的幾何形状を用いて予測された亀裂先端に沿った応力拡大係数の解は、応力の変化が大きく複雑であるノズルや圧力容器の連結部分では真の値とは大きな違いがあると思われる。同様の実験が、簡単な幾何的形狀を用いてBroekhoven, Miyazono, Derbyらによって仮想亀裂進展法, Schwartz-Neumann手法等を使用した有限要素法やその他の数値解析により行なわれている。本稿では、3次元混合変位有限要素法を用いて圧力容器ノズル連結部における自然形状をしたコーナ亀裂を解析した。解析には、Smithらの実験により観察されたものを扱い、得た亀裂先端に沿った応力拡大係数の値を実験値や他の数値解析値と比較した。圧力容器技術におけるもう1つの重要な問題は熱衝撃を受ける圧力容器の問題である。冷却装置事故の場合、原子炉圧力容器は激しい熱衝撃を受ける。この熱衝撃の効果は少なくとも一瞬、既存の内圧荷重に加えられ、容器の脆性破壊の可能性は相当増大する。この問題についてもKobayashi, AyresらがSchwartz-Neumann修正法等により解を得ているが、本稿の有限要素法を用いても多くの熱衝撃を受けた圧力容器中の亀裂形状の解を得た。本稿中で両者の解を比較した。

2. 近似の方法

任意の亀裂先端曲線形状を含む3次元連続体は基本的に2種類の有限要素に区別される。すなわち、亀裂先端周囲を記述する「特別亀裂先端要素」と残りの構造材を記述する「定型等変化要素」とである。特別要素は、混合変位有限要素法により開発された。構造材の全体要素の変位 q^* と亀裂先端に沿った任意の点での3様式の応

力拡大係数 k_s^* は容易に次式のように表わされる。

$$IK_1 q^* + IK_2 k_s^* = Q_1 \quad (1)$$

$$IK_2 q^* + IK_3 k_s^* = Q_2 \quad (2)$$

ここで、 IK_1, IK_2, IK_3 は相当全体剛性マトリクスで、 Q_1, Q_2 は相当全節点力である。これより、有限要素の変位、応力や節点力の解を後処理するような間接的な方法のかわりに、直接(1), (2)式より応力拡大係数の解が構造材の全節点変位に関して求まるようになった。

3. 結 果

本手法は、既に厳密解が判っている幾つかの簡単な破壊問題に対してかなりの精度を持っていることが証明され、実際に宇宙工学や圧力容器構造材の3次元破壊問題の解析に使用され成功している。Smithらによって実験的に観察された最深の自然欠陥形状をノズルコーナに持つITV(かなり厚肉のもの)圧力容器の形状を図1に示す。この自然欠陥形状を見れば、普通仮定される幾何形状とは全く違うものであることは明白である。圧力容器は対称構造をしているので、半分を総自由度7977、総有限要素数452よりなるモデルとした。モデル断面図を図2に示す。ポアソン比 $\nu = 0.3$ の物質に対する解は図3に見られるようにSmithらの実験値とよく一致している。しかし、応力拡大係数が最大となる 45° の角度周りでは本手法の解が約10%程下回っている。実験では凍結応力光弾性手法が使用されたので本手法の結果と実験結果をもっとよく比較するために $\nu = 0.45$ の非圧縮性に近い物質を想定し、その解も図3に示した。 $\nu = 0.45$ に対する応力拡大係数の最大値における違いは約5%であった。有限要素において半球状端の端部状態を模擬することで応力拡大係数の最大値における差を約2.5%とした。次に、Smithらによって考えられたものと同じ亀裂形状を持つBWR(かなり薄肉のもの)圧力容器を解析した。モデルは基本的には図2に示した通りで、総自由度数、総要素数ともITVのときと同数である。 a/T (45° の回転角における亀裂深さ/ノズル連結部肉厚)の比が、0.15, 0.3, 0.57, 0.81のものを考慮したが、いずれも実験値とは大きな差がみられた。理由は明らかではないが、可能性として、亀裂の初期状

態から最深段階への成長過程を本稿では線形であると仮定したことに考えられる。尚、亀裂形状を 1/4 円とした Rashid らによる解とよく一致していたことを付け加えておく。最後に本手法を商業容器形状をしている圧力容器内の半楕円内部欠陥の熱衝撃問題に適用した。圧力容器と亀裂形状を図 4 に示す。圧力容器の初期温度を T_i とし、内部表面の温度が瞬時に T_E へと下がったと仮定すると過渡的温度分布は次式で表わされる。

$$\frac{T - T_E}{T_i - T_E} = -\pi \sum_{m=1}^{\infty} e^{-k\alpha_m t} \frac{J_0(R_i \alpha_m) J_0(R_o \alpha_m) U_0(r \alpha_m)}{J_0^2(R_i \alpha_m) - J_0^2(R_o \alpha_m)} + \frac{\ln(r/R_i)}{\ln(R_o/R_i)} \quad (3)$$

ここで、 $U_0(r \alpha_m) = J_0(r \alpha_m) Y_0(R_o \alpha_m) - (R_o \alpha_m) Y_0(r \alpha_m)$ であり、 J_0, Y_0 は第 1 種、第 2 種のベッセル函数である。また、 α_m は $U_0(R_i \alpha_m) = 0$ の根であり、 k は熱拡散係数、 t は時間である。応力拡大係数の最終値を正規化するために無次元の周方向応力 $\sigma_\theta = \sigma_{\phi\phi} \max / E\alpha(T_i - T_E)$ を使用した。モデルは、円筒形でない端部の軸方向境界条件を考慮しない要素数 380、総自由度 6195 の 1/4 円筒モデルとした。

$a/(R_o - R_i) = 0.6$ の半円形表面欠陥、 $a/c = 0.2$ で、

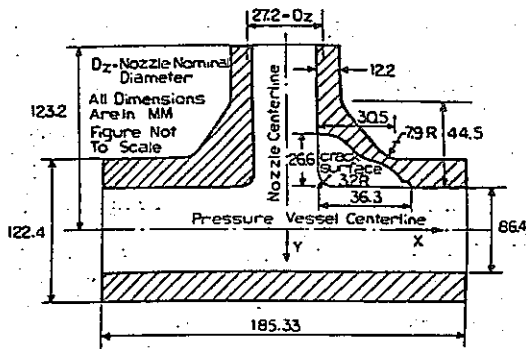


図 1. ITV ノズル結合部におけるコーナ亀裂形状

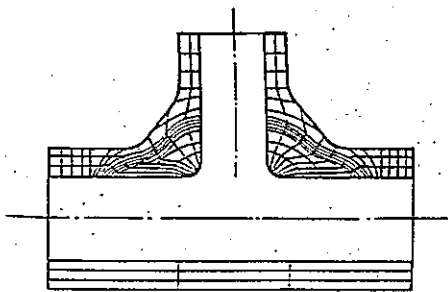


図 2. 有限要素分割モデル断面図

$a/(R_o - R_i) = 0.4, 0.6$ の半楕円形表面欠陥の 3 つの異なる亀裂形状について亀裂先端に沿った応力拡大係数の解を得た。 $a/(R_o - R_i) = 0.6$ の半楕円形表面欠陥の解を図 6 に示す。他の方法を用いた Kobayashi らの解を併記した。両者の解の差は、自由表面前部 ($\theta = 0$) において、3 つの問題に対して各々約 11%, 6%, 10% であった。Kobayashi らが平板解に対して曲率補正係数を用い、周方向応力に多項式近似を使用していることを考えれば本手法の解は Kobayashi らの予測値と非常によく一致している。

4. 結 論

3 次元混合変位有限要素法を圧力容器ノズル連結部におけるコーナ亀裂という複雑な問題に対して特殊な亀裂先端要素を導入することでうまく適用できることを実証した。本手法は内部に表面欠陥を持つ圧力容器の熱衝撃という重大な問題にも適用できる。これらのことにより、この混合変位法は大変複雑な問題に対して何の制限仮定も設けずに正確な応力拡大係数を算定する厳密な数学的解法を与えることが示された。

(青砥 紀身)

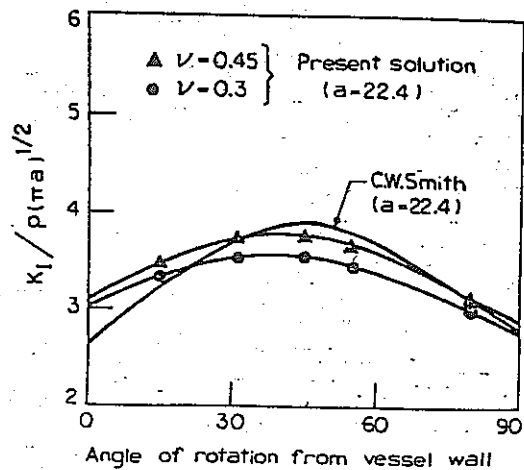


図 3. 内圧荷重下の ITV ノズル結合部におけるコーナ亀裂に対する解

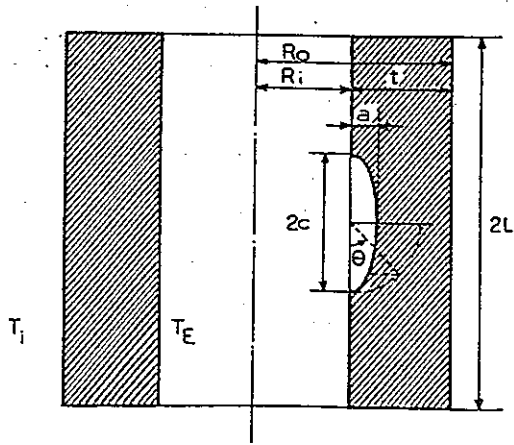


図4. 熱衝撃下の円管における表面欠陥形状

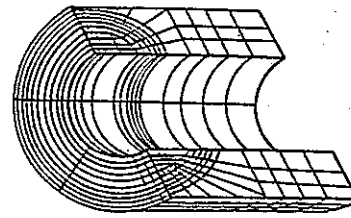


図5. 有限要素分割モデル断面図

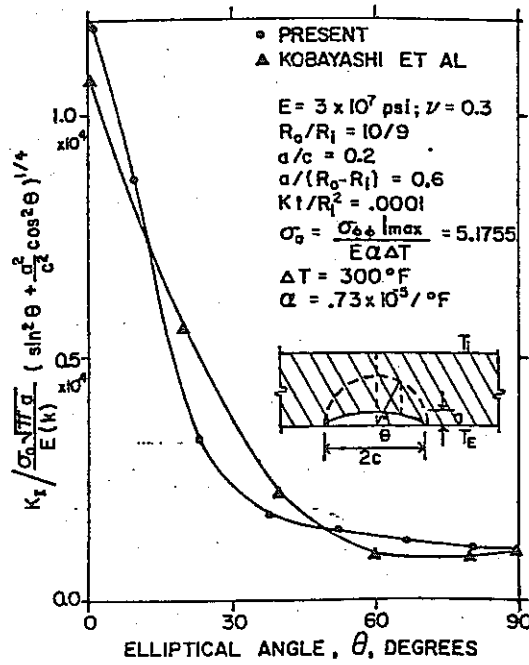


図6. $a/(R_o - R_i) = 0.6$ における解

27. 有限要素解析における構成モデル化について

K. J. Bathe, W. D. Snyder, M. P. Creary

1. 序 文

「材料の非線形挙動を現実的に公式化すること」と、「有限要素法による効果的な計算手法を確立する」という課題に対して、ここ数年間情熱的に研究活動がなされてきた。有限要素法の可能性を開発するためには、効率良く計算できるように改良された構成的記述が必要であり、そのような材料の記述の発展を考えると、次の2つの点、すなわち

- (1) 非線形挙動に対する公式化の理論的妥当性
- (2) 有限要素近似モデルの数値計算における効率性に関心が持たれる。

原子炉の構成部材やその他の構造の解析の際に、その材料の特徴を表現しようとするとき、基本的に次に示す3つの数値モデルいずれかに属する。

- (1) 歪弾性
- (2) 時間に依存しない弾塑性
- (3) 種々の特徴を持つクリープ

これらの数値モデルは、現実の材料挙動、解析条件に応じて、温度の影響、加工硬化、加工軟化のような重要な現象を記述するための理論的改良が容易である。しかし、O. C. Zienkiewicz は、時間非依存塑性とクリープを区別しないで、両方の物理現象を粘塑性としてまとめた数値計算を示している。ある場合には、このような数値モデルの方がより便利であり、適当であるかもしれない。

実際の材料、特に特殊な材料挙動を表現しようとするとき、適切な数値モデルを選択するとともに、シミュレーションによる実際の応答とモデルを比較することによって、モデルの適用限界を知らなければならない。例えば、コンクリート材料は、まったく異なった仮定に基づいた歪弾性モデルと弾塑性モデルによってその挙動が記述される。したがって、明らかに2つのモデルの適用範囲は異なっており、それを知らなければ、これらのモデルを使うことはできない。

材料の理論的記述を用いて実際に解析しようとするとき、さらに次の重要な問題が残っている。数値モデルは、物理的に妥当であり、主要な応答特性をつかんでいるだけでなく、数値計算上扱い易くなければならない。非線形材料モデルの計算効率化における主要な困難は、安定性、精度およびコストである。非線形材料モデルとその

計算方法は、比較的大きな荷重増分ステップ間隔あるいは時間ステップ間隔を許容し得るように可能な限り安定である必要がある。そして、ステップ間隔が大きくなっても、なお十分な精度を持っていなければならない。大きなステップ間隔を用いることができれば解析コストは一般に減少する。

材料の挙動を理論的に妥当なものとし、数値計算的に効率良く記述する困難に加えて、ある場合の有限要素解析においては、メッシュ分割が応答の予測に影響を与える。本質的には、有限要素メッシュは解析上の考察から予期される変形モードが表現できるように考慮されなければならない。例えば、完全弾塑性状態の解析においては、完全塑性における非圧縮条件が表現されなければならない。また、最大荷重あるいは極限崩壊解析における strain localization のような現象が表現できなければならない。

2. 著者らの論文⁽¹⁾の概要

この論文の目的は、扱い易い数値計算法のための構成方程式に関する最近の研究結果と、有限要素解析のためのモデル化の問題について議論することである。ここでは、はじめに歪弾性、弾塑性およびクリープ材料モデルの基本的特徴について簡単に述べる。これらのモデルの基本的な仮定は一般に用いられているものであり、現実の材料の応答特性と比較して主な仮定とその欠点について議論する。特に、localization やより一般的な不安定材料特性に関するモデルの修正について強調する。

材料の理論的記述における主要な目標は数値的表現の改善と計算効率の良い手法の確立である。この点について、著者らのアプローチを示す。そして、温度依存の材料定数を考慮した熱弾塑性とクリープの応答解析について詳しく議論する。加工軟化などの不安定挙動に対するモデル化のための工夫と、そのために生ずる誤差について考慮する。

次に、非線形応答解析のための有限要素メッシュの選択の問題について述べる。ここでは、限界荷重条件と strain localization の解析を取り扱う。

最後に、いくつかの有限要素法による計算例を示す。

(三輪 茂)

[REFERENCE]

- (1) CLEARY, M. P., BATHE, K. J., "On Tractable Constitutive Relations and Numerical Procedures for Structural Analysis in Masses of Geoliths," Proceedings, 3rd Int. Conf. on Num. Meth. in Geomechanics, Aachen, Germany (April 1979).

28. 高速炉構造材の構成方程式

C. E. Pugh, D. N. Robinson

1. 序 論

本論文では、高速炉に関連した構成方程式の最近の傾向を示す。高温構造設計に材料の非弾性挙動を考慮することの必要性が最近、認識される様になり、ある種の材料に対しては暫定的な構成方程式が使用されている。

ORNLで行なわれている研究により、塑性変形とクリープ変形の相互作用など、これまでの理論に従わない挙動が確認されている。こうした特性を表わせる新しい構成方程式にも言及する。

2. 現在の構成方程式

高速炉開発プロジェクトで使用されている暫定的な構成方程式は、304, 316 ステンレス鋼, 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼に対して作られたものである。これらは、種々の荷重条件における多くの実験で得られた特性を表わす様選ばれており、また、計算を実行する上での適用性も考慮されている。

古典的な理論に基づいており、全体のひずみは、弾性、塑性、クリープ、熱の各ひずみの和として扱っている。従って、構成方程式は弾塑性部分とクリープ部分に分けて定式化されている。塑性に関しては、移動硬化モデルを修正し、蓄積された非弾性ひずみの関数として降伏曲面サイズが等方的に変化することを許容した。クリープひずみ速度成分と、偏差応力、温度、蓄積されたクリープとを関係づけるために修正されたひずみ硬化則が使用され、また、応力反転がある場合のひずみ硬化値を求める補助則が与えられている。クリープと塑性の相互作用に関しては、蓄積されたクリープひずみに応じた降伏曲面サイズの等方的変化を許容している。2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の場合にはもう一つの相互作用として、塑性ひずみによってそれまでに蓄積された逆方向のクリープひずみ硬化が減少する、塑性ひずみによる軟化がある。

現在の構成方程式は、接線剛性法や初期応力法などの増分法による計算に適している。クリープの場合は、ひずみが履歴を表わす唯一の変数であるため、履歴を表わす変数に関する式とひずみ速度の式が同一のものとなり、計算上、簡単である。

3. 材料挙動に関する検討

実験結果によると、これらの材料、なかでも 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼は、非古典的な力学的挙動を示す。こうした挙動、および塑性とクリープの相互作用を記述できる新しい構成モデルが必要となる。

図 1 に、510°C, 単軸荷重下でクリープ変形し、その後、完全な除荷を受ける 2 1/4 Cr-1 Mo 試験片の挙動を示す。除荷期間中にわずかなクリープひずみの回復を示すが、その後の再負荷時にはクリープ抵抗の明らかな減少を示す。これは、明らかに、状態回復を示しており、構成方程式の今後の改良が必要となる。状態回復を考慮しない現在の理論に基づく予測値は、同図中の破線に示す様になる。

2 1/4 Cr-1 Mo 鋼では、塑性変形とクリープ変形の相互作用も顕著である。塑性ひずみを与えた後の緩和挙動試験の結果などからも、クリープ挙動は、それ以前に受ける塑性ひずみの大きさ、方向に依存することが示されている。

一方、蓄積されたクリープひずみは、その後に生じる弾塑性挙動に影響を与える。2 1/4 Cr-1 Mo 鋼を 510°C で 0.16% の軸ひずみを生じるまで一定ひずみ速度で負荷し、その後、応力一定で 100 時間クリープを起こさせ、その後、また一定ひずみ速度で負荷する。この実験から、蓄積された塑性ひずみが、その後の塑性変形を硬化させることがわかる。

4. 構成モデル開発の最近の動向

以上で述べた古典的な構成方程式では、非弾性ひずみを 2 つの部分、すなわち、時間に依存しない部分 (塑性) と時間に依存する部分 (クリープ) に分けられると仮定している。古典的な (時間不依存) 塑性理論は低温では妥当なモデル化であるが、高温では時間が重要な変数となる。従って、時間を本質的な成分とする構成方程式の開発が目標である。

時間を本質的な変数とし、クリープの影響を受ける塑性が同時に起きることを考慮できる構成モデルの研究が ORNL で行なわれている。この新しい構成モデルの基礎は流れポテンシャル関数

$$\Omega(\tilde{\sigma}, \text{history}) \quad (1)$$

の概念にある。これは、現在の応力状態 $\tilde{\sigma}$ と変形履歴の関数である。ある固定された変形履歴に対しては、非弾性ひずみ流れポテンシャルから導かれる。すなわち、

$$\tilde{\dot{\epsilon}} = \frac{\partial \Omega}{\partial \tilde{\sigma}} \Big|_{(\text{fixed inelastic state})} \quad (2)$$

この様な Ω の存在を実験によって検証する試みがなされたが、その存在は実証できなかった。このモデルでは2階のテンソル $\tilde{\alpha}$ を用いるが、 Ω は全応力値ではなく、与えられた応力値の偏差成分 \tilde{S} と内部応力 $\tilde{\alpha}$ の差 $\tilde{\Sigma}$ に依在する。

材料の等方性の仮定、および Ω は \tilde{S} と $\tilde{\alpha}$ の2次の不変量のみ依存するという仮定により、

$$\Omega = [A/(n+1)]\{3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2\}^{(n+1)/2} + [2D/(n+1)] J_2(\tilde{\alpha})^{(n+1)/2} \quad (3)$$

が得られる。ここに、A, n, C, D, Yは材料定数である。さらに(2)式を用いて、非弾性ひずみ速度を与える流れ則は

$$\tilde{\dot{\epsilon}} = 3A/2 \{3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2\}^{(n-1)/2} \tilde{\Sigma} \quad \text{for } 3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2 > 0$$

$$\tilde{\dot{\epsilon}} = 0 \quad \text{for } 3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2 \leq 0 \quad (4)$$

状態変数 $\tilde{\alpha}$ の変形履歴に伴う変化を与える成長則は

$$\dot{\tilde{\alpha}} = \frac{C}{J_2(\tilde{\alpha})^{\beta/2}} \tilde{\dot{\epsilon}} - DJ_2(\tilde{\alpha})^{(n-\beta-\frac{1}{2})} \tilde{\alpha} \quad (5)$$

ここで、 β も材料定数である。

この構成モデルに基づき計算された結果を示す。図2にクリープ回復試験の結果を示す。高温下で除荷を与えた後、再負荷すると、初期負荷時の様な1次クリープを示す。これは、図1の実験で得られた零応力期間中の状態回復を表わしている。また、クリープと塑性の相互作用を示すことを目的とし、一定応力クリープ期間後に一定ひずみ速度で荷重を負荷すると、再負荷後に蓄積されたクリープひずみによるかなりの硬化が見られる。さらにクリープと塑性の相互作用のテストも行なった。この結果、応力反転によって材料が初期のやわらかい非弾性状態に戻ることを確認した。

5. 結 論

いくつかの材料の重要な非弾性挙動について述べ、こうした挙動を表現する構成方程式の概要について述べた。ここで議論した構成モデルは、現行のものに比べいくつかの利点があるが、FEMなどの解析プログラムへの組み込みは、まだ簡単にはいかない。例えば、遅い時間依存変形において、非弾性ひずみ成分の蓄積を支配する方程式とテンソルの状態変数 $\tilde{\alpha}$ は密接に連成している。こうしたモデルを設計における使用に推奨するには、経済性についての評価も必要である。

(堀江 知義)

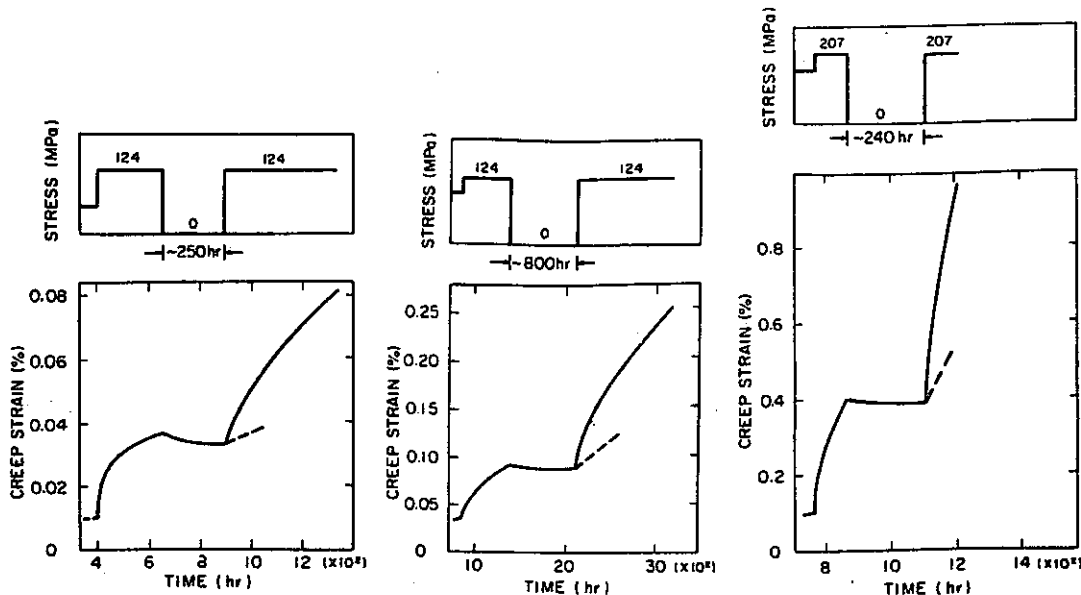


図1. 510°Cにおける2 1/4 Cr-1Mo鋼のクリープ回復試験

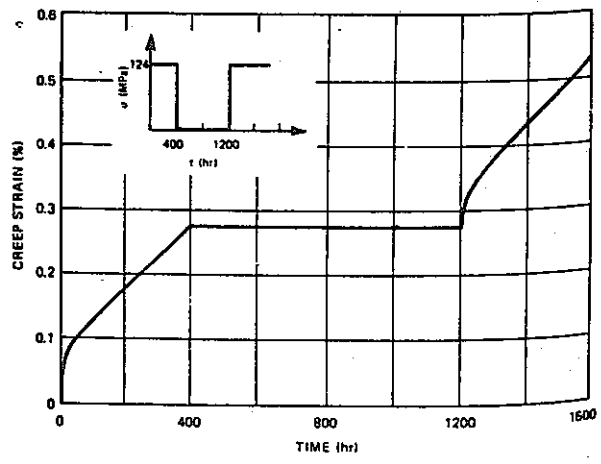


図 2. クリープ回復試験の計算結果

29. 円板のサーマルラッチェッティングに対する、横圧力の効果

T. H. Hyde

1. 序 論

原子力プラントや化学プラントにおける多くの機器は、定常のメカニカルな荷重と同時に、サイクリックな熱荷重を受け、その寿命は、塑性歪や変形の累積（即ちラッチェッティング）に支配される。

簡単な構造に対しては、閉じた形の解がいくつか得られていて、シェイクダウン、サイクリック塑性、ラッチェッティングの起こる応力領域が示され、更に1つのサーマルサイクルあたりのサイクリックな塑性歪とラッチェット歪を予言する表現を与えることができる。例えば Miller と Bree によって考察されたモデルでは、メカニカルに引き起された応力分布は等価な単軸応力分布に置きかえられ、熱的荷重は、定常状態の温度分布が最も厳しくなるように十分緩やかに負荷される。その他の、構造上のラッチェッティングの優れたレビューは、Lekie (W. R. C. Bull., June 1974, 195) によって与えられている。

構造が複雑になり、熱過渡が急速になると、簡単な解析的な解は得られず、計算機に頼らねばならない。この論文の目的は、実際に用いられる機器の多くの特徴を含む簡単なモデルに対する、有限要素法による弾塑性解析の結果を提供することにある。ここで特徴というのは、定常のメカニカルな荷重によって、膜及び曲げ応力の両方が生じるということを目指す。この解析の対象として、

- (1) 定常な膜応力（板厚方向には傾きを持たない、径方向の縁にかかる荷重）
- (2) 定常な横方向の圧力
- (3) 板厚方向の温度変化

という3種の荷重が負荷された、径方向には動けるが、方向が固定された縁を持った円板を選んだ。せん断応力が無視できるように、直径と板厚の比は21（図1）とした。結果を、Miller-Breeの単軸モデルと比較する。

2. 材料挙動の仮定

材料の性質は全て、温度に依存しないと仮定する。

歪は、弾性歪、塑性歪、熱歪の3成分から成るとし、弾性歪はHookeの法則に従うものとする。

降伏は von-Mises の相当応力によるクライテリオ

ンと Prandtl-Reuss の流れ則に支配される。また、このとき用いる降伏応力 σ_y は、単軸の降伏応力であって、引張りと圧縮で等しいものと仮定する。

有限要素法による解析に必要な物性値を表1に示す。これは、鉛合金の20°Cにおけるものであるが、結果は規格化して表わすので、他の材料から成るモデルにも、この論文の結果は適用できる。

3. 負荷条件

図1に示した板に、一様な横圧力 p をかけると、表面上の径方向と周方向の弾性応力は板の中心において、

$$\sigma_p = \frac{3(1+\nu)pR^2}{8d^2}$$

で与えられる。以下、この σ_p を公称の圧力応力として用いる。解析には、 σ_p/σ_y の値として、0, 0.059, 0.118 という小さな値を用いた。

定常温度条件下で、板厚方向に温度の傾きのある図1の板に対する、径方向、周方向の弾性応力は、表面上で

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \frac{E\alpha T}{2(1-\nu)} = \sigma_t$$

である。この解析では、圧力のかけられていない面を一定温度 T に保持したまま、他方の面の温度を、時間 t_v の間に T から $T - \Delta T$ まで一定速度で冷却し、暫く停留させた後、 $T - \Delta T$ から T まで同一速度で加熱するという方法で、熱的荷重を負荷した。Fourier 数は十分高く、すべての時刻で、線形な温度分布が保証され、停留時間も十分長く、定常な温度分布が得られる。 σ_t/σ_y の値として典型的な1.57, 3.15, 4.72を用いた。

膜応力 σ_m/σ_y は、表2に示したものをういた。

4. 有限要素解析

解析プログラムは、PAFEC 70+ に基づく弾塑性有限要素プログラムを用いた。使用した要素は、8節点軸対称アイソパラメトリック要素で、各要素に対し、4つのガウス積分点が用いられた。

熱的荷重の各半サイクルは0.2sの等しい11増分で負荷される。

サイクル数は、ほとんどの荷重条件に対し3であるが、

いくつかの条件に対しては2である。

5. 結果

5.1 膜応力だけの場合

横方向の圧力のない場合の結果を、Miller-Breeモデルによる結果とともに図2に示す。ラチェッティング境界に関し両者の予言はほぼ一致している。

5.2 膜応力と横圧力荷重

横方向に圧力がかけられると、横方向に増加する変位が生ずる。特に、円板の中心の変位の増分を Δu_c として、熱応力と膜応力の代表的な一組をとって、圧力荷重に対して、 $\Delta u_c/d$ をプロットすると、近似的に線形な関係が存在していることがわかる(図3)。他の荷重の組についても同様である。

板の表面のラチェット歪は、半径方向の位置によって変化する。しかし、板厚の中央の位置におけるラチェット歪は半径方向の位置には、あまり依存せず、また、その値は、 $\sigma_p/\sigma_y = 0$ と、同一の σ_m/σ_y と σ_t/σ_y の値に対して得られるラチェット歪の値に等しい。従って板厚中央のラチェット歪は、膜と熱的荷重だけ考慮すれば得られる。また、Miller-Breeモデルは、横方向の圧力が無いときのラチェット歪を近似的に予言できるので、横方向の圧力が有るときでも、板厚中心のラチェット歪を近似的に予言できる。

圧力荷重が無いときに、ラチェッティングを生ずるような十分大きな膜応力と、ラチェッティングを生じさせないような膜応力の、2領域を比較してみると、前者の場合、 Δu_c は膜応力の変化に非常に敏感であるのに対し、後者の場合は Δu_c は膜応力に比較的鈍感で、かつ、3番目のサーマルサイクルにおける増分は、2番目のサーマルサイクルに対するものに比べ著しく小さく、横方向の変位はシェイクダウンするようである。

(三間光太郎)

表1. 材料物性

Poisson's ratio (ν)	0.440
Young's modulus (E)	23.1 GN m ⁻²
Yield stress (σ_y)	15.0 MN m ⁻²
Coefficient of linear expansion (α)	28.6 × 10 ⁻⁶ °C
Thermal conductivity	35.1 W°C ⁻¹ m ⁻¹
Specific heat/unit volume	14.3 × 10 ⁵ kJ °C ⁻¹ m ⁻³

表2. 荷重条件 (膜応力 σ_m/σ_y)

σ_p/σ_y	σ_m/σ_y		
	0	0.059	0.118
1.57	0.6	—	—
	0.7	0.7	0.7
	0.8	0.8	0.8
3.15	—	0.0	0.0
	—	0.2	0.2
	0.4	0.4	0.4
	0.5	0.5	0.5
	0.6	0.6	0.6
	0.7	0.7	0.7
4.72	—	0.0	0.0
	—	—	0.1
	—	0.15	—
	—	—	0.2
	—	—	0.24
	0.3	0.3	0.3
0.4	0.4	0.4	

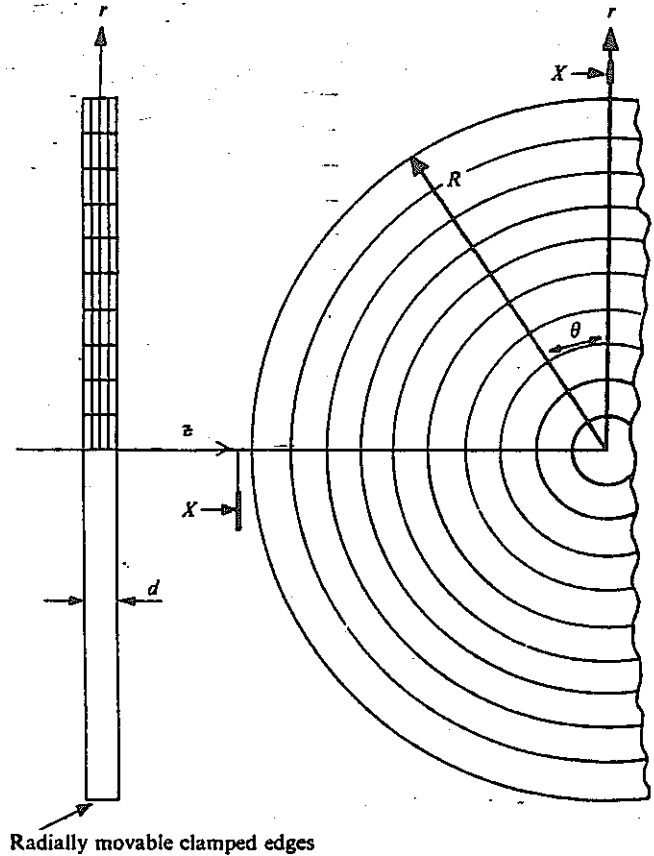


図1. 円板と有限要素メッシュ

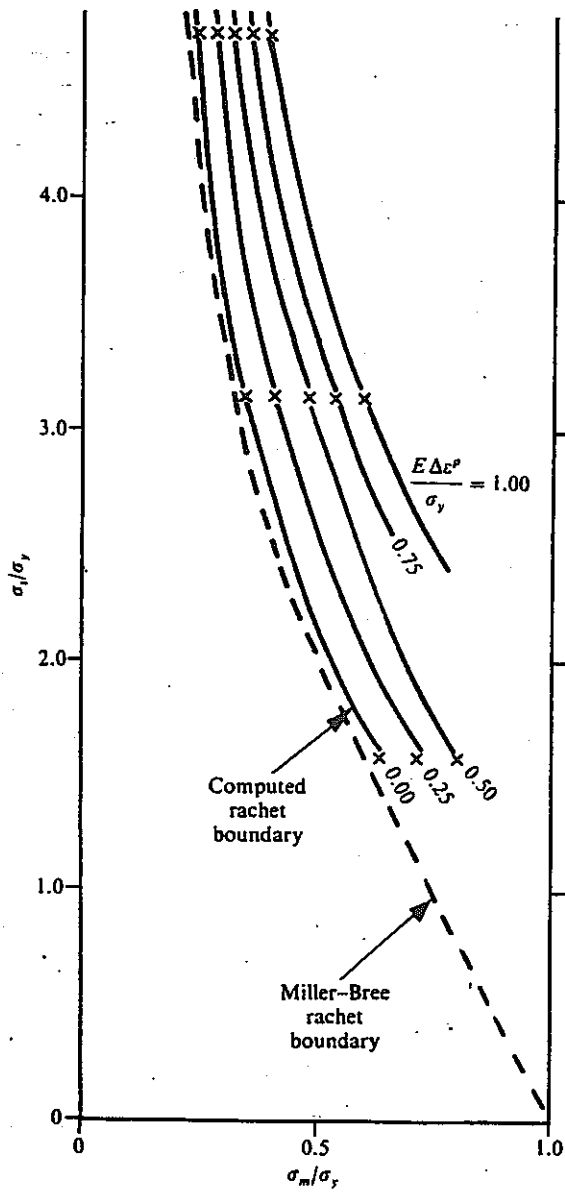


図2. ラチェッティング境界と、サーマルサイクルあたりあたりのラチェット歪が一定の曲線

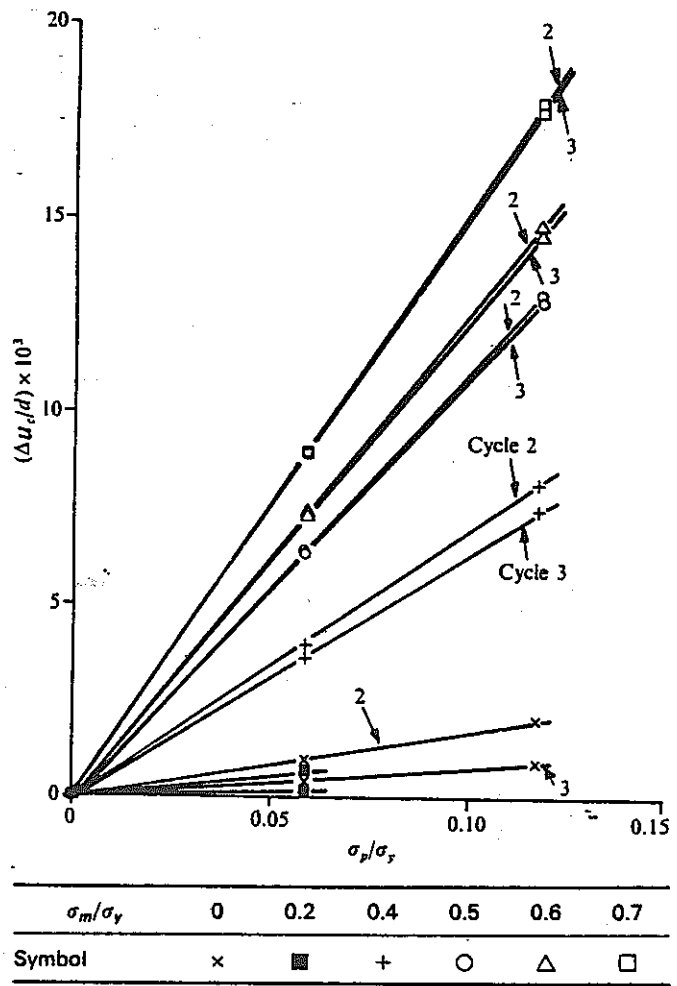


図3. 円板の中心の変位増分
($\sigma_t/\sigma_y = 3.146$)

30. 新しい高温ひずみ測定法

R. H. Marion

1. 序

高温における単軸ひずみ測定には数多くの方法が用いられてきた。しかし、それらのいずれも、材料の短時間高温力学物性値の研究におけるひずみ測定には使用できなかった。そのような研究では、試験片は3000Kを越える温度に数秒で自己抵抗加熱され、つづいてさまざまな変形履歴のもとにおかれる。通常の長時間(30分以上)のひずみ測定方法に存在する困難な問題に加えて、加熱中の試験片の発光の変化や取り付けられた部品への熱の移動等多数の問題を取り扱わねばならない。そこで、新しい手法が開発され、その方法では室温から少なくとも3000Kまで動的ひずみ測定が行なえることがテストされた。試験片の発光による問題はほとんど除かれているため、自己抵抗熱試験片の急速加熱研究にも適用できる。

2. システムの構成

開発されたシステムは試験片上に付けられた小さなセラミックセメントのターゲットを光学的に追跡するものである。ターゲットはレーザーにより照明され、反射光は1mm幅の干渉フィルタを通して試験片の熱放射の効果を減少させて観測される。装置の写真を図1に示す。

2.1 ターゲット

現在テストに用いているターゲットは、セメントの小さなノデュールである。黒鉛試験片では黒鉛セメントが、金属試験片ではセラミック-金属セメントが用いられる。

ターゲットはほぼ円錐形(基部の直径1.5mm高さ2mm)で、試験セメントは空气中273Kで4時間、セラミック金属セメントは空气中333Kで10時間硬化される。その後、鋭いエッジを得るためにやすりがけされる(図2)。

ゲージ長さに沿った温度分布は重要であるが、試験片上につけられたノデュールは温度分布を1%以下しか乱さない。

2.2 ターゲットへの照明

アルゴンイオンレーザーの波長488nmラインをターゲットの照明に用いた。レーザーの直径1.3mmのビ

ームが2本に分割され(強度差10%以内)ターゲットに当てられる。途中、円筒レンズによりビームがひろげられているため、ターゲット付近で3.2×7.6mm程度の有効ビーム(トラックの追える範囲)となる。

2.3 干渉フィルタと熱吸収フィルタ

中心波長488nmのバンドパスフィルタとしてHBWが0.2, 1.0, 5.0nmのものが用いられた。干渉フィルタのパスバンドはフィルタ温度に敏感である。試験片からの放射熱の吸収による温度上昇が長時間の測定には問題となるのでその時には干渉フィルタの前に赤外線吸収フィルタを置けばよい。

2.4 光学的トラック

このシステムで用いられているトラックはデジタルラインスキャンカメラであり、画像面は25.4μm間隔で1024個のシリコンフォトダイオードによる0.432mm幅のリニアアレイよりなる。フォトダイオード上に結ばれた像が電子的に走査され、対応するダイオードで光の強さに比例したアナログ電子パルスの列を発生する。これらのパルスは定められたしきい値と比較され2値パルスとなる。明暗変化の前後のパルス数が電子的に数えられターゲットの位置が決定される。

ターゲットの明/暗率が十分なら明のダイオードが飽和するように用いることができる。これによってトラックはある程度明るさレベルおよびその分布のどちらの変動に対しても鈍感にできる。

3. 実験結果

実験において、位置表示は±1から±2ダイオード以内で安定である。ひずみ測定でみられたデータの偏差は最大±2ダイオードであるが一般には±1ダイオードである。

ATJ(S)黒鉛の引張試験片を用いた実験での荷重対ゲージ長ののびの生データプロットを図3に示す。

4. 結論

開発されたシステムの性能は表1にまとめられている。

システムは扱いやすく信頼性、再現性があり、また、高温ひずみ測定に適用できることが実験により証明された。

(松浦 真一)

表 1. ひずみ測定システムの性能

Temperature Range :	Room Temp. to 3000 K
Gage Length :	Any > 2.5 mm*
Displacement Range (for each tracker):	4.24 mm
Target Width Required :	0.071 mm
Working Distance :	421.6 mm
Overall Inaccuracy in Strain Measurement (at Temp.):	± 4.14 μ m

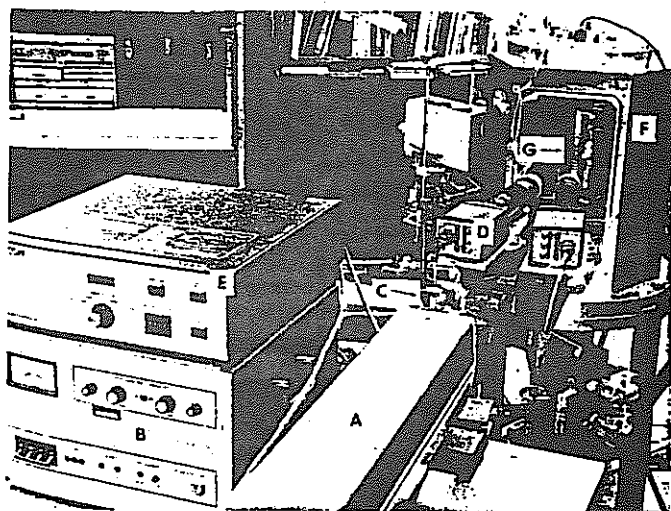


図 1. 実験装置 (A)レーザー, (B)レーザー電源, (C)ビーム分割装置, (D)トラッカ, (E)トラッカコントローラ, (F)テストチャンパー(窓は取りはずしてある), (G)試験片

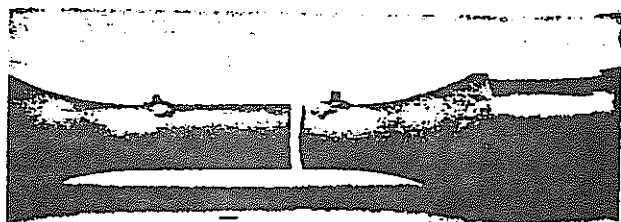


図 2. ノデュールの付いた黒鉛試験片

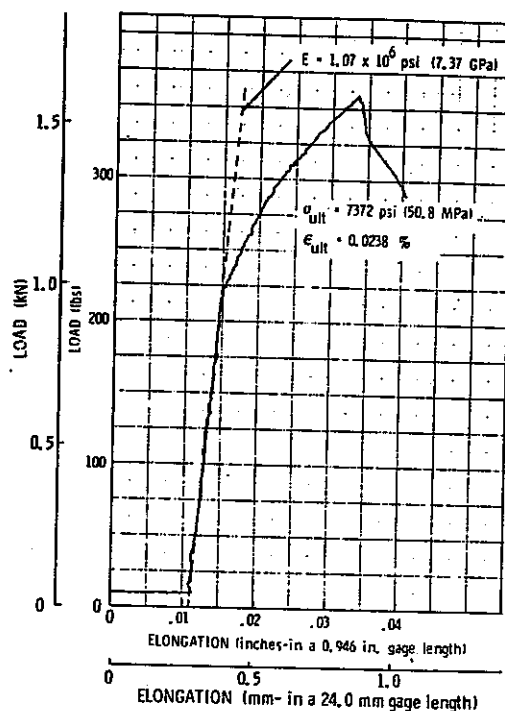


図 3. 荷重とゲージ長さののびの関係 (ATJ (S) 黒鉛試験片, 2843 K, 荷重速度 13.8MPa/S)

31. 高温での構造材料の挙動における照射の影響

M. M. Abo - El - Ata

1. 概要

この論文は高温での構造材料の機械的挙動に及ぼす照射の影響についてのレビューである。このレビューは主に高速増殖炉の炉心材料である溶体化処理された304ステンレス鋼と316ステンレス鋼と20%冷間加工された316ステンレス鋼の実験データに基づいている。

2. 機械的性質に及ぼす照射効果

2.1 強度と延性に及ぼす照射量と温度の影響

Holmesらの実験によれば、 10^{21} n/cm²の照射量で照射された焼きなましされた316ステンレス鋼の降伏強さは照射温度が低いほど高くなる。Fishらの実験によれば20%冷間加工された316ステンレス鋼の降伏強さに及ぼす照射量と引張試験温度の影響は、引張試験温度が370°Cから480°Cまでは照射量とともに降伏強さが高くなるが、540°Cから590°Cでは照射量とともに低くなっている。また370°Cから610°Cの間で照射された20%冷間加工された316ステンレス鋼の延性に対する照射量の影響は照射量が高くなるほど延性が低下する。

2.2 弾性係数に及ぼす照射量と温度の影響

中性子照射による弾性係数の変化は照射量よりはスウェリングと関係している。ヤング率、せん断係数、ポアソン比はスウェリングとともに減少する。

2.3 熱的クリープ強度に及ぼす照射量と温度の影響

Bloomらの実験によれば 1.9×10^{22} n/cm²の量の照射を受けた焼きなましされた304ステンレス鋼の550°Cで300MPaの一定応力下でのクリープ曲線に及ぼす照射温度の影響は、照射温度が最も低い450°Cでは最も低いクリープ速度、クリープ延性、クリープ破断時間を示し、照射温度が高くなるにつれてクリープ速度、クリープ延性、クリープ破断時間はともに照射を受けていないものに近づいてくる。またBloomらは溶体化処理された304ステンレス鋼の600°Cで190MPaの一定応力下でのクリープ破断延性に及ぼす照射量の影響を調べる実験をおこなっている。それによれば図1に示

してあるように照射を受けない場合には15から25%の破断延性を示していたものが、照射温度が370°Cから470°Cの間では照射温度にかかわらず照射量が大きくなると連続的に破断延性が減少している。クリープ破断時間も同様に減少している。

2.4 疲労寿命に及ぼす照射の影響

Brinkmanらは700°Cから750°Cで 5×10^{22} n/cm²の量の照射を受けた304ステンレス鋼と316ステンレス鋼とインコネル800の700°Cでのひずみ制御疲労実験をおこなっている。それによればステンレス鋼は照射を受けないものに比べて約1/1.5から1/2.5に疲労寿命が減少し、インコネル800は1/35に減少する。

3. スウェリング

3.1 照射量の影響

オーステナイトステンレス鋼のスウェリングに対する照射量の影響は次のようになる。ある照射量以下であればスウェリングがおこらない領域と照射量とともにスウェリング速度が増える領域と照射量によらずスウェリング速度が一定の領域がある。

3.2 照射温度の影響

Garnerらは溶体化処理された316ステンレス鋼の 4×10^{22} から 1.6×10^{23} n/cm²の量で照射された場合のスウェリングに及ぼす照射温度の影響を調べている。それによれば、図2に示してあるように520°Cぐらいでスウェリングが最も大きくなりその量は照射量による。

3.3 冷間加工の影響

Busboomらの焼きなましされた304ステンレス鋼の実験によれば、スウェリングがおこらない限界の照射量は冷間加工しない場合には 1.5×10^{22} n/cm²であるが、30%冷間加工されたものは 6×10^{22} n/cm²となり、冷間加工はスウェリングをおこしにくくする。

3.4 応力の影響

理論的にも負荷静水引張応力がポイドへの空孔の流れを増大し、スウェリング速度を増加させることが研究さ

れており、Weiner らの溶体化処理された 316 ステンレス鋼の実験でも、静水引張応力がスウェリングをおこさない限界の照射量を減少させるとともに、スウェリング速度を増大させることを示している。

4. 照射クリープ

4.1 照射量の影響

Gilbert らは 20%冷間加工された 316 ステンレス鋼の 500°C で周方向応力レベルを 0 から 345 MPa に変化させて周方向ひずみに及ぼす照射量の影響を調べる実験をおこなっている。それによれば、図 3 に示すように照射量に比例して周方向ひずみが増大している。この温度では熱的クリープは無視できるので、この周方向ひずみはすべて照射によるクリープひずみである。応力が 0 の場合には照射によるクリープはおこっていない。

4.2 照射温度の影響

Gilbert らは 20%冷間加工された 316 ステンレス鋼の周方向応力が 68.9 MPa の照射クリープに及ぼす照射温度の影響を調べる実験をおこなっている。それによると照射温度が 380°C から 580°C まで高くなるに従って周方向ひずみは 2 倍以上になる。

4.3 応力の影響

照射クリープひずみは応力に比例して変化する。またクリープ曲線の形は応力の状態により異なる。たとえば 20%冷間加工された 316 ステンレス鋼の場合には、内圧負荷の第 1 期クリープは見られないが純せん断の第 1 期クリープが見られる。

4.4 スウェリングの影響

照射クリープはスウェリングと相互作用がありスウェリング速度が増加するとそれに判なって照射クリープ速度も増大する。これについての正確な関係は現在研究がおこなわれている。

4.5 冷間加工の影響

Straalsund は冷間加工はステンレス鋼のスウェリング挙動には重要な影響を与えるけれども、照射クリープには重要な影響を与えないことを明らかにしている。

(寺田 進)

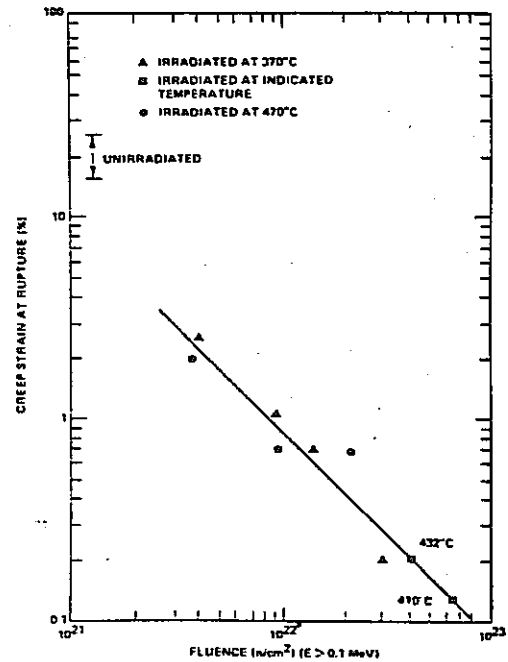


図 1. 溶体化処理された 304 ステンレス鋼の照射後のクリープ延性 (600°C, 190 MPa)

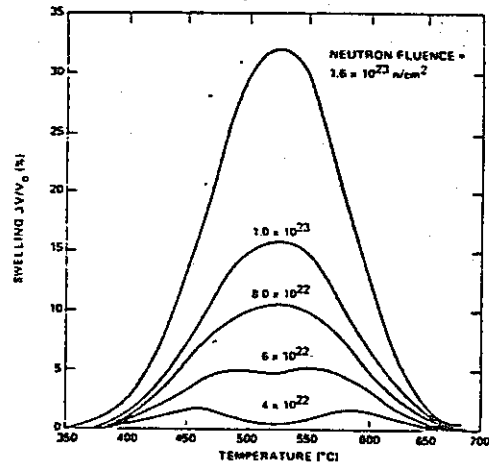


図 2. 溶体化処理された 316 ステンレス鋼の典型的なスウェリング曲線の予測

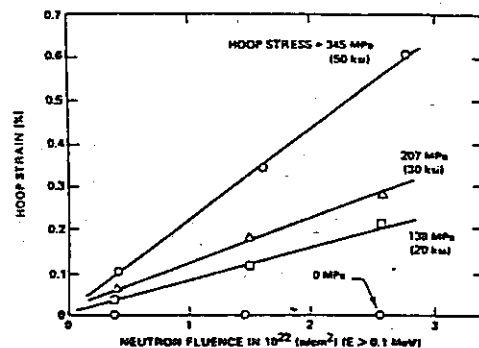


図 3. 20%冷間加工された 316 ステンレス鋼の内圧負荷条件下の照射クリープ

32. スエリング—照射クリープの打消しに関する試験の為の技術基盤

J.P.Foster, J.E. Kalinowski

1. 序 論

LMFBR炉心設計はスエリングと照射クリープに依存している。一般的にスエリングと照射クリープのテストデータには、経験的相関関係があり、設計において、機器パフォーマンスの予測に使用される。外部応力による1次荷重の場合、変形の計算はスエリングと照射クリープの単純な重ね合わせを含んでおり、ガス圧力管は典型的な1次荷重の例である。ダクトの湾曲は、内部応力による2次荷重の例である。温度あるいは中性子束勾配による膨張差によって応力が生じる場合、この内部応力は照射クリープによって緩和する。よって、スエリングと照射クリープが打消し合って働くので、解析方法はスエリング—照射クリープの打消し挙動に留意する必要がある。またスエリングと照射クリープの経験的相関式とその不確定性におおいに敏感である事も示されている。

ここでの研究は、浸漬密度と1次荷重による圧力管の径変化のデータに基づいたスエリングと照射クリープの相関式を、2次荷重によるスエリング—照射クリープ打消し挙動計算へ適用し、その感度を評価した。評価は経験式の型の違い、およびスエリングと照射クリープの式を組合せ、その式が持つ不確定について行なわれた。典型的な炉心拘束状態での温度と応力レベルに対し、数種の経験式の比較が行なわれた。スエリング—照射クリープの適用例の感度は、単一燃料集合体の湾曲変形とスリット付き管の挙動について示された。スエリングと照射クリープの相関関係を使った、ダクト湾曲の寿命予測はLMFBR炉心拘束システム設計の一面を示している。

2. スエリングと照射クリープのデータと相関関係

スエリングと照射クリープのデータから推論された経験的相関式は、1次および2次荷重の全ケースへの適用を仮定した。最近、スエリング ($1.4 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$, $E > 0.1 \text{ MeV}$) と照射クリープ ($1.0 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$, $E > 0.1 \text{ MeV}$) のデータが種々のステンレス鋼について報告されているが、あるひとつの材料について、温度と応力に対し、スエリングと照射クリープの関数依存性を正確に決定できるほど、データベースは十分でない。ここでは、N-10t 20% CWAISI 316 ステンレス鋼のデータに基

づいた。応力フリースエリングと照射クリープのデータは、応力フリースンプルと圧力管を使って、それぞれ独立に測定された。応力フリースエリングデータは、無負荷サンプルの浸漬密度の測定よりなる。スエリングデータは次式で述べられる。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = -\frac{\Delta \rho / \rho_0}{1 - \Delta \rho / \rho_0} = R(T) \left[\phi t + \frac{1}{\alpha} \ln \left(\frac{1 + e^{\alpha(\tau - \phi t)}}{1 + e^{\alpha \tau}} \right) \right] \quad (1)$$

ここで $\Delta V/V_0$ は体積測定のスエリング、 $\Delta \rho/\rho_0$ は密度変化、 $R(T)$ は定常スエリング率、 T は温度、 ϕt はフルエンス、 τ は定常状態スエリング率でのフルエンス、 α は0値から定常状態スエリングまでをスムーズに結ぶ曲率パラメータである。高フルエンスで、スエリング率は温度に依存し、定数になる。

ガス圧力管は、照射クリープデータの基礎的資料である。圧力管データはスエリングと照射クリープによる径ひずみを分離した、径と密度の測定データを含んでいる。圧力管の変形は、応力フリースエリング (SFS) と応力効果スエリング (SES) と照射クリープ (IC) の重ね合わせからなる。

$$\frac{\Delta D}{D_0} = \left(\frac{\Delta V}{3V_0} \right)^{\text{SFS}} + \left(\frac{\Delta V}{3V_0} \right)^{\text{SES}} + \left(\frac{\Delta D}{D_0} \right)^{\text{IC}} \quad (2)$$

照射クリープデータは次式で述べられる。

$$\left(\frac{\Delta D}{D_0} \right)^{\text{IC}} = A\sigma_\theta (1 - e^{-C\phi t}) + B\sigma_\theta \phi t + DE(\phi t)F(T)\sigma_\theta \quad (3)$$

ここで、 σ_θ は周方向応力、ABCDは材料係数、EとFは、それぞれフルエンスと温度の材料関数である。式(3)の右辺第一項は、低照射量レベルで全ひずみに寄与する過渡項である。第二項は、スエリング潜伏期のフルエンス以下で全ひずみに最も寄与する低量な定常値である。第三項は、スエリング潜伏期のフルエンス以上の照射量レベルで支配的となる高量な項である。

3. スエリング—照射クリープ打消し挙動の適用例

3.1 単一集合体の湾曲とスリット付き管の計算

スエリング—照射クリープ打消し挙動の適用例は、単一集合体の湾曲とスリット付き管の計算で示される。集

合体の軸方向支持は、下部炉心支持板によって、入口ノズル部で行なわれる。横方向拘束は、入口ノズル部、上部炉心荷重板（ACLP）、頂点荷重板（TLP）の3個所で行なわれ、集合体の内部荷重は、荷重板を通して炉心フォーマーに伝達される。

炉心中心から半径方向に遠い外部炉心と近い内部炉心に位置する単一集合体の湾曲挙動をANSYS有限要素解析コードを使用して行なった。モデルの境界条件は横方向の集合体の相互作用効果も含まれる。入口ノズル部では高剛性バネが炉心支持構造物による拘束を表わすのに使用されるが、ギャップは単純さ維持の為使用しない。ACLPでは、集合体を拘束する為バネが使用される。バネ剛性は、実際のLMFBRタイプのACLP荷重パットの剛性を示す。原子炉運転中、ACLP荷重板は密な配置である為、ギャップは使用しない。TLPでは、高バネ剛性を持つギャップ要素が使用された。ギャップは集合体の可能な動きを許し、高剛性バネはTLP荷重板の剛性を示す。湾曲計算は典型的なLMFBR燃料集合体の温度と中性子束の分布条件で行なわれた。集合体内での中性子勾配は、内部炉心で無視できるが、外部炉心では係数2がある。温度と温度勾配は、内外部炉心で似ている。

“Limited free bow”概念の目的は、照射クリープを利用して、スエリング効果をオフセットすることである。以下にフルエンス増加に伴う、単一集合体の変形を述べる。初期パワー後、温度勾配により熱膨張差が生じ、最大弾性熱歪は集合体内側で発生する。湾曲変形は拘束され、内側で圧縮、外側で引張りの曲げ応力が生じる。照射クリープは、内外面でそれぞれ圧縮、引張りの非弾性照射クリープ歪を生じさせ、これらの応力を緩和させる。燃料交換状態では、集合体の湾曲は右方向である。スエリング歪は、スエリングの温度、中性子束依存性により、照射クリープと反対方向に働く。よって単一集合体の湾曲方向は、照射クリープが支配的なら、応力緩和により右方向、スエリング支配なら、左方向である。

燃料カプセルの残留応力は集合体の湾曲と同じメカニズムで生じる。燃料ピンは熱源として働き、カプセル壁を通して、熱膨張差が生じ、応力勾配が生じる。また内外壁間のスエリング率勾配は、応力勾配を増大させる。応力勾配は、カプセル壁外側で正であり、正の照射クリープ歪を発生させる。スエリングは温度増加に伴い増加するので、カプセル壁内側でスエリング歪は大きくなる。よってスエリングと照射クリープは打消し合って働くことになる。

3.2 スエリングと照射クリープ式の感度

スエリングと照射クリープに対しそれぞれ3ケースの経験式パラメータ値を求め、外部炉心にある単一集合体の湾曲挙動の差を比較した。低フルエンスレベル(6570時間照射)では、すべての湾曲形状は照射クリープが支配的であり、量的にはS1+IC1とS3+IC3がS2+IC2の2倍である。中間フルエンスレベル(13140時間照射)では、S2+IC2とS1+IC1の場合、ダクト形状が直線であるが、S3+IC3では湾曲形状は照射クリープが支配的である。高フルエンスレベル(19170時間照射)では、すべてスエリング支配である。

解析では、単一集合体の湾曲挙動とスリット付き管の挙動に直接関係があることも示された。

経験的なスエリングと照射クリープの式、3ケース間の微小差を対照してスエリング-照射クリープ打消し挙動計算の感度を考察すると、ここでは $1.45 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 、 $E > 0.1 \text{ MeV}$ でスエリングと圧力管データの相関式間の差はそれぞれ20%、30%であるが、単一集合体の場合は、結果に2.5倍の差が生じている。

3.3 スエリングと照射クリープの不確定に対する感度

次の議論では、スエリング-照射クリープ挙動の感度を、スエリングと照射クリープの経験式の不確定の関係として示した。3ケースの経験式間でのフルエンス依存性における差は、全体のスエリングと照射クリープデータより3 σ 統計処理で得られる最大、最少の限界値の差に比較し、小さい事が結論された。

炉心内外部の単一集合体の湾曲解析での不確定の影響を示す。最少スエリング-最少照射クリープの組み合わせによる湾曲変位は、最大スエリング-最大照射クリープの組み合わせの場合と比較し、照射時間が増加するに従い、値に交差が生じる。炉心外部単一集合体では、経験式の不確定により、湾曲方向が予測できない事を示している。

スリット付き管の計算により、S3+IC3経験式の不確定の限界を示す。ここでも最少スエリング-最少照射クリープ曲線と最大スエリング-最大照射クリープ曲線は交差挙動を示した。この交差挙動は経験式の組み合わせを再定義し削除できるが、不確定範囲を増大させる結果となった。

4. 結 論

密度(スエリング)と圧力管(照射クリープ)データ

を経験的相関式を使って、スエリング-照射クリープ打消し挙動に適用したが、感度は促進された。

ダクトの湾曲挙動を予測するには、不確定レベルを減らす必要がある。

スエリングにより誘発される集合体の湾曲とスリット付き管の挙動との間に直接的関係が示された。従って、

スリット付き管の挙動は、スエリングと照射クリープの式をスエリング-照射クリープ打消し効果へ直接適用できる事を示しており、また不確定レベルの減少にも有効となろう。

この研究はWSA-60 と呼ばれるスリット付き管の照射テストに対し、技術的正当性を与えた。

(橋本俊行)

33. 実験値からの自動モデル・評価による合金自動設計 (I)

S. Iwata, S. Ishino, Y. Mishima

1. 序 論

合金設計の目的には、合金に要求された性質の値の評価と、資源保護の立場から、合金使用の最適な方法の決定という、2つがあるが、本論文では前者のみを扱う。また、すでにCAAD-I (Computer Aided Alloy Designing system-I)が開発され、現在、ADAM & EVE (Alloy Design by Automatic Modeling & Estimation of Values from Experimental data)を開発中である。

2. 合金開発法の再整理

合金設計に関する問題は次の4つに分けることができる。

- (1) 金属データの作成
- (2) 合金開発法の再整理
- (3) (1)(2)に基づく総合的な方針決定
- (4) 実験による(3)の検証

2.1 合金開発法の再整理

2.1.1 合金設計の歴史

今まで行われてきた方法を整理することにより、合金設計システムに要求されることとして、他の研究や合金設計システムの有利な結果をとり入れられること、冶金学の発達にしたい動的に改良されうること、できれば、冶金学研究の指針を与えることができること、などがあげられる。

2.1.2 合金設計における決定

合金設計の成否を決めるのは、どの関係が重要であり、またそうでないかの決定がなされるだけの十分な経験がなされているかどうかである。この決定に際し、幸運、冶金学者の才能など不確かな要素が重要な役割を果たしているが、この論理の不連続をまとめると、使用可能の情報から最適の情報を選び出すことと評価の近似法の修正とに関するものがある。

2.1.3 合金設計の手続き

合金設計には設計者の直感や経験が必要であるが、系統的に行なうためには、得られている情報を効果的に用いる必要がある。情報には、金属、合金の性質に関する

ものと、合金設計手法に関するものが含まれる。合金設計の手続きは次のようにまとめることができる。

- P1: 要求される性質の範囲を示すことによる要求の
入力
- P2: 要求を満足する材料の情報の検索
- P3: 選ばれた材料の評価
- P4: 評価された結果による出発材料の選択
- P5: 出発材料の改良
- P6: 改良された材料の評価

系統的に合金設計をするために、有望な材料を選び出す部分(P1~P4)と、その材料の特性を改良する部分(P5~P6)とに分けると便利である。

2.2 微細構造設計

Structure-sensitiveな性質では、微細構造が重要な因子となっている。この問題は、微細構造の解析と設計からなり、解析は微細構造の同定と統計的数量の算定を目的とし、設計は所望の微細構造を作る方法に関するものである。

2.2.1 定量的な金属組織学

微細構造の解析には定性的なものと同定と統計的数量の算定を目的とし、設計は所望の微細構造を作る方法に関するものである。微細構造の解析には定性的なものと同定と統計的数量の算定を目的とし、設計は所望の微細構造を作る方法に関するものである。微細構造の解析には定性的なものと同定と統計的数量の算定を目的とし、設計は所望の微細構造を作る方法に関するものである。

2.2.2 微細構造設計

微細構造に関する最も重要な情報源は状態図である。2元合金の状態図を読むアルゴリズムはすでにCAAD-Iに用いられており、合金のタイプを識別することができる。ADAM & EVEではさらに次のことができるようにする。

- (1) 多元合金の微細構造をその状態図から読みとる。
- (2) 微細構造と、処理との関連をつける。

(1)に関し、状態図を正しく読むための規則を考え、次にパターン認識による。(2)に関しては、主に少量の合金物質を対象とした定性的な方法と、定量的金属組織学の方法論を用いた定量的な方法とがある。

2.3 値の評価

合金設計は、図1に示すような手順で行なわれる。定性的な評価は、定量的な評価が望まれる範囲を予測するのに重要な役割を果たしている。

2.3.1 定性的な評価

合金開発手法は、(i) alloying, (ii) 熱処理, 加工など合金の処理の2つに分類できるが、ここでは(i), すなわち合金の成分について述べる。

出発物質を'根'とし、改良された合金を'節'とするグラフを用いて、合金製作過程をあらわすと便利である。普通、改良は要求される性質の重要さの順に行なわれるので、節(合金)のレベルはその合金によって得られた性質の重要性に対応している。各枝に、合金による効果を注釈としてつけると、合金合成手法もグラフによってあらわされる。

合金による効果は、一般に定量化できず、次のようにあらわされる。

(基底金属, 合金要素, 合金要素の下限値, 合金要素の上限値, 効果)

$$= (a, b, c, d, e) \quad (1)$$

一つの合金手法を $T(a, b, c, d, e)$ とあらわせば、一つの合金を開発するために用いられる方法は、成分のみを考えれば、 T の結合によってあらわされる。

この方法の最も便利な改良法の1つは、新しい枝, すなわち合金要素を見つける方法を確立することである。これは次の手続きのくり返しにより達成される。

- (1) 合金要素を決定する際、どんな情報が使用されたかを厳密に規定する。
- (2) (1)の情報に基づき、予測関数を作成する。

2.3.2 定量的な評価

定量的な評価は、容易にできる特性もあるが、一般には非常に複雑な解析を要する。そのため、合金設計システムを計算のできる問題に制限するか、どんな問題にも適用可能な動的モデルを作成するかのいずれかを選ばなければならないだろう。新分野の要求にあわせた新合金を設計するためには、プログラミングは非常にむずかしいけれども、後者を選ばなければならない。

ある特性の値が、いくつかのパラメータにより implicit にあらわされる場合、次のように、そのパラメータを定義しておく都合が良い。

- (1) 相応するパラメータ間の近縁関係を、計算機を使って特性の値から導き出すことは不可能であろうから、データベースに記憶しておく。
- (2) 記憶された近縁関係間を相互に結合する記号的・数学的手法を開発する。
- (3) 予測関数を作成する。
- (4) 新しいデータがデータベースに加えられた場合、相応するパラメータをチェックし、必要があれば修正する。
- (5) 相応するパラメータが1個の範囲に収束しない場合、(1)にもどり、近縁関係を修正する。

一般に、この手順をくり返すことにより、定量的評価がなされる。

(関 東 康 祐)

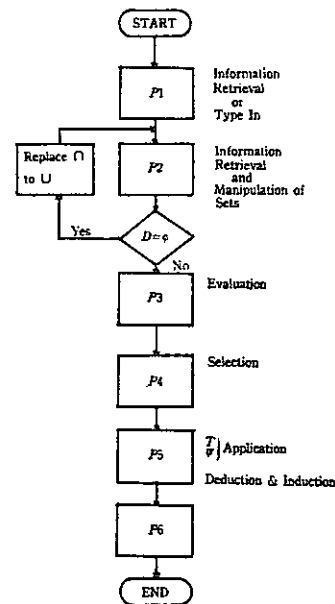


図1. 合金設計の手順

34. 実験値からの自動モデル・評価による合金自動設計 (II) (インプリメンテーションと結論および検討)

S. Iwata, S. Ishino, Y. Mishima

1. 序 論

前半で展開した理論および数学的な論理式展開に基づいて、本論文では、実際の面にその理論を応用するために、計算機へのインプリメンテーションについて述べる。対象は CAAD-I, ADAM & EVE であり、用いたシステムは、マルチ・タスク機能と並列処理機能を有する HITAC 8800/8700 である。ただし、計算機利用に際しては、CPU 時間は 10 分以内、2 次記憶容量は 6 MB 以下、主記憶量は 80 kB という制限を課した。数値実験では、金属データの検索および材料、物性値の自動評価について調べ、本データベースの能力について検討する。

2. ADAM & EVE のインプリメンテーション

合金設計における情報処理は、次の 3 点から成り立っている：

- (1) 金属データ状態図、合金データ、物性値、経験則等) およびデータ関係をデータベースとして収容し、かつ検索できる。
- (2) データベースから検索された値から、内挿・外挿により必要な値を求めたり多変数解析を行なって相関曲線を得たりするための数値解析を実行する。
- (3) Q/A 方式の対話処理を実行するための CRT, TSS およびライトペン等のマン・マシンインタフェースを有している。
- (4) (1), (2), (3) の処理を制御するために、人工知能として推論機能を備えている。

まず、データ・ベース管理システム (DBMS) としては Property-Space 法を用いている。しかし、データの内部関係については、既存の DBMS では不十分であり以下に示す合金データの性質を考慮しなければならない。

- ① データの種類
- ② データ構造 (配列型, 木リスト型, 輪リスト型)
- ③ データ間関係 ④ データ更新頻度

次に問題となるは、マン・マシン・システムである。もともと合金設計は「材料屋」の直観に負うところが大きく、彼らの経験・考え方を固定化し編集するために

もマン・マシン・システムは不可欠である。しかし、正確で能力のある柔軟性のある対話方式であっても、対象が一般技術者となると必ずしもすぐれたものではなく、その意味で、一般にどの問題にも対処できるシステムなどはあり得ず、個々の問題ごとに、ふさわしい対話方式を考えねばならない。ここでは、実際に合金設計を行なう場合を想定して以下の方式を用いることとした。

- (1) ライトペン、ファンクション・キーを用いて作業メニューを選択する。
- (2) 検索データは表示し、特にグラフ出力は重要である。

次に考えなければならないのは、データベースを用いて推論・評価を与え、さらに実験計画や合金設計の補助とするかである。これに対して最も簡単なモデルは線形モデルであるが、最も適切なモデルとするには組織的にデータを利用できるシステムを作らねばならない。図 1 に、CAAD-I による合金設計方法の 1 例を示す。同図において、合金設計はこれまでの設計方法を参照しながらデータの検索・数値解析等を通じて進められ、目的に合致した時点で終了する。なお、このシステムは、プログラムサイズが 2 MB, FORTRAN, PL/I, HGSP, HLISP をプログラム言語として使用することができる。

3. 数値実験結果

データの種類には、基礎データ、状態図、論理表、合金データ、設計法の別があり、それぞれ検索等にかかる CPU 時間は異なる。本システムでは、ライトペン・ファンクションキー付きの CRT を用いて、対話型処理を行なっている。まず、画面に本データベースの表示、パスワードの入力後、合金設計操作が開始する。次に、キーボードからジョブの目的を入力する。なお、ジョブ内で開発される設計法がユーザによりすぐれていることが判定されれば、新しい方法として収納することも、またこれまでの設計法と比較もできる。また、CAAD-I では、情報の授受を行なうことのできる CAD モードと情報を受けるのみの CAI モードがある。データを複製する場合には、次の 3 つの手段がある：(i) TSS により規定の形式に記入する方法 (ii) カードにより入力する方

法 (iii) CRT により種々の形式のデータを例えばライトペンを使って入力する方法。入力したデータは次の2つのモードで収納される：(i)材料の詳細データを規定するパラメータを収納するモード (SAVE PROPERTY) (ii)材料のデータそのものが収納されるモード (SAVE NAME)。

次に、データ検索について述べる。材料の基礎データは、ユーザが対象となる物性要項を選択すればよい。一方、木リスト構造をしている合金データは、ライトペン入力にて選定することができる。この時点で、合金設計法としては、ジョブの目的を決め (第1段階)、各パラメータの検索を終了した (第2段階) ので、設計に関与するパラメータにかかる重み係数を決め多重回帰計算を行ない、試行した「新合金」の性質を決定する必要がある。なお、これまでに実施してきた設計法は逐次収納されており、表示することもできる。多重回帰計算は、解析メニューから方法を選択し、若干の Q/A を経た後実行される。得られた物性値、材料の評価は別として、このように対話形式で材料を規定していくことができる。

次に、得られた材料の評価を考える。そのためには、目的となる材料の必要十分条件をパラメータごとに正確に記述しなければならない。さらに、前もって金属を混合する方法、その熱処理・加工法を確立する必要もあり、ここでは、評価自体は行なわない。しかし、その準備として、不明な点が多いにせよ、目的により要請される条件を列挙し、以下の方針で設計を試みた。

- (1) 核物性に関して材料を検索する。
- (2) 融点について残りの材料でチェックする。
- (3) 設計パラメータ、使用条件を仮定する。
- (4) 仮定した条件下で他の物性値を求める。

なお、物性値の評価に関しては、Gshneiderの方法にたがってデータファイルを作成したが、合金設計で重要となる電気抵抗率、熱伝導率等を新たに加えるとともに、相変態を考慮し、標準状態での物性値、温度変化により変態する先の状態を示すポイント、結晶形状を別々に記憶しておき、自動的にその温度での物性値が得られるようにした。

4. 考 察

これまで CAAD-I の開発を通じて以下のことが判明した。

- (1) データベース内のデータ間の明確な関係を得るために、各情報を正確に表現する。

- (2) 情報処理においては、データ構造の修正とディスプレイ装置の改良が必要である。
- (3) 熱処理および加工を考慮するため、微細組織の情報を導入する。
- (4) 重要な問題に関しては、状態図の計算およびシミュレーション計算を行なうことが望ましい。
- (5) 特に CAAD-I を操作し、ADAM & EVE の概念設計を行なう中で、合金設計で一番重要な点は、各データと定式化の評価であり、したがって利用できるデータをより正確に表現しデータベースに収納することが必要である。
- (6) 人工知能の面から合金設計を考えるとき、 ϕ をできるだけ正確に定義することが重要である。

5. 結 論

本論文では、CAAD-I の操作、ADAM & EVE の概念設計を通じて得た知見について述べた。その結果、データベースとマンマシン・システムにより有力な検索ができ、金属データを表現するという目的を CAAD-I で達成したことがわかった。今後、 ϕ および微細構造に関するデータを加え、さらに収納したデータを合金設計という目的で利用する ADAM & EVE を開発することが重要であろう。

(相沢 龍彦)

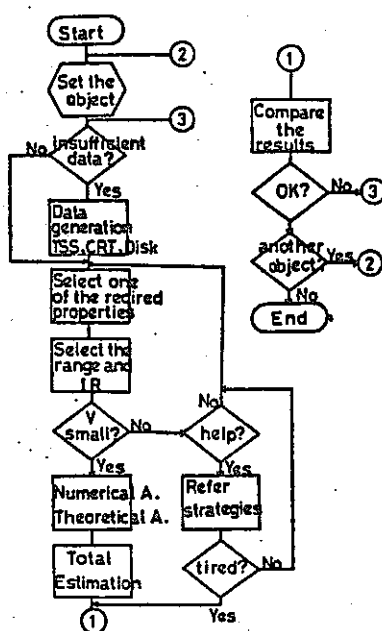


図1. CAAD-Iによる合金設計方法

35. エネルギープラントのための材料データベース

S. Iwata, A. Nogami, S. Ishino
Y. Mishima, Y. Takao

1. 序 論

多くのエネルギープラントにおいて、プラントを構成している材料が経済性と安全性の両面から非常に重要な役割を演じていることが明らかになって来た。そのため、エネルギープラントが十分な性能を発揮するためにはこの材料選定及び設計に注意を払わなければならない。近年、新型エネルギープラントの運転環境の多様化に対する要求を満足させるため、オーソライズされた材料データを使用するための材料データベースが開発されて来た。この分野における技術的な発展はめざましく、また、材料自身も苛酷な運転条件下での健全性の確保が要求されている。このため、プラント設計者、解析者及び材料工学者たちに有効なデータを提供するため材料特性とその挙動に関する継続的な研究が不可欠となる。また、データベースの改良のためのデータ入力、再配置及び修正を簡単に行うためのグラフィック端末を利用したコンピュータシステムの開発が、前者と同程度に重要性を有している。

本報で紹介する材料データベースは、小規模ではあるがIBM Query-by-Example (QBE)システムを使用して構成されている。また、貯蔵されているデータは、核融合炉及び、その他のエネルギープラントに関する材料データである。

2. 材料設計のための情報システム

材料データベースの目的は2点ある。第1点は、エネルギープラントの各装置に対する設計基準を確立すること。第2点は、貯蔵された材料データ情報をもとに材料設計及び新たな材料開発を行うことである。一般には金属と合金に関する情報の要求が多く、そのため本報では合金設計に関する分野に限定して研究内容を紹介する。

著者らは先に、合金設計に関して次の4つのステップを考慮しなければならないことを示している。

- (i) 金属材料データのデータ処理
- (ii) 合金開発計画の検討
- (iii) (i), (ii)に基づいた総合判断
- (iv) 実験による(iii)の検証

一般に合金設計は、適切な資源、すなわち、マン・バ

ワー、時間、金額、金属学的情報、等の条件下で、ユーザの要求に応じた最適合金を決定することである。合金設計における最も基本的な問題は、合金の材料特性値の推定、いわゆる予測が必要である点で、一方設計基準の確立における問題は材料データ情報の全体的な評価、すなわち、総合的判断が必要な点である。これらの異った要求に耐えうるためには十分な評価、検討を受けたデータベースが必要とされている。

3. データ編集

材料データベース作成手順は、図1に示すようにデータの編集、データの入力、小型のデータファイル及びデータベースの管理システムの作成より成る。これらの作成手順の中でデータ編集は、豊富な経験を有する研究者によつてのみ可能な最も重要かつ、骨の折れる作業である。それ故、データベース開発にとって、このデータ編集を、多くの材料研究者たちにとって単純かつ手軽にできるようなフォーマットに決定することが重要である。データは、溶解法、熱処理、加工条件、溶接パラメータ、実験環境パラメータ、照射条件及び、金属組織に関するコメントらが、元素や、合金の小単位でテーブル化又は図示化されており、これらのパラメータを、データベースの中で識別するため、記号化して入力するようになっている。

4. データ入力

データ入力は、グラフィックタブレットを利用して、グラフィックディスプレイ 端末からホストコンピュータへ転送する。表題、座標軸、単位、スケール等のデータ情報は、メニューの選択又はタイプ入力によって実施する。これらの操作はコンピュータとの対話形式で速やかに行うことができ、コンピュータの経験の浅い学生から上級者まで広い範囲で使用されることを考えて設計されている。極点図、2相及び3相状態図、金属組織、等に関する入力法としてFlying Spot Scannerや、ライトペンを使用した方法を検討している。

5. 小型データファイルの構成

大規模データベースの開発において、共同作業を継続的に実施する場合には、小型データファイルの設計が必要となる。材料データは、化学組成、合金履歴、試験片形状、照射と試験環境、金属組織、強度特性、伸びその他の参考情報等の多くの数値及び表題データを伴うことが考えられる。さらに核融合炉の設計に限って考えれば、高温のヘリウムガス又はリチウム環境下で高エネルギー中性子、電荷をおびた質点及びX線パルス等を受ける材料の疲労特性が要求されるわけで、これらについては、まだ明らかになっていないものが大部分である。このように多くのケースにおいて、材料特性データはまだ十分に集められておらず、時にはそれらのデータは他の有効なデータや理論から推定しなければならない。ここで紹介するデータベースのデータファイルは図2に示すように17個のファイルから構成されている。これらのファイルは次の4つの主要グループに大別できる。

- (1) AVAILABLEDATA (グラフィック及びタブレットデータ)
- (2) SPECIMEN (合金, 組成, 履歴及び形状)
- (3) ENVIRONMENT (照射と試験条件)
- (4) MICROSTRUCTURE

6. 情報修正

情報修正に関して以下の2つのTypeがある。

- (1) 元素名, 組成, 熱処理, 加工パラメータ, 試験条件, 照射条件等による材料特性の修正
- (2) 要求を満足する合金名の修正

これらの修正はCAAD-I (Computer Aided Alloy Designing System-I)で、固定メニューの選択によって行うことができる。

この種のシステムによって膨大な材料の中から最も適切な材料を選択することが可能になってきた。しかし合金設計は非常にむずかしくまだ多くの問題が残されている。その1つに、個々のデータが真に信頼できるものがあるかどうかを判断する必要があり、それには多くのデータとの比較等のデータ処理を伴う。また金属学の発展に伴ってデータ自身も最も新しいものにして行く必要がある。

データベースの管理システムとして、いくつか発表されているが、ここでは、ユーザとのインターフェイスが最もすぐれているIBM Query-by-Example

(QBE)システムを採用した。質問(Query)方式は、修正内容及び指定する仕様を関連テーブルの該当位置に入れることによって情報を得るものである。テーブルが多くなると少し面倒になるが、先の質問情報を利用して目的にstep-by-stepで近づく利点を有している。

7. 結 論

核融合炉関係データに重点を置いた小型の材料データベースの試用により、基本データ定義や操作性の観点から、IBM QBEシステムは満足のいくものであった。さらに以下の点においてQBEシステムはすぐれたシステムであると云える。

- (1) 質問(Query)方式は、修正条件の変更や、前の質問の再実行によって新しい質問が形成されるため、step-by-step方式で実行可能である。
- (2) 前に実行した質問の答を利用して最少限の作業で処理が可能である。
- (3) 質問結果に基づいてデータベースの改訂が可能であり、貯蔵データの確認と校正に対してもすぐれている。
- (4) ユーザーは、テーブル内容の詳細を記憶せずともシステム側でテーブルを表示してくれる。さらに使い易くするために以下の点が必要である。
 - (1) ユーザが使用する端末と種々材料データベース管理システムとを結ぶソフトの開発
 - (2) 質問の結果を見易くするためと、質問方式がディスプレイを通して実施されるためにディスプレイ表示のあるシステムの準備
 - (3) 貯蔵データを用いて新しい評価を得るための、例えば対数や指数の演算機能を組み込む必要がある。

(坂田 信二)

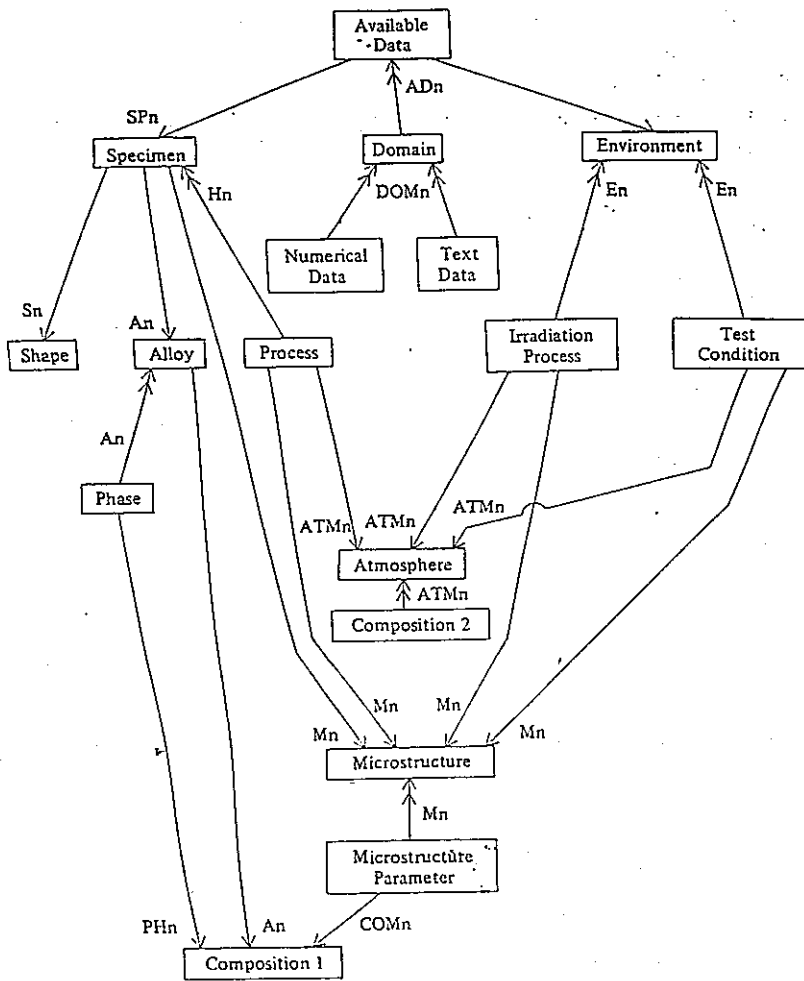


図 2. 小型データファイルの構成

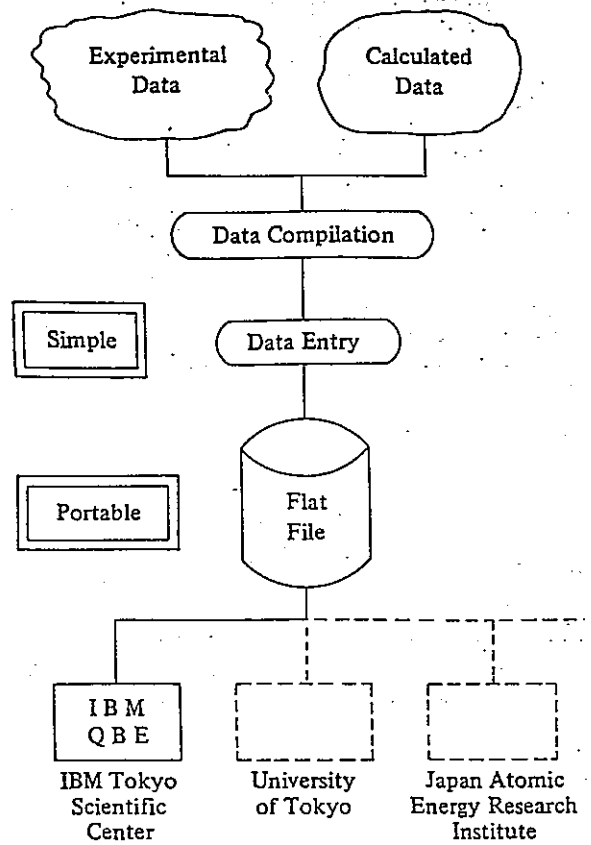


図 1. データベースの作成手順

III 論 文

A. 高速炉の高温構造設計法

佐藤拓哉

1. まえがき

高速炉の構造設計は、既に実用化されている軽水炉とはかなり異なったものとなっている。これは、高速炉は冷却材として液体金属ナトリウムを用いているために、機械的荷重が比較的小さいのに対して熱応力が大きく、しかもクリーブ現象が無視できない温度領域で運転されるためである。ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. IIIはクリーブ領域以下の温度範囲において適用可能な設計基準であり、高速炉の設計のために高温領域への拡張が必要となり、1971年にCode Case 1331-5としてクリーブを考慮した基準が示された。その後、Code Case 1592となり、現在はCode Case N-47となっている。Code Case N-47は非常に優れた設計基準であり、各国の高速炉はこの基準、あるいはそれを基に国情に合わせて改良した基準によって設計されているのが現状である。しかしながら、高温構造設計にはまだ未解決な問題が多く、Sec IIIの中に含まれるまでには至っていない。

ここでは、Code Case N-47の背景と問題点、および最近の研究動向を中心に、高速炉の高温構造設計の現状について述べる。

2. 高速炉の高温構造設計の特徴

2.1 クリーブ変形

金属を高温で使用した場合、温度が高い程全体の変形のうちクリーブ変形の占める割合が大きくなる。例えば、AISI 304 鋼を温度 1000°F (538°C)、応力 10 kg/mm² で 3 × 10⁵ 時間引張ると、弾性ひずみ 1.0、塑性ひずみ 0.3、クリーブひずみ 6.0 の割合となり、応力が 15 kg/mm² の場合はクリーブひずみは弾性ひずみの約 100 倍になる。このように、高温においては弾性解析によって求めた応力あるいはひずみの状態は、実際の状態と大きくかけ離れている場合が多く、弾性解析に基いた設計が必要以上に安全側の設計になってしまうことがしばしばある。合理的な設計を行なうためには、クリーブひずみの把握が必要であり、非弾性解析の必要性が高くなっている。また、クリーブのために、材料強度も時間に依存するようになり、材料試験に多くの時間を費さ

なければならない。図 1 に、Code Case N-47 に従って設計を行なう場合に必要な材料データを示す⁽¹⁾。従来、高温における材料試験が、クリーブ破断強度あるいはクリーブ速度に関するデータの収集に集中していたのに対し、クリーブによる変形挙動を表わす構成方程式に関する試験にも重点が置かれるようになってきた。

2.2 定常および非定常熱応力

高速炉は内圧はあまり高くなく、その他の機械的荷重も比較的小さいのに対して、運転温度が高いため温度差による熱応力がかなり大きくなる。また、高速炉の主材料であるステンレス鋼の熱膨張係数が大きいことが、熱応力をより大きくしている一因となっている。特に、何らかの異常が発生して原子炉の運転条件が急激に変化した場合、冷却材の液体金属ナトリウムの熱伝達特性が極めて良好であるために、温度の変化が構造部材に衝撃的に伝わる。この過渡的熱応力は一般に非常に大きい値となり、ラチェット変形や疲労破壊の原因となる可能性がある。この応力は機械的荷重によって再現することは困難であり、実験を行なう場合にはコストの高い実験装置を必要とする。

2.3 環境効果

材料の挙動および強度に対する環境効果としては、ナトリウム、水、蒸気、照射などの影響が考えられる。高速炉特有のナトリウムの効果としては、質量移行、脱炭、浸炭などが考えられ、これらの材料強度に及ぼす影響を明らかにしておかなければならない。また、これまでに得られている材料の強度データは空気中のものであり、高温で長時間試験した場合には必ず酸化を伴っている。これらのデータがナトリウム環境中でどのように変化するのか明らかにしておく必要がある。環境効果に関しては現在の設計基準には明確な規定はなく、多くのエンジニアリングジャジメントを要求される領分である。

3. ASME Code Case N47の背景と最近の研究動向

3.1 ASMEの基本的考え方

ASME Codeについてはいくつか解説書が出されているので、⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾ 詳細に関してはそれらに委ねるものと

し、Code Case N 47の背景と問題点および最近の研究動向についての概要を述べる。ASMEの基本的な考え方は、解析に基いた設計を行なうことであり、この考え方は、最近のコンピュータの大型化と高速化および有限要素法などの数値解析技術の発達によって一層現実的なものとなりつつある。この場合、考慮すべき破損形式として次のものを上げている。

- (1) 短期荷重による延性破壊
- (2) 長期荷重によるクリーブ破断
- (3) クリーブ疲労破壊
- (4) 進行性崩壊、ラチェットによる大きなゆがみ
- (5) 過大変形による機能の喪失
- (6) 短期荷重による座屈
- (7) 長期荷重によるクリーブ座屈

Code Case N 47の設計フローを図2に示す。図から明らかなように、応力、ひずみの限界は、負荷に対する構造の応答の仕方によって、以下の2つの基本的なカテゴリーに分けられている。

- (1) 荷重制御型応力：これは外力との平衡のために生じる応力であり、1次一般膜応力、1次局部膜応力、1次曲げ応力そして大きなエラスティックフォローアップを伴う2次応力が含まれる。
- (2) ひずみおよび変形：これは負荷によるたわみ、あるいはひずみの適合性から生じるひずみ、繰り返しひずみに範囲あるいは変形である。

エラスティックフォローアップについては後述するが、熱応力のように通常2次応力と考えられているものであっても、構造によっては1次応力の扱いをしなければならないことは、高温構造設計の特徴の1つである。

3.2 荷重制御型応力制限

設計条件における1次応力の制限は、ASME Code Sec. Iおよびsec. VIII, Div. 1と同じ許容応力 S_0 に基いている。それに対して、運転状態においては、時間に依存しない許容応力 S_m と、時間に依存する許容応力 S_t に基いている。 S_t は荷重や温度の継続時間に応じて決められるので合理的である。材料のクリーブ試験結果から S_t を決定する方法として、破断強度およびクリーブ速度データに加えて第3期クリーブ開始についてのデータを用いている。これは、引張りに対する不安定現象を防止する、クリーブ解析に第3期クリーブを入れるのは難しい、テストキャプセルの破壊は第3期クリーブの開始点で報告されている、第3期クリーブに入ると多数のポイドやマイクロクラックが存在する、などの理由による⁽⁵⁾。

1次曲げに対する係数 K_t は、断面内の応力とひずみの分布に及ぼすクリーブ効果によって実際の最大曲げ応力が、弾性計算値以下に減少することによる曲げに対する付加的な耐荷能力を考慮しようとするものである⁽⁴⁾。図3は純曲げを受ける梁の応力分布である。弾性計算による応力 P_b が降伏点以下であれば、応力分布は時間零で線形分布であるが、クリーブによって非線形分布となり、時間と共に安定した分布になっていく。 K_t は断面形状によって異なり、矩形断面(完全弾塑性解析に基く断面係数 $K=1.5$)では1.25、薄肉管($K=1.27$)では1.14である。

運転条件が時間によって変動することを設計に合理的に取り入れる手法として、線形損傷使用分数和を用いている。従って、低温の運転でのクリーブ損傷が計算に入れられるならば、高温での運転期間が短い場合には、大きい許容値を使うことができる。1次一般膜応力に対する使用分数和 B は1とするか、または、使用分数則で損傷則の非線形性を考慮に入れるために、設計仕様書によって1以下に決めることができる。

3.3 ひずみの制限

ひずみ制限の目的は、機器の適正な機能を保証すること、および構造健全性を保証することである。前者は問題とする機能に応じて制限値が設計仕様書などに規定されなければならない。後者は、概念的には1次応力、クリーブ疲労および座屈に関する規則は設計に対して十分な基礎を与えるべきであるが、高温における材料挙動に関する知識が限られているので、構造の健全性を保証するためには、ひずみや変形についての付加的な制限が必要と考えられたためである⁽⁴⁾。高温構造の有意な応答は、多くの場合非弾性的であることに着目し、最大累積非弾性ひずみを母材について次のように制限している。

- | | |
|----------------------------|----|
| (1) 板厚内の平均ひずみ | 1% |
| (2) 板厚内で等価線形に分布したひずみの表面ひずみ | 2% |
| (3) 最大局部ひずみ | 5% |

溶接部については母材の性質を用いてひずみを計算し、母材の制限値の1/2に制限している。(1)は、ひずみ速度を小さくすると破断延性は次第に小さくなり、ひずみ速度を 10^{-10} 程度にした時の破断ひずみの外挿値が約1%となることに基いている⁽⁵⁾。(2)は、もし大きいたわみが生じた場合、通常設計に用いている微小変形理論の信頼性が失われてくるためにも制限が必要である。(3)については、局部クリーブ破壊延性は局部ひずみの累積を無視

し得る程高くはないと考えられ、単調なクリープ試験によれば破断時のクリープひずみは10%を下回ることがあり得ることが分ったので、クリープひずみを5%以下に制限することが望まれたためである⁽⁴⁾。これらのひずみ制限は3つの主ひずみのうちの正の最大値に対して適用される。また、最大累積非弾性ひずみに対する制限であるので、図4の場合には、初期弾性ひずみを除いた σ_y のひずみに適用される。

3.4 塑性およびクリープラチェット

ラチェットは、コンポーネントが持続的な1次応力の存在下で2次応力の周期的変化を受ける時に生じる進行性の非弾性変形としてCode Case N47では定義している。ラチェット現象は複雑なために、実際の運転履歴を受けるコンポーネントに対してラチェット変形を合理的に推定するためには、一般に詳細な非弾性解析に頼らざるを得ない。しかしながら、繰返し荷重に対して詳細非弾性解析を行なうことは、特に構造不連続部について解析しようとする場合には、非常に高価で時間のかかる作業となり、場合によっては不可能となるであろう。従って、Code Case N47ではいくつかの簡易的な評価方法を与え、非弾性解析に頼らなくても複雑な非弾性挙動を評価できるようになっている。しかしながら、この方法は簡便である反面、場合によっては極めて安全側になり過ぎ、厳し過ぎる制限になることがあることに注意しなければならない。

弾性解析に対する制限はBreeの研究に基いている⁽⁷⁾。一定内圧と繰返し熱応力を受ける円筒についての研究の結果、Breeは応力空間を図5に示すように6つの領域に分けた。 R_1, R_2 がラチェット領域、 P が塑性ひずみサイクルの生じる領域、 S_1, S_2 がシェークダウン領域、 E が弾性領域である。Code Case N47では、応力状態が E 領域内に入るような十分小さい値ならばラチェットは生じないものとしている。そして、 $(P_L + P_b/K_t)$ の運転中の最大値をBreeの内圧による一定応力に、 Q_R の最大範囲をBreeの変動熱応力に対応させている。

$$(P_L + P_b/K_t) \max + (Q_R) \max \leq S_a \quad (1)$$

S_y は評価している運転状態の最高および最低の平均壁温での降伏点の平均値とした。これはラチェットで重要なのは残留応力の分布状態であるからである。また、高温で繰返しが続いた時に過大な変形を生じないように、 10^4 時間に対する $1.25 S_t$ のクライテリアも取り入れ、 S_a は σ_y の平均値と $1.25 S_t$ の小さい方としている。この式は熱負荷が短時間であり、応力緩和が顕著でない

時には明らかに安全側過ぎる制限となる。実際の設計で(2)式を満足することは、なかなか難しい。しかも、生じた累積ひずみを安全限度内に保つならば、塑性ラチェットとクリープラチェットの両方、あるいは一方を許しても十分安全である。それ故、全累積非弾性ひずみをCode Caseに定められている制限値以下に制限するための弾性解析に基いた評価法がCode Caseに追加された。

O'Donnell-Porowski法⁽⁸⁾は、前述のシェークダウン領域および塑性ひずみサイクル領域において、累積される全非弾性ひずみの上界を定量的に得る方法で、弾性応力解析の結果のみが必要とされる。基本的な考え方としては、上記の領域では荷重サイクルの間板厚の一部が常に弾性応力状態にある(この部分を弾性コアと呼んでいる)ことに着目し、弾性コアの応力が決れば断面の変形が計算できるというものである。2次応力によるクリープの加速は1次および2次応力の種々の組合せから決まる有効クリープ応力 σ_c を導入することによって考慮される。図6は完全弾塑性体から成る円筒について求められた有効クリープ応力の線図である。図から明らかのように、1次応力と2次応力範囲が決れば有効クリープ応力は容易に決定できる。クリープひずみは、この応力を等時応力-ひずみ曲線に適用して計算される。この方法は円筒について導かれたものなので、適用は構造不連続部から離れた、軸対称荷重を受けている軸対称構造に限られる。しかし、配管や容器に作用する曲げのような非軸対称荷重を軸対称荷重とみなすことは多くの場合安全側の仮定であり、この方法を適用できる。また、2次応力範囲を規定する応力の極値のうちの1つはクリープ領域以下の温度でなければならない。それは、この方法ではサイクルの低温側での応力緩和はないという仮定を設けているためである。

O'Donnellらは最近の研究で、上述のCode Case N47に採用されている方法では無視していただきたいいくつかの項目を考慮して理論の拡張を行なっている⁽⁹⁾。主な改良点は次の点である。

- (1) 降伏点の温度依存性の考慮
- (2) ひずみ硬化(等方および移動硬化)の考慮
- (3) 塑性ラチェット領域に入る厳しい荷重サイクルの考慮

(3)は、多くのコンポーネントのヒストグラムでは、途中で厳しいサイクルを含んでいる場合があり、仮にこれらのサイクルが大きい塑性ひずみ増分を生じたとしても、累積ひずみがそれ程大きくなければ構造は健全性を保つ、という考え方に基いている。ラチェット領域のサイクル

に対しては、降伏は全板厚の応力分布に影響を与えるので、文献(8)の概念はそのまま適用できない。そこで新たに弾性コア応力の部分的緩和の概念を導入した。図7にラチェット領域を含んだ有効クリープ応力の線図を示す。寿命中の全非弾性ひずみは次式で与えられる。

$$\Sigma \epsilon_{(n)} = \Sigma [V_{(n)} + \delta_{(n)} + \delta_{(n+1)} + \eta_{(n)}] \quad (2)$$

ここで、 $V_{(n)}$ は部分的に緩和したコア応力に対するクリープひずみ、 $\delta_{(n)}$ 、 $\delta_{(n+1)}$ は応力緩和による付加的ひずみ、 $\eta_{(n)}$ は塑性ラチェットによるひずみである。 $\delta_{(n+1)}$ は厳しいサイクルの後にそれ程厳しくないサイクルが来る場合の応力緩和の効果を表わしている。

このO'Donnellらの提案については、正式にASME Code 委員会に提出されて、ORNLで検討が行なわれている⁽¹⁰⁾。

3.5 クリープ疲労

クリープ疲労については数多くの理論的な相互関係および評価方法が提唱されているが、これが統一的な方法であるというような結論が得られていない。Code Case N 47 では、クリープ損傷を時間の使用分数の和で表わし、疲労損傷をMinerの累積損傷則を用いて表わし、両者を線形に加算することによって算出した全損傷を係数D以下に制限する方法を採用している。

$$\sum_{j=1}^p \left(\frac{n}{N_d} \right)_j + \sum_{k=1}^q \left(\frac{dt}{T_d} \right)_k \leq D \quad (8)$$

損傷係数Dはクリープと疲労の相互作用を考慮して図8のように決められている。Code Caseの規則は、

AISI 304 ステンレス鋼の引張り側保持を伴う疲労データが基になっている⁽⁴⁾。図9、10にそれぞれステンレス鋼およびクロモリ鋼について、ひずみ制御疲労試験に及ぼす保持時間効果を示す⁽⁴⁾。図から、保持時間は疲労寿命に著しい影響を与え、特に、ひずみ範囲の低い領域でその影響が著しいこと、圧縮側保持の場合よりも引張り側保持の方が寿命の低下が著しいことは興味深い。Code Caseでは圧縮側保持も引張り側保持と同じ扱いをしているが、これは安全側の仮定である。

高温で繰返し荷重を受ける構造物は非弾性挙動を示すので、損傷を求める場合のひずみ範囲や応力は厳密には非弾性解析に頼らなければならない。しかしながら、問題となる箇所が構造不連続部であること、荷重ヒストグラムが複雑であることを考えると、現実の設計では弾性解析に頼らざるを得ない場合が多い。従って、Code

Caseでは弾性解析と非弾性解析の両方について規定しており、設計疲労曲線も2種類与えている。

設計疲労曲線は、疲労データの最適曲線をひずみ範囲に関して2、寿命に関して20の係数で低下させ、どちらか最小となる方から作成されている。図11は非弾性解析に対する設計疲労曲線である。非弾性解析を行なえば、ひずみ範囲や応力が正確に計算でき、それに基づいてクリープ損傷、疲労損傷とも合理的に求めることができ、相互作用は許容損傷係数Dで考慮できるので図11では保持時間効果を考えなくてよい⁽⁵⁾。弾性解析を用いる場合、着目する点の応力・ひずみ履歴が正確に把握できないという問題点がある。この不確実性を補うものとして、ひずみ保持問題によるピーク応力の緩和損傷効果を保守的に評価して設計疲労曲線の補正を行なう。このようにして図11を補正した曲線を図12に示す。

次に問題となるのは、設計疲労曲線に対応させるひずみ範囲の算出の方法である。実際の構造物は多軸応力状態であるのに対し、設計疲労曲線を作成する時の材料試験は単軸応力状態である。両者を関係づけるためにCode Caseでは相当ひずみ範囲を採り入れている。現在のところ、この方法の妥当性を確認するためのデータ、特に主ひずみの方向が変化する場合についてはデータは乏しいが、この方法は低温での応力強さによるアプローチの自然な発展といえる。ひずみ範囲を非弾性解析によって求める場合は問題とならないが、弾性解析によって求める場合は、局部応力集中部におけるひずみ集中を実際のものよりかなり小さく推定する傾向にある。これを解決する方法として修正Neuber法がある。構造不連続部のひずみを求める式として次式が与えられている。

$$\epsilon_t = (S^*/S) K^2 \epsilon_n + K \epsilon_c + K_T \epsilon_p \quad (4)$$

上式で第1項が弾塑性ピークひずみを、第2項がクリープひずみを、第3項が局部熱ひずみを表わしている。ここで、 ϵ_n は公称の弾塑性ひずみで次のように定義されている。

$$\epsilon_n = \epsilon_{\text{load-controlled}} + (S_{\text{strain-controlled}}) / E \quad (5)$$

上式の第1項のひずみは、荷重制御型応力強さを等時応力-ひずみ曲線の時間 $t=0$ の曲線に適用して求められる。(4)式において、Kは弾性応力集中係数、 S^* 、Sは図13の曲線に ϵ_n 、 $K \epsilon_n$ を適用して求められる値である。 $K \epsilon_n$ から求める応力値のかわりに、図13に示すように応力-ひずみ曲線と修正Neuber式との交点の応力 σ_m を用いて計算してもよい。(4)式の第2項は等時応

力-ひずみ曲線を用いて計算される。第3項のピーク熱応力に対応したひずみで、ポアソン比の修正を行なって計算しなければならない。Code Case では相当ひずみ範囲の計算方法として幾通りか与えているが、いずれの方法もかなり複雑な手順が要求されている。Campbell^[11]はクリープ疲労の評価方法を具体的にフローとして示している。また、Severud^[6]は(4)式の背景および設計疲労曲線の補正について解説している。

クリープ損傷の評価についても、非弾性解析では問題とならないが、弾性解析の場合は不確実な点について安全側となるように配慮されている。即ち、1次+2次応力の緩和は生じないものとしてクリープ損傷を評価することとしている。この考え方に基いてクリープ損傷評価用の応力強さ S_k を次のように定めている。

$$S_k = \text{Min} \{ 1.25 S_y, \text{Max} \{ (S'_n)_{ss}, (P_m + 0.5 S_r) \} \} \quad (6)$$

ここで、 S_y はサイクルの最高温度と最低温度における降伏点の平均値、 $(S'_n)_{ss}$ は荷重保持状態(定常状態)における1次+2次応力強さ、 P_m は荷重サイクル中の1次膜応力強さの最大値、 S_r は荷重サイクル中の1次+2次応力強さ範囲の最大値である。

以上がCode Case N 47 のクリープ疲労評価法の概要とその背景である。これに対して、より合理的な評価方法の研究が続けられているが、ここではその中からMansonのひずみ範囲分割法^[12]を簡単に紹介する。この方法は、材料の高温変形メカニズムや破壊形態との関連において高温疲労寿命に及ぼす諸因子の影響を無理なく説明できる。一般に、高温における材料の挙動は、ミクロ的には粒界すべりや拡散によって生じる時間依存のクリープ変形と、粒内すべりに起因する時間に依存しない塑性変形とによって特徴づけられる。従って、材料の損傷もこのような微視的な機構に対応し、それぞれの機構に対して材料は固有の疲労寿命をもっていると考えることができる。高温変形が引張り側と圧縮側とで繰返される時、材料に繰返される非弾性ひずみ範囲は、図14に示すように $\Delta \epsilon_{pp}$, $\Delta \epsilon_{pc}$, $\Delta \epsilon_{cp}$, $\Delta \epsilon_{cc}$ の4種類に分割できる。それぞれに対応する疲労寿命を N_{pp} , N_{pc} , N_{cp} , N_{cc} とする時、疲労寿命 N_f は次式で表わされる。

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{pc}} + \frac{1}{N_{cp}} + \frac{1}{N_{cc}} \quad (6)$$

高温における疲労寿命は環境の影響を受けやすい。図15は鞆戸口らが行なったSUS 304 鋼についての実験結果であるが^[13]、大気中と真空中とでは高温保持の影響

が異なっている。これは、従来は高温保持効果はクリープ損傷として評価されると考えられてきたが、実際は酸化の影響も大きいことを表わしている。高速炉の場合、ナトリウム中で使用されるコンポーネントが多いことから、このことは非常に興味深いことであり、ナトリウム中での材料試験の必要な根拠ともなっている。

現在のCode Case N 47 では、使用が認められている材料のうち2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の設計疲労曲線が与えられていないが、ORNLは1100°Fまでの設計曲線を提案しており^{[14][15]}、近い将来オーソライズされるものと思われる。

3.6 座屈, 不安定

高温における座屈及び不安定問題は複雑であり、Code Case では安全係数しか与えておらず、解析方法やチャートは与えていない。多くの場合、クリープ座屈は次の2ステージで発生する^[5]。

- (1) クリープにより構造物の初期不整が増大して変形速度が極めて大きい値となるステージ。
- (2) 変形がある程度進行すると、特定の荷重に対して急激に座屈するステージ。

座屈挙動は荷重形態によって大きく異なり、荷重制御型の場合は破滅的な座屈となるのに対して、ひずみ制御型の場合は自己制限的である。従って、クリープ座屈に関しては、荷重制御型に対してはレベルA, B, Cについて1.5、レベルDについて1.25の安全係数を与えているが、ひずみ制御型に対しては安全係数をかける必要がないとしている。ただし、ひずみ制御型であっても、有意なエラスティックフォローアップを伴う場合、あるいは荷重制御型と相互作用がある場合は安全係数を考慮する必要がある。

時間に依存しない座屈については、荷重制御型については荷重係数を、ひずみ制御型についてはひずみ係数を考慮している。

クリープ座屈の解析法に関する研究も数多く行なわれているが、その多くは軸圧縮や外圧を受ける円筒^[16]や、部分球殻^{[17][18]}などの理想化された構造に関するものである。これは、座屈現象そのものが、構造の全体的形状境界や荷重条件、初期不整などに敏感な現象であり、実際の構造物の一部分のみを抜き出して理想化したモデルを作成することが難しいためである。

3.7 エラスティックフォローアップ

ASME の基本的な考え方は、応力をその性質によっ

て1次応力と2次応力、ピーク応力に分類して評価することである。しかしながら、2次応力の場合でも構造によっては、周辺の多量のひずみエネルギーのために弾性的に計算されたひずみよりも局部的にかなり大きいひずみが生じることがある。この現象をエラスティックフォローアップといい、エラスティックフォローアップがない場合に比べて、より一定の荷重、低速度の応力緩和、大きいひずみの蓄積をもたらす。例としては、シェル本体と温度差のあるノズルを上げることができる。図16に示すように、弾性計算では変位曲線はO-Aとなる。もし取付部でモーメントに対する抵抗がなければO-Dのように、取付部で降伏があればO-Bのように、さらにクリープがあればO-Cのように変形するであろう。エラスティックフォローアップは必ずしも高温特有の現象ではないが、クリープがある場合はその現象が顕著になることが多くなる。そのため、Code Caseは、有意なエラスティックフォローアップを伴う2次応力は1次応力扱いとしている。しかしながら、エラスティックフォローアップが有意か否かを定量的に判断する方法が確立されておらず、設計上は大きい問題である。

3.8 事象の順序と時間保持効果

材料挙動が非線形な場合、構造物に作用する種々の荷重の作用保持時間や順序は構造物の変形、応力や寿命に影響を与える。これらは、繰返し応力に対しては異なったひずみ範囲を、クリープ評価に対しては異なったクリープひずみや応力分布を与える。構造物が過渡的荷重による応力分布を回復し、再配分する速度は、構造物の形状、1次応力の分布、材料のクリープ特性による。

過渡状態の順序は、事象間の時間間隔が短かく、その部分で安定した応力分布を形成することができない場合、大きい影響をもつ⁽⁴⁾。高いクリープ強度をもつ材料で作られ、小さな1次応力と高い2次応力をもつ構造では、残留応力を保つ能力をもつため、過渡状態の順序が応力やひずみの計算に影響を与えるであろう。

4. 各国の高速炉高温構造設計の動向

4.1 フランス⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾

フランスは今までにRapsodieおよびPhenixの建設実績があり、現在Super Phenixを建設中である。これらの炉は全てCEAで開発されたブル型である。これらの設計は国内規定とASME Codeによって行なわれたが、材料の違い、簡易解析法の不都合、材料の環

境データの不足、などの理由でCEAはRAMSES Committeeを設置して、設計法の確立、材料データの蓄積、構造解析法の開発などを行なった。表1にRAMSES Committeeのワーキンググループを示す。その研究結果はRAMSES Recommendationとして発行され、設計に反映されている。その主なものは以下の通りである。

- (1) RAMSES 40.701, 40.702 : Phenixの主材料の304型ステンレス鋼およびSuper Phenixの主材料の316型ステンレス鋼の特性の応力制限値
- (2) RAMSES 30.015 : クリープラチェットおよびクリープ疲労以外の弾性解析に基いた設計法。
- (3) RAMSES 30.211 : 設計においてクリープを考慮しなければならない領域を温度と時間について規定(図17)。
- (4) RAMSES 30.414 : クリープ領域以下のラチェット。弾性解析を用いることができるが、弾塑性解析による方法を与えている。
- (5) RAMSES 30.417 : 弾性解析に基づくクリープラチェットについて。
- (6) RAMSES 30.106 : 非弾性解析に用いる構成方程式。単調荷重に対しては等方硬化則を、繰返し負荷に対しては繰返し硬化を伴わない多直線移動硬化則を推奨している。
- (7) RAMSES 30.308 : エラスティックフォローアップについて、現在、個々のコンポーネントに適用できるように検討中。

この他に、弾塑性座屈の簡易解析法、高温配管系の簡易解析法、クリープ疲労などについて検討が行なわれている。

4.2 イギリス⁽²¹⁾

イギリスにおいてはCommercial Demonstration Fast Reactor (CDFR)の設計のための基準および指針の開発に力を入れている。基本的な考え方としては、既に発行されている国内法規やASME Codeのうち適用可能な部分は採り入れていき、問題のある部分に関して技術開発を進める、ということである。国内材料を用いるための材料試験以外では、技術開発の主な点は、

- (1) 構造解析法
- (2) クリープ疲労
- (3) 事故に対する安全性保障のための構造の健全性評価法

などである。クリープ疲労は構造設計の中でも不明確な点が多い分野であり、国内材料を用いて多くの研究を行っている。構造解析法に関しては、詳細な解析法のみではなく、簡易解析法の開発に力を入れており、O'Donnell-Porowski法⁽⁸⁾やreference stress法などの検討をBerkeley Nuclear Laboratories (BNL)を中心に進められている。

4.3 日本

日本では既に実験炉「常陽」が運転に入っており、現在は原型炉「もんじゅ」の設計を行なっている。それに伴う研究開発は動燃事業団を中心に進められている。図18に、非弾性解析法の開発、材料の破損クライテリアの開発及び設計法の開発についてその進め方と相互関係を示す⁽¹⁾。高温設計基準については、動燃事業団において我国独自の基準が作成されている。また、構造解析法については、動燃事業団の委託を受け、日本機械学会内に通称EPiCC分科会が昭和48年に設置され、現在も研究が継続されている。

5. あとがき

高速炉の高温構造設計について、ASME Code Case N 47の考え方を中心に、その問題と最近の研究動向について概説した。高温構造設計を支える柱は、構造解析法、破壊クライテリアおよび材料データである。これらの1つでも欠ければ設計が不可能あるいはレベルの低いものになってしまう。構造解析法は有限要素法などの発達によって比較的発達している分野と言えるが、多大の費要と時間を要するので、簡易的手法の開発に力が注がれている。破壊クライテリアの最も問題となるのは、クリープ疲労評価法に関してであり、Mansonのひずみ範囲分割法などの新しい手法を取り入れていく必要がある。材料データについては、現在基準でオーソライズされている材料の数はごく限られたものであり、しかも、ナトリウムや照射などの影響を考慮したものではない。材料データの収集は時間と金のかかる仕事であり、これが高温構造設計法を化学プラントなどの他のプラントに適用しようとする際に大きな障害となっている。

我国の場合、動燃事業団が中心となって高速炉関連の研究開発を行なっているが、その技術は単に高速炉のみにとどまらず、高温ガス炉あるいは化学プラントなどの他の高温設備についてもしだいに波及していくものと思われる。

[REFERENCES]

- (1) 厚母栄夫, “高速増殖炉の開発にともなう構造材料に関連する研究開発について”, 動力技報, No.29, 1979年2月
- (2) “Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Section III and VIII, Division 2”, ASME, 1969.
- (3) I. Berman, “Inelasticity and ASME Code”, Nuclear Engineering and Design, No.46, 1978, pp. 335-348.
- (4) “Criteria of Design of Elevated Temperature Class 1 Components in Section III, Division 1, of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code”, ASME, 1976.
- (5) R. I. Jetter, “Analysis and Design of Pressure Vessels Including Stress and Creep”, 圧力容器の構造強度と技術基準に関するシンポジウム, 1974年9月
- (6) L. K. Severud, “Background to the Elastic Creep-Fatigue Rules of the ASME B & PV Code Case 1952”, Nuclear Engineering and Design, No. 45, 1978, pp. 449-455.
- (7) J. Bree, “Incremental Growth Due to Creep and Plastic Yielding of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Cyclic Thermal Stress”, Journal of Strain Analysis, Vol. 3, No. 2, 1968, pp. 122-127.
- (8) W. J. O'Donnell and J. S. Porowski, “Upper Bounds for Accumulated Strains Due to Creep Ratcheting”, WRC Bulletin No. 195, 1974. Also ASME Paper No. 74-PVP-10, 1974.
- (9) J. S. Porowski and W. J. O'Donnell, “Creep Ratcheting Bounds Based on Elastic Core Concept”, 5th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paper No. L 10/3, 1979, Berlin.
- (10) “高温用機器要素・材料の力学的挙動調査研究分科会成果報告書”, 日本機械学会, 昭和52年12月.
- (11) R. D. Campbell, “Creep-Fatigue Calculation Procedures for Code Case 1592”,

- 2nd National Congress on Pressure Vessels and Piping, San Francisco, June 1975.
- (12) 例えは G. R. Halford and S. S. Manson, "Life Prediction of Thermal-Mechanical Fatigue Using Strainrange Partitioning", ASTM STP 612, 1977.
- (13) 鷗戸英善, 朝田泰英, 三橋俊作, 山中一由, "高温低サイクル疲労における雰囲気効果に関する研究" 日本機械学会講演論文集 No. 770-11, 昭52年10月.
- (14) C. R. Brinkman, M. K. Booker, J. P. Strizak and W. R. Corwin, "Elevated Temperature Fatigue Behavior of 2 1/4 Cr-1 Mo Steel", Trans. ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Nov. 1975, pp. 252-257.
- (15) C. R. Brinkman, R. K. Williams, R. L. Klueh and T. L. Hebble, "Mechanical and Physical Properties of 2 1/4 Cr-1 Mo Steel in Support of Clinch River Breeder Reactor Plant Steam Generator Design", Nuclear Technology, Vol. 28, March 1976.
- (16) I. Berman, J. M. Chern and G. D. Gupta, "A Parametric Study of Elastic-Plastic-Creep Buckling of a Thin Cylindrical Shell", Trans. ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 96, No. 3, 1974, pp. 155-161.
- (17) N. C. Huang and G. Funk, "Inelastic Buckling of a Deep Spherical Shell Subjected to External Pressure", AIAA Journal, Vol. 12, 1974, pp. 914-920.
- (18) 矢川元基, 宮崎則幸, 安藤良夫, "有限要素法による部分球かくのクリープ座屈解析", 日本機械学会論文集, 42巻359号, 昭51-7, pp. 2015-2024.
- (19) H. Jakubowicz, P. Petrequin and K. Schaller, "Rules for the Analysis of Mechanical Structures at Elevated Temperatures", 5th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paper No. L6/5, 1979, Berlin.
- (20) H. Jakubowicz, D. Moulin, P. Petrequin, J. Tortel and K. Schaller, "Design Methods and Criteria Recommended by the RAMSES Committee", 2nd Int. Conf. Engineering Aspects of Creep, Univ. Sheffield, I. Mech. E., Sep. 15-19, 1980.
- (21) S. Fawcett, "Development of Fast Reactor Structural Design Codes in the UK", 2nd Int. Conf. Engineering Aspects of Creep, Univ. Sheffield, I. Mech. E., Sep. 15-19, 1980.

表 1. RAMSES Committee のワーキンググループ

- A. Materials division
 - Material behavior WG
 - Mechanical properties of materials WG
 - Irradiated material WG
 - Fatigue and creep - Fatigue WG
- B. Components division
 - Component testing in sodium WG
 - Phenix components behavior WG
 - Failure analysis of components WG
- C. Computer codes division
 - Computer codes development WG
 - Constitutive equations in computer codes WG
 - Benchmarking of computer codes WG
- D. Structural Analysis division
 - Design rules below creep range WG (not yet active)
 - Design rules above creep range WG
 - Assessment and reviewing of other codes and standards WG

(1) 許容応力データ (オーステナイトステンレス鋼)

$$S_u = \text{Min} \left\{ \frac{1}{4} \sigma_u^{RT}, \frac{1}{4} \sigma_u^{HT}, \frac{5}{8} \sigma_u^{RT}, \frac{9}{10} \sigma_u^{HT} \right\}$$

$$S_m = \text{Min} \left\{ S_m, S_r \right\} = \text{Min} \left\{ \frac{1}{3} \sigma_u^{RT}, \frac{1}{3} \sigma_u^{HT} \right\}$$

$$S_v : \text{降伏強度} \quad S_r : \text{リラクゼーション強度}$$

(2) クリープ疲労強度データ

a) 設計疲労曲線 $E_f - N_d$ 曲線 (温度、くり返しひずみ速度) (をパラメータとする)

b) 等時間応力ひずみ線図

c) クリープ疲労の評価クライテリア ($\frac{n}{N_d} + \beta \frac{1}{T_d} \leq D$) の確認と定数 β 、 D の決定

(3) 非弾性解析によるひずみ評価のための材料データ

a) 弾塑性応力ひずみ関係式
b) 降伏条件 (ミーゼスの条件) の確認
c) 硬化則 (移動硬化則) の確認
d) 流れ則 (プラントル・ロイス則) の確認
e) クリープ式

f) クリープ硬化則 (ひずみ硬化則) の確認
g) 塑性変形のクリープ変形への影響の確認
h) クリープ流れ則 (プラントル・ロイス則) の確認

(4) ひずみ制限クライテリアの確認

a) 変形制限規則の妥当性確認試験 (膜ひずみ 1%, 曲げひずみ 2%, 局部ひずみ 5%)

(5) 構造物試験による総合的評価

(6) 簡易非弾性解析法・詳細非弾性解析法の妥当性確認

(7) 各種環境効果、溶接効果などの設計差へのとり入れ

上記全項目について、設計基準の思想を定め、重点事項について確認試験を実施する。

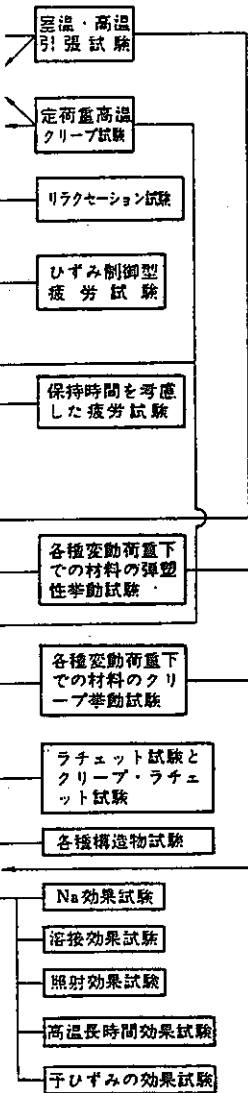


図 1. Code Case N 47 による設計に必要な材料データ

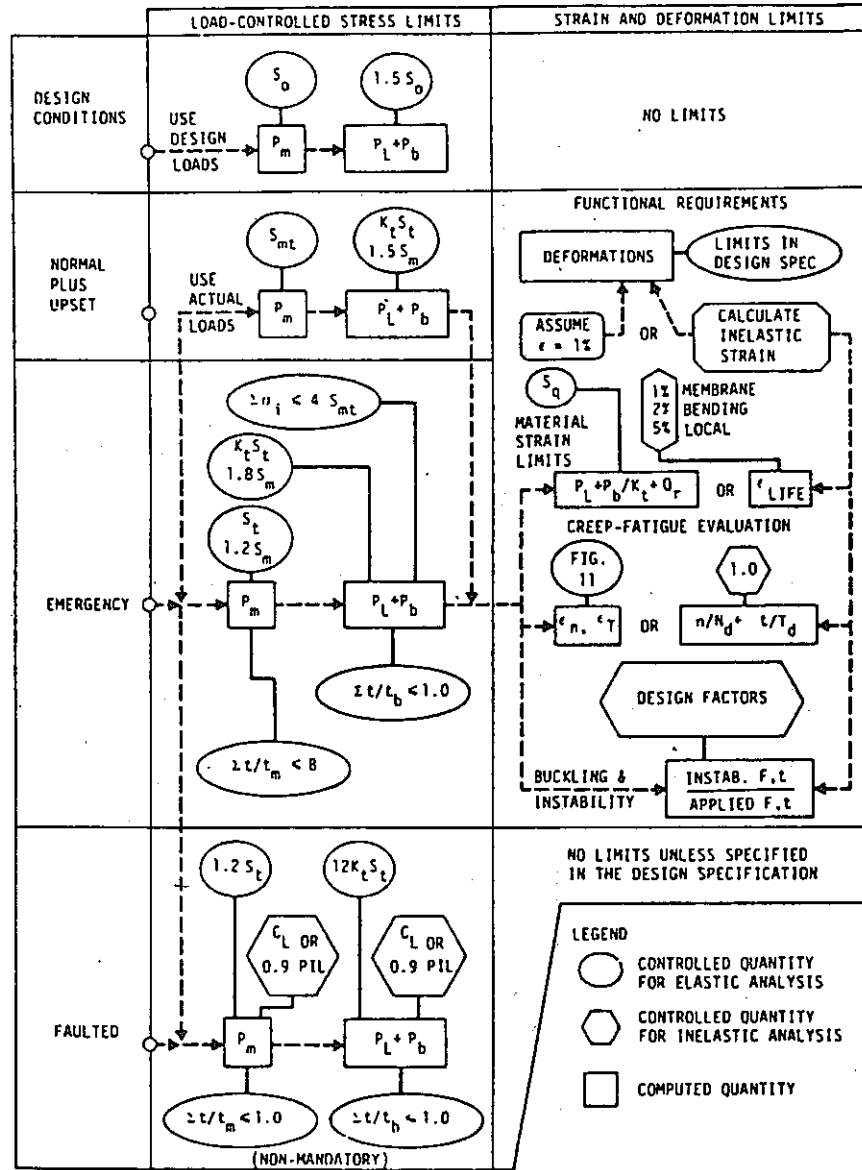


図 2. Code Case N47 の設計フロー

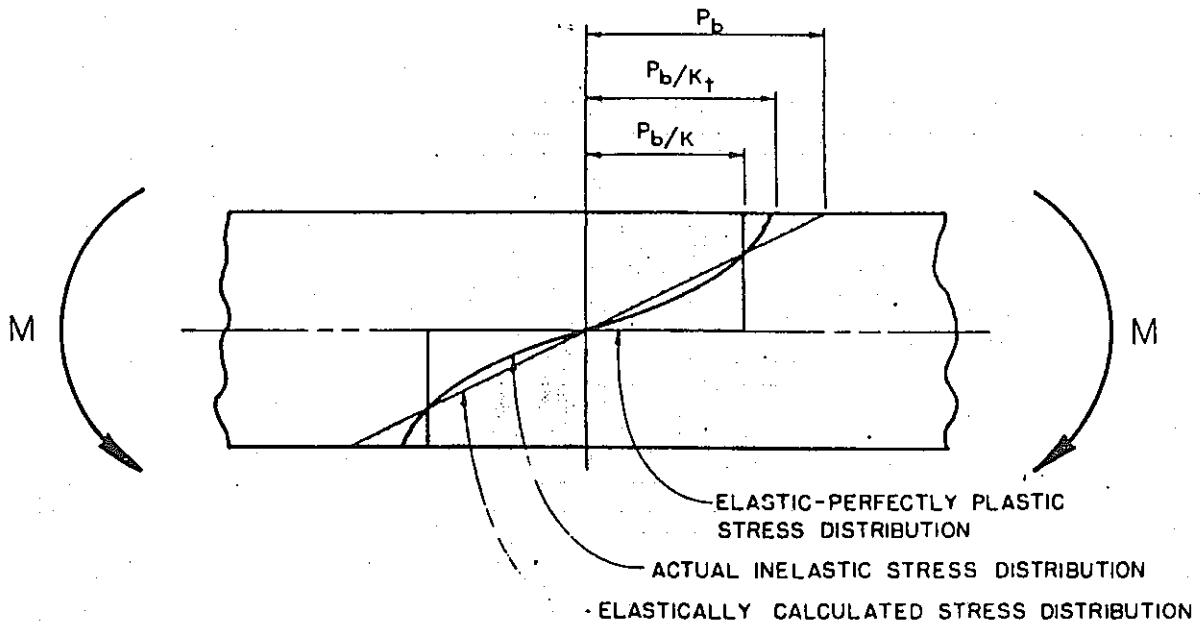


図 3. 純曲げを受ける梁の応力分布

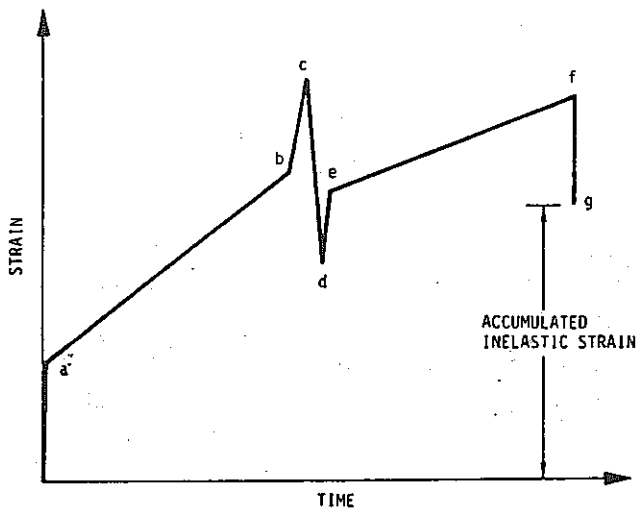


図 4. ひずみが時間によって変化する場合のひずみ制限

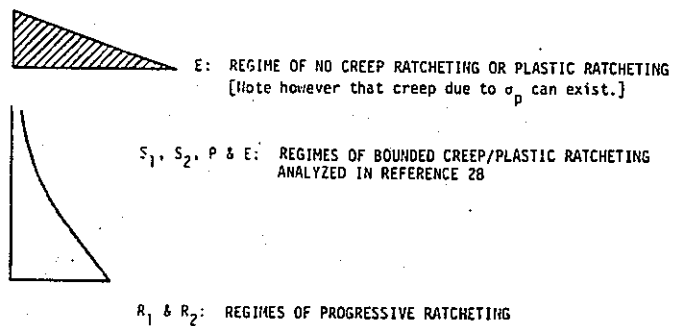
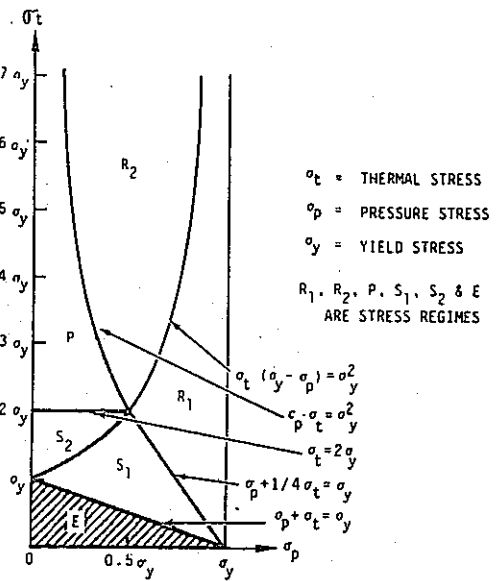


図 5. Bree によるラチェット制限領域

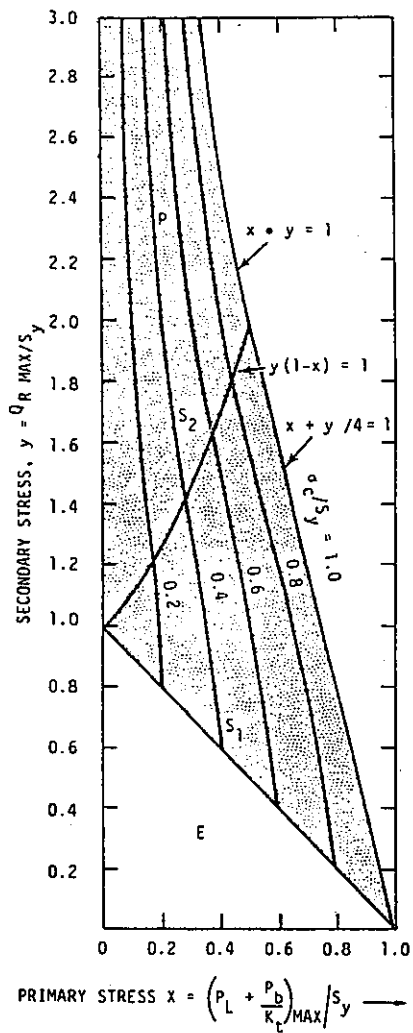


図 6. クリープラチエット評価のための有効クリープ応力

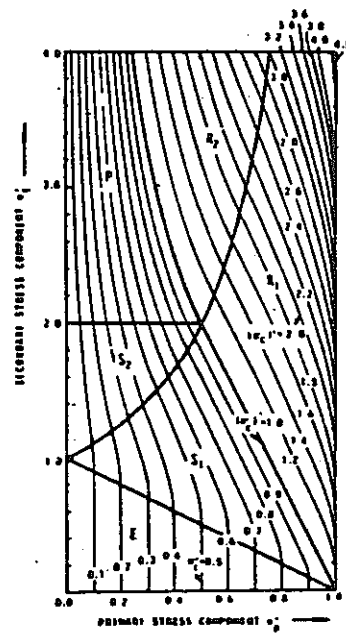


図 7. ラチエット領域における有効クリープ応力

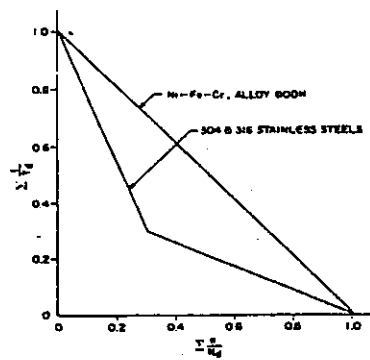


図 8. クリープ疲労損傷和の制限値

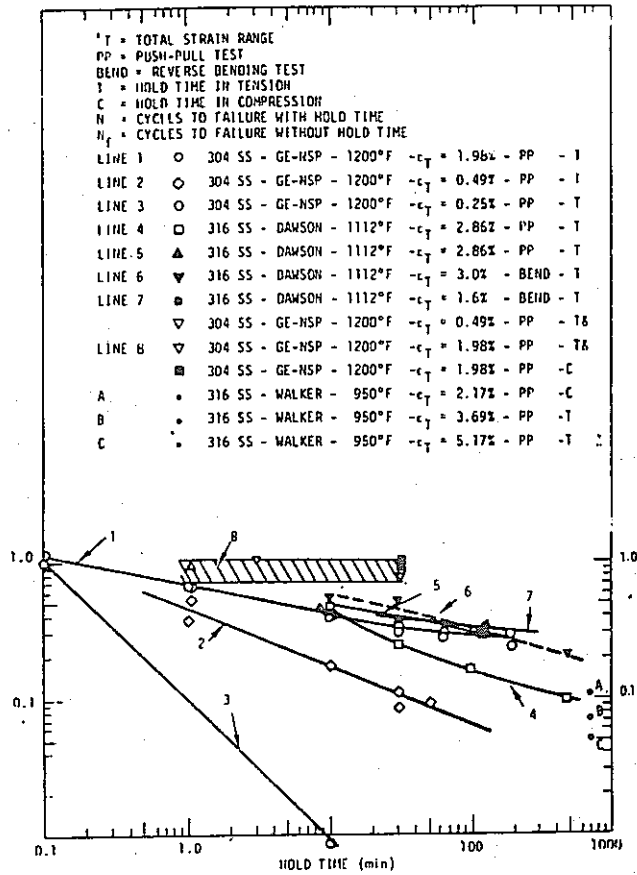


図 9. オーステナイトステンレス鋼の疲労強度に対する保持時間効果

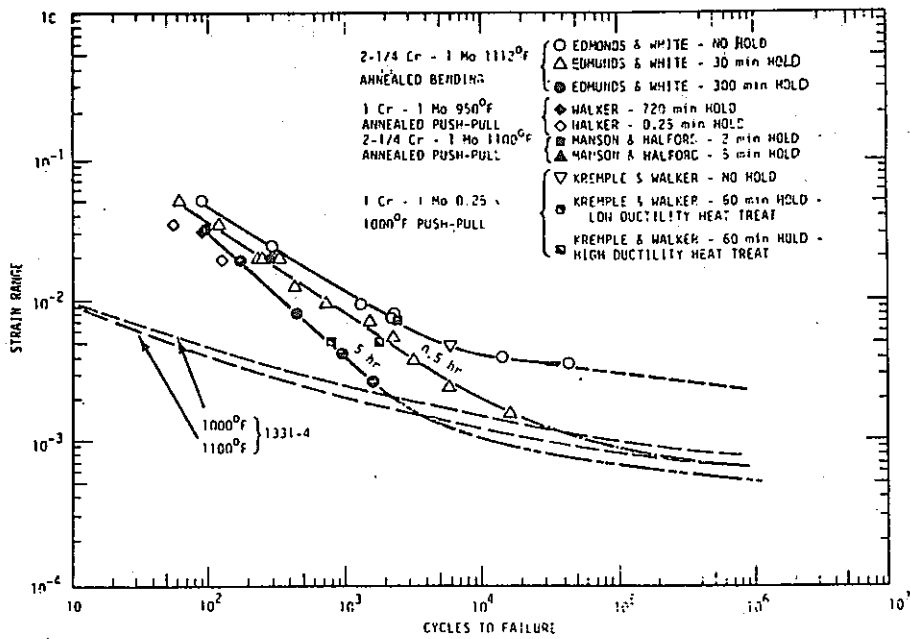


図 10. クロモリ鋼の疲労強度に対する保持時間効果

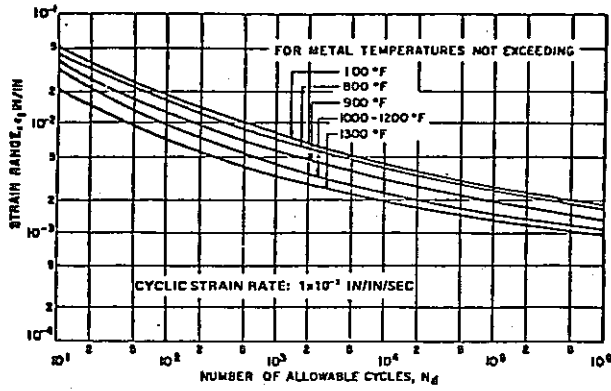


図 11. 非弾性解析および弾性解析（連続サイクルのみ）用設計疲労曲線
（304および316ステンレス鋼）

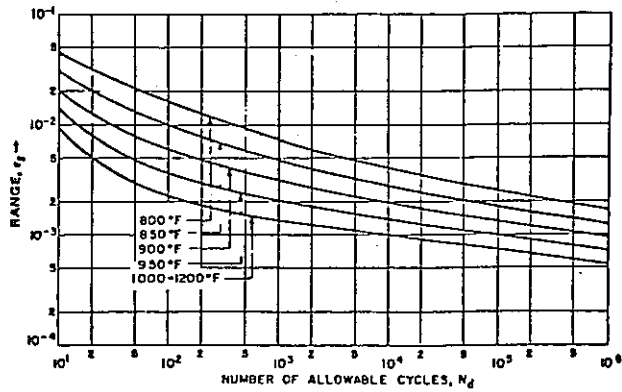


図 12. 低ひずみ速度および保持時間の影響を考慮した設計疲労曲線
（304および316ステンレス鋼）

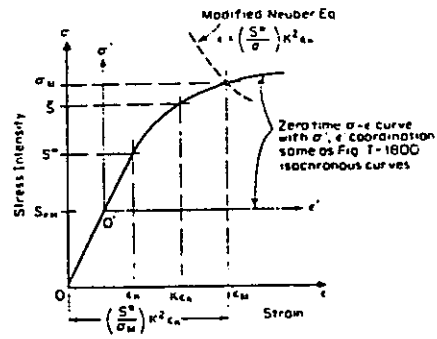


図 13. 公称弾塑性ひずみを求めるための
応力-ひずみ関係

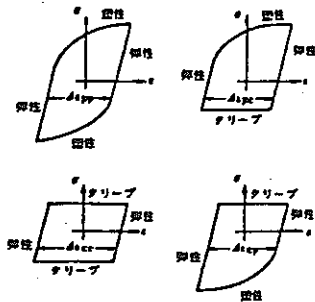


図 14. 非弾性ひずみ範囲

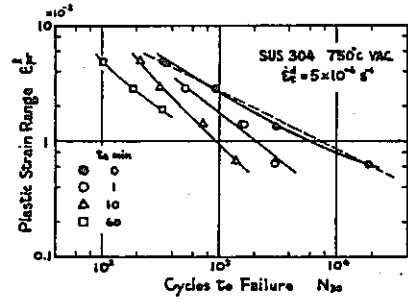
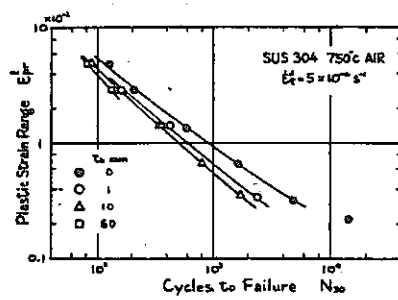


図 15. 疲労の保持時間効果に対する
雰囲気の影響

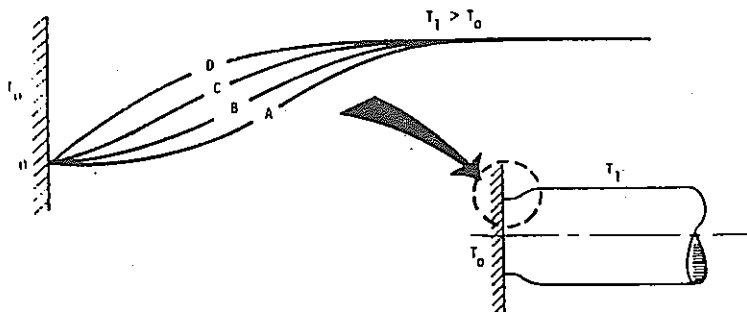


図 16. エラスティックフォローアップのある一端固定円筒

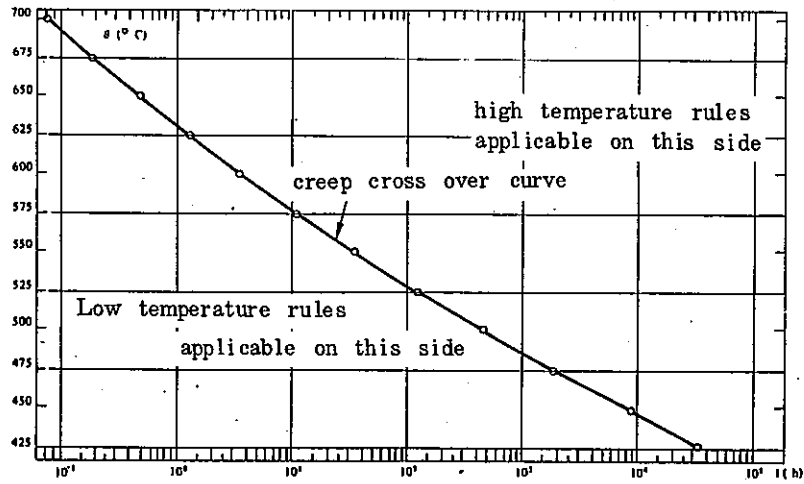


図 17. クリープ領域と温度、時間との関係

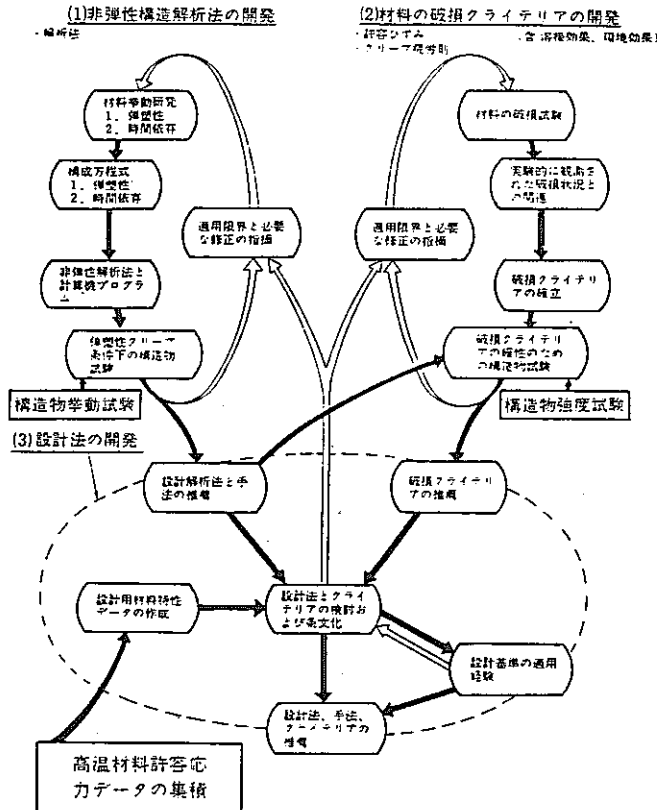


図 18. 高温構造設計のための研究開発

B. 非弾性解析手法（詳細解析）

鹿島光一

1. 緒言

高速増殖炉の開発にともなって、構造機器の設計手法に関する研究が各方面で進められている。高速炉の構造機器はその運転寿命中、炉の起動・停止にもなる内圧・熱応力のような繰返し荷重、地震・自重等による機械的荷重を受けて、一部の応力集中部に塑性ひずみが生ずる。さらに高速炉では炉の運転温度や炉容器の出入口温度が軽水炉より高いため、クリープ変形や熱変形が著しく、こうした非弾性変形による構造物の強度低下について十分考慮する必要がある。従って高速炉の設計においては、塑性・クリープ等にもとづく非弾性変形を対象とした解析手法を確立し、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把握し、機器設計における安全裕度を確認しておくことが重要である。

一般に、構造物に外力あるいは変形が作用した時の変形挙動のうち、Hookeの法則にもとづく弾性変形に対する解析手法は既に確立されており、有限要素法と大型電子計算機の活用により、かなり複雑な構造物の解析が可能となっている。しかし塑性・クリープのような非弾性変形は、構造物が過去に受けた熱/変形履歴に依存するため、一般の負荷条件に対応する非弾性解析手法はまだ必ずしも確立されていない。非弾性解析手法の確立のためには、今後次に示すような問題点の検討を計る必要がある。

- (1) 構成方程式の確立……非弾性変形領域における構成方程式モデルを確立し、ベンチマーク問題に沿った実験結果と各種構成方程式モデルにおける解析結果との対照から、最適な構成方程式モデルを評価する。
- (2) 材料データの整備……各種構成方程式モデルを検討するため、非弾性変形領域における材料データを整備する。
- (3) 解析手法の効率化……大部分の非弾性解析においては、増分形式の繰返し計算法が採用されているため、多大の計算コストを必要とする。従って解析手法を効率化することによって、計算時間の短縮化、数値解の安定化を計る必要がある。また非弾性解析結果の評価作業における迅速化を旨として、後段の処理プログラム（ポストプロセッサ）を開発することが重要である。

(4) 構造設計基準への反映……原子炉コンポーネントの構造解析に関しては、必要に応じて既存の構造設計基準（例えば ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III⁽¹⁾、ASME Code Case N-47-17⁽²⁾）に基づいた安全性評価が行なわれる。非弾性解析手法はこうした構造設計基準へ適宜反映し得るものでなくてはならない。

ここでは上記の問題点を考慮して、非弾性解析手法に関する主要な事項をまとめる。

2. 非弾性構成方程式

有限要素法による非弾性解析を行なうためには、塑性・クリープ変形状態下における材料の構成方程式をいかに記述し、定式化させるかが中心的課題である。そのためには計算プログラムや基礎的な材料特性データとの適合性を考慮しつつ、対象とする構造材料に生ずる非弾性応力-ひずみ挙動を数式的に表示することが重要である。今日、高速炉用非弾性構成方程式については、米国が最も実用的な解析手法の体系を提案、整備しつつあり、なかでも J. M. Corum らを中心とするオークリッジ国立研究所 (ORNL) 高温構造設計グループ推奨の構成方程式は、標準的な非弾性構造解析法を確立する上での大きな指針として重要なものとなっている。この ORNL 推奨の構成方程式における基本的な考え方は、塑性変形モデルとクリープ変形モデルとを分離し、それぞれの変形モデルに対応した降伏条件、流れ則及び硬化則を与えて構成方程式を導き、全ひずみは弾性、塑性、クリープ、熱膨脹ひずみの和として定式化するものである。なお降伏条件として、Von Mises の条件が、流れ則として Prandtl - Reuss の式が、さらに硬化則として、移動硬化則（塑性変形モデル）やひずみ硬化則（クリープ変形モデル）が主として用いられ、これらの古典的理論では考慮されていない変形モデルに対しては補助法則を与えることによりモデル機能の拡大を図っている。なお硬化則に関しては、材料の複雑な非弾性挙動をより適切に表現するため、上記硬化則のほか新たな硬化則モデルが種々提案されている。以下には ORNL 推奨の構成方程式及び種々の硬化則モデルの特徴を簡単に示す。

2.1 ORNL 推奨の非弾性構成方程式⁽³⁾

ORNL 推奨の非弾性構成方程式は、非時間依存の弾塑性解析モデルと時間依存のクリーブ解析モデルの両者に対して提案され、304及び316型のステンレス鋼を対象としている。時間に依存しない弾塑性解析に関しては、多軸応力状態から規定される初期降伏条件、降伏後の塑性ひずみ増分を定義する流れ則、そして降伏条件の修正を表わす硬化則の3つのパラメータにより構成方程式が導かれ、Von Mises の降伏条件による Prandtl-Reuss の流れ則にもとづく移動硬化則 (Prager 則) が推奨されている。すなわち降伏条件式は、

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

$$d\alpha_{ij} = C de^p_{ij} \quad (2)$$

ただし σ'_{ij} = 偏差応力テンソル
 α_{ij} = 降伏面の移動量
 e^p_{ij} = 塑性ひずみテンソル
 C, κ = 材料の応力-ひずみ曲線に関連した材料定数

また流れ則は、塑性ひずみの降伏面に対する直交性を仮定し

$$de^p_{ij} = \lambda \cdot \partial f / \partial \sigma'_{ij} \quad (3)$$

ただし λ = 比例定数

なお上記の関係式で用いられる材料定数値を規定するため、単軸の応力-ひずみ関係を求める必要がある。ORNLでは応力-ひずみ関係を以下に示す方法によって二直線近似することを推奨している(図1参照)。

- (1) 二直線の弾性部分は、材料の初期応答から定められる直線によって表示される。
- (2) 二直線の弾塑性部分は、最大ひずみ ϵ_{max} に対応する応力点と、 $\epsilon_{max}/2$ のひずみに対応する応力点とを結ぶ直線により定められる。なお最大ひずみ ϵ_{max} の選択は解析者の判断に委ねられる。
- (3) 降伏応力 σ_Y は上記二直線の交点として定義される。

なおサイクリックな応力-ひずみ関係としては、10 サイクル目のヒステリシスループにもとづく二直線近似で代表させることが推奨されている(図2参照)。

時間に依存するクリーブ解析に関しては、流れ則、硬化則及び単軸クリーブ則の3つのパラメータにより構成方程式が導かれる。このうちクリーブの流れ則は、クリーブひずみ速度を $\dot{\epsilon}^c_{ij}$ とすれば次式で与えられ、

$$\dot{\epsilon}^c_{ij} = \lambda \sigma'_{ij} \quad (4)$$

比例定数 λ は、偏差応力の不変量 $\bar{\sigma}$ 、相当クリーブひずみ速度 $\dot{\bar{\epsilon}}^c$ の関数で表わされ(4)式は

$$\dot{\epsilon}^c_{ij} = (3\dot{\bar{\epsilon}}^c/2\bar{\sigma}) \cdot \sigma'_{ij} \quad (5)$$

となる。これよりクリーブひずみ速度 $\dot{\epsilon}^c_{ij}$ は、単軸クリーブ試験から求められる相当クリーブひずみ速度 $\dot{\bar{\epsilon}}^c$ を用いて決定される。クリーブ速度 $\dot{\bar{\epsilon}}^c$ は一般に温度、応力、時間の関数(時間硬化則)、あるいは温度、応力、クリーブひずみの関数(ひずみ硬化則)のいずれかで表わされるが、ORNLでは304及び316型ステンレス鋼に対して後者のひずみ硬化則を採用している。すなわち、

$$\dot{\bar{\epsilon}}^c = f(T, \sigma, \epsilon^c) \quad (6)$$

ここで T は温度、 σ は応力、 ϵ^c はクリーブひずみを表わす。しかしながら上記の硬化則における問題点として、応力変動の著しい場合の挙動を十分に説明できないことが指摘され、このため ORNL では応力反転に際しては補助法則を適用することを推奨している。この補助法則によれば、引張と圧縮とのそれぞれの方向で材料に蓄積されたクリーブひずみを基準にしてクリーブ曲線の原点を定めようとするものである。一例として引張応力下に蓄積されたクリーブひずみが最初の応力反転とともに消滅し、その後のクリーブひずみが圧縮応力を受ける処女材に生ずるクリーブひずみと同様の挙動をとることが予期される(図3参照)。

クリーブ変形の構成方程式に関するパラメータの1つ、単軸クリーブ則についてはこれまで数多くの提案がなされている。このうち304, 316型ステンレス鋼に対し、遷移クリーブから定常クリーブに到る領域で有効な単軸クリーブ則として ORNL で推奨されているのは、以下に示す Garofalo⁽⁴⁾ の式である。

$$\epsilon^c = \epsilon_1 [1 - \exp(-rt)] + \epsilon_s t \quad (7)$$

ここで第1項は遷移クリーブひずみを、また第2項は定常クリーブひずみを表わし、 ϵ_1 、 r 、 ϵ_s はすべて応力と温度の関数として与えられる。なお遷移クリーブ初期におけるクリーブ速度を考慮に入れて、HEDL (Hanford Engineering Development Laboratory) では(7)式をさらに修正した以下の Blackburn⁽⁵⁾ の式を用いている。

$$\epsilon^c = \epsilon_x [1 - \exp(-st)] + \epsilon_1 [1 - \exp(-rt)] + \dot{\epsilon}_s t \quad (8)$$

2.2 各種硬化則の概要

材料の非弾性挙動を支配する因子（降伏条件，流れ則，硬化則，単軸応力-ひずみ関係，単軸クリープひずみ等）のなかで，硬化則は種々の複雑な材料挙動に効果的な説明を与えるため，さまざまなモデルが提案されてきた。以下に代表的な硬化則を数例取り出しその概要を述べる。

2.2.1 塑性硬化則

塑性硬化則としては，等方硬化則，移動硬化則，サブレイヤ・モデル，Mrózらのモデル等が知られている。等方硬化則は降伏曲面がその原点を固定したまま等方に拡大していく最も基本的な硬化則であるが，バウジンガー効果を表現することが不可能である。一方移動硬化則は降伏曲面の大きさは保ったまま曲面の剛体移動が考慮されており，バウジンガー効果を表現することができる。実際の材料挙動は降伏曲面の拡大と移動の両者を考えた方が効果的に表現されることが多く，「複合硬化理論」⁽⁶⁾としてまとめられている。サブレイヤ・モデル⁽⁷⁾はオーバレイモデルやフラクションモデルとも呼ばれており，異なる降伏点を持った部分要素の並列結合に対して，部分要素の面積率によって全体に対する部分要素の寄与の割合を制御し，材料のひずみ硬化特性を効果的に表現しようと試みるモデルである（図4）。Mrózらのモデル⁽⁸⁾（Mróz, Shirivastava & Dubeyの理論）は移動硬化モデルの変形であり，降伏曲面の原点移動と硬化係数の与え方に特徴を持たせ，除荷後の再負荷時における取扱いを改良しようとするモデルである。なお先に述べた ORNL における推奨硬化則は移動硬化則を基本としているが，10 サイクリック目における降伏応力を初期降伏後に用いることから，一部降伏曲面の拡大を考慮した「複合型」であることが理解される。

2.2.2 クリープ硬化則

クリープ硬化則としては古典的な時間硬化則，ひずみ硬化則のほか，クリープ仕事硬化則，回復クリープ理論等が知られている。クリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}^c$ が応力 σ ，時間 t ，温度 T の関数として与えられるのが時間硬化則であり，同じく応力 σ ，クリープひずみ $\dot{\epsilon}^c$ ，温度 T の関数として与えられるのがひずみ硬化則である。先に述べたように，ORNL で推奨されている硬化則はこのひずみ硬化則に対して応力反転時の補助法則を加えた「修正ひずみ硬化則」である。クリープ仕事硬化則⁽⁹⁾は，クリープひずみ速度がクリープひずみ仕事量に依存するとした硬化則で次式のように表示される。

$$\dot{\epsilon}^c = f(\sigma, \int \sigma \dot{\epsilon}^c dt, T) \quad (9)$$

回復クリープ理論⁽¹⁰⁾は，金属の微視的変形機構を取り入れた理論であり，可動転位密度を用いて定常クリープ速度の遷移クリープ状態への拡張を試みようとするモデルである。

これら各種の硬化則に対する評価を行なうためには，ベンチマーク問題の解析を通して実験結果との比較検討を行なう必要がある。今日日本機械学会ではこうした趣旨のもので各種解析結果の検討を行ないつつある。一例として応力反転負荷におけるクリープひずみを種々の硬化則で比較した例⁽⁶⁾を図5に示す。

3. 非弾性解析のための材料特性データ

非弾性解析法を確立し高速炉の高温設計へ適宜反映させていくには，非弾性挙動を表す豊富な材料データの蓄積が不可欠である。今日こうした非弾性材料データとして完備されている資料として以下のものがあげられる。

- (1) HEDL: "Nuclear System Material Handbook" (未公開)
- (2) J.M. Corum (ORNL) によるベンチマーク用材料データ (1975年 The Second Congress on Pressure Vessel and Piping で発表)
- (3) 日本機械学会; "非弾性構造解析法の実用化に関する研究" (1), (2)

ここでは(3)の資料における材料データを中心としてその概要を述べる。非弾性構造解析を行なうために整備すべき材料データとしては，高速炉構造材料として重要な 304, 316 型ステンレス鋼，2 1/4 Cr-1Mo 鋼，321 型ステンレス鋼等を対象とした弾塑性変形，クリープ変形の材料データであり，それぞれの応力-ひずみ関係を最も忠実に表示することの可能な近似式を評価し，近似式中における種々のパラメータについて詳細な数値データを準備しておくことが必要である。

3.1 弾塑性応力-ひずみ表示式

金属材料の弾塑性応力-ひずみ表示式はこれまで数多くのものが提案されている。このうちべき法則を用いた次の Ludwik の式⁽¹¹⁾が，HEDL によって推奨されている。

$$\sigma = \sigma_p + K \epsilon_p^n \quad (10)$$

これより弾塑性応力-ひずみ関係は以下の形式でまとめられる。

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ の場合 弾性ひずみ $\epsilon_e = \sigma/E$

塑性ひずみ $\epsilon_p = 0$

(2) $\sigma > \sigma_p$ の場合 弾性ひずみ $\epsilon_e = \sigma/E$

塑性ひずみ $\epsilon_p =$

$$[(\sigma - \sigma_p)/K]^{1/m}$$

ここで σ_p は降伏応力 (σ_Y) と温度 (T) の関数で表わされ、E (ヤング率)、 σ_Y , K, m は温度 (T) の関数で表わされる (表1 参照)。

3.2 クリープひずみ表示式

304, 316 型ステンレス鋼に対するクリープひずみの表示式は、既に述べたように Garofalo の式を修正した Blackburn⁽⁵⁾ の式の形で HEDL において採用されている。すなわち、

$$\epsilon^c = \epsilon_x [1 - \exp(-st)] + \epsilon_t [1 - \exp(-rt)] + \dot{\epsilon}_m t \quad (11)$$

ここで第一項は初期段階における遷移クリープを、第二項は遷移クリープを、また第三項は定常クリープを表わしている。また ϵ_x は初期段階での遷移クリープひずみの限界値、 ϵ_t は遷移クリープひずみの限界値、 $\dot{\epsilon}_m$ は定常クリープひずみ速度であり、温度と応力の関数として示される (表2 参照)。

次に 2 1/4 Cr - 1 Mo 鋼に対するクリープひずみについては、Booker らが以下の表示式を与えている。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon^c &= \frac{cpt}{1+pt} + \dot{\epsilon}_m t \\ p &= F\sigma^\alpha \\ c &= G\sigma^\beta \\ \dot{\epsilon}_m &= H\sigma^\gamma \exp(m\sigma) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ここで $\dot{\epsilon}_m$ は最小クリープ速度、c は一次クリープの限界値、P は一次クリープ曲線の形状パラメータを表わし、F, G, H は温度 (T) と引張強さ (U) との関数である (表3 参照)。

4. 汎用構造解析プログラムにおける非弾性解析

高速炉の設計が進展するのに伴い、非弾性構造解析のための大型汎用プログラムが各国で開発されるようになった。ここでは汎用プログラムとして知られている代表的な構造解析プログラムとして ANSYS と MARC とを取りあげ、同プログラムにおける非弾性解析手法の概略について示す。

4.1 ANSYS プログラム

ANSYS プログラムは米国 Swanson Analysis System 社の Swanson を中心としたグループによって開発された大型汎用構造解析プログラムである。非弾性解析は初期ひずみ法を用いており、弾塑性解析では Von Mises の降伏条件式、Prandtl-Reuss の流れ則が導入されている。硬化則としては処女材料の応力-ひずみ関係、移動硬化、等方硬化、及び 10 サイクル目の応力-ひずみ曲線を用いることにより、ORNL 推奨の弾塑性構成方程式を使用できる。クリープ解析を行なうためには、単軸クリープ則に含まれている種々のパラメータに数値を与える必要がある。単軸クリープ則としては 9 個の 1 次クリープひずみ増分式と 5 個の 2 次クリープひずみ増分式が用意されており、それらの中から望ましい硬化則に従う単軸クリープ則を選択する。

4.2 MARC プログラム

MARC プログラムは、米国 Marcal を中心としたグループによって開発された大型汎用構造解析プログラムである。本プログラムは構造解析における線形、非線形問題の解決に幅広く利用することが可能であり、非線形問題の解法として塑性に関して接線剛性法が、クリープに関して初期荷重法が採用されている。塑性においては金属に対する Von Mises の降伏条件や、土に対する Mohr-Coulomb の降伏条件が考慮されている。流れ則としては Prandtl - Reuss の式が用いられ、Mises の降伏条件に従う材料に対しては等方硬化、移動硬化、等方硬化と移動硬化の組み合わせ、10 サイクル目の応力-ひずみ二直線近似のいずれかを選択するようになっている。単軸クリープ則は利用者が適宜サブルーチンを作成して与える方式と、特定の形の式に対して表の形式で与える方式の 2 通りがある。

5. 非弾性解析と設計基準との関連

原子炉構造部材の設計においては、構造強度の観点から必要に応じて応力解析を実施し、部材に生ずる応力値が許容値に対して十分な裕度のあることを確認する必要がある。そのための構造設計基準としては、今日 ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III⁽¹⁾, ASME Code Case N-47-17⁽²⁾ が知られている。前者は非クリープ領域における機器・配管に対する応力解析結果の評価基準であり、後者はクリープ領域における同様の評価基準である。非弾性解析によって得られた結果

をこうした設計基準に従って評価する手順はきわめて複雑でかつ大量のデータ処理が必要とされる。そのためこれを手作業でおこなうことは膨大な人員と時間とを必要とするので、こうした作業を効率的に行なうための専用プログラム(ポストプロセッサ)が必要であると考えられるようになった。ポストプロセッサとして完備すべき機能としては以下のような項目があげられる。

- (1) 種々の荷重サイクルの組合わせ状態下における応力、ひずみ成分を合成し、任意の負荷条件下における非弾性応力、ひずみ条件を再現できること。
- (2) 任意の評価断面における非弾性応力、ひずみ成分を抽出し、評価基準の要求している各種パラメータ(一次応力、二次応力、応力強さ、相当応力、非弾性主ひずみ、相当塑性ひずみ)等の形に整理すること。⁽⁴⁾
- (3) 上記パラメータを用いて、以下の項目に関する強度評価を実施すること。
(一次応力評価、一次+二次応力評価、疲労損傷評価、累積非弾性ひずみ評価、クリープ損傷評価など)

ANSYSプログラムにポストプロセッサを用いた解析例は文献(1)に示されている。

6. 結 論

有限要素法による非弾性解析法に関し、現時点における解析上の問題点を構成方程式、材料特性データ、汎用構造解析プログラム、ポストプロセッサ等の観点からとりまとめた。このうち非弾性解析法の今後の発展に最も大きな影響を与えるのは構成方程式の信頼性にあると考えられる。従来の構成方程式の取扱いにおける問題点としては、塑性理論とクリープ理論を分離した方法によるため解析手法の適用性には限界があること、また応力緩和試験(リラクゼーション)や履歴の効果等を考慮することができないことなどが指摘されている。これらについては対応した材料試験データの充足と一体化させ今後の研究課題としていく必要がある。また構成方程式のモデルについては数多くの理論が提出されているが、モデルの適用限界等を明確にするためベンチマーク問題としてより一層検討を押し進める必要がある。なおモデルの精密化に伴って難解化した理論も提出されているが、有限要素法プログラムへの導入等を考慮して、計算の容易さについても注意を払いつつ最適なモデル評価を行なうことが重要である。

[REFERENCES]

- (1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III; "Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components"; ASME, 1977
- (2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47-17 ASME
- (3) Pugh, C.E., Corum, J.M., Liu, K.C., and Greenstreet, W.L., "Currently Recommended Constitutive Equations for Inelastic Design Analysis of FFTF Components," ORNL-TM 3602, 1972
- (4) Garofalo F., Domis W.F and Von Gemmingen F., "Effect of Grain Size on the Creep Behavior of an Austenitic Iron-Base Alloy", Transactions of the Metallurgical Society of AIME, Vol. 230, 1964
- (5) Blackburn, L.D., "Isochronous Stress-Strain Curves for Austenitic Stainless Steels", The Winter Annual Meeting of ASME, 1972
- (6) 非弾性解析の設計適用方法研究分科会(主査山田嘉昭), "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究(I)", 日本機械学会, 1980, pp. 35
- (7) Besseling, J.F., "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
- (8) Mróz, Z., Shrivastava, H.P. and Dubey, R.N., "A Nonlinear Hardening Model and Its Application to Cyclic Loading", Acta Mech., Vol. 25, 1976, pp. 51
- (9) Rabotnov, Yu. N., "Creep Problems in Structural Members", North-Holland, 1969
- (10) Lagneborg, R., "A Theoretical Approach to Creep Deformation During Intermittent Load", Journal of Basic Engineering, Trans. ASME, Ser. D, Vol. 93, 1971, pp. 205
- (11) 非弾性構造解析法実用化研究分科会(主査山田嘉昭), "非弾性構造解析法の実用化に関する研究(I)", 日本機械学会, 1977, pp. 81

- (12) 非弾性構造解析法実用化研究分科会(主査山田嘉昭),
 “非弾性構造解析法の実用化に関する研究(Ⅱ)”,
 日本機械学会, 1979, pp.121
- (13) Ludwik, P., “Elemente der Technologischen
 Mechanik”, Springer, Berlin, 1909

- (14) Kroenke, W.C., “Classification of Finite
 Element Stress According to ASME Section
 III Stress Categories,” Pressure Vessel and
 Piping: Analysis and Computers, ASME
 Pressels Vessels and Piping Conference,
 Miami Beach, Florida, 1974, pp.107

表1. 弾塑性応力-ひずみ関係式(304ステンレス鋼)

<p>(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき</p> $\epsilon_o = \frac{\sigma}{E}$ $\epsilon_p = 0$ <p>(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき</p> $\epsilon_o = \frac{\sigma}{E}$ $\epsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \quad \text{または} \quad \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K_2} \right)^{\frac{1}{m_2}}$ <p style="text-align: center;">のうちのいずれか小さい値を与える式を使用</p> <p><適用限界></p> <p style="text-align: center;">最大ひずみ $(\epsilon_o + \epsilon_p)_{max}$:</p> <p style="text-align: center;">315~538℃ では 0.20 mm/mm 538~593℃ では 0.17 mm/mm 593~649℃ では 0.09 mm/mm</p>		
温度(T)C パラメータ	315~482℃	4821~649℃
E (kgf/md)	$236769 \times 10^4 - 9.71895 (T+273)$	
σ_p (kgf/md)	$\sigma_y - 8.57641 + 4.7173 \times 10^{-3} (T+273)$	
σ_y (kgf/md)	$A \{ 18.1755 - 9.01227 \times 10^{-3} (T+273) \}$ * ただし、平均の σ_y および $\sigma - \epsilon$ 曲線に対しては $A = 1.25$ 最小の σ_y および $\sigma - \epsilon$ 曲線に対しては $A = 1.0$	
K_1 (kgf/md)	$49.1917 - 1.78933 \times 10^{-2} (T+273)$	
m_1	$0.25824 + 7.749 \times 10^{-5} (T+273)$	
K_2 (kgf/md)	118824	$323.757 - 0.271075 (T+273)$
m_2	0.653	$1.2359 - 7.7108 \times 10^{-4} (T+273)$

表2. クリープひずみ式 (304 ステンレス鋼)

$$\epsilon_c = \epsilon_x (1 - e^{-st}) + \epsilon_t (1 - e^{-rt}) + \dot{\epsilon}_m t$$

$$\epsilon_x = \begin{cases} 0 & \sigma \leq 4.2186 \text{ kgf/mm}^2 \\ G + H\sigma & \sigma > 4.2186 \text{ kgf/mm}^2 \end{cases}$$

$$s = D \left[\sinh \left(\frac{\beta_r \sigma}{n_r} \right) \right]^{n_r} \exp \left\{ -\frac{67,000}{1.987 (T+273)} \right\}$$

$$r = B \left[\sinh \left(\frac{\beta_r \sigma}{n_r} \right) \right]^{n_r} \exp \left\{ -\frac{67,000}{1.987 (T+273)} \right\}$$

$$\dot{\epsilon}_m = A \left[\sinh \left(\frac{\beta_e \sigma}{n_e} \right) \right]^{n_e} \exp \left\{ -\frac{67,000}{1.987 (T+273)} \right\}$$

$$\epsilon_t = C \frac{\dot{\epsilon}_m}{r} \quad t \text{ (hr)}$$

パラメータ	温度 T	427 ~ 453.9°C	454 ~ 537.9°C	538 ~ 592.9°C
G (%)	0	2.24449	$-3.08457 \times 10^{-3} (T-273)$	-0.257143
H (%/kgf/mm ²)	0	-0.532045	$+7.31395 \times 10^{-4} (T+273)$	6.09545×10^{-2}
D (hr ⁻¹)		2266×10^{13}		1.9155×10^{19} $\times \exp \{-395522 \times 10^{-2} (T+273)\}$
B (hr ⁻¹)			2.518×10^{13}	
A (%/hr)			1.38×10^{13}	
C		$2469 \times 10^{-3} \exp \left(\frac{6580.986}{T+273} \right)$		562405 $-5.91691 \times 10^{-2} (T+273)$
β_r (mm/kgf)			$-0.320296 + 7.68170 \times 10^{-4} (T+273)$	
β_e (mm/kgf)			$-0.519414 + 1.06927 \times 10^{-3} (T+273)$	
n_r			3.5	
n_e			6	

表3. クリープひずみ式 (2 1/4 Cr-1Mo 鋼)

$$\epsilon_c = \frac{c p t}{1 + p t} + \dot{\epsilon}_m t$$

$$p = F \sigma^a$$

$$c = G \sigma^\beta$$

$$\dot{\epsilon}_m = H \sigma^\gamma \exp(m \sigma)$$

<使用単位>
 ϵ_c (mm/mm), σ (kg/mm²), t (hr)

温度 T(°C)	-550°
パラメータ	
F (1/hr)	$\exp \{ 25,130.1 - 28374.8 / (T+273) \}$
G	$0.01 \exp \{ 2.37811 + 39606.1 / U (T+273) - 0.359595 U \}$
H (1/hr)	$0.01 \exp \{ 15.5367 - 31071.1 / (T+273) + 229.950 / U \}$
a	3.33960
β	0.0776102U
γ	100.720/U
m	0.258004
U (kg/mm ²)	$A (53.74 - 0.1050T + 4.630 \times 10^{-4} T^2 - 5.945 \times 10^{-7} T^3)$ ただし平均のクリープひずみ曲線に対しては A=1 とする。

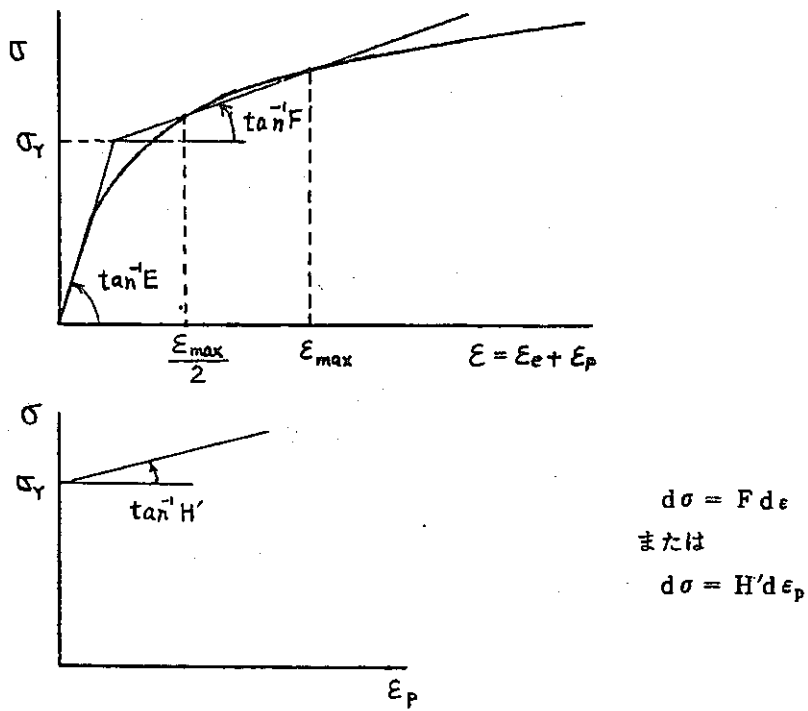


図1. 弾塑性応力-ひずみ関係の二直線近似

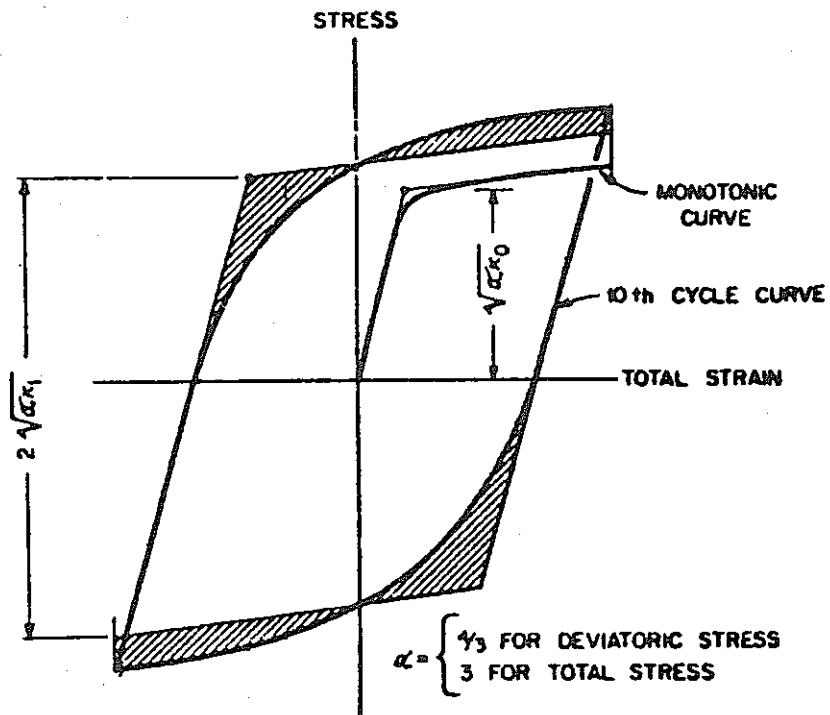


図2. 初期及び10サイクル目の応力-ひずみ曲線の二直線表示

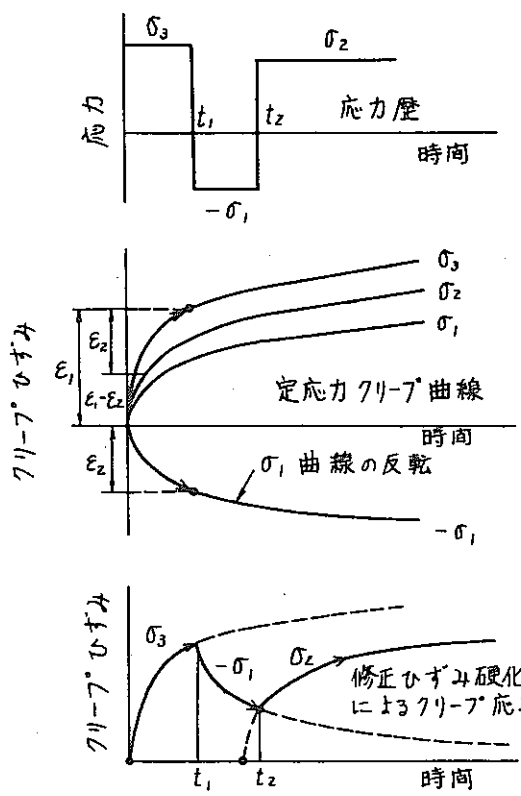


図3. 補助法則を用いたクリープひずみ応答

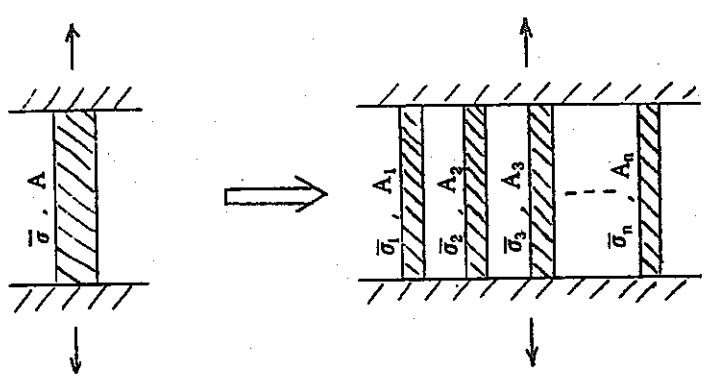


図4. サブレイヤモデル

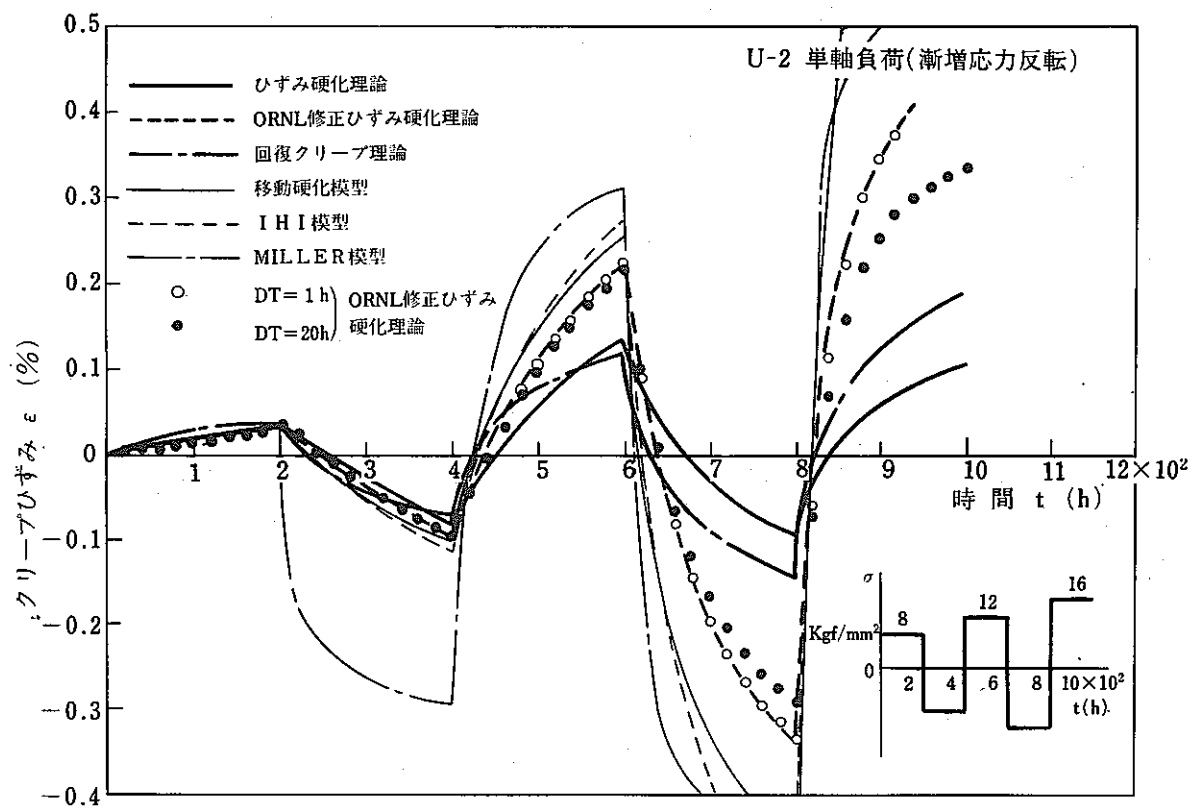


図5. 応力反転負荷に対するクリープひずみ応答

C. 非弾性解析手法 (簡易解析)

—クリープ問題を中心として—

官 崎 則 幸

1. 序 論

有限要素法は、ここ20数年の間に著しい進歩をとげ、構造解析の手法として広く使用されている。特に線形弾性問題に対しては、実用的な構造機器の設計というようなルーチンワークとしても使用されるようになってきている。一方、弾塑性問題、クリープ問題というような材料非線形問題、および大変形問題というような幾何学的非線形問題に対しても有限要素法が適用され、各種の非線形問題も解析可能なADINA, ANSYS, MARCなどの汎用有限要素法解析プログラムも作製されている。したがって、現在では構造解析の詳細解析手法と言え有限要素法を意味するというのが常識のようになってきている。しかし、有限要素法により非線形問題を解析しようとする場合には、増分法に基づいた繰り返し計算が必要となる。そのため、弾性問題に比べて多くの計算時間が必要となり、計算コストが高くなる。設計パラメータを変更しながら、多くのケースについて解析しなければならないような設計計算には、有限要素法による詳細解析は、経済性の観点から不向きである。

一方、原子力分野では高速増殖炉、高温ガス炉のように高温状態で利用される原子炉の開発に伴い、高温構造設計の必要性が高まってきた。ASMEではこのような社会的必要性を背景にして、原子力高温構造物に関する定量的な規格を開発し始め、Code Case 1592が発行されるに到った。この規格が従来の構造設計指針と大きく異なる点は次の通りである。

- (1) クリープ挙動に原因する破壊モードを考慮の対象としている。
- (2) 機器の使用時間に対応した許容応力体系を導入している。
- (3) クリープ損傷評価法としてlinear life fraction ruleを採用している。
- (4) クリープと疲れの相乗作用の評価を必要としている。
- (5) 進行性変形、ひずみ量に関連して、その制限値を設定している。
- (6) 非弾性解析を含めかなりの量の構造解析を必要としている。

これをみてわかるように、高温構造設計においては、クリープ変形に関連した非弾性解析が要求されている。高温構造設計に際して、有限要素法による詳細非弾性解析を行うと前述したように計算コストがかかることから、簡易解析法が見なおされるようになった。表1には通常の構造設計法と高温構造設計法との比較⁽¹⁾を、表2には弾塑性問題を例にとった場合の簡易解析法と詳細解析法との比較⁽²⁾を示す。この両表を参照してみると、両解析法とそれぞれ特質があることがわかる。すなわち、詳細解析法は構造モデル、材料モデルとも現実的なものまでシミュレートできるが、計算コストが高いのが難点とされる。一方、簡易解析はその理論的な背景や構造モデルという点に理論的な難点はあるが、解析そのものの準備や計算コストが少なく済むという便宜さがある。したがって、各種のパラメータサーベイが要求される基本設計の段階では簡易解析法を活用し、最終詳細設計段階で詳細解析法やしだいに用いてゆくという二段階法が有効であろう。また、簡易解析法では安全側すぎて現実の設計ができない場合、あるいは簡易解析法の妥当性を検証する場合にも、詳細解析法を用いるべきである。このように、両解析法はそれぞれの役割分担があるが、実務設計上では簡易解析法が大きなウェイトを占めることとなる。

本報では、高温構造設計に関連して、クリープ変形問題の簡易解析手法およびその適用例について概説する。

2. 簡易非弾性解析法の体系

鈴木⁽³⁾は簡易非弾性解析を次の2つに分類している。

A. 構造物(または構造要素)の非弾性応答または非弾性応答を支配する因子をあらかじめ求めておく方法。

B. たやすく得られる他の形式の解を利用して、構造物の非弾性解析を行う方法。

Aの方法では、一度、構造物の非弾性応答を求めておけば、ある与えられた荷重に対する変形は、既に求めておいた応答曲線を参照することにより直ちに求められる。参照応力(Reference Stress)レベルでの材料の単軸クリープ試験で求められたクリープ変形曲線から構造物のクリープ変形を予測する参照応力法、および tangent

modulus 法や reduced modulus 法による塑性座屈理論を単軸クリープ実験より得られる等時応力-ひずみ曲線 (isochronous stress-strain curve) と組み合わせてクリープ座屈時間を評価する簡易クリープ座屈解析法などは A の分類に入る。一方、定常クリープ問題を Hoff の類似 (Hoff's Analogy) を用いて非線形弾性問題として扱う方法、あるいは時間依存の弾塑性クリープ問題の変位速度の上界あるいは下界を求める、エネルギー法に基づいた上・下界法は B の分類に入る。表 3 には鈴木⁽³⁾の作成した簡易非弾性解析の分類表を示す。本報告で記述する参照応力法、エネルギー原理に基づく上・下界法以外の簡易解析手法については鈴木⁽³⁾および表中に付記した文献を参照されたい。

3. 参照応力法による簡易クリープ解析法

3.1 一般論

構造物のクリープ変形解析を行う場合には材料のクリープ定数を決定しなければならない。これを行うには各応力レベルで単軸クリープ試験を実施しクリープの構成方程式を作成しなければならない。(変動温度場では各温度レベルでの単軸クリープ試験も実施しなければならない)。これは時間のかかる作業である。参照応力法 (Reference Stress Method) は構造物のクリープ変形挙動を参照応力 (Reference Stress) と呼ばれる応力値での単軸クリープデータと関連づける方法である。

参照応力法を説明するために曲げモーメント M を受ける、高さ $2h$ 、幅 b の矩形断面梁について考える。また材料のクリープ則として Norton 則を仮定する。すなわち、

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

ここで、 B 、 n は材料定数である。梁の中心線における曲率変化率 $\dot{\kappa}$ は次式で与えられる。

$$\dot{\kappa} = B \left(\frac{2n+1}{2n} \right)^n \left(\frac{M}{bh^2} \right)^n \frac{1}{h} \quad (2)$$

これを次のように書き換える。

$$\dot{\kappa} = \delta(\sigma_0, n) \dot{\epsilon}_0^c \quad (3)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} \delta(\sigma_0, n) &= \left(\frac{2n+1}{2n} \right)^n \left(\frac{M}{\sigma_0 bh^2} \right)^n \frac{1}{h} \\ \dot{\epsilon}_0^c &= B \sigma_0^n \end{aligned} \right\} (4)$$

であり、 σ_0 は適当に選ばれた応力値である。参照応力

法は構造物のクリープ挙動において、材料データの不確かさによる影響を減じるための簡易手法である。もし材料データに不確かさがあるとすれば、(3)式において Scaling Factor δ や単軸クリープ試験による結果 $\dot{\epsilon}_0^c$ に誤差が生じる。参照応力法では、構造計算で生じる誤差の拡大が、参照応力レベルの単軸クリープ試験に現われる誤差から単独に決定できるような応力 $\sigma_0 = \sigma_R$ を選定することである。したがって Scaling Factor δ は不確かさを含む材料定数に依存するものであってはいけない。また参照応力も、荷重と構造物の形状のみにより求められるものでなければならない。以上の事実より参照応力法をより一般的に表示すれば次のようになる。構造物中のある点の変形速度 \dot{d} は参照応力レベル σ_R (α_i, F) (α_i = 構造物の形状パラメータ、 F = 構造物に作用する荷重) での単軸クリープ試験より求められるクリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}^c(\sigma_R)$ と α_i のみに依存する Scaling Factor (α_i) により次式のように表わすことができる。

$$\dot{d} = f(\alpha_i) \dot{\epsilon}^c(\sigma_R) \quad (5)$$

3.2 参照応力の決定方法

参照応力 σ_R は Scaling Factor (曲げモーメント M を受ける梁の問題では(3)式あるいは(4)式で定義される δ) がクリープ定数に依存しないという制約条件を課することにより求めることができる。ここでは、参照応力 σ_R を求める方法としてこれまで提案されている方法を、曲げモーメント M を受ける梁の問題を例にとり紹介する。

3.2.1 Anderson の方法⁽²¹⁾

この方法はクリープ応力指数 N の場合の Scaling Factor を $n \rightarrow \infty$ の場合の Scaling Factor と一致させる方法である。すなわち、

$$\delta(\sigma_0, N) = \delta(\sigma_0, \infty) \quad (6)$$

により求められる σ_0 を σ_R とする。曲げモーメント M を受ける梁の問題では(4)式より $\sigma_0 = M/bh^2$ と求められる。

3.2.2 Mackenzie の方法⁽²²⁾

この方法はクリープ応力指数 N の場合の Scaling Factor を $n = 1$ の場合の Scaling Factor と比較する方法である。すなわち

$$\delta(\sigma_0, N) = \delta(\sigma_0, 1) \quad (7)$$

により求められる σ_0 を σ_R とする。曲げモーメント M を受ける梁の場合には(7)式より

$$\sigma_R = \left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{1}{n-1}} \left(\frac{2n+1}{2n} \right)^{\frac{1}{n-1}} \frac{M}{bh^2} \quad (8)$$

となる。

3.2.3 Simの方法・I⁽²³⁾⁽²⁴⁾

クリープ応力指数 n が $N_1 < n < N_2$ の範囲内にあると推定できるならば、Scaling Factor をこの n の範囲で n に独立にとることができる。すなわち

$$\delta(\sigma_0, N_1) = \delta(\sigma_0, N_2) \quad (9)$$

により求められる σ_0 を σ_R とすることができる。曲げモーメント M を受ける梁の場合には(9)式より

$$\sigma_R = \left(\frac{2N_2 + 1}{2N_2} \right)^{\frac{N_2}{N_2 - N_1}} \left(\frac{2N_1}{2N_1 + 1} \right)^{\frac{N_1}{N_2 - N_1}} \frac{M}{b h^2} \quad (10)$$

となる。(10)式で $N_1 = 1$ とすれば(8)式と同一となる。したがって、この方法は Mackenzie の方法の拡張といえることができる。

3.2.4 Johnssonの方法⁽²⁵⁾

この方法では、クリープ指数 n の推定値 N 近傍において Scaling Factor が一定であるという条件から σ_R を求める。すなわち

$$\frac{d\delta(\sigma_0, n)}{dn} \Big|_{n=N} = 0 \quad (11)$$

より求められる σ_0 を σ_R とする。曲げモーメント M を受ける梁の問題では(4)、(11)式より

$$\sigma_R = \frac{2N + 1}{2N} \exp\left(\frac{-1}{2N + 1}\right) \frac{M}{b h^2} \quad (12)$$

で与えられる。

3.2.5 Boyleの方法⁽²⁶⁾

3.2.1 ~ 3.2.4 の方法ではクリープひずみ速度を表わす式として(1)式のような Norton 則を用いた。Boyle は一般のクリープ則を用いた場合の参照応力 σ_R の求め方を提案した。一般にクリープひずみ速度が次式のような多変数関数であると仮定する。

$$\dot{\epsilon}^c = f(\sigma, p_1, p_2, \dots) \quad (13)$$

このとき、Scaling Factor は次式のようになる。

$$\delta = \delta(\sigma_0, p_1, p_2, \dots) \quad (14)$$

クリープデータのバラツキは材料パラメータ p_1, p_2, \dots がランダム変数であることを意味している。したがって(14)式で表わされる Scaling Factor もランダム変数である。参照応力法の目的は Scaling Factor の不規則的な変動を除去することにあると考えることができる。すなわち、参照応力 σ_R を分散 (variance) $V[\delta(\sigma_0, p_1, p_2, \dots)]$ を最小にする条件から決定する。通常はこれを零とすることが可能である。すなわち、

$$V[\delta(\sigma_0, p_1, p_2, \dots)] = 0 \quad (15)$$

いま簡単のために Scaling Factor が単一の材料パラメータ p に依存すると考え、 $\bar{p}, \nu^2 p$ をそれぞれ p の平均及び分散とし、 $\nu^2 p$ が小さいと仮定すれば、 $V[\delta]$ は次式のように級数展開できる。

$$V[\delta] \approx \frac{d\delta}{dp} \Big|_{p=\bar{p}} \nu^2 p \quad (16)$$

(15)式を満たすためには

$$\frac{d\delta(\sigma_0, p)}{dp} \Big|_{p=\bar{p}} = 0 \quad (17)$$

が得られる。(17)式より求められる σ_0 を σ_R とする。単一の材料パラメータで Norton 則を考えた場合には(17)式は Johnsson の導びいた(11)式と一致することがわかる。

3.2.6 Simの方法・II⁽²³⁾⁽²⁴⁾

3.2.1 ~ 3.2.5 で示した方法では、 σ_R が求められるには Scaling Factor が解析的にしろ、数値高にしろ陽に求められていることが必要であった。Sim は Scaling Factor が陽に求められていない場合の σ_R の求め方として 塑性崩壊荷重を用いる方法を提案した。すなわち、参照応力 σ_R が(1)式のクリープ応力指数 n に依存しないことを考慮し、 $n \rightarrow \infty$ とした場合の応力分布が完全塑性体に対する崩壊時の応力分と対応することにより σ_R を求める。

$$\sigma_R = \frac{P}{P_L} \sigma_y \quad (18)$$

ここで、 P = 荷重、 P_L = 崩壊荷重、 σ_y = 降伏応力である。この表示は 3.2.1 で示した Anderson の方法の別の表示法と考えることもできる。この方法では、次のような補助的仮定をおき(5)式により Scaling Factor を求めるのが便利である。

$$\frac{d}{d\epsilon} \approx \frac{\epsilon^c(\sigma_R)}{\epsilon^e(\sigma_R)} \quad (19)$$

ここで上つき添字 e は弾性成分を表わす。

以上 3.2.1 ~ 3.2.6 方法により求められる参照応力 σ_R および Scaling Factor δ の比較を曲げモーメント M を受ける梁の場合について示す。用いたクリープ定数を表 4 に示す。このクリープ定数は ORNL で実施された⁽²⁷⁾ 593°C の SUS 304 ステンレス鋼の実験データから求めたものである。3.2.5 で示した Boyle の方法では Norton 則以外のクリープ則も用いることができるので実験データを Norton 則以外のクリープ則を用いて表わしておいた。表 5 には σ_R および δ の比較を示す。

3.3 参照応力法の適用例

3.3.1 圧力容器のクリープ変形およびクリープラプチャー⁽²⁸⁾

Penny らは Al 合金製圧力容器モデルを用いて 180°C にて一定内圧を負荷した場合、繰り返し内圧を負荷した場合の 2 ケースについて実験し、差分法及び参照応力法と比較検討した。供試体の形状を図 1 に示す。Type A と B の 2 種類を用いた。また試験条件は次の通りである。
 ① Type A 試験体を用い 220 lb/in² の一定内圧を負荷
 ② Type B 試験体を用い 220 lb/in² の一定内圧を負荷、
 ③ Type A 試験体を用い 12 hr : 220 lb/in², 12 hr : 0 lb/in² …… という繰り返し内圧を負荷。実験結果および差分法で用いたひずみ値 (J₁, S₁, S₂, S₃) 及び参照応力法で求めたノズル頂上部の変位 (Δ) の比較を図 2, 図 3, 図 4 に示す。なお Δ の計算には 3.2.6 で示した Sim の方法・(Ⅲ)を用いた。(Ⅲ)式の P_L は崩壊荷重試験から求めた。次にクリープラプチャー時間を次の 3 つの方法で求めてみた。①弾性状態での最大応力値を求め、この値を応力-ラプチャー-時間曲線に代入して求める。②定常状態での等価応力もしくは主応力の最大値を求め、この値を応力-ラプチャー-時間曲線に代入して求める。③参照応力を求め、この値を応力-ラプチャー-時間に代入して求める。これらの結果と実験結果との比較を表 6 に示す。この表より参照応力法がもっとも良い値を与えることがわかる。

3.3.2 ボス (Boss) 荷重を受ける球殻のクリープ座屈解析⁽²⁹⁾

Penny らは図 5 のような Al 合金製の球殻にボス (Boss) 荷重が加わる場合のクリープ座屈実験を行い、参照応力法による解析結果と比較した。ボス (Boss) の変位の計算には 3.2.6 で示した Sim の方法・(Ⅲ)を用い大変形の効果も考慮し、反復計算を実施した。図 6 には解析結果と実験結果との比較を示す。

4. 一般化エネルギー原理に基づく上・下界法による簡易クリープ解析

Drucker の材料安定の概念「ある応力・ひずみ状態にある物体に外力を作用させたとき引起こされる変位の増分によってその外力のなす仕事は正または 0 である。」から出発し、Martin, Leckie, Ponter らは一定荷重および変動荷重を受けるクリープ変形も含む構造物の非弾性仕事あるいは変形の上・下界を、詳細な非弾性解析を行うことなしに推定する方法を提案し、多くの式を導

びている。すなわち Leckie と Martin⁽³⁰⁾ は一定荷重条件下で弾性変形およびクリープ変形の両方が存在する場合について非弾性仕事の上・下界を表わす式を導びいた。Leckie と Ponter⁽³¹⁾ はこれを塑性変形を含む場合に拡張した。さらに Ponter⁽³²⁾ は文献⁽³¹⁾の結果を変動荷重条件の場合に拡張した。Ponter らの導びいた不等式については上記の文献を参照していただくとして、ここで Ainsworth⁽³³⁾の解析例を示す。

Ainsworth は変動温度および変動荷重を受ける構造物のクリープ変形問題に対して上界法を適用した。ここで取り扱われた問題はシェークダウン限界を越えるサイクリック荷重を受ける場合であり、定常サイクル状態に達するまでの遷移挙動を解析した。まず全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ を次式で表わす。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{e}_{ij} + \dot{p}_{ij} + \dot{v}_{ij} + \dot{\theta}_{ij} \quad (20)$$

ここに、 \dot{e}_{ij} , \dot{p}_{ij} , \dot{v}_{ij} , $\dot{\theta}_{ij}$ は各々、弾性、塑性、クリープおよび初期ひずみ速度である。弾性ひずみエネルギー密度 E (σ_{ij}) は次式で書ける。

$$E(\sigma_{ij}) = \frac{1}{2} \sigma_{ij} e_{ij} \quad (21)$$

塑性モデルとしては線形移動硬化モデルを考える。すなわち、

$$f(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) \leq \sigma_y \quad (22)$$

$$\dot{\alpha}_{ij} = C \dot{p}_{ij} \quad (C > 0) \quad (23)$$

ここで σ_y は降伏応力、 α_{ij} は降伏面の原点移動を表わす。塑性ひずみ速度は凸な降伏曲面に垂直であるとする。すなわち

$$\{(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - (\sigma_{ij}^* - \alpha_{ij}^*)\} \dot{p}_{ij} \geq 0 \quad (24)$$

ここで $(\sigma_{ij}^* - \alpha_{ij}^*)$ は不等式(22)式を満たす任意の状態である。一方、クリープひずみ速度が次式で表わされるとする。

$$\frac{\dot{v}_{ij}}{\dot{v}_0} = \phi^n \frac{\partial \phi}{\partial (\sigma_{ij}/\sigma_0)} g(\theta) \quad (25)$$

ここで、 n , v_0 , σ_0 は定数であり、 $g(\theta)$ は温度 θ の関数である。関数 ϕ は凸であり、 σ_{ij}/σ_0 に関する同次関数である。また σ_{ij} が単軸応力 σ_0 に等しい時は $\phi = 1$ である。このとき単位体積当りのクリープエネルギー散逸速度 $\dot{D}(\sigma_{ij})$ は次式で与えられる。

$$\dot{D}(\sigma_{ij}) = \sigma_{ij} \dot{v}_{ij} = \sigma_0 \dot{v}_0 \phi^{n+1} + (\sigma_{ij}/\sigma_0) g(\theta) \quad (26)$$

クリープひずみ速度は \dot{D} に垂直であるとするとき次式が成り立つ。

$$n(\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) \dot{v}_{ij} \leq \dot{D} \{n\sigma_{ij}^*/(n+1)\} \quad (27)$$

体積 V , 表面 S を持つ物体を考え、体積力は無視する。

物体の温度 θ および熱ひずみ θ_{ij} は時間 t および場所の既知関係であるとする。物体は表面の一部分に $P_i(t)$ の負荷履歴を受け、 S の残りの部分での表面の変位速度はゼロとする。負荷により生じる応力、ひずみおよび変位は*を付さない量で表わす。一方、クリープは考えない弾塑性解析から得られる諸量には*を付した。今、機械的負荷を $P_i(t) + R_i(t)$ に増加させる。ここで R_i は任意に選ばれる増分荷重である。仮想仕事の原理から

$$\int_0^T \int_S R_i (\dot{u}_i - \dot{u}_i^*) dS dt = \int_0^T \int_V (\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) (\dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon}_{ij}^*) dV dt \quad (28)$$

ここで T は着目時刻である。(28)式を(28)式に代入すると

$$\int_0^T \int_S R_i (\dot{u}_i - \dot{u}_i^*) dS dt = \int_0^T \int_V (\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) (\dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon}_{ij}^* + \dot{p}_{ij} - \dot{p}_{ij}^* + \dot{v}_{ij}) dV dt \quad (29)$$

不等式(24)式および(23)式より

$$(\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) (\dot{p}_{ij} - \dot{p}_{ij}^*) \leq -\frac{1}{2} \frac{d}{dt} \{ (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) \} \quad (30)$$

(29)式に(21), (26), (28)の各式を適用すると次式が得られる。

$$\int_0^T \int_S R_i \dot{u}_i dS dt \leq \int_0^T \int_S R_i \dot{u}_i^* dS dt + A(0) - A(T) + \frac{1}{n} \int_0^T \int_V D \left(\frac{n \sigma_{ij}^*}{n+1} \right) dV dt \quad (31)$$

ここに

$$A = \int_V \{ E (\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) + \frac{1}{2} (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) (\alpha_{ij}^* - \alpha_{ij}) / C \} dV \quad (32)$$

一般に $A(T)$ は未知であるが、 A は正なので(31)式において $A(T)$ を省略してもかまわない。(31)式を用いれば時間依存のクリープ変形の詳細解析を行わずに、初期条件および弾塑性解により、変位速度の上限が求められる。

Ainsworthは(31)式を用いて図7に示すような内圧および繰返し熱衝撃を受けるパイプの解析を行ないCorumら⁽³⁴⁾の実験結果と比較した。この比較を図8に示す。

5. クリープ座屈の簡易解析法

薄肉殻構造物は、その重量に比べて高い耐荷能力を持つことから構造要素として広く使用されている。殻構造においては外荷重の種類によっては座屈を考慮する必要があり、これが高温状態で使用されると、クリープ変形による効果が重量し、クリープ座屈という時間依存の座屈現象がしばしば問題となる。すなわち、静的な座屈臨

界荷重を越えない負荷を継続的に受けている構造物でもクリープ変形の影響によってある時間経過後に座屈する可能性がある。以下には、クリープ座屈の簡易解析手法について概説する。

5.1 構造物を簡単なモデルで置きかえる方法

構造物を簡単なモデルに置き換えることにより、クリープ座屈の臨界時間に関してclosed form solutionを得ることができるようになる。この方法の代表例としては軸圧縮を受ける柱の問題に用いられるShanleyモデル⁽³⁵⁾⁽³⁶⁾、および軸圧縮あるいは外圧を受ける円筒殻のクリープ座屈問題に用いられるサンドウィッチモデル⁽³⁷⁾⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾などがある。Shanleyモデルでは図9に示すように柱を長さ ℓ の剛体柱と長さ $2a$ の2つのフランジ要素に分割する。このフランジ要素で軸方向応力を負担する。円筒殻のクリープ座屈解析の場合に用いられるサンドウィッチモデルの概念図を図10に示す。この場合も、膜応力は外表面だけで負担し、コアでは剪断応力の伝達だけを行ない膜応力は負担しないものとする。

5.2 クリープ座屈と瞬時弾塑性座屈との類似を用いる方法

軸圧縮を受ける棒あるいは円筒殻という簡単な形状の瞬時弾塑性座屈については多数の研究がある。クリープ座屈を時間に依存した非弾性座屈と考え、瞬時弾塑性座屈の結果と関連づけて解析することができる。軸圧縮を受ける円筒殻の問題を例にとりてこの方法を説明する。

5.2.1 Samuelsonの方法⁽⁴⁰⁾

軸圧縮を受ける円筒殻の瞬時弾塑性座屈の式として次式を考える。

$$\sigma_{cr} = K \sqrt{E_t E_s} \frac{H}{R} \quad (33)$$

ここで、 σ_{cr} : 座屈応力 K : 座屈係数 ($0.3 < K < 0.5$)、Samuelsonは0.35を用いた。 E_t : 接線係数 (tangent modulus), E_s : セカント係数 (secant modulus), H : 円筒殻の板厚, R : 円筒殻の平均半径。いま、全ひずみ ϵ が弾性ひずみと定常クリープひずみの和として次式で表わすことができるとする。

$$\epsilon = \sigma / E + k \sigma^n t \quad (34)$$

ここで E : 弾性係数, k, n : クリープ定数, t : 時間, である。(34)式より

$$E_s = \frac{\sigma}{\epsilon} = 1 / \left(\frac{1}{E} + k \sigma^{n-1} t \right) \quad (35)$$

$$E_t = \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} = 1 / \left(\frac{1}{E} + n k \sigma^{n-1} t \right) \quad (36)$$

作用応力を σ_a ($< \sigma_{cr}$) とし、クリープ座屈の臨界時間を t_{cr} とすると(33), (35), (36)の各式より次の方程式が得られる。

$$\left(\frac{1}{E} + k \sigma_a^{n-1} t_{cr} \right) \left(\frac{1}{E} + n k \sigma_a^{n-1} t_{cr} \right) = \left(\frac{KH}{\sigma_a R} \right)^2 \quad (37)$$

(37)式を解くことにより t_{cr} が求められる。

5.2.2 Papirno & Goldman の方法⁽⁴¹⁾

軸圧縮を受ける円筒殻の瞬時弾塑性座屈の式として次式を考える。

$$\sigma_{cr} = C \eta E \left(\frac{H}{R} \right) \quad (38)$$

ここで、 η : 塑性低減係数 (plasticity-reduction factor) で以下のように与えられる。

$$\eta E = \left[\frac{(1 - \nu_e^2)}{(1 - \nu_p^2)} \right]^{1/2} \sqrt{E_s E_t} \quad (39)$$

ここで、 ν_e : 弾性ポアソン比、 ν_p : 塑性ポアソン比、である。また ν_p は次式により定義できる。

$$\nu_p = 0.5 - 0.2 (E_s / E) \quad (40)$$

作用応力を σ_a ($< \sigma_{cr}$) としたとき、次式が満たされる時間としてクリープ座屈の臨界時間を求める。

$$\sigma_a = C (\eta E)_\epsilon \left(\frac{H}{R} \right) \quad (41)$$

ここで上式中で $(\eta E)_\epsilon$ は(39)式で与えられる式を、図11に示すように試験材料のクリープ試験結果を用いて constant-strain-rate stress-strain curve を作製して評価することを示している。

5.2.3 Gerard の方法⁽⁴³⁾およびGriffinの方法⁽⁴⁴⁾

これらの方法では弾塑性座屈の座屈応力の式として次式を用いている。

$$\sigma_{cr} = \left[\frac{E_c E_s}{3(1 - \nu^2)} \right]^{1/2} \left(\frac{H}{R} \right) \quad (42)$$

ここで、 $\mu = 0.5 - (1 - \nu) E_s / E$ 、 ν : ポアソン比。

5.2.2の方法と同様に作用応力を σ_a ($< \sigma_{cr}$) としたとき、次式が満足される時間としてクリープ座屈の臨界時間を求める。

$$\sigma_a = \left[\frac{E_t E_s}{(1 - \nu^2)} \right]^{1/2} \left(\frac{H}{R} \right) \quad (43)$$

$$\mu = 0.5 - (1 - \nu) E_s / E \quad (43)$$

Gerardは上式中の接線係数 E_t およびセカント係数 E_s を試験材料の constant-strain-rate stress-strain 曲線により評価する方法を提案した。これより、簡単な方法としてGriffinは(43)式の E_t , E_s を isochronous stress-strain curve (等時・応力-ひずみ曲線) から評価する方法を提案した。試験材料のク

リーブ試験結果から isochronous stress-strain curve を求める方法を図11に示す。

5.3 臨界ひずみ法

クリープ変形により生じるひずみが弾性座屈の臨界ひずみ値に到達する時間としてクリープひずみの臨界時間を定義する。

5.3.1 Gerard & Gilbert の方法⁽⁴⁵⁾

GerardとGilbertは軸圧縮を受ける長い円筒殻、ねじりを受ける円筒殻、などに臨界ひずみ法を適用した。それぞれの場合について臨界ひずみ値として下記のようなものを用いた。

(1) 軸圧縮を受ける円筒殻

$$\epsilon_{cr} = 0.6 H / R, \quad \epsilon_{cr} : \text{臨界軸ひずみ} \\ H : \text{円筒殻の板厚}, \quad (44) \\ R : \text{円筒殻の半径}$$

(2) ねじりを受ける円筒殻

$$\tau_{cr} = 2.32 (H/R)^{5/4} (R/L)^{1/2} \\ \tau_{cr} : \text{臨界剪断ひずみ}, \quad L : \text{円筒殻の長さ} \quad (45)$$

作用応力を σ_a 、クリープ座屈の臨界時間を t_{cr} とし、全ひずみが(34)式で与えられるとすると、軸圧縮を受ける円筒殻の場合の t_{cr} は次のようになる。

$$t_{cr} = \left(0.6 \frac{H}{R} - \frac{\sigma_a}{E} \right) / k \sigma_a^n \quad (46)$$

5.3.2 Chern の方法⁽⁴⁶⁾⁽⁴⁷⁾

Chernは一定荷重 P 、一定温度 T の条件でのクリープ座屈の臨界時間 $t_{cr}(P, T)$ を決定する方法として以下のような手順を示した。①弾性解析により座屈前の状態での荷重 P に対応する応力 σ を求める。②セカント係数法 (secant modulus method)、一定ひずみ法 (constant strain method)、等時・応力-ひずみ法 (isochronous stress-strain method) 等の方法でクリープ座屈の生じる臨界クリープひずみ $\bar{\epsilon}_e^c(P, T)$ を求める。③一定応力 σ 、一定温度 T の条件で臨界クリープひずみに到達する時間として単軸クリープデータから t_{cr} を求める。Chernは、上記の方法を変動荷重 $P(t)$ 、変動温度 $T(t)$ (t : 時間) の条件でのクリープ座屈の臨界時間 t_{CR} を求める方法として次式を提案した。

$$\int_0^{t_{CR}} \frac{\bar{\epsilon}_e^c [P(t), T(t)]}{t_{cr} [P(t), T(t)]} dt \\ = \bar{\epsilon}_e^c [P(t_{CR}), T(t_{CR})] \quad (47)$$

5.4 参照応力法⁽²⁹⁾

第3章での参照応力法によりクリープ座屈解析を行うことができる。この方法によるボス(Boss)荷重を受ける球殻のクリープ座屈解析例は3.3.2に示した。

5.5 一般化エネルギー原理に基づく上・下界法によるクリープ座屈解析

LeckieとHayman⁽⁴⁸⁾はLeckieとPonter⁽³¹⁾が導びいた非弾性仕事の上界公式

$$\int_{A_p} P_i \dot{u}_i dA \leq \int_V \dot{D}(\sigma_{ij}^*) dV \quad (48)$$

P_i : 荷重, \dot{u}_i : 荷重 P_i の作用している点での変位速度, σ_{ij} : 作用荷重 P_i と釣り合う内部応力, $\dot{D}(\sigma_{ij}^*)$: 単位体積当りのクリープエネルギー散逸速度, A_p : 荷重 P_i の作用している面積, V : 体積
を用いて3.3.2で示したのと同じボス(Boss)荷重を受ける球殻のクリープ座屈解析を行った。クリープ座屈の生じる臨界時間は瞬時座屈の場合の座屈後の荷重-変位曲線(post-buckling path)を用いて決定した。図12の解析結果と実験結果との比較を示す。3.3.2で示した参照応力法による解析結果よりもさらに保守的な解を与えていることがわかる。

6. 結 言

本報ではクリープ問題に関連したいくつかの簡易解析法について概説した。有限要素法による非弾性詳細解析手法が高度に発達した今日においても、簡易解析法はその簡便さの故に、その重要性は失なわれてはいないと考える。

[REFERENCES]

- (1) 山田嘉昭編, 「非弾性解析プログラムの調査と試用」, 日本機械学会, (1974)
- (2) 宮健三, 矢川元基, 「原子炉構造工学」, 東京大学出版会(1976)
- (3) 鈴木章彦, 「簡易非弾性解析法概要」, EPICC資料
- (4) Robinson, E., A Comparison of Yield Surfaces for Thin Shells, Int. J. Mech. Sci., Vol. 13(1971), pp. 345-354.
- (5) Roche, R. L. and Hoffmann, A., Global Plastic Models for Computerized Structural Analysis. 4th SMiRT, (1977), L5/5.
- (6) Bourrier, P. and Hoffmann, A., Plastic

Creep Behavior Analysis to an Elbow Pipe, 4th SMiRT, (1977), L6/2.

- (7) Larson, L. D., Stokey, W. F. and Frangen, W. E., An Approximate Model for an Elastic-Plastic Pipe Element under Combined Loading, Trans. ASME, Ser. J, Vol. 75(1975).
- (8) Spence, J., Creep Behavior of Smooth Curved Pipes Under Bending 1st Int. Conf. on Pressure Vessel Technol. (1969), pp. 309-315.
- (9) Mackenzie, A. C., On the Equations for Steady State Creep of Thin Shells, J. Mech. Eng. Sci., Vol. 7(1965), pp. 114-117.
- (10) Rozenblium, V. I., Approximate Equations of Creep of Thin Shells, PMM, Vol. 27 (1963), pp. 154-159.
- (11) 鶴戸口英善, 「原子力配管系の設計における応力指数について」, 原子力構造機器の材料・施工, 検査ならびに設計に関する講習会資料, 日本溶接協会
- (12) O' Donnell, W. J. and Porowski, J., Upper Bounds for Accumulated Strain Due to Creep Ratcheting, Trans. ASME Ser. J, Vol. 96(1974), pp. 150-154.
- (13) Bree, J., Elastic-Plastic Behavior of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements, J. Strain Analysis, Vol. 2 (1967), pp. 226-238.
- (14) Bree, J., Incremental Growth due to Creep and Plastic Yielding of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Cyclic Thermal Stresses, J. Strain Analysis, Vol. 3(1968), pp. 122-127.
- (15) Spence, J., Creep Analysis of Smooth Curved Pipes under In-plane Bending, J. Mech. Sci., Vol. 15(1973), pp. 252.
- (16) 鈴木章彦, 面内曲げと面外曲げを受けるわん曲管の定常クリープ解析, 機講論, No. 780-4(1978)
- (17) Owen, D. R. J. and Praksh, A., Int. J. Num. Methods in Engng, Vol. 6(1973), pp. 117.
- (18) Boyle, J. and Spence, J., The Analysis of Piping Systems for Creep, 4th SMiRT

- (1977), L2/7.
- (19) 浦上絃一, 他, 面内曲げを受ける湾曲管の崩壊荷重, 三菱重工技報, Vol.14(1977), pp.209-213.
- (20) Griffith, W.I. and Rodabaugh, Test at Room Temperature and 1100°F on a 4-in Sch.10 Elbow-Pipe Assembly Subjected to In-Plane Moment Loading, Pressure Vessel and Piping "Verification and Qualification of Inelastic Analysis Computer Program", ASME(1975), pp.59-78.
- (21) Anderson, R.G., Gardner, L.R.T. and Hodgkins, W.R., Deformation of Uniformly Loaded Beams Obeying Complex Creep Laws, J.Mech.Engng Sci., Vol.5(1963), pp.238-244.
- (22) Mackenzie, A.C., On the Use of Single Uniaxial Test to Estimate Deformation Rates in Some Structure Undergoing Creep, Int.J.Mech.Sci., Vol.10(1968), pp.441-453.
- (23) Sim R.G., Reference Stress Concepts in the Analysis of Structures during Creep, Int.J.Mech.Sci, Vol.12(1970), pp.561-573.
- (24) Sim R.G., Evaluation of Reference Parameters for Structures Subjected to Creep, J.Mech.Engng Sci., Vol.13(1971), pp.47-50.
- (25) Johnsson, A., An Alternative Definition Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications (1973), C205/73.
- (26) Boyle, J.T., Fundamental Concepts in the Reference Stress Method for Creep Design, 5th SMiRT(1979), L4/5.
- (27) Corum, J.M., "Pressure Vessels and Piping: Verification and Qualification of Inelastic Analysis Computer Programs", ASME Special Publication(1975), pp.99-109.
- (28) Penny, R.K. and Marriott, D.L., Creep of Pressure Vessels, Pro.Int.Conf.on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Application (1973), C204/73.
- (29) Penny, R.K. and Marriott, D.L., Creep Buckling of Boss-Loaded Spherical Shells, 1st Int. Conf.on Pressure Vessel Technol., (1969), pp.861-867.
- (30) Leckie, F.A., and Martin, J.B., Deformation Bound for Bodies in a State of Creep, Trans. ASME Ser. E, Vol.89(1967), pp.411-417.
- (31) Leckie, F.A. and Ponter, A.R.S., Deformation Bounds for Bodies which Creep in the Plastic Range, Trans. ASME Ser. E, Vol.92 (1970), pp.426-430.
- (32) Ponter, A.R.S., Deformation, Displacement, and Work Bound for Structure in a State of Creep and Subjected to Variable Loading, Trans. ASME Ser. E, Vol.94 (1972), pp.953-958.
- (33) Ainsworth, R.A., A Note on Bounding Solutions for Creeping Structures Subjected to Load Variations above the Shakedown Limit, Int.J.Solids Structures, Vol.15(1979), pp.981-986.
- (34) Corum, J.M., Material Property data for Elastic-Plastic-Creep Analyses of Benchmark Problems. Presented at the Second National Congress on Pressure Vessel and Piping, San Francisco, ASME (1975)
- (35) Yamamoto, Y., Consideration of a Stability Criterion for Creep Buckling, J. Mech. Phys. Solids, Vol.18(1970), pp.165-177.
- (36) Hayman, B., Some Observation on Creep Buckling Analysis, 2nd SMiRT(1973), L5/4.
- (37) Hoff, N.J., Axially Symmetric Creep Buckling of Circular Cylindrical Shells in Axial Compression, Trans. ASME Ser. E, Vol.90(1968), pp.530-538.
- (38) Hoff, N.J., Jahsman, W.E. and Nachbar, W., A Study of Creep Collapse of a Long Circular Cylindrical Shell under Uniform External Pressure, J. Aero. Sci., Vol. 26 (1959), pp. 663-669.
- (39) Bargmann, H., The Lifetime of a Long

- Cylindrical Shell under External Pressure at Elevated Temperature, Nucl. Engng and Design, Vol. 22(1972), pp. 51-62.
- (40) Samuelson, A., An Experimental Investigation of Creep Buckling of Circular Cylindrical Shells Subjected to Axial Compression, FFA Report No. 98(1964).
- (41) Papirno, R. and Goldman, R., Experimental Creep Buckling of Aluminum Cylinders in Axial Compression, Experimental Mechanics, Vol. 9(1969), pp. 359-365.
- (42) Gerard, G., Plastic Stability Theory of Geometrically Orthotropic Plate and Cylindrical Shells, J. Aero. Sci., Vol. 29(1962), pp. 956-962.
- (43) Gerard, G., Theory of Creep Buckling of Perfect Plates and Shells, J. Aero. Sci., Vol. 29(1962), pp. 1087-1090.
- (44) Griffin, D.S., Inelastic and Creep Buckling of Circular Cylinder due to Axial Compression, Bending and Twisting, ASME paper, 74-PV P-49(1974)
- (45) Gerard, G. and Gilbert, A., A Critical Strain Approach to Creep Buckling of Plates and Shells, J. Aero. Sci., Vol. 25(1958), pp. 429-434, 458.
- (46) Chern, J.M., A Simplified Approach to the Prediction of Creep Buckling Time in Structure, "Simplified Methods in Pressure Vessel Analysis", PVP-BS-029(1978), pp. 99-127.
- (47) Chern, J.M., A Simplified Approach to Creep Buckling of Structures under Varying Loads, ASME Ser. J, Vol. 102(1980), pp. 303-308
- (48) Leckie, F.A. and Hayman, B., Creep Instability of Thick Shell Structures, "Buckling of Structures", Springer-Verlag (1974), pp. 86-94.

表 1. 通常の構造設計法と高温構造設計法との比較⁽¹⁾

	通常の構造設計法 (クリープ効果なし)	高温構造設計法 (クリープ効果あり)
適用例	軽水炉	高速炉, 高温ガス炉
使用温度	ステンレス鋼 476℃以下 フェライト鋼 372℃以下	ステンレス鋼 476℃以上 フェライト鋼 372℃以上
構造物の変形	弾性変形(一部塑性)	弾性クリープ変形(同左)
設計基準	通産省令501号 ASMEコードSec.Ⅲ	ASME Code Case 1592~1596など
簡易解析法	かなり充実	不十分
詳細解析	手法	有限要素法による弾性解析
	手法の信頼性	かなり十分
	コスト	5万円~50万円 (軸対称構造1題の解析費)
今後の課題	簡易法の充実	簡易法の充実, 詳細解析法の確立

表 2. 簡易解析法と詳細解析法との比較(弾塑性問題)⁽²⁾

	簡易解析法	詳細解析法
解析対象の形状モデル	単純なモデル	現実に近いモデル
弾塑性域における応力-ひずみ関係	剛-完全塑性体あるいは弾-完全塑性体など	Bi-linear, Multi-linear あるいは曲線近似
使用する塑性理論	変形理論	流れ理論
ひずみ-変位関係	微小理論	有限理論
必要な計算コスト	α 円	10 α 円以上

表 3. 各種非弾性解析法⁽³⁾

A. 構造物(または構造要素)の非弾性応答または非弾性応答を支配する因子をあらかじめ求めておく方法	B. たやすく得られる他の形式の解を利用して, 構造物の非弾性解析を行う方法
<ol style="list-style-type: none"> 1. 一般化相当応力法(シェル)⁽⁴⁾⁽⁵⁾弾塑性 2. " (梁・配管要素)⁽⁶⁾⁽⁷⁾" 3. 参照応力法(一般構造)クリープ 4. 近似エネルギー逸散関数(シェル)⁽⁸⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾定常クリープ 5. 応力指数法(配管要素)⁽¹¹⁾弾塑性およびクリープ 6. コア応力(円管)⁽¹²⁾⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾クリープラチェット 7. クリープたわみ係数(バンド)⁽¹⁵⁾定常クリープ 8. 相当モーメント(バンド)⁽¹⁶⁾定常クリープ 9. チャートまたは式で与える方法 (管板, 配管要素, ひずみ集中部)弾塑性クリープ 10. その他 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 一般化エネルギー原理に基づく上・下界法 弾塑性クリープ 2. 分布転位応力法⁽¹⁷⁾弾塑性 3. Kachanovの方法⁽¹⁸⁾弾性クリープ 4. 状態重ね合わせ法⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾弾性クリープ および弾塑性クリープ 5. 定常クリープ解と単純非定常解を重ね合わせる方法 弾塑性クリープ 6. その他

表4. 593°CにおけるSUS304ステンレス鋼の定常
クリープデータから求められたクリープ定数⁽²⁷⁾

NORTON $\dot{\epsilon}_{SS} = B\sigma^n$	B	2.8291×10^{-26}
	n	4.6875
	ν_n^2	0.1569
PRANDTL $\dot{\epsilon}_{SS} = B \sinh(\alpha\sigma)$	B	2.4162×10^{-8}
	α	2.955×10^{-4}
	ν_{α}^2	0.9×10^{-5}
DORN $\dot{\epsilon}_{SS} = B \exp(\beta\sigma)$	B	1.1955×10^{-8}
	β	2.961×10^{-4}
	ν_{β}^2	0.9×10^{-5}
GARAFALO $\dot{\epsilon}_{SS} = B (\sinh(\alpha\sigma))^n$	B	2.4027×10^{-7}
	α	8.4077×10^{-5}
	n	3.0295
	ν_{α}^2	3.7×10^{-5}
	ν_n^2	0.85
	ρ	-0.98

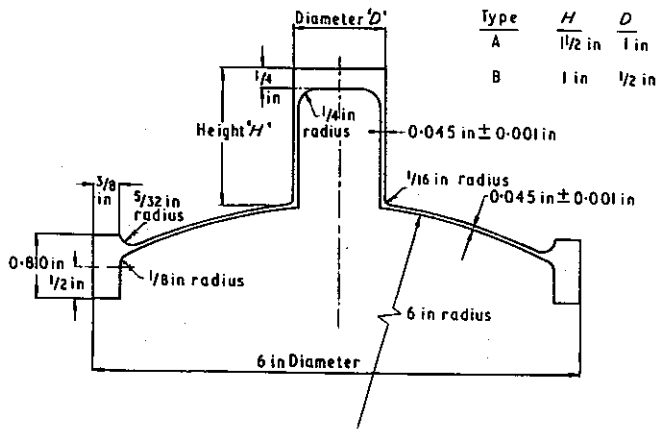
ν^2 = variance, ρ = correlation coefficient,
 σ - psi time-hr

表5. 参照応力およびScaling Factorの比較⁽²⁸⁾

クリープ則	評価方法	σ_R (psi)	δ (in) ⁻¹
Norton	① Anderson	10,000	1.65
	② Mackenzie	10,191	1.57
	④ Johnsson	10,049	1.57
	⑤ Boyle	10,049	1.57
	⑥ Sim [*] (II)	10,000	1.57
Prandtl	⑤ Boyle	10,067	1.61
Dorn	⑤ Boyle	10,000	1.65
Garafalo	⑤ Boyle	9,962	1.63
b = 1 in. h = 1 in. M = 10,000 lb·in.			

表6. ラブチャ-時間の比較⁽²⁸⁾

Criterion ↓	Shell →	time in hours		
		1	2	3
1. Elastic	Maximum stress	15	80	30
2. Steady state	Maximum principal stress	110	375	220
	Maximum eff. stress	170	580	340
3. Reference stress	Small deflection	560	1700	1120
	Large deflection	1250	3300	2500
4. Expt.		1528	2122	3720



- (1) 1 in diameter nozzle-steady pressure 220 lb/in². (Shell 1)
- (2) 1/2 in diameter nozzle-steady pressure 220 lb/in². (Shell 2)
- (3) 1 in diameter nozzle-cyclic loading (Shell 3)
12h @ 220 lb/in²
12h @ zero pressure.

図1. 圧力容器モデル(28)

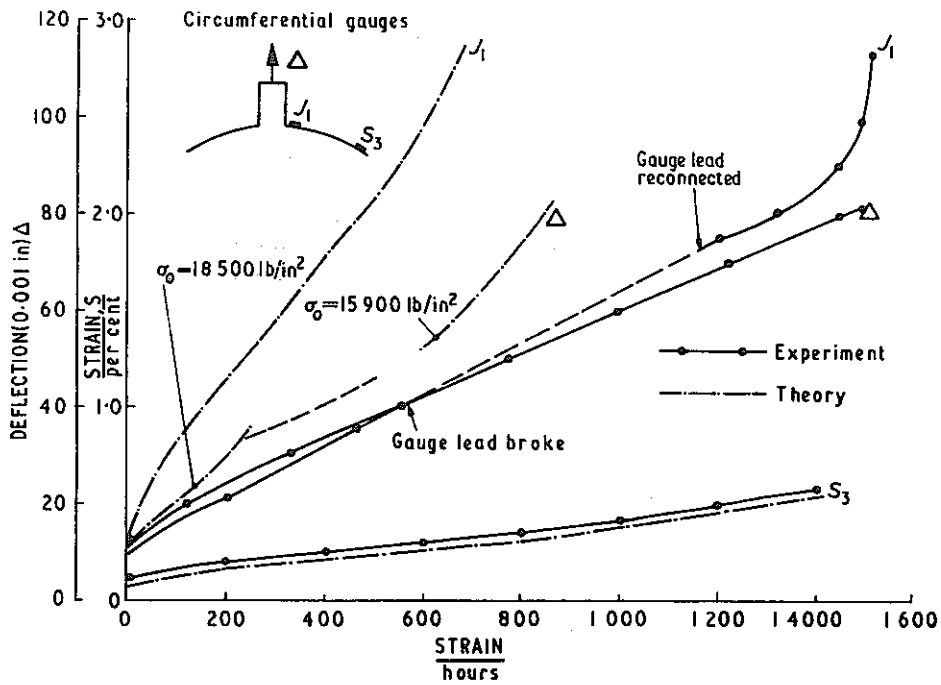


図2. Shell 1の結果 (Type A Shell: 定常荷重 = 220 lb/in²)

..... 圧力容器モデル(28)

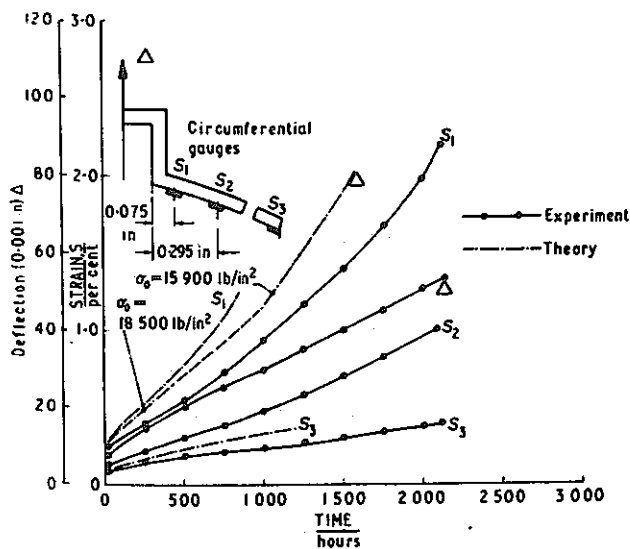


図3. Shell 2の結果 (Type B Shell: 定常荷重 = 220 lb/in²) ……圧力容器モデル⁽²⁸⁾

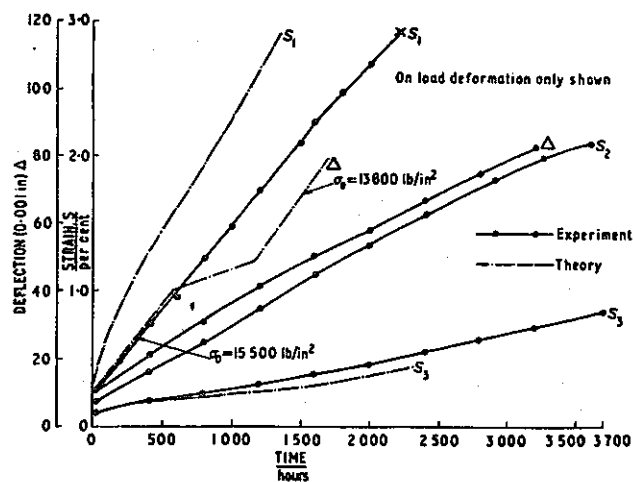


図4. Shell 3の結果 (Type A Shell: 繰返し負荷) ……圧力容器モデル⁽²⁸⁾

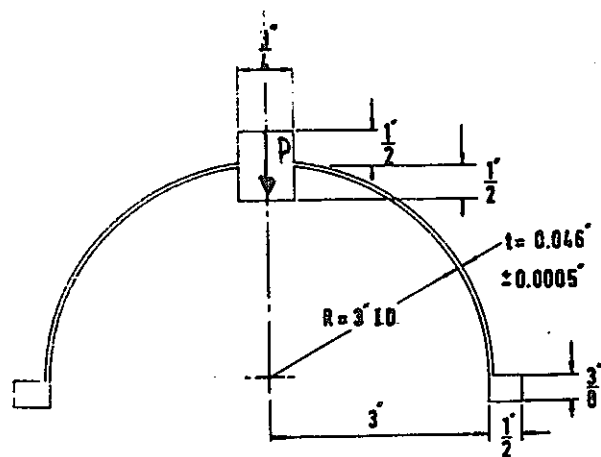


図5. 試験体形状⁽²⁹⁾

……ボス (Boss) 荷重を受ける球殻

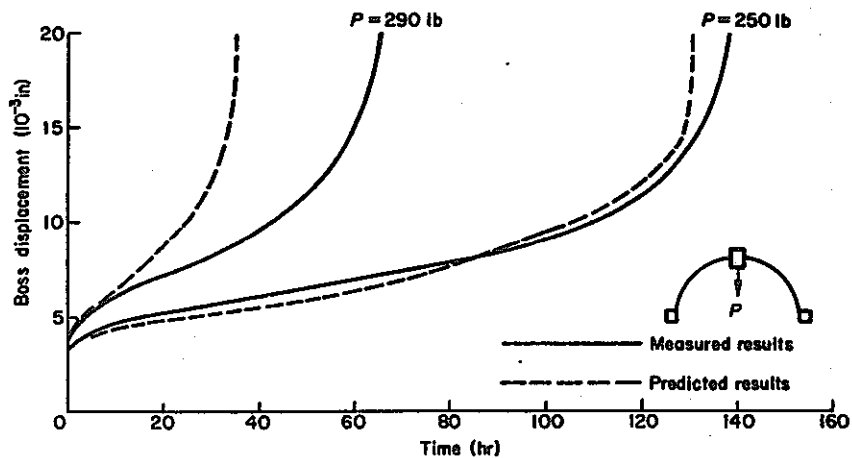


図6. 解析結果と実験結果との比較⁽²⁹⁾

……ボス (Boss) 荷重を受ける球殻

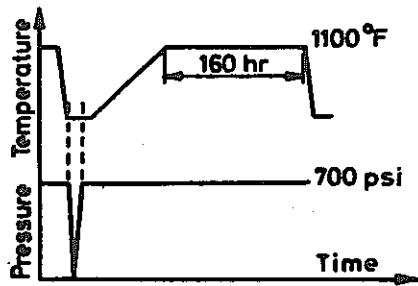


図7. 温度および荷重サイクル
 ……繰り返し熱衝撃を受けるパイプ⁽³³⁾

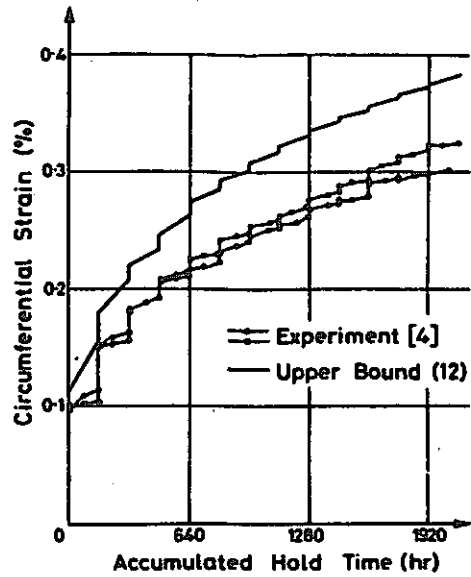


図8. 解析結果と実験結果との比較
 ……繰り返し熱衝撃を受けるパイプ⁽³³⁾

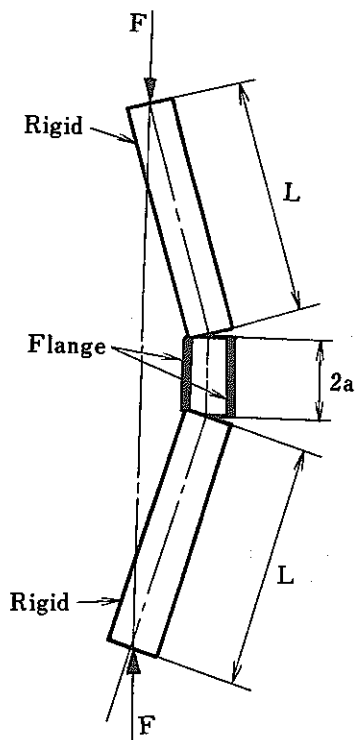


図9. Shanley モデル

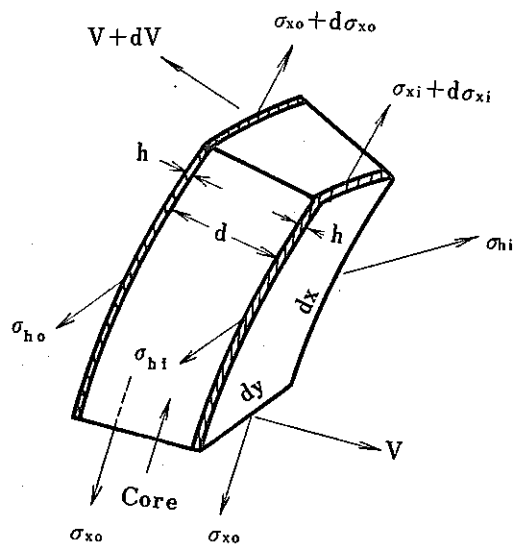


図10. サンドウィッチモデル

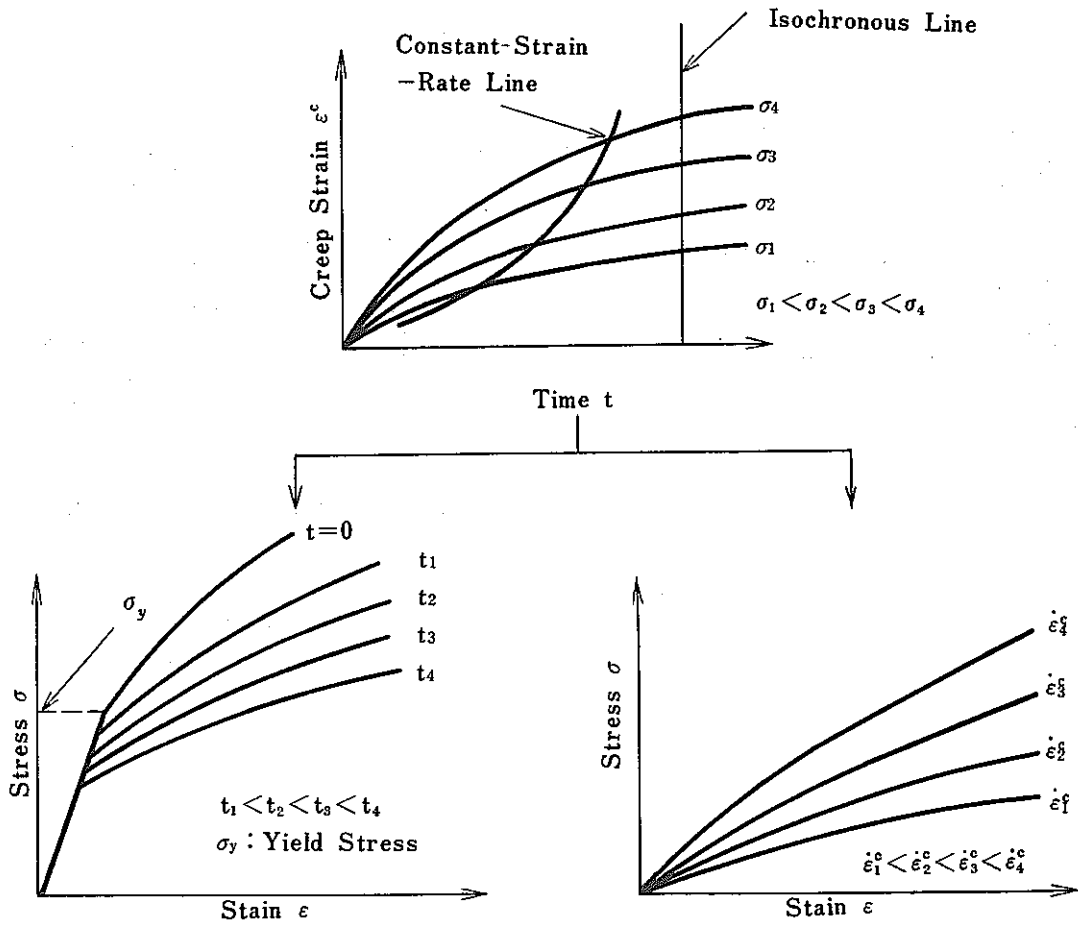


図 11. (a)等時応力-ひずみ曲線および(b)定ひずみ速度での応力-ひずみ曲線

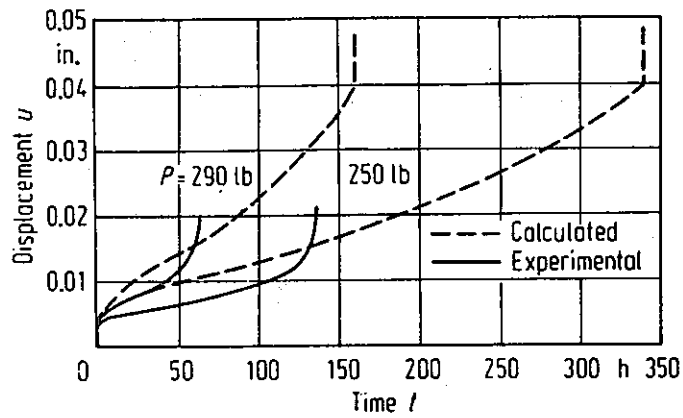


図 12. 解析結果(上界法)実験結果との比較
ボス(Boss)荷重を受ける球殻⁽¹⁸⁾

D. 高速炉構造材料のクリープ疲れ破壊

福田 俊彦

1. 序 論

現在開発が急がれている高速増殖炉における工学的な問題は多々あるが、構造工学に関するものとしては、過去あまり経験していない、高い温度条件(～550℃)での運転により起こる構造物の強度の低下が重大である。つまり、高温における材料挙動であるクリープ現象下でのき裂の挙動が重要視されている。さらに、高速増殖炉の設計では、炉起動時の変動荷重、冷却材ナトリウムの流入、流出による熱サイクルなど、繰り返し荷重の効果が重畳することも考慮しなければならない。高速炉構造材料の候補である、304ステンレス鋼、316ステンレス鋼などは、延性材料であり、クリープ靱性も高く、靱性値以下でき裂が安定に成長していく現象(Subcritical crack growth)が観察されるため、塑性ひずみ、クリープひずみの考慮が必要となる。

この論文では、まず、クリープ域での破壊現象を支配する力学量を決定する実験的研究について述べ、次にクリープき裂の進展を予測する理論的研究について述べる。その後、最近定着しつつあるクリープ領域下の非線形破壊力学パラメータについて説明する。また、上述の高温下の繰り返し荷重の効果については、従来疲労破壊に適用されていたParis則⁽¹⁾に変わって、現在提唱されている非線形破壊力学のパラメータであるJ積分範囲 ΔJ について述べ、その有効性を明らかにしていく。

2. クリープ破壊

2.1 実験的研究

クリープき裂の成長速度がいかなる力学量に支配されているのかどうかという問題は、工学的に興味のある問題であり、これまでさまざまな議論がなされてきた。その候補としてあがっているものとしては、次のような量がある。

- (1) 応力拡大係数K
- (2) 正味断面公称応力 σ_{net}
- (3) き裂開口変位COD
- (4) 修正J積分 C^* or \dot{J}

2.1.1 応力拡大係数Kによる整理

線形破壊力学のパラメータであるK値により、クリー

プき裂が支配されるという考え方は、線形破壊力学の拡張として多くの研究者が提唱した。Floreen⁽²⁾は、ニッケル合金に対して、破断時間と初期のK値の関係をプロットし、それ以下では破壊が起こらないK値の限界値が存在することを観察した(図1)。き裂成長速度の実験的表示式としては、次の形のものがいくつかの材料、試験条件に対して報告されている⁽³⁾。

$$\frac{da}{dt} = A \cdot K^\alpha \quad (1)$$

K値は線形破壊力学のパラメータであるから、クリープ域での破壊の中でも脆性的な破壊の場合、すなわち、クリープ変形が起こっている領域がき裂先端の小さな領域に限られ、他の大部分が弾性状態である小規模降伏条件が成り立っている場合に適用できると考えられる。

2.1.2 正味断面公称応力 σ_{net} による整理

K値が弾性状態であるという一方の極限を支配するのに対して、 σ_{net} は他方の極限状態、つまり、材料が非常に延性に富んでおり、き裂進展の前に全断面降伏を起こすことにより、き裂先端の特異性が失われた状態を支配すると考えられる。これに対応して、次のような実験式が提唱されている⁽⁴⁾。

$$\frac{da}{dt} = B \cdot \sigma_{net}^\beta \quad (2)$$

2.1.3 応力拡大係数Kと正味断面公称応力 σ_{net} による整理の比較

Kと σ_{net} によるき裂成長速度の整理の優劣を比較した実験的研究が数多く行われているので、それらについてまとめておこう。

一種類の試験片を用いて応力レベルを変えた実験が多く行われている。たとえば、Sivernsら^{(5)~(7)}は(2/4)Cr-1Mo鋼および(1/2)Cr-(1/2)Mo-(1/4)V鋼の片側切欠き板試験片(SEN)により試験し、図2に示すように σ_{net} より K_I で整理した方がバンド幅が狭くなるという結果を得ている。しかし、大略らによると、Sivernsらの用いたSEN試験片では、き裂の成長とともに曲げ応力の影響が大きくなると考えられるにもかかわらず、 σ_{net} として単純に負荷荷重を最小断面積で除した値を採用しており、曲げ応力は考慮されていない。いま、曲げ応力を考慮した公称応力を用いて図2(b)を引き直すと、(c)(d)のようにバンド幅は K_I と同程度になり

優劣は判定できない。Harrisonら⁽⁸⁾は、1Cr-1Mo-(1/4)V鋼のC N試験片を3つの公称応力レベル下で試験して、 K_I より σ_{net} で整理した方が実験点のばらつきは小さくなるという結果を得ている。大谷ら⁽⁹⁾、川崎ら⁽¹⁰⁾、大路ら⁽¹¹⁾によるSUS304試験片の結果によっても、両者の顕著な差は認められていない。

K値あるいは σ_{net} 値を一定に保つ試験もいくつかのグループにより行われているが、いずれの支配力学量が適切かという結論は得られていない⁽⁶⁾⁽¹¹⁾。

系統的にき裂長さ、試験片形状、荷重形態、試験片寸法を変えた試験⁽¹²⁾を行うと、図3に示されるように、一般にはK値やどのような定義の σ_{net} を用いてもクリープき裂成長速度を統一的に整理することはできない。

2.1.4 き裂開口変位による整理

CT試験片に対して、図4の関係がある⁽³⁾。一般には、

$$\frac{da}{dt} = H \cdot \left(\frac{dy}{dt} \right)^m \quad y: \text{荷重点変位} \quad (3)$$

という関係が提唱されたが、NeateとSiverns⁽⁷⁾によると、CODとaの時間変化は大きく違っており、上式の適用は非常に限られると考えられる。荷重点変位yを使うよりも、き裂先端開口変位 δ の方がより詳しいアプローチであるが、測定は困難である。Nicholson⁽⁴⁾によれば、 $\frac{da}{dt}$ と $\frac{d\delta}{dt}$ の関係は図5に示される。

$$\frac{da}{dt} = H \cdot \left(\frac{d\delta}{dt} \right)^m \quad (4)$$

Haigh⁽¹³⁾は、 δ がある限界値に達するとき裂が成長することを、Pilkington, Hutchinson, Jones⁽¹⁴⁾は、 $\frac{d\delta}{dt}$ はKにより決定されることを見出した。また、 δ とaの線形関係 $a = a_1 + a_2 \delta$ も見出した。このことは、クリープき裂解析においてKとCTODアプローチを結びつけると有利であることを示している。しかし、この方法を設計に適用することは、CTODの計算自体が難しいため限られていると考えられる。

以上のような経緯から、非線形破壊力学パラメータ C^* による整理が提唱された。 C^* による整理は後に紹介する。

2.2 クリープき裂成長の理論的予測

クリープき裂成長を理論的に予測、表現することは、き裂成長の開始に対するクライテリオン、き裂進展のメカニズムを決定することである。ここで、これまでに提唱されたモデルについて述べる。

2.2.1 限界ひずみモデル: Barnby⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

Hoffの類似⁽¹⁷⁾により、弾性ひずみが無視できる定常

クリープ状態に対しては、クリープ速度は弾性問題に対する弾性ひずみと数値的に等しいと仮定する。

$$\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_0} = \frac{\epsilon_e}{\epsilon_0} = \frac{\sigma_e}{\sigma_0} = \frac{K}{\sigma_0 (2\pi x)^{1/2}} \quad (5)$$

ここで、添字c, e, 0はそれぞれクリープ、弾性、参照を示す。クリープ場での応力 σ_c は、Norton則によりクリープ速度と結びつけられる。

$$\frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_0} = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_0} \right)^m \quad (6)$$

クリープ条件下の応力拡大係数 K' は、普通のKと違うものを用いると、

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_0} = \left\{ \frac{\dot{\epsilon}_c}{\epsilon_0} \right\}^{1/m} = \left\{ \frac{K'}{\sigma_0 (2\pi x)^{1/2}} \right\}^{1/m} \quad (7)$$

平衡条件より

$$P = B \int_0^{W-a} \sigma_c dx = B \sigma_0 \int_0^{W-a} \left\{ \frac{K'}{\sigma_0 (2\pi x)^{1/2}} \right\}^{1/m} dx \quad (8)$$

$$\therefore K' = \sigma_0 (2\pi)^{1/2} \left\{ \frac{P}{B\sigma_0} \frac{2m-1}{2m} (W-a)^{-(2m-1)/2m} \right\}^m \quad (9)$$

大きなmに対しては、

$$\begin{aligned} K' &= \sigma_0 (2\pi)^{1/2} \left\{ \frac{P}{B\sigma_0 W} \frac{W}{W-a} \right\}^m \\ &= \sigma_0 (2\pi)^{1/2} \left\{ \frac{\sigma_{net}}{\sigma_0} \right\}^m \quad (10) \end{aligned}$$

き裂成長速度は、座標 x_0 のクリープ速度に比列すると仮定している。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dt} &= A \cdot \dot{\epsilon}_0 \frac{K'}{\sigma_0 (2\pi x_0)^{1/2}} \\ &= \epsilon_0' \frac{K'}{\sigma_0 (2\pi)^{1/2}} \quad (11) \end{aligned}$$

(9)(10)を代入すると

$$\frac{da}{dt} = \epsilon_0' \cdot \left\{ \frac{P}{B\sigma_0} \frac{2m-1}{2m} (W-a)^{-(2m-1)/2m} \right\}^m \quad (12)$$

$$\frac{da}{dt} = \epsilon_0' \left\{ \frac{\sigma_{net}}{\sigma_0} \right\}^m \quad (13)$$

これらの計算は、Hoffの類似及び(11)式の仮定に大きく依存している。

2.2.2 限界塑性域サイズモデル: T₀⁽¹⁸⁾

き裂先端の損傷域が小さいと仮定して、Dugdaleによる平面応力解析を用いることにより、降伏域の大きさは

$$R = C_0 \left\{ \sec \left[\frac{\pi}{2} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right) \right] + 1 \right\} \quad (14)$$

であり、降伏域は大きさ σ_Y の一様二軸応力下にあるとした。き裂先端応力は、簡単のため、時間に独立な解析により特徴づけ、時間依存のプロセスは、カチヤノフの損傷則を導入した。

$$\frac{d\phi}{dt} = -C \left(\frac{\sigma}{\phi} \right)^\nu \quad (15)$$

一定応力で(15)式を積分すると破壊時間が得られる。

$$t_R = T_K \left(\frac{\sigma_K}{\sigma_Y} \right)^\nu \phi_0^{\nu+1} \quad (16)$$

ここで、 σ_K = き裂がないときの破断応力

$T_K = \sigma_K$ に対応した破断時間

ϕ_0 = き裂が到達する前の Continuity

き裂先端の塑性域が到達するまでの損傷の蓄積から ϕ を決める。時間 t_n におけるき裂長さの半分を C_n とする。時間間隔 t_R ごとにき裂が塑性域の大きさだけ進展すると仮定して計算すると、

$$\frac{dC_n}{dt} = A \left(\frac{K}{K_0} \right)^n \quad (17)$$

という形の関係が得られるが、 A と n が応力に依存するため、 K は便利なパラメータではないし、巾乗則も適切な関係とはいえない。このモデルは、加工硬化を含んでいないゆえに、き裂先端の特異性を考慮していない。

2.2.3 連続破断モデル：PurushothamanとThien⁽¹⁹⁾

き裂先端近傍の応力分布に Orowan-Irwin の表現を用いると、

$$\sigma_Y(x) = \sigma_t \left(\frac{a}{\rho+x} \right)^{1/2} \quad (18)$$

幅 dx の要素に対して、対応する破断寿命 $t_R(x)$ があるとすると、クリーブき裂の伝播速度は次のように計算される。

$$\frac{da}{dt} = \frac{dx}{dt} \quad \text{at the crack tip} \quad (19)$$

実験式から定常クリーブ速度と t_R を関係づけて

$$t_R = B \cdot (\dot{\epsilon})^{-\alpha} \quad (20)$$

クリーブ速度は

$$\dot{\epsilon}(x) = A \cdot \left\{ \frac{\sigma_Y(x)}{E(T)} \right\}^m \exp \frac{-Q_c}{RT} \quad (21)$$

これより

$$t_R(x) = \frac{B}{A^\alpha} \left\{ \frac{(\rho+x)^{1/2}}{\sigma_t \cdot a^{1/2}} \right\} \alpha m \cdot E^{\alpha m} \exp \frac{\alpha Q_c}{RT} \quad (22)$$

x について微分して $x=0$ とおくと

$$\frac{da}{dt} = \frac{2A^\alpha}{\alpha m B} \rho^{1-(\alpha m/2)} \left\{ \frac{\sigma_t a^{1/2}}{E} \right\} \alpha m \exp \frac{-\alpha Q_c}{RT} \quad (23)$$

$K = Y \cdot \sigma_t (\pi a)^{1/2}$ とすれば、

$$\frac{da}{dt} = \frac{2A^\alpha}{\alpha m B} \rho^{1-(\alpha m/2)} \left\{ \frac{K}{Y E \pi^{1/2}} \right\} \alpha m \cdot \exp \frac{-\alpha Q_c}{RT} \quad (24)$$

この式は実験結果とよく合うが、残念なことに(20)式は、Pure annealed metals 以外では信頼性がおけない⁽²⁰⁾。他の実験によく合う式を使えば、この問題は解決される。さらに、き裂先端の応力分布も正確なものを使えば、より正確になる。このような計算例として、Taira と Ohtani⁽²¹⁾がある(図6)。

2.2.4 限界CODモデル：Vitek⁽²²⁾

全試験片がクリーブ変形をうけていると仮定する。塑性域はBCSモデルのように、き裂と同じ平面上の転位の列により表わせるとする。Vitek は、塑性域のすべての点で転位密度率 $\partial B/\partial t$ が $\partial \dot{\epsilon}(x,t)/\partial x$ のマイナスに比例することを示した。

$$\frac{\partial B(x,t)}{\partial t} = -h \frac{\partial \dot{\epsilon}(x,t)}{\partial x} \quad (25)$$

ここで h は塑性域幅で、塑性域は長さ S の領域に制限される。

$$S = a \left[\sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_1^F} - F \right) \right] \quad (26)$$

σ_1^F は見かけの応力である。CODの近似表現より

$$\phi = \frac{4(1-\nu)}{\pi} a \left(\frac{\sigma_1^F}{G} \right) \ln \sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_1^F} \quad (27)$$

限界CODクライテリオンを用い、塑性域幅あるいは限界長さのように、ある固定された距離を通してき裂が進むと仮定する。Vitek は次のようなき裂成長速度を求めている。

$$\frac{V}{V_0} = A \cdot K^\alpha \quad (28)$$

ここで V_0 は一定で、 A と α は σ/G と応力緩和の領域 σ_1^F/σ に依存する。この理論はクリーブき裂先端に局所化される時に適用でき、クリーブ指数が5より大きいものには適用できない。一般に応力緩和の程度に応じて3つの K の異なる範囲に対しては、異なる α を使わねばならないし、基本的に一軸モデルなので、CTなどの評価には使えない。

2.3 非線形破壊力学の定常クリープ場への応用

高温クリープ状態におけるき裂の発生、成長に関しては、材料が低クリープ靱性材である場合、試験片寸法がき裂長さに比べて十分大きい場合、負荷荷重が小さく、また、保持時間も短い場合には、材料はクリープひずみが集中するき裂近傍を除いて弾性状態であり、線形破壊力学を適用することができる。しかし、ここで考える高速炉の構造材として使用される304ステンレス鋼を扱う設計では、き裂評価のために、高靱性、高クリープ靱性の効果を考慮した破壊力学、非線形破壊力学の適用が必要となってくる。

ここでは、非線形破壊力学の基礎及び弾塑性き裂への適用例などは割愛して、高温クリープ状態に対する適用についてのみ述べる。

2.3.1 高温クリープ下での非線形破壊力学パラメータ

遷移クリープ状態が短いとすると、繰り返し荷重の場合を除いて、定常クリープ状態における構成方程式を用いて、クリープ下のひずみ、応力を記述できる。また、高温クリープ場へ非線形破壊力学を適用する際には、クリープ損傷が起こっている領域が周囲のクリープ変形領域により表わされている必要がある。高速炉構造材では、ほぼこの条件が満たされていると考えられるため、系の支配方程式および境界条件は次式で与えられる。ただし、解析対象は簡単のため2次元体とする。

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad \text{in } V \quad (29)$$

$$\dot{\epsilon}_x = \frac{\partial \dot{u}}{\partial x}, \quad \dot{\epsilon}_y = \frac{\partial \dot{v}}{\partial y}, \quad \dot{\gamma}_{xy} = \frac{\partial \dot{u}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{v}}{\partial x} \quad \text{in } V \quad (30)$$

$$\dot{\epsilon} = \kappa \cdot \bar{\sigma}^n \quad (31)$$

$$\text{また、} \dot{U}_i = \dot{u}_i \text{ on } S_u, \quad T_i = \bar{T}_i \text{ on } S_\sigma \quad (32)$$

ここに、「 $\dot{\cdot}$ 」は時間微分を示す。(29)~(32)式において、時間微分を除くと、系の方程式群は、ひずみ硬化を考慮した全断面降伏塑性解を与える方程式系と等価である。HoffとOdqvist⁽²³⁾、大路⁽²⁴⁾は、この等価性に注目して、定常クリープ状態にある材料の力学解析を行っているが、ひずみ速度-応力関係が(31)式で与えられ、境界条件が(32)式のように固定条件であれば、応力-ひずみ関係が巾乗則で与えられる全断面降伏状態での塑性解をそのまま定常クリープ解として良いことが知られている。

そこで、2次元弾性状態および全面塑性状態で径路独立が保証されている、Riceにより定義されたJ積分を

定常クリープ状態に拡張する。すなわち、

$$C^* = \int_{\Gamma} \left[\dot{W} - \left(\sigma_x \frac{\partial \dot{u}}{\partial x} + \tau_{xy} \frac{\partial \dot{v}}{\partial y} \right) dy + \left(\tau_{xy} \frac{\partial \dot{u}}{\partial x} + \sigma_y \frac{\partial \dot{v}}{\partial y} \right) dx \right] \quad (33)$$

ここに、 \dot{W} はひずみ速度エネルギー密度であり次式で定義される。

$$\dot{W} = \int_0^{\dot{\epsilon}} \sigma_{ij} \cdot d\epsilon_{ij} \quad (34)$$

C^* 値はJ値同様、径路独立性以外にも、コンプライアンス法によって実験的にその値を決定することができるなどの特徴を有している。すなわち、

$$C^* = - \frac{d\dot{U}}{da}, \quad \dot{U} = \int_0^{\dot{u}} P \, d\dot{u} \quad (35)$$

さらに、 C^* 値はJ値が非線形き裂特異場の強度を表現するように、次式に示す特異場の係数として、一意的に決定される。

$$\sigma_{ij} = \left[\frac{C^*}{\kappa \ln r} \right]^{\frac{1}{n+1}} f_{ij}(\theta, n) \quad (36)$$

$$\dot{\epsilon}_j = \left[\frac{C^*}{k \ln r} \right]^{\frac{n}{n+1}} g_{ij}(\theta, n) \quad (37)$$

ここに、 κ は巾乗則 $\dot{\epsilon} = \kappa \sigma^n$ で与えられる構成方程式の比例定数、 n はクリープ指数、 f 、 g はそれぞれ応力およびひずみ速度の固有分布である。この特異場は、Hutchinson⁽²⁵⁾、RiceとRosengren⁽²⁶⁾が提唱したものでHRR特異性と呼ばれる。また、 $J_{\text{nonlinear}}$ 、 $\delta_{\text{nonlinear}}$ 、 $\Delta_{\text{nonlinear}}$ と同様の無次元化表現が次のように与えられる。

$$C^* = a \kappa (1-\lambda) \left(\frac{\sigma_{\text{net}}}{\sigma_0} \right)^{n+1} g_1(\lambda, n) \quad (38)$$

$$\dot{\delta} = a \kappa \left(\frac{\sigma_{\text{net}}}{\sigma_0} \right)^n g_2(\lambda, n) \quad (39)$$

$$\dot{\Delta}_c = a \kappa \left(\frac{\sigma_{\text{net}}}{\sigma_0} \right)^n g_3(\lambda, n) \quad (40)$$

2.3.2 C^* の実験的評価法⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾

LandesとBegley⁽²⁷⁾は C^* 値を実験的に求める方法として、2つのコンプライアンスの異なる試験片のエネルギー差により弾塑性破壊靱性値を決定する手法⁽²⁸⁾を定常クリープ場へ拡張した方法を示した。図7に示すように7段階の方法で C^* を決定する。すなわち、

- (1) 各変位速度に対してクリープき裂進展実験を行い、荷重-時間曲線 ($P_i = P_i(t)$) およびき裂成長曲線 ($l_i = l_i(t)$) を求める。
- (2) 各変位速度 \dot{A}_i に対して、 $P_i = P_i(t)$ 、 $l_i = l_i(t)$

より荷重とき裂長さとの関係を求める。

(3) (2)で得られた荷重-き裂長さ曲線より、き裂長さをパラメータとして、 $P-d$ 曲線を求め、その曲線の下面積より \dot{U}^* を決定する。

(4) 各変位速度 \dot{d}_i に対して、き裂長さエネルギー速度 \dot{U}^* の関係を求め、その傾きより C^* を決定する。

(5) (4)で得られた C^* と \dot{d}_i の関係を求める。

(6) $l_i = l_i(t)$ を時間に関して微分し、各変位速度 \dot{d}_i に対してき裂進展速度 dl_i/dt と l_i の関係を求める。

(7) (5)と(6)より dl/dt と C^* の関係を決定する。

この方法は、 C^* を求めるための処理が複雑であること、精度の良い $dl/dt - C^*$ 関係を得るには多くの実験データが必要となるなど問題も多く、後述する解析的な方法と比較するための参照解を得る方法と考えることが妥当である。

2.3.3 C^* の簡便式による評価法

大路ら⁽³⁰⁾は C^* 値の簡易評価式を求めるために、Riceが荷重-変位曲線から深いき裂に対するJ積分値を決定する簡便式を導いた手法を用いている。次式を基礎式とする。

$$C^* = \frac{1}{B} \int_0^P \left(\frac{\partial J_{crack}}{\partial l} \right)_P dp \quad (39)$$

ここに、 B は板厚、 P は荷重、 l はき裂長さである。いま、引張り荷重 $2P$ をうける板幅 $2W$ 、リガメント長さ $2b$ の中央き裂試験片を考える。(39)式及びき裂が十分深いと仮定すると、 \dot{d} はリガメント長さ b には依存するが、板幅 $2W$ および荷重点間距離 $2h$ に無関係となり、次元解析より次式のようになる。

$$\dot{d} = bf \left(\frac{P}{Bb}, \kappa, n \right) \quad (40)$$

ここに、 f は P/Bb 、 κ 、 n のみの関数である。クリープ構成方程式がNorton則で与えられると、

$$\dot{d} = \kappa b \left(\frac{P}{Bb} \right)^n \quad (41)$$

(41)式を(39)式に代入して、き裂が深い場合の C^* (C^*_d とする)は次式で与えられる。

$$C^*_d = \frac{n-1}{n+1} \cdot \frac{P \dot{d}}{Bb} = \frac{n-1}{n+1} \sigma_{net} \dot{d} \quad (42)$$

浅いき裂に対しては、き裂の挙動を代表するものとして、き裂の開口変位速度と遠方の応力を用いて、次のように表わされる。

$$C^*_s = C(n) \cdot \sigma_{\infty} \cdot \dot{d} \quad (43)$$

ここに、 σ_{∞} は無限遠方の応力、関数 $C(n)$ は n のみに依存する定数である。さらに、浅いき裂、深いき裂を含む適用範囲の広い簡便式も次式のように提案されている。

$$C^*_m = \frac{n-1}{n+1} \sigma_{net} \dot{d} \quad (44)$$

簡便式の形は試験片形により異なる。片側線き裂試験片では、

$$C^*_m = \frac{2n+1}{2n+2} \sigma_{net} \dot{d} \quad (45)$$

コンパクト試験片では、

$$C^*_m = \frac{2n-1}{n+1} \sigma_{net} \dot{d} \quad (46)$$

2.3.4 非線形き裂解析による評価法

Hutchinsonら⁽³¹⁾⁽³²⁾⁽³³⁾、Leckie⁽³⁴⁾、大路ら⁽³⁵⁾の研究もあるが、ここでは相澤ら⁽³⁶⁾⁽³⁷⁾⁽³⁸⁾が提案した処罰法を用いた非線形き裂解析について簡単に述べる。いま、図8に示されるような定常クリープ場における二次き裂問題を考える。このとき、応力の釣合い方程式、ひずみの適合条件式、力学的境界条件と等価な汎関数は次式で与えられる。

$$\Pi = \int_V \frac{n}{n+1} \bar{\sigma} \bar{\epsilon} \, dv - \int_S \underline{P} \cdot \underline{\dot{u}} \, dS \quad (47)$$

ここに、 \underline{P} は一様応力を与える外力ベクトル、 $\underline{\dot{u}}$ は変位速度ベクトルである。計算時間の短縮のために、未知変位速度 $\underline{\dot{u}}$ 、 $\underline{\dot{v}}$ を次式で仮定する。

$$\underline{\dot{u}} = \underline{\dot{u}}^F + \underline{\dot{u}}^A, \quad \underline{\dot{v}} = \underline{\dot{v}}^F + \underline{\dot{v}}^A \quad (48)$$

ここに、 $\underline{\dot{u}}^A$ 、 $\underline{\dot{v}}^A$ は定常クリープ場における、き裂近傍での特異性を考慮した変位速度であり、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{u}^A &= r^{\frac{1}{n+1}} \sum_{m=1}^{N_1} \dot{a}_m \cos \frac{m\theta}{2}, \\ \dot{v}^A &= r^{\frac{1}{n+1}} \sum_{m=1}^{N_2} \dot{b}_m \sin \frac{m}{2} \theta \end{aligned} \quad (49)$$

ここに、 N_1 、 N_2 は(49)式で示したFourier級数の項数であり、 \dot{a}_m 、 \dot{b}_m はFourier級数の未知係数である。また、 $\underline{\dot{u}}^F$ 、 $\underline{\dot{v}}^F$ は真の変位と $\underline{\dot{u}}^A$ 、 $\underline{\dot{v}}^A$ との誤差項であり、アイソパラメック8節点要素を用いて評価している。

しかし、(48)式のように変位速度を仮定すると、図8に示すような中央き裂を有する平板の場合、辺 AB 上の変位速度 $\underline{\dot{u}}$ 、辺 BO 上の応力自由条件は満足されない。そこで、処罰法を用いてこれらの条件を変分的に考慮できる形にして、最小化すべき系のポテンシャルエネルギーに加え、すべての境界条件を満たす変位速度 $\underline{\dot{u}}$ 、 $\underline{\dot{v}}$ を求め

る。このときの修正した系の汎関数を次式に示す。

$$\tilde{\Pi} = \frac{n}{n+1} \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dv - \int_{S_{AD}} P \dot{v} dS + \frac{\alpha}{2} \int_{S_{AB}} u^2 dS + \frac{1}{2} \int_{S_{BO}} (\beta_1 \sigma_y^2 + \beta_2 \tau_{xy}^2) dS \quad (50)$$

ここに、 α 、 β_1 、 β_2 は処罰係数で、この値を適切に選ぶことによって事実上前述の境界条件を考慮することができる。相澤らは、解析結果を用いて、前節に述べた簡便式の評価を行っている。これによれば、 C_d^* は $\lambda > 0.5$ 、 $n > 7$ に対して採用でき、 C_m^* は平面応力、平面ひずみの別なく $n > 7$ であれば、実用的である(図9, 10)。

2.3.5 C^* を用いたクリープき裂進展

図1-1に、大略らによるクリープき裂成長の系統的実験の結果を da/dt と K 、 σ_{net} 、 C^* との関係で示す。同図には、深いき裂(頭文字Dの試験)、浅いき裂(頭文字Sの試験)の2系列の実験値と、深いき裂に属する比例系列(L, M, S)の試験片についての実験値および中央き裂(CN)形を中心に、一部CT試験片の結果(破線で表示)を示している。同図より、 K や σ_{net} では良好な整理はできないが、 C^* では比較的良い整理ができることがわかる。同様な結果は、Landesら⁽³⁷⁾、小寺沢ら⁽³⁸⁾、矢川ら⁽⁴⁰⁾によっても得られている。以上から、クリープき裂の進展に対しては、線形破壊力学パラメータ K やき裂底断面の平均応力 σ_{net} は支配力学量として不適当であり、き裂先端近傍の非線形性を考慮した C^* などを採用する必要がある。

以上は一定荷重下の試験であるが、次に2段荷重変動クリープにおけるき裂挙動について述べる。図1-2にき裂進展速度とき裂長さの関係を示す。平滑材のクリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ とひずみ ϵ あるいは $\dot{\epsilon}$ と時間 t との関係、さらにき裂中央開口変位も同様の曲線を示すことから、き裂進展速度の最も支配的な力学量はひずみ速度であり、したがって C^* を用いて整理することができる。

3. 高温下の疲労破壊

疲労き裂成長速度は、Parisの巾乗則⁽¹⁾により応力拡大係数範囲 ΔK と関係づけられることが確立されている。GambleとParis⁽⁴¹⁾は、高温における低サイクル疲労き裂進展にもそれが適用できることを示した。Wallace⁽⁴²⁾によれば、10 Hz以上の高周波数では繰り返し疲れ(cycle dependent fatigue)となり、巾乗則が成り立つ。しかし、応力拡大係数は線形破壊力学

のパラメータであり、弾塑性ひずみ場における繰り返し荷重を受ける場合には有効でないと考えられる。また、時間依存性のクリープひずみの効果も無視できない場合は、それも考慮する必要がある。このような場合のき裂進展を評価するパラメータとして、非線形破壊力学の応用であるJ積分範囲 ΔJ による整理が提唱されている。以下その考え方を述べる。

3.1 J積分範囲 ΔJ の定義

まず、非時間依存性の繰り返しJ積分 ΔJ_f は、急速変形の荷重-変位曲線によって得られる面積 S_p (図13)を用いてDowling⁽⁴³⁾の方法に基づき、

$$\Delta J_f = \Delta K^2 / E + S_p / Bb \quad (51)$$

によって求められる。ここで、 ΔK は弾性応力拡大係数、 E は縦弾性係数、 B は板厚、 b はリガメント長さである。右辺第1項は弾性成分であり、 ΔK はき裂開閉挙動を考慮して有効応力拡大係数 ΔK_{eff} をとるのが妥当であり、大規模降伏あるいは全面降伏下の低サイクル疲労においては、図1-3に示すようなき裂開口に伴うヒステリシス・ループの突起を除いたなめらかなヒステリシス・ループ $A'BCA'$ を用いて荷重範囲 ΔP^* から ΔK を求める。51式右辺第2項は塑性成分であり、 $P-V_p$ 曲線 \widehat{AB} が $P \propto V_p^n$ (n は加工硬化指数)で表わされる場合には、

$$S_p / Bb = \frac{n-1}{n+1} \cdot \Delta \sigma_{net} V_p \quad (52)$$

ただし、 $\Delta \sigma_{net} = \Delta P^* / 2Bb$ となる。

次に、時間依存性のクリープJ積分範囲 ΔJ_C については、一定荷重下のクリープき裂に関して提案された修正J積分 C^* が変動応力下のクリープき裂に対しても各引張半サイクル中に適用できるとし、その C^* が42式の簡便式で評価できると仮定する。

$$\Delta J_C = A \int_0^{1/2} P \dot{V}_C dt = A \int_0^{V_C} P dV_C \quad (53)$$

ただし、 $A = [(n-1) / (n+1)] / 2Bb$ であるから、引張半サイクル中は V_C と P の間に $V_C = f(P)$ なる関数関係があるととして、53に代入すると

$$\Delta J_C = A \int_0^{P_{max}} P f'(P) dP = A (S_{C_1} - S_{C_2}) \quad (54)$$

ここで、 S_{C_1} は図1-4(a)の長方形の面積、 S_{C_2} は $P-V$ 曲線と $P-V_p$ 曲線に囲まれた面積である。なお、図1-4(b)(c)は、それぞれ荷重制御矩形応力、両振り応力の場合の ΔJ である。

3.2 高温疲労き裂進展の ΔJ を用いた整理

Tairaら⁽⁴⁴⁾により得られた実験結果を示す。き裂進展速度 dl/dN と ΔJ_f の関係を図15に示す。周波数 $\nu = 1 \text{ Hz}$ の場合には、時間依存性き裂開口変位 V_C は認められずクリープの影響は無視できると考えられる。一方、 $\nu = 1 \text{ Hz}$ より低周波数領域で ν が 0.0833 Hz 以下になると、 V_C が生じるのが認められた。 ΔJ_C を無視して ΔJ_f で整理すると、周波数の大きいものから順に高伝播速度側へ移行している。図16にき裂進展速度と ΔJ_C の関係を示す。矩形応力波では周波数 $\nu < 0.0833 \text{ Hz}$ の場合、 dl/dN はほぼ ΔJ_C のみによって整理できるようである。これらより、繰り返しJ積分 ΔJ_f によって評価できる非時間依存性疲労き裂進展を示すデータ群と、クリープJ積分範囲 ΔJ_C 、すなわち基本的にはクリープJ積分 C^* によって評価できる時間依存性疲労き裂進展挙動を示すデータ群に大別されることがわかる(図17)。前者は、

$$\Delta J_f > 1.0 \Delta J_C \quad (55)$$

後者は、

$$\Delta J_C > 0.1 \Delta J_f \quad (56)$$

を満足する場合に認められる。非時間依存性ひずみと時間依存性ひずみが重畳する場合でも、き裂進展速度は大きな変化を認められず、データのばらつき範囲内で線形損傷則が適用できると考えられる。

3.3 破断寿命の推定法

ΔJ 概念の応用として、Mowbray⁽⁴⁵⁾による低サイクル疲労における破断寿命の推定法に触れる。前述のように低サイクル疲労き裂進展速度は次式で表わせる。

$$\frac{da}{dN} = C_1 (\Delta J)^r \quad (57)$$

ここで、 C_1 、 r は材料定数である。

また、近年下の形の計算式が報告されている。

$$J = W f(n, a) \quad (58)$$

f については、GoldmanやHutchinsonらの計算例がある。58式を各繰り返しにおける変化量の形にして、57式に代入すると、

$$\frac{da}{dN} = C_1 (\Delta W)^r f^r(n, a) \quad (59)$$

ここで、初期き裂長さを a_0 、破断限界き裂長さを a_f 、破断繰り返し数を N_f とし、 ΔW が破断に至るまで一定と仮定すれば、

$$\int_{a_0}^{a_f} f^r(n, a) da = C_1 (\Delta W)^r \int_1^{N_f} dN$$

$$= C_1 (\Delta W)^r N_f \quad (60)$$

$$\therefore N_f^{1/r} (\Delta W) = C_2 \quad (61)$$

$\sigma = C_0 \epsilon^n$ の応力-ひずみ関係では、

$$W = \frac{C_0}{n+1} \epsilon^{n+1} \quad (62)$$

大規模降伏状態で弾性ひずみ ϵ_e が塑性ひずみ ϵ_p に比べて小さいとすれば、

$$\Delta W = \frac{C_0}{n+1} (\Delta \epsilon_p)^{n+1} \quad (63)$$

61式に代入して

$$N_f^{1/r(n+1)} (\Delta \epsilon_p) = \left\{ \frac{(n+1)C_2}{C_0} \right\}^{1/(n+1)} \quad (64)$$

全繰り返し数にわたって塑性ひずみが一定という仮定のもとで、破断寿命を求めることができる。

4. 結 論

- (1) 定常クリープ状態にあるき裂に対して、非線形破壊力学を応用しパラメータ C^* を導き、実験的評価法、簡便式による評価法、非線形き裂解析による評価法の3種の評価法を示した。
- (2) 各種クリープき裂進展実験の結果、クリープき裂進展速度は K 、 σ_{net} どちらでもうまく整理できない。 C^* で比較的良く整理できる。
- (3) クリープき裂の進展速度を予測する理論をいくつか示したが、実験値と良く合うクライテリオンはまだ確立されていない。
- (4) 高温下の疲労及びクリープによるき裂進展を記述するパラメータ ΔJ を定義し、それにより実験結果がうまく表わせることを示した。
- (5) ΔJ の概念を用いた破断寿命の推定法を示したが、まだ今後検討の余地がある。

[REFERENCES]

- (1) P.C.Paris and F.Erdogan, J.Basic Engng, Trans.ASME, Ser.D, 85-4, P.528. (1963)
- (2) S.Flöreen, Metall.Trans.-A6A, P.1741 (1975)
- (3) J.R.Haigh, Mater.Sci.Engng 20, P.225 (1975)

- (4) R.D.Nicholson, *Mater.Sci.Engng* 22, P.1 (1976)
- (5) M.J.Siverns and A.T.Price, *Nature*, 228, P.760(1970)
- (6) M.J.Siverns and A.T.Price, *Int.J.Fract.* 9, P.199(1973)
- (7) G.J.Neate and M.J.Siverns, *Int.Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications*, Philadelphia, Paper no.C 234(1974)
- (8) C.B.Harrison and G.N.Sandor, *Engng. Fract.Mech.* 3, P.403(1971)
- (9) 大谷, 新田, *材料*, 25, P.746(1976)
- (10) 川崎, 堀田, *機論*, No 740-2, P.219(1974)
- (11) 大路, 小倉, 竹本, 井上, 第18回材料研究連合講演会前刷集 P.31(1974)
- (12) 大路, 小倉, 中島, *機薄論*, No 750-13, P.57 (1975)
- (13) J.R.Haigh, *Mater.Sci.Engng* 20, P.213 (1975)
- (14) R.Pilkington, D.Hutchinson and C.L. Jones, *Metal Sci.J.* 8, P.237(1974)
- (15) J.T.Barnby, *Engng Fracture Mech.* 6, P.627(1974)
- (16) J.T.Barnby, *Engng Fracture Mech.* 7, P.299(1975)
- (17) N.J.Hoff, *Q. Appl.Math.* 12, P.49(1954)
- (18) K.C.To, *Int.J.Fracture* 11, P.641(1975)
- (19) S.Purnshothaman and J.K.Tien, *Scripta Metall.* 10, P.663(1976)
- (20) H.P.Van Leeuwen, *NLR Rep.M.* 2112, Feb. (1966)
- (21) S.Taira and R.Ohtani, *Int.Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications*, Philadelphia(1973)
- (22) V.Vitek, *Int.J.Fracture* 13, P.39(1977)
- (23) F.G.G.Odquist and J.Hult, *Kriechfestigkeit Metallischer Werkstoffe*, Springer-Vorlag, (1962)
- (24) 大路, *機論*, 33-256, P.1909(1966)
- (25) J.W.Hutchinson, *J.Mech.Phys.Solids*, 16, P.13(1968)
- (26) J.R.Rice and G.F.Rosengren, *J.Mech. Phys.Solids*, 16, P.1(1968)
- (27) J.D.Landes and J.A.Begley, *ASTM STP* 590, P.128(1976)
- (28) H.P.Van Leeuwen, *Engng Fracture Mech.* 9, P.951(1977)
- (29) J.A.Begley and J.D.Landes, *ASTM STP* 514, P.1(1972)
- (30) 大路, 小倉, 久保, *機講論*, 770-11, P.33 (1977)
- (31) N.L.Goldman and J.W.Hutchinson, *Int. J.Solids Structures* 11, P.575(1975)
- (32) C.F.Shih and J.W.Hutchinson, *J.Engng Material and Tech.* 98, P.289(1976)
- (33) C.F.Shih, *ASTM STP* 590, P.3(1976)
- (34) M.P.Ranaweera and F.A.Leckie, *Int.Conf. on Num. Methods in Fracture Mech.* P.450 (1978)
- (35) 大路, 小倉, 久保, *機講論*, 780-13, P.326 (1978)
- (36) 矢川, 相沢, 安藤, *機講論*, 780-9, P.57 (1978)
- (37) 相沢, 矢川, 安藤, *機講論*, 780-12, P.164 (1978)
- (38) 相沢, 矢川, 安藤, *日本鋼構造協会第13回大会研究会*, P.85 (1979)
- (39) 森, 小寺沢, *機講論*, 770-2, P.84(1977)
- (40) 矢川, 相沢, 安藤, *原子力学学会年会要旨集*, P.69(1978)
- (41) R.M.Gamble and P.C.Paris *ASTM STP* 590, P.345(1976)
- (42) R.M.Wallace, C.G.Annis, Jr. and D.L. Sims, *AFML-TR-76-176 Part II* (1977)
- (43) N.E.Dowling, *ASTM STP* 601, P.19 (1976)
- (44) 平, 大谷, 北村, 山田, *材料*, 28-308, P.68 (1979)
- (45) D.F.Mowbray, *ASTM STP* 601(1976)

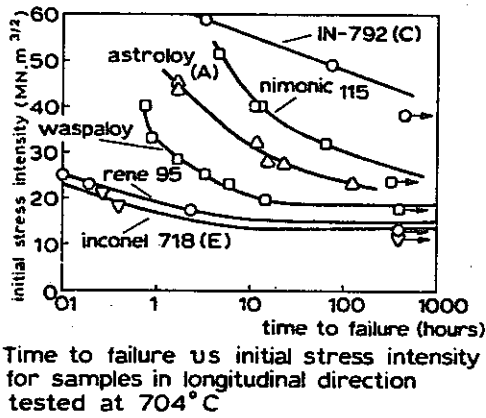


図1. 初期応力拡大係数と破断時間の関係

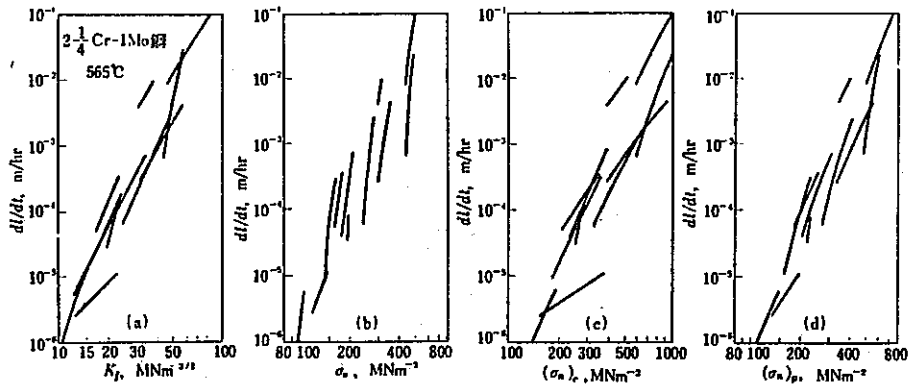


図2. 応力レベルを変化させた場合のき裂成長速度 ($2\frac{1}{4}Cr-1Mo$ 鋼)

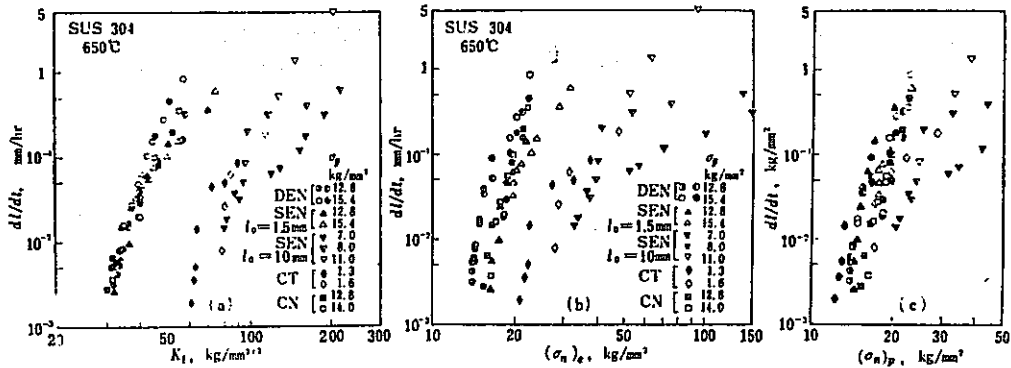


図3. 引張り型および曲げ型試験片のき裂成長速度

Material: wrought 0.2%C steel
 Temperature: 450°C
 Geometry: CTS L/W=0.5 (except as shown)

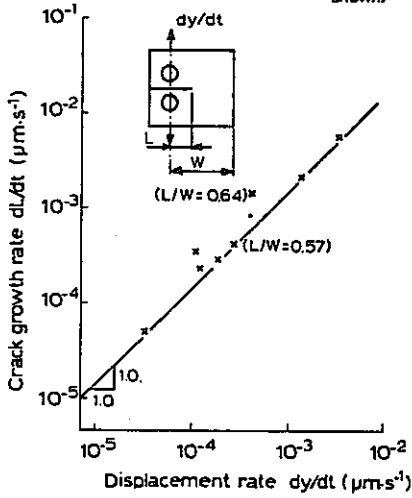


図4. 一定荷重下のき裂開口変位とき裂成長

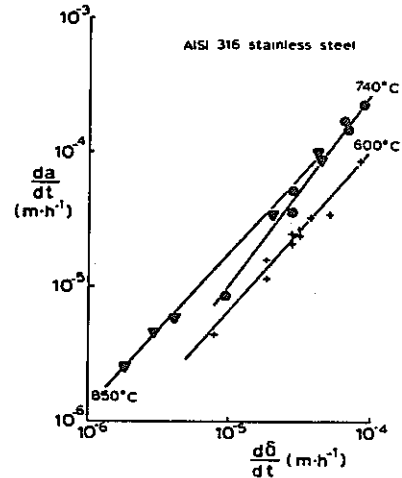


図5. SEN試験片の典型的なき裂成長 - COD曲線

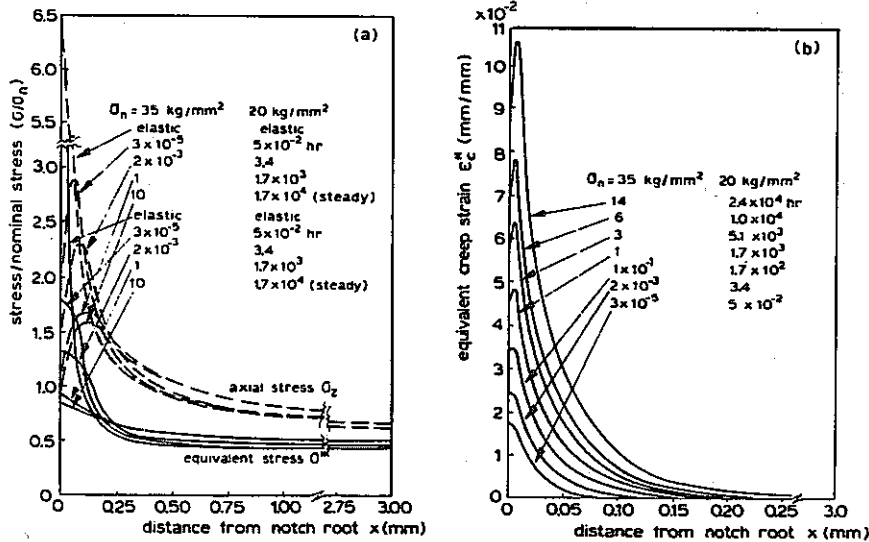


図6. き裂付試験片の最小断面の
 (a)応力分布と(b)等価クリープひずみの空間変化

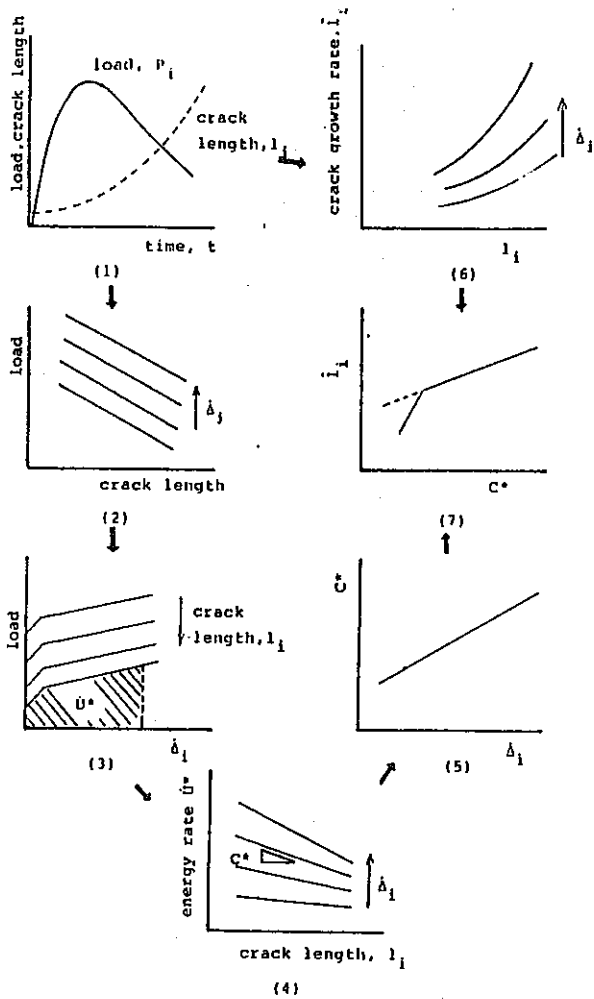


図7. 定常クリープ場でのJ積分 C^* の実験的評価

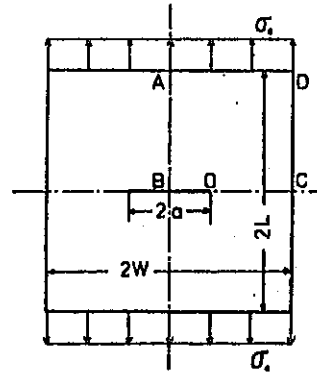


図8. 中央き裂を有する2次元有限平板

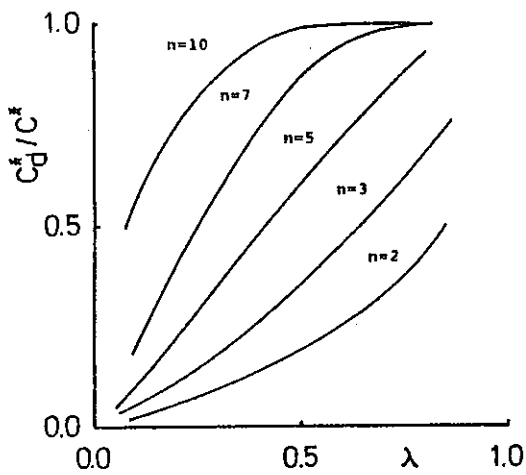


図9. 深いき裂用の簡易 C^* 値 C_d^* の精度評価(平面応力)

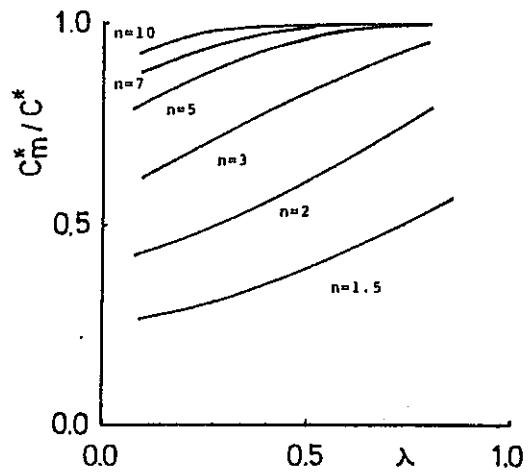


図10. 一般き裂用の簡易 C^* 値 C_m^* の精度評価(平面応力)

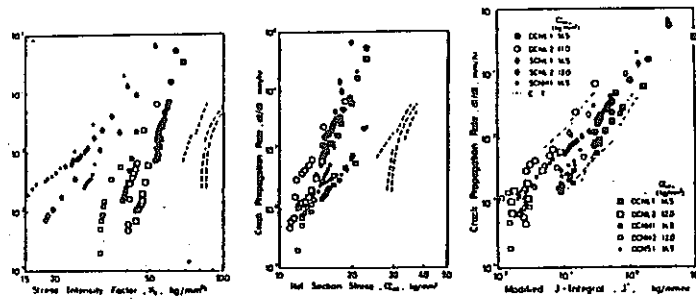


図 11. き裂成長速度と K , σ_{net} および C^* の関係

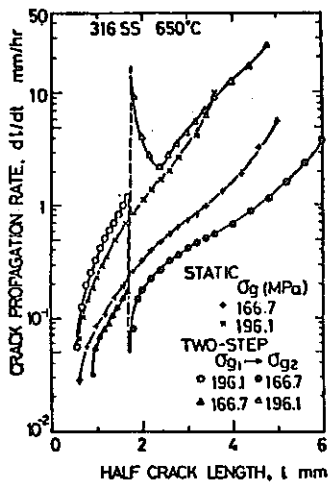


図 12. 2 段階荷重変動クリープにおけるき裂伝播速度とき裂長さの関係

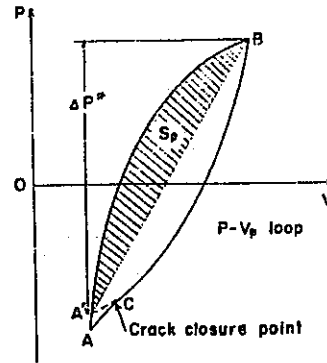


図 13. $P-V_p$ ループにもとづく ΔJ_f の評価法

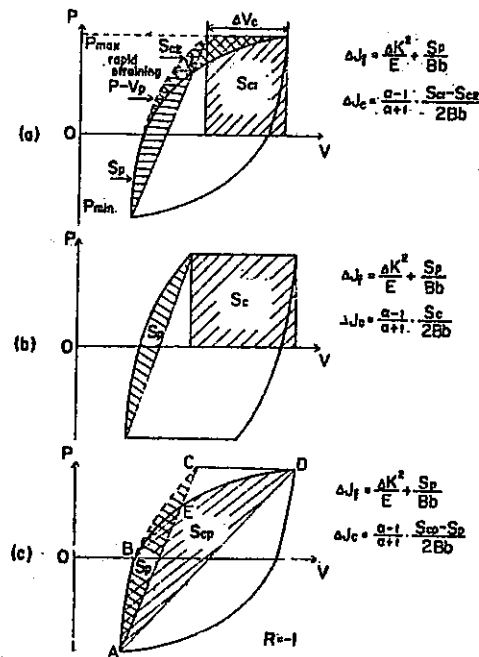


図 14. $P-V$ ヒステリシス・ループに基づく繰り返し J 積分 ΔJ_f とクリープ J 積分 ΔJ_c の評価法

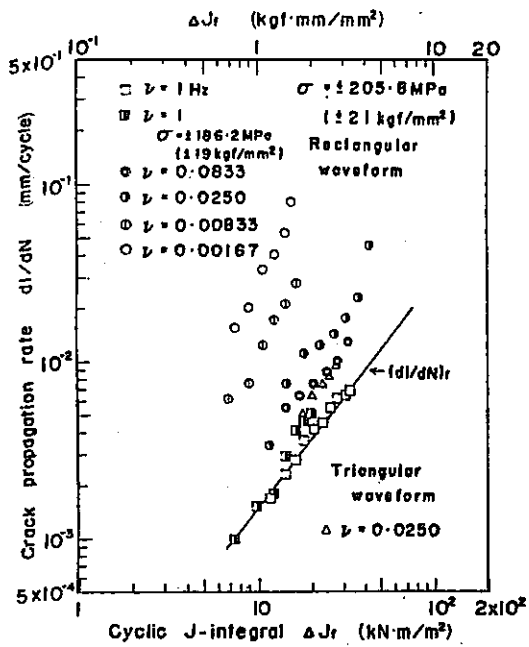


図 15. $d l / d N$ と ΔJ_f の関係

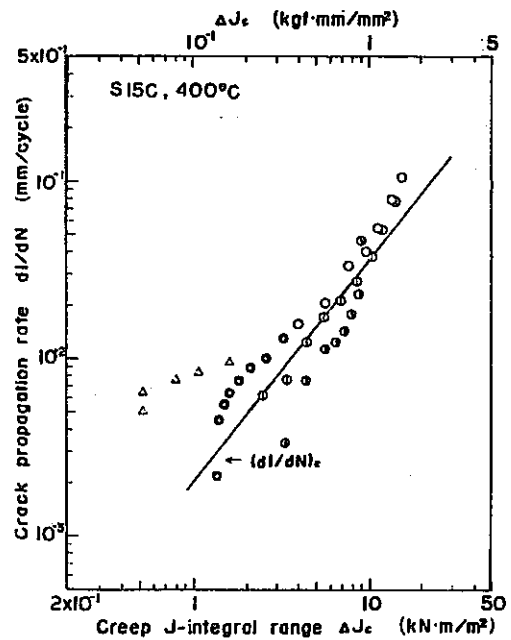


図 16. $d l / d N$ と ΔJ_c の関係

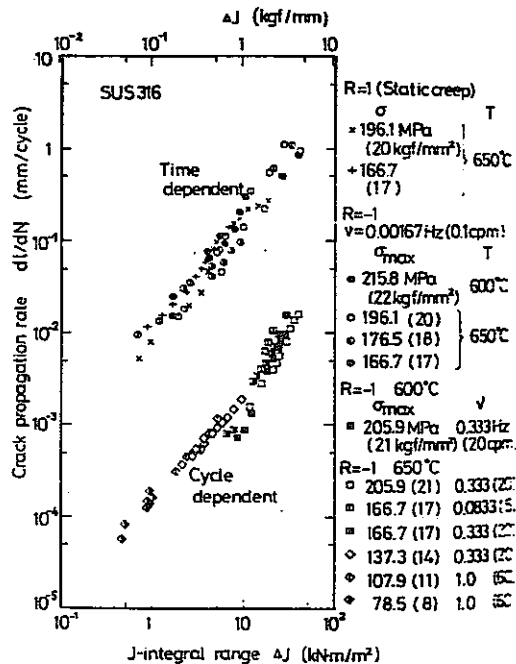


図 17. 繰り返し依存疲れに対する $d l / d N$ と ΔJ_f ,
時間依存疲れに対する $d l / d N$ と ΔJ_c の関係

E. 高温下のひずみ測定法

松 浦 真 一

1. 序 論

タービン、航空機、ロケットエンジン等に用いられる材料の研究や、さらに、高速増殖炉、高温ガス炉のように動作温度の高い原子炉の開発が行なわれるにつれ、材料および構造物の高温における挙動が問題となり、このような特殊な環境におけるそれらの特性を知ることの必要性が高まっている。研究、開発においてそういった高温構造物強度の問題を考慮する際には、理論的な数値計算（例えば有限要素法など）を用いて応力；ひずみ分布を求めると、実験的にそれらを得ることの両者が相互に関連しつつ解析が進められるのであるから、ひずみ測定において必要とされる情報が正確に得られることが重要であることは言うまでもない。現在、実験などで用いられる高温ひずみ測定法としては研究開発段階のものも含めていくつかの方法が存在している。それらの主なものは大きく分けて次の4つであろう。

- (1) 電気抵抗型ひずみゲージ
- (2) 容量型ひずみゲージ
- (3) 差動トランスの利用
- (4) 光学的な方法

これらについては、それぞれ長所、短所を有しており、以下、この4つの方法について説明を加え利用例などを示す。

2. 電気抵抗型ひずみゲージ^{(1), (2), (3)}

このタイプのひずみゲージは常温で最も広く用いられているものであり、また、目的に応じて各種のものが開発されている。高温用のゲージとしては、ベース材にはグラスウール、セラミック、ポリイミド、アスベスト等が300~400°Cまでの測定に用いられ、それ以上の高温については金属+セラミックなどが用いられる。抵抗体としては、ニッケルクロム、カルマ、白金タングステン等が使用されている。ゲージの試験体への取り付け方法としては300~400°Cまでにはフェノール系、シリコン系、セラミック系の接着剤による接着が、それ以上の温度では溶接、あるいは溶射が行なわれる。溶接型ひずみゲージの構造例を図1に、また、溶射型ひずみゲージを

図2に示す。溶射ゲージはゲージのフリーフィラメントのゲージ線部分のみが専用の吹きつけ装置を使って熔融アルミナによって取りつけられるものである。各取り付け方法の比較を表1にいくつかの市販ゲージの性能を表2に示しておく。

高温電気抵抗型ひずみゲージの問題点としては、主要なものとして、ゲージ率の変化、ドリフト、熱ヒステリシスがあり、それらについて次に説明する。ひずみゲージエレメントの抵抗Rは、時間t、温度T、ひずみεの関数をして次のように表わされる。

$$R = f(\epsilon, T, t) \quad (1)$$

1次近似として、抵抗の変化は、

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{1}{R} \frac{\partial f}{\partial \epsilon} \bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} \Delta \epsilon + \frac{1}{R} \frac{\partial f}{\partial T} \bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} \Delta T + \frac{1}{R} \frac{\partial f}{\partial t} \bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} \Delta t \quad (2)$$

$$\frac{1}{R} \frac{\partial f}{\partial \epsilon} \bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} = F \quad (3)$$

(3)式のFは ϵ_0, T_0, t_0 におけるゲージファクタである。ゲージファクタと温度の関係の例を図3に示す。実測定ではこのような図をもとにしたゲージファクタの補正が必要である。

みかけのひずみ率 ϵ_T は次のように表わされる。

$$\frac{1}{RF} \frac{\partial f}{\partial T} \bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} = \epsilon_T \quad (4)$$

ϵ_T と温度の関係を図4に示す。この ϵ_T が0でないと温度変化による零点シフトが生じる。 ϵ_T は1次近似をとることにより次のように表わされる。

$$\epsilon_T = (\alpha_b - \alpha_g) + B_g / F \quad (5)$$

ここで、 α_b は試験片の熱膨張係数、 α_g はゲージの熱膨張係数、 B_g はゲージ材料の温度による抵抗値の変化率である。自己温度補償型のゲージではゲージの材質を適当に選んで α_g と B_g を調節して ϵ_T を0に近づけることによって

零点のシフトを小さくしている。但し、この方法は一般に 300°C 程度までの場合に有効であり、それ以上の温度ではダミーを用いるか、あるいはあらかじめシフト特性を測定しておいて補正する。(以上、ゲージファクタと零点のシフトの補正等のために、ゲージ取付部の温度を測定しておく必要がある。)

時間によるドリフト率は式(2)より次のように表わされる。

$$\frac{1}{RF} \frac{\partial f}{\partial t} \Bigg|_{\epsilon_0, T_0, t_0} \quad (6)$$

長時間測定におけるドリフトの例を図5, 6に示す。両図によって同一ロットのゲージについてもかなりドリフト量に差があり、正確な測定が難しいことがわかる。また図5の場合についてはゲージの寿命にもかなりのばらつきがみられる。

熱ヒステリシスについては、第2温度サイクル以降を測定するといった対策がとられるようである。

そのほかの注意点としては、溶接型ゲージのゲージベースは比較的寸法が大きく、ひずみ集中の測定には不向きでありあまりひずみ勾配のない部分の測定に向いていること、金属ベースのものは特に薄板に用いた場合には補強効果を生じてしまう可能性があることなどがあげられる。

以上のような各問題に対して対策をとるならば、短時間の測定についてはかなりの実用性を有しているようであるが、取付け、配線、使用前の処理、使用条件などに関して注意すべき点が多く取扱いはあまり容易ではないようである。

このゲージに関する(または、これを用いた)研究は多数行なわれているが、その1部を紹介すると、通常このゲージはひずみ1%程度が測定限界であるので、5%位までの比較的大きなひずみを測定するために電気抵抗型のゲージを利用した2軸トランスデューサの開発⁽⁴⁾、高温液体ナトリウム中での測定⁽⁵⁾などがある。

3. 容量型ひずみゲージ^{(3), (6), (7)}

高温ひずみ測定デバイスとしての容量型ゲージは比較的最近開発されたものであり、ゲージポイント間の距離が機械的にキャパシタプレート面積あるいはプレート間の距離におきかえられるものである。つまり、平行極板コンデンサの次の基本式

$$C = \frac{AK}{3.6 \pi X} \quad (7)$$

(但し、Cは容量(μF)、Aは極板の面積(cm^2)、Xは極板間の距離(cm)、Kは極板間の物質の誘電率)のうちのAあるいはXの変化によるCの変化を測定するものである。この方法の利点は、金属学的な安定性や酸化の問題は、抵抗線ひずみゲージに比してクリティカルではないので、温度によって極板間の誘電率が変化しないならば装置はきわめて安定となることである。そのため、長時間の静的測定に対しては容量型ひずみゲージは抵抗型ひずみゲージよりも有利である。しかしながら、微少な容量の変化(例えば、0.02 pF程度)を測定することは微少な抵抗値の変化の測定よりも難しく、測定用の機器が比較的高価である。またゲージからのリード線等にも十分な注意を払う必要がある。そのほか注意すべき点としては、ゲージの構造に起因するものがある。というのは、高温用容量型ひずみゲージの実際の構造は、図7, 8に見られるようになっており、この場合、一方は2板のブリッジ、また、他方はひし形のわくといったような一種の機械的なひずみのトランスデューサを通して測定される。このため、熱過渡によって正しい値を示さない可能性が生じる。その防止のために、機械的な保護も兼ねて、ゲージ温度を構造物温度とほぼ等しくするようにゲージをカバーでおおうという方法もとられている。

いくつかのゲージの性能例を表3に示す。また、図8のゲージの零点のシフト、ゲージファクタの温度変化、ゲージ感度-ひずみ関係、ドリフト量の時間変化などについて図9, 10, 11, 12に示す。容量型ゲージは一般にゲージ間の再現性が悪く、同一ロットのゲージでもあまりゲージファクタ等が一致しないが反復性が良いので使用前に予校正を加えて用いることにより良い結果が得られる。

4. 差動トランスの利用^{(8), (9), (10)}

線形差動トランス(LVDT)の構造を図13に示す。これは、図の中央のコイルに交流を流しておくこととコアの変位によって外側の2本のコイルに生じる電圧が変化するが、この時、2本のコイルを直列につないでその電圧の差をとることによって出力を得るもので、コイルを適当に設計することによりコアの変位に比例した電氣的出力が得られる。(なお、回転量を知るための回転差動トランス(RVDT)というものもある。)

これを用いた高温ひずみ測定実験例としては、スパー

スチャトルに用いる材料の力学的特性を知るために行なわれたものがある。⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾ これらで用いられた装置を図14, 15に示す。図でわかるように、かなり巧妙、複雑な構造をとることによってひずみの測定を可能としている。試験片に何らかの装置を機械的に取りつける必要があり、温度一定の場合以外の測定は難しく、また、ひずみ分布の測定は不可能であろう。

5. 光学的方法^{(1), (11)}

広く一般に光学的方法を考えた場合には、目視による測定や、写真撮影後スケールにより読み取るといったものから、モアレ縞を利用したものまで種々のものがあげられる。ここでは、モアレ法とマーク位置測定による方法について説明することにする。これらの方法はデータ処理が煩雑であり、そのことが利用の一つの障害となっていたが、近年、コンピュータ、テレビカメラ等の電子機器の急速な進歩によって処理の自動化が進められつつある。画像による測定は、“見える”部分にしか使用できず、例えば、高温ナトリウム中での測定などに用いることはできないが、非接触であり、ひずみ分布の測定が可能であり、被測定物の状態をあまり乱さないという利点を持ち応用が期待される。

5.1 モアレ法^{(12), (13), (14)}

5.1.1 モアレ法の原理

いくつかある考え方のうちIndicial Equation法⁽¹⁵⁾に基づいたものを示す。この考え方では、モアレ縞パターンを2つの図形の曲線群 $F(x, y) = f(p)$, $G(x, y) = g(q)$ の交点の軌跡と考える。この時生じるモアレ縞の形状は次式のようになる。

$$N = H(x, y) \quad \text{但し, } N = p - q \quad (8)$$

ここで、 $F(x, y)$, $G(x, y)$ は曲線の形状を、 $f(p)$ $f(q)$ は曲線間の間隔を与える。また、 p , q は整数のインデックスパラメータ、 N は縞次数である。

一例として、一様圧縮ひずみを受けた場合を考え、2つの図形として次のような明暗強度分布を持つものとする。

$$\Psi_1 = \frac{1}{2} (1 + \cos 2\pi \nu_1 x) \quad (9)$$

$$\Psi_2 = \frac{1}{2} (1 + \cos 2\pi \nu_2 x) \quad (10)$$

ここで ν_1, ν_2 は2つの図形パターンの空間周波数を表

わす。 Ψ_1 と Ψ_2 を重ね合わせる(和をとる)と、

$$\Psi_{\text{ADD}} = 1 + \cos(\nu_1 + \nu_2)\pi x \cdot \cos(\nu_1 - \nu_2)\pi x$$

となる。この式で表わされた $(\nu_1 + \nu_2)/2$ の周波数成分がモアレパターンをつくり出す。この例では、 Ψ_1 は

$$x = \frac{p}{\nu_1} \quad (12)$$

Ψ_2 は

$$x = \frac{q}{\nu_2} \quad (13)$$

であるから、

$$x = \frac{1}{\nu_2 - \nu_1} \cdot N \quad (14)$$

の関係が得られる。図16a, 16b, 16cに $\nu_1 = 1/5.12$, $\nu_2 = 1/4.27$ の場合に得られるモアレ縞パターンの例⁽¹³⁾を示す。こうして得られるモアレ縞によって、例えば Ψ_1 の図形が判明していれば Ψ_2 を知ることができることになり、変位の測定に利用することができる。

5.1.2 モアレ用格子⁽¹⁶⁾

特に高温でのひずみ測定に用いるためには、モアレ縞パターンをつくるために必要な格子について安定かつ鮮明なものを得ることは、酸化等による縞の劣化、あるいは破壊のため難しい。高温で比較的長時間用いることができる格子を得る方法としては以下のようなものがある。

- (1) 金属を真空蒸着させる(あるいは電気メッキする)方法
- (2) エッチングによる方法⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾(電気化学的処理による方法⁽¹⁹⁾)
- (3) 耐熱ペイントを用いる方法
- (4) 上記方法を適当に組み合わせたもの⁽¹⁴⁾⁽²⁰⁾

(1)および(3)の方法によって製作された格子の例をそれぞれ図17, 18に示す。なお、酸化による格子の破壊を防止するために、真空中などで実験が行なわれることもある。

5.1.3 実験例⁽¹³⁾

ここでは、高温モアレ縞を得るのにコンピュータによる画像処理⁽¹¹⁾を応用した例を示すことにする。試験片として304ステンレス鋼の薄肉平板(図19)を用いて約650°Cにおけるき裂の変形を解析している。用いられた実験装置の概略は図20に示されるとおりである。実験中に撮影した写真をメカニカルスキャナを用いて8 bitの濃淡画像に変換し、計算機へ入力する。基準格子と変形格子を重ね合わせるために、回転および平行移動操作を加え位置合わせを行なう。この段階で画像にはかなりの雑音が含まれており、画質が良くないので格子の周波

数特性を利用して画像の高速フーリエ変換を使ってバンドパスフィルタをかけ画質の向上を行なう。こうして得られた変形格子と基準格子との間で画像演算を行なって重ね合わせモアレ縞図形を作成する。図2.1が得られたモアレ縞の例である。

5.2 試験片上に添付したマークの位置の検出による方法

ここでは、著者らが開発中であるテレビカメラを用いる試験片上の多点のマーク位置検出による変位、ひずみ計測システム⁽²⁾について紹介する。

なお、試験片上の2つのマーク間の距離により単軸のひずみを測定するというシステムはすでに市販されているが、文献⁽²⁾には、位置検出用のカメラであるトラックにフォトダイオードのリニアアレイよりなるデジタルスキャンカメラを用い、マークにセラミックセメント、照明にレーザー光を使用して自己電気抵抗加熱による急速な温度上昇に対応でき、かつ3000 Kまで利用が可能なシステムも示されている。

5.2.1 多点測定法の概要

本システムの構成を図22に示す。試験片に付けられたマークがテレビカメラによって画像入力され、テレビカメラのコントローラ内のA/Dコンバータによって8ビットの数値に変換される。そのデータがマイクロコンピュータを通して強力な計算機能とメモリを有するホストコンピュータへ転送される。マイクロコンピュータでは転送処理とサンプリングコントロールが実行され、画像処理計算や変位、ひずみ分布を求めるための計算はホストコンピュータで行なわれる。テレビカメラによって得られる画像データは1024×1024個の点(画素)での明暗の強度であるので、これから、試験片上のマークの位置を検出するために次のような画像の処理が必要となる。

- (1) データの平滑化。この処理を行なうことにより画像データに含まれる雑音を除去することができ、次に行なうしきい値処理の際に良好な結果を得ることができる。処理による明るさ分布の変化例を図23a, bに示す。この平滑化で実際に行なわれる操作はある画素での明るさの値をその周辺の画素の明るさの平均値とするものである。
- (2) しきい値処理。与えられた画像を f とし、その明暗濃度範囲が $[z_1, z_K]$ 、 t を z_1 と z_K の間の数とした時、

$$f_t(x, y) = \begin{cases} 1 : f(x, y) \geq t \\ 0 : f(x, y) < t \end{cases} \quad (15)$$

となる2値画像 f_t を得る処理であり、これによって背景中から対象物、つまり、マーク画像を分離することができる。

- (3) 位置決め。しきい値処理によって得られたマーク画像を囲む最小の長方形をとり、その中心点をそのマーク位置とする(図24)。

以上の処理によって試験片上のマークの位置が得られる。この位置をもとに以下のようにして変位分布、および、ひずみ分布の計算を行なう。

変位、ひずみ分布の計算を行なうにあたっては有限要素分割を利用する。このとき測定点の変位を用いる方法としては、測定値をそのまま要素の節点の変位として計算することも考えられるが、次のような最小2乗法的近似法をとることによって節点を測定点と一致させる必要がなくなり、比較的なだらかな分布を得ることができる。すなわち、 X_j を j 番目の測定点の位置、 $\{\bar{u}(X_j)\}$ を点 X_j の測定変位、 $\{A\}$ を有限要素内の変位内挿関数 $\{d\}$ を節点変位、 $\{B\}$ をひずみ変位関係式とする。このとき次の Ψ を最小にすることを考える。

$$\Psi = \frac{1}{2} \int_V [B]^t [B] dV \{d\} + \frac{\alpha}{2} \sum_j \{ (A(X_j)) \{d\} - \{\bar{u}(X_j)\} \}^2 \quad (16)$$

右辺第1項はひずみの2乗を全要素について積分したものであり、第2項は内挿変位と測定変位との差の2乗の全測定点についての和となっている。 α は第2項にかかる重みであり、この重み α をかえることにより(16)式右辺第2項の効果をかえることができ、 $\alpha = \infty$ のときは(16)式は純粋な最小2乗近似式となる。 α を適当な範囲にとることにより、比較的自由に要素分割を用いて変位分布を得ることができる。 Ψ を最小とするため $\{d\}$ で変分をとることによって次式を得る。

$$\left(\int_V [B]^t [B] dV + \alpha \sum_j \{A(X_j)\}^t \{A(X_j)\} \right) \{d\} = \alpha \sum_j \{A(X_j)\}^t \{\bar{u}(X_j)\} \quad (17)$$

この式により変位分布を得ることができる。

5.2.2 実験例

高温における測定実験はまだ準備段階であるので、常温で行なった測定実験例について示す。試験片として304ステンレス鋼製の有孔平板を用いた。試験片の画像測定面を図25に示す。図中のひずみゲージの読みをもと

にして次の4回の測定(画像データサンプリング)を行なった。Case 1; ひずみゲージで2.5%ひずみ, Case 2; 同5%ひずみ, Case 3; 同7.5%ひずみ, Case 4; 同10%ひずみの場合である。この時の画像データ分布の一例を図26に示す。マークによる明暗変化がかなり明瞭にみられることがわかる。画像処理によって得られた各マーク位置の変化を図27に示す。このマーク位置から図28に示すような30節点38要素分割により変位分布を近似しひずみを計算した結果を図29に示す。この図では要素分割図28において斜線を施した部分の要素におけるy方向ひずみ ϵ_y が表わされている。図によればひずみゲージによる測定値と画像による測定値にはかなり良い一致が見られる。別に有限要素法により試験荷重と等しい荷重まで定応力で引張った場合の弾塑性計算を行なった結果を画像によるひずみ測定結果と比較して図30に示す。この時、有限要素法の定式化が微小変形微小ひずみであるため、Case 2~4のようにひずみの大きい場合については計算値がかなり小さくなっているが、Case 1については測定値と計算値はかなり近い。

6. 結 論

高温におけるひずみ測定法の主なものについて簡単に紹介したが、どの測定法についても実際に用いるには十分な注意が必要である。各方法について今後とも取扱いの簡便化、信頼性の向上がはかられると思われるが、それぞれの特徴を考慮して適切に利用しなくてはならない。

[REFERENCES]

- (1) 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, S 56.
- (2) L. J. Weymouth, J. E. Starr, J. Dorsey, Bonded Resistance Strain Gages, *Exp. Mech.*, 19-3, P 112, 1979.
- (3) W. N. Sharpe, Jr., Strain Gages for Long-term High-temperature Strain Measurement, *Exp. Mech.*, 15-12, P 482, 1975.
- (4) M. M. Lemcoe, Development of High-temperature Biaxial-strain Transducer for Use to 1033 °K (1400 °F), *Exp. Mech.*, 19-2, P 56, 1979.
- (5) 武井明朗, 山本直樹, 高温ナトリウム中での熱応力測定, 高温および低温における応力測定シンポジウム(第4回), P 27, S 47.
- (6) B. E. Noltingk, Measuring Static Strains at High Temperatures, *Exp. Mech.*, 14-10, P 420, 1974.
- (7) O. L. Gillette, Measurement of Static Strain at 2000 °F, *Exp. Mech.*, 15-8, P 316, 1975.
- (8) R. H. Prewitt, Mechanical Strain Indicators and Recorders, *Exp. Mech.*, 19-4, P 147, 1979.
- (9) M. F. Duggan, Testing the Space-shuttle Thermal-protection Coating, *Exp. Mech.*, 17-9, P 334, 1977.
- (10) M. F. Duggan, Combined-load Testing of the Space-shuttle Insulation at 1100 °C, *Exp. Mech.*, 20-10, 1980.
- (11) 植村恒義編, 画像計測入門, 昭晃堂, S 54.
- (12) Fu-Pen Chiang, Moiré Methods of Strain Analysis, *Exp. Mech.*, 19-8, P 290, 1979.
- (13) 相沢ら, 画像処理を用いた高温モアレ法, 映像情報, 12-4, P 65, 1980.
- (14) C. A. Sciammarella, M. P. K. Rao, Failure Analysis of Stainless Steel at Elevated Temperatures, *Exp. Mech.*, 19-11, P 389, 1979.
- (15) G. Oster, The Science of Moiré Patterns, Edmund Scientific Co., 1969.
- (16) G. Cloud, R. Radke, J. Peiffer, Moiré Gratings for High Temperatures and Long Times, *Exp. Mech.*, 19-10, P 19N, 1979.
- (17) A. J. Durelli, J. Buitrago, Residual Strains in a Stainless Steel Plate with a Circular Hole and Subjected to Reverse Loading at Elevated Temperature, From Pressure vessels and Piping: Verification and Qualification of Inelastic Computer Programs, Edited by Corrum and Wright, ASME (1975).
- (18) M. P. K. Rao, C. A. Sciammarella, Fracture Study of Stainless Steel Rings at 1100 °F, National Science Foundation Report 77-1 for Contract NSF Eng. 75-11160 (Dec. 1977).
- (19) 島田平八, 小幡充男, モアレ用耐熱格子の溶接・高温クリープへの応用, 高温および低温における応力測定シンポジウム(第5回), P 1, S 48.
- (20) 山田嘉昭, 輪竹千三郎, モアレ法による高温中の

ひずみ測定, 高温および低温における応力測定シンポジウム(第3回), P91, S46.

(21) 松浦真一, 矢川元基, 安藤良夫, 画像処理と有限要素法を併用したひずみ計測法 第2法, 昭和56年(第19回)日本原子力学会年会要旨集, P86, S56

(22) R.H.Marion, A New Method of High-temperature Strain Measurement, Exp. Mech., 18-4, P134, 1978.

表1 ひずみゲージの取り付け方法の比較

	接 着 法	溶 接 法	溶 射 法
高温での処理	必 要	不 必 要	△不 必 要
作 業 性	難	易	外注する
曲率の大きい場所への取付	可 能	難	可 能
薄板構造への適用		問題あり	
急激な加熱を受ける場合	温度差を生ずる可能性あり	温度差を生ずる可能性大	温度差を生ずる可能性あり
金属材料への取付	可 能	Al, Mg合金には技術要素不可	可 能
非金属材料への取付	可 能	不 可 能	プラスチックには困難
必要な設備	電気炉, 局部加熱器	スポット溶接機	溶 射 機
取付けのための費用	安 価	安 価	高 価

表2 市販の溶接ひずみゲージの性能

	BLH HT 1,200	Beem Type WD	Hitec HFP	Alltech SG 425
Maximum temperature for static strain	1,200° F	1,200° F	1,200° F	1,200° F
Alloy	platinum	platinum	platinum	platinum
Element	single	dual	single	dual
Mounting	flame-spray	ceramic cement	flame-spray	weld
Gage length (smallest available)	3.2 mm	21.6 mm	1.6 mm	17.8 mm
Range*	1%	1%	0.7% ^b	0.6%
Apparent strain	800 $\mu\epsilon$ /° F	7 $\mu\epsilon$ /° F at 1,200° F	800 $\mu\epsilon$ /° F	$\pm 80 \mu\epsilon$ over range if compensated
Drift	20 $\mu\epsilon$ /h at 1,400° F	30 $\mu\epsilon$ /h at 1,000° F	20 $\mu\epsilon$ /h at 1,400° F	4 $\mu\epsilon$ /h at 1,150° F for 100 h
Gage-factor decrease	25% at 1,400° F	28% at 1,200° F	25% at 2,000° F	20% at 1,100° F
Life of gage	5,000 h at 1,250° F	N.A.	5,000 h at 1,250° F	5,000 h at 1,250° F
Maximum thermal shock	200° F/s	10° F/s	200° F/s	400° F/s

表3 市販の容量型ひずみゲージの性能例

	CERL	Hughes	Boeing
Maximum temperature	1,200° F	1,750° F	1,500° F
Mounting	weld	weld	weld
Gage length	20.3 mm	12.7 mm	25.4 mm
Resolution	10 $\mu\epsilon$	50 $\mu\epsilon$	1 $\mu\epsilon$
Initial capacitance	1 pf	10 pf	1.5 pf
Range	1%	0.15%	$\pm 2\%$
Apparent strain	100 $\mu\epsilon$ at 1,200° F	2,000 $\mu\epsilon$ at 1,400° F	300 $\mu\epsilon$ at 1,500° F
Drift	0.2 $\mu\epsilon$ /h at 1,100° F	250 $\mu\epsilon$ /h at 1,750° F	0.3 $\mu\epsilon$ /h at 1,200° F
Life of gage	10,000 h	N.A.	2,000 h
Gage-factor change	+ 2% at 1,200° F	$\pm 5\%$ at 1,400° F	$\pm 4\%$ at 1,500° F
Maximum thermal shock	N.A.	10° F/s	30° F/s

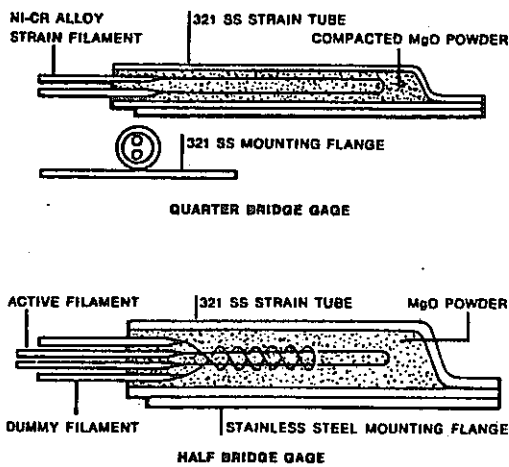


図1 溶接型ひずみゲージの構造例

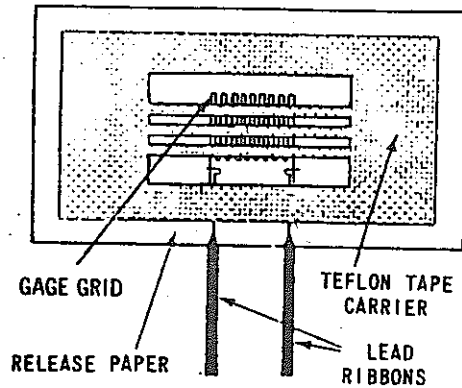


図2 溶射型ひずみゲージの構造例

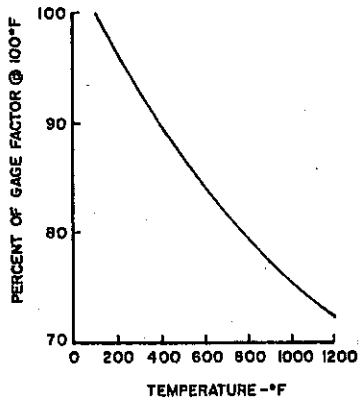


図3 プラチナータングステン合金ゲージのゲージファクタと温度の関係

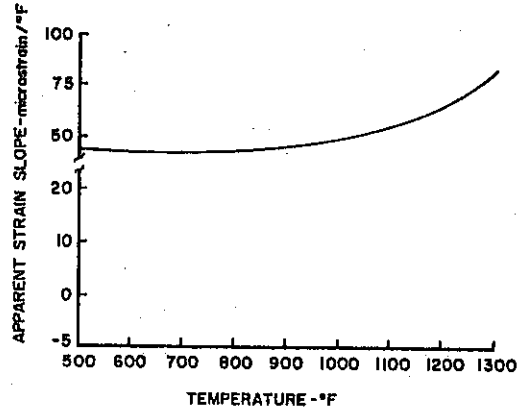


図4 プラチナータングステン合金ゲージのみかけのひずみ率 ϵ_T と温度の関係

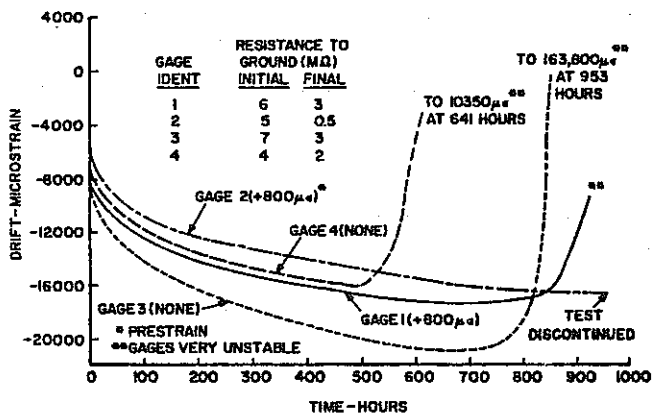


図5 BLH HT-1212-5A ひずみゲージの1245°Fにおけるドリフト

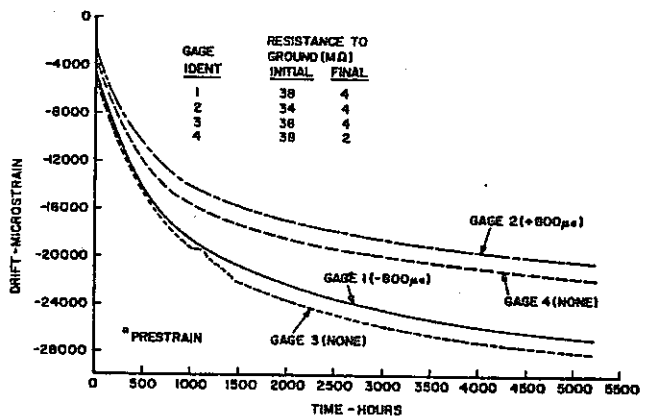


図6 HS RK 100-Pt 8 ひずみゲージの1245°Fにおけるドリフト

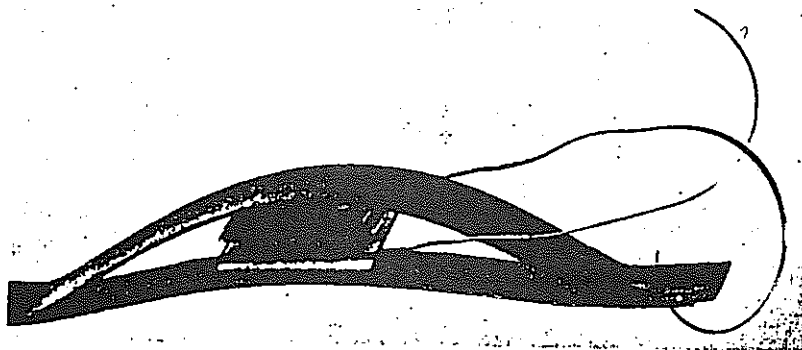


図7 高温用容量型ひずみゲージの構造(1)

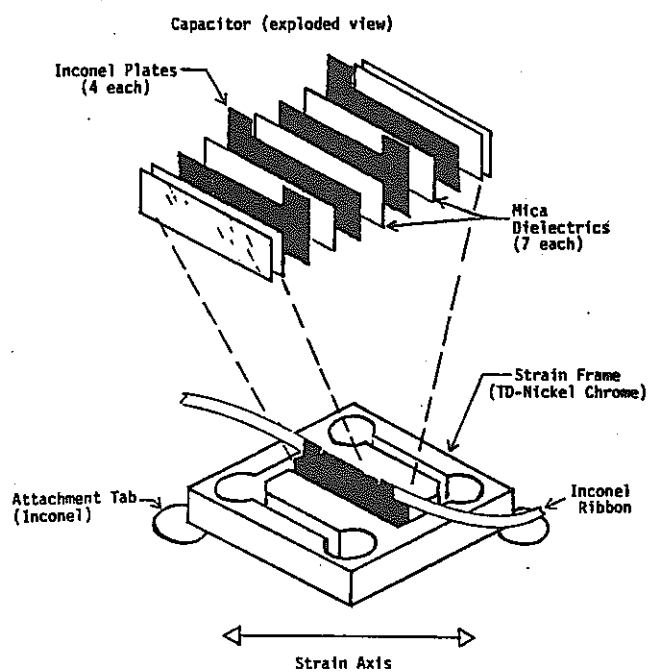


図8 高温用容量型ひずみゲージの構造(2)

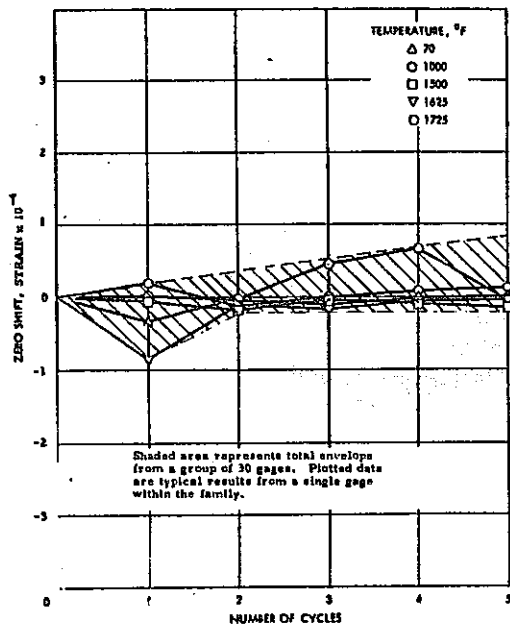


図9 ひずみサイクルと零点シフトの関係

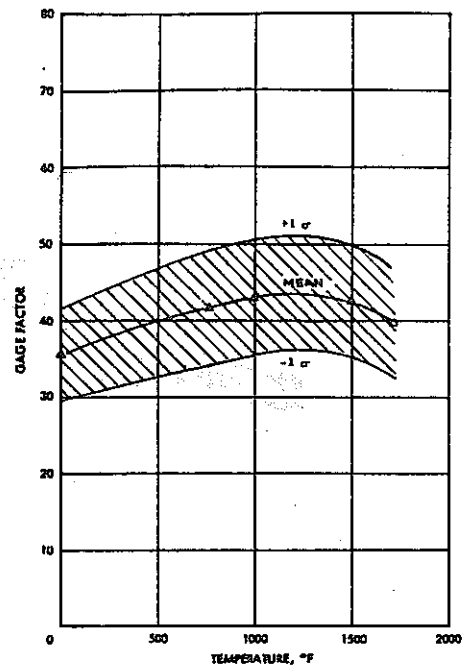


図10 ゲージファクタと温度の関係

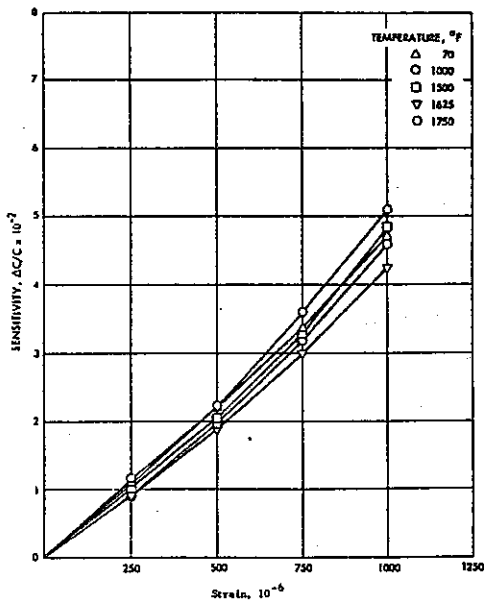


図11 ゲージ感度とひずみの関係

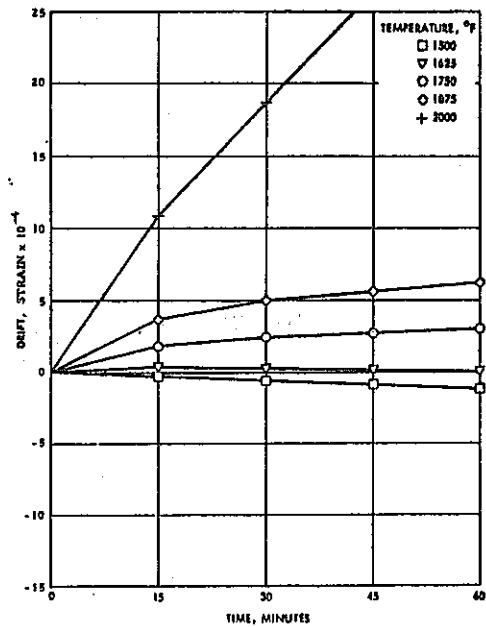


図12 ドリフト量の時間変化

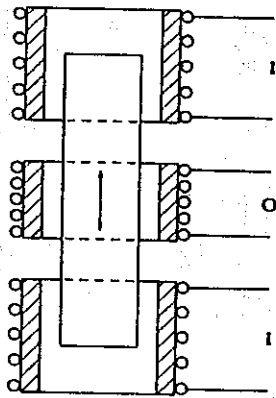


図 13 線形差動トランス (LVDT) の構造

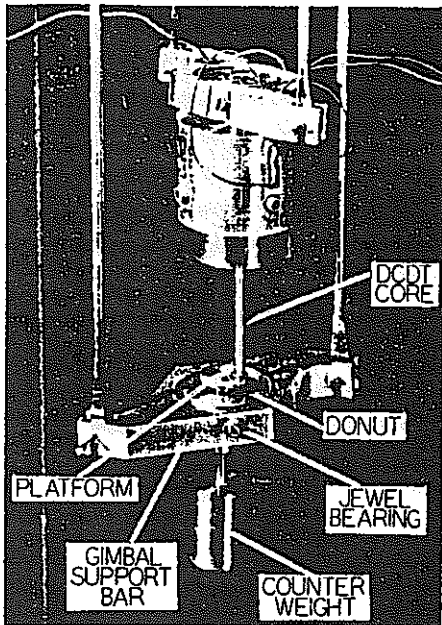
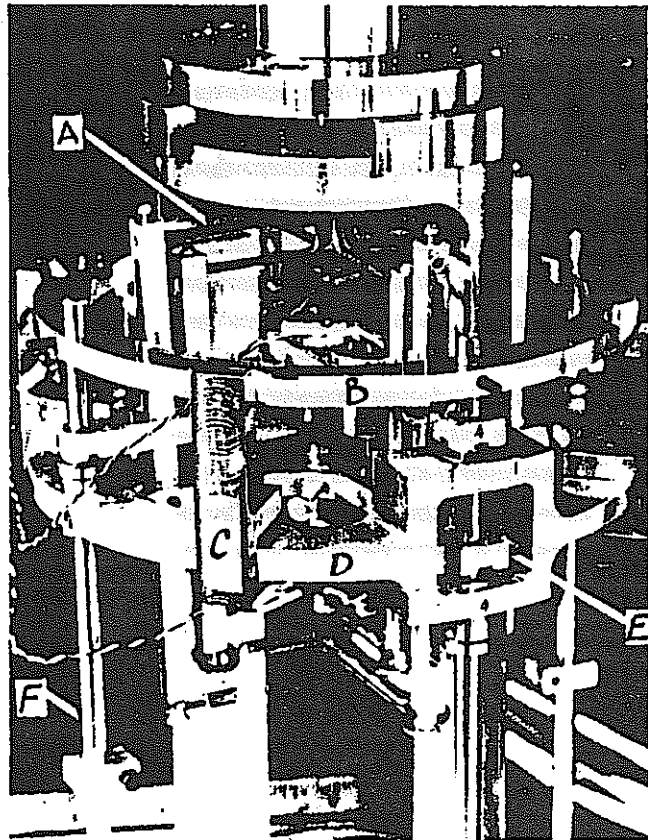


図 14 差動トランスの利用例(1)



(A: sensor rod; B: cap ring; C: front hook; D: support ring; E: cruciform bar; F: guide rod)

図 15 差動トランスの利用例(2)

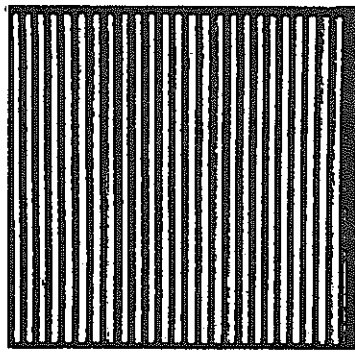


図 16 a 基準格子 ($\nu_1 = 1/5.12$)

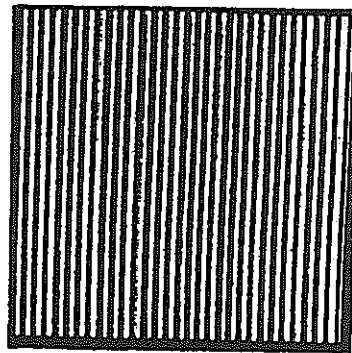


図 16 b 一様圧縮ひずみを受け変形した格子 ($\nu_2 = 1/4.27$)

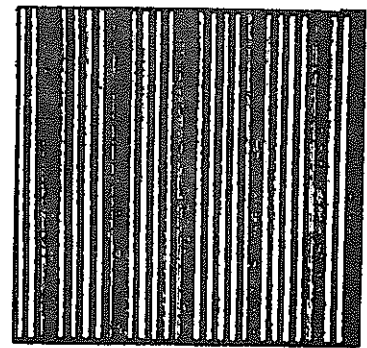


図 16 c 合成したモアレ縞パターン

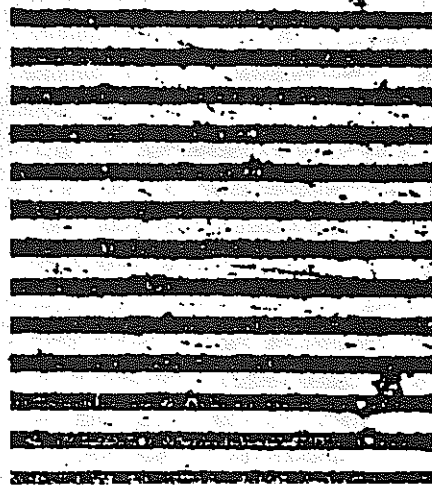


図 17 金をステンレスに真空蒸着して製作した 40本/mm の格子

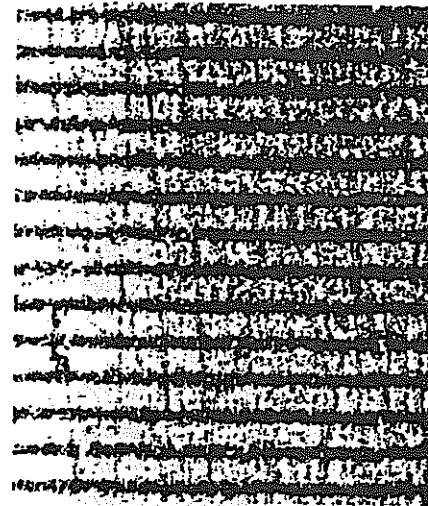


図 18 耐熱ペイントを用いて製作した 40本/mm の格子

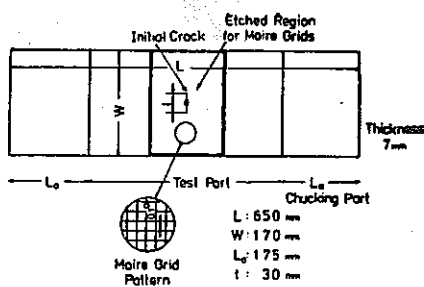


図 19 試験片と試験片表面上に加工したモアレ格子パターン

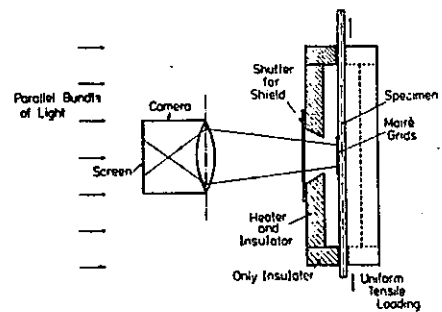


図 20 実験系および測定系の模式図

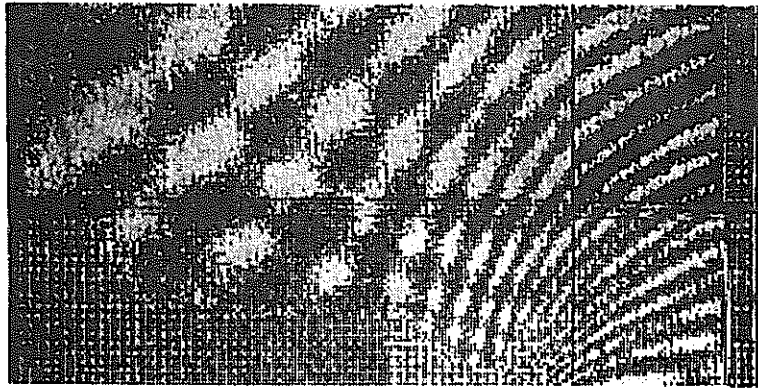


図 21 合成モアレパターン画像

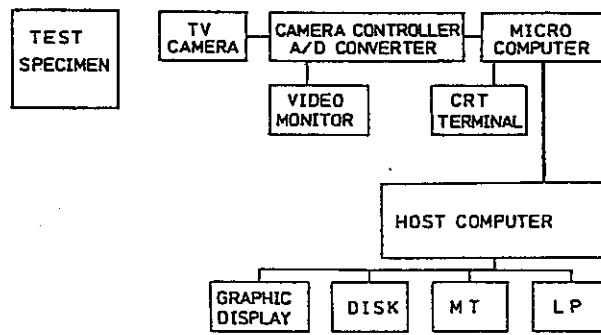


図 22 システムの構成

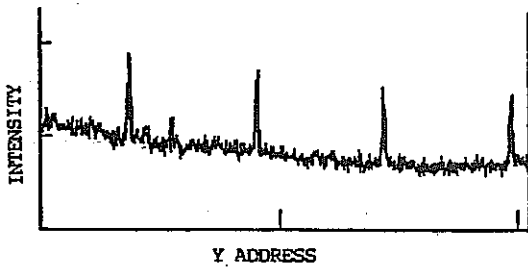


図 23 a 入力画像データ

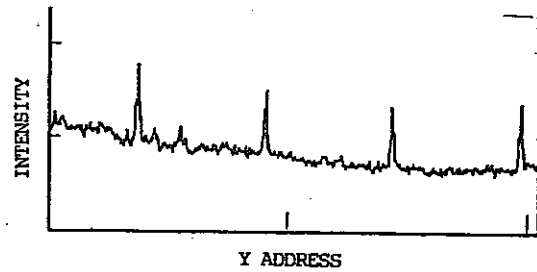


図 23 b 平滑化後の画像データ

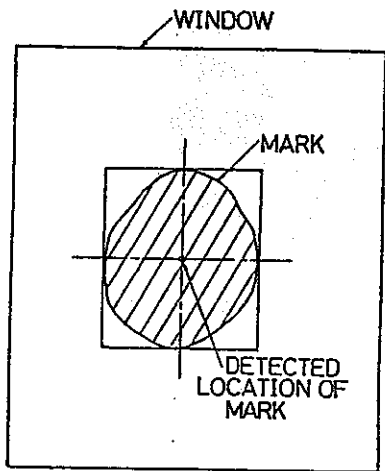


図 24 マーク位置の検出

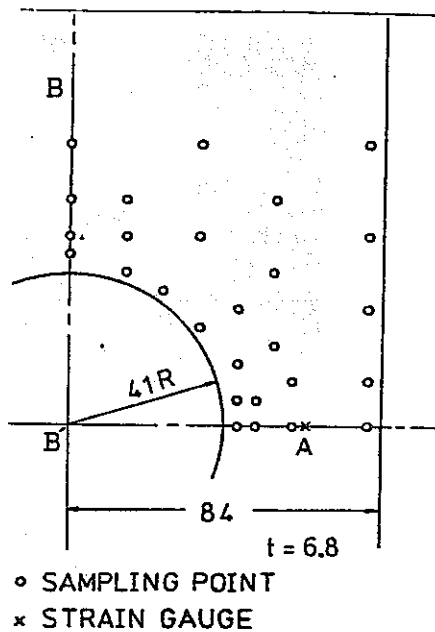


図 25 試験片の画像測定面

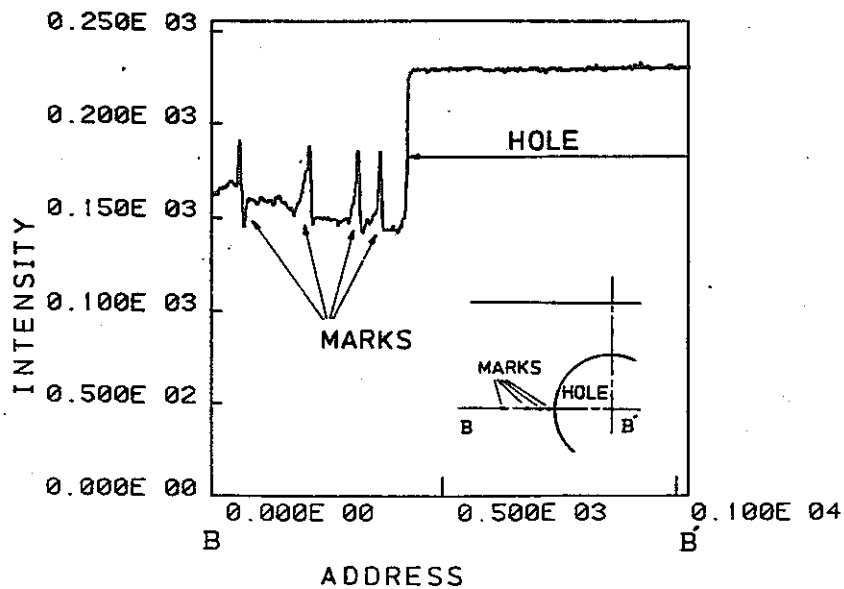


図 26 画像データ分布の例 (BB'上の分布)

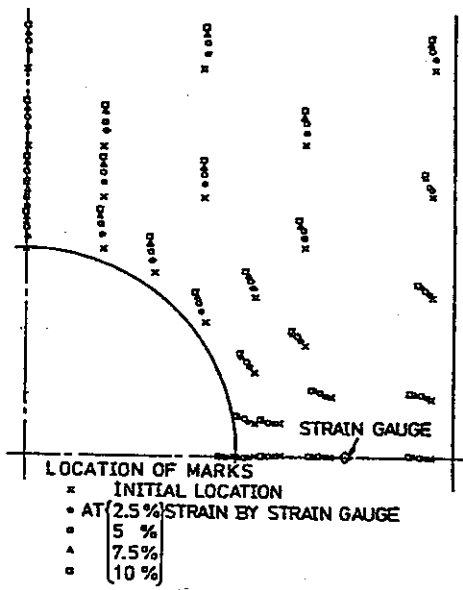


図 27 マーク位置の変化

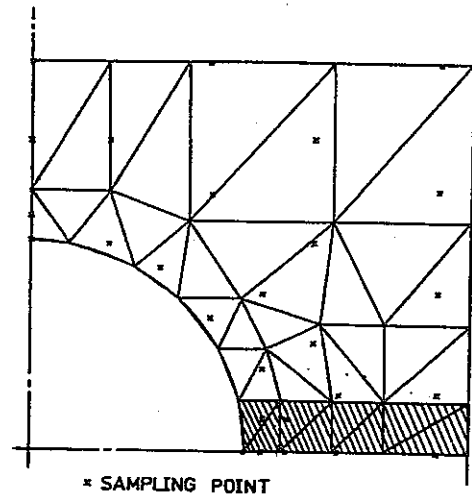


図 28 要素分割 (30 節点, 38 要素)

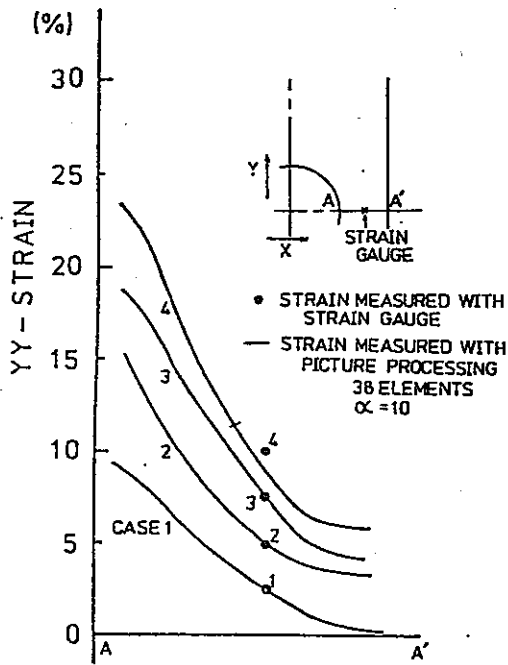


図 29 AA'上のy方向ひずみ分布

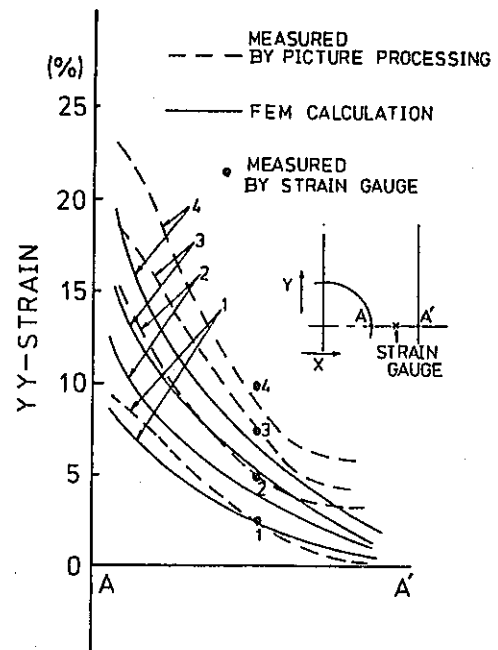


図 30 微小変形微小ひずみの定式化による有限要素法弾塑性計算値との比較

F. 高速炉構造材料の高温照射挙動

小 森 芳 広

1. 序 論

高速炉の主要構造材料はオーステナイト系ステンレス鋼であり、その中でも特に304, 316ステンレス鋼が最も多い。こうした構造材料は高エネルギーの中性子照射を受け、また寿命中の全照射量も $2\sim 3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ($E \geq 0.1 \text{ MeV}$)という高い値である(はじき出し損傷量でほぼ100dpaに相等)。その結果、構造材中に多数の格子欠陥を生じることになる。

原子炉が初めて臨界に達したのは1942年であるが、これと前後してWignerにより原子炉材料の照射損傷の重要性が指摘された。当時は、既存の加速器を用いて材料照射の研究が進められたが、1950年頃から照射損傷理論は格子欠陥の研究と合わせて進められる様になった。

材料の中性子照射損傷は熱中性子炉においても重要な影響を有するため、数多くの実験が成されてきた。その挙動の機構についてはまだ統一された見解が得られているとは言い難いが、現象論的にはほぼ把握されてきている。一方、高速炉においては、運転温度、中性子照射量とも熱中性子炉よりも一段と増加しており、従って使用材料に対する適切な制限がより一層不可欠となるわけである。

現在、照射のシミュレーションの限界、合金の損傷、結晶性の効果等いくつかの困難な問題が残されており、それらはなお研究中であるが、これまでの多くの研究から、オーステナイト系ステンレス鋼における高速中性子照射損傷として一応の体系が作り上げられている。

本報告は、高速中性子照射によってオーステナイト系ステンレス鋼(特に316, 304ステンレス鋼)に生じる機械的性質の変化、スウェリング、及び照射下でのクリープに関し調査を行った結果について記したものである。

2. 中性子照射損傷と格子欠陥

2.1 格子欠陥

中性子の照射量が 10^{18} n/cm^2 を越えない場合には照射効果は小さいが、それ以上の場合においては、原子炉用材料における照射損傷は強度的に重要な問題となっ

てくる。

中性子の照射により結晶性固体中にはフレンケル対が形成される。これは、十分なエネルギーを有する中性子が結晶構成原子と衝突し、原子を正規の格子位置からはじき出し、その後が空格子点となるためである。これが照射による格子欠陥の最も簡単なモデルであり、実際の場合には、こうして出来た点欠陥が移動し、消滅したり互いに作用し合ったりすることになる。

中生子による照射損傷としては、上述した格子欠陥と、核変換による不活性ガス原子の生成(He)である。そしてこれらの影響により照射材に特徴的な現象である硬化と脆化が起こるわけである。不活性ガス原子は、金属中に固溶しにくいので気泡として析出し易く、特に高温での延性を著しく低下させる。 He 原子は(n, α)反応で作られ、この反応を起こす原子として代表的なものは ${}^6\text{Li}$, ${}^9\text{Be}$, ${}^{10}\text{B}$ 等である。

2.2 照射による硬化と脆化

オーステナイト系ステンレス鋼を含む面心立方構造の材料における照射による硬化、及び延性の低下は、熱中性子炉での研究結果からその基本的理論が導かれていたが、高速炉の状況に際しては詳細は知られていなかった。しかし、その後の研究により、照射硬化は、小さな空格子点や格子間原子力が3次元配列であるループの形に発展し、それらが不特定に集合して転位の動きを妨げることによるものであることが分ってきた。

一般に転位の運動はヤング率の減少に寄与するが、照射によって生じた格子欠陥は転位をピン止めし、転位の運動を妨害するのでヤング率は増加する。また、格子欠陥による転位の移動に対する摩擦力の増加により降伏応力も増加する。硬化の原因となる欠陥は、照射温度が $T_m/2$ (T_m は融点[°K])に近づく不安定になるため、高温では照射硬化は減少する。代わって高温では、伸びの減少として延性の低下が観察される。

高速炉における照射は、いくつかの点で熱中性子炉と異なっている。すなわち、使用温度、中生子エネルギーが高く、全照射量もまた多い。しかし、損傷機構の程度や範囲に主たる相違があるが、質的には熱中性子炉の場合と類似している。高速炉での照射中にオーステナイト系ステンレス鋼に生じる微細構造欠陥の主要なものは、

ポイド、格子間原子及び空格子点転位ループ、転位ネットワークである。

一般に、温度が上昇すると欠陥の密度は減少し、欠陥の大きさは増加する。低温では転移ループの密度は飽和する。これは、おそらく一部分は流れ応力の飽和によるものであろう。機械的性質を飽和させるには、ポイド密度ではおそらく $3 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 以上の照射が必要であらう。このことは、低温での硬化機構は転位ループの相互作用でありポイドは小さな役割しか果たさないことを示唆している。

600°C 程度の温度域での照射では、粒界での He 脆化を伴ったマトリックスの強化により延性が低下する。マトリックスの強化は高温に致るまで続くので、ために塑性変形中に生じるすべりの結果として粒界に新たな応力を負荷することになる。粒界は He 脆化によって弱っているため、この応力の付加によりそれがさらに加速される。

実際に高速炉構造材としてのオーステナイト系ステンレス鋼は、使用中その温度はほぼ $0.3 \sim 0.5 T_m$ であり、この温度領域では、格子間原子も空格子点も結晶中を自由に移動できる。時間を追ってみると、まず照射の開始とともに格子間原子と空格子点が増加し始める。ある程度まで増加すると密度が高くなり、それから再び短時間で低いレベルに落ちつく。これは、格子間原子、空格子点の密度が高くなると、両者の再結合が起こったり、また格子間原子の易動度が高いために転位等のシンクへの消滅が起こるためである。

2.3 点欠陥の集合

照射開始とともに格子間原子や空格子点等の点欠陥は前節で述べたような挙動をするわけであるが、場合により格子間原子同士が合体すると、易動度は著しく低下して転位ループにまで成長する。積層欠陥を有するフランク型転位ループはその代表的なものである。ステンレス鋼では積層欠陥エネルギーが小さいために、このような積層欠陥ループはかなり大きくなるまで安定であるが、最終的には不安定になり小剪断変形を起こして完全転位ループとなる。応力下にある場合には、完全転位ループはすべり変形を起こすことが可能であるため、このすべり運動により転位密度が増加する傾向を有する。空格子点の方も集合してフランクループになることもあるが、空格子点ループが大きく成長するのは稀である。一方、空格子点の 3 次元的な集合で空洞上であるポイドの方は、 $0.3 \sim 0.5 T_m$ 程度の温度域で照射量が多い場合にはほ

とんどの金属で観察される。

なお、材料中の点欠陥は照射によって生じるだけでなく、それぞれの温度においてある程度の密度の点欠陥が熱平衡の状態で元来存在している。その数は高温になる程多いことが知られている。照射により、この熱平衡で存在するよりも過剰に点欠陥が生成されるために上記のような現象が起こることになる。

2.4 点欠陥による析出物の成長

以上述べた現象に加えて、合金では析出物の成長も観察される。点欠陥が動ける温度では、照射下で点欠陥は次々とシンクに移動して消滅しようとする。この時溶質原子が存在するとそれが点欠陥と相互作用を起こし、点欠陥とともに溶質原子のシンクへの流れが生じ得る。その結果、平衡状態からは考えられない様な析出相が照射により生じる場合がある。析出物が粒界に生じた場合には、特にクリープ強度等に大きな影響を及ぼす。

3. 機械的性質の変化

3.1 基本的現象

照射損傷の立場からみた高速炉の特徴は、中性子のエネルギーが大きく、また中性子束の値も高いことである。高速炉で照射された金属材料では、熱中性子炉では照射硬化が認められない様な高い温度で照射しても大きな降伏強さの増加を示す。しかし本質的に硬化の機構は熱中性子炉で低温で照射した場合と同じであり、格子欠陥の集合体によるものである。

また、550°C 以上では延性の低下が起こるが、これは熱中性子炉で照射した場合と違って硬化を伴ったものである。

照射により降伏強さ、及び引張強さは増加する。強度の上昇は、通常は必ず延性の低下を伴うわけで、これが結局伸びの減少として観察される。この延性の低下機構についてはこのように強化に伴うものに加えて He による粒界の脆化があり、高速炉の炉心構造材料のように高温で使用される材料では特に注意すべきである。He は不活性ガスであり結晶中にほとんど溶解せず、高温では粒界に集められ粒界の延性を著しく低下させる。

構造材の照射損傷を正しく評価するためには、温度、照射量、中性子束密度、及びそのエネルギースペクトルが明らかにされることが不可欠である。しかし、なお材料の照射実験のデータは、照射に用いた原子炉や材料の製造条件等の違いによっても一般にはかなりばらつく傾

向を示すため精度のよい評価は困難である。

3.2 照射量と照射温度の影響

ある照射量レベルまでは、強度及び延性に対する照射効果は、照射量と温度の双方に依存する。図1は、 10^{21} n/cm² まで照射された316ステンレス鋼について照射温度と降伏応力の関係を示したものである。この図で、最も低温で照射されたものが最大の降伏応力の増加を示している。降伏、及び引張強さに対する照射効果は、比較的低温でより顕著である。温度が高くなるにつれ強度の増加が減少するのは焼鈍効果によるものであり、700℃以上では照射により生じる硬化が急速に焼鈍されるために、照射は降伏、引張強さに対しあまり効果を及ぼさなくなる。

図2に20%冷間加工316ステンレス鋼の延性に及ぼす照射量と照射温度の影響を示す。全ての温度域で照射量が増加すると全伸び量が減少する。低温での延性の低下は、ポイドや転位ループの形成によるマトリックスの硬化によるものである。温度上昇につれてポイドやループの密度が減少し大きさが増大するので強度の低下、延性の増加が起こる。さらに温度が上昇して500℃を越えるようになるとHe脆化が始まり再び延性は低下する。

3.3 照射による延性低下の定式化

照射材の延性は、高速炉の構造材に対する照射量限界を設定するためにしばしば用いられている。FFTFでは寿命末期において10%RTE(Residual Total Elongation)、CRBRでは5%RTEが設計における照射量限界とされている。従って、照射量と延性との関係に関する研究から、304、316ステンレス鋼について、温度、原子はじき出しの関数として延性を表わす曲線も求められている。

図3にHEDLで行われた照射後の伸び測定実験のうち304ステンレス鋼に関するものを示す。照射温度は370~527℃の範囲である。そして実験データから全伸び量を表わす式として(1)式が考えられた。

$$e_t = A(T) - 3.455 \log D \quad (1)$$

A(T)は温度に依存する変数、Dははじき出し原子数である。(1)式は316ステンレス鋼の場合にも使用されており、それぞれの場合でA(T)を変えればよいわけである。なお、全伸びが5~35%の範囲で(1)式は使用できるが、図3からも明らかな様に、全伸びがそれ以下の場合には(1)式によらず一定の低い値となる。

3.4 304、316ステンレス鋼の機械的性質の変化

ほぼ1970年頃までは、ステンレス鋼の照射損傷に関する研究結果はあまり多くなかったが、高速炉での照射効果に関する基礎知識の必要性から、EBR-IIの構造材から採取された試験片で多数の実験が行われ実験データが蓄積された。これらEBR-IIのコンポーネントの照射量は 10^{23} n/cm² を越えるものであり、照射温度は370~450℃の範囲である。

図4に304ステンレス鋼の強度に及ぼす照射の影響について示す。照射温度は370℃である。この図で、 3×10^{22} n/cm² (E>0.1 MeV) では降伏応力は760 MPaまで増加している。非照射材の降伏応力は210 MPaであった。引張強さも増加しているが、こちらの方は降伏応力の増加ほど著しくない。また、降伏、及び引張強さは 10^{22} n/cm² を越えるあたりから非常に近い値となっている。

また、同じEBR-IIで行われた実験の結果についてBlackburnらによって報告された結果⁽¹⁾を以下に示す。これらの結果においては、強度、延性が照射損傷パラメータという変数に対して表わされており、扱う変数が一つですむことから非常に便利なものである。この中では、照射損傷パラメータは、スペクトルの関数である相対照射損傷断面積 K_S と全照射量 ϕt との積 $K_S \phi t$ で表わされる。損傷の温度依存性は K_T という変数で反映され、この変数を乗ずることによって任意の温度での損傷から参照温度での損傷の予測値が得られる。この報告では参照温度は385℃である。従って $K_T K_S \phi t$ は、385℃に標準化された損傷パラメータとなっている。 K_T の値を図5に示す。

図6~8に304ステンレス鋼の強度及び延性と標準化した損傷パラメータとの関係を示す。図6は降伏応力、図7は引張強さ、図8は伸びについてそれぞれ示したものである。降伏応力、引張強さとも約 $K_T K_S \phi t = 3 \times 10^{26}$ n/cm² までに実験を行った全ての材料で飽和が観察された。飽和した時の値は、引張強さが780 MPaであり、この結果から分る様に、照射により降伏応力と引張強さの差がほとんどなくなっている。伸びの方も、 $K_T K_S \phi t = 10^{26}$ n/cm² で飽和し、こちらの方はほとんど0に近い値となっている。同様に図9、10に、316ステンレス鋼の引張強さ、伸びを示す。316ステンレス鋼では、 $K_T K_S \phi t = 10^{26}$ n/cm² においても、304ステンレス鋼に比して非常に大きな伸びが確保されており延性の面で優れている。引張強さについては、若干データ不足であるが、見る限りではほぼ同じ様な挙動を示している。

4. 照射クリープ

4.1 基本的理論

照射クリープは非照射下でも起こる熱クリープを助長する照射促進クリープと、非照射下ではクリープの起こらない温度領域で照射により生じる照射誘起クリープに分けられる。照射クリープはスウェリングと並んで極めて重要な現象であるが、点欠陥の挙動に立脚した基本的な機構はスウェリングと同様に扱える部分が多い。

照射誘起クリープは無論単独に測定が可能であるが、照射促進クリープについては、熱クリープとオーバーラップして起るため、単独に測定することは無理である。従って、炉内実験では、熱クリープ及び照射促進クリープの合計としての全クリープ量を測定し、同様の炉外実験から熱クリープ単独の測定結果を得ることにより照射促進クリープの推定は可能である。しかし、照射促進クリープと熱クリープの相対的な割合は、照射量、温度、応力等炉内のあらゆるパラメータに依存しているため、上記の推定はかなり困難である。

原子レベルでの簡単な説明は次のとおりである。すなわち、照射中に存在する点欠陥は、無応力状態ならば全ての方向に無作為に移動するが、もし例えば引張応力が負荷されているとすると、その方向に材料が伸びる様に点欠陥が移動する。その結果、それらは時間依存の変形挙動となり照射クリープとして観察される。

4.2 照射クリープの実験

照射クリープの環境要素への厳密な依存性は、現在のところそれ程明らかにされてはおらず、研究課題として続行中であり多くの実験が行われている。その中でも最も一般的なものが加圧円筒での実験である。このタイプの実験は、多くの試験体を比較的小きな場所で試験することができ、また応力状態は多くの燃料ピンに直接適用できるため好都合である。米国での照射クリープデータの多くも加圧円筒での試験から得られたものである。これらの試験では、円筒を加圧し、直径の変化が測定される。炉内での計装付単軸クリープテストは、実験が困難であり、また比較的費用もかかるためあまり行われていない。

Phenixの燃料ピンから取った316ステンレス鋼の長さ90mmの円筒についてクリープ試験が行われた。その結果を図11に示すが、照射クリープの主要な特徴である1次クリープの喪失、定常クリープ速度の低下を明確に示している。従って非照射材の定常クリープ速度

から一定のクリープ歪に達する時間を計算することは、設計上安全側である。しかし、これと同時に延性も著しく低下する。そして、この延性の低下の方がクリープ歪速度の低下よりも破断寿命に対する寄与分が大きいために、結果として破断寿命は減少することになる。

4.3 照射クリープとスウェリングとの関係

一般に、照射クリープ速度は、中性子束に対して線型であることがMosedale⁽¹⁰⁾らの実験によって示されている。後述するが、照射クリープでは応力とも線型関係にあるので、Straalsundらは照射クリープ速度($\dot{\epsilon}$)について次の様な定式化を行った。

$$\dot{\epsilon} = B(\phi t, T) \bar{\sigma} \quad (2)$$

これは、304ステンレス鋼の燃料ピン被覆管に関する実験から最初に導かれたものである。そして、304ステンレス鋼に関しては、Bはスウェリングに関連しており次の様に表わされることが導かれた。

$$B(\phi t, T) = B_0 + B \dot{S}(\phi t, T) \quad (3)$$

B_0 、 D は定数であり D はほぼ $3 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$ 、 \dot{S} はスウェリング量である。最近では、加圧円筒による試験⁽¹⁰⁾や応力弛緩の試験から、顕著なスウェリングが開始される以前では、Bは照射量とともに増加することが確かめられている。この結果の1つを図12に示す。なお、スウェリングが始まるあたり、あるいはそれ以下の照射量では、クリープ速度は(3)式で計算される値よりもやや高い傾向を示した。

4.4 照射条件の影響

4.4.1 照射量の影響

図13は、304ステンレス鋼のクリープ破断時の歪量と照射量の関係を表わすものである。破断時の歪と照射量の対数との間に線型関係が見られる。照射によりクリープ破断時の歪はおおよそ20%から1%以下まで大幅に減少した。また図14に304ステンレス鋼について破断寿命と照射量の関係を示す。破断寿命は照射量の増加とともに急激に落ち込んでいる。ところで、炉内での破断寿命は、炉外での破断寿命よりも長いであろうことは注意すべきである。これは炉内と炉外の環境の相違によるもので、従って炉外試験でのデータを使用することは設計上安全側であると思われる。

4.4.2 照射温度の影響

照射クリープは、転位や点欠陥が応力の方向に動こうとする事によるものであり、温度の上昇とともにクリープ歪量が増加することが多くの実験から示されている。また、

照射クリープの重要性そのものも温度により変化する。すなわち、高温では熱クリープが変形を支配することになるので、照射クリープは熱クリープの顕著でない温度範囲でより重要である。

4.4.3 応力の影響

通常、照射クリープ歪は、応力と線型関係にあることが知られている。400～500℃、 $10^{22} \sim 10^{23}$ n/cm² 程度で行われた多くの試験でそれと一致する結果が報告されている。なお、例えばクリープ歪が1%以上の様な比較的大きくなる場合には、応力とクリープ歪の関係が非線型になるという結果もいくつか報告されている。

5. スウェリング

5.1 基礎理論

スウェリングは通常単位体積当りの体積の変化 ($\Delta V/V$) で表わされ、中性子照射を受けた材料中で、主としてボイドの核形成、及びそれに続く成長により起こる。一般的に $0.3 \sim 0.55 T_m$ (T_m は材料の融点(K)) の温度で大量に照射を受けた金属ではボイドが観察される。ボイドは透過式電子顕微鏡で観察され、大きさは電顕の分解能ギリギリのものから直径1000Åのものまである。材料のスウェリングは多くの条件に依存するが、その中でも、特に照射量、照射温度、応力、材料の初期状態等が重要な因子である。

照射下の動的状態では、常に空格子点と格子間原子が作られては消えてゆく現象がくり返される。キャビティに空格子点が捕えられる速さはキャビティが大きくなるほど大きくなり、一方キャビティから空格子点が放出される速さはキャビティが大きくなるほど小さくなるので、臨界の寸法を越えるとキャビティは成長することができる。ボイドの特徴を以下にいくつか示す。

- (1) ボイドの直径は低温ほど小さく、単位体積当りのボイド密度は低温ほど大きい。従って単位体積当りのボイド体積は中間の温度にピークを有する。
- (2) ボイドスウェリングは、照射量のべき乗の形に表わされることが多い。
- (3) ボイド生成は、転位の影響によって大きく左右される。冷間加工によってスウェリングが抑制されることが報告されている。
- (4) 析出物はいろいろな面でボイド形成に影響を与える。格子間原子と空格子点の再結合の助長、転位の上昇運動の阻止等によりボイド生成を抑制する事に

よってスウェリングを抑制する働きを有する。

5.2 各ステンレス鋼でのスウェリング

5.2.1 316ステンレス鋼

冷間加工材は、特に316ステンレス鋼では優れた耐スウェリング性につながるということが知られているため、種々の冷間加工を施した材料の照射実験が行われた。図15に、冷間加工率とスウェリングとの関係を示す。冷間加工率が0～30%まで増加するにつれてスウェリングが連続的に減少していることが分る。焼鈍材では、スウェリングのピークが2つ見られるが、こうした現象はRapsodieの燃料棒クラッド等でも観察されている。またスウェリング開始の照射量も、冷間加工率の増加に伴ない増加することが報告されている。

図16に照射温度とスウェリングの関係を示す。9, 14×10^{22} n/cm² の照射量のものについて575～600℃にピークが観察される。同様の現象は、Brager⁽¹⁵⁾らによっても報告されている。

一方、316ステンレス鋼の耐スウェリング性に対する0.6w/oまでのTi添加の効果もORNLで研究された。これは、Ti添加により、主として304, 316ステンレス鋼の引張強さやクリープ破断延性等が改善されたことを受けて行われたものである。Ti添加材の照射による密度変化の測定結果を図17に示す。この照射量ではTi含有量が500℃照射のもので0.46%, 600℃照射のもので0.33%のとき、それぞれ密度の減少、すなわちスウェリングが最小となっている。

5.2.2 304ステンレス鋼

304ステンレス鋼に関するスウェリングデータの主なものは2つあり、1つはFosterとStrain⁽¹⁶⁾らによるものであり、もう1つはKenfield⁽¹⁷⁾らによって行われたものである。Fosterらによるものは、照射温度395～475℃、照射量 7×10^{22} n/cm² と限られたものである。Kenfieldらによって行われた実験(GE-X098)では、Fosterらのものより高い照射温度、照射量までをカバーしたものである。照射量は3, 8, 13×10^{22} n/cm²、照射温度は450, 525, 600, 675℃である。これら両者の実験データの一部を合わせて図18に示す。スウェリングのピーク温度は、ほぼ460℃程度であると思われる。

316ステンレス鋼の場合と同様に、304ステンレス鋼の冷間加工率とスウェリングの関係を図19に示す。この図から、冷間加工材は、焼鈍材よりもスウェリングピーク温度が高いことが分る。しかし、30%のものを

除いた他の冷間加工材が耐スウェリング性を向上させるかどうかは明言できない。30%冷間加工材でのスウェリングは、他の材料の約半分である。

また、本質的には304ステンレス鋼にTiを添加した鋼種である321ステンレス鋼に関する報告もされており、その中で、450℃では、10%、20%冷間加工材の方が焼鈍材よりもスウェリングが大きいことは注目すべき事実である。スウェリングが開始する照射量はほぼ $4 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ とみられ、これは304ステンレス鋼の場合に類似した結果となっている。

5.2.3 304, 316, 321ステンレス鋼 スウェリング挙動の比較

304, 316, 321ステンレス鋼のスウェリングと照射温度との関係を図20に示す。それぞれのステンレス鋼でスウェリング挙動の温度依存性に差が観察される。316ステンレス鋼が最も高いスウェリングピーク温度を示している。

また、冷間加工の効果もそれぞれの鋼種で若干異なっている。316ステンレス鋼では、10~30%へと冷間加工率が増加するにつれて連続的にスウェリングの減少が観察される。一方、304ステンレス鋼では、525℃での結果を見る限り、10、20%冷間加工でスウェリングの増加が見られる。また、スウェリングの温度依存性も冷間加工によって変化し、スウェリングピーク温度が高温側に移ることが観察されている。

こうした現象に関する理論的説明は困難であるが、おそらく冷間加工で生じる微細構造の安定性に関係があるのではないと思われる。304鋼での冷間加工は316鋼の場合と比較して不安定であり、この事が両者のスウェリング挙動に関係していると推測されるが、詳細は現在のところ不明のままである。

また、304, 316, 321ステンレス鋼間に元来存在するスウェリング挙動の温度依存性の差は、主として化学組成の違いによるものであろうと考えられる。一方、ピーク位置でのスウェリングの大きさは3者ともほぼ同じである。

5.3 スウェリング量の定式化

ステンレス鋼のスウェリングに関する多くの実験結果から、スウェリング量を照射量(ϕt)の関数として表わす試みがいくつか成された。以下に304Lステンレス鋼に関して提唱された4つの実験式を示す。

$$\text{べき乗型}^{(18)} \quad \Delta V/V_0 = A(\phi t)^m \quad (4)$$

$$\text{運動成長型}^{(19)} \quad \Delta V/V_0 = 100 \{ 1 - \exp[-B(\phi t)^n] \} \quad (5)$$

$$\text{バイリニア型}^{(16)} \quad \Delta V/V_0 = R \{ \phi t + (1/a) \ln[(1 + \exp a(\tau - \phi t)) / (1 + \exp a\tau)] \} \quad (6)$$

$$\text{"Tanh"バイリニア型}^{(20)} \quad \Delta V/V_0 = R \{ \phi t - \tau \tanh(\phi t / \tau) \} \quad (7)$$

上記4式中、A, m, B, n, R, a, τ は、温度に依存した定数である。また、上記4式中では、温度と照射量は互いに独立の変数として扱われている。

(4), (6), (7)式は、これまでに304ステンレス鋼のスウェリング挙動を表わすのにも使用された。(6)式は316ステンレス鋼に対しても使用された。(5)式は、スウェリング量よりも、むしろその運動成長過程を表わすためのものであり、40%以上の非常に高いスウェリングでは飽和する傾向を有する。

本報告での304ステンレス鋼のスウェリングデータに関し、(4)~(6)式は良い近似値を与えた。これらの実験式は全て実験データを比較的良く説明するものではあるが、より高い照射量と温度まで良好に外挿できるものはない。例えば、べき乗型では、温度が440℃以上に増加すると、べき乗指数が著しく増加する性質を有する。従って、しばしばべき乗指数の修正を行って使用される。

5.4 照射条件の影響

5.4.1 照射量の影響

照射量の増加によりスウェリングが増加することは上記より明らかであるが、さらに、照射量の増加とともにほとんど飽和することなしに増加する傾向を有する。現在のところ、少なくとも高速炉の設計照射量(約 $3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$)までにスウェリングが飽和する事実は報告されていない。

5.4.2 応力の影響

引張応力の存在によりスウェリングが増加することが、HEDLやANLで行われた加圧円筒の試験で測定された。その結果によれば、燃料ビン被覆管として照射されたステンレス鋼においては、無応力状態のものよりもスウェリングの大きいことがしばしば観察された。またANLで行われた304Lステンレス鋼の燃料被覆管のキャプセル照射試験で、この傾向はより顕著に観察された。これらの現象は、燃料のスウェリングにより被覆管に応力が加わったか、あるいは燃料に近接しているために被覆管に組成の微小変化が起こったことによるものであろうと考えられた。その後の化学分析により、そうし

た組成変化が見られなかった事が報告されている。加えて、最近の加圧円筒によるスウェリング試験でも同様の結果が多く報告されており、応力の効果によりスウェリングは促進されると推定されている。

6. 結 論

本報告は、高速炉構造材料であるオーステナイト系ステンレス鋼に関する照射損傷の研究の現状について調査を行った結果を記したものである。以下に、今回の調査で得られた主要な知見を箇条書きにして示す。

- (1) 中性子の照射量が 10^{18} n/cm^2 を越えると、材料における照射損傷は強度的に重要な問題となってくる。中性子による照射損傷は、基本的には、格子欠陥と核変換による不活性ガス原子(He)の生成である。
- (2) 照射により、引張強さ、降伏応力は増加し、伸びは減少する。降伏応力の増加は引張強さの増加よりも著しいので、照射後では両者の差はあまりなくなる。700℃以上になると、こうした強度の増加はあまり生じなくなる。
- (3) 316ステンレス鋼は、高温における延性の面で304ステンレス鋼よりも優れている。
- (4) 照射クリープは、照射促進クリープと照射誘起クリープに分けられる。点欠陥の挙動に立脚した基本的な機構はスウェリングと同様に扱える部分が多い。従って、照射クリープ速度とスウェリングとの関係を表わす実験式も求められている。
- (5) 照射により、1次クリープの喪失、2次クリープ速度の低下が一般的に観察されている。しかし、同時に延性の著しい低下も起こるために、クリープ破断寿命は、結果として短縮される。
- (6) 炉内でのクリープ破断寿命は、照射後の炉外クリープ試験での破断寿命より長いと思われる。これは、クリープ時の動的な機構の相違によるものである。従って炉外試験でのデータを使用することは、設計上安全側である。
- (7) 一般的に、 $0.3 \sim 0.55 T_m$ の温度で大量に照射を受けた金属ではボイドが観察される。ボイドの直径は低温ほど小さく、また単位体積当りのボイド密度は低温ほど大きい。従って単位体積当りのボイド体積は中間の温度にピークを有する。
- (8) 冷間加工により生ずる微細構造が安定な場合には、冷間加工は、オーステナイト系ステンレス鋼の耐ス

ウェリング性を向上させると思われる。316ステンレス鋼では、0~30%と冷間加工率が増加するにつれ明らかにスウェリングが減少しているが、一方、304ステンレス鋼では、冷間加工が10,20%のものは焼鈍材よりもスウェリングが増加していることが観察された。

- (9) スウェリングを表わす式としては、べき乗型のもの(4式)が一般的に用いられているようである。ただし、温度が440℃以上では、べき乗指数の修正が必要である。
- (10) スウェリングは、照射量とともにほとんど無際限に増加する。少なくとも高速炉の設計照射量(約 $3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$) までにスウェリングが飽和した事実は報告されていない。また、HEDLやANLで行われた実験により、応力の存在はスウェリングを促進することが観察されている。

[REFERENCES]

- (1) L.D.Blackburn, Strength and Ductility of Fast Reactor Irradiated Austenitic Stainless Steels, HEDL-TME 79-21
- (2) L.D.Blackburn, Strength and Ductility of Austenitic Stainless Steels after Fast Reactor Irradiation, HEDL-TME 79-21
- (3) P.C.Pfeil, P.J.Barton, Effects of Irradiation on the Elevated Temperature Mechanical Properties of Austenitic Steels, Transaction of the American Nuclear Society, Vol.8, No.1, 1965, P120.
- (4) A.N.Hughes, The Effects of Neutron Irradiation of Elevated Temperature on the Tensile Properties of Some Austenitic Stainless Steels, Journal of Nuclear Materials, Vol.10, 1963, P60.
- (5) M.M.ABO-EL-ATA, Irradiation Effects on the Behavior of Structural Materials at Elevated Temperature, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.100, 1978, P121
- (6) D.R.Harris, Neutron Irradiation Embrittlement of Austenitic Stainless Steels and Nickel Base Alloys, Journal of British Nuclear Energy Society, Vol.5,

1966,P74

※ 以下, (7)~(19)の参考文献は, Radiation Effects in Breeder Reactor Structural Materials, Metallurgical Society of AIME, NEW YORK, 1977. から引用したものであり, ページ数のみを各々について記す。

- (7) J.J.Holmes, Effects of Fast Reactor Exposure on the Mechanical Properties of Stainless Steels, P.53.
- (8) J-M.Dupouy, Post Irradiation Mechanical Properties of Annealed and Cold Worked 316 Stainless Steel After Irradiation to High Fast Neutron Fluences, P.83.
- (9) M.L.Grossbeck, Effects of Irradiation on the Fracture Behavior of Austenitic Stainless Steels, P.95.
- (10) J.L.Straalsund, Irradiation Creep in Breeder Reactor Structural Materials, P.191.
- (11) Yutaka Kondo, et al., The Effects of Metallurgical Variables on Creep of Type 316 Stainless Steels, P.253.
- (12) L.D.Blackburn, Ductility of Irradia-

tion Type 304 and 316 Stainless Steels, P.317.

- (13) W.K.Appleby, Swelling in Neutron-Irradiated 300-Series Stainless Steels, P509.
- (14) 石野 栞, 照射損傷, 1979.
- (15) H.R.Brager, J.L.Straalsund, Journal of Nuclear Materials, Vol.46, 1973, P.134.
- (16) J.P.Foster, R.V.Strain, Nuclear Technology, Vol.24, 1974, P.93.
- (17) T.A.Kenfield, Swelling of Type 304, 316, 321 Stainless Steels at High Fluences in EBR-II, GEF-00062, 1977, GENERAL Electric Company.
- (18) W.K.Appleby, Fluence and Temperature Dependence of Void Formation in Highly Irradiated Stainless Steels, USAEC, Conf-710601, 1972, P.156.
- (19) W.A.Johnson, R.F.Mehl, Transaction of ASME, Vol.135, 1939, P.416
- (20) R.L.Fish, J.L.Straalsund, ASTM-STP-529, 1972, P.149

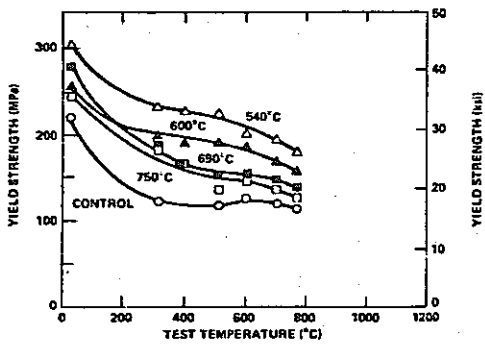


図1. 316ステンレス鋼における照射温度、試験温度と機械的強度の関係⁽⁵⁾
 (照射量: 10^{21} n/cm² (E>0.1 MeV))

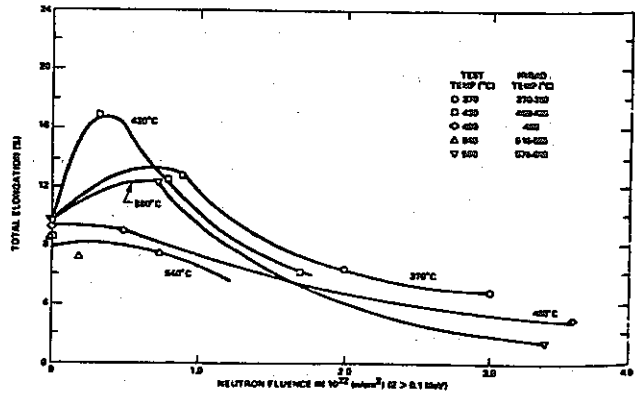


図2. 316ステンレス鋼の伸びに対する照射量の効果⁽⁵⁾
 (照射温度: 370~610°C)

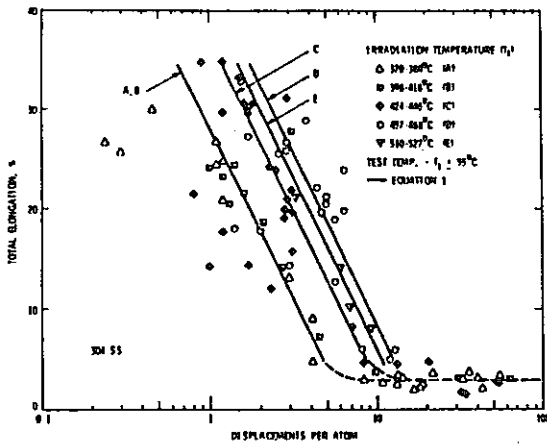


図3. 304ステンレス鋼における伸びと照射温度、はじき出し数の関係⁽¹²⁾

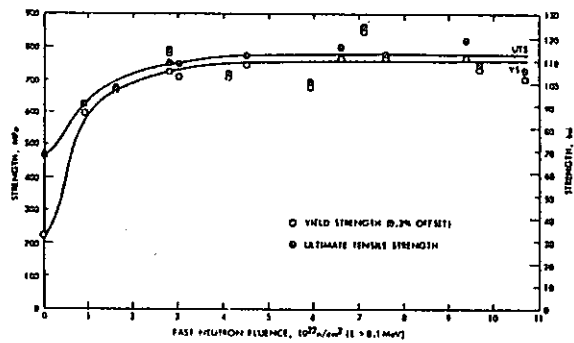


図4. 304ステンレス鋼の強度に及ぼす照射量の効果⁽⁷⁾
 (照射温度: 370°C, 試験温度: 370°C)

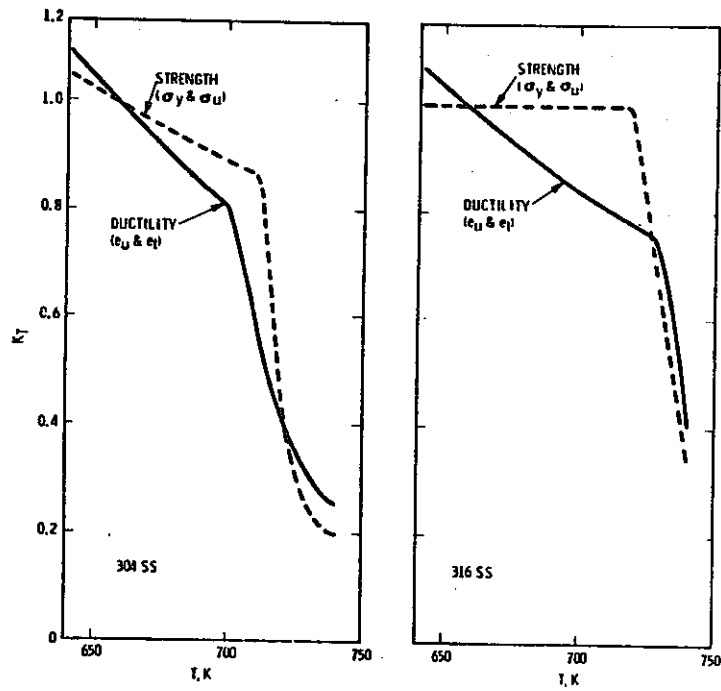


図 5. K_T の温度変化(1)

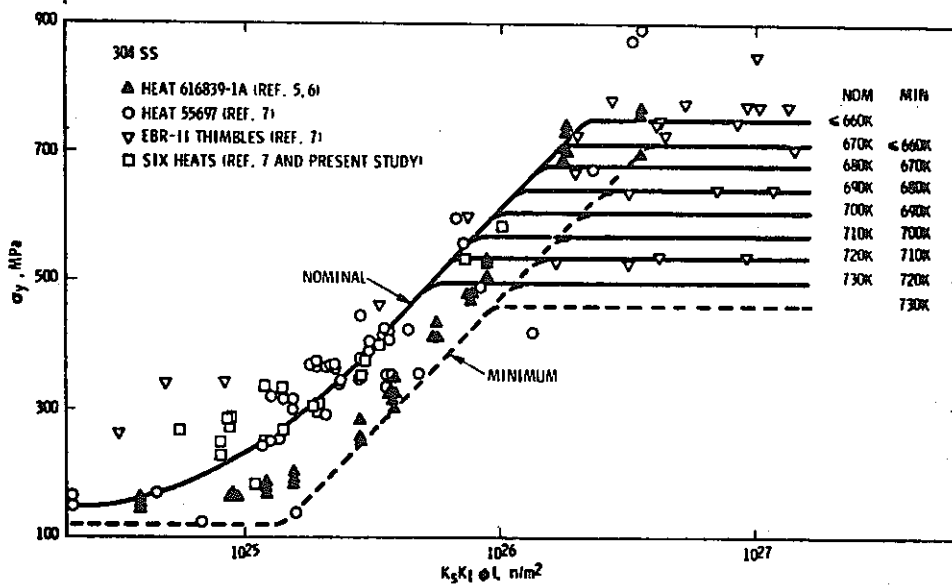


図 6. 304 ステンレス鋼における降伏応力と損傷パラメータの関係(1)

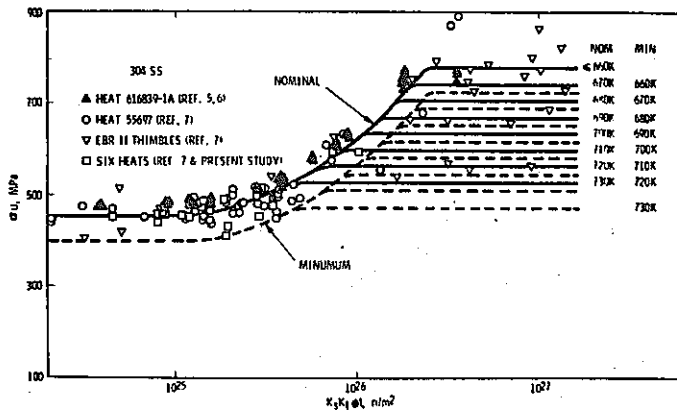


図7. 304ステンレス鋼の引張強さと
損傷パラメータの関係(1)

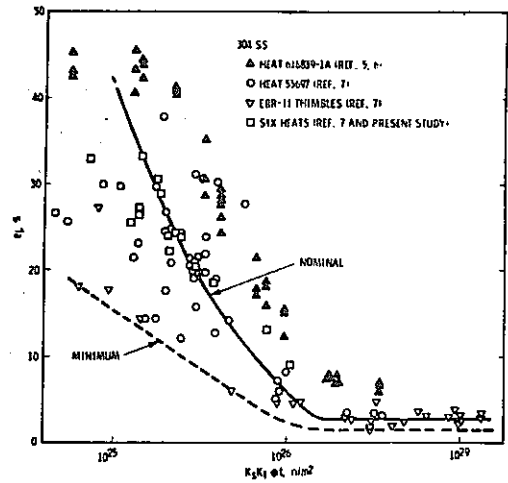


図8. 304ステンレス鋼の伸びと
損傷パラメータの関係(1)

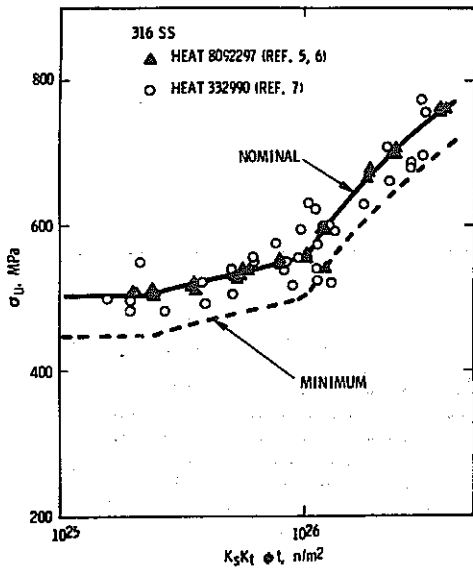


図9. 316ステンレス鋼の引張強さと
損傷パラメータの関係(1)

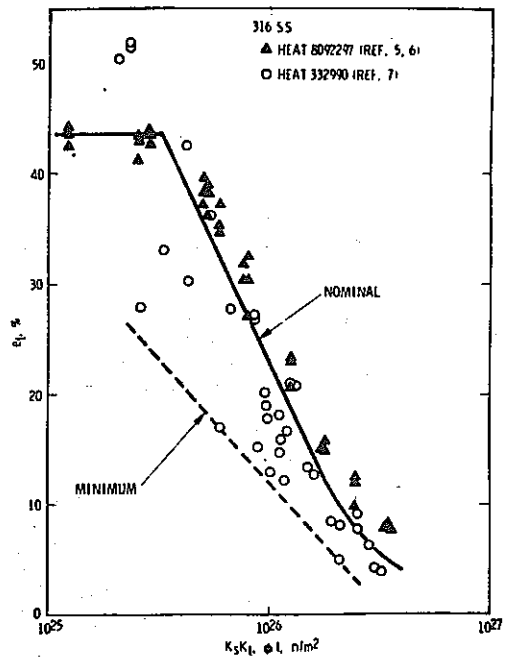


図10. 316ステンレス鋼の伸びと
損傷パラメータの関係(1)

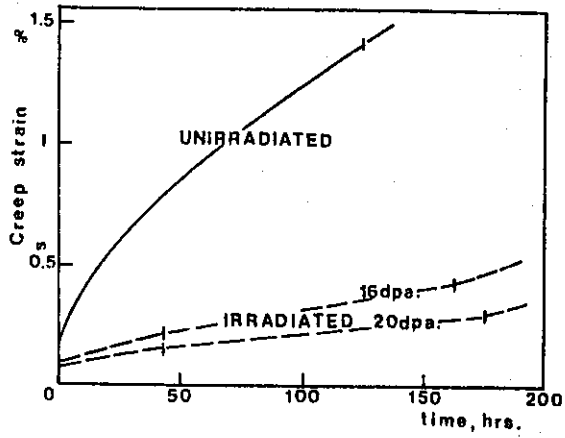


図 11. 316 ステンレス鋼のクリープ曲線(8)
(照射温度: 625°C, 試験温度: 625°C)

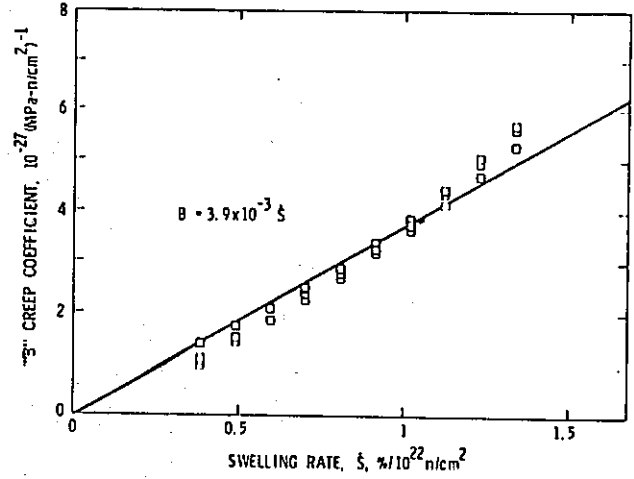


図 12. 304L ステンレス鋼におけるスウェリングと照射クリープ速度(10)
(照射温度: 415°C)

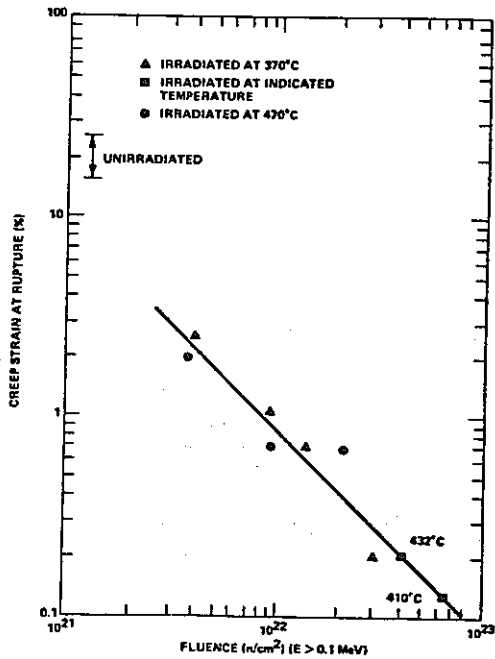


図 13. 304 ステンレス鋼の照射後における延性(5)
(試験温度: 600°C,
試験応力: 190 MPa)

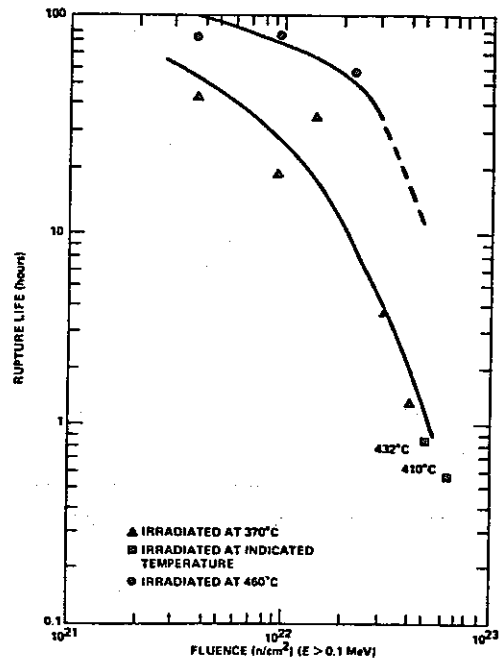


図 14. 304 ステンレス鋼の照射後クリープ破断寿命(5)
(試験温度: 600°C
試験応力: 190 MPa)

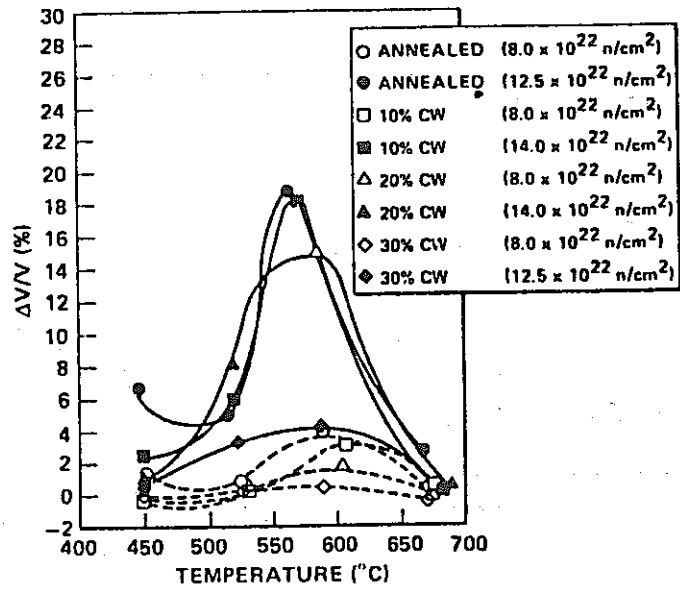


図15. 316ステンレス鋼のスウェリングに及ぼす冷間加工の効果⁽¹³⁾

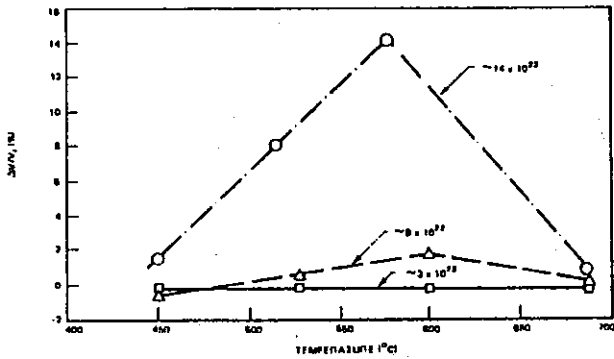


図16. 20%冷間加工316ステンレス鋼におけるスウェリング挙動⁽¹³⁾

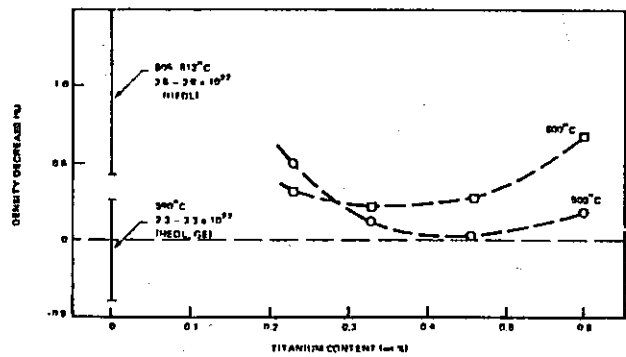


図17. 316ステンレス鋼のスウェリングに対するTi含有量の効果⁽¹³⁾

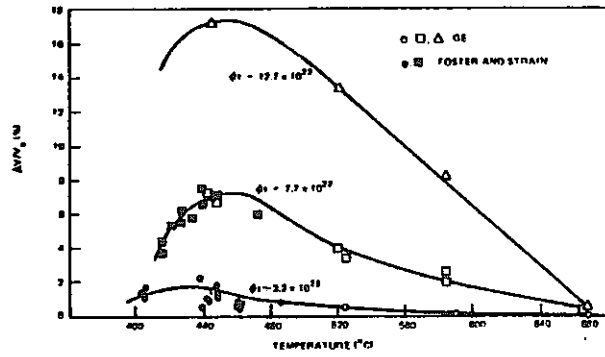


図18. 304ステンレス鋼のスウェリングの温度依存性⁽¹³⁾

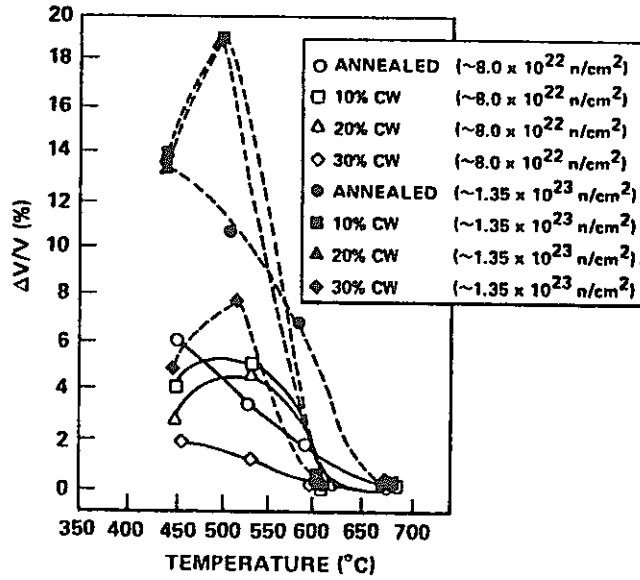


図19. 304ステンレス鋼のスウェリングに及ぼす冷間加工の効果⁽¹³⁾

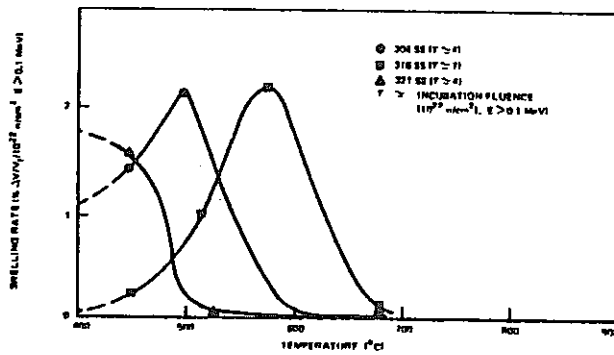


図20. 304, 316, 321ステンレス鋼のスウェリングの温度依存性⁽¹³⁾

G. 高速炉構造材料のデータベース

相 沢 龍 彦

1. 序 論

「物を創る, 造る」ことに携わっている人達にとって, 種々の情報が必要となる。仕事を受注してから完成, 納入するまでの日時, 人間, 費用の管理, 設計に必要な要件, Know-How, 開発すべき技術項目……。言わば, すべての情報の集積が「物」となるといっても過言ではない。特に, 大型高速計算機の出現とメモリの低廉化は, そのような情報のあり方に1つの方向を与えてきている。それがデータベースであるというのが著者の結論である。計算機が今日ほど普及していなかった頃, 設計者は種々のハンドブック, 使用書, 書籍等を見ながら, 欲しい項目だけを選び整理, 編集し, 他の技術者に理解させるために報告書を書き, また関連した人達と会議をもつことが重要な仕事であった。しかし, 「緑の窓口」の営業化⁽¹⁾ 文献検索システムの実用化⁽²⁾, 有機物データの検索⁽³⁾, 合金設計システムの開発⁽⁴⁾ にもなって, 「情報」ということに関して種々議論がなされ, 中央にデータ・ベースをおき, それを種々の人達が自分達の必要なデータ構造に適する形に検索・変換して用いる形ができ上がってきた。このシステムを用いれば, 過去において行なってきた技術者の負担は軽減されると同時に, これまで正確な定義を与えてこなかった情報の正確な記述, 情報間の関係分析が行なわれ, ハンドブック化されているデータ, Know-How の手順, 公式や知識等の構造化がなされてきている。

本論文では, 高速炉の構造設計を実施する場合不可欠な材料データ, 解析方法, コードなどのデータ・ベース化について考え, 設計者の立場からみたデータ・ベースのあり方について述べていく。なお, 著者もデータ・ベースについて勉強してから日も浅く, インプリメンテーションの経験も少ないことから, 論文の各所で正確さを欠く点もあるように思われる。これ皆著者の浅学の故であり, 今後, 研究が深まるにつれて改められると信じる。

2. データ・ベース概論⁽⁵⁾

2.1 概 要

あらゆる科学, 工学分野において, 種々の形でデータ

が取扱われている。例えば, 文献を調べる場合には, ある規格化された形式で整理された文献リストをデータとして使用している。このとき担当者はある程度目的の文献の概要, たとえば関連する分野, 著者名等を知り, また文献の検索法をわきまえていることが必要である。なぜならば, 全く何も知らない人では対象とするリストは膨大となるからである。しかし, 「文献を調べる」操作は何も目的とする論文, 書物を得ることだけではない。関連する論文の数, 内容を調査したり, ある著者の研究動向を調べたりすることもある。ただし, この場合でも担当者に与えられたデータは, 文献リストのみであり, 後は文献の検索目的の違いに応じて, 自分で文献の「調べ方」を工夫しなければならない。一方で, 文献リストは日々に増大していくことを考えると, このような場あたりの検索法ではいかんともしがたくなることは明らかである。ここに, データベースの要請がある。

いま, 計算機内部の記憶領域(主記憶+補助記憶)に, 図1 a の形で文献リストがコード化されているとしよう。このとき, 担当者はターミナルから次のようにタイプ・インしたとする:

「著者 a が書いた論文を列挙しなさい」 (1)

これに対して計算機はまず, 構文(1)の解釈を実施し, 処理機能をもつ言語の枠内で構文(1)を記述する。いわゆるコンパイルーション(Compilation)である。例えば, 簡単なエディタ言語として, リテラル変数を同呈するコマンド, FIND が使用できるとすると, 構文(1)に対して,

“FIND 'a' in A-field” (2)

記述(2)は, 既存の言語(FORTRAN, COBOL, PL/I etc.)で書かれているので, 通常のコンパイルによりオブジェクトが作成され, 具体的に記憶されているデータベースを使用して検索がなされる。例えば,

STD XXX, R1/* a の2進表示, XXXを
R1レジスタに収納する。

LOOP: STR YYY, R2/* データ・ベース内のA-field
のデータの2進表示,
YYYをR2レジスタに収納
する。

AND R1, R2 /* R1とR2を比較する。

(結果はR2へ)

JUMP R2, #1 /* R2が0ならば1番地に飛ぶ。

GO LOOP (3)

この例では、簡単なANDによるマスキング演算によりデータの比較を行なった。実際は、膨大な量のデータベースからいかに早くデータをフェッチしてくるか、その効率の良いデータの扱いが問題であり、実際にデータベースを作成する場合には、この点がきわめて重要になる。

操作(3)によって得られた結果より、Aフィールドにaをもつデータをひろい出すことができ、それにより構文(1)に対する回答として、論文の一覧表を打ち出すことが可能となる。

上記の例は、きわめて簡単なデータベースを管理するシステムの1例であるが、実際のシステムでは、データベースのユーザが単独であることは考えられず、図2に示すように、多くのユーザがデータベースの1部を使用したり、共用していることが多い。この場合、各ユーザは独自の構文、言語を用いてデータベースを利用して、もし共用されるデータベースがユーザプログラムに依存するような部分を有しているならば、その部分はすべてのユーザに等しく解放されなくなり、システムとして甚しく非効率になってしまう。このことから、データベース・システムを作成する場合には、そのデータベースがユーザによる作業と独立(data independence)でなければならない。これは言うは易しである。なぜならばもとのデータは特定のユーザの目的に合わせて組立てられており、それを一般ユーザの枠に抜けるには、データの性質、関係、構造について改めて考え直さねばならないからである。実は、データベース・システムの根本的な問題はここにある。すなわち、想定されるユーザの作業、操作を想定して、できるだけ効率良いデータベースを作成するために、データ構造を決定しておく必要がある。

2.2 データ構造

これまで、「データ」という言葉を何の定義もせずに用いてきたが、その中には数値、式等の形式の違いのほかに、機能的な差異がありData⁽⁵⁾はこの点を機能データ(Operational Data)として強調している。まず、図3を用いてデータベースを構成する「データ」について説明する。

いま、高速炉「文珠」を作るというプロジェクトを考える。このプロジェクトには人材(Employees)、組織

(Suppliers)、物資(Parts)等が必要である。図3におけるこうした項目は重要なデータである。しかし、それ以上に各項目間の関係もまた重要なデータである。図3の例では、その関係に関して詳細な分析を行なっている。すなわち、

- (1) (Projects)と(Employees)の間には、(Project)作業に従事する関係と(Project)を推進・計画する関係がある。
- (2) (Parts)の中にも単独で機能する部品と、いくつかの部品が組合わされて1つの機能部品となる場合がある。
- (3) (Suppliers)→(Parts)、(Parts)→(Projects)と(Suppliers)→(Parts)→(Projects)とは一般的に異なり、後者は前者より結合が強い関係となる。

実際のプロジェクト廻りのデータ項目、項目間の関係ははるかに複雑であるが、図3のようにデータのあり方を分析し情報の伝達について把握しなければ、プロジェクトに必要な情報を処理することはできない。

データのあり方を一度定めたら、各データごとにファイル化する必要がある。図4に、Supplier(その名前: SNAME, 番号: S#), Location(場所としては主要都市, CITY)および伝達情報(STATUS)のファイルを示す。このファイルがデータベースとして機能するためには、Supplierの情報(Supplier file)を与えればCITYの情報(City file)が得られるようなポイントが必要である。ただしポイントの数はファイルデータ数より少なくなければならない。その1例を図5、6に示す。図5は(Supplier)→(City)、図6は(City)→(Supplier)のポイントである。この2つのポイントを用いると、図4に示したファイルは図7のような相互関係を有することになる。同図は複雑化しており検索操作をする場合に障害となる。そこで、1つのレコードが1つのポイントをもつように書きかえると図8のようになる。この場合には、検索しやすくなるが、S5をアクセスするのにすべての鎖を追っていかねばならない欠点がある。ただし同図の場合には、各City, StatusごとにSupplierのリストを得ることのできる多重リスト構造(Multilist Organization)をしており、常に2次のデータリストを与えることができる。同じ機能を図9のようなデータ構造によっても持たせることができる。すなわち、各インデックスがすべてSupplierリストへのポイントをもつデータ構造であり、逆データ構造(Inverted Organization)とよぶ。この他に、図10に示すよう

な階層データ構造 (Hierarchical Organization)や図11に示すようなハッシュ・データ構造 (Hash-Addressing Organization)もある。

2.3 実記憶へのアクセス

前節で示したデータ構造が決定されると、データが実際に記憶されているディスク等にアクセスする方法を決めておかなければならない。この時注意しなければならない点は、記憶領域でのデータの連続性である。ここでは、すべてのファイルはそれぞれインデックスを持っているものとする、1つのファイル内ではデータは物理領域と1対1で記憶され、かつインデックスはキーごとに追いつき比較することができる方式が望ましい。その1例を図12に示す。インデックス領域にそのフィールド内の最高値と実データが収納されているトラック番号を記憶しておけば、インデックスを調べるだけで、必要な実データ領域を探し出すことができる。

2.4 ユーザとデータ構造とのインタフェース

2.2節で示したデータ構造はあくまでも、計算機内のデータ管理側からみた場合のデータ・ベースシステムであった。ここでは、ユーザプログラムとデータ・ベースとを結ぶインタフェースについて考える。

2.1節の文献検索の例で示したように、ユーザプログラムはデータサブランゲージ (Data SubLanguage: DSL)により、データ・ベースとのデータのやり取りが可能となる。一方、ユーザ側からみたデータ・ベースは、実際のデータ構造と関連しており、2.2節で述べた多重リスト構造、逆データ構造、階層データ構造と対応して、ネットワークモデル (Network Approach)、リレーショナルモデル (Relational Approach)、階層モデル (Hierarchical Approach)の別がある。ここではその3者を総称して、データモデル (Data Model; DM)と呼ぶ。

DMの3つの方法についてその形式上の差異をみるために、図13、14のデータ・ファイルに対応する各モデルを導びく。このデータは、パーツ番号、パーツ名、パーツの色 (Color) と重量 (Weight) からなる「PART」と成分表を示す「COMPONENT」からなる。このデータから得られる3つのデータモデル、すなわちリレーショナルモデル、階層モデル、ネットワークモデルをそれぞれ図15、16、17に示す。まずリレーショナルデータは、後述するように検索などが簡単な演算子で表わすことができるという長所があるが、大規模なインプリメンテーションを行なうためには、種々の工夫が必要である。これ

に対して、階層モデル、ネットワークモデルはデータ・ベースの理解のみならず実用的インプリメンテーションもできる。しかし検索、推論機構を記述するには、ややDSLが冗長になる欠点がある。この点を明確にするために、図15、16、17に示した各モデルに対応するDSLの比較図を図18に示す。同図より、データ関係の代数的論理式を用いることのできるリレーショナルデータモデルのDSLは記述が簡潔であることがわかる。

2.5 データベース・システム

ユーザとデータ構造 (データモデル)、データ構造から実記憶アクセス機能を有するデータ・ベースへの変換を行なう、大別して、2種のインターフェイスが内蔵されていれば、実記憶上のデータはユーザ・プログラムがどう変わっても全くその変化に関係なく自己矛盾のないデータになり得る。代表的なデータ・ベース・システムを図19に示す。現在、分散型データ・ベース・システムも開発されているが、システム全体の効率、データの機密管理・健全性の保持の点から考えて、データ・ベース管理者 (DNB) を置いた集中型データ・ベース・システムが一日の長がある。またユーザは通常、FORTRAN, PL/1 COBOL等の言語を用いることができ、場合に応じて、データサブモデルをデータ別に作成し、いくつかのサブモデルを併用して全体のデータモデルを構成することが可能である。

3. IBM Query-By-Exampleを用いた材料データベース⁽⁶⁾

ここでは、核融合炉用の材料設計および新しい材料の開発を行なうために、IBMのQuery-By-Example (QBE)システムを用いた比較的小規模な材料データ・ベースについて紹介する。

3.1 データの編集 (Data Compilation)

この材料データ・ベースの作成手順は、図20に示すように、データの編集、データの入力、小規模データファイルおよびデータ・ベースの管理システムの作成から成る。これらの作成手順の中でデータ編集は、豊富な経験を有する研究者によって行われ、重要ではあるがきわめて手間のかかる作業であったが、ここでは、多くの材料研究者たちが単純かつ手軽に作業を進められるように、データの形式を定めてデータの編集を行なった。例えばデータは表1にあるように、溶解法、熱処理、加工条件、

溶接パラメータ、照射条件および金属組織に関するコメント等が、元素や合金の小単位でテーブル化または図示化されており、これらのパラメータをデータ・ベース内で識別するため、記号化して入力するようになっている。

3.2 データ入力 (Data Entry)

データ入力は、グラフィックタブレット装置を利用して行ない、表題、座標軸、単位、スケール等のデータ情報はメニュー選択またはタイプ入力により実施する。これらの入力操作はコンピュータとの対話形式で速やかに行なうことができ、コンピュータの経験の浅い学生から上級者まで広い範囲で使用されることを考えて設計されている。また、極点図、2相および3相状態図、金属組織等に関する入力法としてFlying Spot Scannerやライトペンを使用した方法を検討する。

3.3 小型データファイル

大規模データ・ベースの開発は、対象とするデータをいくつかに分けて、小規模なデータ・ベースを完成させ、その後Mappingにより1つのデータモデルにする方法が採用される。特に材料データ・ベースでは、以下に示す理由があるため、小規模データ・ベースをまず作成することが重要となる：

- (1) 材料データは、化学組成、合金履歴、試験片形状、照射と試験環境、金属組織、強度特性、のび、およびその他の参考情報等の多くの数値および表題データを伴うことが多く、完全なものを作ることが難しい。
- (2) 核融合炉の設計に限って考えると、高温のヘリウムガス、リチウム環境下で高エネルギー中性子、電子線、X線パルス等が照射される場合の材料の疲労特性など、まだ明らかになっていないデータが要求される。
- (3) 材料特性データがまだ不十分な場合には、それらのデータを他の有効なデータや理論から推定しなければならない。

ここで開発したデータファイルは、図21に示すように17個のファイルから構成され、それらは以下の4つの主要グループに大別される。

- (1) Available Data (グラフィックおよびタブレットデータ)
- (2) Specimen (合金、組成、履歴および形式)
- (3) Environment (照射と試験形状)
- (4) Microstructure (微細金属組織)

3.4 データ検索

材料データ・ベースにおいては、以下に示す2つのタイプのデータ検索法がある。

- (1) 元素名、組成、熱処理、加工パラメータ、試験条件、照射条件を与えて、材料特性を検索する方法
- (2) 要求を満足する合金名を検索する方法

これらの検索は、CAAD-I (Computer Aided Alloy Designing System-I)⁽⁴⁾において、固定メニューの選択によって行なうことができる。この種のデータ・ベースシステムを用いて膨大な材料の中から最も適切な材料を選択することが可能になったものの、合金設計は非常にむずかしくまだ多くの問題が残されている。その1つは、前述したように、個々のデータの信頼性について判断する必要があり、またその判断には比較のためより多くのデータを準備しておかねばならない。

IBM Query-By-Exampleシステムを用いたデータ・ベースシステムの場合、以下の例に示されるように、質問(Query)は、検索内容および指定する仕様を関連テーブルの該当位置に入れるだけでよい。この方式は、テーブルが多くなると少し面倒になるが、その質問情報を利用して目的にステップ的に近づくことができ、対話型処理の実を上げることができる。

(例題1) 原子炉冷却材の選択を行なうために材料データ値を検索する場合：

Query 1 : Print elements with melting point <=400°C and boiling point >=700°C .

入力すべきテーブル：

ELEMENT	MP	NAME	HP	BP
P.			AO.<=400	>=700

Result 1: 合金名とそれに対応する融点(MP), 沸点(BP)の出力

ELEMENT	MP	NAME	HP	BP
		GA	29.7	3205.0
		K	63.2	759.0
		NA	97.8	883.0
		IH	156.4	2070.0
		LI	181.0	1342.0
		SH	231.9	2625.0
		PO	246.0	905.0
		SI	271.0	1564.0
		TL	304.0	1473.0
		CD	320.9	1484.0
		PB	327.4	1750.0

11 OUTPUT RECORDS

(例題2) SUS316の利用できる実験データを検索する場合：

Query 2 : Print available data name for 316-type stainless steel finally solution

annealed (SAN) at temperature >=1050°C

入力すべきテーブル：合金名，試験片，処理，利用データ，条件

ALLOY	ID	CON	NAME		
	_ID	_AN	_ALLOY		
SPECIMEN	ID	SPN	HN	HAI SEQ	AN
	_ID	_SPN	_HN	_HSEQ	_AN
PROCESS	ID	HN	SEQ	TYPE	P1
	_ID	_HN	_HSEQ	_PRC	_PRCP1
AVAIL DATA	ID	ADN	TAB NAME	SPN	COMMENT
P.	_ID	_ADN	_TABNAME	_SPN	_COMMENT
CONDITIONS					
_ALLOY = A1316_A2					
_PRC = SAN					
_PRCP1 >= 1050					

Result 2 : SUS 316 の利用データ

AVAIL DATA	ID	ADN	TAB NAME	SPN	COMMENT
	1	1	TEMPERATURE VS SWELLING	1	SA 316 (H2783) 40APPH/100DPA
	1	3	TEMPERATURE VS AVERAGE VOID DIAM	J	SA 316 (H2783) 40APPH/100DPA

2 OUTPUT RECORDS

上記の例より，〔例題2〕のようなやや複雑な検索をする場合には，入力用のテーブルの数が増えるため，ユーザが使用する端末（ディスプレイ機能をもつことが好ましい）と種々の材料データ管理システムとを結ぶソフトの開発を行なって，入力の手間を省略するとともに，Queryの質の向上を計らねばならない。

4. 結 論

本論文では，まずデータ・ベース・システムに関して，その全体構成および各段階で必要とされるインターフェイスについて述べた。特に，データ・ベースとユーザ・アプリケーションとの相互独立性を保つため，データモデルをおきユーザ共通のデータ構造を作成した後に，実記憶上のデータをアクセスすることのできるものに変換する必要があることをみた。次に，実際に使用されているIBM Query-By-Exampleを用いた材料データ・ベースシステムについてふれ，材料基礎データの入力，編集を行ない，さらにデータ・ベースを作成する過程における留意点と，いくつかのQueryに対する検索結果を示し，材料データ・ベースシステムの概要を述べた。

高速炉構造材料のデータ・ベースは，物性値関係を扱う部分は論文中で示した方法にしたがって作成すればよいが，設計や解析に関するデータに関しては，基本デ

ータの整理，編集をするとともに，どのような目的で検索するのかを想定して，データ構造/データ・モデルを決定していく必要がある。重要な岐点は，現システムで高速炉構造に関してどのように材料データ，設計データ等が取扱われているかを明確にしていき，データの収納法，データ構造，データ変換，データ入力を決めなければならない。

今後，データ・ベース技術は，マイコンの高性能化・メモリコストの低減化にともなってますます重要視され，比較的複雑なデータの検索も実施され，設計者が設計ハンドブックの代りに，ディスプレイ端末を用いることになるであろう。

〔 REFERENCES 〕

- (1) 穂坂衛，大野豊，予約機械，共立出版，1959.
- (2) T. Yamamoto, M. Negishi, M. Ushimaru, Y. Tozawa, K. Okabe, ad S. Fujiwara, Proc. 2nd UJCC, Japan Comention Services, pp. 159-165., 1975.
- (3) Y. Yoneda, Tokyo Univ. C. C. Center News 7 (3), pp.3-5, 1975.
- (4) S. Iwata, S. Ishino and Y. Mishima, J. Faculty of Engineering, Univ. of Tokyo (B), 18 (4), pp.545-610., 1976.

- (5) C. J. Date, An Introduction to Database Systems, Addison-Wesley, 1975.
- (6) S. Iwata, A. Nogami, S. Ishino, Y. Mishima and Y. Takao, Tokyo Scientific Center Report G318-1528, 1980.

表1 代表的なデータ(材料の項目, 属性等)

REC.NO.	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120
1	10	10TEMPERATURE VS SWELLING						3 5	10	10SA 316(H2783) 40APPH/1		
2	10	20TEMPERATURE VS VOID DENSITY						3 4	10	10SA 316(H2783) 40APPH/1		
3	10	30TEMPERATURE VS AVERAGE VOID DIAMETER						3 4	10	10SA 316(H2783) 40APPH/1		
4	20	40HOOP STRESS VS VOID VOLUME						3 18	20	20DATA NORMALIZED TO PHI		
5	20	50HOOP STRESS VS VOID NUMBER DENSITY						3 18	20	20SOLUTION ANNEALED 316		
6	20	60HOOP STRESS VS MEAN VOID SIZE						3 18	20	20FI 6.5		
7	20	70STRESS NORMAL TO (1 1 1) PLANE OF FRANK LOOPS VS PLAIN FRANK						3 24	20	20FOUR SPECIMENS IRRADIATED		
8	20	80VOID DIAMETER VS VOID NUMBER DENSITY PER 100 A SIZE INCREASE						3 14	20	20IRRADIATED TEMPERATURE		
9	20	90FRANK LOOP DIAMETER VS LOOP NUMBER DENSITY						3 35	30	30STRESS = 0		
10	20	100FRANK LOOP DIAMETER VS LOOP NUMBER DENSITY						3 41	30	30STRESS=327MPA		
11	20	110STRESS NORMAL TO HOOP PLANE VS LOOP NUMBER DENSITY						3 24	40	60		
12	20	120SHEAR STRESS VS LOOP NUMBER DENSITY						3 24	40	60		
13	20	130TOTAL STRESS ON (1 1 1) PLANE VS LOOP NUMBER DENSITY						3 24	40	60		
14	20	140LOOP DIAMETER VS LOOP NUMBER DENSITY						3 23	20	70		
15	20	150TOTAL DISLOCATION LINE LENGTH VS FRANK LOOP DIAMETER						3 28	40	80		
16	30	160HOOP STRESS VS CREEP STRAIN UDD/DO						3 43	50	90C2		
17	30	170HOOP STRESS VS CREEP STRAIN UDD/DO						3 13	60	100C1		
18	30	180TEMPERATURE VS CREEP STRAIN						3 21	70	11020H CW 316 SS, 35 MPa,		
19	30	190TEMPERATURE VS CREEP STRAIN						3 77	50	120C2		
20	30	200TEMPERATURE VS CREEP STRAIN						3 98	50	120C2		
21	40	210TEMPERATURE VS CREEP STRAIN						3 56	60	130C1		
22	40	220NEUTRON DOSE VS DIAMETER CHANGE						3 121	80	140C1		
23	40	230NEUTRON DOSE VS DIAMETER CHANGE						3 101	90	150C5		
24	40	240NEUTRON DOSE VS DIAMETER CHANGE						3 96	100	160B		
25	40	250NEUTRON DOSE VS CREEP STRAIN/HOOP STRESS						3 55	110	170C6		
26	40	260DIAMETRAL SWELLING VS (CREEP RATE)/(HOOP STRESS)						3 31	80	180C1		
27	40	270DIAMETRAL SWELLING VS (CREEP RATE)/(HOOP STRESS)						3 10	110	190C4		
28	40	280NEUTRON DOSE VS DIAMETER CHANGE						3 51	110	200C5		
29	40	290NEUTRON DOSE VS CREEP STRAIN/HOOP STRESS						3 129	90	210C5		
30	40	300NEUTRON DOSE VS CREEP STRAIN/HOOP STRESS						3 55	90	220C5		
31	40	310NEUTRON DOSE VS CREEP STRAIN/HOOP STRESS						3 104	120	230C3		
32	50	320TIME VS STRAIN						3 39	130	230C1		
33	50	330TIME VS STRAIN						3 12	130	240C1		
34	50	340TIME VS STRAIN						3 41	130	250C1		
35	50	350FLUENCE VS NORMALIZED STRAIN						3 11	140	260COMPARISON OF DEFAC 2		
36	50	360FLUENCE VS DIAMETER CHANGE						3 41	150	270B		
37	50	370FLUENCE VS DIAMETER CHANGE						3 36	150	280B		
38	50	380FLUENCE VS DIAMETER CHANGE						3 36	150	290		
39	50	390FLUENCE VS SWELLING						3 45	150	300		
40	50	400TEMPERATURE VS SWELLING						3 25	150	310		
41	50	410PRESSURE VS CREEP STRAIN						3 9	150	320		
42	50	420PRESSURE VS CREEP STRAIN						3 9	150	330		
43	50	430PRESSURE VS CREEP STRAIN						3 9	150	340		
44	50	440FLUENCE VS NORMALIZED STRAIN						3 50	150	350		
45	50	450FLUENCE VS NORMALIZED STRAIN						3 42	160	360		
46	70	460DISPLACEMENT DAMAGE VS CREEP RATE						3 38	170	370		
47	70	470DISPLACEMENT DAMAGE VS IRRADIATION CREEP RATE						3 21	180	380C8		
48	70	480DAMAGE RATE VS IRRADIATION CREEP RATE						3 10	190	390		
49	70	490DISPLACEMENT DAMAGE VS IRRADIATION CREEP RATE						3 8	200	400C1		
50	70	500DISPLACEMENT DAMAGE VS STRAIN						3 34	210	410TENSILE CREEP OF EN50B		
51	70	510DISPLACEMENT DAMAGE VS STRAIN						3 131	210	420C9 PRE-IRRADIATION MIT		
52	70	520TEMPERATURE VS MEASURED STRAIN RATE						3 15	210	430C9		
53	70	530TEMPERATURE VS IRRADIATION CREEP RATE						3 4	210	440C9		
54	70	540APPLIED STRESS VS CREEP RATE						3 24	220	450C8 / TEMPERATURE 500		
55	70	550TEMPERATURE VS CREEP RATE						3 23	220	460C10 / APPLIED STRESS =		
56	80	560STRESS DEPENDENCE OF IRRADIATION CREEP AS DETERMINED FROM PR						3 37	230	470C1		
57	80	570IRRADIATION CREEP OF ZON COLD WORKED TYPE 316 STAINLESS STEEL						3 11	240	480C1		
58	80	580IRRADIATION CREEP IN COLD WORKED AND SOLUTION ANNEALED TYPE						3 14	230	490C1,C2,69MPA		
59	80	590IRRADIATION CREEP IN COLD WORKED AND SOLUTION ANNEALED TYPE						3 34	240	500C1,C2,69MPA		
60	80	600FLUENCE DEPENDENCE OF IRRADIATION CREEP IN ZON COLD WORKED T						3 10	230	510C1		

A	B	C	D	E	F	G
著者名	書名	内容フィールド(題目)	キーワード	雑誌名	年月日	種目

byte数: 8 8 24 15 10 5 5

図1 代表的なデータ形式 (75 byte)

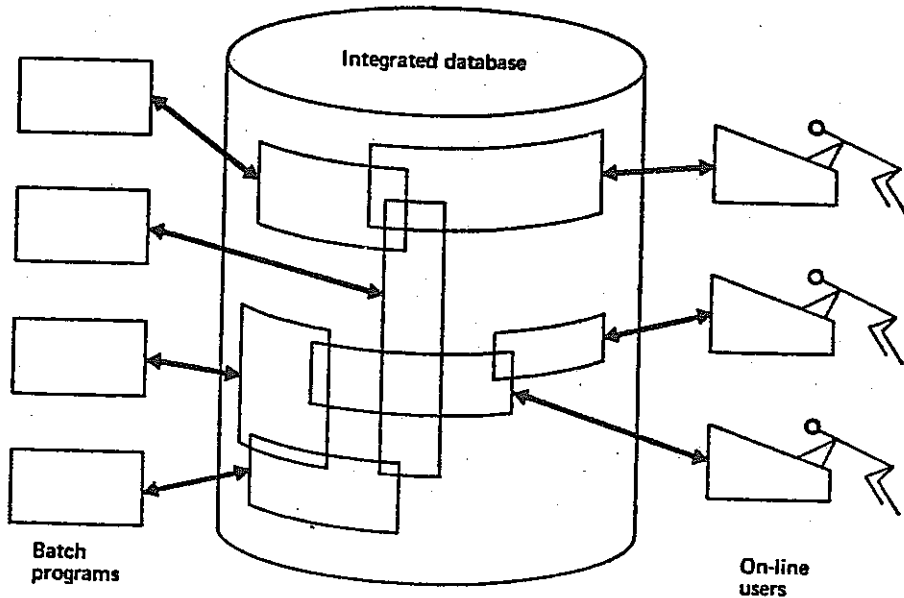


図2 マルチタスク・システムにおけるデータ・ベース

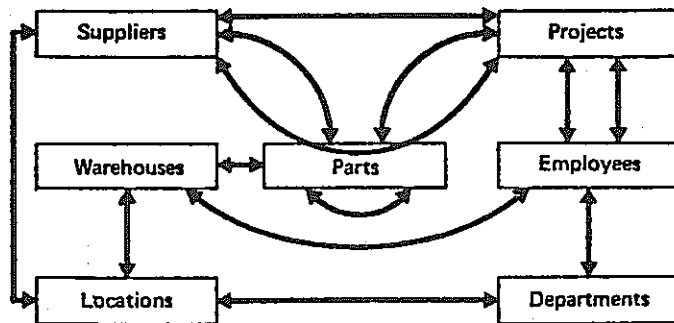


図3 機能データの例

S#	SNAME	STATUS	CITY
S1	Smith	20	London
S2	Jones	10	Paris
S3	Blake	30	Paris
S4	Clark	20	London
S5	Adams	30	Athens

図4 サンプル・データ

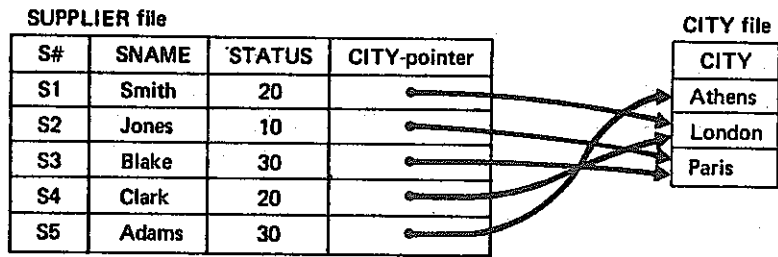


図5 (Supplier)→(City)の検索

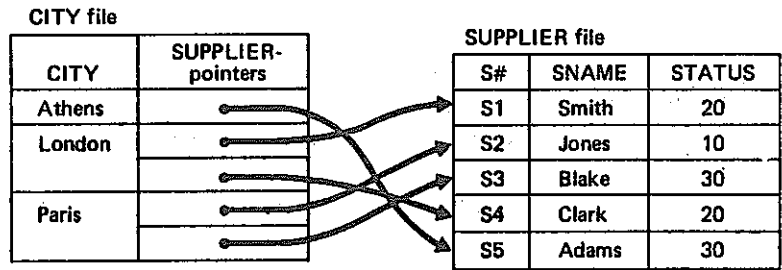


図6 (City)→(Supplier)の検索

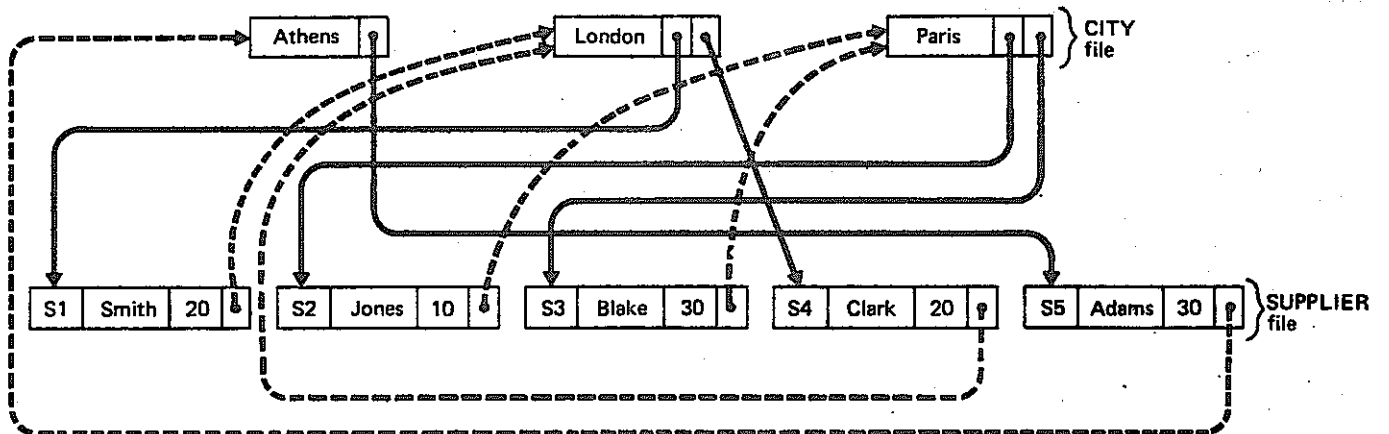


図7 2つのポインタを用いたデータ間関係(改良前)

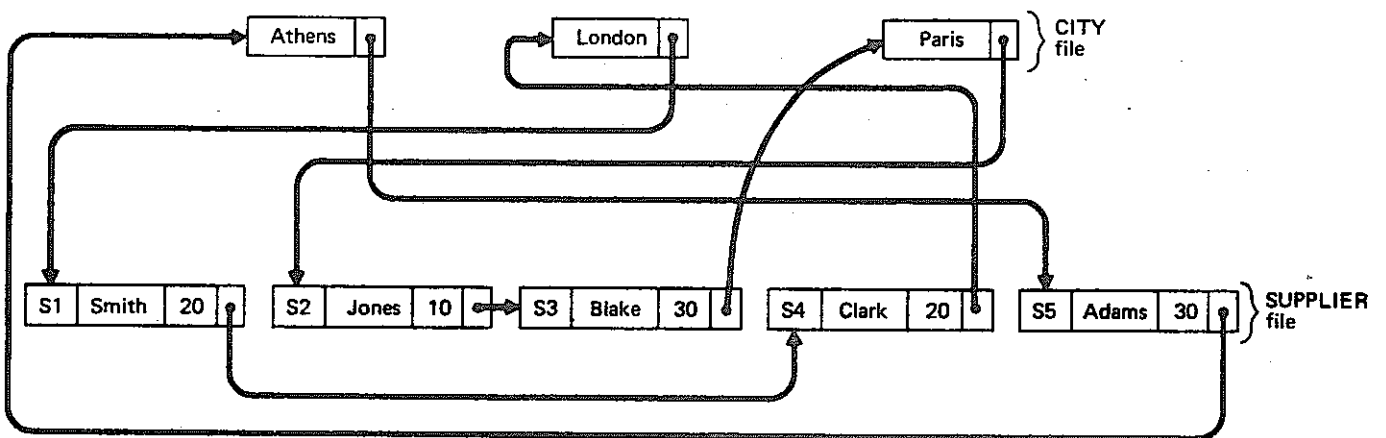


図8 2つのポインタを整理して鎖状化したデータ間関係

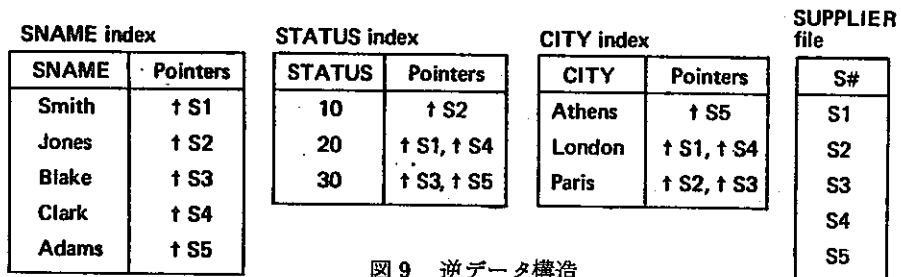


図9 逆データ構造

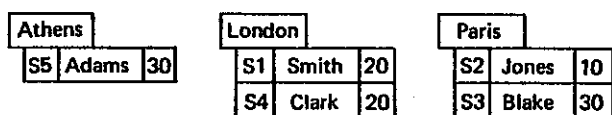


図10 階層データ構造

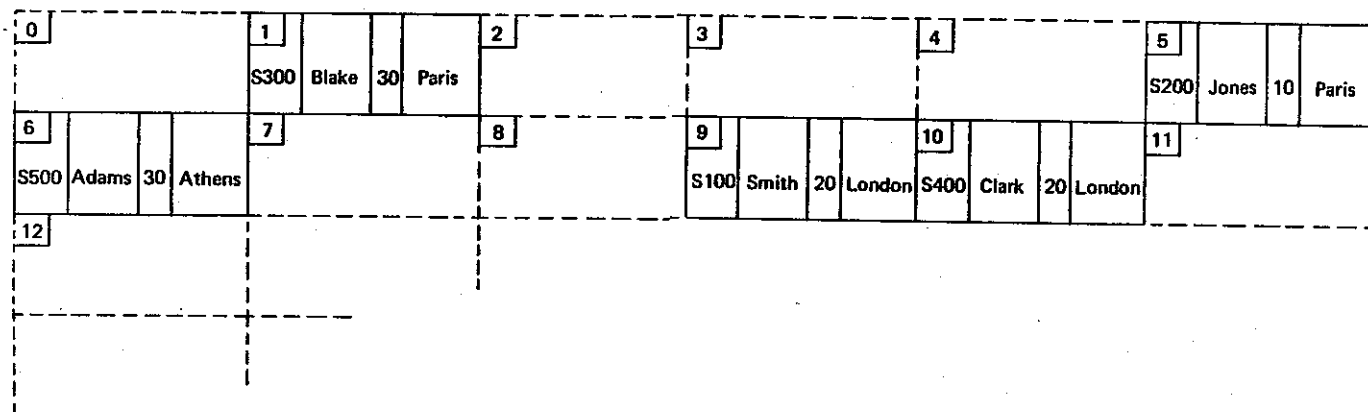
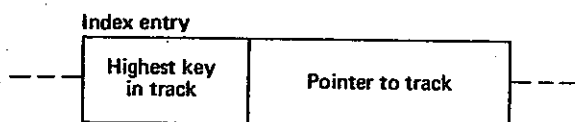


図11 ハッシュデータ構造



ACCESS PROCESS:

1. Scan index for key \geq key required.
2. Go to indicated track.
3. Perform physical sequential track scan.

図12 インデックスを利用した実記憶媒体へのアクセス法

PART

P#	PNAME	COLOR	WEIGHT
P1	Nut	Red	12
P2	Bolt	Green	17
P3	Screw	Blue	17
P4	Screw	Red	14
P5	Cam	Blue	12
P6	Cog	Red	19

COMPONENT

MAJOR_P#	MINOR_P#	QUANTITY
P1	P2	2
P1	P4	4
P5	P3	1
P3	P6	3
P6	P1	9
P5	P6	8
P2	P4	3

図 13 PART のデータ

図 14 COMPONENT のデータ

S#	SNAME	STATUS	CITY
S1	Smith	20	London
S2	Jones	10	Paris
S3	Blake	30	Paris
S4	Clark	20	London
S5	Adams	30	Athens

SP	S#	P#	QTY
	S1	P1	3
	S1	P2	2
	S1	P3	4
	S1	P4	2
	S1	P5	1
	S1	P6	1
	S2	P1	3
	S2	P2	4
	S3	P3	4
	S3	P5	2
	S4	P2	2
	S4	P4	3
	S4	P5	4
	S5	P5	5

P#	PNAME	COLOR	WEIGHT
P1	Nut	Red	12
P2	Bolt	Green	17
P3	Screw	Blue	17
P4	Screw	Red	14
P5	Cam	Blue	12
P6	Cog	Red	19

図 15 Supplier と Parts データモデルのリレーショナル形式

S2	Jones	10	Paris		
	P1	Nut	Red	12	3
	P2	Bolt	Green	17	4

S4	Clark	20	London		
	P2	Bolt	Green	17	2
	P4	Screw	Red	14	3
	P5	Cam	Blue	12	4

図 16 Supplier と Parts データモデルの階層形式

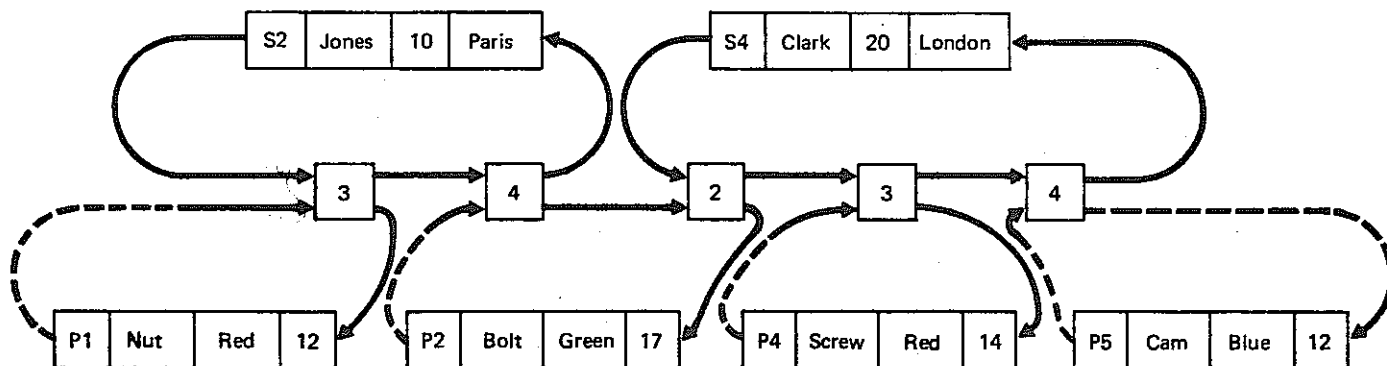


図 17 Supplier と Parts データモデルのネットワーク形式

Query by User :

Find part numbers for parts supplied by Supplier S 2.

Data Sublanguage based on each Data Model

Relational Model (Relational algebra)	Hierarchical Model	Network Model		
Join SP and C1 over S # Project the result over P# , where C1 is the constant relation : C 1 <table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"> <tr><td>S#</td></tr> <tr><td>S2</td></tr> </table>	S#	S2	Get unique supplier with S# = S2. NEXT: Get next part for this supplier. Part found ? If not, exit. Print P# Go to NEXT	Find supplier with S# = S2 NEXT: Find next link for this supplier. Link found ? If not, exit. Find part for this link. Get part Print P# Go to NEXT
S#				
S2				

図 18 代表的な質問に対する各モデルDSL

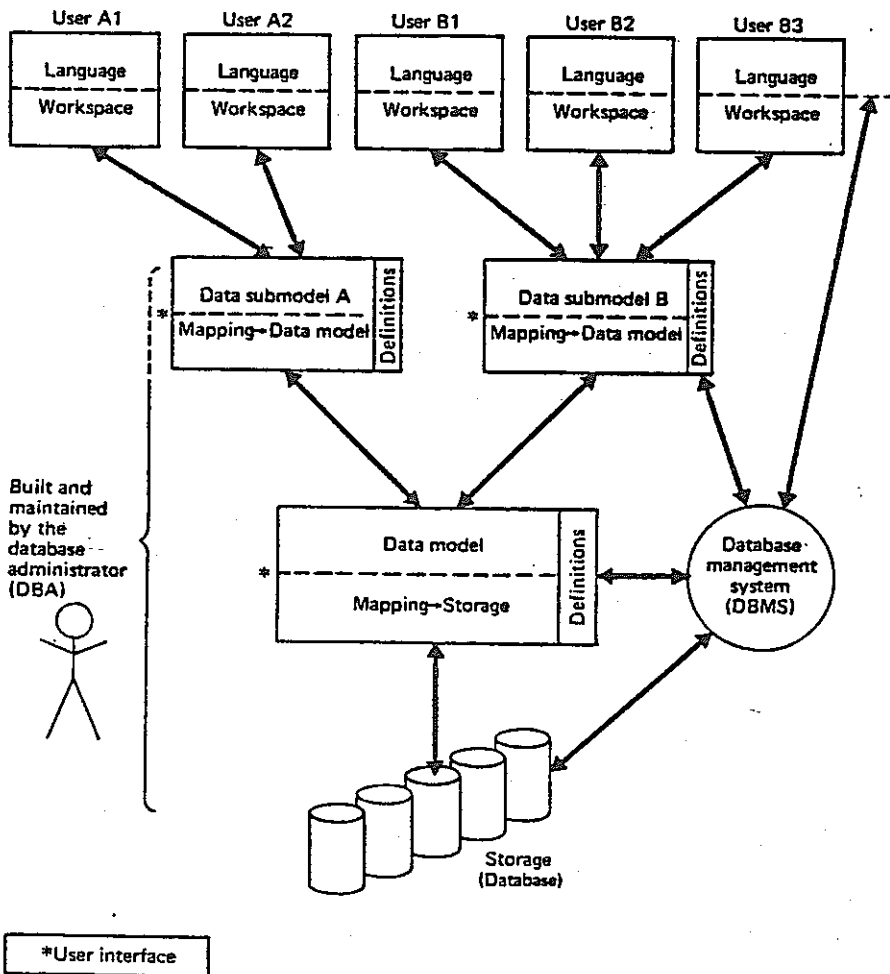


図 19 代表的なデータベースシステム

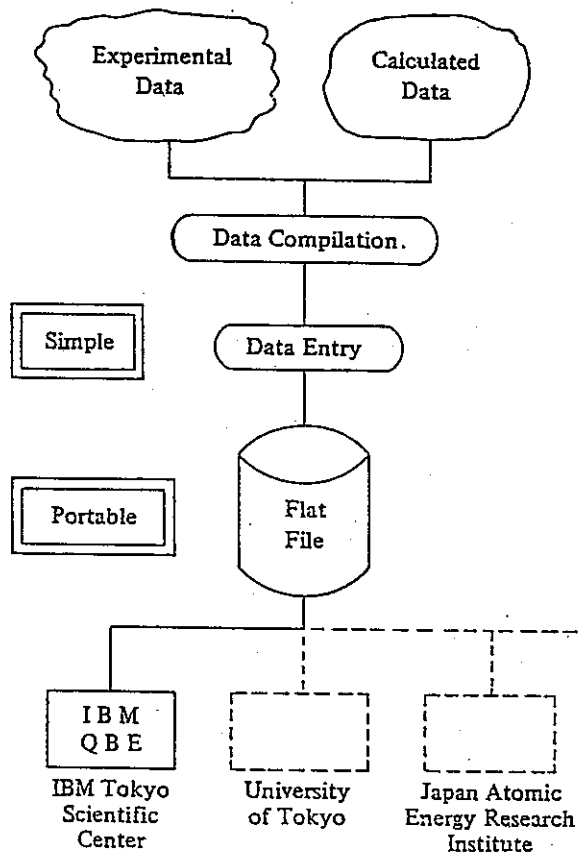


図 20 データベースの作成手順

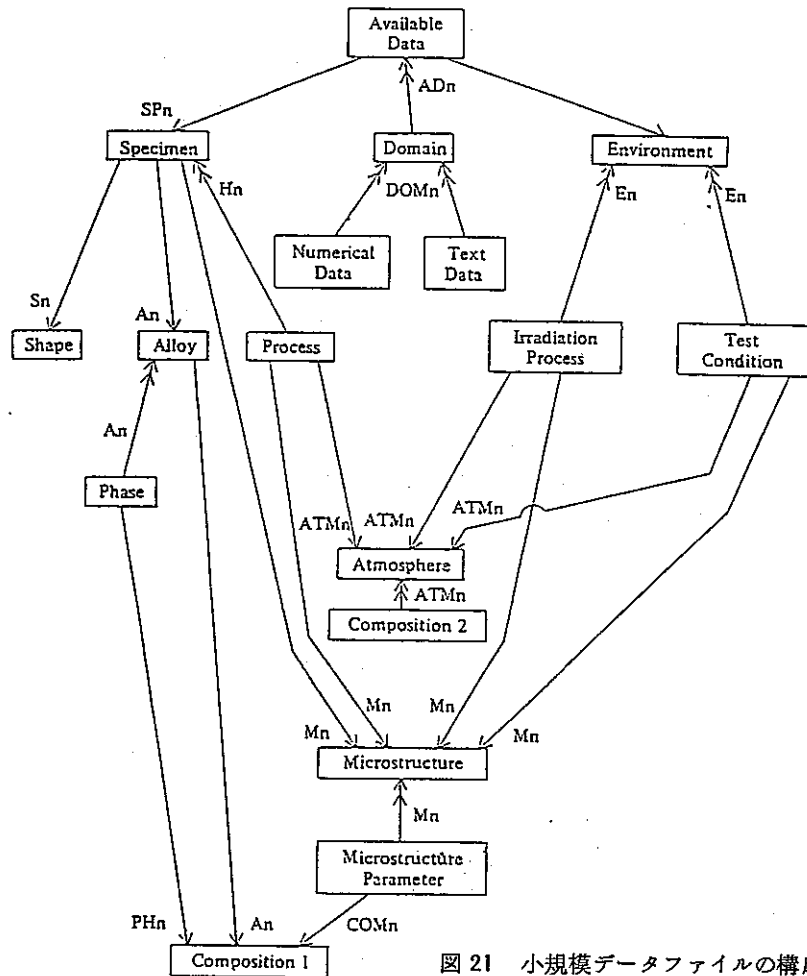


図 21 小規模データファイルの構成

H. 大型構造物実験

石原 広一郎

1. はじめに

大型構造物実験とは、言いまでもなく寸法の大きな試験対象物を扱う実験である。しかし、ただ、寸法が大であるというだけでなく、多くの場合、実機の構造に近いものをシミュレートしたものを対象とするという特徴もある。したがって、圧力容器や配管系等をモデル化した比較的複雑な形状の試験体が供されることが多い。このよりの物の構造強度を調べていく際には、ルーチンワークされた小型の実験とは異なる点が自から生じてくる。そこで、まず、はじめに大型構造物実験がもつ特有な意義や特徴、あるいは、問題点について、一般的に考えてみたいと思う。そして、そのあと圧力容器やパイプラインをモデル化した試験体を用いた実験について、詳しく述べ、それらが大型構造物実験としてどのように位置づけられ、そして、その結果がどのように生かされているのか、みていきたいと思う。

2. 大型構造物実験の意義

大型構造物実験のもつ意義は、個々の実験の目的によって、各々異なると考えられる。あるいは、むしろ、大型化すればするほど、一つの実験の中に多くの意義が盛り込まれていると言う方が妥当かもしれないほど多種多様な意味をもっている。しかし、強いて、それら多くの意義の中で、一般的にいて最も重大であると考えられるものを挙げるとすれば、実機のデザインの妥当性の実証を挙げることができよう。もちろん大型実験は、実機の大きさそのままであることは少く、寸法を縮小したモデルであることが多いが、それでも、なおかつ設計計算と実構造物との間の橋渡しをする意味で、大きな役割を果たしていることは間違いない。

次に、特に、ここで考えている機器のような場合、機器の健全性の検査は簡単でない場合が多く、たとえば、圧力容器内面の欠陥などは、非破壊検査に依らねばならないので、大型構造物に対する非破壊検査の手法を確立するために、大型の試験体を用いた実験が利用されることが挙げられる。非破壊検査法の中では機器の製作時および供用期間中検査時さらには稼動時においても、比較的簡単に適用できると目下の所考えられているアコース

ティック・エミッション(AE)法や超音波(US)法のクオリフィケーションが盛んに行われているようである。

また、他に、小型実験や簡単なモデルを用いた実験の結果との比較検討を通して、寸法効果を含めて関連づけが行えるという点も見逃すことはできない。大型構造物実験の場合、試験体数を多くできないのが宿命の欠陥である。したがって、データの統計的な評価ができないので、そういう意味での信頼性は高いとはいえない。しかし、対応する小型実験等が多く行われている場合、両者の関係が明らかになれば、小型実験等の多くの結果も、実構造物の設計に大きな説得力をもって生かすことができるようになるので間接的であるにせよ大きな意味をもつと考えられる。

3. 大型構造物実験の特徴

まず、実験設備を含めて、対象物が複雑で、かつ、大寸法であるので、計画立案段階から、実際の実験に至るまで、長期の時日と多くの人員を要し、また、費用も多くかかることが挙げられる。そして、また、このように多くのものを要するために、実験を有効に利用しようという意図が働き、多角的な面からの研究をし、アウトプットを多く得ようとする傾向にあることも一つの特徴である。さらに、本実験の前には、材料試験や小型のモデルを用いた予備実験を行い、あらかじめ、基礎的なデータの収集が行われ、そして、それらの結果に検討を加えて、本実験にフィードバックするという段取りも採用されていることが多い。

しかし、このように多大な労力が払われているにもかかわらず、大型構造物実験に、現在の所、残念ながら向かない種類の実験もある。それは、クリープや照射の影響を調べる類の実験である。その理由は、今の所、加熱装置や照射設備の容量の限界が、大型構造物実験に適する程充分でないからと考えられる。将来、設備の容量を拡大することによって、可能になるかもしれないが、そのときは、得られるメリットとコストとのバランスがとれたときであろう。

他に、大型構造物実験の問題点として、主として破壊実験を行うので、実験の際に、大きな危険が伴うことが多いことが挙げられる。したがって、安全面に対して、

十分な配慮がなされるべきで、また、なされてもいる。後に示す具体的な例では、いずれも広い敷地の中の孤立した実験場で行われていて、被害が他に及ばないように配慮されている。

次に、以上に述べたように、個々の実験がどのような意図の下に行われているかによって、実験の概要が大きく様変わりしてくるのは避けがたい。したがって、ここで、統括的に述べることは難かしく、代表的な例をとりあげて個々に詳しく紹介していく。

4. ORNL での圧力容器に関する研究⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾

4.1 研究の概要

ここで述べる実験はORNLでHSST プログラムの一環として、実施されてきた実験の一部である。HSSTプログラムでは、ノズルコーナ部のき裂の研究、き裂の停止の研究、照射材の材料物性の評価、熱衝撃破壊の研究などが行われてきた。ノズルコーナ部のき裂の研究としては、計算機による応力拡大係数の分布の算出、高分子化合物を用いたモデルの応力凍結法による応力拡大係数の評価、および、圧力容器モデルを用いた破壊実験等が行われている。

き裂の停止の研究としては、円筒型圧力容器モデルを用いた実験が行われている。照射材の材料物性の評価はCT 試験片を用いて、Rカーブが求められている。熱衝撃破壊は圧力容器モデルに液体窒素を注入し、LOCA-ECCS条件を想定して、行われている。その他に、き裂を有する容器の疲労とか、き裂の修復溶接部の材料物性の評価など、様々な圧力容器に関する研究が総合的に押し進められていて、それらの結果をまとめると、実機における健全性評価における問題点はほとんど遺漏なく網羅されるように行われている。ここでは、残念ながら、それら全てについて言及できないし、また、いまだ続行中のものもあるので、この大きな研究プロジェクトの極一部を、簡単にかい間見るにとどめる。

4.2 ノズルコーナ部のき裂の研究

計算機によっても応力拡大係数は求められているが、それはさておき、実験的になされている研究について述べることにする。まず、予備的な実験として、図1に示したようなノズルコーナ部の初期き裂を、光弾性材料の容器に付けて、これに内圧を负荷し、応力凍結法によりK値の分布を求める実験が行われた。このモデルは図2に示したものである。図3に結果の一部を示す。これは、

実験結果から、BWR の実際の形状におけるき裂のK値を予測したもので、材料の違いによる差異はすでに評価され、それをふまえて求めたものである。

次に150mm厚の容器にA508 class 2 の鍛造材のノズルを付したものの実験が行われた。図4に容器の形を示す。初期き裂には、疲労き裂を導入してある。その際、US法によって、き裂の概形は確認された。2ケの実験が行われたが、最初の実験では、88℃で行った所183MPaで、破壊せずにリークした。外側から、内圧を负荷していくと同時にUS法でき裂の進展を追跡したところ、124MPaで安定成長が始まったのが判った。その後、圧力の増加とともに、外壁に貫通するまで安定成長を続けた。一方、次の実験では、24℃に試験温度が設定されたので、安定成長は、145MPaのときから1.27cm進展し、185MPaで急速破壊に至るまでの間のみ限定された。このときの破壊の様子を図5に示す。このときの、ノズルコーナ部の歪は8.4%と測定された。各種の解析結果とともに実験結果を表1に示す。

5. 2-1/4 Cr-1Mo厚肉圧力容器の破壊実験⁽⁶⁾

5.1 実験の目的

この実験は、非破壊検査法の一つであるアコースティック・エミッション(AE)法の2-1/4 Cr-1Mo 圧力容器への適用性を検討することを目的としている。そして、この実験の研究項目として溶接部の不連続部の水圧試験、初期き裂付き容器の破壊試験そして、破壊力学を用いた結果の整理などを挙げている。

圧力容器へのAE法の適用性の検討は、すでに4.で述べたHSSTプログラムでも行っているが、これは主としてA533B class 1材及び、A503 class 2材に関して行っているものである。アコースティック・エミッションの現象は、材料が異なると、違った様相を呈するが高温、高圧(～400℃、～15MPa)の運転条件下でよく用いられる2-1/4 Cr-1Mo 鋼の圧力容器における特性は、まだ十分に明らかになっていない。そこで、ここでは、製作時の水圧テスト、供用期間中の水圧テスト、そして、運転時の連続的あるいは間欠的なモニタリングに利用できるデータの収集と研究を行っている。

5.2 溶接不連続部をもつ容器の水圧負荷実験

溶接時の欠陥、たとえば、スラグの巻き込み、溶着金属の不足による欠陥、不十分な溶け込み、空けきなどを意識的に付与した圧力容器を水圧テストに供し、AE法

のデータを得て、それらとX線や超音波探傷法による結果と比較した。

5.2.1 実験方法

試験体は図6に示すものである。溶接後の熱処理を経て、非破壊検査(US法, X線法, 磁粉探傷法)をASME, Section VIII, Div.2のコードに従って行ったところ、欠陥がないことがわかったので、意識的に欠陥を付与した。計測設備はMAESAと呼ばれるAE法のシステムであり、これは、ノイズとシグナルの弁別が可能で、しかも、シグナルの発生箇所も同定できる。その構成は、4ケのセンサーが1つのアレイ上にあり、アレイが合計6ケ接続されている。1ケのアレイによって網羅された領域は1280の小領域に分割され、それらを識別できるようにになっていて、システム全体はミニコンピュータによってコントロールされている。

実験は、まず、29.2MPaまでコードに従って加圧し、その後、Kaiser効果を発見するためにコードの要求値の1.15倍の33.5MPaまで加圧した。

5.2.2 実験結果

図7にAEのカウント数と圧力の関係を示す。不十分な溶け込みと、外表面から加工されたき裂からのAE信号は24.5MPa付近で急激に増加する。一方、スラグや空隙部からくる信号はかなり低い圧力のときから、発生し始めるが、加圧しても殆んど増加しない。US法やX線法も併せて行われたが、それらによって、コードの許容値を越えていると判明したスラグや空隙からは鮮明なAE信号は得られなかった。一方、き裂やき裂に似た形状の欠陥(溶け込み不足による欠陥)の場合、許容値を越えているものは明確な信号を発した。したがって、US法による場合、特に実験前と実験後において異なる信号を出すことも手伝って、AE法との相関関係がよくないことがわかった。

5.3 圧力容器の破壊実験

5.3.1 実験方法

用いた試験体は図6に示したもので、き裂部の材料は3種類(A, B, C)を用いた。これらの破壊靱性値はA, $102.6\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, B, $135.2\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, C, $147.6\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ であった。容器は周方向応力が383MPaのとき破壊した。実験は10°Cで行った。

5.3.2 実験結果

走査型電子顕微鏡による観察の結果、ストレッチドゾーンの存在が明瞭に確認でき、また、安定き裂成長の跡が確認できた。最終的な破断モードは粒内破壊モードで

あった。クリップゲージによるCODは、圧力に対して、29.4MPa以降非線形性が顕れた。これらのことから、破壊は延性破壊であったと結論づけられる。図8に試験体の破壊状況を示す。

図9に圧力とAE信号のカウント数のグラフを示す。同図より、次のことが判った。

- (1) AE信号は内圧が9.8MPaに達したとき、3種類A, B, Cの材料を用いたき裂から、ほぼ同様に発生し始めた。
- (2) Kaiser効果がA, B, Cいずれにも顕れた。
- (3) A材のAE信号は、34.3MPaから急激に増加し始めた。
- (4) B材のAE信号は、34.3MPaからプラトーを示した。
- (5) C材のAE信号は、圧力に対し、一様に増加した。
- (6) 3種の材料のAE信号は、44.1MPaから、急激に増加し始めた。これは、51.3MPaにおける破壊の前兆であるとみなせる。

5.3.3 実験結果の検討

A, B, C材を用いた引張り試験を行い、AE法で測定し、容器の破壊実験時のそれと比較したところが以下のことがわかった。

- (1) 最初のAE信号が増加する所とそれに続くプラトー領域はき裂のストレッチングプロセスに対応していて、再び急激に増加するところは、安定成長に対応している。
- (2) AE信号の特徴は材料の特性に大きく依存している。すなわち、脆性材料では、最初の増加は大きくプラトーは少ししか続かない。強靱性材では、最初の増加は小さいがプラトー域が長く続く。

また、AE法の実際への適用に関して、次のようなことがわかった。コードの許容寸法を超過している溶接欠陥は、耐圧テストの段階でAE信号を放出し、あらかじめ欠陥の存在を把握することができた。そして、これらの欠陥は耐圧テストの後、US法により寸法が大きくなっているのが確認できた。一方、AE信号を発しなかった欠陥は、破壊実験の際もAE信号を発しなかったので破壊に関与していなかったと考えられる。以上のことから、AE法は耐圧テストの段階で、将来、容器の安全上特に問題となる欠陥を発見するのに有効な手段であることがわかった。また、このような知見を利用して、運転時にオンラインで監視する方法も将来可能であることがわかった。

6. 気体圧力による高速延性破壊実験⁽⁷⁾

6.1 実験の目的

この実験に用いられているのは、ガス輸送用配管材であり、ガス配管の高速延性破壊伝播の研究を目的としている。しかし、この実験のもつ意味は次のような諸点が挙げられ、典型的な大型構造物実験の一つと考えられる。すなわち、従来、このような材料の高速延性破壊伝播阻止のための材料の抵抗値は、シャルピー試験や落重試験により評価してきたが、このような実験では実物の高速延性破壊の伝播あるいは阻止を十分に予測できなかった。また、実物と異り、軸方向に短くしてあるが、破壊伝播状況を力学的に解析して、破壊吸収エネルギーを材料物性値として、求める方法を開発し、実機と小型実験との橋渡しの役割を果たしている。

6.2 実験方法

供試材は表2に示す。実験の概要は図10に示すように、リザボイア管を通して、まず、一定の空隙を残して水を注入し、 N_2 ガスにより60~100 kgf/cm²に加压した後、水圧ポンプにより加压し、破壊に至らしている。試験体は図11に示す通りである。計測は、試験体に取り付けた、歪ゲージ、圧力ゲージタイミングワイヤにより行っている。また、実験後の試験体の変形は、図12のように計測する。初期切欠きは、軸方向に板厚の $\frac{1}{2}$ の深さをもつ機械切欠きを採用している。

6.3 実験結果

実験結果を表3に示す。破壊の瞬間、および、破壊後の試験体の様子を図13, 14に示す。図15にき裂の速度、図16に圧力の変化、図17にき裂先端からみた歪の分布を示す。軸方向歪は破壊発生と同時に引張方向の歪となるが、周方向歪ははじめ圧縮歪を生じ、破断直前に引張方向の歪となる。すなわち、管が楕円状に変形した後に破断する事を示している。

6.4 解析理論と解析結果

き裂伝播中のエネルギー平衡を考慮して、高速延性破壊伝播抵抗値として、管の破壊吸収エネルギーを求める。き裂進展時の系のエネルギー平衡は、次式で与えられる。

$$\frac{dW}{dc} = \frac{dK}{dc} + E_d + E_f \quad (1)$$

ここで、 c ; き裂長さ、 W ; ガスによる外力仕事、 K ; き裂の運動エネルギー、 E_d ; 管の変形エネルギー、 E_f ; 破壊の

吸収エネルギーであり、解析モデルを図18に示す。ガスによる外力仕事 dW/dc は、管の破断面に作用するガス圧力による仕事を表わし次式で求める。

$$\frac{dW}{dc} = \frac{1}{2} p_f \cdot dA \quad (2)$$

ここで、 p_f ; き裂先端圧力、 dA ; 破断面積の変化である。き裂の後方でガス膨張による仕事は、ガス圧が直線的に低下していると仮定すると、このガス圧の作用区間 X は、管直径 D 、き裂開口角 2β を用いて次式で求められる。

$$X = D / \sqrt{\tan \beta} \quad (3)$$

ガスと水を混合した場合、ガス量比 γ を用いて、相当管径 $D\sqrt{\gamma}$ を用いて、次式で与える。

$$X' = D\sqrt{\gamma} / \sqrt{\tan \beta} \quad (4)$$

一方、き裂先端から X' 離れた位置での dA は次式で与えられる。

$$dA = X' D \tan \beta \quad (5)$$

(2), (4), (5)式よりガスの仕事 dW/dc は次式で与えられる。

$$\frac{dW}{dc} = \frac{1}{2} p_f D^2 \sqrt{\gamma \cdot \tan \beta} \quad (6)$$

き裂が停止したときも(1)式が成立すると考えると、 $dK/dc = 0$ また、管の変形エネルギー E_d は、破断後の管断面が円形を保つと仮定し、曲げの塑性変形エネルギーとして、次式で与えられる。

$$E_d = \frac{1}{2} \pi \bar{\sigma} t^2 \left(1 - \frac{D}{2R}\right) \quad (7)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$; フローストレス、 R ; 口開き量が管径と等しくなった時の管半径 ($= 0.675 D$) である。したがって、 E_f ; 破壊の吸収エネルギーは次式で与えられる。

$$E_f = \frac{1}{2} p_f D^2 \sqrt{\gamma \cdot \tan \beta} - \frac{1}{2} \pi \bar{\sigma}^2 t^2 \left(1 - \frac{D}{2R}\right) \quad (8)$$

(8)式に従って、求めた E_f と、シャルピー試験、落重試験による吸収エネルギーの関係を図19, 20に各々示す。これらの図より、小型試験の結果と良い相関関係にあることがわかり、この E_f を材料特性値とみなしてよいことがわかる。

6.5 実機への適用

定常き裂進展時を考える場合、運動エネルギー dK/dc の

項を評価しなければならないが、これはガスのパイプラインの場合、土の運動エネルギーとして与えられる。すなわち、 V_f をき裂の進展速度、 α を比例定数として、次式のようになる。

$$\frac{dK}{dc} = \alpha \cdot D \tan^2 \beta V_f^2 \quad (9)$$

したがって、これを用いて、ガスのパイプラインで定常的に破壊が伝播しない条件は次式で表わされる。

$$E_f > \frac{1}{2} p_f D^2 \sqrt{\gamma \tan \beta} - \alpha D \tan^2 \beta V_f^2 - \frac{1}{2} \pi \bar{\sigma} t^2 \left(1 - \frac{D}{2R} \right) \quad (10)$$

実験結果を用いて、(10)式を実験式に変換すると、

$$E_f > F(D, t, \sigma, \bar{\sigma}) = 0.08 D t \sigma \sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30 D \left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}} \right)^2 - 0.000413 \bar{\sigma} t^2 \quad (11)$$

となる。また、図 19, 20 に示した E_f とシャルピー吸収エネルギー、落重吸収エネルギーの相関関係を用いると、

$$\text{fullsize } C_v(\text{kgf-m}) > \frac{39}{t^{1.5}} \left\{ F(D, t, \sigma, \bar{\sigma}) - 0.43 t + 6 \right\} \quad (12)$$

$$\text{DWT T energy}(\text{kgf-m}) > 16.7 \left\{ F(D, t, \sigma, \bar{\sigma}) + 6 \right\} \quad (13)$$

と表わせ、これらの式よりシャルピー試験や落重試験などの小型実験のデータからも、実機の定常き裂の伝播阻止条件を評価できることになった。

7. 結 語

大型構造物実験は、試験体が、かなり具体化してくるので、材料試験に採用されているような実験と比較すると、その結果の有効な領域というものはかなり小さい。つまり、ある特定の形を有するものについて、しかじかの結果が得られたという場合が多い。しかし、一見その欠点に見えるところが、実は、最も、実機の設計上有用なところであり、大型構造物実験がなされる理由はそこにあるといって過言ではないであろう。新しいものを設計するとき、その必要性が高いのは言うまでもない。ところで、特に大きなプロジェクトの場合、個々の研究所ではとても手に負えなければ、横断的にパイプを横に通して行われることがある。研究者と技術の不足分の補給も行われている例もあるようである。もちろん、そのような場合にかぎらず、多くの部門で併行して仕事を進め

ていくわけであるから、いろいろな調整やマネジメントがより一層重要な役割を占めてくるであろうことは容易に推察される。計画立案から、実験結果整理まで、手際良くこなせるような段取りを準備するのも大型構造物実験の重要な一つの仕事となるようである。

[REFERENCES]

- (1) G.D. Whiteman ; "HSST Program Quarterly Progress Report"
 - (i) Apr.-Jun. 1977 ORNL/NUREG/TM-147
 - (ii) Oct.-Dec. 1977 ORNL/NUREG/TM-194
 - (iii) Jan.-Mar. 1978 NUREG/CR-0106
ORNL/NUREG/TM-209
 - (iv) Apr.-Jun. 1978 NUREG/CR-0310
ORNL/NUREG/TM-239
 - (v) July-Sept. 1978 NUREG/CR-0476
ORNL/NUREG/TM-275
 - (vi) Oct.-Dec. 1978 NUREG/CR-0656
ORNL/NUREG/TM-298
 - (vii) July-Sept. 1979 NUREG/CR-1197
ORNL/NUREG/TM-370
 - (viii) Oct.-Dec. 1979 NUREG/CR-1305
ORNL/NUREG/TM-380
 - (ix) Jan.-Mar. 1980 NUREG/CR-1477
ORNL/NUREG/TM-393
 - (x) July-Sept. 1980 NUREG/CR-1806
ORNL/NUREG/TM-419
 - (xi) Oct.-Dec. 1980 NUREG/CR-1941
ORNL/NUREG/TM-437
- (2) J.G. Merkle ; "An Approximate Method of Elastic-Plastic Fracture Analysis for Nozzle Corner Cracks"

NUREG/CR-0472 ORNL/NUREG/TM-251
- (3) G.C. Smith, P.P. Holz, W. J. Stelzman ; "Crack Extension and Arrest Tests of Axially Flawed Steel Model Pressure Vessels"

NUREG/CR-0126 ORNL/NUREG/TM-196

- (4) G.C. Smith, P.P. Holz
; "Repair Weld Induced Residual Stresses
in Thick - Walled Steel Pressure Vessels"
NUREG/CR-0093 ORNL/NUREG/TM-153
- (5) S.W. Wismer, P.P. Holz
; "Halt - Bead (Temper) Repair Welding
for Heavy - Section Steel Technology
Program Vessels"
NUREG/CR-0113 ORNL/NUREG/TM -177
- (6) T. Tsukikawa. et.al; "Acoustic Emission
Testing During a Burst test of Thick
Walled 2- $\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo Steel Pressure
Vessel", Jour. of Press. Vess. Tech.
Nov. 1980, Vol. 102/353.
- (7) 川口, 塚本; "部分ガスバースト試験によるライン
パイプの高速延性破壊の研究"
造船学会第一分科会資料 1-528-81

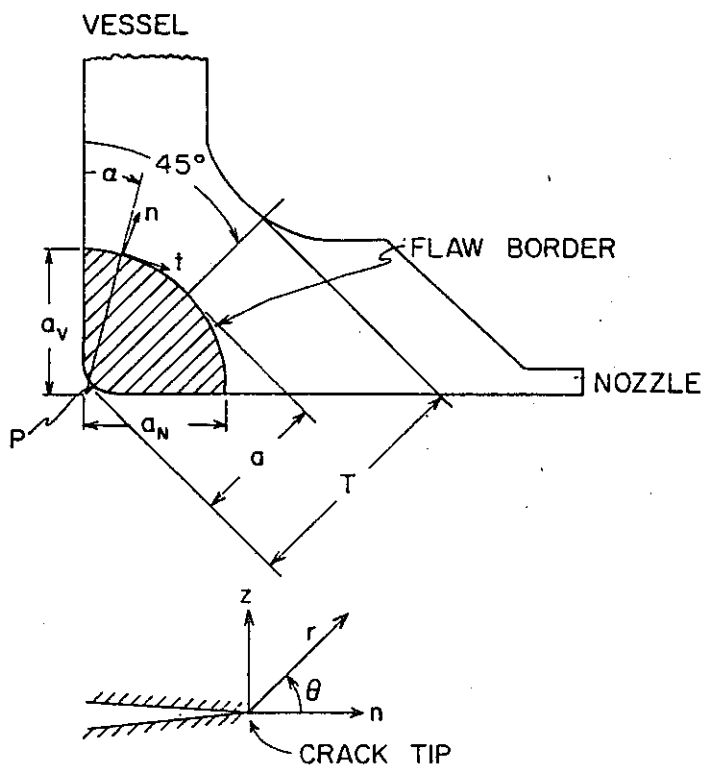


図1. ノズルコーナー部のき裂

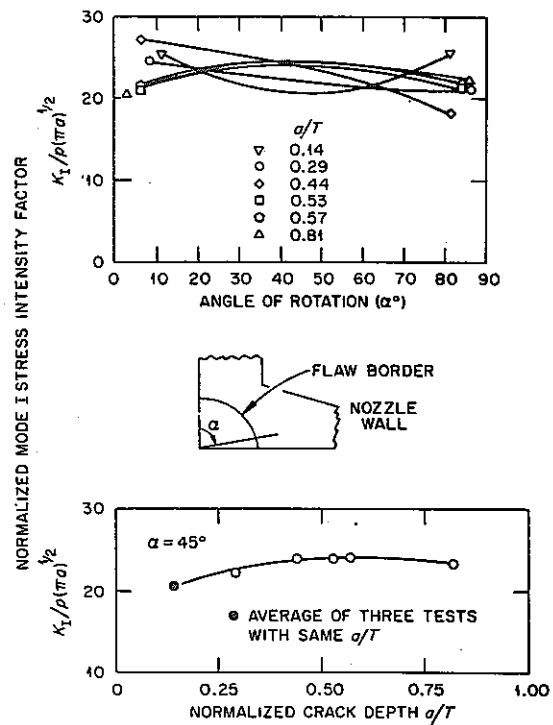


図3. 応力拡大係数

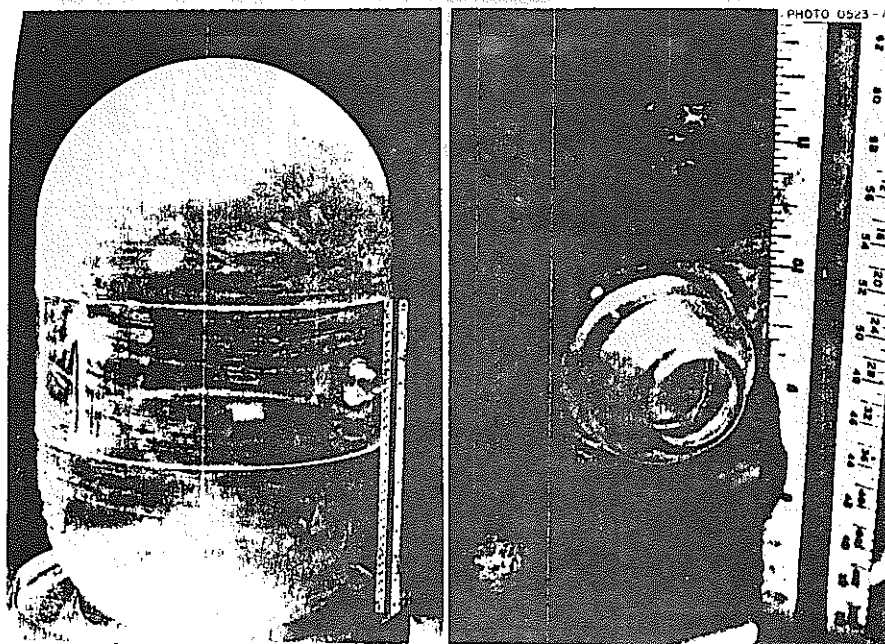


図2. ノズルを有する光弾性材料を用いた圧力容器

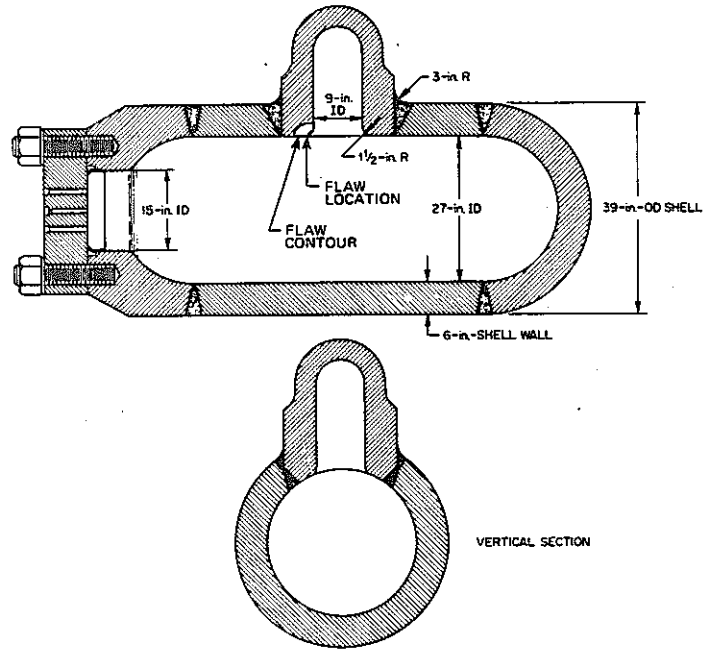


図 4. ノズルコーナー部にき裂を有する圧力容器モデル

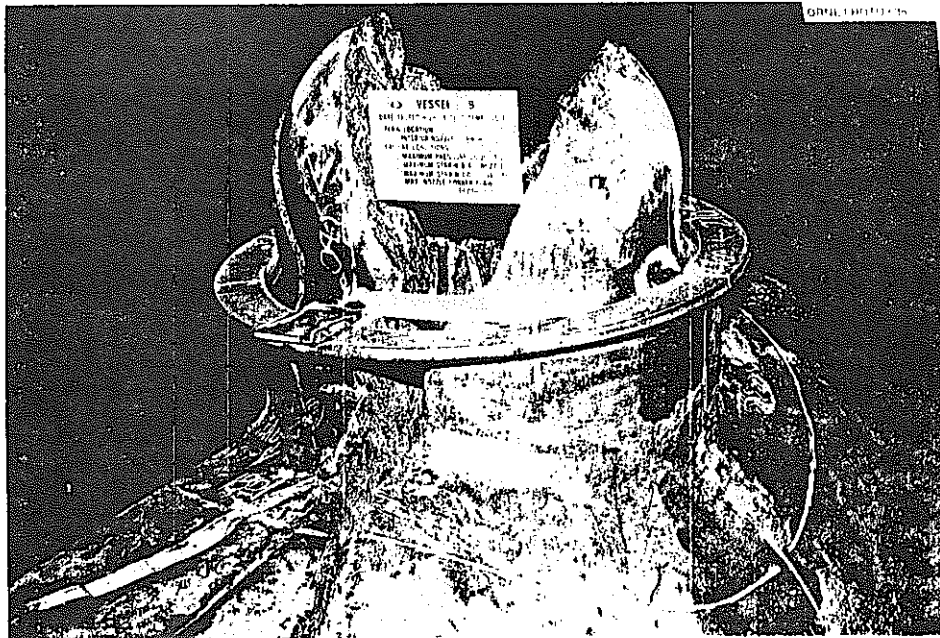


図 5. ノズル部の破壊状況

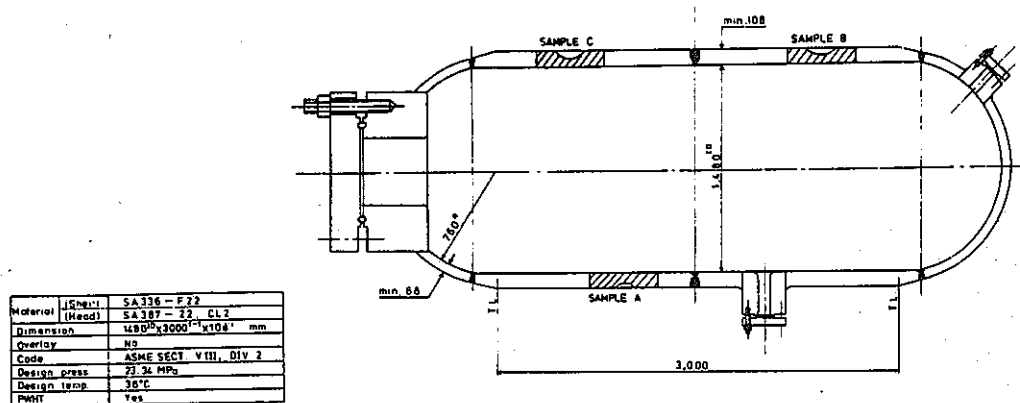


図6. 圧力容器モデル

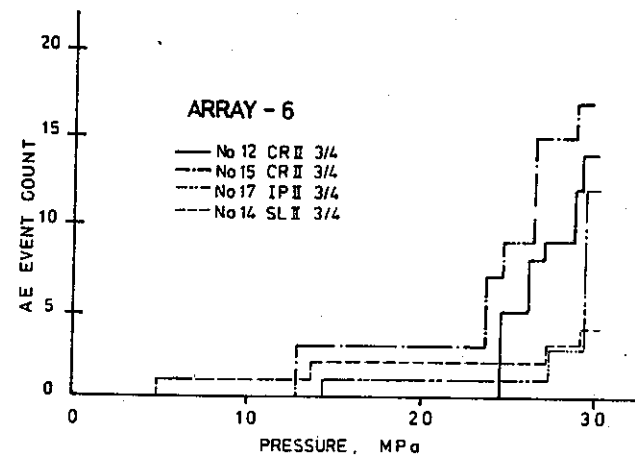


図7. AE カウント数と圧力の関係

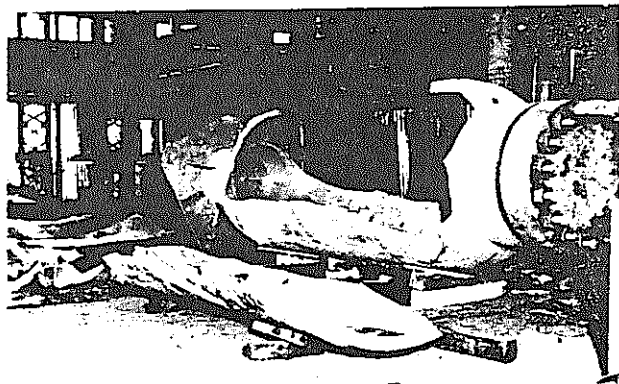


図8. 容器の破壊状況

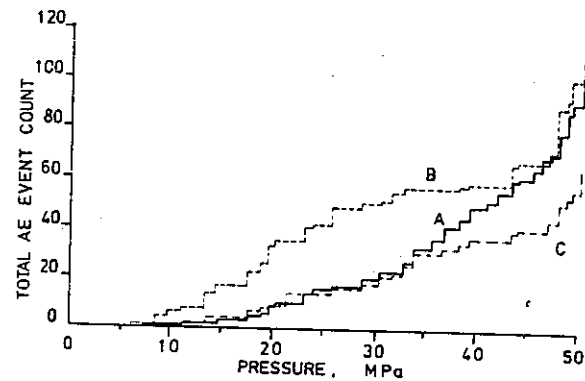


図9. AE カウント数と圧力の関係

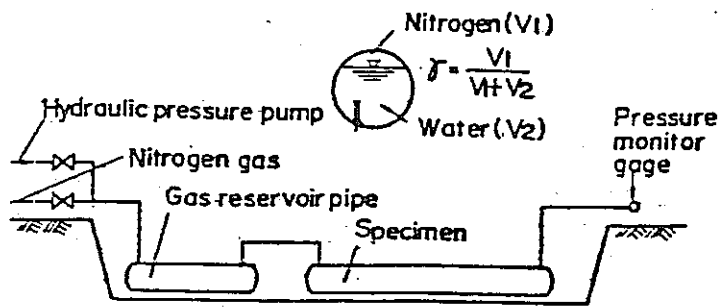


図 10. 実験の概要図

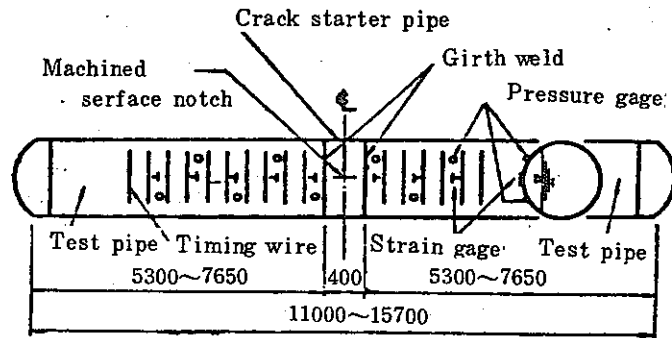


図 11. 試験体

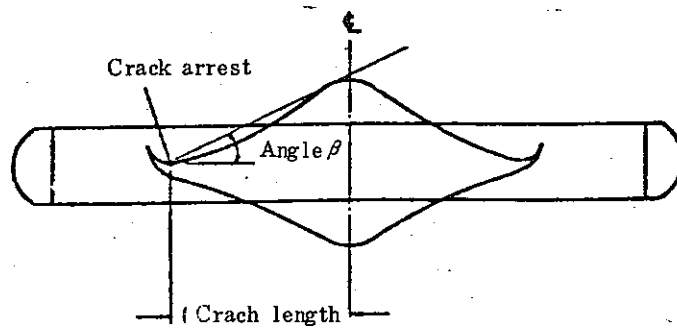


図 12. 試験体の変形

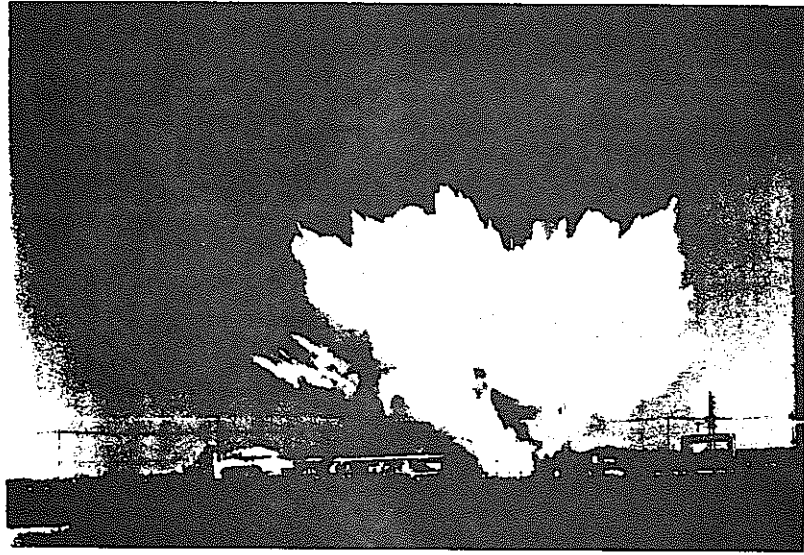


図 13. 破壊の瞬間

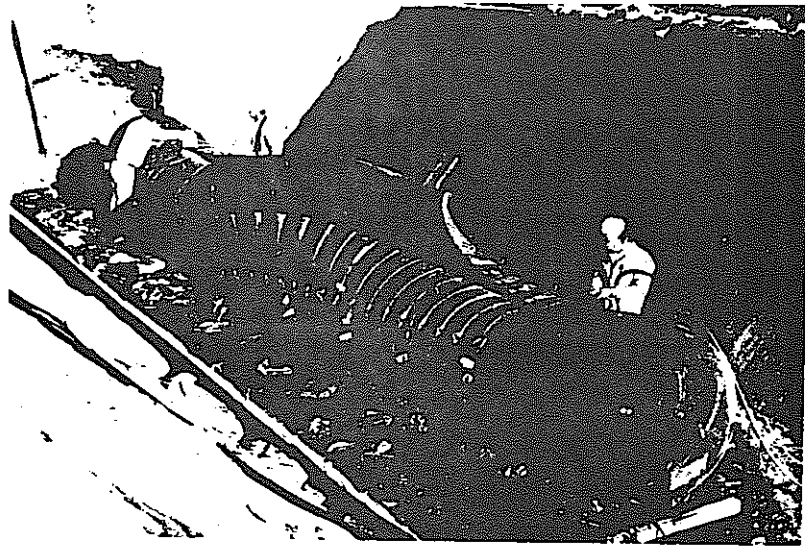


図 14. 破壊後の試験体

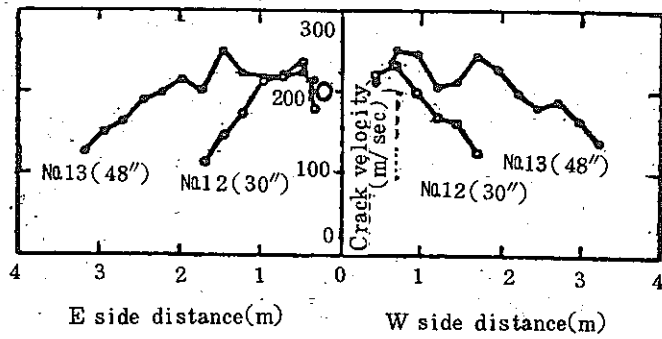


図 15. き裂の速度

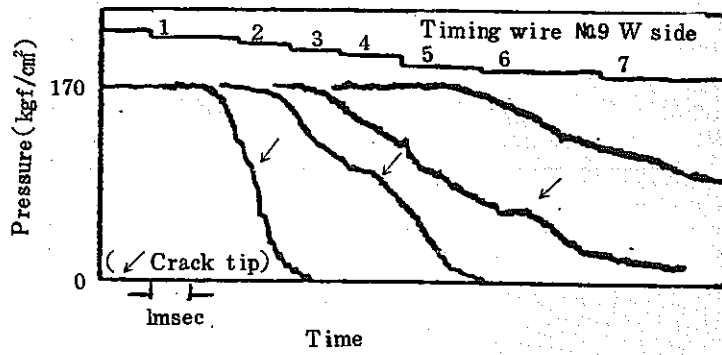


図 16. 圧力の変化

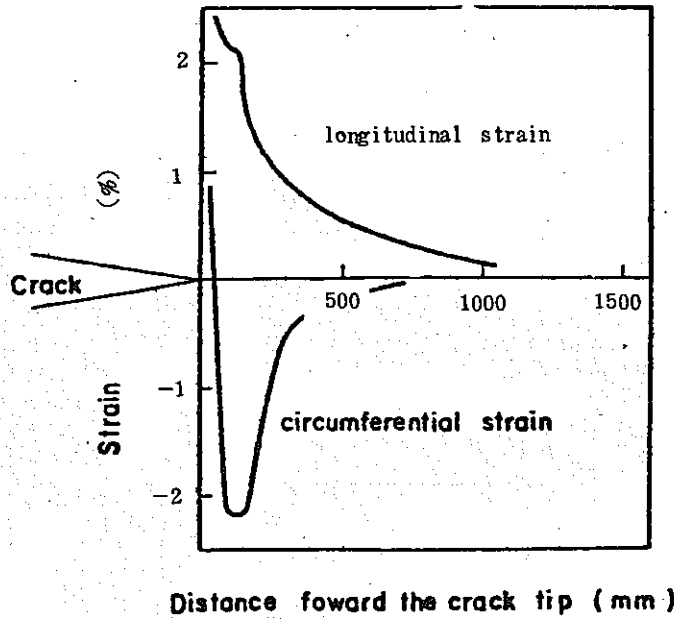


図 17. 歪の分布

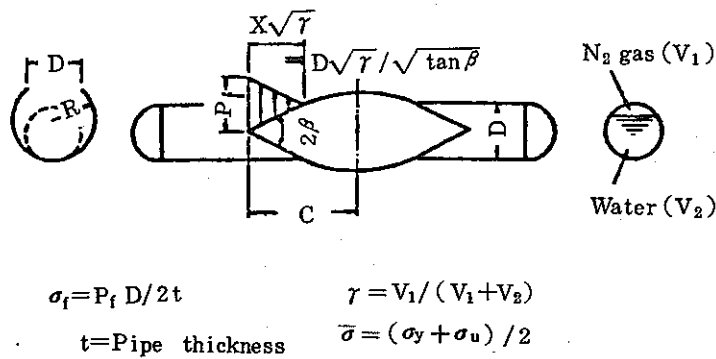


図 18. 解析モデル

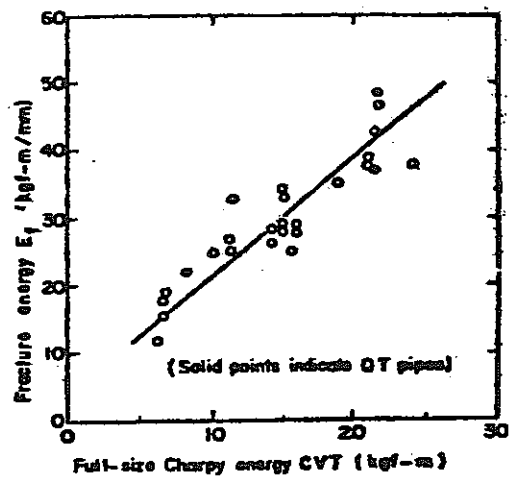


図 19. E_f とシャルピー吸収エネルギーとの関係

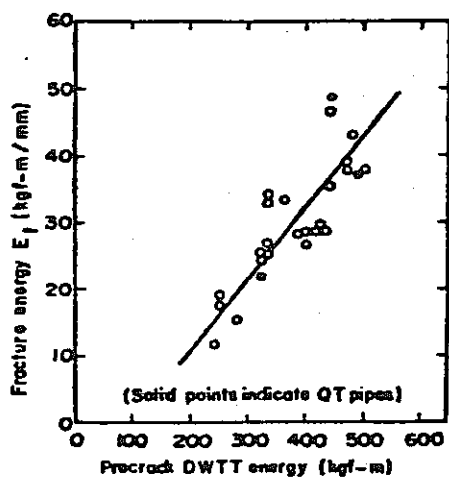


図 20. E_f と落重試験の結果との関係

J. 構成方程式開発の最近の研究

堀江 知 義

1. まえがき

高温構造設計に材料の非弾性挙動を考慮することの必要性が、最近、認識されるようになってきた。高速炉などの高温で使用される機器に対しては、材料の塑性変形あるいはクリープ変形などの非弾性挙動を許容した設計をせざるを得ない場合があるためである。常温の構造物を設計する際、有限要素法などの数値解法による応力解析は、弾性解析あるいは弾塑性解析で十分であるが、高温下ではクリープ現象も加わってくるため、材料の複雑な非線形挙動を記述する構成方程式の確立が望まれている。構成方程式が不適切なものであれば、いくら精密な数値解析を行なっても得られる結果は意味を持たないことになる。

現在使用されている構成方程式の一つに、ORNL (Oak Ridge National Laboratory) 推奨の暫定的な構成方程式⁽¹⁾があり、これについての解説も既にいくつかなされている⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾。この基礎となっている理論は新しいものではないが、多くの実験データから整理して得られたものであり、また、構成方程式自体が増分型であるため、増分型非線形解析プログラムとの適合性も良い。しかし、最近の研究で、塑性変形とクリープ変形の相互作用など、これまでの古典的な理論に従わない挙動が確認されており、これらの挙動を表わせる新しい構成方程式の開発が進められている。

図1に構成方程式開発プロセスの一例を示す⁽⁵⁾。まず最初の段階として、実験データと力学の理論に基づいて検討を行なう。この段階で、弾塑性やクリープ条件下の単軸および多軸試験も行なわれる。次の段階として、構造物に適用し、実験結果とその構成方程式により得られた数値解析結果の比較を行なう。その結果、以下の様に判定される。

- (1) 実際の材料挙動を表わすことができ、設計のために推奨できる。ただし、必要な物性データが足りない場合は、十分なデータが得られるまで推奨は見合わせる。
- (2) 将来の推奨は可能であるが、まだ未解決な点があり、さらに検討を要する。
- (3) 重要な材料特性を表わせない、あるいは計算に不適であるため、推奨は不可能である。

ここでは、構成方程式のベンチマーク解析結果⁽⁶⁾、流れポテンシャル関数の概念に基づく新しい構成方程式⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾について紹介する。

2. 非弾性の構成方程式⁽²⁾⁽⁶⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾

非弾性解析のために各種の構成方程式が提案されているが、これらの構成方程式のほとんどは、全体のひずみを弾性ひずみ、塑性ひずみ、クリープひずみ、熱ひずみの和で表わしている。すなわち、非弾性挙動は時間に依存しない非弾性挙動(弾塑性挙動)と時間に依存する非弾性挙動(クリープ挙動)に分離して定式化される場合が多い。

2.1 塑性の構成方程式

塑性挙動は通常、(1)降伏条件、(2)流れ則、(3)硬化則の3つの要素により記述される。降伏条件にはミーゼスの降伏条件とトレスカの降伏条件の2種類があるが、ミーゼスの降伏条件を使う場合が多く、流れ則としてはミーゼスの関連流れ則がよく使われる。

硬化則としては、代表的なものとして等方硬化則と移動硬化則がある。等方硬化則は塑性変形に伴い降伏曲面の中心の位置は同じで、相似形に大きさだけが変化するもので、

$$f(\sigma_{ij}) = \kappa \quad (1)$$

の形で表わされる。ここで、 σ_{ij} は応力、 f は降伏関数、 κ は相当塑性ひずみ増分 $d\epsilon^p$ の関数である。この等方硬化則では、荷重を反転したときに生じるパウシンガー効果を表わすことはできない。一方、移動硬化則は、降伏曲面の形は変わらず、その中心の位置が移動するもので、

$$f(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) = C \quad (2)$$

の形に書ける。ここに、 α_{ij} は降伏曲面の中心の移動量、 C は定数である。これを図2に示す。移動硬化則で降伏曲面の中心の移動を決める方法として、法線方向に移動させるPrager則と、中心 $\{\alpha\}$ と応力点 $\{\sigma\}$ を結ぶ方向に移動させるZiegler則がある。

さらに、この両者を組み合わせるものに複合硬化理論がある。これは、(2)式の右辺を C ではなく κ としたもので、

$$f(\sigma_{ij} - \sigma_{ij}) = \kappa \quad (3)$$

と表わせる。

このほか、モデル要素を並べて材料の力学的特性を表わすサブレイヤー・モデルがある。これは、図3、4の様、特性の異なる要素の組み合わせによって、応力ひずみ曲線を多曲線近似するもので、バウシinger効果やヒステリシスループをシミュレートできる。

2.2 クリープの構成方程式

クリープの構成方程式としては、材料のクリープ挙動が現在の状態に依存すると考える状態方程式法と、材料に記憶されている応力履歴に依存すると考える記憶理論に基づくものがある。一般に状態方程式法の方がよく使用されている。

状態方程式法は、(1)一定応力等温単軸クリープ則、(2)流れ則、(3)硬化則の3つの要素からなる。クリープ則としては、304、316 ステンレス鋼に対しては Blackburn の式がよく用いられる。また、硬化則には時間硬化則とひずみ硬化則の2種類があるが、これらを図5に示す。同図の上の図の様に、時刻 t_1 まで σ_1 、それ以後は σ_2 の応力を加えるものとする。時刻 t_1 までのクリープひずみは、同図の下の方の σ_1 に対応する曲線上を原点から P まで移動する。時刻 t_1 で応力が σ_2 に変わるが、このときのクリープひずみ速度として、 σ_2 に対応する曲線の時刻 t_1 における傾きを使用するのが時間硬化則、P と同じクリープひずみ値における傾きを使用するのがひずみ硬化則である。一般にはひずみ硬化則の方が実験値とよく一致する。しかし、応力が反転した場合には、そのまま適用すると不都合が生じる。そこで、ORNL では、補助法則を導入した修正ひずみ硬化理論を提案した。すなわち、図6のように、時刻 t_1 で応力が引張り応力 σ_3 から圧縮応力 $-\sigma_1$ に反転した場合、引張りで蓄積されたクリープひずみ ϵ_1 による硬化は無いものとして、硬化量が0から始まるクリープ曲線を適用する。時刻 t_2 でさらに引張りに反転した場合、 ϵ_1 が ϵ_2 に比べて大きい場合は引張り側のひずみ硬化 $\epsilon_1 - \epsilon_2$ が残っているものとして σ_2 の曲線を適用する。 ϵ_1 が ϵ_2 に比べて小さい時はひずみ硬化を0として適用する。

3. ベンチマークテスト

塑性およびクリープの構成方程式として、種々のモデルが開発されているが、実際に設計計算を行なう場合、どの構成方程式を選ぶかによって、得られる結果にかなりの差が生じる可能性がある。そこで、各構成方程式の適用性について統一的に比較検討を行なうベンチマーク

テストが必要となる。ここでは、文献(6)に基づき、日本機械学会で行なわれたベンチマークテストについて紹介する。

3.1 弾塑性変形問題

図7の様に、軸荷重とねじり荷重を組み合わせ、O、A(A'), B(B'), C(C'), D(D') と折れ曲がる荷重を負荷し、その弾塑性挙動を求めている。応力経路の角点の座標は4通りにとってあるが、その一例を表1に示す。この問題設定の意図は

- (1) 経路 OA において、材料を初期等方性でミーゼス型の塑性挙動を示すとした仮定が、どの程度の精度で成り立つかを調べる
- (2) 経路 OAB(OA'B') で、折り曲げる角度が異なった場合、各構成モデルでバウシinger効果がどの様に評価されるかを調べる
- (3) 経路の折り曲げにより、移動則の違いの影響が現われる様子を調べる

ことである。応力-ひずみ曲線は、実験で得られた結果から2直線近似、3直線近似、n乗則近似したものを使用している。また、構成方程式としては、ミーゼスの降伏条件、関連流れ則を用い、硬化理論には、複合硬化理論、修正硬化係数を用いた移動硬化理論、Mroz、Shrivastava、Dubeyの理論、サブレイヤーモデルを使用して、これらを比較している。

結果の一例として、図8に材料特性を2直線近似したときの各理論に基づく解と実験結果の比較を示す。これら、一連の結果から得られる結論としては、

- (1) 材料特性のn乗則近似では、ひずみ量が大きくなると硬化係数が急速に小さくなる性格を持つので、解析において、一度大きなひずみ量が計算されると以後は加速度的に極めて大きなひずみが生じるような結果を招く。
- (2) 実験によるひずみ経路の長さが等方硬化理論による結果より小さく、これは経路折り曲げによって、材料が等方硬化以上に硬化していることを意味している。
- (3) 304 ステンレス鋼では、他の材料に比べていわゆるバウシinger効果による遷移硬化領域が狭いので、全般に、等方硬化理論による解析結果が実験結果にもっとも近い。
- (4) サブレイヤーモデルが理論の性格上、移動硬化とほぼ等価であるように見えるが、それが確認された。
- (5) Mroz系の理論は、原論文によればラチェット変

形解析を対称として考案されたようであるが、この問題のような応力経路に対しては、概して生じるひずみを小さく見積りすぎており、理論が複雑な割にはよい結果を与えない。

3.2 クリープ変形問題

クリープ構成式理論の妥当性を検討する目的から、表2の様な4種類の標準問題を定め、ひずみ硬化理論、ORNL修正ひずみ硬化理論、回復クリープ理論、移動硬化模型、IHI模型、Miller模型の6種類のクリープ構成式理論について検討を行なっている。

結果の一例として、図9に単軸負荷で、漸増応力反転のある場合の結果を示す。一連の結果から得られる、各構成方程式理論の評価として、

- (1) ひずみ硬化理論は、応力方向が大きく変化する場合には何らかの修正が必要であり、ORNL修正ひずみ硬化理論はこの様な修正の一つである
- (2) 回復クリープ理論は、硬化の寄与をスカラー量で表現しているため、ひずみ硬化理論と同様な挙動を示すが、テンソル量で表現する様に改良すれば、応力方向変化のあるクリープに対して、より現実的な予測を与えると考えられる
- (3) ORNL修正ひずみ硬化理論は、応力反転クリープに対して実験結果をよく記述できるとされているが、応力方向変化が 90° 以下の場合には通常のひずみ硬化理論と一致し、応力方向変化が反映されず、将来の改良が望まれる
- (4) 移動硬化模型、IHI模型はほとんど同一の結果を与え、応力方向変化に対して滑らかに追従し、その点ではORNL修正ひずみ硬化理論より優れているが、応力反転後のクリープひずみをORNLの理論より過大に評価することに注意する必要がある
- (5) Miller模型は、定数決定が難しく、これらの標準問題においては、その優位性を示すことができなかった

としている。表3に、これら6種類のクリープ構成式理論の特徴がまとめられている。

4. 構成モデル開発の動向

非弾性挙動を表わす構成方程式には、2章にも述べた通り種々のものがあるが、これらの理論では表わすことのできない材料挙動が実験で確認されている。とくに、これまでの構成方程式は、通常、塑性部分とクリープ部

分に分離して定式化されているため、塑性とクリープの相互作用も含めて統一的に表わすことのできる新しい構成モデルの開発が待たれている。本章では、現行の構成方程式の問題点⁽⁷⁾および、新しく開発されている流れポテンシャル関数に基づく構成方程式⁽⁸⁾⁽⁹⁾について紹介する。

4.1 材料挙動の検討

図10に、 510°C 、単軸荷重を受ける試験片が、クリープ変形後に完全に除荷した際の挙動を示す。除荷期間中のクリープひずみの回復はわずかであるが、その後の再負荷時には明らかにクリープ抵抗が減少している。これは、明らかに状態回復を示している。同図中の破線は、状態回復を考慮しない理論から求まるひずみ速度であり、構成方程式の今後の改善が望まれる。

図11には、 538°C におけるくり返し塑性ひずみの緩和挙動への影響を示している。各サイクルで同じ応力値で応力緩和を起こさせるが、各サイクルに対応した緩和曲線はほとんど差がなく、初期負荷時のものとはほぼ同じである。しかし、緩和後ただちにもとの応力レベルまで再負荷(c→d)すると、緩和に対する抵抗を示す。すなわち、クリープ挙動は、それ以前に受けた塑性ひずみの大きさ、方向に依存することがわかる。

図12の応力-ひずみ関係は、蓄積されたクリープひずみとその後の弾塑性挙動に及ぼす影響を示している。まず、 510°C で、一定ひずみ速度で0.16%軸ひずみを生じるまで負荷する。応力を一定に保ち100時間クリープを起こさせた後、再び一定ひずみ速度で負荷する。蓄積したクリープひずみの影響で、その後の塑性変形は硬化している。

この様な塑性とクリープの相互作用は、これまでの構成方程式では表わすことができない。

4.2 新しい構成モデル

これまでの構成方程式は、ほとんどが、非弾性ひずみは2つの部分、すなわち、時間に依存しない部分(塑性)と時間に依存する部分(クリープ)に分けられるという仮定に基づいている。時間不依存の塑性理論は低温では妥当なモデル化といえるが、高温では、時間が重要な変数となってくる。このため、時間を本質的な変数とする構成方程式の研究が進められている。ここでは、ORNLで行なわれている新しいモデルの研究について述べる。

この新しい構成モデルの基礎は、流れポテンシャル関数

$$\mathcal{Q}(\Sigma, \text{history}) \quad (4)$$

の概念である。これは、現在の応力状態 Σ と変形履歴の関数である。これは、Rice⁽⁸⁾ により導びかれたもので、材料としてはすべり (slip) によって内部状態の再配置の可能な非均質線形弾性体を考える。すべりによる連続モデルと、離散的な転位モデルの二通りの扱いが考えられるが、両方とも同じ時間依存型の応力-ひずみ関係を導く。ただし、転位モデルから導びくのは容易ではない。この結果、ある与えられた変形履歴に対して、現在の非弾性ひずみ速度 $\dot{\tilde{\epsilon}}$ はスカラーの流れポテンシャルから

$$\dot{\tilde{\epsilon}} = \frac{\partial Q(\Sigma, \text{history})}{\partial \Sigma} \quad (5)$$

で与えられる。応力空間における Q 一定の面は、凸な形であることが示される。

これを用いた構成モデルでは、非弾性状態を表わすのに2階のテンソル $\tilde{\alpha}$ を用いる。これは、内部の転位構造と密接な関係を持つ内部応力と考えられる。 Q は与えられた応力値の偏差成分 \tilde{S} と円部応力 $\tilde{\alpha}$ の差、すなわち

$$\tilde{\Sigma} = \tilde{S} - \tilde{\alpha} \quad (6)$$

に依存する。応力の反転に対してはバウシinger効果などが見られ、非弾性ひずみ速度は応力の反転に伴い急激に増大するが、これは内部応力によって説明可能となると考えられる。

材料の等方性、および Q は $\tilde{\Sigma}$ 、 $\tilde{\alpha}$ の2次の不変量のみ依存すると仮定すると

$$Q = [A/(n+1)] \{3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2\}^{(n+1)/2} + [2D/(n+1)] J_2(\tilde{\alpha})^{(n+2)/2} \quad (7)$$

が得られる。ここに、 A 、 n 、 C 、 D 、 Y は材料定数である。

非弾性ひずみ速度を与える流れ則を用いると、(5)、(7) 式より

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{\epsilon}} &= 3A/2 \{3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2\}^{(n-1)/2} \cdot \\ &\quad 3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2 > 0 \text{ のとき} \\ \dot{\tilde{\epsilon}} &= 0 \\ &\quad 3J_2(\tilde{\Sigma}) - Y^2 \leq 0 \text{ のとき} \end{aligned} \quad (8)$$

状態変数 $\tilde{\alpha}$ の変形履歴に伴う変化を与える成長則は Bailey-Orowan 則 Pontar and Leckie の理論⁽⁹⁾ に基づいており

$$\dot{\tilde{\alpha}} = \frac{C}{J_2(\tilde{\Sigma})^{(\beta/2)}} \dot{\tilde{\epsilon}} - DJ_2(\tilde{\alpha})^{(n-\beta-1/2)} \tilde{\alpha} \quad (9)$$

ここで、 β も材料定数である。

図13～図15には、このモデルに基づいて計算された結果を示す。材料定数は538°Cにおける2¼Cr-1Mo鋼のものを用いている。図13は、クリープ回復

テストであり、高温下で荷重を与え、除荷したのち、再負荷する。これによって、再負荷時には初期負荷時に表われるのと同様な1次クリープを示している。これは図10の実験結果で得られている様な、除荷による状態の回復を表わしている。図14は、クリープと塑性の相互作用の計算結果である。まず一定ひずみ速度で負荷し、その後一定応力に保ってクリープさせ、その後、再び一定ひずみ速度で負荷する。この結果、再負荷後の曲線には、蓄積されたクリープひずみによる硬化が見られる。図15は、これとは異ったクリープ-塑性相互作用を示している。同図(a)に荷重履歴を示すが、一定のひずみ速度で103MPaまで負荷する。その後全ひずみを一定に保ち応力緩和を起す。応力緩和の様子が同図(b)である。20時間の応力緩和後、再び103MPaまで負荷し、さらに緩和させる。これを6回まで繰り返した後、一度圧縮応力状態にし、また、引張りで103MPaにする。この7回目の緩和曲線は初期緩和曲線とよく似ている。これは、応力反転の効果によって材料が初期のやわらかい状態に戻ったことを示している。

この新しい構成モデルは、以上の数値実験でもわかるように現行の構成式に比べて、いくつかの利点を持っている。しかし、FEMプログラムへの組込みはあまり簡単にはいかない。このモデルを設計における使用のために推奨するには、さらに経済性についての評価も必要である。

6. あとがき

最近の構成方程式に関する研究のうち、現在ある構成方程式に関して行なわれたベンチマーク問題、および新しい構成モデルに関して紹介した。塑性およびクリープの構成方程式のベンチマーク問題では、各理論によってかなり異なる結果が得られるものがあった。しかしながら、実験データが少ないため、どの理論が良いという結論が得られないのが現状である。また、新しい構成モデルとして流れポテンシャル関数に基づくものは、塑性とクリープの相互作用を表現できるなどかなり有望であるが、計算プログラムとの適合性や経済性などについて今後の検討が必要である。

[REFERENCES]

- (1) Pugh, C.E., Corum, J.M., Liu, K.C. and Greenstreet, W.L., "Currently Recommended Constitutive Equations for Inelastic Design Analysis of FFTF Components", ORNL-TM-3602, 1972.
- (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) Pugh, C. E., "On Establishing Constitutive Equations for Use in Design of High-Temperature Fast-Reactor Structures", Nuclear Engineering and Design, Vol. 51, pp. 23-27, 1978.
- (6) "非弾性解析の設計への適用方法に関する研究", J254 80-02, 日本機械学会, 1980.
- (7) Pugh, C.E. and Robinson, D.N., "Some Trends in Constitutive Equation Model Development for High-Temperature Behavior of Fast-Reactor Structural Alloys", Nuclear Engineering and Design, Vol. 00, pp. 269-276, 1978.
- (8) Rice, J. R., "On the Structure of Stress-Strain Relations for Time-Dependent Plastic Deformation in Metals", Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME, Vol. 37, pp. 728-737, 1970.
- (9) Ponter, A.R.S. and Leckie, F.A., "Constitutive Relationships for the Time-Dependent Deformation of Metals", Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol. 98, pp. 47-51, 1976.
- (10) 山田, "塑性・粘弾性", 1980, 培風館.
- (11) 国尾, "固体力学の基礎", 1977, 培風館.

表 1. 応力経路の角点座標

	σ kgf/mm ²	$\sqrt{3}\tau$ kgf/mm ²
A'	15.38	30.75
B'	15.38	-35.1
C'	-21.5	-35.1
D'	26.2	-35.1

表2. クリープ構成式ベンチマーク問題(材料: 304 ステンレス鋼550°C)

標準問題名	問題番号	応力範囲 (kgf/mm ²) 初期ひずみ (%)	最大時間 (h)
単軸負荷	U-1 (階段状応力増加)	8 ~ 16	1000
	U-2 (漸増応力反転)	8 ~ 16	1000
	U-3 (リラクセーション, $\epsilon_0 = 0.1\%$)	0.1	1000
	U-4 (リラクセーション, $\epsilon_0 = 0.5\%$)	0.5	1000
	U-5 (リラクセーション, $\epsilon_0 = 2.0\%$)	2.0	1000
比例負荷	P-1 (階段状応力増加)	8 ~ 16	1000
	P-2 (漸増応力反転)	8 ~ 16	1000
非比例負荷 (応力ベクトル方向交替)	NA-1 (応力ベクトル方向変化 $\Delta\theta = 45^\circ$)	12	1000
	NA-2 (応力ベクトル方向変化 $\Delta\theta = 90^\circ$)	12	1000
	NA-3 (応力ベクトル方向変化 $\Delta\theta = 135^\circ$)	12	1000
非比例負荷 (応力ベクトル方向回転)	NR-1 (相当応力一定)	12	1000
	NR-2 (相当応力変動)	12, 14	1000

表3. クリープ構成式の評価

番号	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	応力反転(応力 方向変化 180°) に対する精度	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 表わす可能性	総合評価
1	ひずみ硬化理論	◎	◎	○	×	×	×	△
2	ORNL修正 ひずみ硬化理論	◎	△ ²⁾	○	○	△ ²⁾	×	○
3	回復クリープ理論	○	○	○	× ⁴⁾	× ⁴⁾	△	△
4	移動硬化模型	○	○	○	△ ⁴⁾	○ ⁵⁾	×	○
5	I H I 模型	○	○	○	△ ⁴⁾	○ ⁵⁾	×	○
6	Miller 模型	△ ¹⁾	× ³⁾	△	× ⁴⁾	○ ⁵⁾	○	△

注 1) かなり困難であるが、通常用いられている種類の材料試験から決定できる。

2) 応力ベクトル方向が変化する度毎に反転の有無を計算しなければならない煩雑さと、応力ベクトル方向変化が90°以下ではその変化の効果が反映されないという欠点をもつ。

3) 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りか、特別のアルゴリズムが必要。

4) 改善の可能性有り。

5) 実験結果との比較がないので、精度は不明。

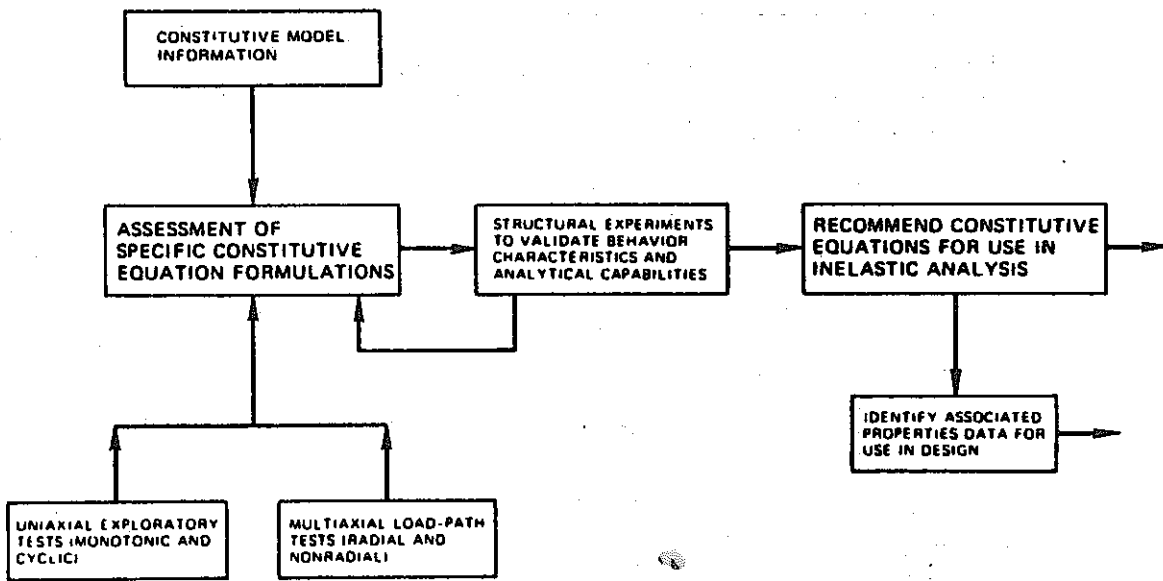


図1. 構成方程式の開発プロセス

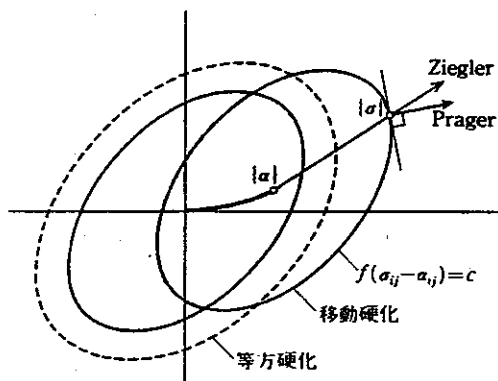


図2. 等方硬化と移動硬化

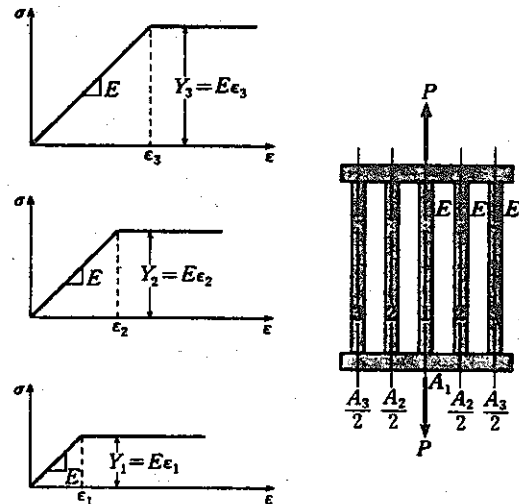


図3. 完全弾塑性体からなるサブレーヤ・モデル

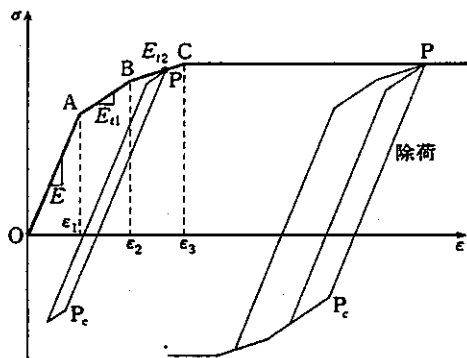


図4. サブレーヤ・モデルの単軸応力-ひずみ曲線とヒステリシス・ループ

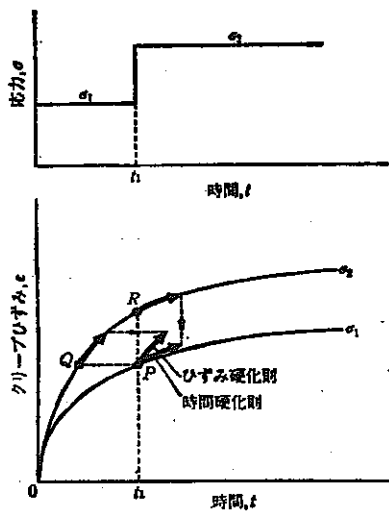


図 5. 変動応力条件下のクリープひずみ

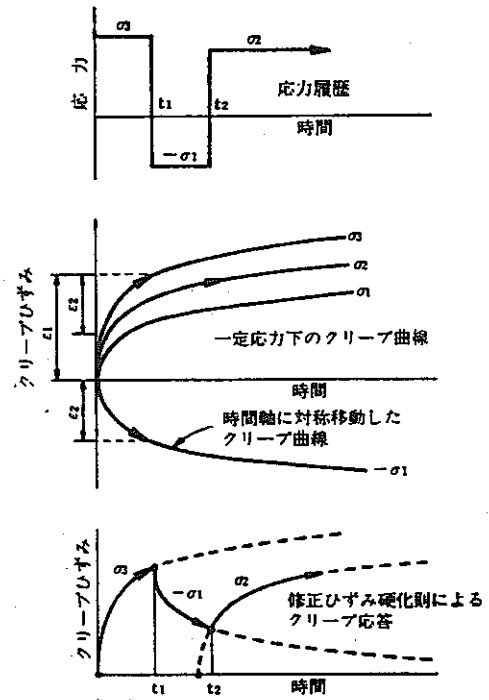


図 6. 繰り返し応力を含む場合のひずみ硬化則による単軸クリープ応答

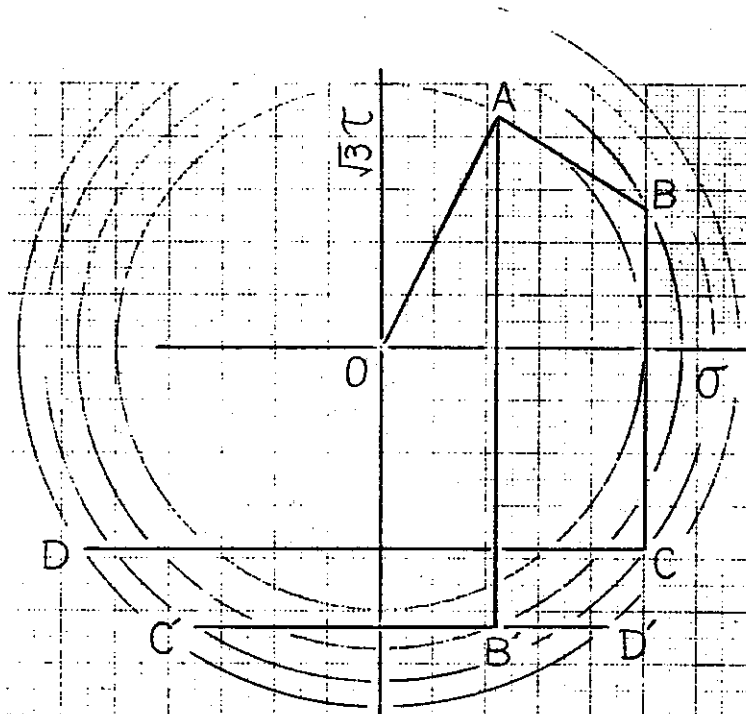


図 7. ベンチマーク問題の応力経路

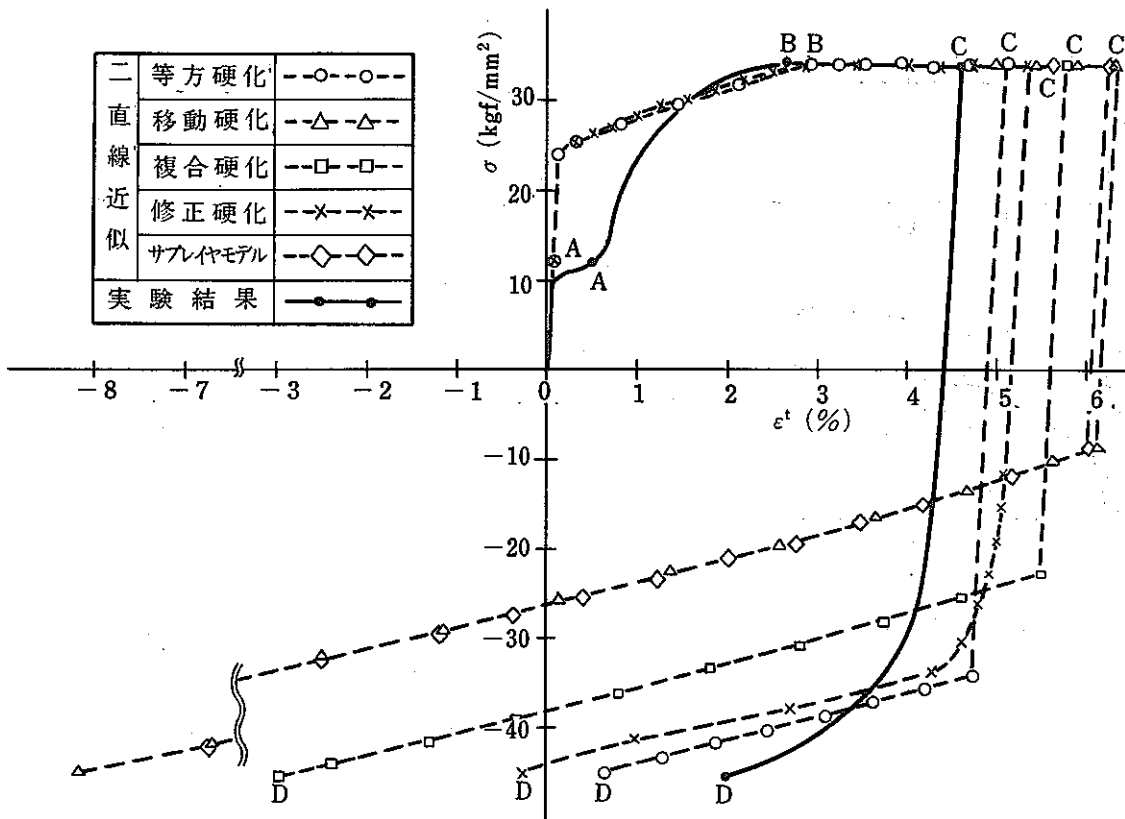


図 8. 材料特性を2直線近似したときの各種理論解と実験結果の比較

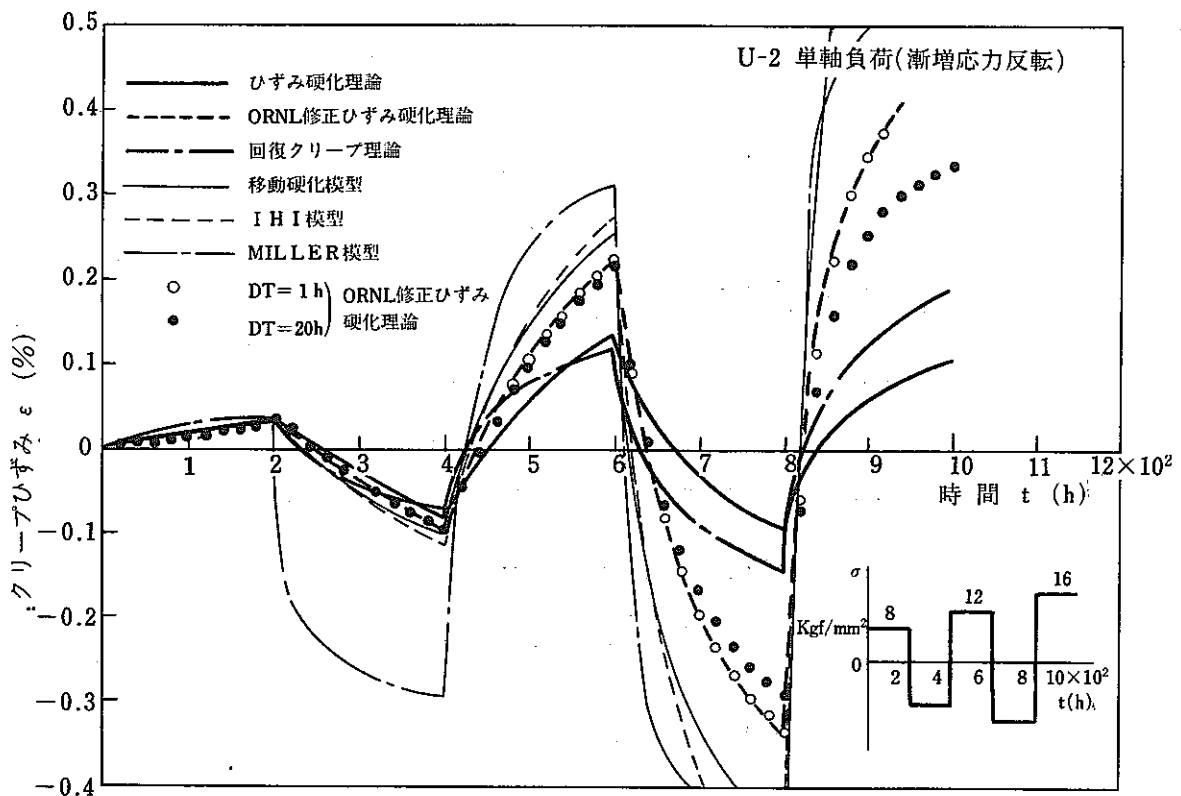


図 9. 単軸負荷の解析結果 (漸次応力反転)

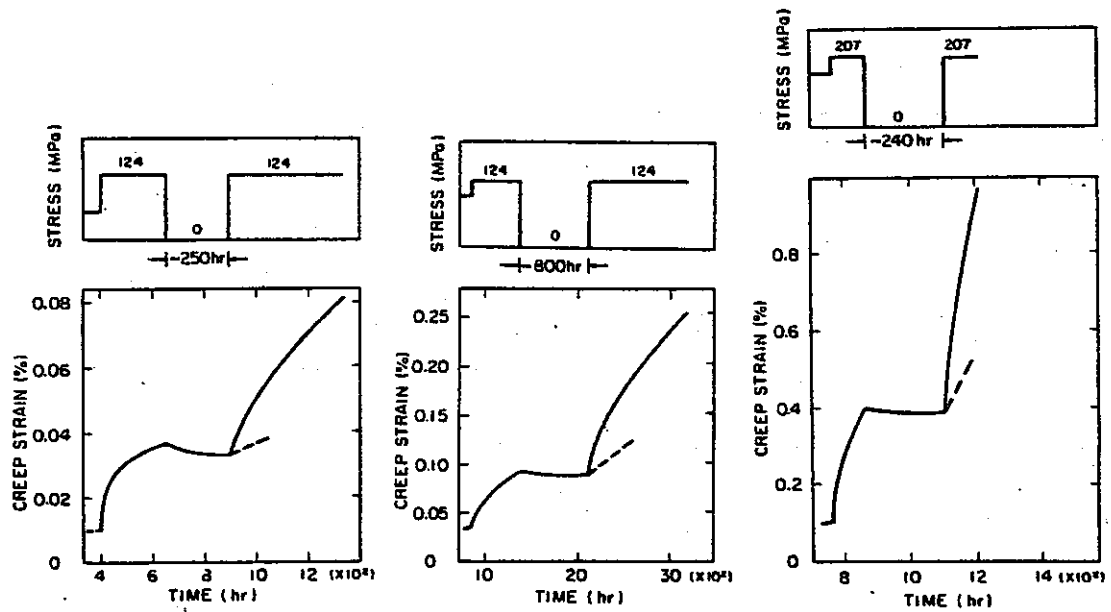


図 10. クリープ回復試験 (2 1/4 Cr-1 Mo 鋼, 510 °C)

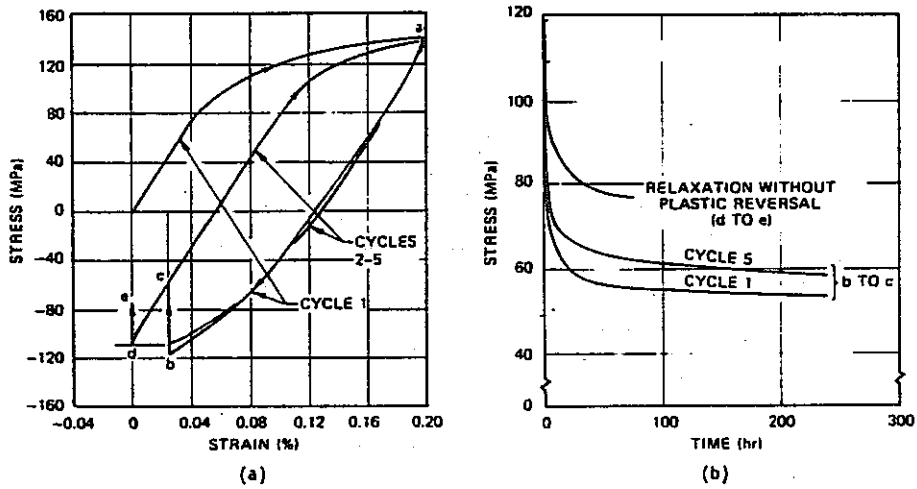


図 11. 応力緩和挙動 (2 1/4 Cr-1 Mo 鋼, 538 °C)

- (a) 負荷した応力-ひずみ経路
- (b) 応力緩和曲線

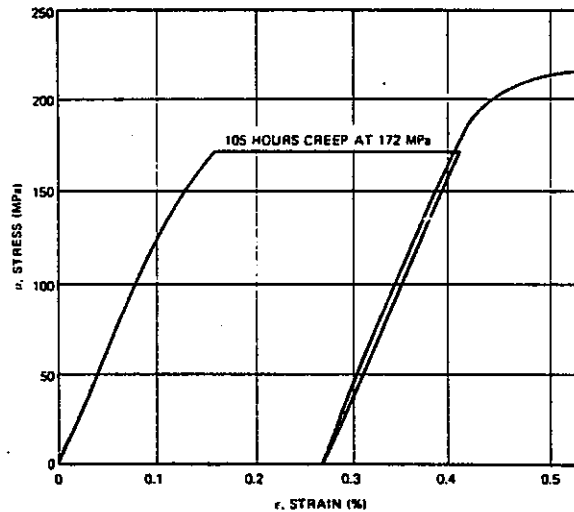


図 12. 蓄積されたクリープひずみの塑性への影響 (2 1/4 Cr-1 Mo, 510 °C)

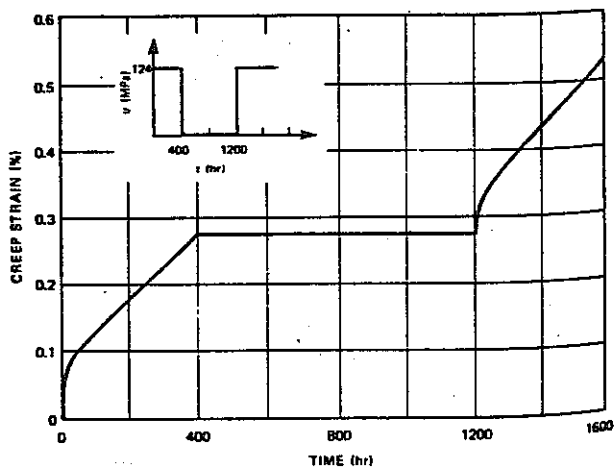


図 13. クリープ回復の計算結果

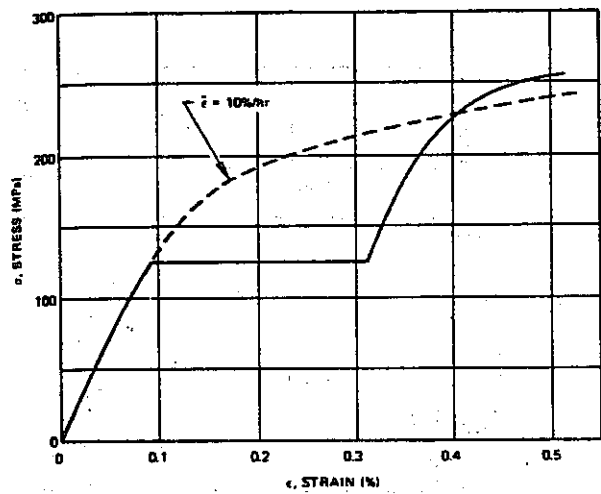
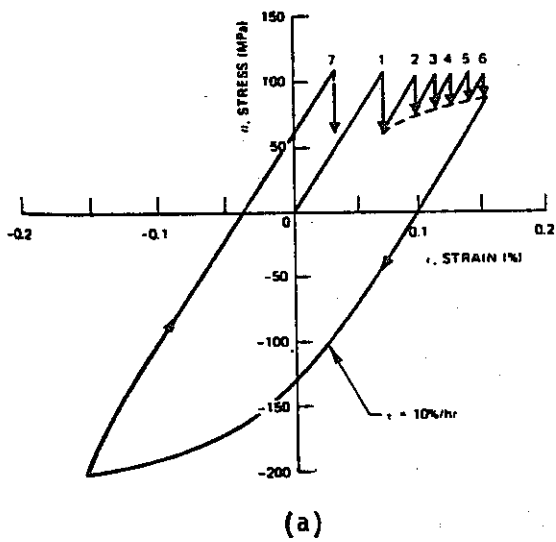
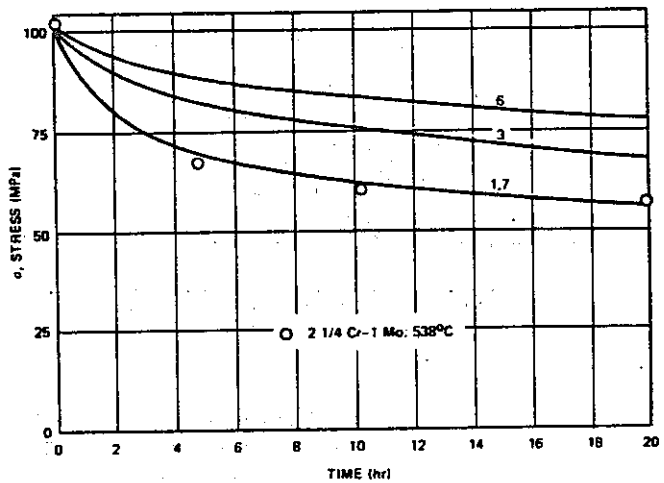


図 14. 蓄積されたクリープひずみの応力-ひずみ関係への影響



(a)



(b)

図 15. 応力緩和挙動の計算値

附 抄訳文献一覧表

- [SPN-80-55] J.Ginszler, "Assessment of Thermal Fatigue Resistance of Some Boiler Steels", 5th International Conference on Pressure Vessel Technology, C50/80, pp.335-338, (1980), (A.Okamoto, IHI).
- [SPN-80-56] W.Spandick, "Study on Thermal Fatigue Endurance under Biaxial Stress State", 5th International Conference on Pressure Vessel Technology, C51/80, pp.339-345, (1980); (T.Takao, Hitachi Zosen).
- [SPN-80-64] K.Kathiresan and S.N.Atluri, "Natural Shaped Flaws at Nozzle Corners with Pressure Loading and Thermal Shock", 5th International Conference on Pressure Vessel Technology, C28/80, pp.163-168, (1980), (K.Aoto, HZS).
- [SPN-80-65] A.H.Priest, "Effect of Temperature and Strain Rate on the Fracture Characteristics of $3\frac{1}{2}$ NCMV Steel used for High Pressure Vessels", 5th International Conference on Pressure Vessel Technology, C53/80, pp.353-360, (1980), (K.Itoga, KHI).
- [SPN-81- 5] R.Ohtani, "Crack Propagation under Creep-Fatigue Interaction", 2nd International Conference on Engineering Aspects of Creep, C226/80, pp.17-22, (1980), (H.Hirayama, University of Tokyo).
- [SPN-81-13] T.Yokobori and H.Sakata, "Studies on Crack Growth Rate High Creep-Fatigue Interaction-I", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, pp.509-522, (1979), (T.Fukuda, University of Tokyo).
- [SPN-81-14] T.Yokobori, H.Sakata and A.T.Yokobori, Jr., "Studies on Crack Growth Rate under High Temperature Creep, Fatigue and Creep-Fatigue Interaction-II", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, pp.523-532, (1979), (T.Fukuda, University of Tokyo).
- [SPN-81-15] T.Yokobori, H.Sakata and T.Yokobori, Jr., "A New Parameter for Prediction of Creep Crack Growth Rate at High Temperature", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, pp.533-539, (1979), (T.Fukuda, University of Tokyo).
- [SPN-81-17] A.Saxena, "Evaluation of C^* for the Characterization of Creep-Crack-Growth Behavior in 304 Stainless Steel", Fracture Mechanics, 20th Conference, ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials, pp.131-151, (1980), (Y.Kanto, University of Tokyo).
- [SPN-81-18] L.S.Fu, "Creep Crack Growth in Technical Alloys at Elevated Temperature-A Review", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, pp.307-330, (1980), (T.Horie, University of Tokyo).
- [SPN-81-19] K.Sadananda and P.Shahinian, "Elastic-Plastic Fracture Mechanics for High-Temperature Fatigue Crack Growth",

Fracture Mechanics, Twelfth Conference, ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials, pp.152-163, (1980), (S.Matsuura, University of Tokyo).

- [SPN-81-20] R.A.Ainsworth and I.W.Goodall, "Proposals for Primary Design above the Creep Threshold Temperature-Homogeneous and Defect-Free Structures", Central Electricity Generating Board, RD/B/N4394, (1978), (T.Aizawa, University of Tokyo).
- [SPN-81-26] J.M.Chern, "A Simplified Approach to Creep Buckling of Structures Under Varying Loads", Trans. ASME, Ser. J, Vol.102, No.2, pp.303-308, (1980), (N.Miyazaki, JAERI).
- [SPN-81-27] L.K.Severud, "Background to the Elastic Creep-Fatigue Rules of the ASME B&PV Code Case 1592", Nuclear Engineering and Design, Vol.45, No.2, pp.449-455, (1978), (A.Okamoto, IHI).
- [SPN-81-28] J.Bialkiewicz, "Influence of Damage on Creep Buckling of a Strut", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.10, pp.933-944, (1980), (Y.Sakai, Yokohama National University).
- [SPN-81-29] P.C.Xirouchakis and N.Jones, "Axisymmetric and Bifurcation Creep Buckling of Externally Pressurised Spherical Shells", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.2, pp.131-148, (1980), (Y.Komori, JAERI).
- [SPN-81-32] I.Berman, "Inelasticity and the ASME Code", Nuclear Engineering and Design, Vol.46, No.2, pp.335-348, (1978), (M.Masuda, JAERI).
- [SPN-81-33] M.Morjaria and S.Mukherjee, "Improved Boundary-Integral Equation Method for Time-Dependent Inelastic Deformation in Metals", International Journal for Numerical Method in Engineering, Vol.15, No.1, pp.97-111, (1980), (Y.Takahashi, University of Tokyo).
- [SPN-81-34] W.E.Haisler and D.R.Sanders, "Elastic-Plastic-Creep-Large Strain Analysis at Elevated Temperature by the Finite Element Method", Computers and Structures, Vol.10, No.2, pp.375-381, (1979), (T.Watanabe, CRC).
- [SPN-81-35] J.T.Boyle, "Fundamental Concepts in the Reference Stress Method for Creep Design", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/5, (1979), (T.Akiyama, IHI).
- [SPN-81-36] G.Maier and J.Munro, "Mathematical Programming Methods in Engineering Plasticity", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/1, (1979), (T.Aizawa, University of Tokyo).
- [SPN-81-39] K.J.Bathe, M.D.Snyder and M.P.Cleary, "On Constitutive Modelling in Finite Element Analysis", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/1, (1979), (S.Miwa, HZS).
- [SPN-81-40] R.A.Ainsworth, "A Note on Bounding Solutions for Creeping Structures Subjected to Load Variations above the Shakedown

Limit", International Journal of Solids and Structures, Vol.15, No.12, pp.981-986, (1979), (T.Nakagawa, Kobe Steel Ltd.).

- [SPN-81-41] J.F.Gludeman, "Integrated Computer-Based Systems Survey and Outlook", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 1/1, (1979), (M.Kyuui, NKK).
- [SPN-81-42] W.S.Edelstein and P.G.Reichel, "On Bounds and Approximate Solutions for a Class of Transient Creep Problems", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.2, pp.107-118, (1980), (Y.Kogo, Yokohama National University).
- [SPN-81-43] J.Zarka, J.J.Engel and G.Inglebert, "On a Simplified Inelastic Analysis of Structures", Nuclear Engineering and Design, Vol.57, No.1, pp.333-368, (1980), (T.Maeda, CRC).
- [SPN-81-46] C.E.Pugh and D.N.Robinson, "Some Trends in Constitutive Equation Model Development for High-Temperature Behavior of Fast-Reactor Structural Alloys", Nuclear Engineering and Design, Vol.48, No.1, pp.269-276, (1978), (T.Horie, University of Tokyo).
- [SPN-81-47] T.H.Hyde, "The Effect of Transverse Pressure Loading on the Thermal Ratcheting of Circular Plates", Journal of Strain Analysis, Vol.15, No.4, pp.217-223, (1980), (K.Mima, Toshiba).
- [SPN-81-48] R.H.Marion, "A New Method of High-Temperature Strain Measurement", Experimental Mechanics, Vol.18, No.4, pp.134-140, (1978), (S.Matsuura, University of Tokyo).
- [SPN-81-49] C.A.Sciammarella and M.P.K.Rao, "Failure Analysis of Stainless Steel at Elevated Temperatures", Experimental Mechanics, Vol.19, No.11, pp.389-398, (1979), (S.Kuga, MAPI).
- [SPN-81-53] M.M.Abo-El-Ata, "Irradiation Effects on the Behavior of Structural Materials at Elevated Temperature", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100 No.2, pp.121-127, (1978), (S.Terada, Kobe Steel Ltd.).
- [SPN-81-54] J.P.Foster, J.E.Kalinowski, D.V.Swenson and A.Boltax, "Technical Basis for Swelling-Irradiation Creep Opposition Testing", Nuclear Engineering and Design, Vol.61, No.3, pp.399-413, (1980), (T.Hashimoto, KHI).
- [SPN-81-55] S.Iwata, S.Ishino and Y.Mishima, "Alloy Design by Automatic Modeling and Estimation of Values from Experimental Data", Journal of The Faculty of Engineering, The University of Tokyo(B), Vol.33, No.4, pp.545-610, (1976), (T.Aizawa and Y.Kanto, University of Tokyo).
- [SPN-81-56] S.Iwata, A.Nogami, S.Ishino, Y.Mishima and Y.Takao, "Materials Data Base for Energy Applications I", IBM Tokyo

Scientific Center Report, G318-1528, (1980), (S.Sakata,
Hitachi).

附 調查文献一覽表

- [1] Abo-El-Ata, M. M., "Irradiation Effects on the Behavior of Structural Materials at Elevated Temperature", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.2, pp.121-127, (1978).
- [2] Aihara, S., Atsumi, K., Sasagawa, K. and Satoh, S., "The Computer Program System for Structural Design of Nuclear Power Plant", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/5, (1979).
- [3] Ainsworth, R. A., "A Note on Bounding Solutions for Creeping Structures Subjected to Load Variations above the Shakedown Limit", International Journal of Solids and Structures, Vol.15, No.12, pp.981-986, (1979).
- [4] Argyris, J. H., Vaz, L. E. and Willam, K. J., "Computational Aspects of Inelastic Analysis", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/2, (1979).
- [5] Balkiewicz, J., "Influence of Damage on Creep Buckling of a Structure", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.10, pp.933-944, (1980).
- [6] Bathe, K. J., Snyder, M. D. and Cleary, M. P., "On Constitutive Modelling in Finite Element Analysis", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/1, (1979).
- [7] Berkner, U., "Plastic Analysis of the Core Barrel Fringe Deformations According to Non-Symmetric Bending Loadings", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/2, (1979).
- [8] Berman, I., "Inelasticity and the ASME Code", Nuclear Engineering and Design, Vol.46, No.2, pp.179-185, (1978).
- [9] Bieniussa, K., "SNR-300, Strategy and State of the Elevated Temperature Design", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.81-84, (1978).
- [10] Boyle, J. T., "Fundamental Concepts in the Reference Stress Method for Creep Design", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/5, (1979).
- [11] Boyle, J. T. and Spence, J., "Elastic-Plastic Analysis Methods for Piping Systems", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/1, (1979).
- [12] Boyle, J. T. and Spence, J., "Inelastic Analysis Methods for Piping Systems", Nuclear Engineering and Design, Vol.57, No.1, pp.369-390, (1980).
- [13] Bui-Quoc, T., "An Engineering Approach for Cumulative Damage in Metals under Creep Loading", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.337-343, (1979).
- [14] Burger, C. P., "Nonlinear Photo Mechanics", Experimental Mechanics, Vol.20, No.11, pp.381-389, (1980).
- [15] Burke, M. A. and Nix, W. D., "A Numerical Analysis of Void Growth

- in Tension Creep", International Journal of Solids and Structures, Vol.15, No.1, pp.55-71, (1979).
- [16] Canetta, G., "Membrane versus Shell Type Elements in Finite Element Analysis of Box Type Buildings", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/4, (1979).
 - [17] Carpinteri, A. and Lorenzini, E., "Thermal Shock in a Nuclear Fuel Element with Cladding", Nuclear Engineering and Design, Vol.61, No.1, pp.1-12, (1980).
 - [18] Chen, T. H., Sawruk, W. and Chang, R., "Safety Investigation of a Spent Fuel Pool for Installation of High Capacity Fuel Racks", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/9, (1979).
 - [19] Chen, W. H., "Finite Deformation, Elastoplastic Incremental Finite Element Analysis of Ductile Metal Structures", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/5, (1979).
 - [20] Cheng, S. Y., Hsu, T. R. and Too, J. J. M., "An Integrated Load Increment Method for Elasto-Plastic Stress Analysis", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.15, No.6, pp.833-842, (1980).
 - [21] Chern, J. M., "A Simplified Approach to Creep Buckling of Structures under Varying Loads", Trans. ASME, Ser. J, Vol.102, No.2, pp.303-308, (1980).
 - [22] Chopra, O. K. and Natesan, K., "Representation of Elevated-Temperature Tensile Behavior of Type 304 Stainless Steel in a Sodium Environment", Trans. ASME, Ser. H, Vol.99, No.4, pp.366-371, (1977).
 - [23] Clay, B. D. and Stride, R., "The Creep Rupture Properties of Beta-Phase Zircaloy-2 Cladding in the Region 1000-1500°C", Nuclear Engineering and Design, Vol.48, Nos.2 & 3, pp.497-504, (1978).
 - [24] Dang, H. N. and Palgen, L., "Shakedown Analysis by Displacement Method and Equilibrium Finite Element", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/3, (1979).
 - [25] Delph, T. J., "A Comparative Study of Two State-Variable Constitutive Theories", Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.4, pp.327-336, (1980).
 - [26] Dubois, J. J., Bianchini, J. C. and De Rouvray, A., "Coupled Damage Modes(CDM) Plasticity Models for the Simulation of Complex Materials Used in Reactors", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/5, (1979).
 - [27] Edelstein, W. S. and Reichel, P. G., "On Transient Creep Bounds and Approximate Solution for the Torsion of Thin Strips", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.12, pp.1053-1058, (1980).

- [28] Edelstein, W. S. and Reichel, P. G., "On Bounds and Approximate Solutions for a Class of Transient Creep Problems", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.2, pp.107-118, (1980).
- [29] Ellis, J. R., Robinson, D. N. and Pugh, C. E., "Behavior of Annealed Type 316 Stainless Steel under Monotonic and Cyclic Biaxial Loading at Room Temperature", Nuclear Engineering and Design, Vol.47, No.1, pp.115-123, (1978).
- [30] Findlay, W. N., Cho, U. W. and Ding, J. L., "Creep of Metals and Plastics under Combined Stresses, A Review", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.365-368, (1979).
- [31] Fistedis, S. H., "Response of Breeder Reactor Components and Systems to Abnormal Events", Nuclear Engineering and Design, Vol.49, No.1 & 2, pp.3-15, (1978).
- [32] Foster, J. P., Kalinowski, J. E., Swenson, D. V. and Boltax, A., "Technical Basis for Swelling-Irradiation Creep Opposition Testing", Nuclear Engineering and Design, Vol.61, No.3, pp.399-414, (1980).
- [33] Freeman, B. C., "The Estimation of Creep Crack Growth Rates by Reference Stress Method", International Journal of Fracture, Vol.15, No.2, pp.179-190, (1979).
- [34] Gamby, C. and Pietri, P., "Thermal Shocks in Solar Boiler Tubes and Mechanical Tolerance to Heating Velocity", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/3, (1979).
- [35] Gilbert, E. R. and Blackburn, L. D., "Creep Deformation of 20 Percent Cold Worked Type 316 Stainless Steel", Trans. ASME, Ser. H, Vol.99, No.2, pp.168-180, (1977).
- [36] Gloudeman, J. F., "Integrated Computer-Based Systems : Survey and Outlook", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/1, (1979).
- [37] Godbout, P. and Brais, A., "A Mechanistic Assessment of Structural Failure for Missile Impacts on Concrete Structures", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/10, (1979).
- [38] Goodall, I. W., Leckie, F. A., Ponter, A. R. S. and Townley, C. H. A., "The Development of High Temperature Design Methods on Reference Stresses and Building Theorems", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.349-355, (1979).
- [39] Gortemaker, P. C. M. and De Pater, C., "A Finite Element Formulation for Large Elastic-Plastic Deformations", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/6, (1979).
- [40] Goudreau, G. L., "Algorithmic and Other Aspects of Large Scale Lagrangian Computation by Finite Element and Finite Difference Techniques", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/7, (1979).

- [41] Greenstreet, W. L., "Review of Time-Dependent Fatigue Behavior of Structural Alloys", Nuclear Engineering and Design, Vol.50, No.3, pp.411-424, (1978).
- [42] Griffin, D. S., "Inelastic Structural Analysis - Design Implications and Experience", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.11-21, (1978).
- [43] Hahn, G. J., "Statistical Methods for Creep, Fatigue and Fracture Data Analysis", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.344-348, (1979).
- [44] Hart, E. W., "Constitutive Relation for Non-Elastic Deformation", Nuclear Engineering and Design, Vol.46, No.1, pp.179-185, (1978).
- [45] Haug, E., Locci, J. M. and Arnaudeau, F. C., "A General Finite Element Program for the Nonlinear Thermomechanical Analysis of Structures", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/3, (1979).
- [46] Haupt, P., "Systematic Development of Thermomechanical Constitutive Equation for Inelastic Analysis", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.29-34, (1978).
- [47] Henderson, J., "An Investigation of Multi-Axial Creep Characteristics of Metals", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.356-364, (1979).
- [48] Hibbeler, R. C., "Viscous Growth of Thin Pressurized Shells Subjected to Thermal Cycling", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/6, (1979).
- [49] Horvay, G., Stockton, F. D. and Veluswami, M. A., "Dynamic Plastic Buckling of Shells : A Reconsideration of the Vaughan-Florence Analysis", 5th SMiRT, Berlin, German, L 4/8, (1979).
- [50] Hua, L. H., "Super Element Model Development and Analysis of the Mark I Torus Structure", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/6, (1979).
- [51] Huang, F. H. and Wire, G. L., "Techniques Developed for Elevated Temperature Fracture Toughness Testing of Irradiated Materials in Thin Sections", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.403-406, (1979).
- [52] Hung, S. and Cozzarelli, F. A., "Some Analytical and Numerical Results for Cladded Fuel Rods Subjected to Thermo-Irradiation Induced Creep", Nuclear Engineering and Design, Vol.55, No.1, pp.97-122, (1979).
- [53] Hyde, T. H., "The Effect of Transverse Pressure Loading on the Thermal Ratcheting of Circular Plates", Journal of Strain Analysis, Vol.15, No.4, pp.217-223, (1980).
- [54] Iino, Y., "The Recrystallization Technique for Local Plastic Zone Observation in Type 304 Stainless Steel in the Temperature Range of

-196° to 950°C", Experimental Mechanics, Vol.20, No.9, pp.316-319, (1980).

- [55] Inbasakaran, M., Pandarinathan, V. G. and Krishnamoorthy, C. S., "Three Dimensional Finite Element Linear Analysis of Reinforced Concrete Structures", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/7, (1979).
- [56] Ishizaki, T. and Bathe, K. J., "On Finite Element Large Displacement and Elastic-Plastic Dynamic Analysis of Shell Structures", Computers and Structures, Vol.12, No.3, pp.309-318, (1980).
- [57] James, L. A., "Frequency Effects in the Elevated Temperature Crack Growth Behavior of Austenitic Stainless Steels - A Design Approach", Trans. ASME, Ser. J, Vol.101, No.2, pp.171-176, (1979).
- [58] Janson, J., "Damage Model of Creep-Fatigue Interaction", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, No.2, pp.397-403, (1979).
- [59] Javaherian, H., Dowing, P. J. and Lyons, L. P. R., "Nonlinear Finite Element Analysis of Shell Structures Using the Semi-Loof Element", Computers and Structures, Vol.12, No.1, pp.147-159, (1980).
- [60] Khatua, T. P. and Al-Dabbagh, A., "Nonlinear Finite Element Analysis of RC Structures Subjected to Thermal Load", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/8, (1979).
- [61] Klueh, R. L. and Oakes, R. E., Jr., "Strain Rate Effects on the Elevated-Temperature Tensile Behavior of a Bainitic 2 1/4Cr-1Mo Steel", Trans. ASME, Ser. H, Vol.99, No.4, pp.350-358, (1977).
- [62] Klueh, R. L., "Creep and Creep-Rupture Behavior of a Bainitic 2 1/4Cr-1Mo Steel", International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol.8, No.3, pp.165-185, (1980).
- [63] Knowles, N. C., Trbojevic, V. M. and Stoker, J. R., "Engineering Capabilities of the ASASIN Program", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/6, (1979).
- [64] Komatsu, S., Nara, S. and Kitada, T., "Elasto-Plastic Analysis of Orthogonally Stiffened Plate with Initial Imperfections under Uniaxial Compression", Computers and Structures, Vol.11, No.5, pp.429-437, (1980).
- [65] Koterazawa, R. and Mori, T., "Applicability of Fracture Mechanics Parameters to Crack Propagation under Creep Condition", Trans. ASME, Ser. H, Vol.99, No.4, pp.298-305, (1977).
- [66] Krishnan, V. N. R., Mutoh, Y. and McEvily, A. J., "An Analysis of Crack Extension in Creeping Solids", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, No.4, pp.819-828, (1980).
- [67] Laflen, J. H. and Stouffer, D. C., "An Analysis of High Temperature

- Metal Creep Part I : Experimental Definition of an Alloy", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.4, pp.363-370, (1978).
- [68] Laflen, J. H. and Stouffer, D. C., "An Analysis of High Temperature Metal Creep Part II : A Constitutive Formulation and Verification", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.4, pp.371-380, (1978).
 - [69] Leis, B. and Laflen, J. H., "A Damage Postulate for Nonproportional Cyclic Plasticity", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/2, (1979).
 - [70] Lemaitre, J. and Plumtree, A., "Application of Damage Concepts to Predict Creep-Fatigue Failures", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.3, pp.284-292, (1979).
 - [71] Levy, A., "Finite Element Three-Dimensional Elastic-Plastic Creep Analysis", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/2, (1979).
 - [72] Lloyd, G. J. and Walls, J. D., "Propagation of Fatigue Cracks from Surface Flaws in Austenitic Type 316 Butt Welds", Engineering Fracture Mechanics, Vol.13, No.4, pp.897-911, (1981).
 - [73] Lloyd, G. J. and Wareing, J., "Stable and Unstable Fatigue Crack Propagation during High Temperature Creep-Fatigue in Austenitic Steels : The Role of Precipitation", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.3, pp.275-283, (1979).
 - [74] Lobitz, D. W. and Nickel, P. E., "Multiaxial Creep-Fatigue Damage", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.61-67, (1978).
 - [75] Long, S. S., "High Temperature and Constitutive Equation for 1Cr-1/2Mo Steel", Trans. ASME, Ser. J, Vol.100, No.3, pp.246-255, (1978).
 - [76] Maier, G. and Munro, J., "Mathematical Programming Methods in Engineering Plasticity", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/1, (1979).
 - [77] Majumdar, S., "Designing against Low-Cycle Fatigue at Elevated Temperature", Nuclear Engineering and Design, Vol.63, No.1, pp.121-135, (1981).
 - [78] Majumdar, S., "Importance of Strain Rate in Elevated-Temperature Low-Cycle Fatigue of Austenitic Stainless Steels", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.55-60, (1978).
 - [79] Malkus, D., "Finite Element with Penalties in Nonlinear Elasticity", International Journal for Numerical Method in Engineering, Vol.16, pp.121-136, (1980).
 - [80] Manson, S. S. and Ensign, C. R., "A Quarter-Century of Progress in the Development of Correlation and Extrapolation Methods for Creep Rupture Data", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.317-325, (1979).
 - [81] Marion, R. H., "A New Method for High-Temperature Strain

- Measurement", *Experimental Mechanics*, Vol.18, No.4, pp.134-140, (1978).
- [82] Mark, R. and Findley, W. N., "Concerning a Creep Surface Derived from a Multiple Representation for 304 Stainless Steel under Combined Tension and Torsion", *Trans. ASME, Ser. E, Vol.45, No.4*, pp.773-779, (1978).
- [83] May, I. L., "Developments in Parametric Methods for Handling Creep and Creep-Rupture Data", *Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4*, pp.326-330, (1979).
- [84] Middleton, J., "Optimal Shapes of Pressure Vessel Heads to Minimize Shearing Stress", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/1, (1979).
- [85] Miller, A. K., "Modelling of Cyclic Plasticity with Unified Constitutive Equations : Improvements in Simulating Normal and Anomalous Bauschinger Effects", *Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.2*, pp.215-222, (1980).
- [86] Miller, A. K., "A Unified Approach to Predicting Interaction among Creep, Cyclic Plasticity and Recovery", *Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1*, pp.35-43, (1978).
- [87] Mondkar, D. P. and Powell, G. H., "Further Developments of Capabilities in the Program ANSR for Nonlinear Finite Element Analysis", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 1/4, (1979).
- [88] Morel, A., Zolzettich, A., Jullien, F., Somma, E. and Amir-Mazaheri, D., "Comparison between a 3D Photoelastic Model and an Axisymmetric Finite Element Calculus", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/8, (1979).
- [89] Morel, A., Rodet, E., Besnier, F. and Rozenblum, G., "Study of an Axisymmetric Model for the Parametric Analysis of a 3D Complex Steel Structure", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/7, (1979).
- [90] Morjaria, M. and Mukherjee, S., "Improved Boundary-Integral Equation Method for Time-Dependent Inelastic Deformation in Metals", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/3, (1979).
- [91] Morjaria, M. M. and Mukherjee, S., "Improved Boundary-Integral Equation for Time-Dependent Inelastic Deformation in Metals", *International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.15, No.1*, pp.97-111, (1980).
- [92] Murray, D. W., Chitnuyanondh, L. and Wong, C., "Computer Implementation of an Elastic-Plastic Concrete Relationship", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/4, (1979).
- [93] Murza, J. C. and McMahon, C. J., Jr., "The Effects of Composition and Microstructure on Temper Embrittlement in 2 1/4Cr-1Mo Steel", *Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.4*, pp.369-375, (1980).

- [94] Nagtegaal, J. C. and De Jong, J. E., "Some Computational Aspects of Elastic-Plastic Large Strain Analysis", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.17, No.1, pp.15-41, (1981).
- [95] Noor, A. K. and Peters, J. M., "Nonlinear Analysis via Global-Local Mixed Finite Element Approach", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.15, No.9, pp.1363-1380, (1980).
- [96] Norris, D. M., Jr., Reaugh, J. E., Moran, B. and Quinones, D. F., "A Plastic-Strain, Mean-Stress Criterion for Ductile Fracture", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.3, pp.279-286, (1978).
- [97] Ohtani, R. and Taira, S., "Effects of Nonlinear Stress-Strain Rate Relation on Deformation and Fracture of Materials in Creep Range", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.369-373, (1979).
- [98] Ohtsubo, H. and Watanabe, O., "Stress Analysis of Pipe Bend by Ring Element", Trans. ASME, Ser. J, Vol.100, No.1, pp.112-122, (1978).
- [99] Ostergren, W. J. and Krempel, E., "A Uniaxial Damage Accumulation Law for Time-Varying Loading Including Creep-Fatigue Interaction", Trans. ASME, Ser. J, Vol.101, No.2, pp.118-124, (1979).
- [100] Petroski, S. H. and Glazik, J. L., "Effects of Cracks in Irradiation-Embrittled Hexagonal Subassembly Ducts", Nuclear Engineering and Design, Vol.49, No.1 & 2, pp.51-68, (1978).
- [101] Pilkington, R. and Smith, E., "Creep Crack Growth under LEFM Conditions", Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.4, pp.347-349, (1980).
- [102] Pizzo, P. P., "Rate Equations for Elevated Temperature Creep", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.396-402,(1979).
- [103] Polizzotto, C., Mazzarella, C. and Panzeca, T., "Local Bounds on Dissipation Energy in Shakedown Theory", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/4, (1979).
- [104] Powell, G. H., De Villiers, I. P. and Litton, R. W., "Implementation of Endochronic Theory for Concrete with Extension to Include Cracking", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/6, (1979).
- [105] Pugh, C. E., "On Establishing Constitutive Equations for Use in Design of High Temperature Fast-Reactor Structure", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.23-27, (1978).
- [106] Radhakrishnan, V. M., "Cumulative Damage in Creep", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, No.2, pp.373-383, (1979).
- [107] Radhakrishnan, V. M. and McEvily, A. J., "A Critical Analysis of Crack Growth in Creep", Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.2, pp.200-206, (1980).
- [108] Radhakrishnan, V. M. and McEvily, A. J., "Effect of Temperature on

- Creep Crack Growth", Trans. ASME, Ser. H, Vol.102, No.4, pp.350-355, (1980).
- [109] Rao, M. S. M., Narayanan, T. V. and Guputa, G. D., "Inelastic Analysis of Nonaxisymmetrically Heated Thick Cylindrical Shells", Trans. ASME, Ser. J, Vol.101, No.3, pp.235-241, (1979).
- [110] Rashid, Y. R. and Sharabi, M. N., "Strain-Rate Dependent Plasticity in Thermo-Mechanical Transient Analysis", Nuclear Engineering and Design, Vol.57, No.1, pp.41-48, (1980).
- [111] Reich, M. and Esztergar, E. P., "Compilation of References, Data Sources and Analysis Method for LMFBR Primary Piping System Components", Nuclear Engineering and Design, Vol.50, No.2, pp.273-304, (1978).
- [112] Reich, M. and Esztergar, E. P., et al., "Application of Fracture Mechanics Methods in Safety Analysis of Piping Components in Subcreep and Creep Behavior", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.2, pp.177-231, (1979).
- [113] Reich, M. and Esztergar, E. P., et al., "Concepts for Benchmark Problem Development for Fracture Mechanics Application in Safety Evaluation of Nuclear Piping in Subcreep Service", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.2, pp.233-244, (1979).
- [114] Roberts, B. W., Ellis, F. V. and Bynum, J. E., "Remaining Creep of Stress-Rupture Life under Nonsteady Temperature and Stress", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.331-336, (1979).
- [115] Roche, R. L., Hoffmann, A. and Millard, A., "Inelastic Analysis of Piping Systems : A Beam-Type Method for Creep and Plasticity", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 4/7, (1979).
- [116] Sadananda, K. and Shahinian, P., "A Fracture Mechanics Approach to High Temperature Fatigue Crack Growth in Udimet 700", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, No.1, pp.73-86, (1979).
- [117] Schultz, C. C., "Consistent Creep and Rupture Properties for Creep-Fatigue Evaluation", Trans. ASME, Ser. J, Vol.101, No.4, pp.276-285, (1979).
- [118] Sciammarella, C. A. and Rao, M. P. K., "Failure Analysis of Stainless Steel at Elevated Temperature", Experimental Mechanics, Vol.19, No.11, pp.389-398, (1979).
- [119] Severud, L. K., "Background to the Elastic Creep-Fatigue Rules of the ASME B&PV Code Case 1592", Nuclear Engineering and Design, Vol.45, No.2, pp.449-455, (1978).
- [120] Taira, S., Ohtani, R. and Kitamura, T., "Application of J-Integral to High-Temperature Crack Propagation Part I - Creep Crack Propagation", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.2, pp.154-161, (1979).

- [121] Taira, S., Ohtani, R. and Komatsu, T., "Application of J-Integral to High-Temperature Crack Propagation Part II - Fatigue Crack Propagation", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.2, pp.162-167, (1979).
- [122] Tavassoli, A. A., "Evaluation of Inelasticity and Plastic Creep Limit for Alloy 800", Nuclear Engineering and Design, Vol.50, No.3, pp.425-430, (1978).
- [123] Tavassoli, A. A., "On the Anomalous Stress-Dependence of Creep Rate in Precipitation Strengthened Alloys", Nuclear Engineering and Design, Vol.54, No.2, pp.279-287, (1979).
- [124] Tomkins, B., "Elevated Temperature Codes", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.3-10, (1978).
- [125] Tvergaads, V., "Creep Buckling of Rectangular Plates under Axial Compression", International Journal of Solids and Structures, Vol.15, No.6, pp.441-456, (1979).
- [126] Uga, T., "An Experimental Study of Progressive Strain Growth due to Thermal-Stress Ratcheting", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.2, pp.150-156, (1978).
- [127] Van Rij, H. M., "A Finite Element Model for Plane Strain Plasticity with Velocity Discontinuities", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 2/3, (1979).
- [128] Vitiello, E., "Methods of Two-Steps Inelastic Analysis of Liners", 5th SMiRT, Berlin, Germany, M 3/5, (1979).
- [129] Watanabe, O. and Ohtsubo, H., "Inelastic Flexibility and Strain Concentration of Pipe Bend in Creep Range with Plastic Effects", Trans. ASME, Ser. J, Vol.102, No.3, pp.271-277, (1980).
- [130] Wechsler, M. S., "The Influence of Impurity-Defect Interactions on Radiation Hardening and Embrittlement", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.2, pp.114-121, (1979).
- [131] Wei, R. P., "Fracture Mechanics Approach to Fatigue Analysis in Design", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.2, pp.113-120, (1978).
- [132] Weng, G. J., "A Physically Consistent Method for the Prediction of Creep Behavior of Metals", Trans. ASME, Ser. E, Vol.46, No.4, pp.800-804, (1979).
- [133] White, W. E. and May, I. L., "On Time-Temperature Parameters for Correlation of Creep-Rupture Data in Stainless Steel Weldments", Trans. ASME, Ser. H, Vol.100, No.3, pp.319-332, (1978).
- [134] Williams, J. J. and Cocks, A. C. F., "Reference Stress and Temperature for Nonisothermal Creep of Structures", Trans. ASME, Ser. E, Vol.46, No.4, pp.795-799, (1979).

- [135] Woodford, D. A., "Creep Damage and the Remaining Life Concept", Trans. ASME, Ser. H, Vol.101, No.4, pp.311-316, (1979).
- [136] Xirouchakis, P. C. and Jones, N., "Axisymmetric and Bifurcation Creep Buckling of Externally Pressurized Spherical Shells", International Journal of Solids and Structures, Vol.16, No.2, pp.131-148, (1980).
- [137] Yamada, Y., "Research and Development of Inelastic Analysis Procedure for Reactor Component Design in Japan", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.85-96, (1978).
- [138] Yanichko, S. E. and Chirigos, J. N., "Observations of a Steady State Effect Limiting Radiation Damage in Reactor Vessel Steels", Nuclear Engineering and Design, Vol.56, No.2, pp.297-307, (1980).
- [139] Zarka, J. and Casier, J., "Practical Remarks about Cyclic Loadings on an Elastic-Plastic Structure", Nuclear Engineering and Design, Vol.51, No.1, pp.69-80, (1978).
- [140] Zarka, J., Engel, J. J. and Inglebert, G., "Inelastic Analysis of Structures with Applications to Cyclic Loadings", 5th SMiRT, Berlin, Germany, L 3/2, (1979).
- [141] Zarka, J., Engel, J. J. and Inglebert, G., "On a Simplified Inelastic Analysis of Structures", Nuclear Engineering and Design, Vol.57, No.1, pp.333-368, (1980).