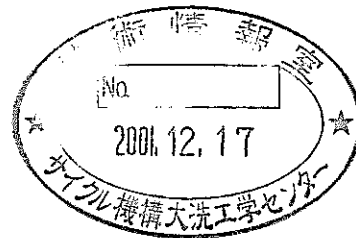


非弾性解析による設計法の研究 (1)

—評価フローの検討—

(研究報告書)



2001年7月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

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

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)

2001

非弾性解析による設計法の研究(1)

—評価フローの検討—

(研究報告書)

笠原直人*、安藤昌教*

要 旨

高速増殖炉機器は材料のクリープ変形が生じる高温域で運転されるため非弾性設計が不可欠であり、合理的な設計を実現するために「非弾性解析による設計」の積極的な採用が期待されている。非弾性解析の主たる難しさは解析解が構成式等の解析法に依存することにある。本研究では、荷重の性質が構成式依存性に及ぼす影響を調査し、ラチェットひずみの構成式依存性は1次応力と弾性追従係数の増加と共に大きくなり、ひずみ範囲および疲労損傷値の構成式依存性は弾性追従係数増大に伴い大きくなるが1次応力には比較的鈍感であることを明らかにした。また、構成式を系統的に変化させた場合の非弾性解析解の影響を調査し、構造物には構成式に鈍感な弾性追従特性が存在し、応力緩和曲線で記述されることを明らかにした。

これらの結果に基づき、古典的構成式によるクリープ解析から、構成式に鈍感な弾性追従特性と1次応力を評価し、その結果に基づき保守的な解を与える構成式を選定した後に詳細非弾性解析を実施する設計アプローチを提案した。

*) 大洗工学センター 要素技術開発部 構造信頼性研究グループ

Study on Structural Design Method by Inelastic Analysis(1)
- Investigation of design procedure -
(Research Report)

Naoto KASAHARA* and Masanori ANDO*

Abstract

Application of 'design by inelastic analysis' is expected to the rational structural design of fast reactor components where creep deformations occur due to elevated temperature operations. A main difficulty of the inelastic analysis method is a dependency of its solution to analysis methods such as constitutive equations.

This study revealed that a dependency of ratchet strains on constitutive equations increases when an elastic follow-up factor or a primary stress enhances. It was also clarified that dependencies of strain ranges and fatigue damages on constitutive equations increase when an elastic follow-up factor increases, but they are rather insensitive to a primary stress.

Furthermore, it became evident, from the systematic investigations of dependencies on constitutive equations, that structures have elastic follow-up characteristics described by relaxation locus, which is insensitive to constitutive equations.

Based on the above results, the authors have proposed an inelastic design approach. The first step of the approach is the evaluation of elastic follow-up characteristics and primary stresses by creep analyses with classical constitutive equations. The next step is the selection of constitutive equations that give conservative solutions under certain elastic follow-up characteristics and primary stresses. The third step is the detailed inelastic analyses with selected constitutive equations.

* Structure and Material Research Group, Advanced Technology Division, OEC, JNC

目次

1. 緒言	1
2. 非弾性解析法の設計への適用上の課題.....	2
2. 1 非弾性解析の品質保証.....	2
2. 2 非弾性解析による強度評価	2
3. 荷重の性質が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査	4
3. 1 荷重/変位制御モデルの非弾性解析と強度評価	4
3. 2 非弾性解析結果と破損の分析.....	9
4. 構成式が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査.....	23
4. 1 熱応力を受ける Y ピース構造の非弾性解析	23
4. 2 構成式に鈍感な物理量の調査.....	25
4. 3 原子炉容器液面近傍部を対象とした非弾性解析	31
5. 非弾性解析による設計アプローチの提案	40
6. 今後の課題	46
7. 結言	47
謝辞.....	47
参考文献	48

表リスト

Table 2.1 Comparison of the elastic-plastic constitutive equation from the viewpoint of design application	2
Table 2.2 Assumed failure modes and stress categorization	3
Table 2.3 The problem of the constitutive equation in the inelastic analysis	3
Table 3.1 Sensitivity of constitutive equation.....	4
Table 3.2 Analysis case list.....	7
Table 3.3 Coefficient of bi-linear approximations of dynamic stress-strain relationship	8
Table 3.4 Coefficient of bi-linear approximations of elastic-plastic stress-strain relationship	8
Table 4.1 Analysis cases with various constitutive equations	25
Table 4.2 Finite elements for thermal and inelastic analyses.....	33
Table 4.3 Material properties of 316FR.....	34
Table 4.4 Elastic plastic analysis cases with various constitutive equations.....	35
Table 4.5 Elastic creep analysis cases with various constitutive equations.....	35

図リスト

Fig.3.1 Sensitivities of stress and strain to the constitutive equation.....4

Fig.3.2 Elastic follow-up factor 'q' which quantifies the intermediate states between
load-controlled type and displacement controlled type.....5

Fig.3.3 Load/displacement-controlled model.....6

Fig.3.4 Effect of the loading condition on inelastic membrane strain (10th cycle,
elastic follow-up factor $q=2$)10

Fig.3.5 Effect of the loading condition on the inelastic equivalent strain (10th cycle,
elastic follow-up factor $q=2$)10

Fig.3.6 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th
cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa) ... 11

Fig.3.7 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th
cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa) ... 11

Fig.3.8 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th
cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity
range 350MPa) 12

Fig.3.9 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th
cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity
range 350MPa) 12

Fig.3.10 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th
cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity
range 350MPa) 13

Fig.3.11 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th
cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress
intensity range 350MPa) 13

Fig.3.12 Effect of the constitutive equation on inelastic membrane strain (elastic-
plastic, $q=2$, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range
350MPa) 14

Fig.3.13 Relationship between primary stress and inelastic membrane strain
(Without hold time, $q=2$, $S_n=350\text{MPa}$) 15

Fig.3.14 Relationship between elastic follow-up factor and inelastic membrane
strain (Without hold time, $S_n=350\text{MPa}$, primary stress 20MPa) 15

Fig.3.15 Effect of the loading condition on the fatigue damage factor (10th cycle,
elastic follow-up factor $q=2$) 17

Fig.3.16 Effect of the loading condition on the strain range (10th cycle, elastic follow-up factor $q=2$)17

Fig.3.17 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)18

Fig.3.18 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)18

Fig.3.19 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa).....19

Fig.3.20 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa).....19

Fig.3.21 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....20

Fig.3.22 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....20

Fig.3.23 Effect of the elastic follow-up factor on the creep damage factor (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....21

Fig.3.24 Effect of the elastic follow-up factor on the initial creep stress (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....21

Fig.3.25 Effect of the elastic follow-up factor on the creep damage factor (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....22

Fig.3.26 Effect of the elastic follow-up coefficient on the initial creep stress (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa).....22

Fig.4.1 Y-piece model subjected to thermal loading25

Fig.4.2 Stress relaxation locus with various creep strain equations26

Fig.4.3 Creep strain contours by various constitutive equations at 210000hours.....27

Fig.4.4 Stress relaxation locus with various creep strain equations27

Fig.4.5 Creep strain contours at stress relaxation process (C7).....28

Fig.4.6 Creep strain contours by various creep strain equations at $\epsilon_c=0.27\%$ 28

Fig.4.7 Comparison of creep analysis results with elastic plastic one.....	30
Fig.4.8 Plastic strain contours by various constitutive equations	31
Fig.4.9 Two-bar model to describe elastic follow-up mechanism.....	31
Fig.4.10 Reactor vessel subjected to thermal loading	36
Fig.4.11 Reactor vessel model	37
Fig.4.12 Finite element mesh model	37
Fig.4.13 Thermal boundary conditions of reactor vessel model	38
Fig.4.14 Elastic plastic analysis results with various constitutive equations	38
Fig.4.15 Elastic creep analysis results with various constitutive equations.....	39
Fig.4.16 Comparison of creep analysis results with elastic plastic one.....	39
Fig.5.1 Design Approach by Inelastic Analysis.....	41
Fig.5.2 Concept of Skeletal Point.....	42
Fig.5.3 Design Optimization against Displacement-Controlled Loads.....	42
Fig.5.4 Example of Inelastic design approach on piping systems.....	43
Fig.5.5 Applicable area of constitutive equations to ratchet analyses.....	43
Fig.5.6 Applicable area of constitutive equations to fatigue analysis.....	44
Fig.5.7 Proposal oh simplified inelastic analysis method	44
Fig.5.8 Isochronous stress-strain curves [12]	45
Fig.5.9 Assumption of Failure Mode.....	45
Fig.6.1 Sensitivity of residual stress to constitutive equation	46

1. 緒言

液体金属高速増殖炉の構造設計上の特徴の一つは、材料にクリープ変形と降伏応力低下が生じる高温で運転されることである。もう一つは加圧不要で熱伝達率が高い液体金属を冷却材とするため、原子炉出力変化により降伏点を超える過渡熱荷重が生じ、その繰り返しによるクリープ疲労き裂の発生と過大変形が主な破損様式となることである[1]。

このことから分かるように、高速増殖炉機器の設計には非弾性設計法が不可欠である。

非弾性設計法には、非弾性解析から得られる応力とひずみを直接制限する「非弾性解析による設計」と、構造物の非弾性挙動に関してさまざまな洞察を行い、弾塑性クリープひずみに起因する破損を弾性解析によって得られる仮想的な応力に対する制限により防止する「弾性解析による非弾性設計」とがある。従来の構造設計基準で使用されてきた後者は過大な保守性を有することから、合理的な設計を実現するために前者の積極的な採用が期待されている。

このため、高速炉やガスタービンへの適用を目的として、材料の弾塑性クリープ挙動を表す構成式と非弾性解析技術の開発は 1960 年代から行われており[2][3]、近年では実験挙動を精度良く予測出来る構成式が登場してきている[4][5]。

本報では設計時における構造健全性評価を目的とした場合の、非弾性解析法の適用法について考える。さらに、非弾解析による設計は評価精度の向上の留まらず、非弾性挙動を考慮に入れた設計の最適化が考えられ、弾性解析とは異なる形状を実現する可能性がある。

2. 非弾性解析法の設計への適用上の課題

2.1 非弾性解析の品質保証

非弾性解析技術の進捗に係わらず設計への適用が進まなかった理由として、以下が挙げられる。非弾性有限要素法には決定的な非弾性構成方程式が存在しないことから、材料非線形性を記述する工学モデルの選定や材料定数の設定等に熟練を必要とする。設計適用の観点から弾塑性構成則を比較検討した例を下表に示す。一般に高精度な構成式であるほど、結果に影響する入力パラメータの数が多くなり、設計への適用が難しくなる傾向にある。実際のプラント機器の設計では、形状、材料、荷重条件といった多くの設計要因に対する膨大なパラメータ計算が行われるため、ここで詳細非弾性解析を適用しようとする、構成式など基本手法がパラメータごとに変化し、あるいはパラメータ依存性を持つ可能性があるため、相互比較が可能な一律の結果を得ることが難しくなる[6]。

次に、非弾性解析による解は荷履歴に依存するが、設計段階において荷履歴は本質的に不確定である。高精度な構成式であるほど荷履歴に敏感であるため、この問題は顕著になる。

この他、計算機性能の向上により緩和しつつあるが、材料非線形性を考慮するための多数回の反復計算が要求する計算コストの問題も残されている。

Table 2.1 Comparison of the elastic-plastic constitutive equation from the viewpoint of design application

構成式	古典的構成則(等方硬化、移動硬化、弾完全塑性モデル)	詳細構成則(Chaboche、大野-王、電中研モデル等)
長所	<ul style="list-style-type: none"> ・316FR、改良 9Cr 鋼については既存のデータベースにて、必要な材料特性データを用意できる。 ・設計手法として取り扱いが容易(荷履歴を含む解析条件が結果に与える影響が比較的小) 	<ul style="list-style-type: none"> ・材料の硬化挙動を高精度に予測でき、応力及びひずみの解析精度が高い ・妥当性の検証が進みつつある
短所	<ul style="list-style-type: none"> ・材料の硬化挙動を高精度に予測できず、応力及びひずみの予測精度が低い 	<ul style="list-style-type: none"> ・多様な材料特性データを必要とする ・設計手法として取り扱いが難しい(例:荷履歴等の解析条件が結果に与える影響が比較的大)

2.2 非弾性解析による強度評価

解析による設計「Design by Analysis」は「起こりうる破壊様式を想定し、ひとつひとつの破壊様式に対応する設計基準を用意し解析によって構造物の健全性を詳細に評価する方法」[7]である。具体化には、弾性解析によって求めた仮想的な応力を強度への影響の違いから1次応力、2次応力およびピーク応力に分類し、これらを異なる許容値により制限することによって(Table 2.2)、健全性を確保するようにしている。

これに対し、非弾性解析を実施すると、荷重制御型/変位制御型といった荷重の性質を反映した非弾性挙動が直接得られる。しかし、破壊現象のシミュレーションは未だ研究段階にあることから、健全性を評価するには非弾性挙動に対する破損様式を想定し、それに対する適切な許容値（健全性評価法）を定める必要がある。

Table 2.2 Assumed failure modes and stress categorization

	荷重制御型	変位制御型
荷重	自重、圧力、他	熱膨張、他
応力	1次応力	2次応力、ピーク応力
破損様式	破断、崩壊	過大変形、(クリープ)疲労

ここで、高速炉で想定される破損様式である過大変形、(クリープ)疲労を対象として、非弾性解析により強度評価を行う場合の構成則の選定や負荷履歴の取扱いにおいて考慮すべき事項をまとめると以下のようになる。

Table 2.3 The problem of the constitutive equation in the inelastic analysis

破損モード	構成則の課題	負荷履歴の考慮
ひずみ制限	<ul style="list-style-type: none"> ・進行性ひずみ（残留ひずみ）の予測 ・塑性フィットに関しては、軟らかめの応力-ひずみ関係が安全側 ・促進クリープひずみに関しては、硬めの応力-ひずみ関係が安全側 ・促進クリープひずみに関しては、速めのクリープひずみ速度が安全側 ・材料の繰返し硬化・軟化挙動の表現 ・弾性解析ベース評価法に対して規定された制限値（膜ひずみ 1%、膜+曲げひずみ 2%）の見直し ・累積ひずみの外挿法 	<ul style="list-style-type: none"> ・繰返し履歴が表現できる構成則の場合は負荷順序の影響が大 ・繰返し履歴の表現が不十分な場合は、材料の硬化・軟化挙動に応じて、予め履歴を考慮した応力-ひずみ関係を設定しておく ・塑性フィットひずみや疲労損傷が支配的な場合には、小さい順の負荷が安全側 ・クリープ損傷が支配的な場合には大きい順の負荷が安全側 ・中間保持はキープ・イーストとなるが、近年の合理化された炉容器液面近傍においては、疲労損傷とフィットが支配的
クリープ疲労制限	<ul style="list-style-type: none"> ・ひずみ範囲に関しては、軟らかめの応力-ひずみ関係が安全側 ・緩和初期応力に関しては、硬めの応力-ひずみ関係が安全側 ・応力緩和過程に関しては、遅めのクリープひずみ速度関係が安全側（時間消費則の場合） ・材料の繰返し硬化・軟化挙動の表現 ・弾性解析ベース評価法に対して規定された制限値（キャンベル線図）の見直し 	

3. 荷重の性質が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査

3.1 荷重／変位制御モデルの非弾性解析と強度評価

3.1.1 非弾性挙動の定性的考察

荷重制御型／変位制御型といった荷重の性質は非弾性挙動と結果として生じる破損様式に影響することは述べたが、これらは非弾性解析の精度にも影響すると考えられる。

負荷が荷重制御型に近づくと、非弾性解析により得られる応力評価誤差は小さくなるがひずみ評価誤差は大きくなる。また破損様式としては破断が生じ易くなる。逆に変位制御型に近づくと応力評価精度は下がるが、ひずみに関しては構成方程式依存性が小さくなり、評価精度が向上すると考えられる。破損様式としてはクリープ疲労と変形が支配的となる (Table 3.1, Fig. 3.1)。従って、評価のパラツキを低減するには、荷重の性質を適切に評価し、それに応じて構成式に鈍感な非弾性挙動に基づき想定破損様式に対する健全性評価を行う必要がある。

Table 3.1 Sensitivity of constitutive equation

	荷重制御型	変位制御型
応力	低感度	高感度
ひずみ	高感度	低感度

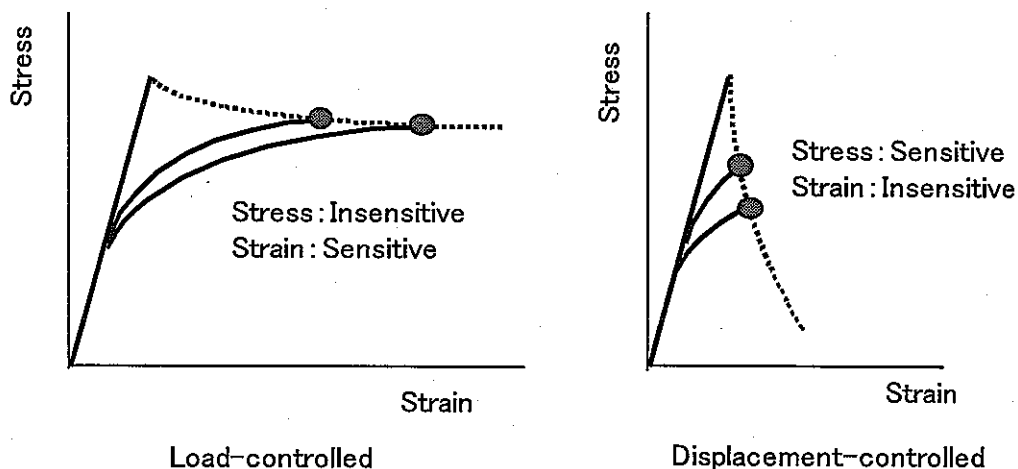


Fig.3.1 Sensitivities of stress and strain to the constitutive equation

これまで荷重を荷重制御型と変位制御型に大まかに分類して議論を行ってきたが、実際にはこの中間の状態がいくらでもあり、非弾性解析によって中間状態を評価することも可能である。従って、荷重制御型と変位制御型の中間状態を定量的に扱うため、次式で定義される弾性追従係数 q (以下 q 値と称す。)を導入する。

$$q = \frac{Y}{X} = \frac{\Delta(\varepsilon_p + \varepsilon_c)}{(\Delta\sigma_e - \Delta\sigma)/E} \tag{3.1}$$

q値はFig.3.2の応力-ひずみ線図上では弾性解析結果と非弾性解析結果を結ぶ線の勾配で表され、q=1はひずみ一定の剛な状態を、q=∞は応力一定の柔な状態を示す。通常の構造ではq値は両者の中間に存在し、応力-ひずみ線図上の右下がりの勾配となる。

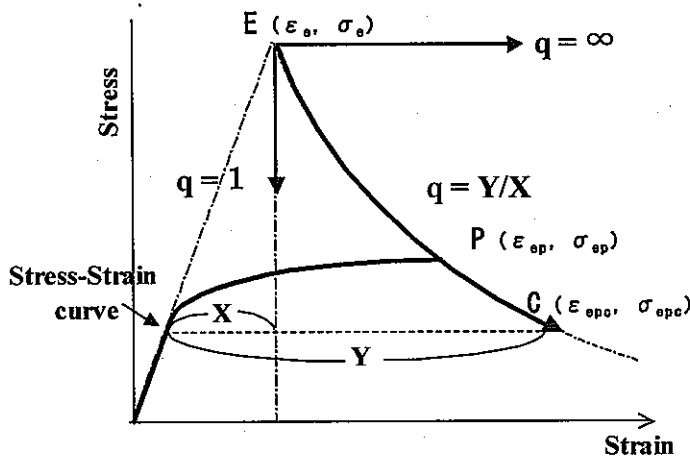


Fig.3.2 Elastic follow-up factor 'q' which quantifies the intermediate states between load-controlled type and displacement controlled type

3. 1. 2 荷重/変位制御モデルの作成

実際の高速炉機器では、弾性追従と若干の1次応力の存在により、荷重制御型と変位制御型の中位の負荷が生じる。そこで実機条件を包含する範囲で、荷重制御型から変位制御型までの負荷条件を、弾性追従係数と1次応力/2次応力の割合を変化させることによって模擬出来る解析モデルおよび実機で生じる中間保持を含む繰り返し荷重条件を作成した[8]。具体的解析モデルおよび荷重条件は以下の通りである。

材料 316FR

温度 550°C

弾性追従係数 q=1、2、3、10

1次応力(MPa)/2次応力強さ範囲(MPa) 0/350、0/500、20/350、120/350

クリープ保持時間 引張り側にて1000hr、中間保持にて1000hr

(1)モデル

高速炉で非弾性解析による設計が期待されている原子炉容器の液面近傍の応力場を模擬した 2 軸の膜応力を受ける 1 要素モデルを作成した (Fig.3.3)。荷重は、X 方向に一定 1 次応力 P 、Y 方向には所定の大きさの弾性追従を生じるようにバネ定数を調節した弾性バネを介して繰返し変位 $\Delta \delta$ を負荷する。1 要素モデルは平面応力要素とした。材料は 316FR 鋼、温度は 550°C とした。要素は平面応力要素 (ABAQUS の 8 節点 2 次元平面応力要素:CPS8) とした。

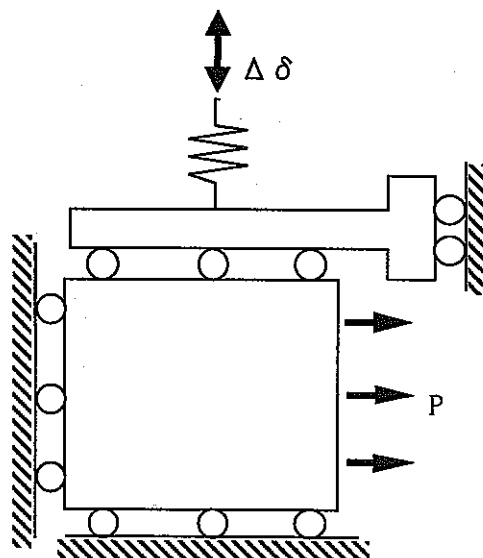


Fig.3.3 Load/displacement-controlled model

(2)負荷条件

弾性追従係数 q 、1 次応力/2 次応力応力強さ範囲 (S_n)、クリープ保持時間、をパラメータとし、Table 3.2 に示す組み合わせで解析した。

(3)構成方程式

以下の 4 種類の構成方程式を用いた。

①弾完全塑性モデル

加工硬化係数 $H' = 5\text{N/mm}^2$ とした。他の材料物性は 316FR 鋼 550°C の DDS(案)材料強度基準等(案)に準じ、降伏応力 $\sigma_y = 105\text{MPa}$ 、縦弾性係数 $E = 154000\text{N/mm}^2$ とした。

②動的応力ひずみ関係式 2 直線近似 α リセットモデル

316FR 鋼の動的応力ひずみ関係式の 2 直線近似式に、 α リセットを適用したモデルである。2 直線近似式の σ_y 、 H' を求める際のひずみ範囲は、弾性追従係数を 2.0 と想定し、

解析パラメータの応力強さ範囲 S_n から 2.0 の追従線を描いて DDS 案の応力-ひずみ関係式との交点から定めた。結果を Table 3.3 に示す。

③弾塑性応力ひずみ関係式 2 直線近似 α リセットモデル

316FR 鋼の弾塑性応力ひずみ関係式 2 直線近似式に、 α リセットを適用したモデルである。2 直線近似式の算出方法は②項と同様で、結果を Table3.4 に示す。

④大野-王モデル

大野-王モデルでは、ABAQUS での計算でクリープを考慮することができないため、クリープなしの場合のみ検討対象とした。

Table 3.2 Analysis case list

構成方程式	q	1 次応力/2 次応力強さ範囲			
		0/350	0/500	20/350	120/350
① 弾完全塑性	1			(17)[29]{37}	
	2	(1)	(2)	(3)[30]{38}	(4)
	3			(18)[31]{39}	
	10			(19)[32]{40}	
② α リセット+二直線近似(動的応力ひずみ関係式)	1			(20)[33]{41}	
	2	(5)	(6)	(7)[34]{42}	(8)
	3			(21)[35]{43}	
	10			(22)[36]{44}	
③ α リセット+二直線近似(単調応力ひずみ関係式)	1			(23)	
	2	(9)	(10)	(11)	(12)
	3			(24)	
	10			(25)	
④大野-王	1			(26)	
	2	(13)	(14)	(15)	(16)
	3			(27)	
	10			(28)	

():弾塑性、[]:引張保持、{ }:中間保持
数字はケース番号

Table 3.3 Coefficient of bi-linear approximations of dynamic stress-strain relationship

応力強さ範囲 Sn(MPa)	最大想定ひずみ 範囲 $\Delta \epsilon / 2(\%)$	降伏応力 σ_y (N/mm ²)	加工硬化係数 H'(N/mm ²)
350	1.164E-01	94.86	88225
500	1.800E-01	108.48	65585

Table 3.4 Coefficient of bi-linear approximations of elastic-plastic stress-strain relationship

応力強さ範囲 Sn(MPa)	最大想定ひずみ 範囲 $\Delta \epsilon (\%)$	降伏応力 σ_y (N/mm ²)	加工硬化係数 H'(N/mm ²)
350	1.500E-01	96.76	24439
500	2.400E-01	103.05	16660

3. 1. 3 強度評価結果への影響

解析結果に基づき、ひずみ範囲、緩和クリープ、ラチェット変形の各項目の精度評価と、荷重形態の関係を分析した。

疲労損傷の算出には DDS 最適疲労破損式を用い、設計値をサイクルごとに求めた。破損繰返し数 N_f の算出に使用した全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ は、繰返し変位方向(Y)のひずみ成分が最大最小となる時点それぞれのミーゼス相当ひずみの差とした。ひずみ速度は 10^{-6} mm/mm/sec とした。

クリープ損傷は DDS 主クリープ破断関係式を用いて算出した。クリープ疲労評価法には時間消費則を用いた。破断時間 t_R の算出に使用した応力 σ はクリープ計算ステップにおけるインクリメントごとのミーゼス相当応力を用い、保持時間の増分 Δt_i には ABAQUS の時間増分を充てた。クリープ係数 α_R は 10 とした。

3.2 非弾性解析結果と破損の分析

荷重制御型／変位制御型といった荷重の性質が非弾性解析結果と強度評価結果に及ぼす影響を定量的に分析する。非弾性解析結果と強度評価結果は材料の繰り返し硬化／軟化特性に応じて、負荷サイクル毎に変化する。このため主として繰り返しの初期に現れる硬化／軟化現象がある程度落ち着いた 10 サイクル目の解析結果に着目して整理することとする。荷重の性質を表すパラメータとしては1次応力と2次応力強さ範囲の組み合わせ、および弾性追従係数を取り上げる。

(1)非弾性膜ひずみに対する1次応力、弾性追従係数の影響

弾性追従係数を $q=2$ に固定し 1 次応力と2次応力強さ範囲の組み合わせを変化させた場合の、非弾性膜ひずみと非弾性相当ひずみを Fig.3.4 と Fig.3.5 に示す。解の構成式への依存性は1次応力が大きくなると増大する傾向にある。

荷重条件を 1 次応力 20MPa/2 次応力強さ範囲 350MPa に固定し、弾性追従係数を変化させた場合の非弾性膜ひずみと非弾性相当ひずみを Fig.3.6～Fig.3.11 に示す。解の構成式への依存性は弾性追従係数が大きくなると増大する傾向にある。またこの傾向は、クリープ保持の有無、およびピーク保持と中間保持の違いに係わらず同じである。

次に、各構成式間の大小関係を、大野-王モデルをリファレンスとして比較する。Fig.3.6 の $q=2$ を見ると動的応力ひずみ関係式 2 直線近似の α リセットが大野-王モデルを下回っており、設計に適用した場合非安全側に見える。そこで、10 サイクルを越えて、計算を継続すると Fig.3.12 に示すように 20 サイクル目で大野-王モデルを上回ることが分かる。そこで、各構成式による非弾性膜ひずみと繰り返し数の関係を1次式で近似し、非弾性膜ひずみが許容値である1%に達する繰り返し数を近似式から算出して、構成式間で比較した。

Fig.3.13 に示すように、繰り返し数が大野-王を下回る(=安全側)のは、動的応力ひずみ関係式 2 直線近似の α リセットで1次応力が 20MPa 程度まで、弾塑性応力ひずみ関係式 2 直線近似の α リセットで 100MPa 程度まで、の範囲となった。一方、弾性追従係数については、Fig.3.14 に示すように動的が 2 程度まで、弾塑性が 9 程度までが、繰り返し数が大野-王を下回った。

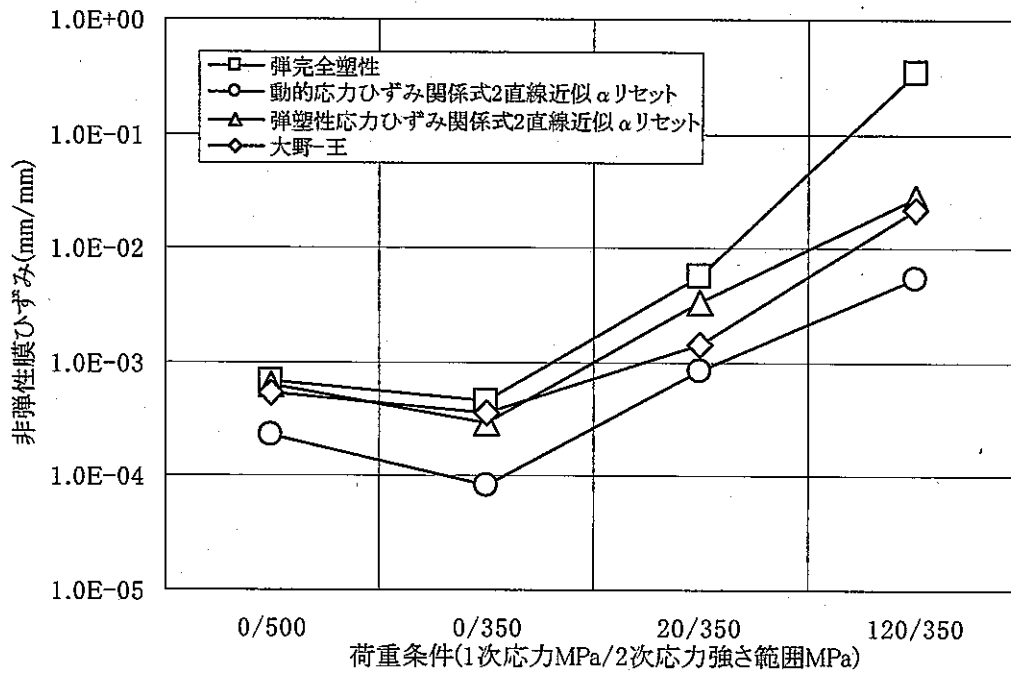


Fig.3.4 Effect of the loading condition on inelastic membrane strain (10th cycle, elastic follow-up factor $q=2$)

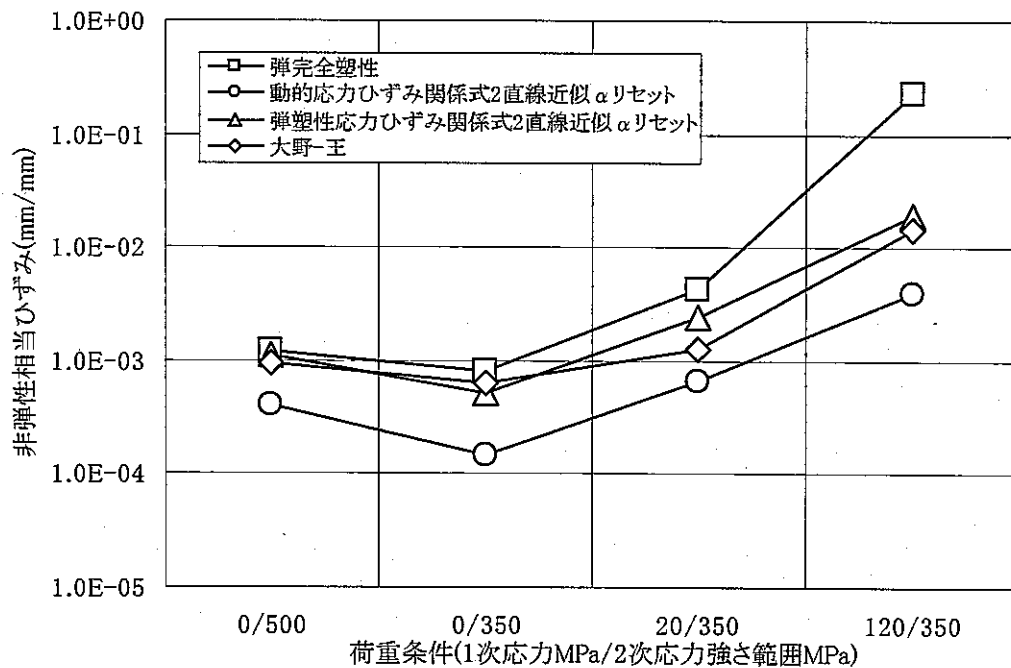


Fig.3.5 Effect of the loading condition on the inelastic equivalent strain (10th cycle, elastic follow-up factor $q=2$)

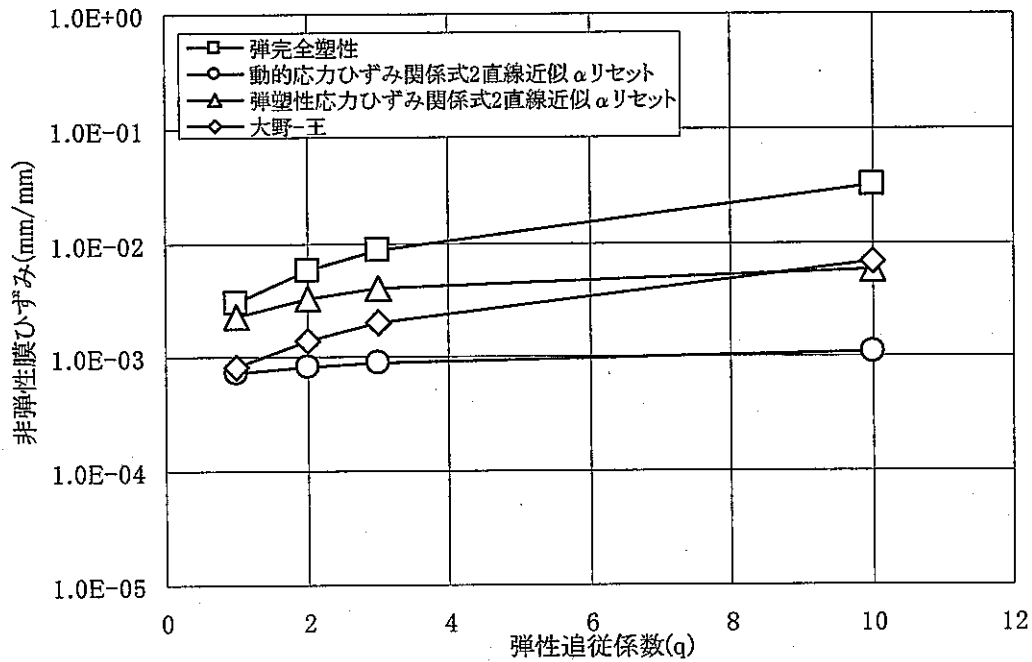


Fig.3.6 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

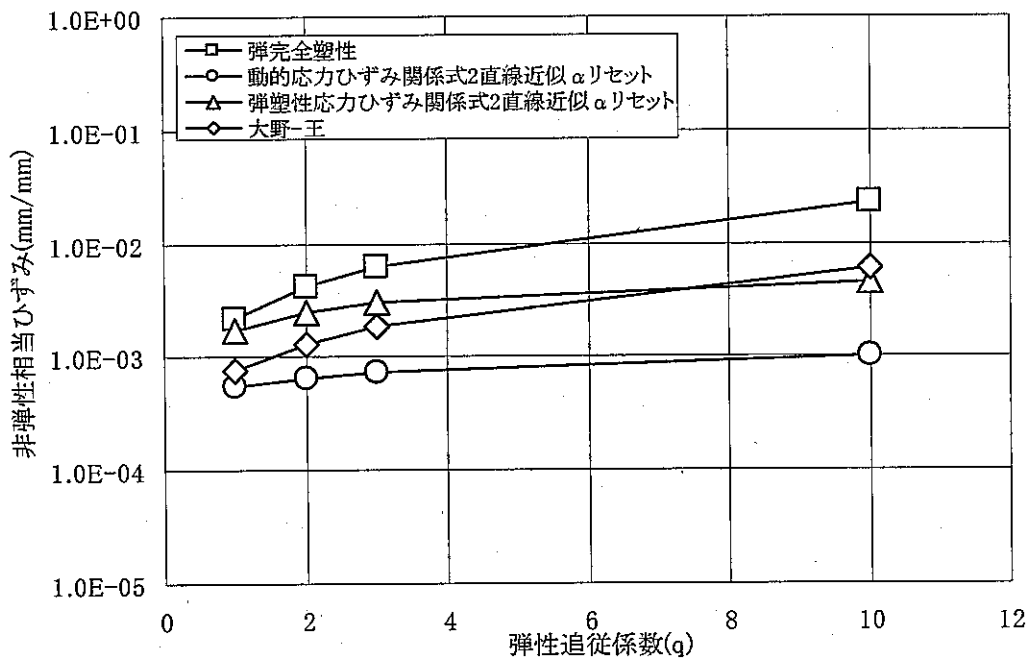


Fig.3.7 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

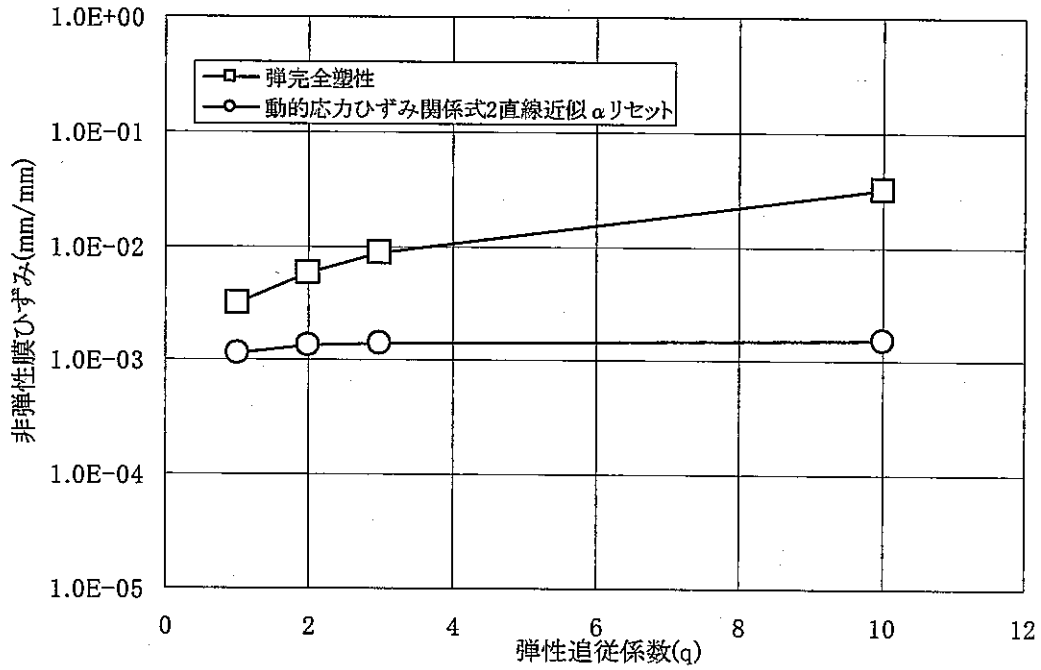


Fig.3.8 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

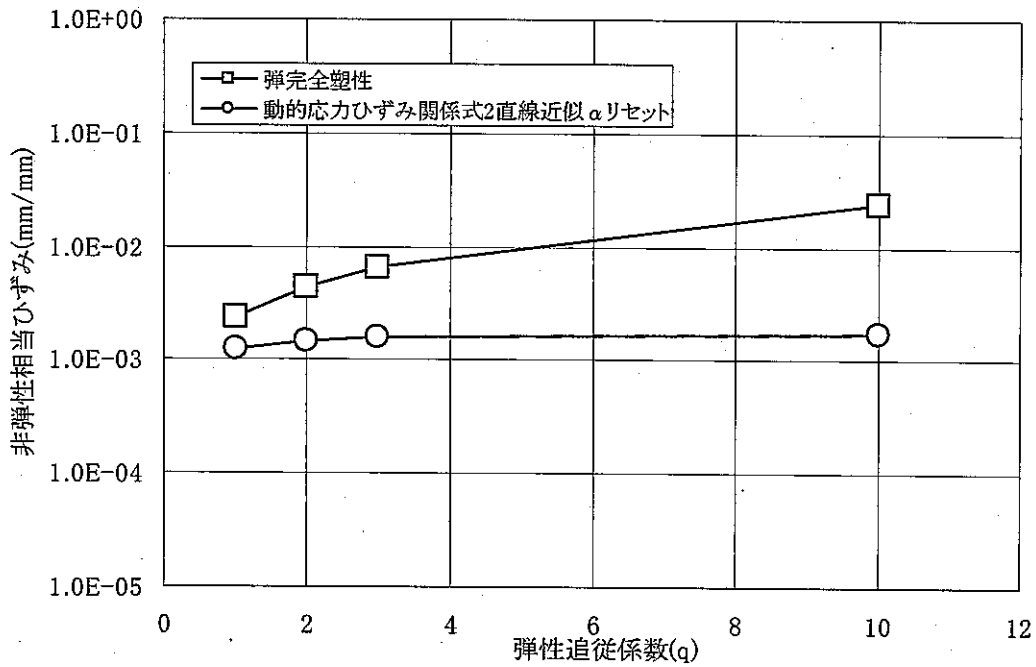


Fig.3.9 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

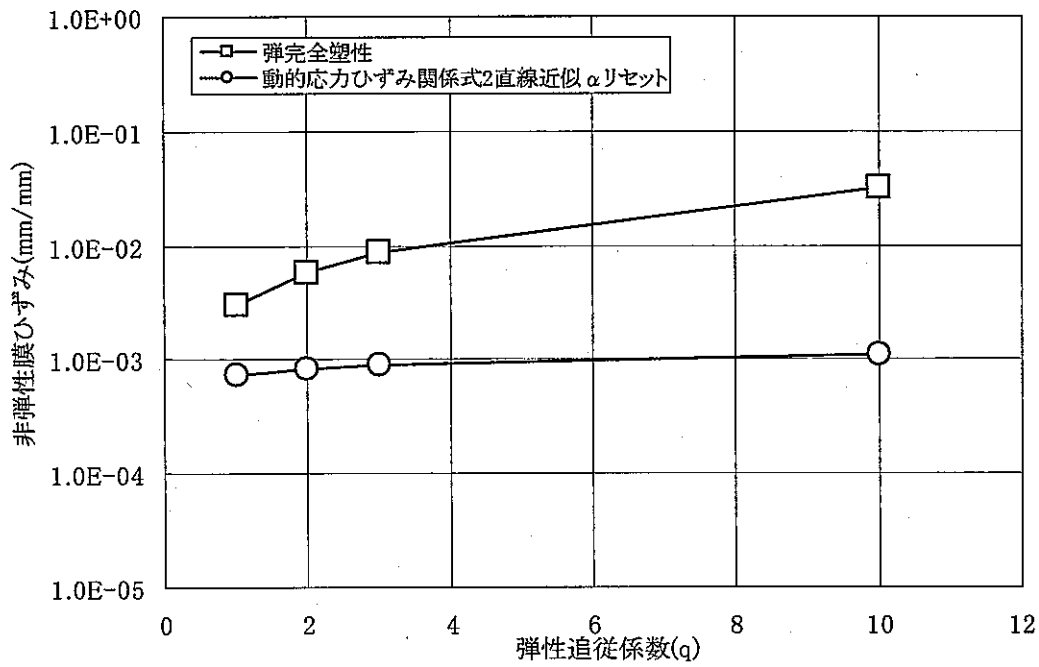


Fig.3.10 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic membrane strain (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

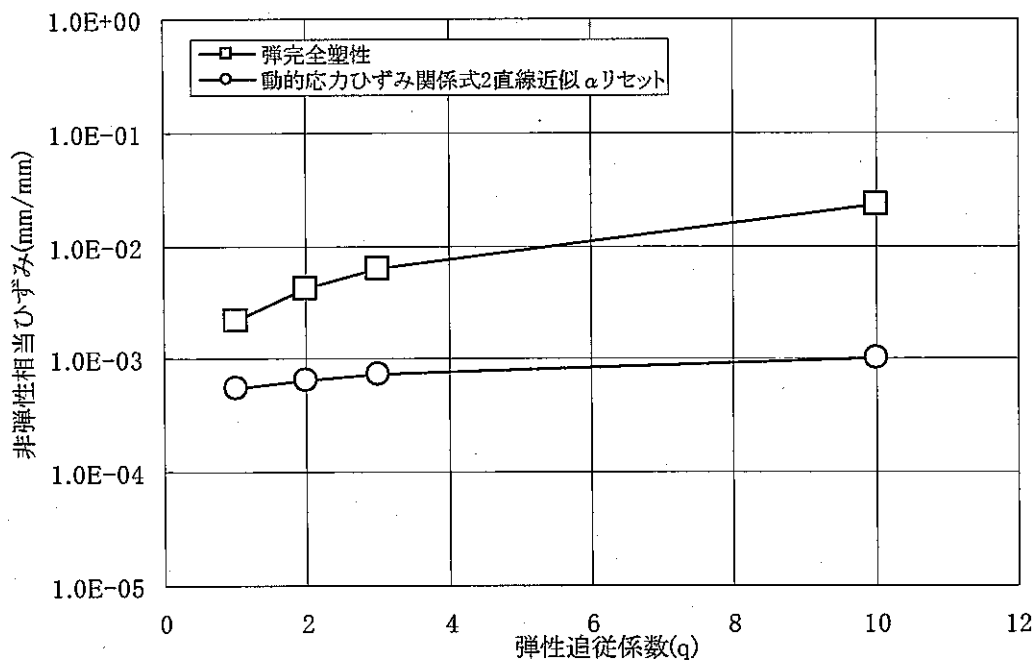


Fig.3.11 Effect of the elastic follow-up factor on the inelastic equivalent strain (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

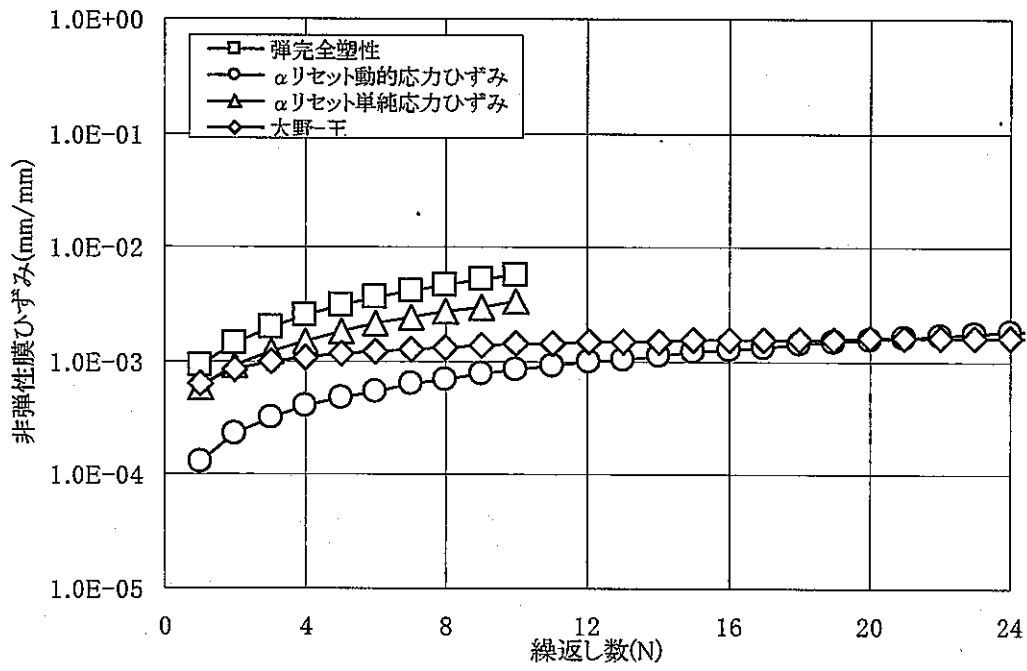


Fig.3.12 Effect of the constitutive equation on inelastic membrane strain (elastic-plastic, $q=2$, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

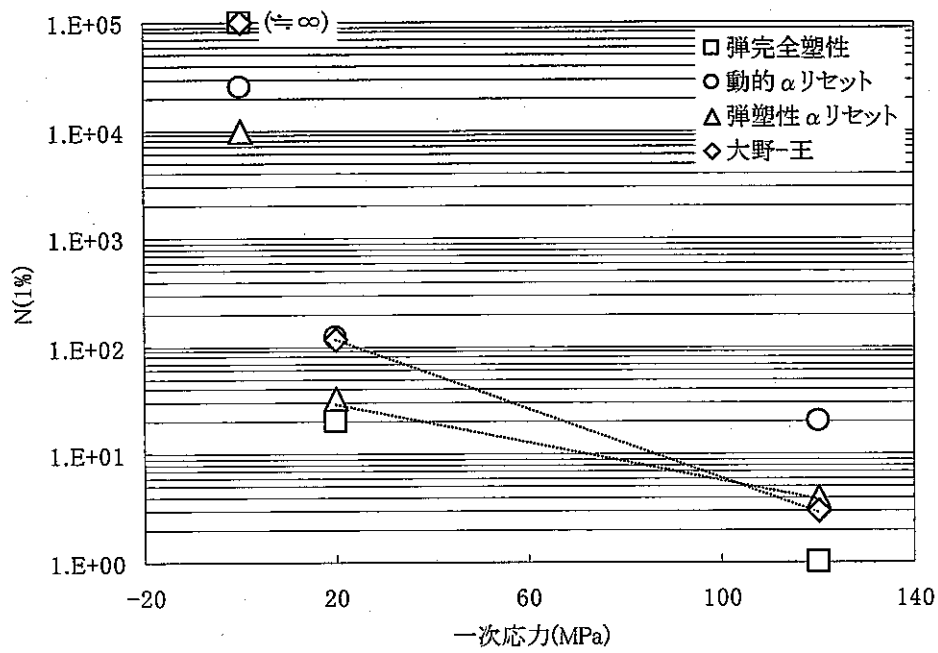


Fig.3.13 Relationship between primary stress and inelastic membrane strain (Without hold time, $q=2$, $S_n=350\text{MPa}$)

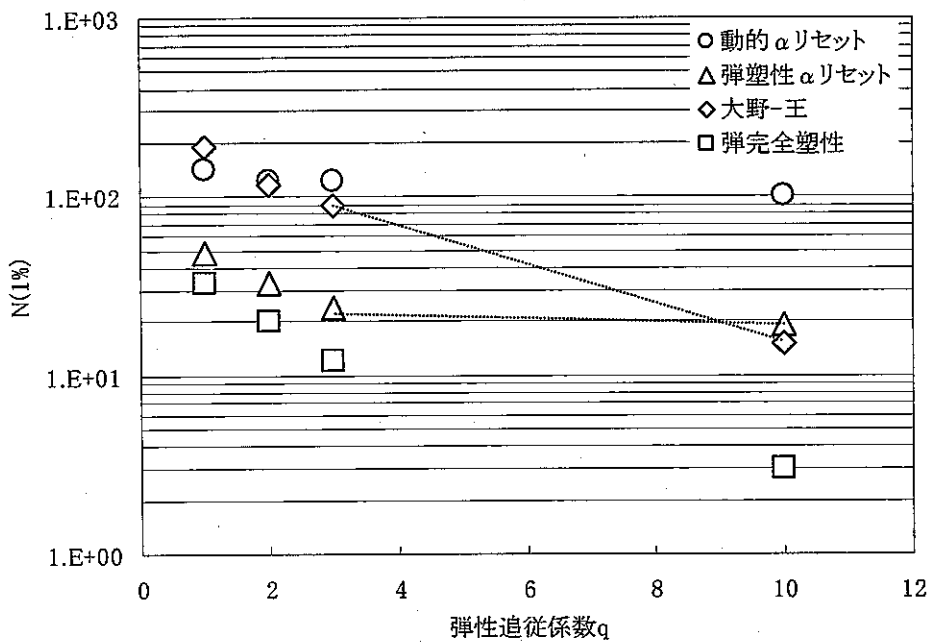


Fig.3.14 Relationship between elastic follow-up factor and inelastic membrane strain (Without hold time, $S_n=350\text{MPa}$, primary stress 20MPa)

(2)クリープ疲労損傷値に対する1次応力、弾性追従係数の影響

弾性追従係数を $q=2$ に固定し1次応力と2次応力強さ範囲の組み合わせを変化させた場合の、疲労損傷とひずみ範囲を Fig.3.15 と Fig.3.16 に示す。解の構成式への依存性は1次応力が 120MPa の場合を除いて比較的小さいことが分かる。

荷重条件を 1 次応力 20MPa/2 次応力強さ範囲 350MPa に固定し、弾性追従係数を変化させた場合の疲労損傷とひずみ範囲を Fig.3.17～Fig.3.22 に示す。解の構成式への依存性は弾性追従係数が大きくなると増大する傾向にある。またこの傾向は、クリープ保持の有無および保持位置に係わらず同じである。

荷重条件を 1 次応力 20MPa/2 次応力強さ範囲 350MPa に固定し、弾性追従係数を変化させた場合のクリープ損傷と緩和初期応力を Fig.3.23～Fig.3.26 に示す。解の構成式への依存性は弾性追従係数の大きさと保持位置に係わらず大きいことが分かる。

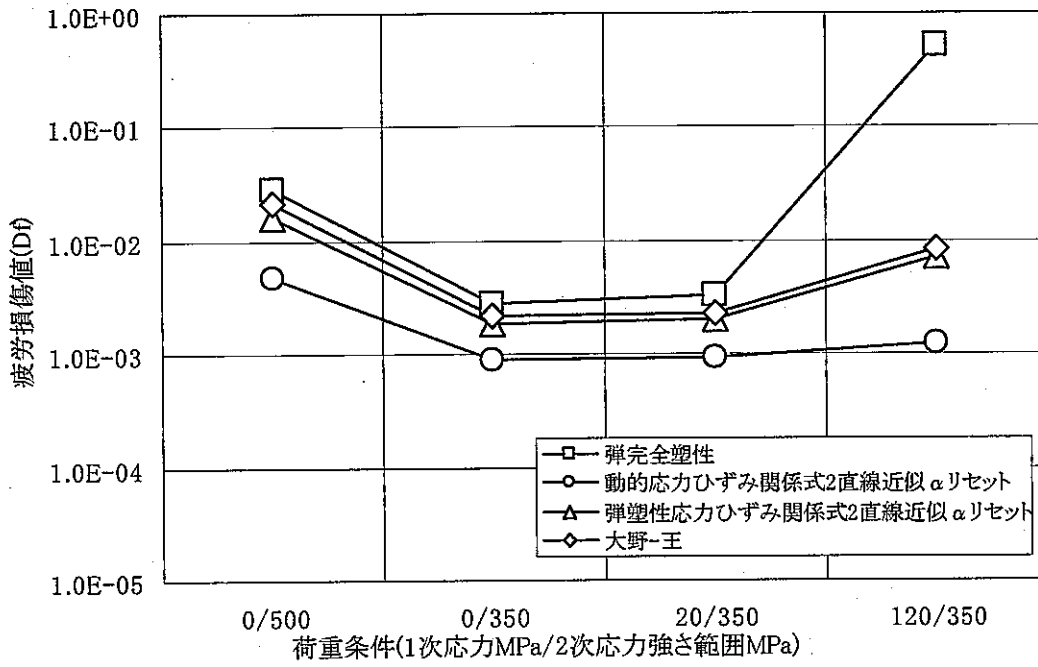


Fig.3.15 Effect of the loading condition on the fatigue damage factor (10th cycle, elastic follow-up factor $q=2$)

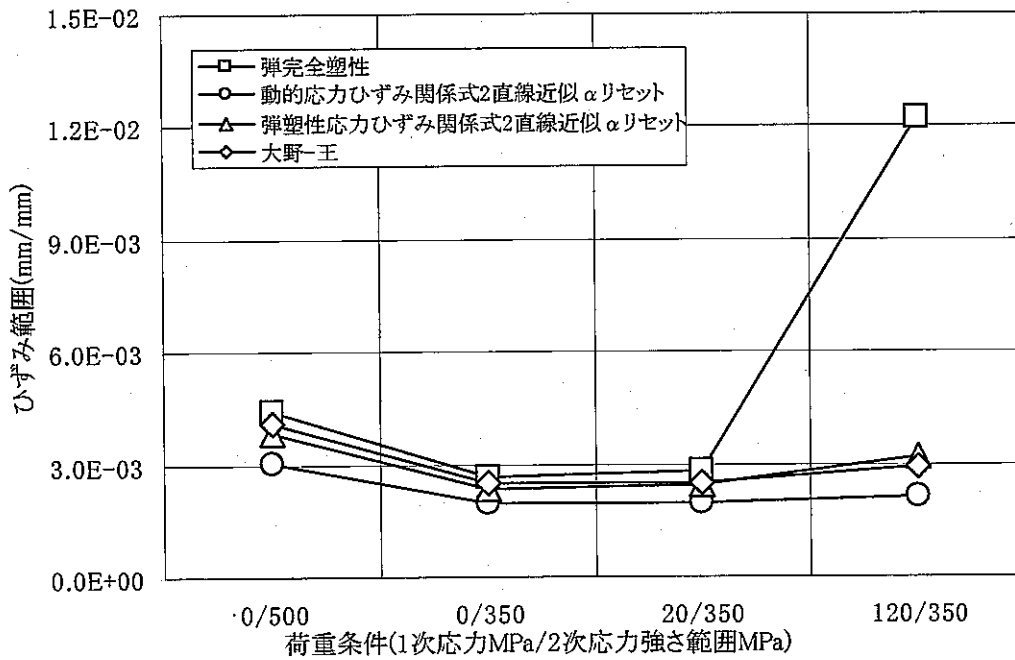


Fig.3.16 Effect of the loading condition on the strain range (10th cycle, elastic follow-up factor $q=2$)

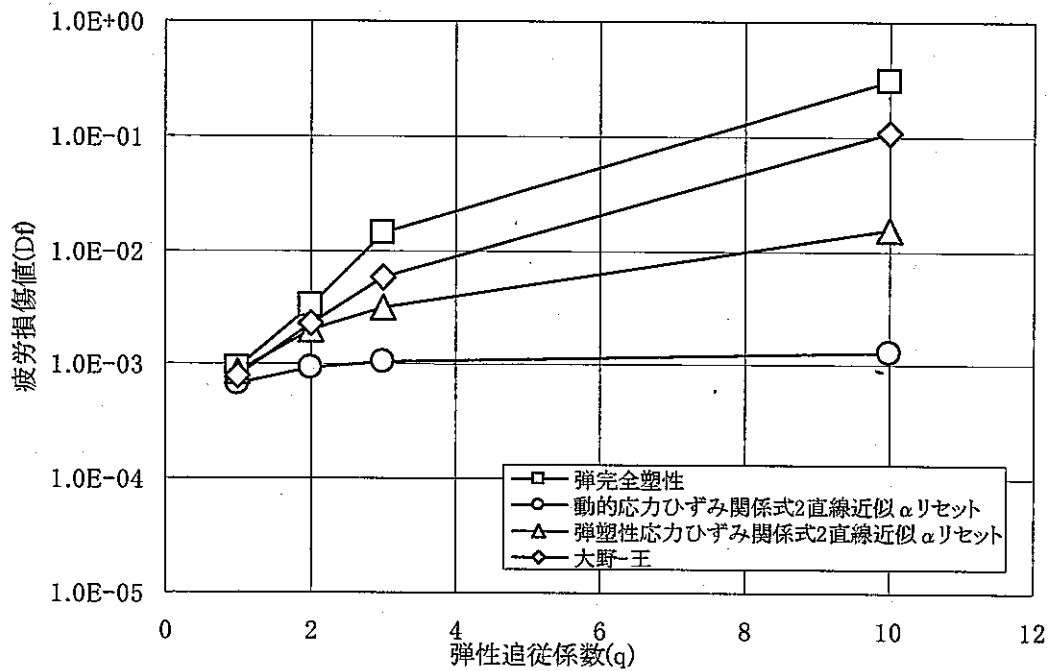


Fig.3.17 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

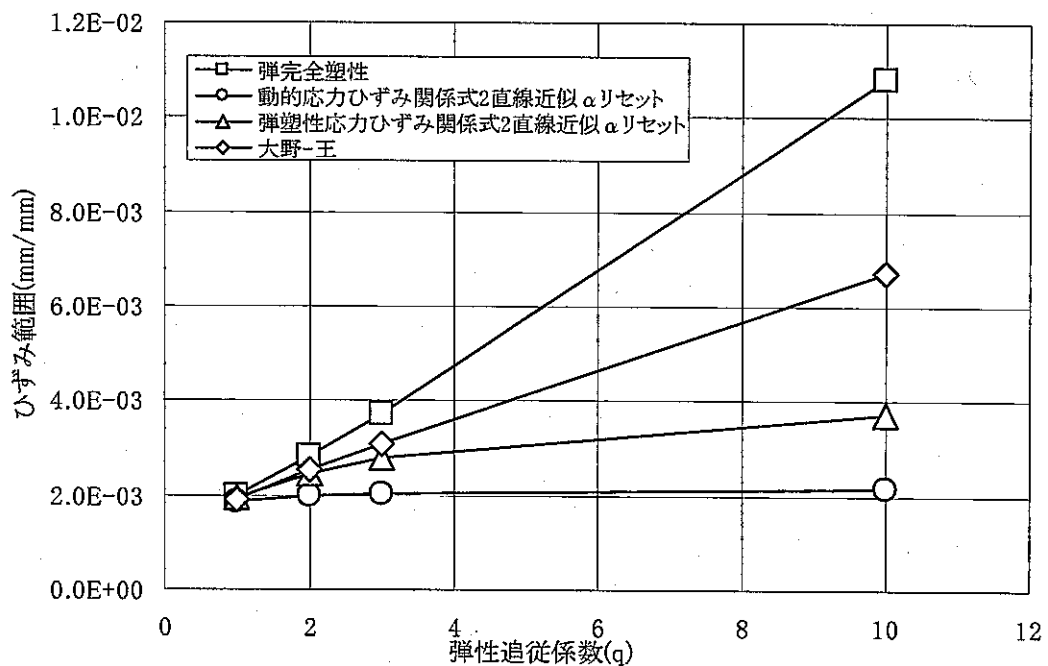


Fig.3.18 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

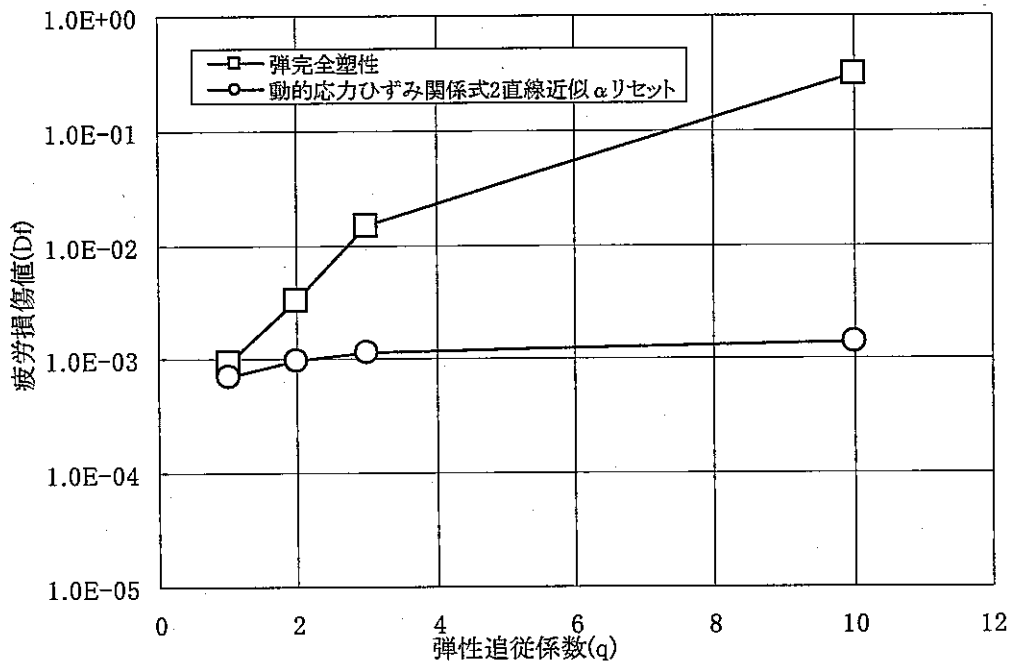


Fig.3.19 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

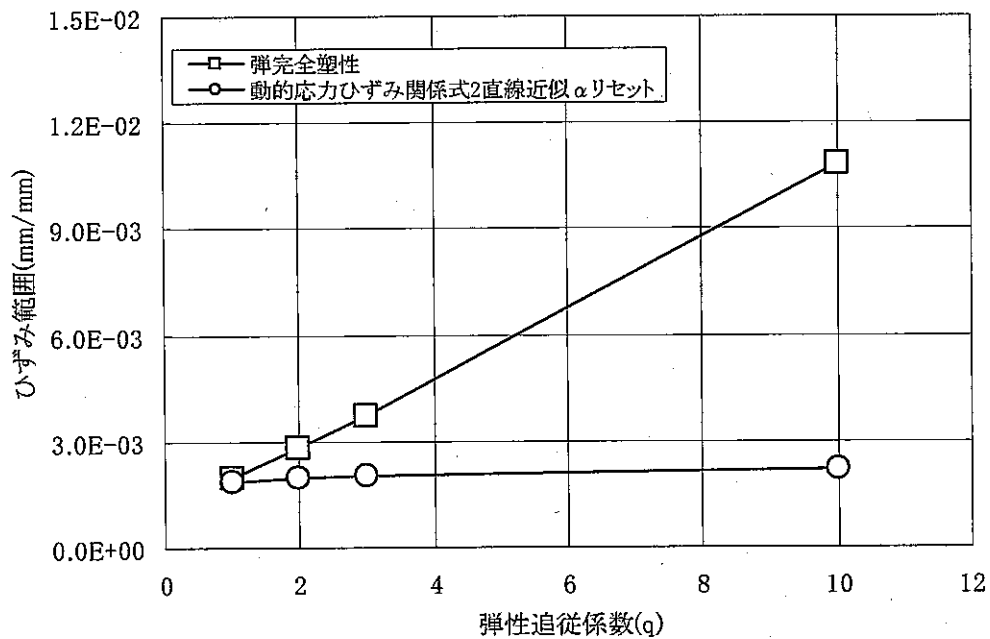


Fig.3.20 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa/secondary stress intensity range 350MPa)

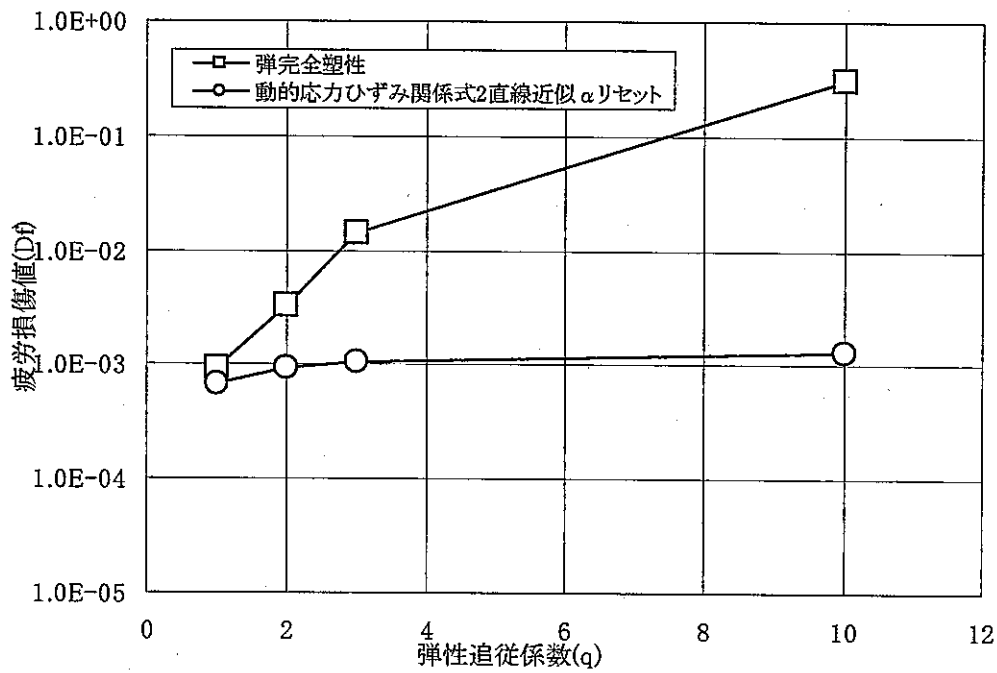


Fig.3.21 Effect of the elastic follow-up factor on the fatigue damage factor (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

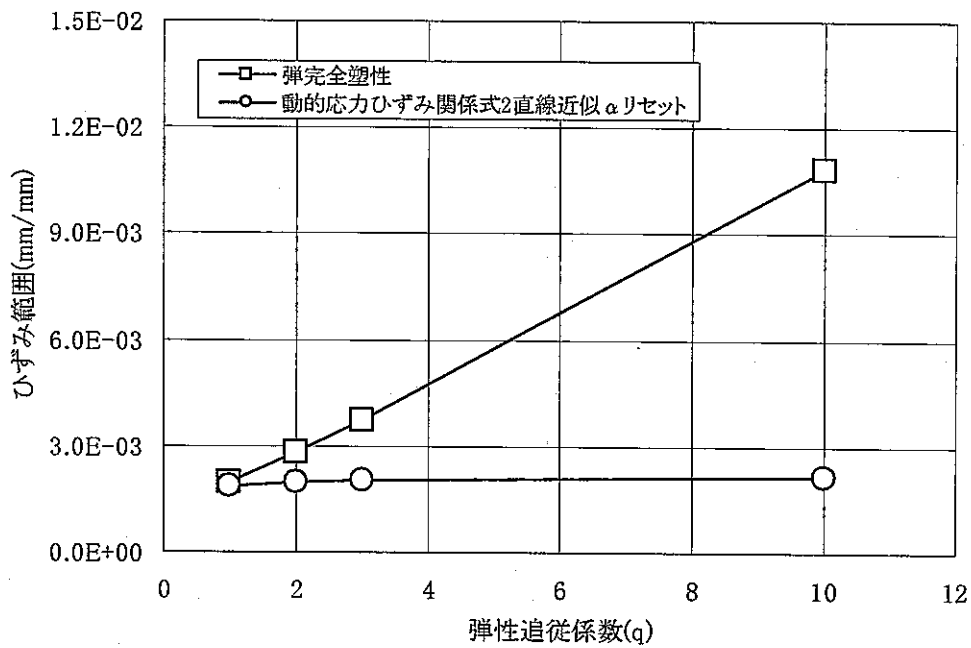


Fig.3.22 Effect of the elastic follow-up factor on the strain range (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

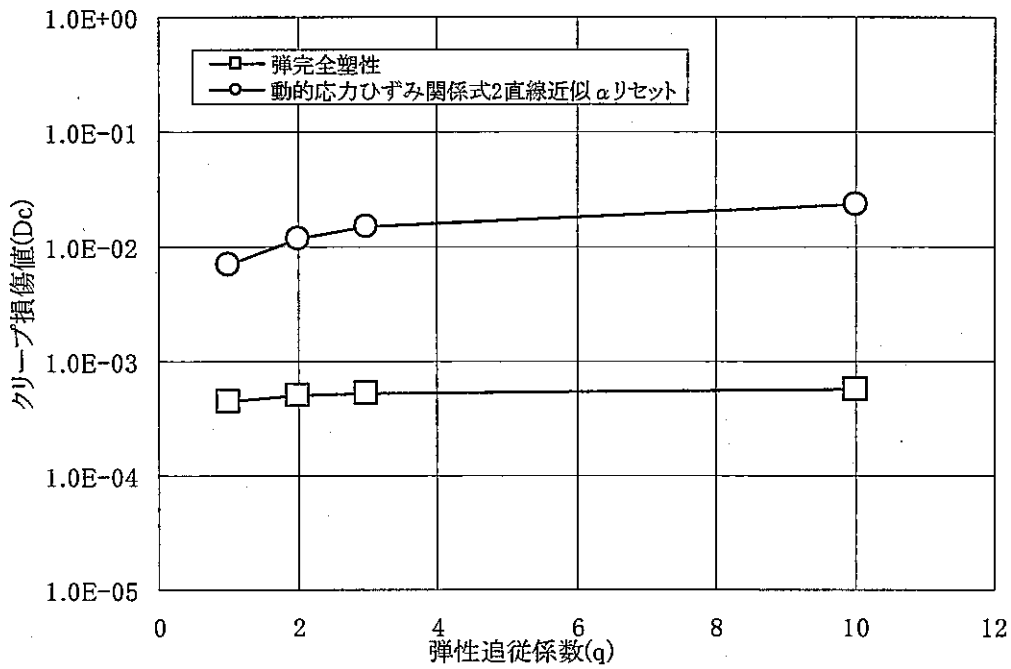


Fig.3.23 Effect of the elastic follow-up factor on the creep damage factor (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

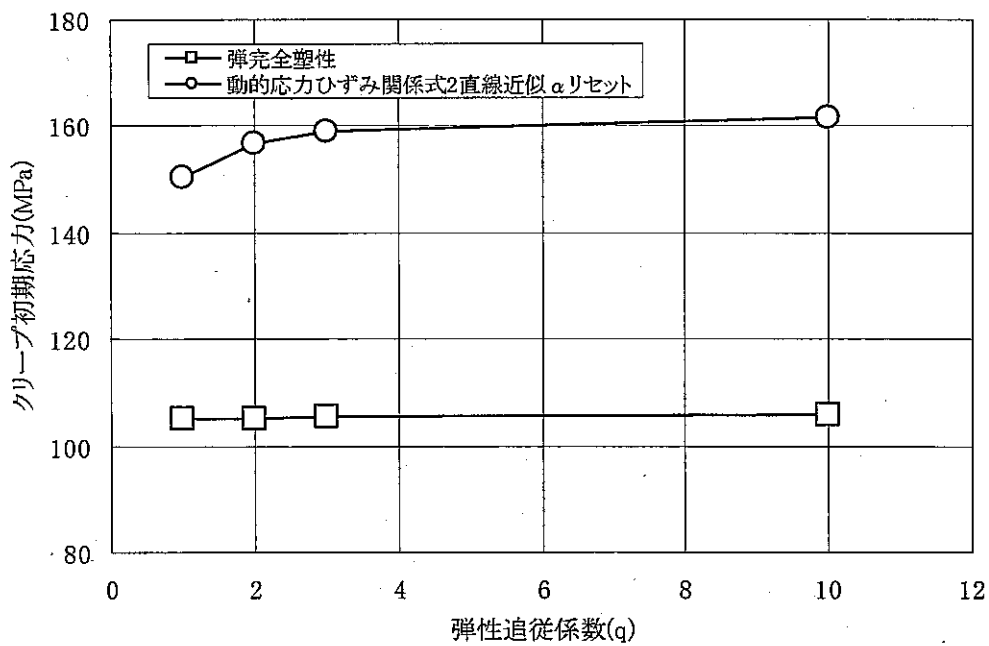


Fig.3.24 Effect of the elastic follow-up factor on the initial creep stress (10th cycle, tension peak hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

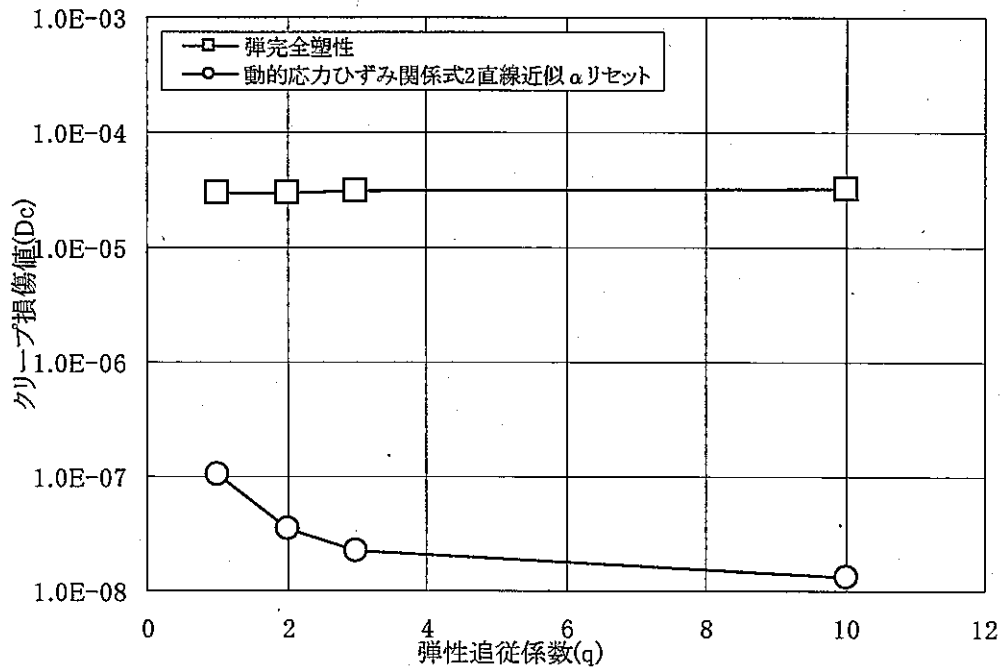


Fig.3.25 Effect of the elastic follow-up factor on the creep damage factor (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

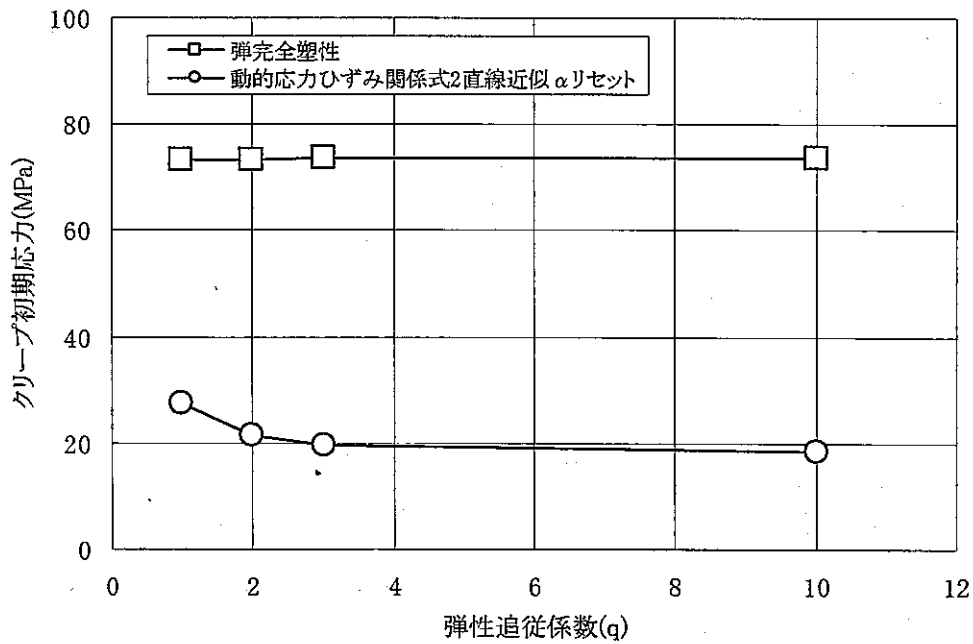


Fig.3.26 Effect of the elastic follow-up coefficient on the initial creep stress (10th cycle, intermediate hold, primary stress 20MPa / secondary stress intensity range 350MPa)

4. 構成式が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査

4.1 熱応力を受けるYピース構造の非弾性解析

実際の高速度炉機器では、弾性追従と若干の1次応力の存在により、荷重制御型と変位制御型の中位の負荷が生じる。ここでは実機構造物の弾塑性クリープ挙動の予測に対して、構成式が及ぼす影響について調査する。実機構造物としては、代表的な構造不連続部であるYピース (Fig. 4.1) を取り上げ、スカート端部を50°Cに保ったまま、円筒胴内表面を550°Cに昇温した場合のスカート付け根部の弾塑性挙動と、さらに550°Cに昇温した状態を21万時間保持した場合の応力緩和挙動を予測した[9]。Yピースは、高剛性部（接合部）と低剛性部（スカート部）の結合体と捉えることができ、昇温時には両者の相互作用による2次応力と、接合部の局所的形状不連続によるピーク応力が重畳する。プラント機器の典型的な不連続部であるノズル、管板・胴の接合部、および胴板接合部等も類似の挙動を示すことから、主なプラント機器構造を代表することが出来る。

材料は SUS304 を想定し、解析に使用する弾塑性構成方程式に関しては、その影響を調べるために以下のようにパラメータとした。先ず弾性体、次に応力とひずみの非線形性を簡明に記述できる Ramberg-Osgood 型の弾塑性応力ひずみ式、

$$\varepsilon = \sigma / E + A \sigma^n \quad (E=16200, A=1.0 \times 10^{-8}, n=3,5,7) \quad (4.1)$$

降伏応力を考慮した Ludwik 型の応力-ひずみ関係式、

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right\}^n \quad (\sigma > \sigma_p, \sigma_p=75, n=3,5,7) \quad (4.2)$$

弾完全塑性体、および2種類の想定ひずみ範囲に対する2直線応力ひずみ関係式を物性値の温度依存性を考慮せずに使用し、各ケースに対する弾塑性解析を実施した。

クリープ解析に関しては、SUS304 のクリープ試験データを近似するクリープひずみ式として、応力ひずみの非線形性を簡明に記述できる Norton 則、

$$\dot{\varepsilon}_c = B \sigma^m \quad (B=5.86 \times 10^{-15}, m=3,5,7) \quad (4.3)$$

およびより詳細な記述が可能な Blackburn 型の式⁽⁷⁾

$$\varepsilon_c = C_1(1 - e^{-\eta t}) + C_2(1 - e^{-\beta t}) + \varepsilon_m \quad t \quad (4.4)$$

のそれぞれで近似して非弾性有限要素解析に使用した。

分離型の構成式によって上記を組み合わせた、弾クリープ解析、弾塑性解析、および弾塑性クリープ解析を実施した。解析ケースの一覧を Table 4.1 に示す。

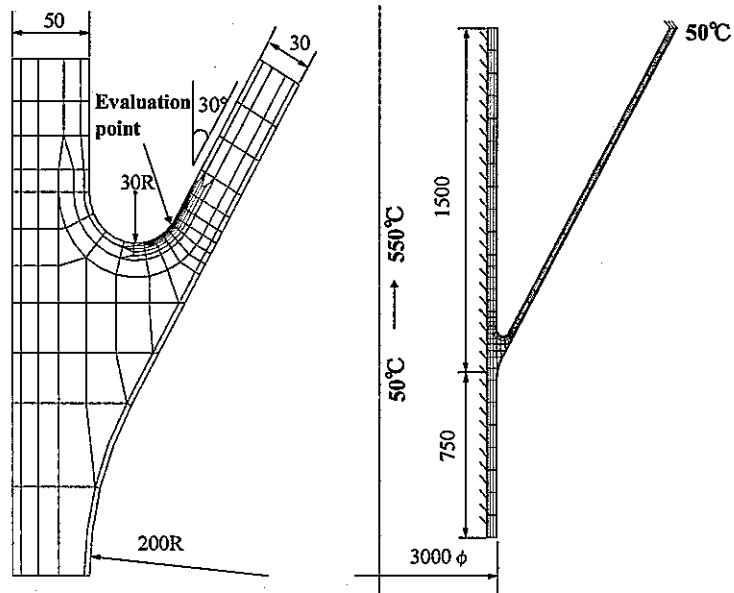


Fig.4.1 Y-piece model subjected to thermal loading

Table 4.1 Analysis cases with various constitutive equations

Case	Analysis Type	Constitutive Equation	Power
E	Elastic	Elastic	n=1
C3	Elastic-Creep	Norton's Law	m=3
C5	Elastic-Creep	Norton's Law	m=5
C7	Elastic-Creep	Norton's Law	m=7
P5-C7	Elastic-Plastic-Creep	Ramberg-Osgood Norton's Law	n=5 m=7
CBL	Elastic-Creep	Blackburn	—
P3	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=3
P5	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=5
P7	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=7
PP	Elastic-Plastic	Perfectly plastic	—
PB	Elastic-Plastic	Bi-linear	—

4. 2 構成式に鈍感な物理量の調査

Table 4.1 の解析ケースの中から弾クリープ解析の結果および弾塑性クリープ解析のクリープに関する解析の結果を、Fig.4.2 の応力-ひずみ線図上で比較した。図中に解析ケース C3,C5, C7 によって得られた 21 万時間後の緩和位置と弾性追従係数を示す。図から、応力緩和時間の経過と共にひずみは増加し、21 万時間後のひずみの大きさはクリープひずみ式に依存することが分かる。一方、応力の緩和過程に関しては、クリープひずみ式に依らず同一の緩和軌跡を描いており、クリープひずみ式に鈍感な特性が存在することが分かる。

Fig.4.3 は解析ケース C3,C5, C7 によって得られた 21 万時間後のクリープひずみの分布で、構成式によって大きく異なることが分かる。

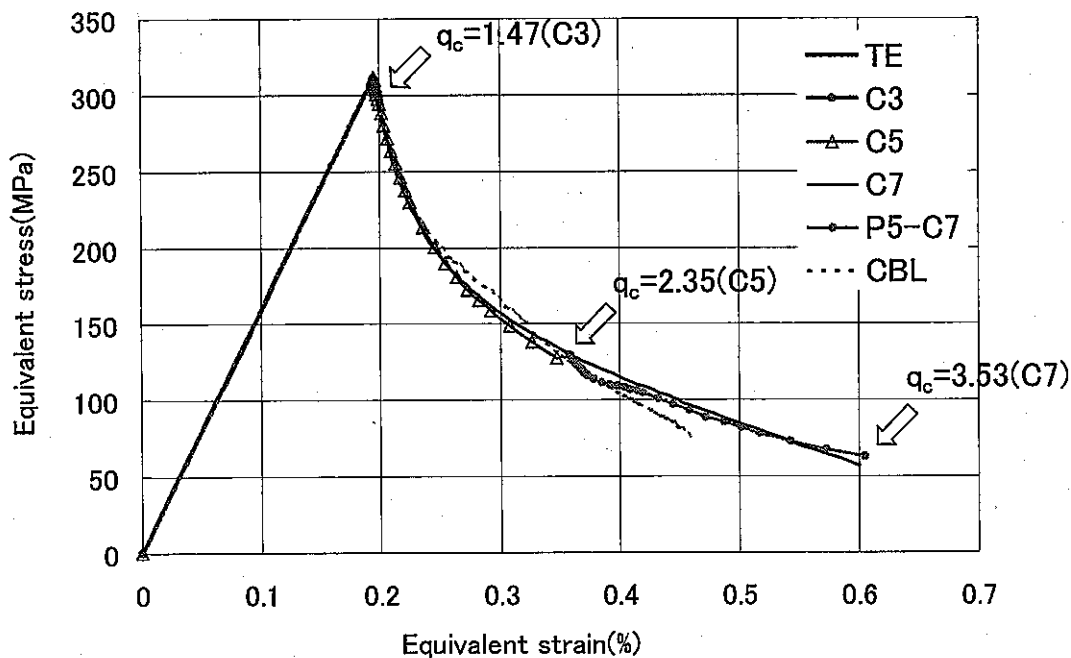


Fig.4.2 Stress relaxation locus with various creep strain equations

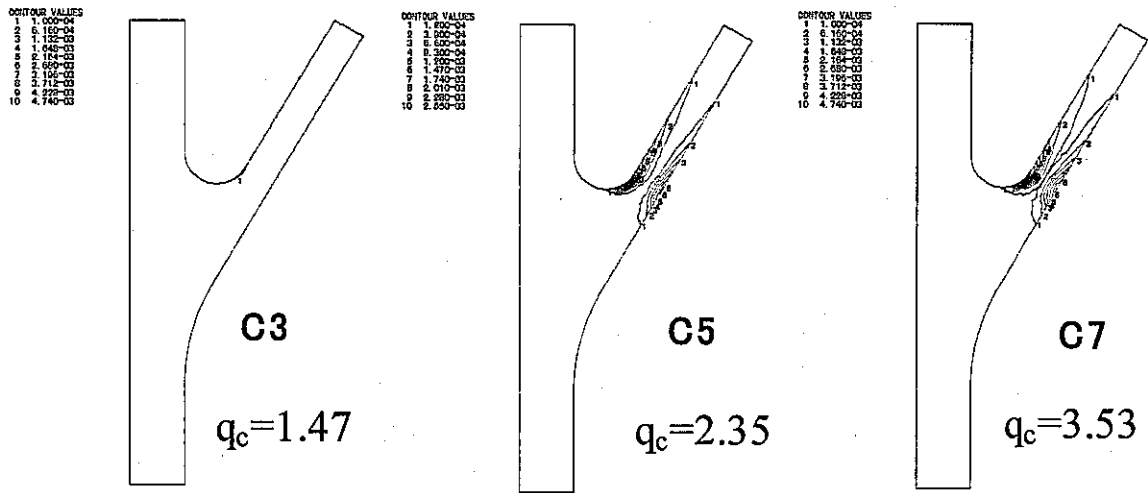


Fig.4.3 Creep strain contours by various constitutive equations at 210000hours

次に C7 のケースについて、応力緩和の推移を Fig.4.4 に示す。時間の経過と共にひずみは増大し、弾性追従係数も増大することが分かる。弾性追従係数の値が変化することから、応力緩和軌跡は図のように曲線を描く。Fig.4.5 は 12 時間後、1200 時間後および 21 万時間後のクリープひずみの分布で、時間経過と共に増大する。

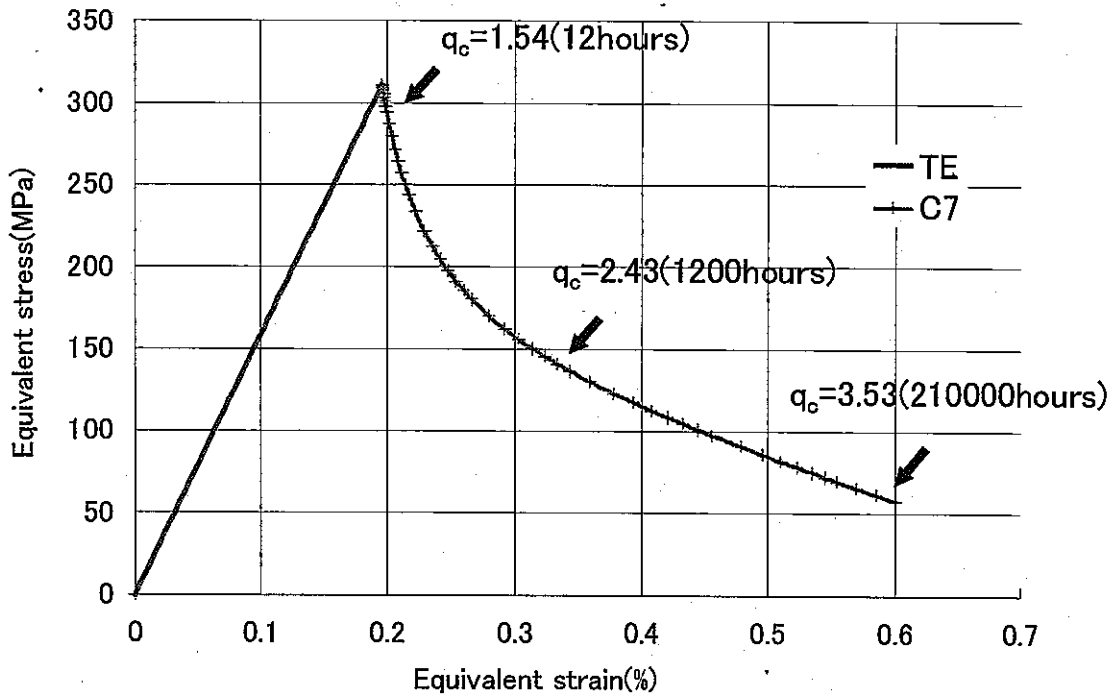


Fig.4.4 Stress relaxation locus with various creep strain equations

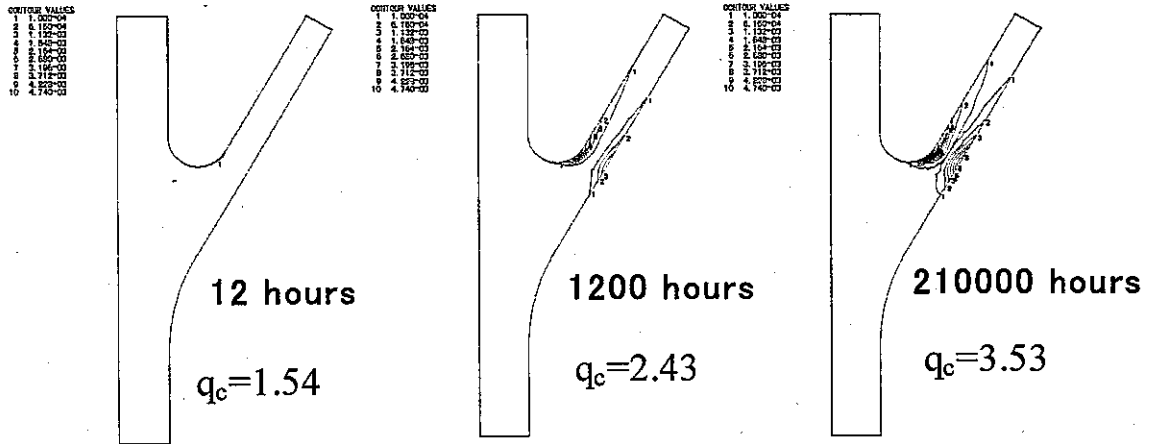


Fig.4.5 Creep strain contours at stress relaxation process (C7)

ここで、Fig.4.3 と Fig.4.5 を比較してみると、クリープひずみ分布が類似の場合には弾性追従係数も同程度となっていることに気づく。そこで、異なる構成式である C5,C7,CBL のケースについてクリープひずみが 0.27%となった時点のクリープひずみ分布と弾性追従係数を調べてみたところ、Fig.4.6 のように構成式に係わらずクリープひずみ分布と弾性追従係数を有することが分かった。

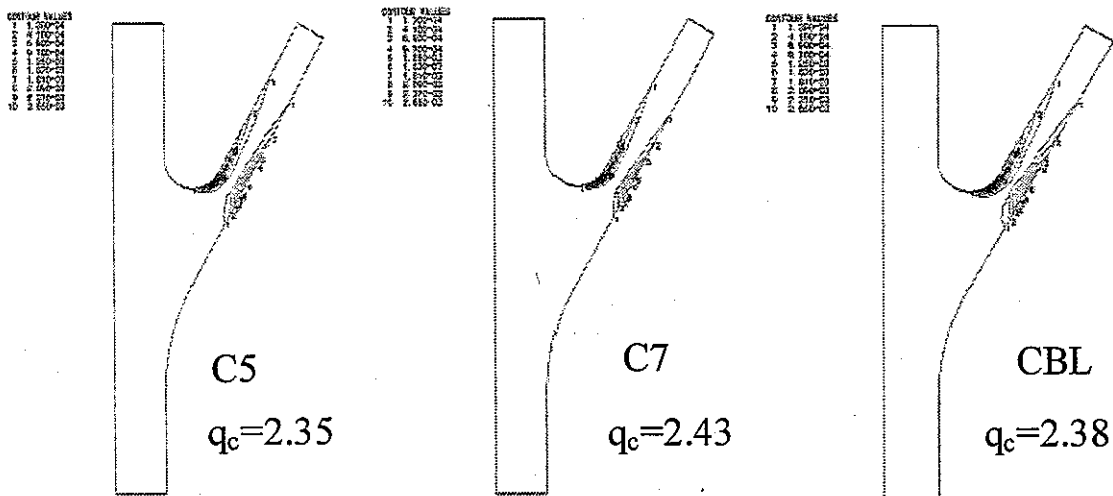


Fig.4.6 Creep strain contours by various creep strain equations at $\epsilon_c=0.27\%$

次に、Fig.4.2 の応力-ひずみ線図上に各構成式による弾塑性解析結果をオーバープロットしてみると Fig.4.7 のようになる。これらの結果から、応力緩和軌跡は、弾塑性、クリープ、および両者の構成方程式に依存しない特性を表していると推察される。そこで、解析ケース P3,P5,P7 によって得られた塑性ひずみの分布と弾性追従係数を Fig.4.8 の通り調べ、Fig.4.3 のクリープのそれと比較してみた。両者は類似のひずみ分布と弾性追従係数を有しており、応力緩和軌跡が構成式に依存しないことと関係があると考えられる。

これを確かめるため、弾性追従概念[2]を説明する簡単なモデルである、高剛性低応力と低剛性高応力の棒 $i(i=1,2)$ を Fig.4.9 上のように接続した変断面棒を用いて、構成式と q 値の関係を調べる。クリープひずみ式に式(4.3)の Norton 則を使用すると、クリープに関する q 値は以下のような式で陽に導かれ、形状と応力-ひずみの非線形性によって決まる一定値となることが分かる。 q 値は応力-ひずみ線図上の勾配を表すことから、変断面棒の応力緩和軌跡は直線となる。

$$q = \frac{1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2)}{1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2)^m} \quad (\text{クリープ}) \quad (4.5)$$

さらに、 q 値は弾塑性に対しても、式(4.1)の Ramberg-Osgood 式を使用すると、クリープと類似の以下の式が導かれる。

$$q = \frac{1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2)}{1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2)^n} \quad (\text{弾塑性}) \quad (4.6)$$

次に、実際の構造設計では通常全面塑性は許容されないため、板厚断面中に弾性領域(弾性核)が残る。この場合には Fig.4.9下の高剛性低応力部を弾性体とみなすことが出来る。棒2を弾性体とすると式(4.5)と式(4.6)は、

$$q = 1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2) \quad (4.7)$$

となり、弾塑性、クリープ、およびこれらの構成方程式に依存しない幾何形状のみの関数となる。弾塑性またはクリープひずみの分布が変化するとそれに応じて弾性領域の形状が変化することから、弾性追従係数は変化する。ひずみの分布は前述の通り、構成式に鈍感であることから、弾性追従係数とそれと対応する応力緩和軌跡も構成式に鈍感になる。

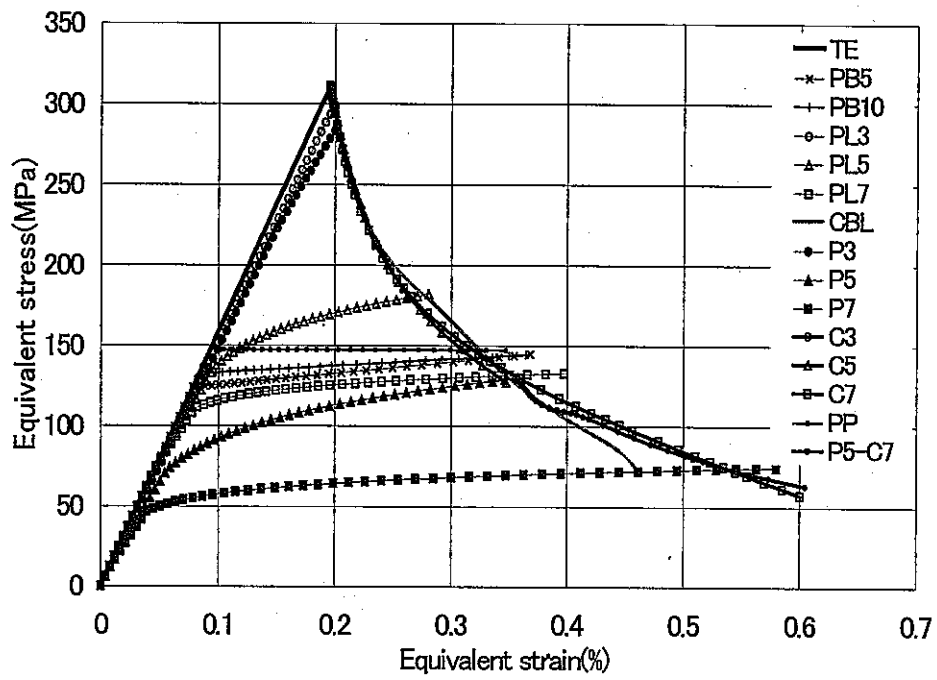


Fig.4.7 Comparison of creep analysis results with elastic plastic one

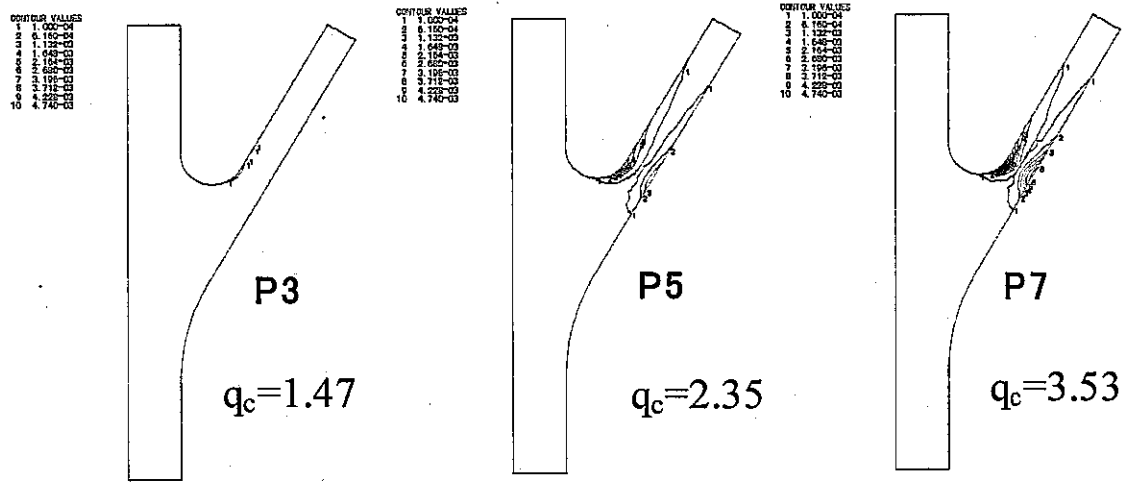


Fig.4.8 Plastic strain contours by various constitutive equations

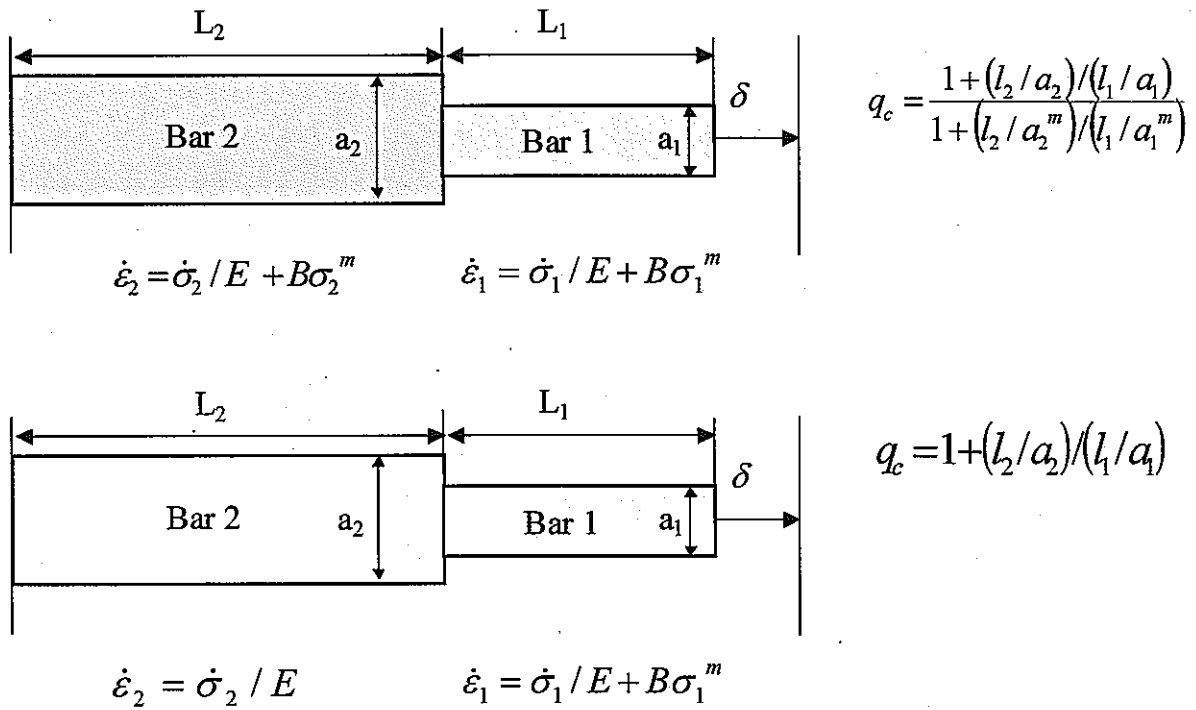


Fig.4.9 Two-bar model to describe elastic follow-up mechanism

4. 3 原子炉容器液面近傍部を対象とした非弾性解析

高速炉の原子炉容器は、上端をコンクリート建屋により支持され、炉心上部プレナムに高温の冷却材を有することから、冷却材液面から上端支持部に至る鉛直方向に大きな温度勾配が生じる。その結果炉壁液面近傍部に原理的に高い応力が発生することになり設計上重要となる。本節では、原子炉容器液面近傍部を対象として、種々の構成式による非弾性解析を実施し、Y ピースと同様の構成式に鈍感な弾性追従特性の存在の有無を確かめる。

(1) 解析方法

汎用非線形構造解析システム FINAS for Windows version13.0 を用いて有限要素解析を実施した。合理的な評価を行うため、非弾性解析を実施した。非弾性構造解析においては、種々の弾塑性構成則を用いてその違いを調べた。尚、解析は昇温と液位上昇が同時に進行し、温度勾配が厳しくなると考えられる起動時を対象とした。

(2) 解析モデル

Fig. 4.10 に示す原子炉容器液面近傍部から上端支持部までを解析対象とする。有限要素解析を行うため、実際の設計例をモデル化し、Fig. 4.11 に示すような容器内径 9600mm、全長 7500mm の縦型円筒容器とみなした。

有限要素モデルを作成するにあたって、板厚方向には表面付近でメッシュ巾 2mm の要素を、また軸方向には液面近傍部においてメッシュ長 10mm の要素を使用した。モデルの作成には FEMAPv7.1 を用いた。有限要素モデルを Fig. 4.12 に、モデルを作成する際使用した要素の一覧を Table 4.2 に示す。

(3) 荷重条件

解析にあたって、以下の荷重を考慮した。

- ・ 熱過渡及び液位変動
- ・ 内圧 $1.52 \times 10^5 \text{ Pa}$ (差圧)
- ・ 自重 $1.75 \times 10^6 \text{ kg}$ (吊下重量)

(4) ナトリウム液位上昇

冷却材ナトリウムの熱膨張及び圧損を考慮し、液温 200°C から 400°C の間に液位を 880mm、400°C から 550°C の間に 350mm ナトリウム液位が上昇するものとする。

(5) 物性値

解析には 316FR の物性値を使用した。解析に使用した物性値を Table 4.3 に示す。

(6) 構成方程式

解析に使用する弾塑性構成方程式は、その影響を調べるために以下のようなパラメータとした。

Ramberg-Osgood 型

$$\varepsilon = \sigma/E + A\sigma^n \quad (E=16200, A=1.0 \times 10^{-8}, n=3, 5, 7) \quad (4.8)$$

Ludwik 型

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right\}^n \quad (\sigma > \sigma_p, \sigma = 75, n=3, 5, 7) \quad (4.9)$$

この2つに加え、弾完全塑性体、および2種類の想定ひずみ範囲に対する2直線応力ひずみ関係式を使用（想定ひずみ範囲 0.5%, 1.0%）した。また、非弾性解析を行う際の硬化則には等方硬化則を用いた。非弾性解析の解析ケースを Table 4.4 に示す。

弾塑性解析に加え、最大応力発生時の温度分布を100万時間保持した場合の、液面近傍部の応力緩和時のひずみ集中挙動を調べた。クリープひずみ式の影響を調べるため、以下の式でそれぞれ近似して弾クリープ有限要素解析を行った。またクリープに関する硬化則にはひずみ硬化則を用いた。

Norton 則

$$\dot{\varepsilon}_c = B\sigma^m \quad (B=5.86 \times 10^{-15}, m=3, 5, 7) \quad (4.10)$$

Blackburn 型

$$\varepsilon_c = C_1(1 - e^{-\tau t}) + C_2(1 - e^{-\tau' t}) + \dot{\varepsilon}_m t \quad (4.11)$$

解析ケースを Table 4.5 に示す。

(7) 境界条件

解析にあたって、境界条件を以下のように設定した。

原子炉容器上端を固定とする。ただし上端は半径方向に自由度を持たせる。また原子炉容器下端を自由端とする。今回の解析では解析モデルが軸方向に十分長いため、上端部の拘束が液面近傍の応力値に大きな影響を与えることはないと考えられる。

解析に用いた熱的境界条件と、解析モデル外表面の温度分布を Fig. 4.13 に示す。詳細は以下の通りである。

- 原子炉容器上端を 100°C 一定とする。
- サーマルライナを介したナトリウムと炉壁との熱伝達係数を $\alpha = 930 \text{ W/m}^2\text{K}$ とする。
- 原子炉容器外面の上端から 100mm の範囲を 100°C の外部ガスとの熱伝達境界とする。
- 壁面と外部ガスとの熱伝達係数は文献値を参照し $\alpha = 5.82 \text{ W/m}^2\text{K}$ とする。
- 原子炉容器内面の上端から 1300mm までの範囲は熱遮蔽板が設置されており、熱伝達率 $\alpha = 0.64 \text{ W/m}^2\text{K}$ で、カバーガスと熱伝達するものとする。このときカバーガス温度は、ナトリウム温度に追従して変化することとし、以下のように設定した。

$$T_{\text{gas}} = 0.89T_{\text{Na}} - 19 (\text{°C}) \quad (4.12)$$

- ・ 原子炉容器内側の熱遮蔽板下端からナトリウム液面までの範囲は、熱伝達率 $\alpha = 3.49\text{W/m}^2\text{K}$ でカバーガスと熱伝達するものとする。(カバーガス温度は上式と同じ)
- ・ 原子炉容器外面 1000mm 以下及び上端、下端部は断熱とする。

炉壁にかかる熱負荷を低減させる目的で、炉壁にはサーマルライナをもうけることとする。また解析モデルではサーマルライナの熱抵抗を熱伝達率中に考慮することで模擬した。炉容器外面 1000mm以下の部分は、実際には外部ガスとの熱交換があるものと思われるが、外部ガスの容積が小さいため、ガス温度はナトリウム液温にほぼ追従すると考えられることから、断熱状態とみなすことができる。

(8) 解析結果

弾性解析及び各弾塑性解析結果を、Fig. 4.14 の応力-ひずみ線図上で比較した。また100万時間の応力緩和クリープ解析の結果を Fig. 4.15 の応力-ひずみ線図上で比較した。さらに Fig. 4.16 に非弾性解析と弾クリープ解析の結果を重ねて示す。グラフより、非弾性解析の結果は構成式に依存するが、最大応力発生点は構成式にかかわらず応力緩和軌道上にほぼ載ることがわかる。

以上から、原子炉容器液面近傍部に対しても、Y ピースと同様の構成式に鈍感な弾性追従特性が存在することが確認できた。

Table 4.2 Finite elements for thermal and inelastic analyses

有限要素モデル作成に用いた要素	
熱伝導解析	熱伝導 8 節点四辺形軸対称要素 (HQAX8)
	熱伝達 3 節点軸対称要素 (FCAX3)
弾性解析	8 節点四辺形軸対称要素 (QAX8)

Table 4.3 Material properties of 316FR

温度 (°C)	ヤング係数 (N/mm**2)	ポアソン 比	瞬時熱膨張係数 (10E-6 mm/mm/°C)	密度(×E+3 kg/m**3)	熱伝導率(×E-6 kcal/mm*s*°C)	比熱 (kcal/kg*°C)
20	1.54E+05	0.3	15.15	7.97	3.5556	0.114
50	1.54E+05	0.3	15.65	7.97	3.6389	0.117
75	1.54E+05	0.3	16.07	7.97	3.7500	0.118
100	1.54E+05	0.3	16.48	7.97	3.8611	0.120
125	1.54E+05	0.3	16.86	7.97	3.9722	0.122
150	1.54E+05	0.3	17.22	7.97	4.0556	0.123
175	1.54E+05	0.3	17.55	7.97	4.1667	0.125
200	1.54E+05	0.3	17.85	7.97	4.2778	0.127
225	1.54E+05	0.3	18.12	7.97	4.3611	0.127
250	1.54E+05	0.3	18.36	7.97	4.4722	0.128
275	1.54E+05	0.3	18.58	7.97	4.5556	0.129
300	1.54E+05	0.3	18.79	7.97	4.6111	0.130
325	1.54E+05	0.3	18.99	7.97	4.7222	0.130
350	1.54E+05	0.3	19.19	7.97	4.8056	0.132
375	1.54E+05	0.3	19.39	7.97	4.8889	0.133
400	1.54E+05	0.3	19.57	7.97	4.9722	0.133
425	1.54E+05	0.3	19.75	7.97	5.0278	0.133
450	1.54E+05	0.3	19.93	7.97	5.1389	0.134
475	1.54E+05	0.3	20.11	7.97	5.2222	0.136
500	1.54E+05	0.3	20.28	7.97	5.3056	0.136
525	1.54E+05	0.3	20.45	7.97	5.3889	0.137
550	1.54E+05	0.3	20.60	7.97	5.5000	0.137
575	1.54E+05	0.3	20.74	7.97	5.5556	0.138
600	1.54E+05	0.3	20.87	7.97	5.6389	0.138

Table 4.4 Elastic plastic analysis cases with various constitutive equations

case	Analysis Type	Constitutive Equation	Power
te	Elastic	Elastic	n=1
ramberg n=3	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=3
ramberg n=5	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=5
ramberg n=7	Elastic-Plastic	Ramberg-Osgood	n=7
ludwik n=3	Elastic-Plastic	Ludwik	n=3
ludwik n=5	Elastic-Plastic	Ludwik	n=5
ludwik n=7	Elastic-Plastic	Ludwik	n=7
pp	Elastic-Plastic	Perfectly Plastic	∞
bi-linear 0.5	Elastic-Plastic	Bi-linear	($\Delta t=0.5\%$)
bi-linear 1.0	Elastic-Plastic	Bi-linear	($\Delta t=1.0\%$)

Table 4.5 Elastic creep analysis cases with various constitutive equations

case	Analysis Type	Constitutive Equation	Power
norton(m=3)	Elastic-Creep	Norton's Law	m=3
norton(m=5)	Elastic-Creep	Norton's Law	m=5
norton(m=7)	Elastic-Creep	Norton's Law	m=7
blackburn	Elastic-Creep	Blackburn	-

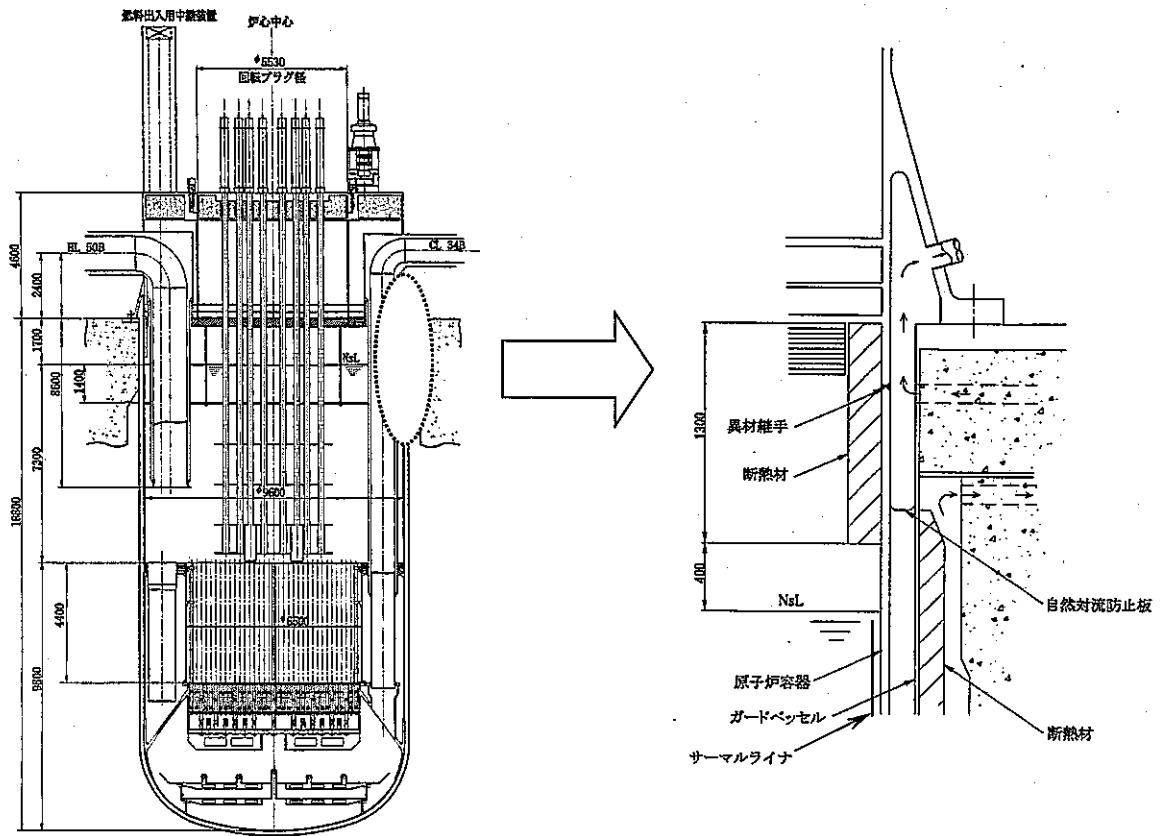


Fig.4.10 Reactor vessel subjected to thermal loading

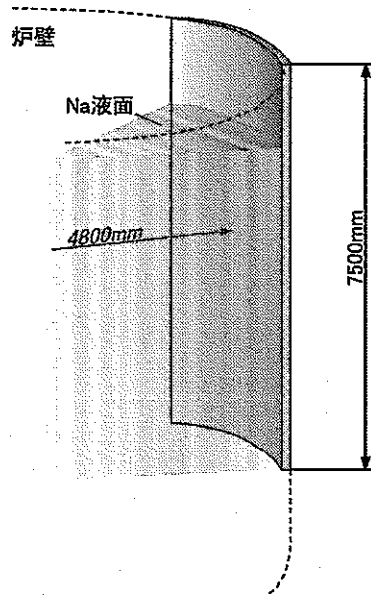


Fig.4.11 Reactor vessel model

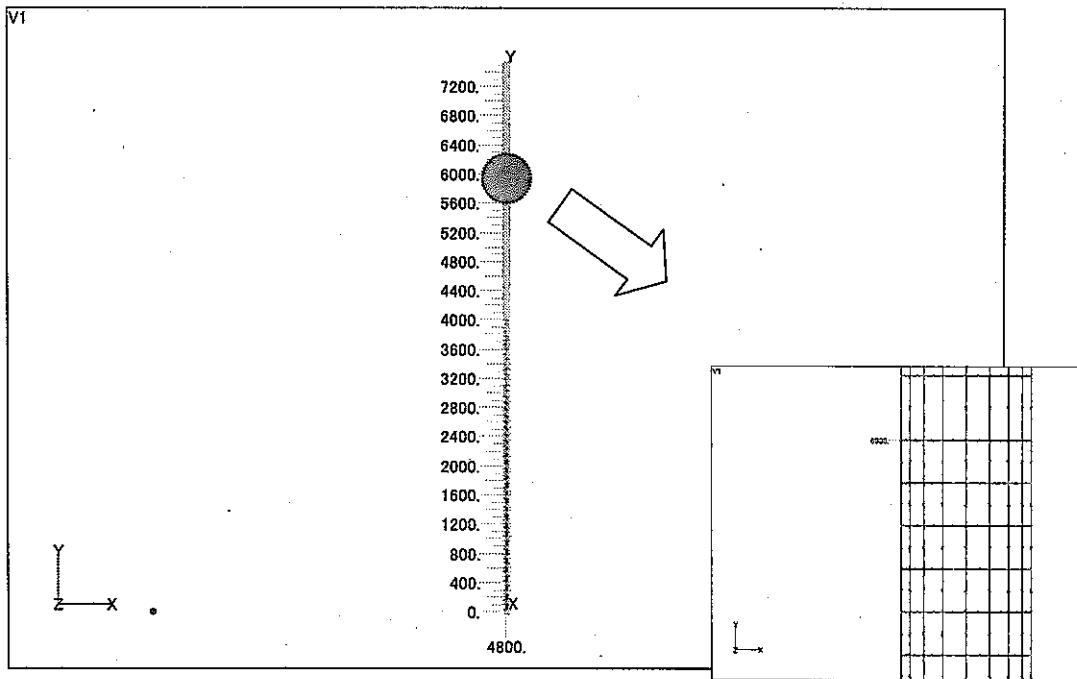


Fig.4.12 Finite element mesh model

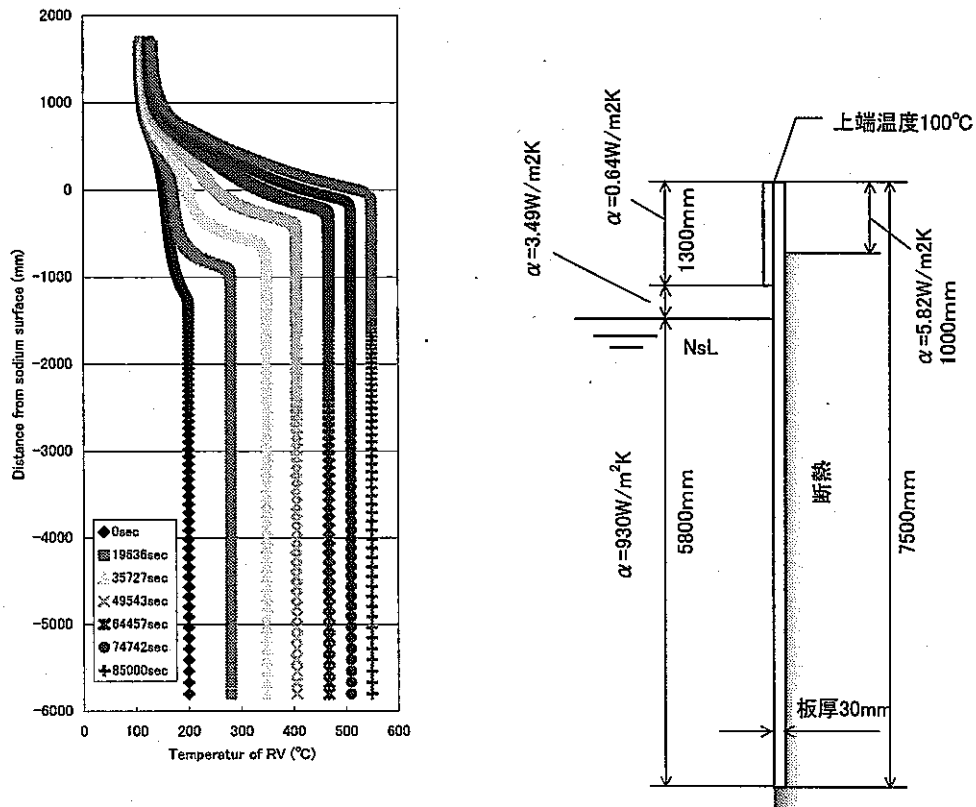


Fig.4.13 Thermal boundary conditions of reactor vessel model

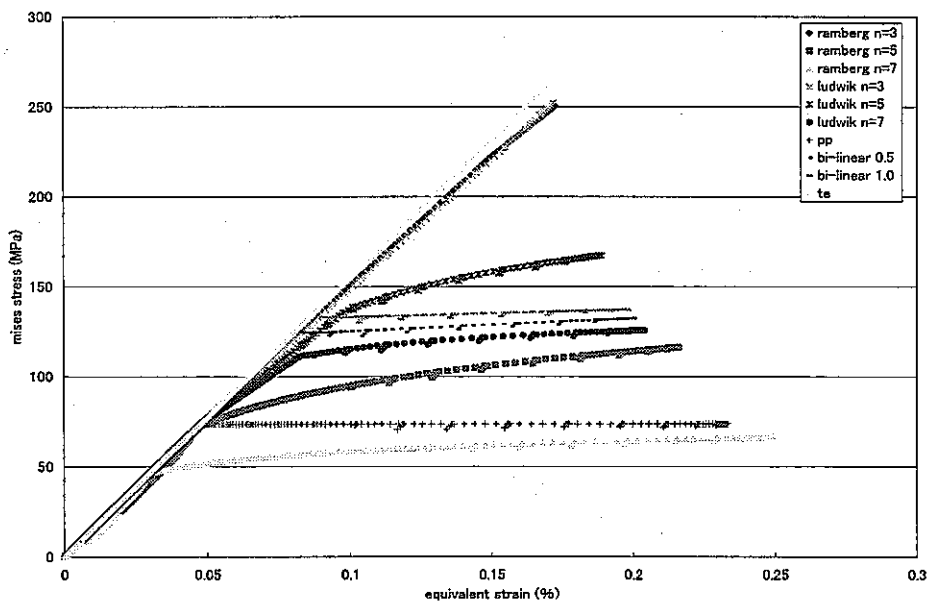


Fig.4.14 Elastic plastic analysis results with various constitutive equations

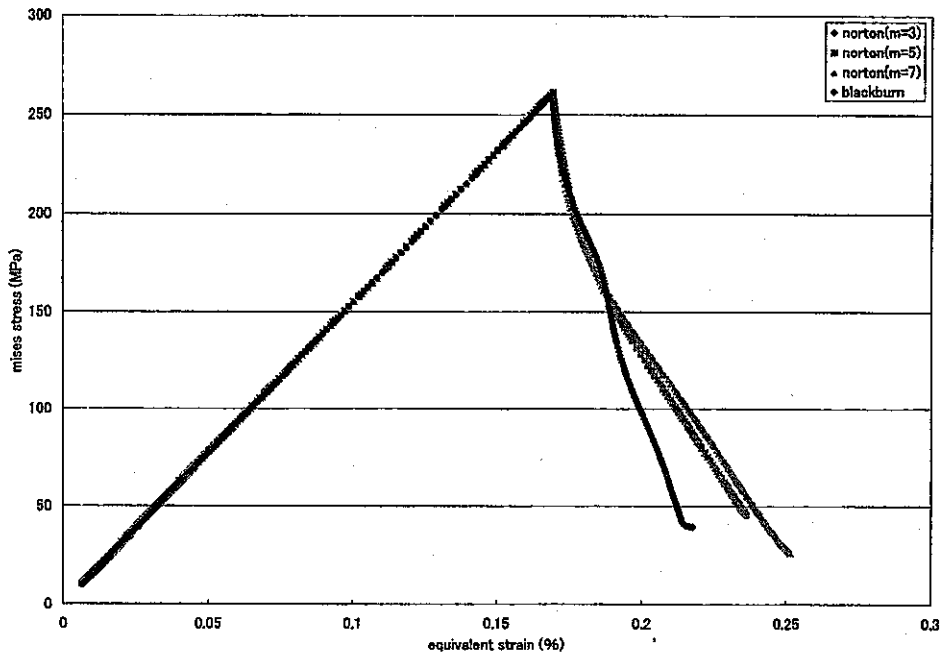


Fig.4.15 Elastic creep analysis results with various constitutive equations

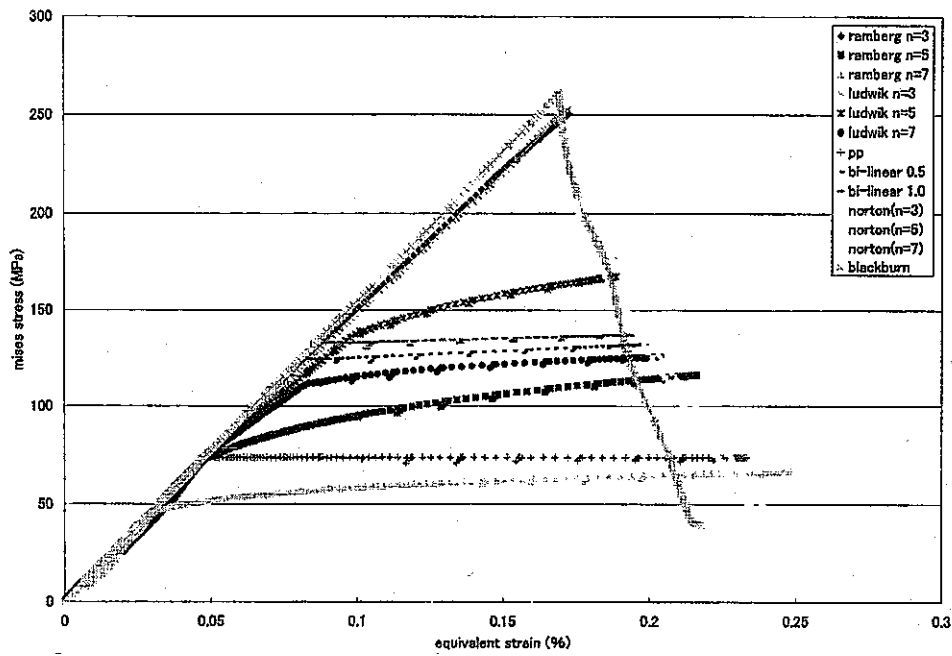


Fig.4.16 Comparison of creep analysis results with elastic plastic one

5. 非弾性解析による設計アプローチの提案

第3章において荷重の性質が非弾性解析結果に及ぼす影響を調査した結果、1次応力と弾性追従係数が大きくなると、ラチェットひずみ、ひずみ範囲および疲労損傷値の構成式依存性が強くなることが分かった。また第4章における構成式が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査の結果、構造物には構成式に鈍感な弾性追従特性が存在することが明らかになった。以上の知見に基づき本章では、非弾性解析による設計アプローチを提案する。Fig.5.1 にその手順を示す。第一ステップ①は弾性追従特性が構成式に鈍感な性質を利用して、Norton則等の古典的な構成式により仮想的なクリープ解析を実施する。仮想的という意味は応力緩和曲線を評価するために十分なクリープひずみが出るように、温度条件等がクリープ領域以下であってもクリープひずみ式を調整して解析することである。②得られた緩和曲線から弾性追従係数を評価する。また③弾性解との比較から定まる骨格点 (Fig.5.2[10]) の応力から1次応力を評価する。

ここで、非弾性挙動によるひずみ集中の大きさの物理的意味を有する弾性追従係数を利用すると非弾性最適設計が可能となる。Fig.5.3 のように弾性追従係数が大きく、設計クライテリアを超えている場合は、弾性追従係数が許容値以下になるように形状を変更する。例えば、Fig.5.4 の配管設計の場合、上段は二つのエルボがひずみを分担し合い特定のエルボに集中しない系であり、下段は一方のエルボにひずみが集中するため弾性追従係数が緩和と共に増大する系である。エルボの弾性追従係数を制限することにより、上段の系を実現できる設計法とする。なお、こうした配管設計の考え方は、RCC-MR コード[11]のアプローチに類似している。

次に、④高温条件の場合は温度および使用時間から Negligible Creep Curve 等を利用してクリープ効果の有無を判定する。⑤ここまでで得られた、弾性追従係数と1次応力、および必要に応じてクリープの効果も含めて非弾性解析に使用する構成式を選定する。ラチェット評価に関しては、第3章の知見により、弾塑性 α リセット構成式は常に保守的な解を出すのが、それより合理的な評価結果を与える動的 α リセット構成式は1次応力と弾性追従係数が限られた領域で適用可能である。Fig.5.5 に第3章の解析結果から暫定的に決めた領域判定図を示す。同様に疲労評価に関しては、弾塑性 α リセット構成式が弾性追従係数が小さい領域で使用可能であることが分かっている。第3章の解析結果から暫定的に決めた領域判定図を Fig.5.6 に示す。⑥選定した構成式により非弾性解析を実施し、応力とひずみを求める。

⑦簡易な非弾性解析法として、応力緩和軌跡と材料の応力-ひずみ曲線との交点により、非弾性解を求めることも可能である(Fig.5.7)。ここで、応力-ひずみ曲線として各温度の単調引っぱり曲線を使用すれば当該温度の弾塑性解が求まり、繰り返し応力-ひずみ関係を使用すればクリープ疲労評価に必要なひずみ範囲と緩和初期応力を評価することができる。尚、一定温度、一定時間の下で応力をパラメータとして得たクリープ試験結果から Fig.5.8 の手順で作成した等時応力-ひずみ線図[12]を使用することにより、応力緩和の時間履歴を簡易に

予測出来る可能性もある。⑧ここまでで得られた、弾性追従係数、1次応力、クリープの効果、および非弾性解析から得られた応力とひずみから破損様式を想定する。この部分は弾性解析による設計で使用される応力分類に相当する。例えば1次応力と弾性追従係数の組み合わせから荷重を変位制御型と荷重制御型に分類し、Fig.5.9 に示すようなマップを設けて破損様式を想定するアイデアが考えられる。⑨想定された破損様式毎に強度評価を実施する。

今後、上記アプローチの実現性を評価するため、特に非弾性挙動と強度の関係を明らかにしていく必要がある。

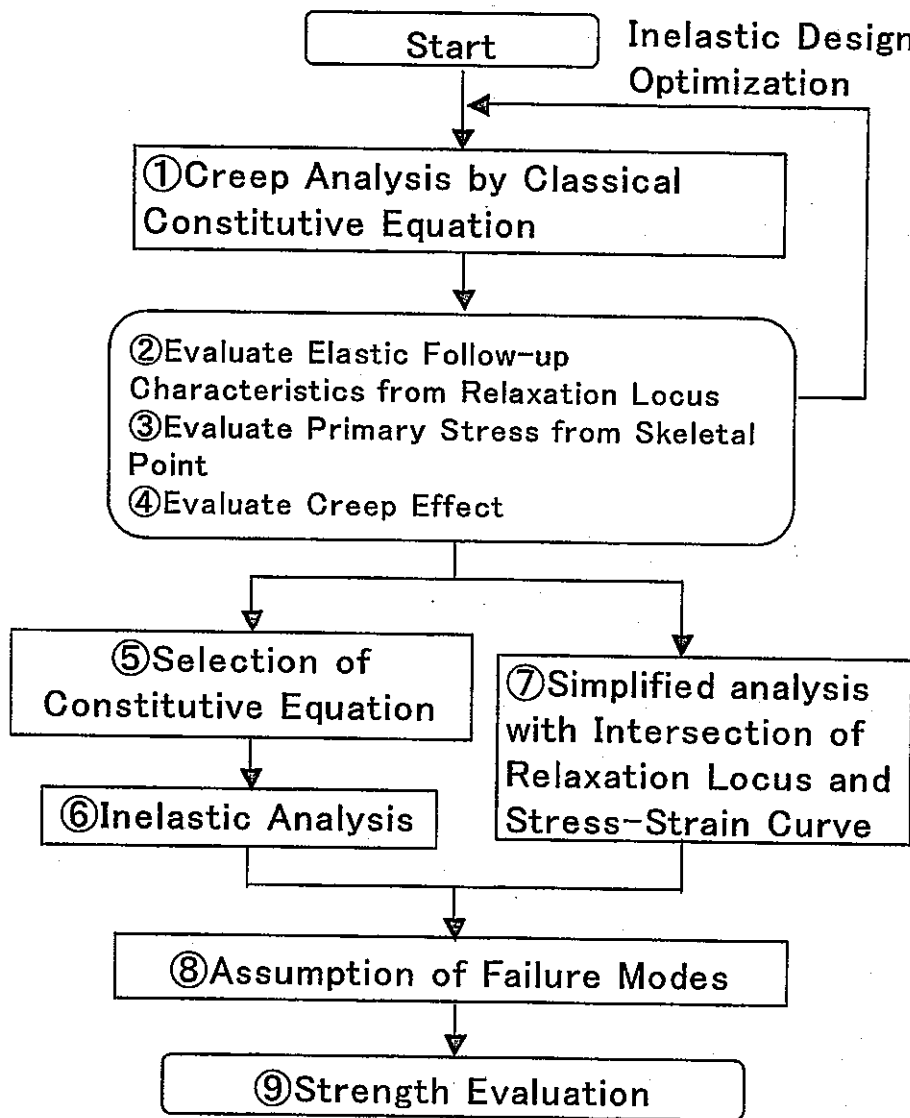


Fig.5.1 Design Approach by Inelastic Analysis

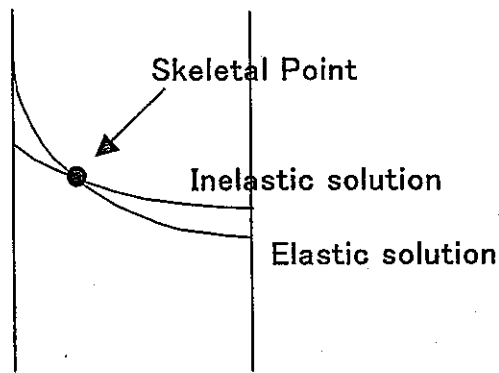


Fig.5.2 Concept of Skeletal Point

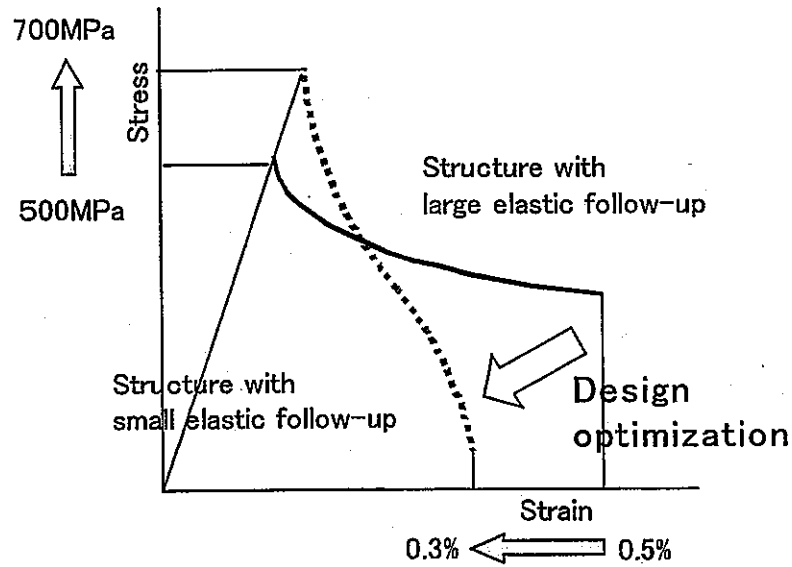


Fig.5.3 Design Optimization against Displacement-Controlled Loads

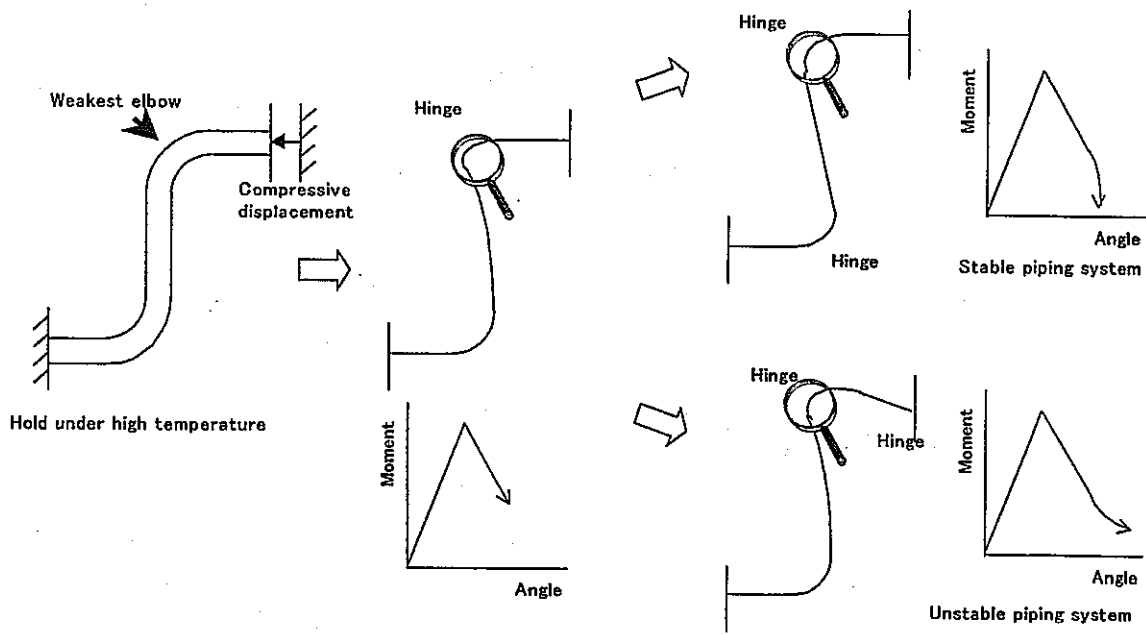


Fig.5.4 Example of Inelastic design approach on piping systems

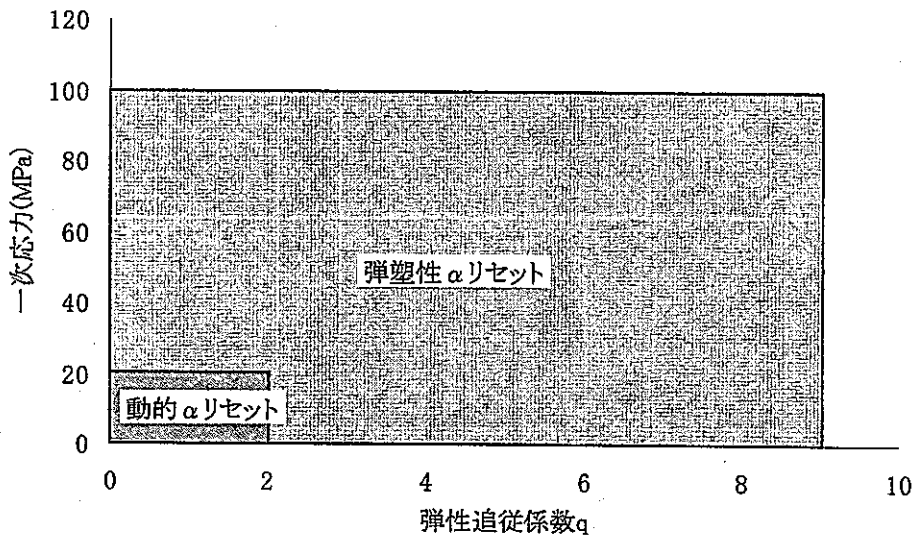


Fig.5.5 Applicable area of constitutive equations to ratchet analyses

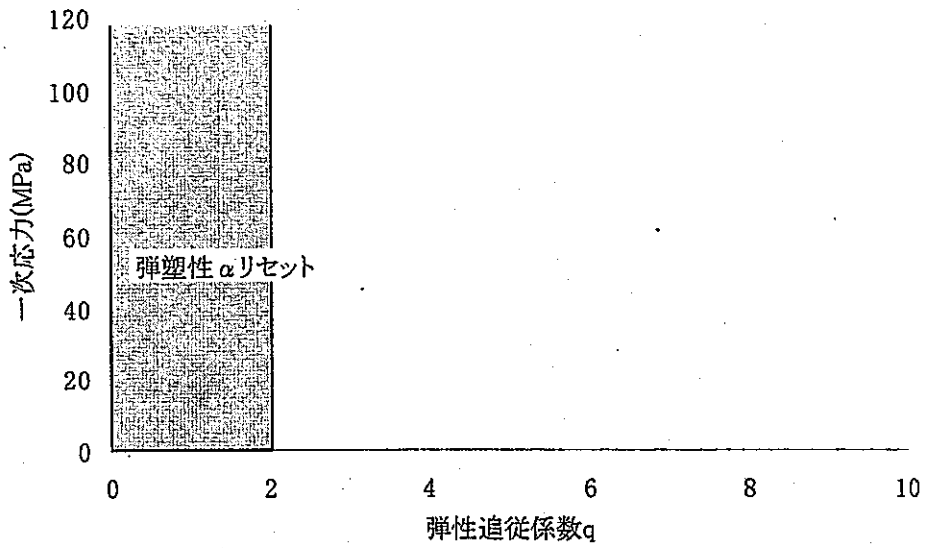


Fig.5.6 Applicable area of constitutive equations to fatigue analysis

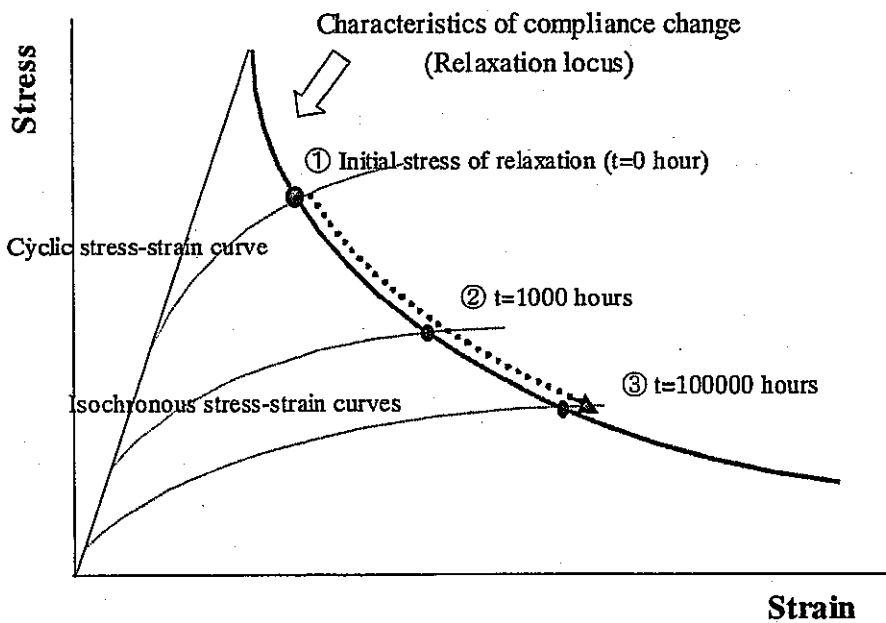


Fig.5.7 Proposal oh simplified inelastic analysis method

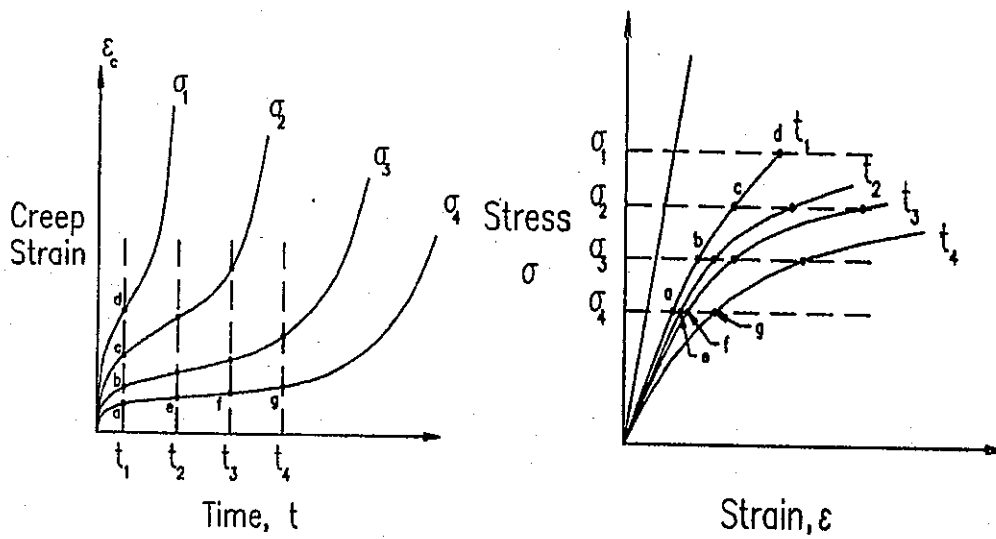


Fig.5.8 Isochronous stress-strain curves [12]

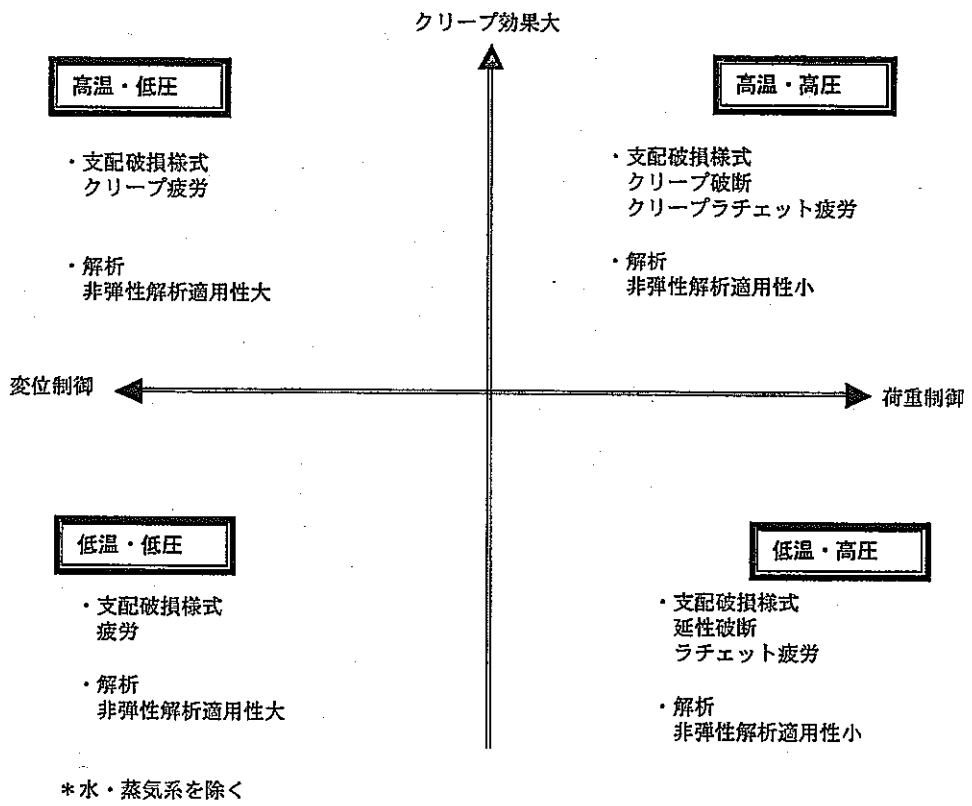


Fig.5.9 Assumption of Failure Mode

6. 今後の課題

荷重の性質が非弾性解析結果に及ぼす影響の調査を通して1次応力および弾性追従係数と非弾性解析結果の関係を把握した。今後、この関係に着目した構成式の選定法を実用化するために、1次応力および弾性追従係数の影響をより詳細に把握し、一般構造にも適用できることを示す必要がある。

設計の目的が健全性評価であることに留意すると、破損様式の想定法と非弾性解析と組み合わせる破損クライテリアの検討が重要である。主として変位制御型の負荷であっても、1次応力および弾性追従の影響により有意なラチェットひずみが生じると、破損様式が(クリープ)疲労からラチェット(クリープ)疲労に移行する可能性が指摘されている。破損様式が変化する限界を把握した上で、前章で提案したような破損クライテリアの使い分けを行う必要がある。

クリープ損傷は1次応力および弾性追従係数に係らず、構成式によって評価結果に差が出た。これは、クリープ損傷が熱過渡応力等による残留応力の緩和によって生じるためであると考えられる。残留応力の評価は Fig.6.1 に示すように変位制御型負荷であっても構成式に敏感であり、また応力緩和挙動を正確に記述出来るクリープひずみ式は無い。また実験による応力緩和曲線に基づきクリープ損傷係数を計算しても、特に中間保持条件において破損との相関が十分でない。このため、クリープ損傷の計算には何らかの工学モデルが必要になると考えられる。

また、非弾性解析結果は負荷履歴に依存することから、組合せ荷重への適用性や、寿命中期 $Nf/2$ の挙動に基づく現状の損傷評価クライテリアからサイクル毎の挙動に基づく評価クライテリアへの変更が、課題として考えられる。

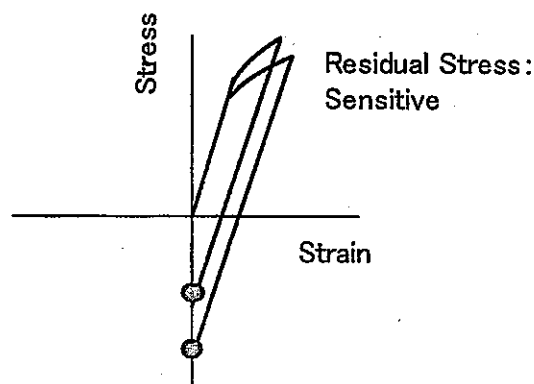


Fig.6.1 Sensitivity of residual stress to constitutive equation

7. 結言

- (1) 1次応力と弾性追従係数が大きくなると、非弾性解析により予測したラチェットひずみの構成式依存性が強くなる
- (2) 弾性追従係数が大きくなると、非弾性解析により予測したひずみ範囲および疲労損傷値の構成式依存性は強くなるが、1次応力には鈍感である。
- (3) 非弾性解析により予測した残留応力およびその緩和によるクリープ損傷は、1次応力、弾性追従係数および保持位置に係らず、構成式に依存する。
- (4) 構造物には構成式に鈍感な弾性追従特性が存在し、応力緩和曲線で記述される。
- (5) 古典的クリープひずみ式によるクリープ解析から、弾性追従と1次応力を評価し、その結果によって構成式を使い分ける非弾性解析による設計アプローチを提案した。
- (6) 非弾性解析による設計アプローチを実現するための課題を整理した。

謝辞

荷重の性質が非弾性解析結果に及ぼす影響を調査していただきました川崎重工業株式会社パワープラント事業部の島川貴司氏と中村協正氏、および構成式の影響を検討していただいた常陽産業株式会社の高正英樹氏に、厚く御礼申し上げます。

また、RCC-MR による配管系の非弾性設計法に関しましてご教授いただきました、フランス原子力庁 カダラッシュ研究所 Marie Noel BERTON 博士に謝意を表します。

参考文献

- [1] 堀 監修, 基礎 高速炉工学, 日刊工業,(1993)
- [2] Dhalla,A.K. et al., Recommended Practice in Elevated Temperature Design: A Compendium of Breeder Reactor Experiences, Vol.III - Inelastic Analysis,WRC Bulletin 365, WRC, New York,(1991)
- [3] 市川昌弘,他, 小特集 非弾性設計 Inelastic Design, 機械学会、学会誌 Vol.90,No.826,(1987)
- [4] Nobutada Ohno, Recent Progress in Constitutive Modeling for Ratcheting, The society of Material Science, Japan,(1997)
- [5] 高橋由紀夫,高速増殖炉設計における非弾性解析,機械学会,年次大会講演集,Vol.5(2000)
- [6] 朝田泰英,(1994), 非弾性解析の有効性と限界,機械学会,材料力学部門講演会.164
- [7] 安藤良夫, 岡林邦夫, 原子力プラントの構造設計, 東大出版会(1977)
- [8] 島川貴司,中村協正, 構造物非弾性挙動影響調査、JNC TN9420 2001-008,(2001)
- [9] 笠原直人,構造不連続部のひずみ集中挙動とコンプライアンス変化特性に基づく予測,機械学会,"論文集 A,66 卷 643 号,pp224/231", (2000)
- [10] Marriott, D.L. et al., Simplified Analysis Methods for Elevated Temperature Life Assessment, Technology for 90's, Chapter10, ASME, (1994)
- [11] AFCEN (1993), 'Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island(RCC-MR) Addendum No.2', Paris
- [12] ASME, 'Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel CODE for Design by Analysis in Section III and Section VIII, Division 2', ASME, New York,(1964)