

無次元化構造応答パラメータに基づく  
発電用高温圧力機器の簡易構造健全性評価法の開発

藤岡 照高



## <目次>

第1章 序論	1
1.1 本研究の背景	2
1.1.1 高温圧力機器の構造健全性評価技術と発展の経緯	2
1.1.2 既存構造健全性評価法の問題点	7
1.2 高温圧力機器における主要な損傷メカニズムと評価法の概要	9
1.2.1 延性破壊・延性破断	10
1.2.2 脆性破壊	11
1.2.3 クリープ破壊・クリープ破断	12
1.2.4 疲労	13
1.2.5 クリープ疲労	16
1.2.6 一次応力による総体的非弾性変形	17
1.2.7 累積ひずみ	18
1.3 本研究の目的と意義	19
1.3.1 本研究が取扱う問題の範囲	19
1.3.2 簡易構造健全性評価法の必要性和問題点	20
1.3.3 本研究が提案する簡易構造健全性評価法の特長	23
1.4 本論文の構成	26
【第1章 参考文献】	30
第2章 構造応答パラメータの性質と評価法および無次元化	37
2.1 はじめに	37
2.2 参照応力	37
2.2.1 極限解析に基づく参照応力	41
2.2.2 応力分類法に基づく基準応力と参照応力の等価性	43
2.2.3 実断面応力補正係数	45
2.3 破壊力学パラメータ	46
2.3.1 応力拡大係数	46

2.3.2	弾塑性 $J$ 積分	48
2.3.3	定常クリープ $J$ 積分	52
2.3.4	クリープ $J$ 積分	54
2.4	弾性追従係数	55
2.5	相対弾性核寸法	59
2.6	おわりに	62
【第2章	参考文献】	64
第3章	参照応力概念に基づく荷重制御応力に対する構造設計および非弾性 $J$ 積分評価法	69
3.1	はじめに	69
3.2	設計規格における一次応力制限の意味	70
3.2.1	一次応力制限の目的	70
3.2.2	一次応力制限による構造応答の許容限界	71
3.2.3	現行一次応力制限の拡張	77
3.2.4	数値解析例（内圧と軸力を受ける平滑円筒）	79
3.2.5	数値解析例（内圧と軸力を受けるベローズ型構造）	84
3.3	弾塑性 $J$ 積分・クリープ $J$ 積分の簡易評価法	90
3.3.1	参照応力法における複数荷重の取扱い	90
3.3.2	極限荷重補正係数を利用した精度向上	90
3.3.3	小規模クリープ状態の取扱い	91
3.3.4	数値解析例（一様引張と外圧を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性 $J$ 積分）	95
3.3.5	数値解析例（一様引張を受ける周方向き裂入り円筒のクリープ $J$ 積分） .....	108
3.4	おわりに	115
【第3章	参考文献】	118
第4章	弾性追従概念に基づく変位制御型応力に対する応力集中および非弾性 $J$ 積分評価法	121

4.1	はじめに	121
4.2	変位制御下での応力緩和挙動	122
4.2.1	準定常クリープ状態における弾性追従挙動	122
4.2.2	応力再配分過程に対するNeuber則の適用	128
4.2.3	数値解析例(変位保持を受ける3段変断面棒のクリープ)	131
4.2.4	数値解析例(変位保持を受ける環状切欠き付き丸棒のクリープ)	133
4.2.5	数値解析例(環状切欠き付き丸棒における弾塑性ひずみに対する弾性追従係数の収束性)	137
4.2.6	数値解析例(環状切欠き付き丸棒におけるピークひずみおよびピーク応力緩和挙動の簡易評価)	140
4.3	変位制御下でのき裂入り構造の評価法	143
4.3.1	参照応力の緩和挙動	143
4.3.2	変位制御下での弾塑性 $J$ 積分および定常クリープ $J$ 積分の簡易評価法	144
4.3.3	数値解析例(強制変位を受ける片側き裂入り平板の引張および曲げ)	145
4.4	おわりに	157
	【第4章 参考文献】	160
第5章	熱応力に対するピークひずみ範囲・ピーク応力および非弾性 $J$ 積分ならびに累積ひずみ評価法	163
5.1	はじめに	163
5.2	弾完全塑性解析の活用	164
5.3	熱応力下でのピークひずみ範囲・ピーク応力の評価法	166
5.3.1	クリープ疲労損傷評価に用いるピークひずみ範囲およびピーク応力の定義	166
5.3.2	弾完全塑性解析に基づく弾性追従係数評価法	172
5.3.3	数値解析例(板厚方向温度勾配を受ける平滑円筒におけるピークひずみ)	173
5.3.4	数値解析例(軸方向温度勾配を受けるテーパ付き円筒におけるピークひずみ)	180

5.3.5 数値解析例（熱応力保持を受けるテーパ付き円筒のクリープ中ピーク応力の緩和挙動）	186
5.4 き裂入り構造の熱応力下での弾塑性 $J$ 積分およびクリープ $J$ 積分評価法	189
5.4.1 参照応力法の熱応力問題への適用法	190
5.4.2 弾塑性 $J$ 積分簡易評価法としてのNeuber法	193
5.4.3 数値解析例(熱応力を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性 $J$ 積分)	195
5.4.4 長時間保持後の準定常クリープ $J$ 積分	215
5.4.5 熱応力下小規模クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分	216
5.4.6 数値解析例(熱応力を受ける周方向き裂入り円筒のクリープ $J$ 積分)	219
5.5 累積ひずみの評価法	238
5.5.1 累積ひずみの許容限界	238
5.5.2 相対弾性核寸法の意味と性質	239
5.5.3 数値解析例(内圧と繰返し熱応力を受ける平滑円筒)	244
5.6 おわりに	252
【第5章 参考文献】	255
第6章 結論	259
<謝辞>	265
<関係外部発表一覧>	269

## ＜主な記号＞

(ローマ文字, 大文字)

$C(t)$  : クリープ $J$ 積分

$C^*$  : 定常クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分

$E$  : 縦弾性係数

$E'$  : 修正縦弾性係数 (平面応力状態では $E$ , 平面ひずみ状態では $E/(1-\nu^2)$ とする)

$F$  : 無次元化応力拡大係数

$J$  : 弾塑性 $J$ 積分

$J_e^o$  : クリープ開始前の初期荷重による弾性 $J$ 積分

$J_o$  : クリープ開始前の初期荷重による弾塑性 $J$ 積分

$J^e$  : 弾性体における $J$ 積分 (弾性 $J$ 積分、 $K_I^2/E'$ と等しい)

$J^p$  : 全面塑性体における $J$ 積分

$J_r$  : 弾塑性 $J$ 積分の簡易評価値と厳密解との比の収束値 (無次元)

$K_I$  : モード I 応力拡大係数

$K_t$  : 弾性応力集中係数

$K_e$  : 弾塑性状態におけるひずみ集中係数

$K_\sigma$  : 弾塑性状態における応力集中係数

$P$  : 集中荷重

$P_L$  : 集中荷重で定義した極限荷重 (非硬化体崩壊時の集中荷重)

$W$  : 全ひずみに対するひずみエネルギー密度

$\dot{W}^c$  : クリープポテンシャル

$Z$  : 荷重に対する設計裕度

(ローマ文字, 小文字)

$a$  : き裂代表長さ, 半楕円表面き裂の場合はき裂深さ

$c$  : き裂代表長さ, 半楕円表面き裂の場合はき裂半長さ

$e$  : 応力分類における想定板厚

$n$  : Norton則における応力指数  
 $m$  : Ramberg-Osgood則における塑性ひずみの応力指数  
 $p$  : 圧力  
 $p_L$  : 圧力で定義した極限荷重 (非硬化体崩壊時の圧力)  
 $q_c$  : ピーククリープひずみに対する弾性追従係数  
 $q_p$  : ピーク塑性ひずみに対する弾性追従係数  
 $r$  : き裂先端を原点とする極座標における半径  
 $r_p$  : Irwinの塑性域寸法補正における塑性域半径  
 $r_s$  : 相当応力が構成式に依存しない点 (skeletal point) のき裂先端からの距離  
 $t$  : (クリープ問題や熱伝導問題における) 時間  
 $t_p$  : 初期塑性による応力緩和先行時間

(ギリシャ文字, 大文字)

$\Delta$  : (全ひずみによる) 変位  
 $\Delta^e$  : 弾性ひずみによる変位, または弾性体の変位  
 $\dot{\Delta}^e$  : 弾性ひずみによる変位速度, または弾性体の変位速度  
 $\dot{\Delta}^c$  : クリープひずみによる変位速度, または全面クリープ体の変位速度

(ギリシャ文字, 小文字)

$\beta_p$  : Irwinの塑性域寸法補正における定数 (平面応力状態では2、平面ひずみ状態では6)  
 $\beta_s$  : 高速増殖原型炉設計方針の二次応力に対する適用限界  
 $\gamma$  : 極限荷重補正係数  
 $\varepsilon$  : (一般に) 全ひずみ  
 $\bar{\varepsilon}$  : Misesの定義に基づく相当 (全) ひずみ  
 $\varepsilon_{ij}$  : (一般に) 全ひずみのテンソル表示  
 $\varepsilon_{ref}$  : 参照ひずみ  
 $\dot{\varepsilon}^c$  : クリープひずみ速度



$\dot{\varepsilon}_{ij}^c$  : クリープひずみ速度のテンソル表示

$\dot{\varepsilon}_{ref}^c$  : 参照クリープひずみ速度

$\varepsilon_o^c$  : Norton則におけるクリープひずみ速度に比例する材料定数

$\varepsilon_{ref}^e$  : 参照弾性ひずみ

$\dot{\varepsilon}^e$  : (クリープによる応力緩和中の) 弾性ひずみ速度

$\varepsilon^p$  : 塑性ひずみ

$\varepsilon_{ij}^p$  : 塑性ひずみのテンソル表示

$\varepsilon_o^p$  : Ramberg-Osgood則における塑性ひずみに比例する材料定数

$\gamma$  : 極限荷重補正係数

$\lambda$  : 複数荷重を比例的に取扱うための係数

$\mu$  : Neuber則の補正係数

$\theta$  : き裂先端を原点とする極座標における角度

$\sigma$  : (一般に) 応力

$\sigma_L$  : 応力で定義した極限荷重 (非硬化体崩壊時の作用応力)

$\bar{\sigma}$  : (特に断らない限り, Misesの定義に基づく) 相当応力

$\sigma_{ij}$  : (一般に) 応力のテンソル表示

$\sigma_a$  : 許容応力, 特に原子力圧力機器設計規格における一次一般膜応力の許容値

$\sigma_b$  : 応力分類における曲げ応力

$\sigma_m$  : 応力分類における膜応力

$\sigma_{m+b}$  : 応力分類における膜+曲げ応力

$\sigma_p$  : 応力分類におけるピーク応力

$\sigma_{ref}$  : 参照応力

$\dot{\sigma}_{ref}$  : 参照応力の変化率

$\sigma_Y$  : 弾完全塑性体や二直線近似則における降伏強さ, またはRamberg-Osgood則およびNorton則における材料定数. Ramberg-Osgood則では特に断らない限り0.2%耐力とする.

$\sigma^e$  : 弾性体を仮定した場合の応力 (弾性解析で算出される応力)

$\sigma_{ij}^e$  : 弾性体を仮定した場合の応力（弾性解析で算出される応力）のテンソル表示

$\tau$  : (一般に) せん断応力

$\tau_{ij}$  : せん断応力のテンソル表示

$\rho_e$  : 相対弾性核寸法

# 第1章 序論

本論文は、火力発電用ボイラー、高速増殖炉等の発電用高温圧力機器に適用可能な一連の簡易構造健全性評価法を提案するものである。これらの簡易評価法は、高温圧力機器の設計規格で考慮される損傷モード、すなわち一次応力による過大な非弾性変形や二次応力繰返しによるクリープ疲労損傷および累積ひずみの評価に加え、余寿命評価において重要な役割を負うき裂状損傷の有害性評価を実用的な計算負荷および労力で可能とするものであり、一般形状に対する適用性など、応力分類法などの既往手法が持つ問題点の解決が図れるものとする。

簡易評価法の開発にあたっては、設計規格や維持規格等、既存規格・基準類や実際に行われている技術慣行を踏まえて、これらと考え方の上で整合し、かつメリットが生じるよう配慮する。また、既往手法の拡張を図る場合は、形状や荷重モード、非弾性構成式などに対する一般性を確保するため、その理論的背景に遡ることで、これらに代わる考え方を提案する。なお、本論文では、日本機械学会発電用設備規格を構成し、過去の経済産業省告示に代わるものとして法的根拠を与えられているものを「規格」と呼び、審査中のものや海外の相当規格を含めて総称して言う場合は「規格類」と呼ぶ。また、火力発電設備の余寿命評価手順等、自主保安の範疇に分類され、強制力が弱いものを「基準類」、両者を合わせて総称的に言及する時は「規格・基準類」と呼ぶことにする。

疲労、クリープなどの本研究が対象とする損傷メカニズムは、本質的には材料の非弾性変形挙動を適切に表現し得る構成式を用いた非弾性有限要素解析(以降、その非弾性ひずみの取扱い方法に応じて「弾塑性解析(elastic-plastic analysis)」、「弾性クリープ解析 (elastic-creep analysis)」もしくは総称的に「非弾性解析 (inelastic analysis)」などと呼ぶ)によって評価が可能となる。しかしながら、一般の非弾性構成式を適用するためには、変形特性のばらつきや、製作時の寸法公差、および負荷履歴の影響などの不確かさの取扱いに対して、非線形解析であるがゆえに一般性のある考え方を創出することが極めて困難な課題が残さ

れている。

このため、本論文が提案する簡易評価法では、応力解析はできる限り弾性解析で済ませられることを目標としつつ、必要に応じて簡便な構成式を仮定した非弾性解析を補足的に行うことで簡易法の評価精度の改善が図れるものとする。つまり、簡易法の導出にあたってはべき乗則、すなわち弾塑性構成式としてRamberg-Osgood則を、クリープ構成式としてはNorton則を仮定し、べき乗則の指数、すなわち応力指数 (stress exponent) に応じた構造応答挙動を表現する。こうして求めた構造応答を表現するパラメータは無次元化によるデータベース化が可能であり、荷重の大きさや構造寸法、および (応力指数以外の) 材料定数が異なる機器への適用 (パラメータの再利用) を可能とする。本研究では、このような構造応答を代表する指標を無次元化構造応答パラメータ (dimensionless structural response parameters) と呼ぶ。

以下、本章では本研究の目的と意義、および本論文で提案する簡易構造健全性評価法の特長について、それらを理解する上で必要な技術的背景とともに述べる。

## 1.1 本研究の背景

### 1.1.1 高温圧力機器の構造健全性評価技術と発展の経緯

高温圧力機器の構造健全性評価技術の発展は、各種の規格・基準類の策定と高度化に現れている。本項では、主に発電用高温圧力機器の規格・基準類の発展の経緯を、その技術的背景とともに述べる。

#### (1) 火力発電用ボイラー機器に対する公式設計

発電用ボイラーに代表される高温圧力機器は蒸気機関の発明以来、人類の生活および産業に多大な影響を与えてきており、現代では火力・原子力発電を通じて欠くことのできないインフラを構成している。蒸気機関の普及段階では、管、容器などのボイラー耐圧部の破裂事故が頻発し、1824年には英国保険会社Lloyd'sによって蒸気船の検査基準が作成されるなど、基準による安全性確保が古くから試みられてきた<sup>1)</sup>。その後、20世紀初頭には米国各州でそれぞれ定め

られていたボイラー法規を標準化するものとして、米国機械学会規格（ASME規格，ASME Section I）<sup>2)</sup>が1911年に制定された。ASME規格はその後、改定や拡張を重ね、現代では世界で広く用いられ、高温圧力機器の構造健全性確保に役立てられている。実際、1900年代初頭をピークとしてボイラー機器の破裂事故は現代に至るまで単調に減少している<sup>1)</sup>。ASME Section Iの成功は、内圧の長時間負荷による破損に着目し、単軸材料強度試験データとの照合を可能とするための応力換算式（現在では1960年代に英国機関CEGB（中央電力庁，Central Electricity Generating Board（当時））が提案した「平均径公式（mean-diameter hoop stress formula）」<sup>3)</sup>）を用いた簡素化に一因があると見られる。このような公式に基づく設計手法を「公式設計（design by rules）」と呼ぶ。また、平均径公式に基づき定められた必要最低板厚をTSR（thickness for shell requirement）と呼ぶ。我が国でもASME Section Iを踏襲した相当規格、日本機械学会規格：発電用火力設備規格<sup>4)</sup>が制定されている。

## (2) 原子力発電機器に対する解析設計

1950年代以降には、原子力発電の実用化に伴い、ASME規格の高度化が試みられた。これは、当時、重要性が認識されつつあった疲労の防止を図るとともに、従来の圧力容器規格の安全係数（引張強さに対する4（当時））をそのまま適用した場合、圧力容器の板厚が厚くなり過ぎることを回避するため、疲労や累積ひずみの評価を新たに取り入れる一方で、安全係数の緩和（引張強さに対する3）が図られた。このようにして策定された原子力機器規格，ASME Section III<sup>5)</sup>では、応力集中部の評価を行う必要などから、当時、設計への適用が進められていた有限要素法（FEM，finite element method）<sup>6)</sup>が採用された。ここで新たに取り入れられた設計手法を「解析設計（design by analysis）」と呼ぶ。ただし、当時の技術水準から、軸対称体等の二次元弾性解析に基づく評価が可能となるよう応力分類法（stress classification）<sup>7)</sup>が取り入れられた。

応力分類法とは、応力の発生原因や断面内での分布形状に応じて、応力をその構成成分に分離、分類する方法である。そこでは、内圧、自重等による荷重

制御型応力を一次応力 (primary stress), 熱膨張反力や物体内部における温度不均一によって生じる熱応力などの変位制御・ひずみ制御型応力を二次応力 (secondary stress) とし, さらに評価断面の板厚方向平均成分を膜応力 (membrane stress), 曲げモーメントとの釣り合いが仮定可能な等価線形近似成分を曲げ応力 (bending stress), さらにこれらを除いた非線形分布成分をピーク成分とする. このようにして分類したそれぞれの応力成分の組合せから算出される各種の基準応力に対して, 単軸材料強度試験データに基づき定められる許容応力との比較が行われる.

ASME Section IIIは軽水炉等, 基本的に比較的低温で材料が使用される機器に適用されるため, クリープは考慮しない. 塑性についても, ひずみ集中係数を用いたひずみ範囲 (疲労損傷の評価に用いられる) の評価や, ひずみの累積性判定で済まされている. これらのASME Section IIIの背景, 根拠は文献<sup>8-9)</sup>に解説されている. 我が国では日本機械学会規格: 発電用原子力規格—設計・建設規格<sup>10)</sup>がASME Section IIIに相当する.

ASME Section IIIと同様な解析設計は非原子力機器にも適用され, 米国規格ではASME Section VIII, Division 2<sup>11)</sup>, 欧州規格ではDesign-by-Analysis Manual<sup>12)</sup>として発行されている.

高速増殖炉や高温ガス炉では, クリープ領域で材料が使用される上, 熱流速が大きいことから熱応力による塑性の影響が無視し得ない. このため, 弾性範囲を超える場合に対して全面的な非弾性解析の適用を求めるCode Case N-47 (現在では, Subsection NH<sup>13)</sup>) がASME Section IIIの一環として制定された. Code Case N-47に基づく設計に用いる解析手法の詳細は, 別途, ORNL (Oak Ridge National Laboratory) によるガイドライン<sup>14)</sup>に記載された. ORNLのガイドラインでは簡素化のため, 加工硬化係数を一定とした二直線近似モデルが弾塑性構成式として推奨された. これらの手順書に基づくことで, ひずみ範囲やクリープ損傷評価に用いる応力緩和履歴, および累積ひずみの評価に用いるひずみ分布は有限要素解析から直接求められる. 本論文では, このように非弾性解析の結果を直接用いる設計法を「全面非弾性設計 (fully inelastic-route design)」, このための

解析を「全面非弾性解析 (fully inelastic analysis)」と呼んで、後述の非弾性解析の部分的適用 (「部分非弾性設計 (partially inelastic-route design)」や「部分非弾性解析 (partially inelastic analysis)」) と区別する。

ただし、非弾性解析の採用に伴って生じる負荷履歴依存性の取扱いの考え方については、一般に有効な規定が困難なため、非安全側にならないよう配慮すべき旨の記載があるものの、解析者の経験的判断に委ねられた。我が国の高速炉設計では、非弾性解析に伴う任意性に関する懸念から、弾性解析に基づく簡易法を非弾性領域に拡張するアプローチがとられた。高速増殖原型炉「もんじゅ」に適用された設計方針 (「高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針」(文部科学省内規))<sup>15)</sup>は現在、日本機械学会規格の一環をなす規格として改定検討が進められている。ただし、構造依存性が高い弾性追従挙動や、様々なメカニズムで生じ得る累積ひずみの評価については、弾性解析のみでは一般性に疑問が残り、非弾性解析の全面的適用も継続的に検討されている<sup>16)</sup>。

このように、低温機器では弾性解析を活用した規格体系がある程度確立されてきているが、高温機器については弾性解析ルート、非弾性解析ルートのいずれもが課題を残している。また、非弾性変形特性に関する材料特性データの取得に多大な労力がかけられてきている。

Code Case N-47の制定は、汎用非線形有限要素解析コード開発の契機となり、世界的に使用されているMARC<sup>17)</sup> (現在ではMSC.MARC)、ABAQUS<sup>18)</sup>、我が国で開発されたFINAS<sup>19)</sup>などはいずれも高速炉設計のニーズから生じている。また、Code Case N-47は、火力発電機器の余寿命評価にも「解析的余寿命評価 (analytical remaining life assessment)」の代表的手法として用いられ、評価技術の普及に貢献してきている。

### (3) き裂状損傷評価と余寿命評価

原子力機器では早くから、供用中非破壊検査の規格化の必要から、非破壊検査で検出されたき裂状損傷 (crack-like damage) の有害性評価手法がASME Section XI<sup>20)</sup>に規格化された。軽水炉機器では、き裂進展要因は疲労と応力腐

食割れ (SCC, stress corrosion cracking), および腐食疲労 (corrosion fatigue) に限定され, 最終破壊は脆性破壊 (brittle fracture) もしくは延性破壊 (ductile fracture) などの短時間破壊として生じる. このため, き裂進展評価は応力拡大係数<sup>21)</sup> (stress intensity factor) に, 最終破壊評価は応力拡大係数または弾塑性 $J$ 積分<sup>22)</sup> (elastic-plastic  $J$ -integral) に基づいてなされる. ただし, 弾塑性 $J$ 積分の評価は難易度が高いため, 簡便な塑性崩壊評価式と補正係数が適用されることもある<sup>20)</sup>. 英国では, 参照応力法に基づく弾塑性 $J$ 積分の簡易評価法<sup>23)</sup>が提案され, 弾塑性 $J$ 積分実用のための手順書が初めて作成された<sup>24)</sup>. この方法は, 破壊靱性で無次元化した応力拡大係数と極限荷重で無次元化した作用荷重の2パラメータからなる平面上 (FAD, failure assessment diagram) で作図的に評価が可能であることから「FADの方法」, 「2パラメータ法」, もしくはその手順書のタイトル (R6 procedures) から「R6法」と呼ばれている. 我が国でも, 日本機械学会規格の一環として発電用原子力設備規格—維持規格<sup>25)</sup>が制定され, ASME Section XIを踏襲しつつ, 延性破壊評価法には英国法 (R6法) をASMEに先行して導入している.

高温原子力機器に対しては, 英国でR6と同シリーズとして発行されている手順書R5<sup>26)</sup>にて, クリープ疲労損傷, 累積ひずみ, き裂状損傷等の評価手順が示されているが, 二次応力によるクリープき裂進展評価の方法など, いまだに開発途上の部分が多い. 石油化学プラント機器への適用を念頭に米国石油協会 (American Petroleum Institute) が作成した余寿命評価手順書, API-579<sup>27)</sup>でも同様に, 一定荷重などのごく簡単な条件を除き, クリープき裂進展の評価法は開発途上とされる.

火力発電機器に対するき裂状損傷評価法や余寿命評価法は, 自主保安の色彩が強いことから, 規格による手法の標準化はあまり進められていなかったが, ボイラー管のクリープ破断余寿命評価には抜管サンプルを用いた加速クリープ破断試験の結果を, 設計規格類に用いられているのと同じ応力換算式と時間—温度パラメータを用いて実際の余寿命を推定する, いわゆる「破壊的余寿命評価 (destructive remaining life assessment)」が古くから行われていた<sup>28)</sup>. また,



金属組織の劣化状態を、非破壊的に観察可能な何らかの指標で表現する、いわゆるマスターカーブ法を中心とした「非破壊的余寿命評価法 (non-destructive remaining life assessment)」の開発が精力的に行われた<sup>29)</sup>。代表的な非破壊的余寿命評価としては、結晶粒界上のクリープキャビティ数の結晶粒界に対する比率を指標とするAパラメータ法<sup>30)</sup>が知られている。我が国でも発電技術検査協会により、非破壊的余寿命評価に基づくクリープ損傷、疲労損傷評価を中心とした火力発電機器の余寿命評価手順がガイドライン化された<sup>31)</sup>。同ガイドラインには、従来から用いられてきた破壊的余寿命評価やCode Case N-47を踏襲した解析的余寿命評価法も適用可能として記載された。ただし、Code Case N-47ベースの非弾性解析では、評価に要する労力が高い割に、他の破壊的、非破壊的な手法に比べて評価結果の信頼性に乏しいとされる。このため、き裂発生寿命をベースとするCode Case N-47の手法よりもさらに難易度が高く、破壊力学パラメータの評価に応力解析を要するき裂状損傷評価の、高温圧力機器への適用はほとんど進んでいない。

### 1.1.2 既存構造健全性評価法の問題点

既存規格・基準類は、従来の圧力機器の構造健全性評価の上では実績もあり、妥当な方法を示しているとみなされるが、き裂状損傷の評価法など開発途上の部分も多い。また、地球温暖化ガス排出制限などの環境負荷低減のニーズ、電力自由化によるコスト低減競争の激化などを背景として、高温化による高効率化が進められるのと同時に構造物の強度をできるだけ高精度で評価することによる信頼性の確保とが求められるようになってきている。このような観点から既存構造健全性評価技術に対して以下が問題視できる。

#### (1) 公式的アプローチの限界

ボイラー管のクリープ破断評価に用いる平均径公式は、軸対称形状を仮定しているため、内面側と外面側とで温度が異なる火炉壁管や、部分的な減肉によって断面形状が変化した管の評価に対しては精度が低下する。また、設計規格との関係から、タービンケーシングやボイラーヘッドなど、もともと軸対称

形状でない機器に対しても、慣習的にTSRが参照され、減肉の許容性評価に用いられている。これらの機器の余寿命評価を合理的に行うためには、評価対象形状をそのまま取り扱って得る三次元応力解析を行うことが望まれる。

また、欧米における700℃超級超々臨界圧ボイラーの開発プロジェクト<sup>32-33)</sup>のように、火力発電機器の設計においても、環境負荷低減や競争力確保のため、さらなる高温化による高効率化が進められており、ニッケル系合金等の高価な耐熱合金をボイラー管材料として用いることから、物量削減をはじめとした低コスト化が必須とされている。このためには従来の公式設計に替わる、原子力発電機器の設計規格に準じる解析設計の導入が望まれる。また、高温化と、一部に熱膨張係数が大きいオーステナイト系ステンレス鋼が使用される見通しがあることから、公式設計では考慮していない熱応力に対する配慮が求められる可能性があることも解析設計の必要性を高めている。

しかしながら、高温圧力機器に対する解析設計および解析的余寿命評価の手法は、低圧力の高速炉に対する設計手法を除き、規格・基準化の水準に達していない。

## (2) 応力分類法の限界

軽水炉機器の設計規格に採用されている応力分類法は、応力分布の等価線形化近似を要することから、三次元形状に対する適用方法は明確でない。このため、実際の形状は三次元形状でも、設計上は安全側の軸対称形状を仮定する場合がある。減肉等の損傷を受けて軸対称性を失った機器の余寿命評価についても同様である。構造物の強度を実力通りに評価するためには、三次元解析を活用可能とする必要がある。

## (3) き裂状損傷評価の必要性

海外の軽水炉ではASME Section XI<sup>20)</sup>に基づき、き裂状損傷の評価がかねてより行われてきており、我が国でも日本機械学会の維持規格<sup>25)</sup>が発行されたことで今後、き裂状損傷評価が頻繁に行われるようになると見込まれる。火力発

電機器についても、ベースロード運用から日間起動停止運用（DSS, daily start-stop）への転換が進むにつれ、クリープ疲労や熱疲労によるき裂状損傷の発生事例が増えており、今後、き裂状損傷評価の必要性は高まると見込まれる。

しかしながら、クリープや塑性を生じる熱応力に対するき裂状損傷評価法の標準化は、応力拡大係数による評価が可能な軽水炉等の低温機器に対するものほどには進められていない。また、き裂状損傷の評価を行うためには、破壊力学パラメータの算出過程で何らかの応力解析を要するため、応力解析法の整備も同時に必要となる。

#### (4) 全面非弾性解析の問題点

全面非弾性解析を適用すれば、構造物の実力通りの評価が可能となる見通しがある。しかしながら、全面非弾性解析は、非弾性構成式等の材料データの準備など、弾性解析に比べて格段に労力が高い。また、製作時の寸法公差や材料変形特性のばらつき、負荷履歴などの不確かさの取扱い方法など、経験的にならざるを得ない部分もあり、その因果関係が把握し易い弾性解析に比べて手法の標準化が難しい。き裂状損傷の評価では、これらの非弾性解析一般の問題点に加えて、き裂面接触の問題が加わる。また、き裂進展に伴い変化する形状に追従した解析は、計算負荷および要素再分割の労力が極めて高い。

## 1.2 高温圧力機器における主要な損傷メカニズムと評価法の概要

発電用高温圧力機器の構造健全性評価で考慮すべき損傷メカニズムを以下に取り上げ、それぞれに対してその概略、評価法および実際の発電用高温圧力機器で生じる時の代表的な原因について述べることで、本論文が提案する手法に求められるものを明らかにする。

例えば、ボイラー管では、内圧が主な応力要因であり、設計規格に従い一次応力が低く抑えられていれば、基本的には損傷を生じないが、実際には、燃焼ガス腐食減肉による応力増大や、蒸発管内面のスケール付着による温度上昇によって延性破断やクリープ破断が生じ得る。燃焼灰の脱一付着の繰返しによって熱応力が繰返され、熱疲労やクリープ疲労によってき裂発生・進展を観察

することもある。高速増殖炉原子炉容器は内圧が低いため、一次応力に起因する損傷は起こりにくいものの、高い熱流束をもたらす液体金属ナトリウムを使用すること、機器が全体的に大型になることから高温下での熱応力繰返しによるクリープ疲労損傷や累積ひずみが設計上クリティカルになり得る。

### 1.2.1 延性破壊・延性破断 (ductile fracture, ductile rupture)

解析設計が適用可能な発電用圧力機器材料は、高い延性が要求され、そのような材料に対して作用する荷重を増大し続けると、大きな塑性変形を生じた後に最終破断を生じる。破面はディンプル (dimple) を呈する。

き裂を起点とした延性破壊の場合は、き裂先端付近に大きな塑性ひずみが発生する領域を形成し、き裂先端の鈍化と、鈍化したき裂先端からのき裂進展とを繰り返して延性き裂が進展する (ductile crack propagation)。き裂を有しない構造の場合、くびれ (necking) を生じた後、くびれの底に延性き裂が発生することで同様に延性破壊が始まる。延性破壊が開始した後は、き裂進展に伴う延性き裂進展抵抗 ( $J$ -resistance) の増大が生じ、き裂進展抵抗の増大と作用荷重の増大とが釣り合いを保つ間は安定的に延性き裂が進展する。抵抗の増大が作用荷重増大に追い付かなくなった時点で最大荷重を示し、その後は載荷能力が低下し、最終破断に至る。オーステナイト系ステンレス鋼等、延性が特に高い材料から成る構造では、延性き裂が発生せずに最大荷重に到達し、荷重が増大しなくとも変形が進行する場合があります、このような破損モードを塑性崩壊 (plastic collapse) と呼んで区別することもある。

延性き裂進展の評価には、弾塑性 $J$ 積分 (elastic-plastic  $J$ -integral)<sup>22)</sup>やき裂開口端変位 (CTOD, crack-tip opening displacement)<sup>34)</sup>が用いられる。き裂の不安定性を評価するためにティアリング係数 (tearing modulus) に基づく考え<sup>35)</sup>が提案されている。これらのパラメータを、一般的な形状・荷重に対して算出するためには、煩雑な計算機処理を要するき裂入り構造の弾塑性解析を要することから、規格・基準類<sup>20, 24-25)</sup>では、代用的な簡便法にその考え方を取り入れている。一方、 $J$ 積分型のパラメータは、べき乗塑性ひずみ則を仮定することで、

簡単な試験片形状に対して荷重と代表点変位とから簡易的に求める評価式が整備され、材料のき裂進展抵抗を評価するための標準試験法<sup>36)</sup>として、試験片の評価技術はほぼ確立されていると言ってよい。

無き裂構造物の延性破断評価法は、き裂評価に比べて理論的に体系立てられていないが、経験的には降伏強さ (yield strength, 設計規格では0.2%耐力に基づき定められる) と引張強さ (ultimate strength) とを指標として、何らかの基準応力 (応力分類法による基準応力や平均径公式による換算応力) を低く制限することでその防止が図られてきている。一様応力場を生じる丸棒標準引張試験片の場合、最大応力は引張強さに一致するが、断面内で応力が均一でない一般構造物の場合、くびれの発生や、局所的なひずみ集中 (strain concentration) の影響を受けて、大規模変形から延性き裂進展に推移する可能性もあることから、一次応力が引張強さを超える荷重を最大荷重と見なし得るとは限らない。延性き裂の影響が無視し得る場合は、大変形有限要素解析によってくびれを再現すれば最大荷重の評価は不可能ではないが、その手法は標準化の水準に達していない。

発電用圧力機器では、設計規格によって巨視的な塑性変形を生じないように一次応力が制限されており、延性破断が生じることは稀と考えられるが、気液二層流中の不安定流れによって高い圧力が瞬間的に生じる水撃 (water hammer)<sup>37)</sup>や、原子炉内で生成した水素ガス溜り部の着火による爆発例<sup>38)</sup>のような、設計内圧を大きく超える内圧の作用、もしくは極端な減肉 (燃焼ガス中のボイラー管の硫化腐食 (sulfide corrosion) や、軽水炉配管における流れ誘起腐食 (FAC, flow accelerated corrosion) などが該当する) がもたらす応力の増大がある場合<sup>39)</sup>などに生じている。

延性破壊には、一次応力は寄与するものの二次応力は寄与しないと考えられている。

### 1.2.2 脆性破壊 (brittle fracture)

延性破壊と異なり脆性破壊では、最終破損以前には巨視的な塑性変形を生じ

ない。一般に、材料欠陥などを起点としてへき開 (cleavage) を呈してき裂が進展することから、破壊力学的評価が適用される。最大荷重到達時まで、巨視的塑性変形 (gross plastic deformation) を生じないことから、小規模降伏状態 (small scale yielding) で弾塑性 $J$ 積分と一対一関係を有する応力拡大係数によっても評価が可能である。無き裂構造の脆性破壊評価では、破壊起点となる材料欠陥の分布に強度が依存し、寸法効果が現れる。

近年では製造技術の進歩により、発電用圧力容器の脆性破壊は稀であるが、ローター中心孔表面に発生したクリープき裂 (creep crack) が進展し、高温長時間使用による焼き戻し脆化と組み合わせ、回転による遠心力で脆性破壊を生じた、Cr-Mo-V鍛鋼から成る蒸気タービンローターの破壊事例<sup>40-41)</sup>がある。

脆性破壊評価では、一次応力だけでなく二次応力も考慮される。

### 1.2.3 クリープ破壊・クリープ破断 (creep fracture, creep rupture)

延性破壊・延性破断および脆性破壊にも厳密には時間依存性がある (低温クリープや破壊靱性に対する動的効果など) ことが指摘されているが、変形や破壊の時間依存性を陽に考慮する必要があるのは、主に高温下でのクリープと考えられる。すなわち高温下では、荷重が増大しなくとも、結晶粒内変形や粒界すべりが時間に伴い進行し、連続体力学的にはクリープひずみを、損傷力学的にはクリープキャビティ (creep cavity) やクリープき裂を生じる。クリープひずみが進行し、巨視的変形が蓄積するとくびれを生じる。くびれ底にクリープき裂が発生すると、き裂先端近傍におけるクリープひずみの蓄積により、クリープき裂進展 (creep crack propagation) が進行し、最終的にはクリープ破断に至る。き裂を生じなくとも、クリープ崩壊 (creep collapse) やクリープ破断 (creep rupture) を生じることがある。き裂進展は高応力では粒内に、低応力では粒界に生じる傾向がある。

クリープき裂進展の評価には、クリープ構成式にべき乗則を仮定した場合、塑性ひずみとの構成式上の類似性から、弾塑性 $J$ 積分<sup>22)</sup>に類した経路独立積分、クリープ $J$ 積分 (creep  $J$ -integral) または修正 $J$ 積分 (modified  $J$ -integral) <sup>42)</sup> が

用いられることが多い。本論文では、定常状態に対して「定常クリープ $J$ 積分 (steady-state creep  $J$ -integral)」または「 $C^*$ <sup>43-44)</sup>」、非定常状態に対して「クリープ $J$ 積分」または「 $C(t)$ 」<sup>45-46)</sup>との用語を用いることにする。これらの $J$ 積分型パラメータは、弾塑性 $J$ 積分と同様に標準試験片形状に対して、Norton則を仮定することで、計測可能な巨視的変位速度から算出できるため、標準試験法<sup>47)</sup>とともに普及している。クリープ $J$ 積分は、き裂進展速度と高い相関を持つとされる<sup>43-44)</sup>。

無き裂構造のクリープ破断評価は延性破断と同様に、クリープ破断強さ (creep rupture strength) と何らかの基準応力とを比較することでなされている。クリープ破断強さは、クリープ破断時間 (creep rupture time) が想定時間と一致するよう定めた応力である。内圧を受ける管形状に対しては、平均径公式<sup>3)</sup>が設計規格<sup>2, 4)</sup>に採用され、内圧クリープ試験との整合性に優れていることから、破壊的余寿命評価における応力換算にも用いられている。一般形状に対するクリープ破断寿命の評価法は明確になっていないが、延性破断評価と同様に応力分類法や大変形有限要素解析による評価が考えられる。

なお、クリープ破断強さの試験データの長時間側への外挿や、実機切出しサンプルを用いた破壊的余寿命評価で行われるクリープ試験の加速には、Larson-Millerパラメータ<sup>48)</sup>を代表とする温度-時間パラメータ法が用いられる。

実機では、クリープ破断強度を含めた各種の強度規格値に安全係数を適用して定められる許容応力以下に応力を制限していることから、通常はクリープ破断を生じないが、金属温度の想定外の上昇や応力の増大などが生じる場合に起り得る。このような原因としては、ボイラー火炉壁管内面のスケールなどの異物付着や冷却水流量の変化による局所的な温度上昇<sup>49)</sup>、減肉による応力増大<sup>50)</sup>などが考えられ、事例も生じている。

#### 1.2.4 疲労 (fatigue)

疲労とは応力の変動が、材料の強度限界を超えて繰り返された時に生じる損傷メカニズムであり、疲労き裂の発生と進展を伴う。また、こうしたき裂は高

サイクル疲労などの一部の例外を除いて部材表面に生じ、結晶粒内を進展する。典型的な破面はストライエーション(striations)と呼ばれる縞状の痕跡を示す。疲労は、破損までの荷重繰り返し数(疲労寿命, fatigue life)に応じて、高サイクル疲労(HCF, high cycle fatigue)と低サイクル疲労(LCF, low cycle fatigue)とに分類されるが、ここでは力学的に分類するため、応力変動が弾性範囲を超えない場合を高サイクル疲労、超える場合を低サイクル疲労と呼ぶことにする。

材料固有の疲労強度を評価するためには、標準試験片を用いた疲労試験が行われ、完全両振り一定ひずみ繰返し下における荷重反力の低下に基づき破損繰返し数、すなわち疲労寿命が定義される。例えば、荷重反力から換算される最大応力が疲労寿命のおおむね1/2のサイクルにおける定常値から25%低下した時点を疲労寿命と定義する方法がよく用いられる。疲労寿命到達時には幅10mm程度の巨視き裂を生じていることが多い。このため、標準試験法で得られる疲労寿命にはき裂発生までの繰返し数とき裂発生後の進展に要した回数とが合計されていると考えるのが厳密である。試験が一定ひずみ範囲条件下で行われることから、疲労寿命の評価には、構造の局所的ひずみ範囲(「ピークひずみ範囲(peak strain range)」と呼ぶ)が用いられ、ひずみ範囲と疲労寿命との関係線図(疲労線図, fatigue curve)との比較によって寿命を評価する。高サイクル疲労評価では、構造がほぼ弾性範囲に保たれていると考えること、局所的応力範囲(「ピーク応力範囲(peak stress range)」と呼ぶ)を指標としても同じ結果が得られる。また、高サイクル疲労試験は多くの場合、一定応力範囲の荷重制御条件で行われる。

疲労によるき裂進展速度の評価には多くの場合、一定荷重振幅による荷重制御き裂進展試験が行われる。試験片にはCT試験片、中央き裂入り平板試験片など、切欠きを有する試験片が用いられる。き裂進展速度の評価には、応力拡大係数の変動範囲である応力拡大係数範囲<sup>51)</sup>や、弾塑性 $J$ 積分からの類推によって導出される疲労 $J$ 積分範囲(fatigue  $J$ -integral range)<sup>52)</sup>などの変動範囲型の破壊力学パラメータが用いられ、破壊力学パラメータとき裂進展速度との間に材料固有の関係が成立すると考えられている。応力拡大係数範囲は、変位の計



測データがなくとも、線形数値解をベースに導出した近似式<sup>53)</sup>を用いた評価がなされる。疲労 $J$ 積分範囲については、べき乗則を仮定することで得られる換算式を用いて、変位から評価できる。この換算式は標準試験法<sup>47)</sup>に記載され、普及している。高サイクル疲労き裂進展は、小規模降伏条件を維持してき裂が進展するため、応力拡大係数範囲のみでも予測できるが、低サイクル疲労条件下でのき裂進展は、疲労 $J$ 積分範囲を用いて予測すべきと考えられている<sup>52)</sup>。

公式設計が適用される非原子力圧力容器やボイラー管の場合、疲労の評価は陽にはなされていない。原子力圧力容器など、解析設計が適用される圧力機器では、ピークひずみ範囲に基づく疲労損傷係数 (fatigue damage factor) の評価がなされる。疲労損傷係数は、(実働繰返し数) / (疲労線図上での許容繰返し数) の分数和で定義され、すなわちMiner則<sup>54)</sup>に基づく評価がなされる。設計で用いられる設計疲労線図では、疲労試験片表面の微小き裂観察に基づき、標準試験片の疲労寿命と、微小き裂観察寿命との比を参照して定められた安全係数 (回数に対して20, ひずみ範囲に対して2) が含まれていることから<sup>8)</sup>, 荷重繰返し数を設計疲労寿命以下に制限することで、巨視き裂の発生が防止されていると捉えられる。疲労損傷評価に用いられるピークひずみ範囲は、有限要素解析で求めることができ、原子力機器の設計などで日常的にその評価が行われている。

ただし、隅肉溶接止端部など、鋭い切欠きが想定される場合、有限要素解析で得られる表面点のひずみ範囲に対する疲労寿命が実験データに対して過渡に安全側評価を与えることが指摘されている<sup>55)</sup>。このため、溶接継手に対しては、必ずしも有限要素法に基づくピークひずみ範囲を用いた評価が適切でなく、実験的に定められた疲労強度低減係数 (fatigue strength reduction factor) を用いた疲労損傷評価がなされる。

実機では、一次応力が弾性範囲に低く制限されていることから、低サイクル疲労はほとんどの場合、熱応力や構造不連続部の応力集中などによる二次応力による。高サイクル疲労は振動や構造物に接触する流体の温度ゆらぎによってもたらされることが多い<sup>56)</sup>。

### 1.2.5 クリープ疲労 (creep fatigue interaction)

ひずみの繰り返しと、高温下でのひずみまたは応力の長時間保持が重畳する場合には、疲労損傷係数のみ、あるいはクリープ損傷係数 (creep damage factor) のみに基づき予測した寿命よりも少ない繰り返し数で破損する場合があります、これを「クリープ疲労」または「クリープ疲労相互作用 (creep-fatigue interaction)」と呼んでいる。弾性範囲での応力繰り返しの場合、(履歴への影響が無視し得る) 弾性除荷を伴う単調クリープに過ぎないことから、特に評価上留意する必要はないと考えられるため、クリープ疲労相互作用による寿命低下を考慮する必要性は、逆方向の塑性変形によってクリープ硬化がキャンセルされる、主に二次応力でもたらされる低サイクル疲労との重畳を受ける構造で生じる。二次応力はひずみ制御型のため、高温長時間保持中にクリープひずみの発生による応力緩和 (stress relaxation) を生じる。

多くの場合、クリープ疲労損傷はき裂状損傷の発生と進展によってもたらされ、巨視的には疲労破損に類した平坦な破面を呈し、微視的にはクリープ損傷特有の結晶粒界でのクリープキャビティの発生や連結による多数の微小き裂発生と進展が見られる、典型的な疲労破面で見られるストライエーションは明確でないことが多い。

クリープ疲労相互作用による寿命低下は様々な因子の影響を受け、過去に様々な評価法が提案されてきた。その中で、簡便性を重視した考え方として、疲労損傷係数とクリープ損傷係数の和をクリープ疲労損傷係数とみなす線形損傷和則 (linear damage summation rule) が設計規格等<sup>13, 15, 26)</sup>に採用され、実用がなされている。設計規格の多くでは、Robinson則<sup>57)</sup>に基づき、(実働保持応力下での使用時間) / (同応力下でのクリープ破断時間) をクリープ損傷係数と定義する「時間消費則 (time fraction rule)」。あるいは、(高温保持中のクリープひずみ増分) / (同条件下でのクリープ破断伸び) でクリープ損傷係数を定義する「延性消耗則 (ductility exhaustion rule)」<sup>58)</sup>が代表的と言える。前者は米国高速原型炉設計規格<sup>13)</sup>に採用されたことから世界的に普及しており、後者は英国手順書<sup>26)</sup>に記載されていることから、主に余寿命評価に用いられている。

本研究では、クリープ疲労損傷則の細部に言及しないが、これら2法ではともに、ピークひずみ範囲と、応力緩和履歴に基づく評価がなされることから、いずれも非弾性解析による評価が可能なことを示しておく。

実機では、ボイラー水壁管連結部のような応力集中部、ボイラーヘッダー内面など高い熱伝達にさらされる部位にクリープ疲労損傷を生じ得る。火力発電機器では設計規格の上で、起動停止回数に対する規定が陽になされておらず、近年、ベースロード運用からDSSなどのピーク対応運用に転換されたプラントでクリープ疲労による損傷事例が増えてきている。

#### 1.2.6 一次応力による総体的非弾性変形 (gross inelastic deformation due to primary stress)

クリープや塑性による過大な非弾性変形が生じると、内部流体の流況変化による設計条件の逸脱や、隣接部材との接触等による機能上の障害を起こす恐れがある。また、微小変形解析と簡易法に基づく設計手法の妥当性を損ねる可能性もある。

このため、通常使用状態における一次応力による変形については、「構造物を総体的に弾性範囲内に置く」よう、応力分類法による基準応力が降伏強さなどに基づき定められた許容応力を超えないよう、設計規格で制限されている。この一次応力の制限によって、ピーク成分を除いた線形化一次応力は設計降伏強さを超えないように設計される。一次応力の制限は、降伏域からの逸脱が許容されている二次応力評価(疲労損傷、クリープ疲労損傷や累積ひずみの評価)が弾性応力解析に基づく簡易評価を認めていることから、これらの簡易評価の妥当性を維持する意味でも必要とされている<sup>9,59)</sup>。

一次応力による非弾性変形は、結果的に許容され得る変形が大規模でないことから、微小変形解析で評価し得る。弾性解析でも応力分類法や、応力分類法に基づく評価と等価とみなし得る剛塑性体 (rigid plastic body) または弾完全塑性体 (elastic, perfectly-plastic body) を仮定した有限要素解析 (極限解析 (limit analysis)) によって、荷重を制限することで間接的に変形量が制限される。

### 1.2.7 累積ひずみ (cumulative strain)

二次応力による非弾性変形は、一次応力による変形と異なり、変形がおのずと拘束され、急激な進行を生じないことから、一次応力による変形ほど厳しい制約は設けられておらず、弾性範囲からの逸脱が許容されている。しかし、寸法変化による機能上の障害や、微小変形解析に基づく設計の妥当性確保の問題は同様に必要と考えられ、累積ひずみの制限がなされている（いわゆる熱ラチェット制限など）。許容されるひずみが（一次応力によるよりも）大きいことから、一定ひずみ範囲の完全両振り条件で行われる疲労損傷評価法の妥当性確保もその必要性の根拠に加えられている。

完全に対称なひずみ制御荷重のみが繰り返されるのであれば、ひずみの累積は生じないが、実際には形状効果による応力の非対称性や塑性によって生じた残留応力のクリープによる一方向的緩和、弾性追従 (elastic follow-up) などにより、ひずみの累積が生じ得る。ひずみの制限値は工学的に定められており、延性材料の使用を前提とした米国高速炉設計規格では、板厚断面における平均主ひずみ（膜ひずみ）が0.01以下、等価線形化表面主ひずみ（曲げひずみ）が0.02以下、非線形分布成分を含む表面の最大主ひずみ（ピークひずみ）が0.05以下とされている<sup>13)</sup>。我が国の高速炉設計方針<sup>15)</sup>では、曲げひずみとピークひずみには連動性があることと、クリープ疲労損傷評価によって大きなピークひずみの繰返しが増加していることを根拠に、ピーク主ひずみの制限を設けていない。また、軽水炉設計規格<sup>5, 10)</sup>では、総体的な変形をもたらす熱ラチェットの発生条件に関する簡易評価<sup>60-61)</sup>にとどめ、ひずみの定量的制限やピークひずみの評価を課していない。

累積ひずみの評価を一般的に行うためには非弾性解析を要する。解析結果の許容性判定は、ひずみ分布の線形近似が可能な二次元形状であれば上記の制限値を用いて問題なく処理できるが、三次元形状については明確でない。

累積ひずみは、高い熱応力を受け、かつ弾性追従が顕著な部位を持つ高速炉機器ではクリティカルになり得るが、塑性域が表面近傍に限定される厚肉の圧力機器では起こりにくいと考えられる。実機の損傷事例も見当たらないことか

ら、現状の設計規格合理化の余地は示唆されるものの、差し迫っての評価法の必要性はあまり高くない。

1.2.1～1.2.7項で述べたように、高温圧力機器の構造健全性評価で取扱う力学的な損傷メカニズムは有限要素法を介して直接、間接に評価することが可能となっているが、高サイクル疲労を例外とすれば、損傷の発生・進展は非弾性ひずみの分布に関係することから、これらの直接評価には煩雑な計算機処理を伴う非弾性解析を要する。非弾性解析を行う場合は、構成式の準備に労力を要する上、変形特性のばらつきや製作上の寸法公差、負荷履歴などの不確かさの取り扱い方法において手順の標準化が困難な部分がある。解析および評価の手順が確立している弾性解析に基づく方法は応力分類法を要することから、一般の三次元形状に対する適用性に困難がある。

### 1.3 本研究の目的と意義

#### 1.3.1 本研究が取扱う問題の範囲

本論文は、火力発電用ボイラー、高速増殖炉等、高温クリープ領域で使用される金属製発電用高温圧力機器の構造健全性評価手法について述べるものである。また、ここで言う「構造健全性評価」(structural integrity assessment)とは、使用前の無損傷状態から損傷を生じるまでの寿命評価および設計評価と、高温下での長期間使用を経て生じる各種の損傷、特にき裂状損傷(crack-like damage)の許容性評価および損傷の進展予測に基づく余寿命評価を指すものとする。

また、形状等の条件に対する一般性を確保するため、いずれも有限要素法を活用した評価法、すなわち設計評価に対しては解析設計、余寿命評価に対しては解析的余寿命評価に限定して議論を進める。現状では公式設計を主とする火力発電機器に対する解析設計も、将来的な合理化方策として視野に入れる。

損傷メカニズムとしては、静的または動的な応力、もしくはこれらの組合せの作用によって生じる各種の力学的損傷 (mechanical damage)、すなわち塑性および高温圧力機器特有のクリープによる過大な変形、破断や繰返し熱応力に

よるき裂状損傷の発生および進展,ならびに簡易法に基づく設計規格適用の上で必要とされる累積ひずみを取り上げる.熱応力による疲労は非クリープ領域でも生じ得るが,一般に低温機器よりも構造物に投入される熱流束が大きいことから高温機器では重要性がさらに高いこと,熱伝導を介して時間依存性があることを考慮し,検討対象に含める.化学的環境因子の影響が強い高温腐食や酸化,流体の性状に依存するエロージョン等の非き裂状損傷(non-crack-like damage)の進展現象には言及しないが,このような非き裂状損傷であっても最終的な破損は,減肉による応力増大や局所的な温度上昇によるクリープによってもたらされる場合が多く,実機の評価にあたって,実機検査データに基づく損傷傾向管理(damage trend observation)など,何らかの方法で行う化学的損傷の進展予測と力学的損傷評価とが組み合わせられて用いられることがあり,力学的損傷評価法を整備しておくことは有効と考えている.

また,設計規格に従う設計が課される高温圧力機器への適用を念頭に置くことで,評価対象とする構造物の材料,使用条件,構造条件を現実的な範囲に限定しているが,蒸気タービン,ガスタービン等の設計規格が適用されない発電用高温機器に対しても,材料,応力,環境等の条件を吟味した上であれば適用可能となるよう配慮する.

### 1.3.2 簡易構造健全性評価法の必要性と問題点

#### (1) 全面非弾性解析における問題点と簡易法の必要性

1.2節の議論のように,高温圧力機器における力学的損傷挙動は基本的には非弾性解析と,非弾性解析から得られる損傷のクライテリアと関係する指標によって評価可能であることがわかるが,評価指標を直接求める全面非弾性解析の適用には,既に述べたとおり以下の困難がある.

- ① 非弾性構成式の決定に多くの材料試験を要し,構成式によっては標準試験法にない試験を要する.
- ② 変形特性にばらつきがある場合,どのように構成式を設定すべきかが不明確な場合がある.例えば軟らかめの特性を用いた場合,疲労損傷評価は安

全側になるがクリープ損傷評価が非安全側になる。

③ 管等の規格品の場合、応力上無視し得ない寸法公差があり、寸法を（実際の寸法が不明の）設計時にどのように想定すべきか、不明確である。例えば、薄めの板厚を想定すれば一次応力制限は厳しくなるが、二次応力が低めに算出されることがある。

④ 一般に負荷履歴依存性を有し、荷重の順序等が不確かさを持つ時、将来の負荷履歴をどのように設定すべきかが不明確。

弾性解析に基づく場合は必要な材料特性が設計規格等に与えられており、また、解析結果の線形近似や重ね合わせが可能であり、荷重や寸法を振ったパラメータ解析や因果関係の考察も容易であることから、これらの不確かさの取扱いには非弾性解析に比べて困難でない。

き裂状損傷の評価にあたっては、さらに以下が加わる。

⑤ き裂入り構造の非弾性解析は、無き裂構造の場合より計算負荷がさらに高い。

⑥ 疲労き裂進展問題を考える時、計算負荷が極めて高い接触解析を要することがある。

⑦ 接触を伴う繰返し負荷などの現実的な複雑な条件に対する破壊力学パラメータの評価法が市販レベルのソフトウェアでは確立されていない。

⑧ き裂進展問題を取扱う時、き裂進展に伴う境界条件の変化を表現するため、要素再分割などの煩雑な処理を要する。

損傷評価を現実の損傷メカニズムに近づけようと努力するほど、数値解析の困難さが増すことから、有限要素解析を高度化する代わりに簡易法を用いることは有意義と言える。また、簡易法は何らかの理論的根拠を持つ近似モデルを用いて数式的に表現されていることから、力学的意味が理解し易く、不確かさを伴う解析条件の設定や解析結果の解釈が容易になる。

また、荷重の大きさや材料特性などの不確かさの影響を把握するための感度解析が容易になることも簡易法が持つ実用上の利点となり得る。

## (2) 簡易構造健全性評価法の現状と問題点

前項に述べたように、全面非弾性解析の実施には、計算機負荷の問題だけでなく、解析の準備に多大な労力を要するとともに、その手順には解析者の任意性が介在することから、規格・基準類にはこれまで積極的に採用されてきていない（ASME Section III Subsection NHは数少ない例外）。このため、既に述べたとおり全面非弾性解析を要しない以下の簡易法が現状用いられているが、これらの既存簡易法には以下の問題点がある。

### 1) 公式設計法

圧力機器の設計規格には、耐圧部のTSRを定めるため、作用荷重（多くの場合は設計使用圧力）から、単軸材料強度基準値と直接比較が可能な換算応力を求めるための公式、例えば平均径公式、が与えられている。公式設計に基づく場合は、熱応力等の二次応力の影響や疲労は評価対象としない。平均径公式は、ボイラー管の破壊的余寿命評価のための応力換算式としても用いられている。また、腐食等によって使用中に減肉を生じた管の許容性評価にも設計時と同じTSRが許容限界としてよく用いられている。

しかし、平均径公式は基本的に管形状を仮定するため、管形状でない軸対称体（例えばタービン車室）や、さらには非軸対称体（配管エルボーや内外面で温度が異なるボイラー火炉壁）に対しては、厳密には適用できない。余寿命評価にあたっては、最低板厚を有する管形状を仮定することで安全側評価がなされるのが実情であるが、過渡に安全側評価となる傾向が強い。

### 2) 応力分類法

解析設計に基づく設計規格には応力分類法が採用されている。応力分類法では、評価断面に想定した線分上の応力分布を線形近似することから、基本的に二次元解析を前提としたものであり、一般的な三次元形状への適用方法は明確でない。米国軽水炉設計規格<sup>5)</sup>では、弾完全塑性体を仮定してなされる極限解析や、加工硬化を考慮した構成式を用いた解析に二倍勾配法 (twice elastic slope method) を適用することで三次元形状における一次荷重評価を可能としている



が、クリープを考慮すべき高温圧力機器の一次荷重評価や二次応力評価については明確にされていない。

### 3) き裂状損傷評価のための参照応力法

参照応力法<sup>62-63)</sup>は本来、クリープ解析を行わずに極限荷重と弾性変形応答とからクリープ変形挙動を近似的に推定する方法であったが、現在は、R6法<sup>23-24)</sup>に取り入れられることで、弾塑性状態におけるき裂状損傷の許容性評価によく用いられている。R6法は、簡便性の点で有効であったため、原子力発電設備の維持規格<sup>25)</sup>をはじめとして規格・基準類への採用が進んでいる。

ただし、規格・基準類に示されている極限荷重評価法は、応力分布や形状を単純化して導かれる簡易式に基づき、一般的な形状に適用した場合は、精度低下が無視し得ない場合がある。また、二次応力の取扱いは確立されていない。

#### 1.3.3 本研究が提案する簡易構造健全性評価法の特長

前項に述べた全面非弾性解析と既存簡易法の問題点を踏まえて、本研究における簡易評価法の開発にあたっては以下の特長を持つことを念頭に置く。

##### (1) 部分非弾性アプローチの採用

簡素化した構成式（極端な例として弾完全塑性体）や、限定された荷重条件（例えば一次荷重は一方向的な単調負荷を仮定すればよいことが多い）では非弾性解析は困難ではない。このため、評価対象の二次元形状への置き換えは行わず、非弾性解析を簡素化し、弾性解析等と組み合わせることで全面非弾性解析に準じる評価を可能とする。このアプローチは、クリープ疲労損傷評価における弾性追従係数の決定に簡便な非弾性解析を適用した我が国の高速原型炉「もんじゅ」の設計<sup>65)</sup>に倣い、「部分非弾性アプローチ」と呼ぶ。極限荷重の算出にのみ弾塑性解析を適用する参照応力法も部分非弾性アプローチの一種と言ってよい。

これにより、既存の平均径公式や応力分類法で問題点となった形状どおりの非弾性変形挙動の考慮を可能とする。

また、境界条件や寸法公差などの不確かさの影響を把握する上では、非弾性解析よりも弾性解析の方が因果関係が明確であり、パラメータ解析の労力も少なくて済む。

## (2) 応力分類法の必要性排除

形状どおりの構造強度を反映した評価を行うため、三次元形状に対する適用性が不明確な応力分類法は必須としない。ただし、応力分類法を否定するつもりではなく、応力分類法を用いた場合との考え方の上での整合性には配慮する。

## (3) 簡便な構成式の想定

有限要素解析に用いる非弾性構成式には、基本的に弾完全塑性体またはべき乗則（弾塑性に対するRamberg-Osgood則とクリープに対するNorton則）を想定する。弾完全塑性体の使用は、一次荷重評価については極限荷重に基づく設計法や参照応力法との対応を狙ったもので、繰返し荷重については既存の疲労損傷評価法や累積ひずみ評価法との整合を意識している。べき乗則の想定は、弾塑性問題と定常クリープ問題との間に類似性が生じる（Hoffの類似<sup>64</sup>）ことを意識したものである。ただし、市販の有限要素解析プログラムの制約から、べき乗則を仮定した有限要素解析は単調負荷問題にとどめる。

また、熱疲労損傷評価に用いられるひずみ範囲のように、ひずみ制御であることから本質的に構成式依存性が小さい条件があり、構成式を高度化する必要性が低い場合にはこのような簡便な構成式で十分なことは多い。

この構成式の簡便化は簡易評価法の理論的な検討や有限要素解析の労力を軽減するために行っているもので、簡易法に関する議論の有効性を損ねるものではない。また、有限要素解析の後で用いる簡易評価法の適用にあたっては、構成式に関する制約は行わない。このため、有限要素解析では簡便な構成式を仮定し、簡易法の適用の際に初めて詳細な構成式を用いるとの利用方法も考えられ、有限要素解析プログラムの改造を行わずとも詳細構成式の利用が図れる。

このような構成式の簡素化は、材料特性のばらつきを考慮する必要がある時、

不確かさの範囲を包絡するよう設定したべき乗構成式による解析を行うことで、不確かさの影響の程度を把握する上でも有利となる。

#### (4) 無次元構造応答パラメータの活用

構成式を単純化することで、構造物の寸法や荷重の大きさに依存せず、構造物の形状、荷重モードおよびべき乗則における応力指数のみに依存する各種の無次元構造応答パラメータの活用が図れる。これにより、有限要素解析を一度実施した形状であれば、解析結果の無次元化によるデータベース化を行っておくことで、解析結果の再利用が可能になり、寸法や荷重の大きさが異なる評価対象であっても、あらためての有限要素解析を必要としないため、実用的な意義は大きい。また、解析結果の相互比較が容易になり、有限要素解析の品質の評価にも活用し得る。

本研究ではこれらの無次元構造応答パラメータについて、その性質を理論的、数値的に考察するとともに、これらを活用した簡易構造健全性評価の方法を具体的に提案する。

#### (5) 微小変形解析の利用

近年では計算機技術の発達により、大変形解析や接触解析などの高度な解析がかつてに比べて容易になっており、自動車設計における衝突シミュレーションや発電用圧力機器の事故評価などに活用されている。しかしながら、本研究では解析設計に基づく発電用圧力機器の構造設計がほとんど微小変形解析によって行われている事実と、簡易評価法の理論的根拠となる極限解析理論や破壊力学解析における応力特異性などにおいて微小変形を前提とした理論的展開がなされていることから、微小変形解析を前提として検討を進める。

また、高精度非弾性構成式を要すると考えられている累積ひずみの定量評価<sup>69)</sup>については構成式の簡素化の都合もあり、ひずみの累積性の有無とその程度の検討にとどめるが、ひずみの累積による実機損傷事例がほとんどないことから、本研究の中では特に問題視はしない。

ただし将来的には、大変形解析や高精度構成式を用いた高度な解析を、実験に代わり得る設計の手段や、破損の直接のシミュレーションに用いることは十分に考えられる。

#### (6) 既存規格・基準類との整合性確保

本研究で開発する簡易評価法の実用性の指標として、既存の規格・基準類との整合性が確保され、本質的な修正を行わずとも既存規格・基準類に導入可能であることを目指す。既存の規格・基準類の中では特に、最も進歩的かつ高温機器に対する我が国で唯一の解析設計法を示している高速増殖原型炉設計方針<sup>15)</sup>と、我が国には高温機器のき裂状損傷評価基準がないことから、解析的余寿命評価に関する評価法を最も豊富に示している英国高温構造健全性評価手順書 R5<sup>26)</sup>を念頭に置く。なお、英国手順書は自主保安とみなされる火力発電機器の余寿命評価にあたって我が国の多くの企業が参考に行っている。

一方、これらの既存の規格・基準類では、簡便化のために物理的厳密性を犠牲にしている場合がある。熱疲労損傷評価にあたって、弾性解析の後に行われる簡易評価、例えば、軽水炉設計規格<sup>10)</sup>における「簡易弾塑性解析」では、実際には温度が変動する場合に対しても、材料特性の決定に用いる温度は一定値が仮定されている。本論文では評価法の簡便性および数学的な簡潔性を重視し、既存規格・基準類における簡便化の考え方は、過去に明確な問題を生じてきていない実績を根拠に、原則的に踏襲する。

### 1.4 本論文の構成

本論文は、Fig. 1に示すフローチャートに従い、第1章と第2章で簡易法を取り巻く背景と力学的根拠の概要を述べた後に、対象とする各種構造健全性問題について、第3章から第5章にかけては、荷重条件に応じた分類に従って述べる構成をとる。ここで、荷重の性質に応じた展開を図っているのは、簡易法開発の段階的な論理展開に従ったものである。

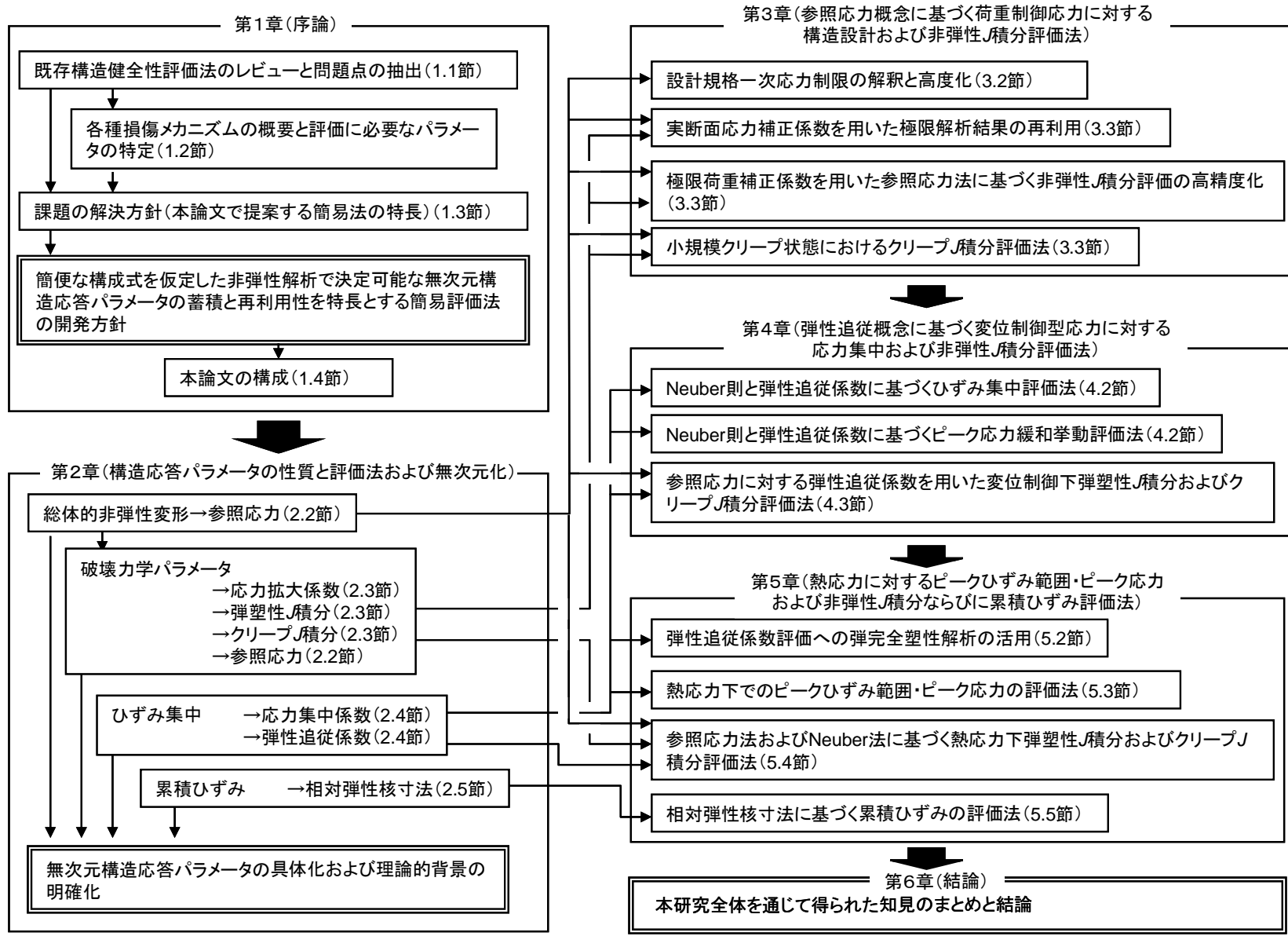


Fig. 1 Logical flow-chart of the present thesis

第1章「序論」では、高温圧力機器の使用条件に係わる設計規格類および余寿命評価に関する基準類を中心に既存評価法をレビューした上で(1.1節)、考慮対象とすべき損傷メカニズムの概要と評価に必要なパラメータの概略を述べた(1.2節)。これらの既往知見に基づき、本研究の背景と意義および本論文が扱う工学的問題の範囲を明らかにした上で、これらの損傷メカニズムが非弾性解析によって評価可能であることを示した。そして、全面非弾性解析や既存簡易法の問題点を指摘し、これらの問題の解決法として、「簡便な構成式を仮定した非弾性解析で決定可能な無次元構造応答パラメータの蓄積と再利用性を特長とする簡易評価法の開発方針」を明らかにした(1.3節)。最後に本論文の構成をここに示す(1.4節)。

第2章「構造応答パラメータの性質と評価法および無次元化」では、各種の力学的損傷の評価にあたって使用される構造応答パラメータの意味と評価法について、既往知見のレビューを中心にまとめ、多くのパラメータが無次元化による再利用が可能であることを示し(2.2節～2.5節)、「無次元構造応答パラメータの具体化および理論的背景の明確化」を行うことで、第3章以降で展開する各種簡易評価法の基盤とする。

第3章「参照応力概念に基づく荷重制御型応力に対する構造設計および非弾性 $J$ 積分評価法」では、参照応力概念に基づく体系化が可能な荷重制御型応力に対する弾塑性およびクリープ問題を取り上げ、数値解析例とともに述べる。無き裂構造に対しては、第2章に述べた参照応力と応力分類法における基準応力の等価性に着目し、設計規格の解釈と高度化に反映可能な考え方を提案する(3.2節)。また、実断面応力補正係数を用いた極限解析結果の無次元化と再利用方法について述べる(3.3節)。き裂入り構造に対しては、極限荷重補正係数を用いた参照応力法による非弾性 $J$ 積分の近似精度向上の方法を示す(3.3節)。さらに、保持開始前の塑性ひずみが後続するクリープに影響する状態、すなわち小規模クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分の一般的な構成式に対する簡易評価法を初

めて提案する (3.3節).

第4章「弾性追従概念に基づく変位制御型応力に対する応力集中および非弾性 $J$ 積分評価法」では、その有効性が厳密に示し得る変位保持下での弾性追従係数を導入する。まず、弾性追従係数に全面塑性状態および定常クリープ状態で一定値に収束する性質があることを示し (4.2節)、さらに応力再配分過程に対するNeuber則<sup>66)</sup>の適用性を検討することで、変位制御荷重に対する弾塑性およびクリープによる弾性追従挙動に基づくピークひずみおよびピーク応力の緩和挙動の評価法を提案する (4.2節)。また、参照応力に対する弾性追従係数の評価法を初めて具体化し、無き裂構造と同様な収束性があることを初めて示した上で、弾塑性 $J$ 積分およびクリープ $J$ 積分の評価法として提案する (4.3節)。

第5章「熱応力に対するピークひずみ範囲・ピーク応力および非弾性 $J$ 積分ならびに累積ひずみ評価法」では、変位制御型応力に対して有効であったことから同様に弾性追従概念に基づき、クリープ疲労損傷の評価のベースとなる応力集中部におけるピークひずみ範囲・ピーク応力の緩和挙動の評価法について述べる。ここでは、多直線近似型の弾塑性構成式の使用の難易度が高いことから、弾完全塑性解析を利用した弾性追従係数評価法の一般性について述べる (5.2節)。次に、弾性追従係数の収束値のみを用いるピークひずみ、ピーク応力緩和履歴の評価法について述べる (5.3節)。荷重制御問題に対する議論で得られた参照応力法と応力分類法の等価性に着目し、変位制御問題と同様に弾性追従係数を用いた熱応力下弾塑性 $J$ 積分およびクリープ $J$ 積分評価への参照応力法の適用を試みる (5.4節)。さらに、応力分類法を必須としないNeuber則に基づく熱応力下弾塑性 $J$ 積分<sup>67-68)</sup>評価法のクリープ $J$ 積分評価法への拡張を提案する (5.4節)。また、微小変形解析に基づく各種の簡易法の妥当性の前提となる累積ひずみの制限について、相対弾性核寸法に基づく評価法を初めて提案する (5.5節)。

第6章「結論」では、本研究を通じて得られた知見をまとめ、結論とする。

## 【第1章 参考文献】

- 1) W. Cross, The Code - An Authorized History of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 1990.
- 2) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section I, Power Boiler, 2004.
- 3) A. Chitty and D. Duval, The Creep-Rupture Properties of Tubes for High Temperature Steam Power Plant, Proc. Joint International Conference on Creep (ASME-ASTM-IME), New York, 1963, pp.4-1.
- 4) 日本機械学会, 発電用火力設備規格(2003年版) - その1, JSME S TA1-2003, 日本機械学会, 2003.
- 5) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, 2004.
- 6) 例えば, O. C. Zienkiewicz, The Finite Element Method Third Edition, McGraw Hill, London, 1977. (邦訳: 吉識, 山田監訳, マトリックス有限要素法(三訂版), 培風館, 1984.)
- 7) W. C. Kroenke, Classification of Finite Element Stresses According to ASME Section III Stress Categories, Pressure Vessels Piping Conference, 1974, pp. 107-140..
- 8) ASME, Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Sections III and VIII, Division 2, ASME, 1969.
- 9) G. C. Slagis, Fundamental Concepts Behind Section III Design-By-Analysis, Proceedings ICPVT-10, 2003, pp. 11-19.
- 10) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2001, 日本機械学会, 2001.
- 11) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section VIII - Pressure Vessels, Division 2 - Alternative Rules, 2004.
- 12) European Commission Joint Research Centre and EPERC, The Design-by-Analysis Manual, EUR 19020 EN, 1999.
- 13) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Subsection NH - Class 1 Components Elevated Temperature Services, 2004.
- 14) Oak Ridge National Laboratory, Guidelines and Procedures for Design of Class 1 Elevated Temperature Nuclear System Components, Nuclear Standard NE F9-5T,



- ORNL, 1981.
- 15) 核燃料サイクル開発機構, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, TN241 81-25(1), 1984.
  - 16) N. Kasahara, K. Nakamura and M. Morishira, Recent Developments for Fast Reactor Structural Design Standard (FDS), Proceedings of SMiRT 18, 2005, pp. 1131-1140.
  - 17) <http://www.mscsoftware.com/>
  - 18) <http://www.abaqus.com/>
  - 19) <http://www.crc.co.jp/>
  - 20) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section XI - Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components, ASME, 2004.
  - 21) 例えば, 岡村, 線形破壊力学入門, 培風館, 東京, 1976.
  - 22) J. R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Transactions of ASME, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.
  - 23) R. A. Ainsworth, The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material, Engineering Fracture Mechanics, 19, 1984, pp. 633-642.
  - 24) British Energy, R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, Revision 4, Amendment 2, British Energy, Gloucester, 2003.
  - 25) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格(2004年版), 日本機械学会, JSME S NA1-2004, 2004.
  - 26) British Energy, Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, R5 Issue 3, Gloucester, 2003.
  - 27) American Petroleum Institute, API RP 579, Fitness-for-Service, 2000.
  - 28) R. Viswanathan, Damage Mechanics and Life Assessment of High-Temperature Components, ASM International, 1989. (邦訳: 増山, 丸山訳, 高温機器の損傷メカニズムと寿命評価, 日刊工業新聞社, 1993.)
  - 29) T. Ogata, A. Nitta and T. Ohkoda, Verification of Creep and Fatigue Damage Assessment Techniques for Turbine Rotors in Fossil Power Plants, PWR-Vol. 26, Advances in Steam Turbine Technology For the Power Generation Industry, Book No. G00877, ASME, 1994, pp. 181-188.

- 30) B. J. Cane and M. S. Shammass, A Method for Remanent Life Estimation by Quantitative Assessment of Creep Cavitation on Plant, Report TPRD/L/2645/N84, Central Electricity Generating Board, 1984.
- 31) 藤井, 村尾, 富田, 斎藤, 設備診断技術実証試験 その1 : 設備診断技術実証試験の概要およびフェイズ1, 火力原子力発電, Vol. 49, No. 3, 1998, pp. 263-279.
- 32) S. Kjaer, et al., The Advanced Super Critical 700C Pulverised Coal-Fired Power Plant, Powergen Euro, 2001.
- 33) R. Viswanathan and W. T. Bakker, Material for Boilers in Supercritical Power Plants, IJGC2000-15049, 2000.
- 34) T. U. Marston, Ed., EPRI Ductile Fracture Research Review Document, EPRI NP 701 SR, EPRI, Palo Alto, February, 1978.
- 35) P.C. Paris, H. Tada, A. Zahoor and H. Ernst, in Elastic Plastic Fracture, STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley and G. A. Clarke, Ed., ASTM, Philadelphia, 1979, pp. 5-36.
- 36) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性 $J_{IC}$ 試験方法, JSME S001, 1992.
- 37) 例えば, 松田, 配管をパンクさせる水撃現象と圧力脈動, 日本機械学会No.04-5 D&D2004付随行事, 第2回夏の学校 : 流体関連の振動現象の基礎, 日本機械学会, 2004.
- 38) 例えば, 中部電力, 中部電力ホームページ, プレスリリース, 浜岡原子力発電所1号機 余熱除去系配管破断に関する原因と対策について 平成14年4月24日, [http://www.chuden.co.jp/corpo/publicity/press2002/0424\\_5.html](http://www.chuden.co.jp/corpo/publicity/press2002/0424_5.html), 2002.
- 39) 例えば, 関西電力, 関西電力ホームページ, プレスリリース, 美浜発電所3号機2次系配管破損事故に係る論文について(現時点でのとりまとめ) 2004年9月27日, [http://www.kepcoco.jp/pressre/2004/0927-4\\_1j.html](http://www.kepcoco.jp/pressre/2004/0927-4_1j.html), 2004.
- 40) L. D. Kramer and D. Randolph, Analysis of TVA Gallatin No.2 Rotor Burst : Part 1 - Metallurgical Considerations, Proc. 1976 ASME-MPC Symposium on Creep-Fatigue Interaction, 1976, pp. 1-24.
- 41) D. A. Weisz, Analysis of TVA Gallatin No.2 Rotor Burst : Part 2 - Mechanical Analysis, Proc. 1976 ASME-MPC Symposium on Creep-Fatigue Interaction, 1976, pp. 25-40.

- 42) 大路, 小倉, 久保, クリープ変形初期のき裂先端近傍応力・ひずみ場と修正  $J$ 積分, 材料, Vol. 29, No. 320, 1980, pp. 465-471.
- 43) J. D. Landes and J. A. Begley, in Mechanics of Crack Growth, STP 590, ASTM, 1976, pp. 128-148.
- 44) A. Saxena, in Fracture Mechanics: Twelfth Conference, STP 700, ASTM, 1980, pp. 131-135.
- 45) K. Ohji, K. Ogura, S. Kubo and Y. Katada, The Application of Modified  $J$  Integral to Creep Crack Growth, in Engineering Aspects of Creep, Vol. 2, 1980, pp. 9-16.
- 46) H. Riedel and J. R. Rice, Tensile Cracks in Creeping Solids, in Fracture Mechanics, STP 700, ASTM, 1980, pp. 112-140.
- 47) 核燃料サイクル開発機構, 高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究・総合論文, TJ2534 87-002VOL2, 1987.
- 48) F. R. Larson and J. Miller, Transactions of ASME, Vol. 74, 1952, pp. 765-775.
- 49) 例えば, ボイラー水冷壁管損壊, JST失敗事例データベース, <http://shippai.jst.go.jp/>, JST, 2004.
- 50) 例えば, ボイラー2次再熱器管損傷, JST失敗事例データベース, <http://shippai.jst.go.jp/>, JST, 2004.
- 51) P. Paris and F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Transactions of ASME, Dec 1963, pp. 528-534.
- 52) S. Taira, R. Ohtani and T. Komatsu, Application of  $J$  Integral to High Temperature Crack Propagation, Transactions of ASME, Journal of Engineering Materials Technology, Series H, Vol. 101, 1979, pp. 162-167.
- 53) 例えば, P. C. Paris and G. Shih, Stress Analysis of Cracks, in Fracture Toughness Testing and Its Applications, STP 381, ASTM, Philadelphia, 1965.
- 54) M. A. Miner, Journal of Applied Mechanics, Vol. 12, No. 3, ASME, 1945, pp. A159-167.
- 55) T. Fujioka, M. Asano, M. Jimbo, M. Yamauchi and Y. Ueki, A Study on Fatigue and Creep Fatigue of Welded Joints with Structural Discontinuity, Pressure Vessels and Piping Codes and Standards Volume 1, PVP-Vol. 338, The 1996 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, ASME, Montreal, 1996, pp. 43-47.

- 56) 例えば, T. Hoshino, et al., Leakage from CVCS Pipe of Regenerative Exchanger Induced by High-cycle Thermal Fatigue at Tsuruga Nuclear Power Station Unit 2, Proc. of 8th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE8), Baltimore, 2000.
- 57) E. L. Robinson, Effect of Temperature Variation on the Creep Strength of Steel, Transactions of ASME, Vol. 160, 1938, pp. 253-259.
- 58) R. H. Priest, D. J. Beauchamp, and E. G. Ellison, Damage During Creep-Fatigue, in Advances in Life Prediction Methods (ASME Conference), Albany, ASME, 1983, pp. 115-122.
- 59) 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, PNC TN-241 82-08, 1982.
- 60) D. R. Miller, Thermal-Stress Ratchet Mechanism in Pressure Vessels, Journal of Basic Engineering, ASME, 1959, pp. 190-196.
- 61) J. Bree, Elastic-Plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High-Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements, Journal of Stain Analysis, Vol. 2, 1967, pp. 226-238.
- 62) R. K. Penny and D. L. Marriott, Design for Creep, McGraw-Hill, London, 1971.
- 63) G. A. Webster and R. A. Ainsworth, High Temperature Components Life Assessment, Chapman & Hill, London, 1994.
- 64) N. J. Hoff, Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations, Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 12, 1954, pp. 49-55.
- 65) Y. Nakagawa, T. Ueno, M. Hayashi and T. Nagata, Structural Design of Intermediate Heat Exchanger for Monju Using Partial Inelastic Analyses, The 3rd JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, Vol.1, Kyoto, 1995, pp. 255-259.
- 66) H. Neuber, Theory of Stress Concentration for Shear Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Non-Linear Stress-Strain Law, Transactions of ASME, Series E, Vol. 28, 1961, pp. 544-550.
- 67) P. J. Budden, Fracture Assessment of Combined Thermal and Mechanical Loads Using Uncracked Body Stress Analysis, CEGB Report RD/B/6158/R89, 1989.
- 68) Y. Takahashi, Study on Simplified Estimation of  $J$ -integral under Thermal Loading,

Transactions of SMiRT-12, Vol. L, 1993, pp. 29-34.

- 69) M. Kobayashi, N. Ohno and T. Igari, Ratchetting Characteristics of 316FR Steel at High Temperature, Part II: Analysis of Thermal Ratchetting Induced by Spatial Variation of Temperature, International Journal of Plasticity, Vol. 14, No. 4-5, 1998, pp. 373-390.



## 第2章 構造応答パラメータの性質と評価法 および無次元化

### 2.1 はじめに

本章では、第1章に述べた発電用高温圧力機器の構造健全性評価に使用される各種の構造応答パラメータの理論的意味と性質を考察し、有限要素法を用いた評価法の概略を述べる。このような構造応答パラメータには、参照応力、応力拡大係数および非弾性 $J$ 積分（弾塑性 $J$ 積分とクリープ $J$ 積分）、弾性追従係数および相対弾性核寸法などがあり、それぞれ総体的非弾性変形、き裂の進展挙動、二次応力の緩和挙動およびひずみの累積挙動の評価に適用可能となる。また、これらの構造応答パラメータは無次元化によるデータベース化が可能であり、荷重の大きさや構造の寸法によらずに再利用が可能であることを述べる。

### 2.2 参照応力 (reference stress)

クリープひずみ速度 $\dot{\varepsilon}^c$ が次式のNorton則に従う弾性クリープ体に一定荷重が加わる時、初期弾性負荷状態から（応力分布が一定となる）定常クリープ状態（steady-state creep condition）に推移する応力再配分過程で、相当応力が変化しない点（skeletal point）が存在することは古くから知られていた<sup>1-2)</sup>。

$$\dot{\varepsilon}^c = \varepsilon_o^c \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n \quad (2.1)$$

ここで $\varepsilon_o^c$ 、 $\sigma_Y$ 、 $n$ は材料定数であり、 $n$ はクリープ中の応力分布の形状に関係し、今後の議論の上で重要であることから特に応力指数（stress exponent）と呼ぶ。この点の応力は、定常クリープ状態では $n$ に非依存であることもわかり、当該構造物の非弾性変形挙動を代表する応力として、参照応力（reference stress） $\sigma_{ref}$ と呼ばれるようになった<sup>1-2)</sup>。

一方、塑性ひずみ  $\varepsilon^p$  が同様に次式のべき乗塑性ひずみ則に従う弾塑性体を考えれば、同一応力指数、すなわち  $m = n$  の場合の全面塑性状態と定常クリープ状態における物体内の応力分布は同一（Hoffの類似<sup>3)</sup>）となる。

$$\varepsilon^p = \varepsilon_o^p \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^m \quad (2.2)$$

ここで  $\varepsilon_o^p$ ,  $\sigma_Y$ ,  $m$  は材料定数である。  $\sigma_Y$  は  $\varepsilon_o^p = 0.002$  とすれば、0.2%耐力、すなわち降伏強さとなる。  $m$  は塑性に対する応力指数で  $m \rightarrow \infty$  における全面塑性状態を考えると、それは塑性域中の相当応力が全て  $\sigma_Y$  に等しい剛塑性体の崩壊状態であることから、  $\sigma_{ref} \rightarrow \sigma_Y$  となる。定常クリープ状態における弾性クリープ体中の応力は、全ての点で外力  $P$  に比例することから、任意の  $P$  に対する  $\sigma_{ref}$  は次式で表される。

$$\sigma_{ref} = \left( \frac{P}{P_L} \right) \sigma_Y \quad (2.3)$$

ここに  $P_L$  は  $\sigma_Y$  を降伏強さとする剛塑性体の崩壊荷重、すなわち極限荷重である。

すなわち  $\sigma_{ref}$  は構造物の極限荷重を指標とする荷重の大きさを代表する応力であり、比較的容易な極限解析から決定でき、  $\sigma_{ref}$  を用いて、任意構造物の定常クリープ中の変位速度、  $\dot{\Delta}^c$  に対して近似的に次式が成立する<sup>1-2)</sup>。

$$\dot{\Delta}^c = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\varepsilon_{ref}^e} \Delta^e \quad (2.4)$$

ここに  $\Delta^e$  は、同一形状で、縦弾性係数が  $E$  の弾性体に同一荷重を加えた時の同一位置・方向の変位（弾性変位）である。  $\dot{\varepsilon}_{ref}^c$  は参照クリープひずみ速度で、式(2.1)の  $\sigma$  に  $\sigma_{ref}$  を代入して求め、  $\varepsilon_{ref}^e$  は  $\sigma_{ref}$  を  $E$  で除して求まる参照弾性ひず



み (elastic reference strain) とする. 式(2.4)は, 構造物に作用する応力レベルを代表する  $\sigma_{ref}$  が, 弾性変形で代表される変形モードとクリープ構成式と連動していることから直感的に理解でき, 均一応力となる一様引張や4点曲げを受けるはりではその厳密な成立が確認できる.

参照応力法の根拠を幾何学的, 直感的に把握するため, 塑性ひずみが式(2.2)のべき乗則に従う時を考え, 弾塑性応力-ひずみ関係に次式のRamberg-Osgood則を仮定する.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_o^p \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^m \quad (2.5)$$

この時, 荷重と変位  $\Delta$  の関係線図 (荷重-変位線図) は, 弾性線の勾配と極限荷重の高さの表示を調整することで, Fig. 2-1のように応力-ひずみ線図と比較して描くことができる.

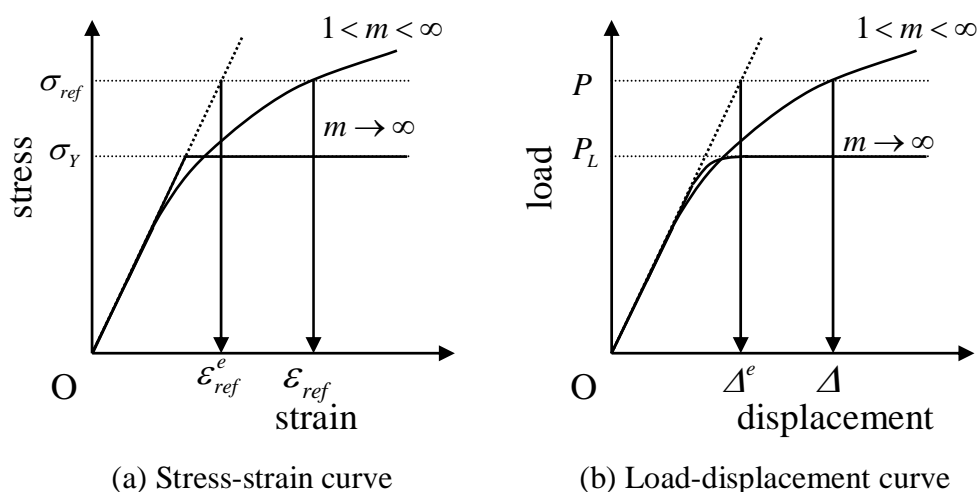


Fig. 2-1 Similarity between stress-strain and load-displacement curves

すなわち,  $m$  の大きさは実線で表される応力-ひずみ曲線と荷重-変位曲線の丸みに関係することから, 両曲線の間近似的な相似性が生じる. Fig. 2-1の相似関係より, 次式が得られる.

$$\Delta = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref} / E} \Delta^e \quad (2.6)$$

応力が十分高く、塑性ひずみが弾性ひずみに卓越する状態（全面塑性状態）では参照ひずみの弾性項を無視して次式とできる。

$$\Delta = \frac{\varepsilon_{ref}^p}{\sigma_{ref} / E} \Delta^e \quad (2.7)$$

ここで  $\varepsilon_{ref}^p$  は式(2.2)の  $\sigma$  に  $\sigma_{ref}$  を代入して求まる参照塑性ひずみとする。

定常クリープ状態では、変形モードや応力分布は同一応力指数を持つ全面塑性体と類似性を有することが知られていることから、式(2.2)を式(2.1)に置き換え、式(2.7)を変位速度に対して書き直すと式(2.4)に帰結する。このように、参照応力法を用いれば、比較的簡単に求められる弾性変位と極限荷重とから、一般の応力指数に対する変位、変位速度を評価することができる。また、式(2.6)の形式の上では構成式がべき乗則である必要はなく、同様に応力-ひずみ関係と変位-荷重関係の間に連動性があると考えられる任意の構成式に対しても適用できる。

参照応力法の近似精度は形状や代表点変位の取り方に依存する。このため、クリープ解析が以前ほど困難でない現代では、変位の近似法としての実用上の価値は低下しているかも知れないが、後述の設計規格の解釈や、いまだに計算機処理に困難さを残すき裂入り構造における弾塑性  $J$  積分、定常クリープ  $J$  積分の簡易評価法<sup>4,6)</sup>としての価値は高いと考えられる。

参照応力の評価を行うためには、式(2.3)に代入すべき極限荷重を直接求める方法（極限解析）と、考え方の上で極限解析と同等な応力分類法<sup>7)</sup>に基づく方法が考えられる。これら2法はいずれも圧力機器設計規格類<sup>8,9)</sup>に記載されており、続く2項でこれらの手法の概略を設計規格との関連とともに述べる。

### 2.2.1 極限解析に基づく参照応力

弾完全塑性体を仮定した極限解析は、設計規格類<sup>9-10)</sup>にも記載されており、弾性解析・応力分類ルート的一次応力制限に替えて適用可能とされる。ASME規格における解析設計の策定の際には、構造物の強度を表す各種の荷重の実験的、数値解析的定義について検討がなされている<sup>7)</sup>。そこでは、加工硬化を生じる実際の圧力容器材料の崩壊荷重（実験的に得られる最大荷重）や延性き裂進展を伴う場合の塑性不安定荷重などが通常行われ得る応力解析では明確な定義が困難であることが述べられ、理論的もしくは数値的に容易に定義できる指標として、現実の加工硬化体ではない仮想的な非硬化材料特性に基づく極限荷重が参照にされるようになった。すなわち、極限荷重は（加工硬化体から成る）現実の構造物の崩壊荷重を指しているのではないことに注意しておく。

応力分類法<sup>7)</sup>に基づく一次応力制限は、理論的には剛塑性体を想定するが、全く変形しない状態から突然、変位が発散するような現象を有限要素増分解析で再現することが困難なことから、弾完全塑性体を仮定した解析で代用される<sup>9-10)</sup>。弾完全塑性体を仮定した場合、荷重－変位線図は、弾性状態から最大荷重到達までの遷移領域で降伏域の広がりによる丸みを帯び、非線形増分解析が有効に行われる。剛塑性体では理論的に、変位が発散する以前には変形を生じないことから、弾完全塑性体を用いた極限荷重の算出には微小変形解析を用いる。欧州圧力機器設計規格<sup>10)</sup>には、剛塑性体、弾完全塑性体のいずれもが極限荷重評価に適用可能であること、微小変形解析を行うべきことが明記されている。

極限荷重は降伏強さに比例する。また、解の唯一性<sup>11-12)</sup>により、極限荷重は、極限解析を行う際に仮定する荷重経路に依存せず、最大荷重到達時の荷重モードによって一意的に定まる。

欧米日の設計規格類<sup>9-10, 13)</sup>における極限荷重を用いた一次応力制限の代替法は、通常運転における作用荷重 $P$ に対して以下の不等式で表される。

$$P \leq \left(\frac{2}{3}\right)P_L \quad (2.8)$$

ここに  $P_L$  は降伏強さを設計応力強さ (design stress intensity)  $S_m$  の1.5倍とした弾完全塑性体を仮定した解析で得られる極限荷重であり, 設計応力強さは設計引張強さの1/3と設計降伏強さの2/3のうち小さい方と定められていることから, 設計降伏強さを降伏強さとした場合の極限荷重の2/3以下に作用荷重が制限される. 欧州規格<sup>10)</sup>では, 従来応力分類法とともに用いられてきたTrescaの降伏条件に基づく現行手法と, 通常Misesの降伏条件が用いられる有限要素法に基づく極限解析との整合を維持するため, 式(2.8)の右辺に $\sqrt{3}/2$ が乗じられるが, 米国規格<sup>9)</sup>ではそのような配慮はなされていない. 米国規格は, 二倍勾配法で定義される崩壊荷重 (構造物の実際の崩壊とは一致しないが, ASME規格に合わせてこう呼ぶ) を上記の,  $P_L$  に替えて用いてよいこととしている.

現実的な構造物に対する極限荷重評価のラウンドロビン解析<sup>14)</sup>で, 市販レベルの有限要素解析プログラムを複数用いて得られた極限荷重は, 要素分割やプログラムに依存せず, ほとんど同じ値が得られた. 現代の標準的な解析技術を用いれば, 規格に採用し得る程度に解析者の技能に依存しない極限解析が可能になっていると考えられる.

不等式(2.8)と式(2.3)とから, 設計規格類は, 通常運転時の荷重として参照応力が降伏強さの2/3を下回るよう求めていることがわかる. これに式(2.6)を適用すれば, 設計規格の荷重の制限は次の変位の制限につながっていることがわかる.

$$\frac{\Delta}{\Delta^e} \leq 1 + \frac{\varepsilon_o^p E}{\sigma_Y} \left(\frac{2}{3}\right)^{m-1} \quad (2.9)$$

ASMEの二倍勾配法は, 不等式(2.9)の右辺第2項を構成式によらずに1と置いたものと等価であることがわかる.

## 2.2.2 応力分類法に基づく基準応力と参照応力の等価性

解析設計に基づく設計規格が策定された当時は極限解析といえども難易度が高く、また、多くの圧力設備が軸対称構造をしていたことから、計算負荷が小さい軸対称体の弾性解析によって極限解析と同等な評価が可能な方法として応力分類法<sup>6)</sup>が導入された。ここでは応力をFig. 2-2に模式的に示される膜応力 $\sigma_m$ 、曲げ応力 $\sigma_b$ とピーク応力 $\sigma_p$ に分類する。すなわち $\sigma_m$ は板厚が $e$ なる二次元体における板厚方向 $x$ に沿う平均、 $\sigma_b$ は $\sigma_m$ を引いたものの線形近似、 $\sigma_p$ は残りとする。 $\sigma_b$ の算出にあたっては、二次元体をFig. 2-2の紙面垂直方向にとった軸の回りに作用する曲げモーメントが外力として加わる時に釣り合うよう定められ、各成分 $\sigma_{ij}^m$ 、 $\sigma_{ij}^b$ 、 $\sigma_{ij}^p$ は次式で算出される。ここで添字 $i, j$ は3つの直交座標の方向を表す。

$$\sigma_{ij}^m = \frac{1}{e} \int_{-e/2}^{e/2} \sigma_{ij} dx \quad (2.10a)$$

$$\sigma_{ij}^b = \frac{12x}{e^3} \int_{-e/2}^{e/2} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^m) x dx \quad (2.10b)$$

$$\sigma_{ij}^p = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^m - \sigma_{ij}^b \quad (2.10c)$$

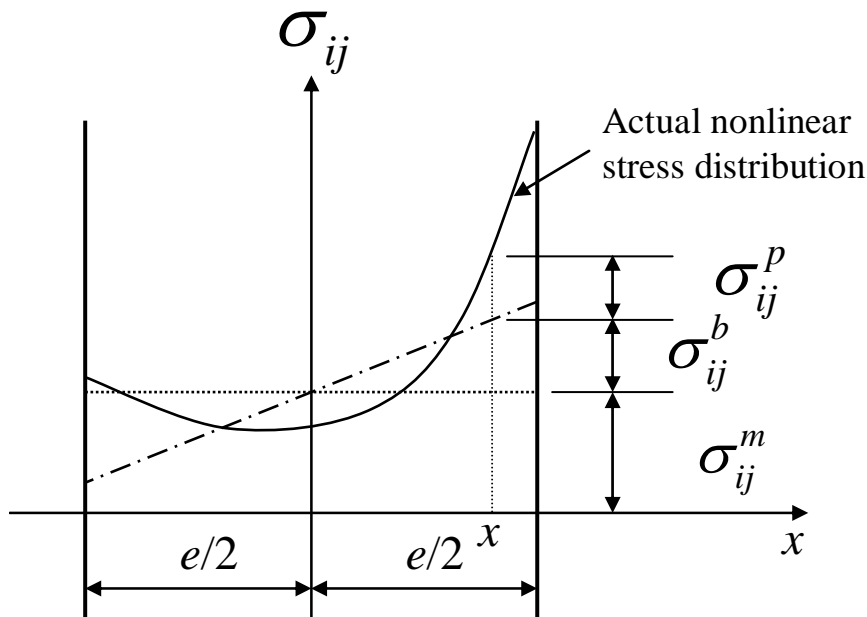


Fig. 2-2 Schematic illustration of stress classification of nonlinear stress distribution

さらに，分類された応力成分から，膜応力，曲げ応力，ピーク応力のそれぞれに対して主応力を算出し，Trescaの降伏条件に基づき，相当応力 $\bar{\sigma}_m$ ， $\bar{\sigma}_b$ ， $\bar{\sigma}_p$ に換算する．設計規格類の一次応力制限は，許容応力 $\sigma_a$ に対して以下のようになされる．

$$\text{Max}[\bar{\sigma}_m, \frac{2}{3}\bar{\sigma}_{m+b}] \leq \sigma_a \quad (2.11)$$

ここで膜+曲げ応力 $\bar{\sigma}_{m+b}$ は，線形化近似した $\sigma_{ij}^m$ と $\sigma_{ij}^b$ の和の分布から表面最大応力を相当応力に換算したものである．許容応力としては設計応力強さが用いられる．

不等式(2.11)の左辺で表される基準応力は，評価断面上で応力が一様な場合には $\bar{\sigma}_m$ に，純曲げの場合には $\bar{\sigma}_b$ の2/3に等しい．純曲げを受ける剛塑性体の崩壊は弾性曲げ応力が降伏強さの1.5倍に達した時に生じることから，一様応力と純曲げの2つの極端な状態では，不等式(2.11)の左辺が降伏強さに到達した際

に崩壊を生じると捉えることができる。また、不等式(2.11)の左辺は外力に比例する。これらのことと、ともに設計規格類で適用が許容されている不等式(2.11)と不等式(2.8)が等価であることを考慮すると、次式が導かれる。すなわち、応力分類法から得られるこの基準応力は参照応力と等しいと捉えられ、参照応力の評価法の一つとして使用できる。

$$\sigma_{ref} = \text{Max}[\bar{\sigma}_m, \frac{2}{3}\bar{\sigma}_{m+b}] \quad (2.12)$$

応力分類法に基づく参照応力は、極限解析を要さず、ごく簡単な形状であれば外力と（簡易的に仮定した）評価断面応力の釣り合いだけからでも近似的に定められるため、例えばき裂入り構造の評価においてその考え方がよく用いられてきている<sup>15)</sup>。ただしこの方法では、評価断面以外の部分の応力分布や構造形状に起因する崩壊挙動の違いを考慮しないことが多く、極限解析に基づく方法よりも安全側評価を与えることが多い。例えば、同一荷重を受ける3点曲げ試験片と4点曲げ試験片では、最大応力断面の応力は同一であるため、応力分類法に基づく参照応力と極限荷重に基づくそれとは等しくなるが、3点曲げにおける極限荷重は4点曲げのそれよりも高いため、極限解析に基づく参照応力は3点曲げの方が低くなる<sup>16)</sup>。また、軸対称体では応力多軸性の影響により、評価断面の応力を容易に仮定できない場合がある。さらに、応力分類法は、Fig. 2-2のような断面を想定することから、一般の三次元形状に対する適用性に課題がある。

このため、応力分類法による参照応力をそのまま用いるのではなく、次項で述べるように極限解析結果の無次元化に用いることで実用上の価値を高めることが提案できる。

### 2.2.3 実断面応力補正係数 (net section stress correction factor)

極限解析に基づく参照応力を正解とみなし、実断面応力など、簡便に数式的に表現し得る基準応力を無次元化しておけば、寸法や荷重の大きさが異なる構

造物の評価に対してもその解が再利用できることになる。このための基準応力として、簡略化した応力分布を仮定して導かれる実断面応力 $\sigma_N$ を用いることで、例えば次式のように実断面応力補正係数 $C_L$ を定義できる。ここで $\sigma_{ref}$ は極限解析に基づく参照応力である。 $\sigma_N$ の評価には外力と釣り合う応力を評価断面（き裂や切欠きを有する場合は実断面）に仮定して導かれた各種の簡易式<sup>15-16)</sup>が適用できるが、弾性解析が可能な場合は多軸性の効果や曲げの効果を含めて、応力分類法に基づく式(2.12)の参照応力を用いれば精度が高まり、 $C_L$ は1に近くなる。

$$C_L = \frac{\sigma_N}{\sigma_{ref}} \quad (2.13)$$

最も簡単な応力分布となる中央き裂入り平板試験片や4点曲げ試験片で、断面上で平均的に単軸応力となる平面応力状態を仮定すれば、 $C_L \doteq 1$ となるが、平面ひずみ状態では平面応力状態の比率に対して $2/\sqrt{3}$ 倍に、3点曲げ試験片では4点曲げのそれに対して1.21倍になることなどが知られている<sup>16)</sup>。一般的には極限解析にて $C_L$ を求めることが望ましい。

## 2.3 破壊力学パラメータ

き裂入り構造の強度を代表するパラメータの検討は長くなされてきているが、本節では、規格・基準類に採用されることでよく知られ、かつ本論文の議論を進める上で必要な代表的なパラメータについて概略を述べる。なお、本論文では高温圧力機器の評価で実用上重要なモードI破壊に限定して議論を進めている。

### 2.3.1 応力拡大係数 (stress intensity factor)

き裂問題に対して最も実用が進んでいるのは応力拡大係数 $K_I$ <sup>17)</sup>である。Fig. 2-3に定義するき裂先端を原点とする極座標を用い、弾性体から成る平板中のき裂を考える時、き裂先端の応力値は無窮大となるものの、少し離れたき裂先



端近傍点  $(r, \theta)$  では有限となり, 応力の各成分は弾性理論級数解の第1項近似として次式に従う<sup>17-18)</sup>.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \quad (2-14a)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \quad (2-14b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2-14c)$$

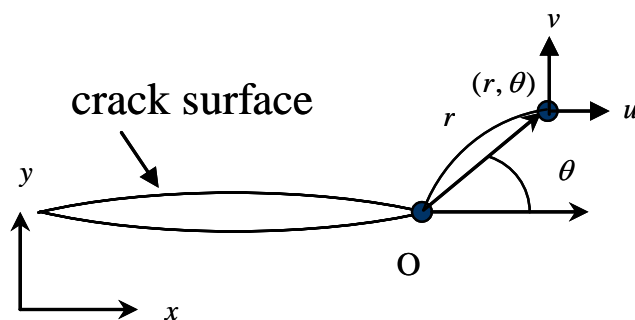


Fig. 2-3 Definition of the polar coordinates in the crack-tip vicinity

すなわち,  $K_I$  はき裂先端近傍で応力と比例関係があり, 非弾性変形の影響が小さい条件下では, 実験的に求められるき裂進展挙動との相関が良いことから有用な破壊力学パラメータとして認識されている<sup>19)</sup>.

一般形状, 一般荷重条件に対する  $K_I$  は, き裂入り構造の弾性解析を行い, 解析的な関係式(2.14a)~(2.14c)に基づき, 応力分布から算出できる(応力法). また, 変位と応力拡大係数の関係式に基づき変位分布から推定する方法(変位法), 後述する  $J$ 積分と応力拡大係数の関係に基づく方法(エネルギー法または経路積分法)などがあり, その算出は困難ではない.

応力拡大係数は一般的に次式のように書ける.

$$K_I = F\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.15)$$

ここに  $a$  はき裂代表長さ、 $F$  は構造形状と応力分布の形状にのみ依存する無次元数で、無次元化応力拡大係数 (dimensionless stress intensity factor) と呼ぶ。応力拡大係数は線形解であるため、有限要素解析等により  $K_I$  が求められれば、同一形状、同一応力分布形状のき裂入り構造に対して、構造の大きさや構造寸法によらずに同一の  $F$  が適用でき、形状が規格化された配管等への適用において都合がよい。また、典型的な試験片形状に対する  $F$  はハンドブック<sup>20)</sup>に記載されており、使用者は寸法と荷重を代入するだけで公式的に  $K_I$  を求めることができる。線形解であるため、様々な応力分布に対して求めた解を重ね合わせて、より一般的な応力分布に対しても、逐一評価対象のき裂入り弾性解析を行わずに評価できる点 (このような方法に重み関数法 (weight function method) や影響関数法 (influential function method) がある)<sup>21)</sup>でも実用性が極めて高い。この方法は、非線形的に応力が分布する熱応力に対して特に有効と見られる。

### 2.3.2 弾塑性 $J$ 積分 (elastic-plastic $J$ -integral)

弾塑性  $J$  積分は、き裂先端の応力-塑性ひずみ場を特徴づけるエネルギー論的取扱いとして提案された経路独立積分であり、Rice<sup>22)</sup>の定義によれば次式で表される。

$$J = \int_{\Gamma} (W - T \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} ds) \quad (2.16)$$

ここに、 $\Gamma$  は Fig. 2-4 のように定義したき裂を取り囲む領域の境界 (積分経路)、 $T$  は境界上の荷重ベクトル、 $\mathbf{u}$  は同変位ベクトル、 $x$  はき裂進展方向の座標、 $ds$  は経路積分を行う際の微小線分。  $W$  は次式で定義されるひずみエネルギー密度である。積分区間は当該点における相当ひずみ  $\bar{\varepsilon}$  までとする。

$$W = \int_0^{\bar{\varepsilon}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.17)$$

ここに  $\sigma_{ij}$  は応力テンソル、 $\varepsilon_{ij}$  はひずみテンソルであり、次式の成立が前提と

されている。

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad (2.18)$$

式(2.16)の定義に基づく  $J$  は、き裂入り構造内部で応力-ひずみ関係が一様、体積力が作用しないなどの限定された条件下で、積分経路に依存しない。

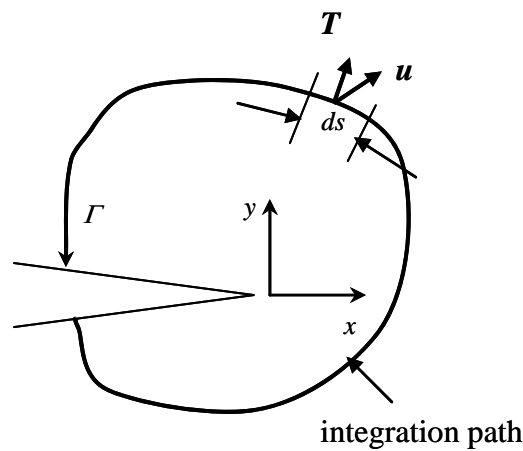


Fig. 2-4 Definition of the path integral for  $J$ -integral calculation

弾塑性  $J$  積分の物理的意味や一般的な条件下で経路独立性が損なわれることが様々な議論の対象とされてきているが、ここで応力-ひずみ関係に式(2.5)の Ramberg-Osgood 則を仮定すると、塑性ひずみが弾性ひずみに卓越するき裂先端近傍の応力場に対して以下の意味を持つことに注意しておく。

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{J \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{1/(m+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, m) \quad (2.19a)$$

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{\varepsilon_o^p}{\sigma_Y^m} \left( \frac{J \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{m/(m+1)} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, m) \quad (2.19b)$$

ここに  $I_m$  は  $m$  のみに依存する無次元数、 $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, m)$  と  $\tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, m)$  は  $\theta$  と  $m$  に依存す

る無次元数である。すなわち，き裂先端近傍の応力とひずみの積は弾塑性 $J$ 積分に比例し，き裂先端からの距離に反比例する。式(2.19a), (2.19b)は発見者名の頭文字をとって，HRRの特異性（Hutchinson-Rice-Rosengren singularity）<sup>23-24</sup>と呼ばれている。つまり，弾塑性 $J$ 積分はき裂先端近傍の応力分布，ひずみ分布と一対一関係がある。

また，線形弾性体では次式が成立する。

$$J^e = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.20)$$

ここに， $E'$ は平面応力状態（plane stress condition）では $E$ に，平面ひずみ状態（plane strain condition）では $E/(1-\nu^2)$ （ $\nu$ はポアソン比）に等しい材料定数である。 $J^e$ は線形弾性体における $J$ 積分であり，弾性 $J$ 積分（elastic  $J$ -integral，ここでは $J$ 積分に対する線形寄与分のことを指し，荷重制御問題では与えられた荷重に対して弾性解析から得られる $J$ 積分と等しい）と呼ぶことにする。

弾塑性 $J$ 積分はべき乗則を仮定すればHRRの特異性に基づく明確な物理的意味を持つが，一般の構成式に対しては意味が不明確となる。さらに一般的な条件に対しても経路非依存なパラメータとして，エネルギーの面密度の意味を持つき裂エネルギー密度<sup>25-26</sup>が提案されている。き裂エネルギー密度は，式(2.18)が成立する条件では弾塑性 $J$ 積分と等しい。

実際の金属材料の変形挙動は必ずしもべき乗則に従わないが，ここでべき乗則に議論を限定することで，工学的に有用な各種の手法が導かれることに着目する。つまり，外力を受けるべき乗塑性体が全面塑性状態に置かれる時，定常クリープ状態と同様に応力分布の形状は，構造形状，荷重モードと応力指数のみに依存するようになり，次元に注意すれば次式が導かれる。

$$J^p = Ha \varepsilon_0^p \sigma_Y \left(\frac{P}{P_L}\right)^{m+1} \quad (2.21)$$

ここで $H$ は構造形状，荷重モードと応力指数に依存し，寸法や荷重の大きさ

に依存しない無次元数であり，無次元化全面塑性 $J$ 積分（dimensionless fully plastic  $J$ -integral）と呼ぶ． $J^p$ は全面塑性状態における $J$ 積分で，塑性ひずみの寄与分がほとんどであることから「塑性 $J$ 積分（plastic  $J$ -integral）」と呼ぶことにする．従って，有限要素法などで一度， $H$ を求めてしまえば，荷重の大きさや寸法の異なるき裂入り構造に対しても同一の $H$ が使用できる．典型形状に対して $H$ のデータベース化を図り，弾性範囲から連続性を有する近似式として次式が提案されている<sup>27)</sup>．

$$J = J^e + J^p \quad (2.22)$$

この方法を全面塑性解法（fully plastic solution approach）と呼ぶことにする．

極めて簡単な仮定として弾完全塑性体を構成式とした場合，弾塑性 $J$ 積分とき裂開口端変位 $CTOD$ との間に比例関係が導かれている<sup>28)</sup>．この性質を一般構成式に対しても適用して弾塑性 $J$ 積分を近似する手法（き裂問題に対する参照応力法）が提案されている<sup>5)</sup>．式(2.6)の変位をその $CTOD$ に対する比例性から弾塑性 $J$ 積分と弾性 $J$ 積分に置き換え次式を得る．

$$J = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref} / E} \times J^e \quad (2.23)$$

この式は， $J \rightarrow J^e$ となる小規模降伏状態から全面塑性状態まで連続性を持つ．一般構造に対する参照応力法では変位の取り方に精度が依存したが，き裂入り構造の場合は，通常，き裂開口変位がクリティカルな変位として一意的に定められること，無き裂構造の非弾性解析が困難でなくなったとは言え，き裂入り構造の弾塑性解析はまだ実用的ではないことから広く受け入れられ，欧日の基準類<sup>3, 28)</sup>に採用されている．

### 2.3.3 定常クリープJ積分 (steady state creep J-integral)

べき乗則を仮定した場合、定常クリープ状態と全面塑性状態には類似性があることから、式(2.16)を速度に対して書き換え、次式の経路独立積分  $C^*$  が得られる<sup>30-31)</sup>。

$$C^* = \int_r (\dot{W}^c - \mathbf{T} \frac{\partial \dot{\mathbf{u}}}{\partial x} ds) \quad (2.24)$$

ここに、 $\dot{W}^c$  は次式で定義されるクリープポテンシャル、 $\dot{\mathbf{u}}$  は変位速度ベクトルである。

$$\dot{W}^c = \int_0^{\bar{\varepsilon}^c} \sigma_{ij} d\dot{\varepsilon}_{ij}^c \quad (2.25)$$

この定義では次式が前提とされている。

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \dot{W}^c}{\partial \dot{\varepsilon}_{ij}^c} \quad (2.26)$$

クリープ則に、式(2.1)のようなべき乗則 (Norton則) を仮定すれば塑性とクリープの類似性<sup>3)</sup>から、弾塑性J積分と同様に以下のHRRの特異性が導ける。

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{C^* \sigma_Y n}{\varepsilon_o I_n r} \right)^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2.27a)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \frac{\varepsilon_o}{\sigma_Y^n} \left( \frac{C^* \sigma_Y^n}{\varepsilon_o I_n r} \right)^{n/(n+1)} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (2.27b)$$

このように  $C^*$  はき裂先端近傍の応力とひずみ速度の積に比例する。

大路らは、定常クリープ状態だけでなく、荷重保持開始直後の応力再配分中の応力場に対しても、式(2.24)の経路積分を適用し、 $C^*$  の代わりに  $J'$  と表記し、

修正 $J$ 積分と呼んでいる<sup>32)</sup>. 本論文では英国手順書R5<sup>6)</sup>の表記に従い, 定常クリープに対する本パラメータを定常クリープ $J$ 積分 $C^*$ , 小規模クリープ状態を含む場合をクリープ $J$ 積分 $C(t)$ と呼ぶことにする.

定常クリープ状態と全面塑性状態の類似性 (Hoffの類似<sup>3)</sup>) から, 参照応力法を用いて $C^*$ は次式で近似できる<sup>2,6)</sup>.

$$C^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\sigma_{ref} / E} \times J^e \quad (2.28)$$

式(2.21)と同様な関係は,  $C^*$ に対しても成立し,

$$C^* = Ha \varepsilon_o^c \sigma_Y \left(\frac{P}{P_L}\right)^{n+1} \quad (2.29)$$

と書ける. 式(2.28)と式(2.29)は次元的には一致しており, 式(2.28)で近似される $C^*$ は式(2.24)の経路積分による $C^*$ に対して一定の比をとる. また,  $H$ は応力指数と形状が同一であれば, 式(2.21)と同一の無次元数と捉えられる. Kimはこの性質を活用し, 両式が一致するよう決定した極限荷重最適化係数 (limit load optimization factor)  $\gamma$ を導入し,  $\gamma P_L$ を式(2.3)の $P_L$ に替えて用いることで参照応力法の精度を向上させている<sup>33)</sup>. この方法は $H$ の数値解を要することから労力の上では全面塑性解法と同じであるが, 参照応力法に持ち込むことで全面塑性解法が持つべき乗則の前提を形式の上で排除している. Kimは, 構成式の範囲をカバーするよう試行錯誤的に最適化して $\gamma$ を定めるとしているが, 本研究では後述のように試行錯誤を要する最適化を必ずしも行わないことから, 極限荷重補正係数 (limit load correction factor) と呼ぶことにする. また,  $\gamma$ を用いて高精度化した参照応力法をKimは"enhanced reference stress method" (Kimの韓国語表記から「改善参照応力法」と呼んでもよい) と呼んでいる.

### 2.3.4 クリープJ積分 (creep J-integral)

弾性クリープ体では、保持開始直後の応力再配分中には、き裂先端近傍の応力が緩和し、定常クリープ状態よりも高いひずみ速度となる期間が生じる。この過程では、クリープを生じる領域が拡大してゆくことから、小規模クリープ状態 (small scale creep condition) と呼ぶ。RiedelとRice<sup>34)</sup>、および大路ら<sup>32, 35)</sup>は、弾性Nortonクリープ体の小規模クリープ状態でのき裂先端近傍にHRRの特異性の成立を仮定して、次式のパラメータ  $C(t)$  を提案している。

$$C(t) = \frac{K_I^2}{E'(n+1)t} \quad (2.30)$$

また、大路らは小規模降伏によって生じた塑性ひずみが初期の  $C(t)$  に与える影響も考察している<sup>32)</sup>。

JochとAinsworth<sup>36)</sup>は、弾塑性状態からの遷移期間から定常クリープ状態まで連続性を持つ次式を提案している。

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)t} + C^* \quad (2.31)$$

ここで  $J_o$  は保持開始時点における弾塑性J積分とする。式(2.31)の右辺第2項は、小規模クリープ状態から定常クリープ状態に遷移した後、 $C^*$  に漸近することを考慮して付加されている。

渡辺らは、 $C^*$  や  $C(t)$  がクリープ構成式に対する一般性を持たないことから、弾塑性状態に対するき裂エネルギー密度と同じアプローチが、小規模クリープ状態でも経路独立性を保つパラメータを与えることを示し、Norton則が仮定されかつ定常クリープ状態に達した後には  $C(t)$  と一対一対応するパラメータになることを示している<sup>37)</sup>。このように保持開始直後の状態については不明確な点が残されているものの、ここでは式(2.30)がき裂エネルギー密度に基づく場合より



も安全側の（高め）パラメータを与えることに注意しておく。

このように $C^*$ と $J_0$ が評価できれば $C(t)$ も近似可能となる。後述する各章では、小規模クリープ状態に対するこれらの既往知見に基づき、これまで具体化されてきていない任意の塑性とクリープの構成式の組み合わせや二次応力下でのクリープ $J$ 積分評価法を初めて提案する。

## 2.4 弾性追従係数 (elastic follow-up factor)

弾性クリープ体に二次応力が作用する時、完全なひずみ制御条件が成立すれば、応力緩和速度 $\dot{\sigma}$ はクリープひずみの増分が全て弾性ひずみの緩和に費やされたものと仮定して $\dot{\sigma} = -E\dot{\varepsilon}^c$ となるが、一般の構造では剛性の不均一性により、そうとは限らない。このような二次応力の性質を表すため、応力緩和中のある時刻に対して次式を定義する。

$$\dot{\varepsilon}^e = -\frac{\dot{\varepsilon}^c}{q_c} \quad (2.32)$$

ここで $\dot{\varepsilon}^e$ は弾性ひずみ速度であり、 $q_c$ はクリープに対する弾性追従係数 (elastic follow-up factor) とする。これを模式的に描くとFig. 2-5のようになり、応力緩和中の応力-ひずみが辿る経路の勾配は、 $-E/(q_c - 1)$ となる。

弾性追従係数は、我が国の高速原型炉設計方針<sup>38-39)</sup>に採用され、その後、実証炉設計方針<sup>40)</sup>にも引き継がれるとともに、フランスの高速炉設計規格RCC-MR<sup>41)</sup>や英国高温構造健全性評価手順書R5<sup>6)</sup>にも取り入れられている。

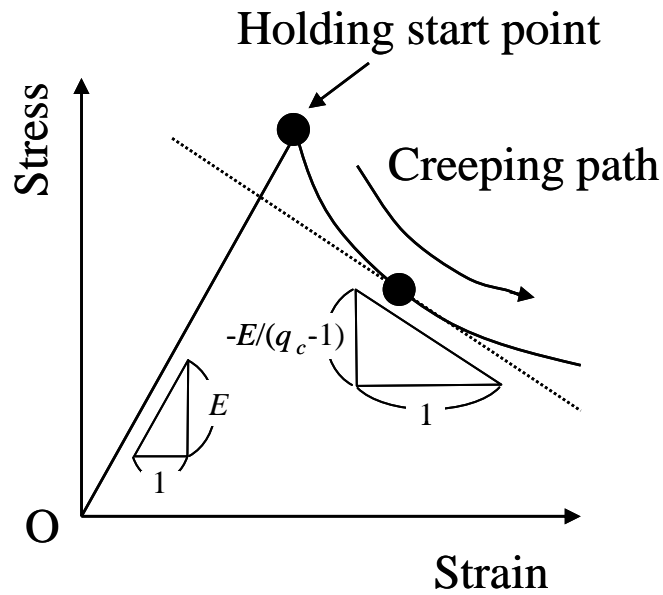


Fig. 2-5 Schematic illustration of the definition of elastic follow-up factor in an elastic-creeping body

一般の弾性クリープ体に二次応力を加えると、高応力部から徐々にクリープ領域が拡大して行くため、応力分布の形状は一定でなく（応力再配分（stress redistribution）過程）、 $q_c$ は時間とともに変化するが、我が国の高速炉設計規格類<sup>38-40</sup>では簡便性のため一定値となる $q_c$ を仮定している。また、弾性クリープ体からの類推として、弾性体と弾塑性体の間にも同様な関係を仮定し、弾塑性に対する弾性追従係数 $q_p$ を用いて、Fig. 2-6のように定義する。Fig. 2-6では、 $q_p$ の降伏域の大きさへの依存性を無視して、弾性点から直線的に弾塑性点に向かう応力緩和軌跡を仮定している。

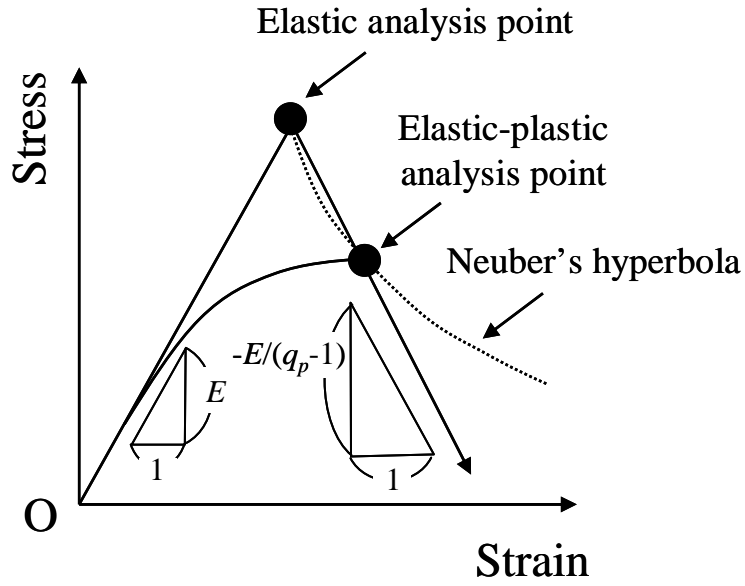


Fig. 2-6 Schematic illustration of the definition of elastic follow-up factor in an elastic-plastic body

Fig. 2-6中に示した双曲線は、応力 $\sigma$ とひずみ $\varepsilon$ の関係にNeuber則<sup>42)</sup>を仮定した場合の応力緩和軌跡（SRL, stress relaxation locus）であり、次式で表される。

$$\frac{\sigma^e \varepsilon^e}{\sigma \varepsilon} = 1 \quad (2.33)$$

このNeuber則の成立性については三木<sup>43)</sup>が、広範な弾塑性解析に基づき、一般に次式が成立することを示している。

$$K_\sigma K_\varepsilon = \mu K_t^2 \quad (2.34)$$

ここで $K_\sigma$ 、 $K_\varepsilon$ は弾塑性状態における応力集中係数とひずみ集中係数、 $K_t$ は弾性応力集中係数でそれぞれ以下で定義される。

$$K_\sigma = \sigma_{\max} / \sigma_n \quad (2.35a)$$

$$K_\varepsilon = \varepsilon_{\max} / \varepsilon_n \quad (2.35b)$$

$$K_t = \sigma_{\max}^e / \sigma_n^e \quad (2.35c)$$

ここに $\sigma_{\max}$ と $\varepsilon_{\max}$ は弾塑性状態にある切欠き底の最大応力、最大ひずみ、 $\sigma_n$ と $\varepsilon_n$ は応力集中がない場合を仮定し、外力と釣り合う線形応力分布応力とひずみを用いて定義できる基準応力、基準ひずみである。これらは多軸性の影響を含めるためにMisesの相当応力、相当ひずみによって単軸化すると精度がよいとされる<sup>44)</sup>。 $\sigma_{\max}^e$ と $\sigma_n^e$ は同一形状の弾性体における最大応力と基準応力であり、弾塑性状態と同様に定義する。式(2.34)における補正係数 $\mu$ はおおむね0.6~1となり、 $\sigma_{\max}$ が大きくなるにつれて一定値に収束する傾向があるとされる。また三木の一連の解析<sup>43)</sup>から、 $K_\sigma$ と $K_\varepsilon$ は切欠き底近傍部を除いた構造形状、荷重モードと応力指数には依存するが、 $K_t$ には依存しない固有の曲線（マスターカーブ）で推定できるとされる。

Kasaharaらは、弾性状態から弾塑性状態への推移におけるピーク応力の緩和挙動を広範な数値解析に基づき考察し、応力緩和軌跡（SRL, stress relaxation locus）がNeuber則に相似な曲線を辿り、ひずみはNeuber則に基づく予測よりも小さめになることを示している<sup>45-46)</sup>。このことも三木と同様に、Neuber則が現実的な条件下で安全側であり、何らかの比率によってその保守性の程度が表せることを示唆する。

このように弾性追従係数、Neuber則または応力緩和軌跡を用いることでピーク弾塑性ひずみや応力緩和の履歴が弾性解析から推定でき、疲労損傷、クリープ疲労損傷評価が簡易的に行われ得る。

べき乗則に従うき裂入り構造が変位制御荷重を受ける時、参照応力に対して定義した弾性追従係数は全面塑性状態で一定値に収束する性質があることが数値的に示されており<sup>47)</sup>、弾性追従係数もまた荷重の大きさと構造寸法に依存しない構造応答パラメータの一つとできる見通しがある。

後述する各章では、全面塑性を生じる変位制御荷重に対して弾性追従係数が応力指数に応じたある値に収束する性質を持つことを示し、その活用方法を提

案する。また、そのような性質を利用すれば、弾塑性解析で求めた弾性追従係数を、同一応力指数を有する定常クリープ問題にもそのまま適用できることが示される。

## 2.5 相対弾性核寸法 (relative elastic core size)

累積ひずみの評価における許容基準は米国高速炉設計規格ASME Section III Subsection NH<sup>48)</sup>に示されており母材部に対して、板厚平均主ひずみ (膜ひずみ)  $\leq 0.01$ , 等価線形化表面主ひずみ (曲げひずみ)  $\leq 0.02$ , 表面主ひずみ (ピークひずみ)  $\leq 0.05$ とされる。我が国の高速炉設計方針<sup>38-40)</sup>やフランスの高速炉設計規格<sup>41)</sup>では、ピークひずみの制限を設けていない。

このうちピークひずみについては、解析結果に対して各点の主ひずみを求めることで評価可能であるが、他の2つ、特に曲げひずみ、は評価断面上での線形近似が必要となる。従って、応力分類法と同様に三次元形状への適用性に困難が残されている。軽水炉設計規格類<sup>9, 13)</sup>では、内圧と板厚方向温度勾配に起因する熱応力の繰返しを仮定した簡便モデル (Miller線図)<sup>49)</sup>を用いて、ひずみの進行性判定によって、高速炉等における定量的なひずみの制限を満足するとみなしている。高速炉設計規格類<sup>38-48)</sup>でも軽水炉に対するものと同様なモデル (Bree線図, Fig. 2-7)<sup>50-51)</sup>を用いた、一次応力と二次応力のレベルに応じたひずみの進行性の判定法は含まれている。これらの線図を用いるためには、ピーク応力を除いた二次応力範囲を求める必要があり、やはり応力分類法固有の問題は残されている。

Fig. 2-7における横軸と縦軸は一次応力および二次応力範囲をそれぞれ降伏強さで無次元化して定まる一次応力パラメータ  $X$  と二次応力パラメータ  $Y$  である。Breeによる検討では、一定の内圧と板厚方向温度勾配の繰返しを受ける理想的な薄肉円筒に対する応力状態を念頭に、一定の周方向膜応力とその1/2となる軸方向膜応力、および周方向と軸方向で等しい二次曲げ応力の繰返しを受ける弾完全塑性平板モデルが仮定され、そのひずみの累積挙動はFig. 2-7の6領域に分類されることが導かれている。また、Breeの検討ではTrescaの降伏条件が仮定された。

これらの領域はそれぞれ以下の挙動となる。

E：弾性領域（塑性を生じない）

S<sub>1</sub>, S<sub>2</sub>：シェイクダウン領域（初回の熱応力サイクルで塑性を生じるが，2回目以降では塑性を生じない）

P：塑性サイクル領域（毎回塑性を生じるが，ひずみの累積は生じない）

R<sub>1</sub>, R<sub>2</sub>：ラチェット領域（平板の全体的な変形が進行する）

文献<sup>50)</sup>には，ラチェット領域をさらに8領域に分類し，それぞれの領域における1サイクルあたりのひずみ増分の評価式が与えられている。

Breeのモデルにおけるひずみの累積が生じない領域（E領域，S<sub>1</sub>領域，S<sub>2</sub>領域およびP領域）では共通的に，1サイクルの負荷の後に塑性を生じない部分（弾性核（elastic core））が存在することがわかっている。すなわち弾性核の存在はひずみの累積挙動と高い相関があると推定される。

一般の形状や応力条件では，Breeが用いた単純化した条件から乖離する場合がある。例えば，平板に対する両面で完全に対称な応力が仮定されているが，厚肉円筒では内外面で異なる曲率の影響や完全に対称ではない応力の効果によってP領域でもわずかながらもひずみの累積が生じ得る。

R5は，弾性解析に基づく場合でも応力分類法を要さないシェイクダウン判定として，板厚内を定義する線分上での実験的なシェイクダウン限界を超えない応力範囲の領域の相対寸法 $\geq 0.8$ ，を示している<sup>6)</sup>。これより，塑性を生じない領域の寸法とひずみの累積挙動には高い相関関係があると考えられる。これらのことから，ひずみが線形に分布する簡便モデルに対する考察に基づく，次の不等式による制限法を提案する<sup>52-53)</sup>。

$$\rho_e \leq \left( \frac{\sigma_y}{\varepsilon_a^b E} \right) \quad (2.36)$$

ここで $\rho_e$ はFig. 2-8に示すように，板厚 $w$ を定義する線分中における相対弾性核長さであり， $\sigma_y$ を降伏強さとする弾完全塑性解析結果に対して適用し得る。ま

た、 $\varepsilon_a^b$ は等価線形化表面ひずみの許容限界で、高速炉設計規格類<sup>38, 41, 48)</sup>では母材部に対して0.02とされる。不等式(2.36)は線形分布ひずみが単純に累積してゆき、曲げひずみの制限に達する状態を仮定したモデルから導かれる。弾性核がこれよりも小さくなると曲げひずみの制限を満足しなくなる。つまり、等価線形化表面ひずみの値を必ずしも求めなくとも、線形に曲げ変形が累積するシェルにおける許容限界と同等な弾性核が存在すれば許容可能と考えるのであり、ひずみ分布が線形で、かつ累積挙動が単調一方向的であれば両者は厳密に一致する。また、高速炉設計規格類の許容限界を用いた場合、等価線形化表面ひずみの制限を満足していれば平均ひずみの制限は自動的に満足される。

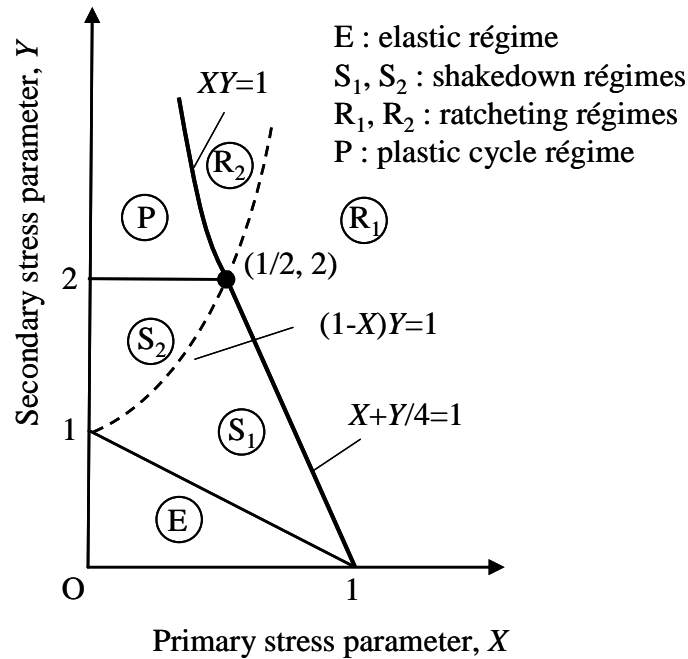


Fig. 2-7 Bree diagram for cumulative strain evaluation

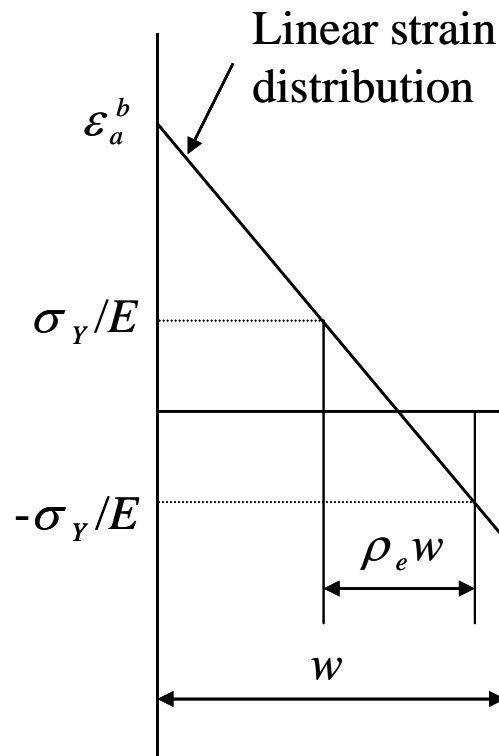


Fig. 2-8 Simplified model for evaluating allowable minimum elastic core size for equivalent linear surface strain limitation

## 2.6 おわりに

本章では、力学的損傷の評価に必要となる各種の構造応答パラメータを有限要素法で評価する方法について、既往研究や規格・基準類を参照して以下を述べた。

- ① 無き裂構造、き裂入り構造の両方に関連して一次応力に対する構造応答を特徴づける構造応答パラメータとしての参照応力を取り上げ、参照応力を定めるための2つの手法、極限解析と応力分類法がともに設計規格類に記載され、これらが力学的意味において等価で、ともに参照応力を導くことを示した。
- ② 外力との釣り合いに基づき簡素化した実断面応力を仮定して導かれる簡易式や、弾性解析・応力分類法に基づく参照応力を、極限解析から得られる、より厳密な参照応力によって補正することで高精度化が図れる補正係数（実断面応力補正係数）を提案し、この係数が構造寸法によらないことから再利用が可能であることを示した。



- ③ き裂入り構造に対しては、既に知られているように応力拡大係数や Ramberg-Osgood則を前提とした塑性 $J$ 積分の無次元化が可能であることを述べた上で、Ramberg-Osgood則を仮定した弾塑性解析の結果を反映する極限荷重補正係数を導入することで参照応力法による弾塑性 $J$ 積分および定常クリープ $J$ 積分の評価精度の向上が図れる見通しを示した。
- ④ 弾塑性 $J$ 積分と定常クリープ $J$ 積分が評価可能であれば、小規模クリープを含めたクリープ $J$ 積分の評価も可能となる見通しを示した。
- ⑤ 二次応力評価に関しては、弾性追従係数が寸法に依存しないパラメータと捉えられ、これらのパラメータが既知であれば弾性解析のみからでも弾塑性状態におけるひずみやクリープ中の応力緩和挙動を簡易的に推定することが可能になる見通しを示した。
- ⑥ ひずみの累積挙動の評価法について既往研究や設計規格類の現状を述べ、応力分類法と同様な問題点を有するひずみの線形近似を要さない相対弾性核寸法の考え方を提案した。
- ⑦ これらの非弾性解析から決定できる各種のパラメータや係数類は、無次元化による再利用が可能であり、構造物の寸法や荷重の大きさが異なる場合に対しては、非弾性解析を行わずに同等な構造健全性評価が可能となる見通しを示した。また、これらの無次元化構造応答パラメータのデータベース化を進めることで、簡易法の有用性を高められる見通しも示した。

## 【第2章 参考文献】

- 1) R. K. Penny and D. L. Marriott, Design for Creep, McGraw-Hill, London, 1971.
- 2) G. A. Webster and R. A. Ainsworth, High Temperature Components Life Assessment, Chapman & Hill, London, 1994.
- 3) N. J. Hoff, Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations, Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 12, 1954, pp. 49-55.
- 4) British Energy, R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, Revision 4, Amendment 2, British Energy, Gloucester, 2003.
- 5) R. A. Ainsworth, The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material, Engineering. Fracture Mechanics, Vol. 19, 1984, pp. 633- 642.
- 6) British Energy, Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, R5 Issue 3, Gloucester, 2003.
- 7) W. C. Kroenke, Classification of Finite Element Stresses According to ASME Section III Stress Categories, Proc. 94th ASME Winter Annual Meeting, 1973.
- 8) ASME, Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Sections III and VIII, Division 2, ASME, 1969.
- 9) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, 2004.
- 10) European Commission Joint Research Centre and EPERC, The Design-by-Analysis Manual, EUR 19020 EN, 1999.
- 11) 北川, 塑性力学の基礎, 日刊工業新聞社, 東京, 1979.
- 12) J. B. Martin, Plasticity, Fundamentals and General Results, MIT Press, 1975.
- 13) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC-1-2001, 日本機械学会, 2001.
- 14) Y. Yamamoto, S. Asada and A. Okamoto, Round Robin Calculations of Collapse Loads for a Torispherical Pressure Vessel Head with a Conical Transition, PVP-Vol. 313-1, International Pressure Vessels and Piping Codes and Standards: Volume 1 - Current Applications, ASME, Honolulu, 1995, pp. 441-449.
- 15) 例えば, 構造健全性評価ハンドブック編集委員会, 構造健全性評価ハンドブック, 共立出版, 東京, 2005.
- 16) A. G. Miller, Review of Limit Loads of Structures Containing Defects, International

- Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 32, 1988, pp. 197-327.
- 17) G. R. Irwin, Handbuch der Physik, 6, 1958, p. 551.
  - 18) M. L. William, On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack, Transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, 1957, pp. 109-114.
  - 19) 例えば, 岡村, 線形破壊力学入門, 培風館, 東京, 1976.
  - 20) 例えば, H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin, The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corporation, Hellertown, PA, 1973.
  - 21) 例えば, 白鳥, 影響関数法による応力拡大係数の解析, 表面き裂—その解析と評価—, 日本機械学会講習会教材, No. 900-2, 東京都, 1990, pp. 1-15.
  - 22) J. R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Transactions of ASME, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.
  - 23) J. W. Hutchinson, Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, 1968, pp. 13-31.
  - 24) J. Rice and G. F. Rosengren, Plane Strain Deformation Near a Crack Tip, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, 1968, pp. 1-12.
  - 25) 渡辺, 破壊力学パラメータとしてのき裂エネルギー密度概念の提唱とその役割と考え方, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 47, No. 416, 1980, pp. 406-415.
  - 26) 渡辺, 弾塑性き裂のき裂エネルギー密度とエネルギー解放率, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 48, No. 433, 1982, pp. 1226-1236.
  - 27) V. Kumar, D. German and C. F. Shih, Elastic Plastic Fracture Analysis, EPRI Report NP 1931, EPRI, Palo Alto, 1981.
  - 28) S. A. Parinijbe and S. Banerjee, Interrelation of Crack Opening Displacement and  $J$  Integral, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 11, 1979, pp. 43-53.
  - 29) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格 (2004年版), 日本機械学会, JSME S NA1-2004, 2004.
  - 30) J. D. Landes and J. A. Begley, in Mechanics of Crack Growth, STP 590, ASTM, 1976, pp. 128-148.
  - 31) A. Saxena, in Fracture Mechanics: Twelfth Conference, STP 700, ASTM, 1980, pp.

- 131-135.
- 32) 大路, 小倉, 久保, クリープ変形初期のき裂先端近傍応力・ひずみ場と修正  $J$ 積分, 材料, Vol. 29, No. 320, 1980, pp. 465-471.
  - 33) Y.-J. Kim, N. -S. Huh and Y. -J Kim, Enhanced Reference Stress-based  $J$  and Crack Opening Displacement Estimation Method for Leak-Before-Break Analysis and Comparison with GE/EPRI Method, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 24, 2001, pp. 243-254.
  - 34) H. Riedel and J. R. Rice, Tensile Cracks in Creeping Solids, Fracture Mechanics 12th Conference, ASTM STP700, 1980, pp. 112-130.
  - 35) K. Ohji, K. Ogura, S. Kubo and Y. Katada, The Application of Modified  $J$ -integral to Creep Crack Growth in Austenitic Stainless Steel and Cr-Mo-V Steel, International Conference on Engineering Aspects of Creep, Vol. 2, Sheffield, 1980, pp. 9-16.
  - 36) J. Joch and R. A. Ainsworth, The Effect of Geometry on the Development of Creep Singular Fields for Defects under Step-Load Controlled Loading, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 15, No. 3, 1992, pp. 229-240.
  - 37) 渡辺, 倉繁, クリープ下における経路独立積分とき裂エネルギー密度, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 50, No. 454, 1984, pp. 1291-1298.
  - 38) 核燃料サイクル開発機構, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, TN241 81-25(1), 1984.
  - 39) K. Iida, Y. Asada, K. Okabayashi and T. Nagata, Simplified Analysis and Design for Elevated Temperature Components of Monju, Nuclear Engineering and Design, Vol. 98, 1987, pp. 305-317.
  - 40) 日本原子力発電 (株), 高速増殖実証炉高温構造設計方針 (案), 1999.
  - 41) AFCEN, Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island, RCC-MR, 1985.
  - 42) H. Neuber, Theory of Stress Concentration for Shear Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Non-Linear Stress-Strain Law, Transactions of ASME, Series E, Vol. 28, 1961, pp. 544-550.
  - 43) 三木, 総説 弾塑性領域における応力集中, 材料, Vol. 33, No. 373, 1984,

pp. 1241-1249.

- 44) 佐近, 各種負荷条件下での切欠部の非弾性応力・ひずみ集中の推定法, 第33回高温強度シンポジウム前刷集, 日本材料学会, 1995, pp109-113.
- 45) N. Kasahara, Strain Concentration Mechanism during Stress Relaxation Process and Its Prediction, Proceedings of The 7th International Conference on Creep and Fatigue at Elevated Temperatures, JSME No. 01-201, Tsukuba, 2001, pp. 625-629.
- 46) T. Shimakawa, K. Kobayashi and Y. Takizawa, Creep-Fatigue Life Evaluation Based on Stress Redistribution Locus (SRL) Method, Proceedings ICPVT-10, Vienna, 2003.
- 47) T. Fujioka, Simplified Estimation Method of Inelastic  $J$ -integral for Creep-Fatigue Crack Propagation Prediction in General Loading Conditions, Proceedings of CREEP7, JSME No. 01-201, Tsukuba, 2001, pp. 365-370.
- 48) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Subsection NH - Class 1 Components Elevated Temperature Services, 2004.
- 49) D. R. Miller, Thermal-Stress Ratchet Mechanism in Pressure Vessels, Journal of Basic Engineering, ASME, 1959, pp. 190-196.
- 50) J. Bree, Elastic-Plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High-Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements, Journal of Strain Analysis, Vol. 2, 1967, pp. 226-238.
- 51) J. Bree, Elastic-plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Cyclic Thermal Stresses, Journal of Strain Analysis, Applied Solid Mechanics Conference (3rd), Guildford, 1989, pp. 322-335.
- 52) 藤岡, 高温圧力機器に対する「解析による設計」のためのSeamless & Multi-levelな規格体系で用いる評価法群の提案, 電中研研究報告, W02009, 2003.
- 53) 藤岡, 圧力機器設計規格における弾完全塑性FEMの活用, 第19回計算力学講演会, No. 06-9, 日本機械学会, 名古屋, 2006, pp. 51-52.



## 第3章 参照応力概念に基づく荷重制御型応力に 対する構造設計および非弾性 $J$ 積分評価法

### 3.1 はじめに

本章では、第2章に述べた構造応答パラメータのうち、参照応力概念<sup>1-2)</sup>に基づく荷重制御型応力の取扱いについて述べる。

米国軽水炉設計規格<sup>3)</sup>には、極限解析および一般の弾塑性解析に対する二倍勾配法として、応力分類法を必須としない一次応力の制限が採用されているが、複数荷重の取り扱いや2法の対応関係についてあいまいな部分があった。このためまず、第2章に述べたように参照応力は、設計規格類における応力分類法による一次応力制限における基準応力と等価であることから、現行一次応力制限の意味を考察する。その考察に基づき、極限解析における複数荷重の取扱い方法を明確化し、さらに一般的な非弾性解析による荷重の許容限界の設定方法を、二倍勾配法よりも力学的意味が明確な「弾性勾配減少法」を提案することで具体化する。

き裂状損傷の評価に対しては、弾塑性 $J$ 積分およびクリープ $J$ 積分の簡易評価に用いる参照応力法<sup>4-6)</sup>が必要とする極限荷重が、弾完全塑性体を仮定した比較的平易な極限解析によって決定できること、また極限解析結果に基づき、これまでよく用いられてきた実断面応力の簡易式に基づく参照応力の評価の精度改善を図るとともに、極限解析結果を無次元化する実断面応力補正係数を導入して解析結果の再利用方法を提案する。さらに、Ramberg-Osgood則を仮定した解析から得られる弾塑性 $J$ 積分に基づく極限荷重補正係数<sup>7-8)</sup>の有効性を確かめた上で、べき乗則以外の非弾性構成式を仮定した場合の弾塑性 $J$ 積分および定常クリープ $J$ 積分に対する極限荷重補正係数の適用方法を検討する。

また、高温保持開始直後の小規模クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分に対して、高温保持開始前の塑性ひずみが与える影響を考察し、小規模クリープ状態から定常クリープ状態に至るまでのクリープ $J$ 積分の簡易評価法を、一般の塑性

およびクリープ構成式の組み合わせに対して初めて提案する。

これらの検討の中では適宜、詳細非弾性解析による数値解析例を示し、議論を具体化するとともに提案法の妥当性を示す。

## 3.2 設計規格における一次応力制限の意味

### 3.2.1 一次応力制限の目的

一次応力は内圧、自重等の荷重制御型荷重に起因する応力であり、非弾性変形が生じた場合、急激に変形が進行する恐れがあるため、設計規格類<sup>3,9-13)</sup>において制限がなされている。本制限の目的は、高速原型炉設計方針解説の記載<sup>14)</sup>を参考にクリープに関係するものを除くと以下なる。

- ① 延性破断
- ② 塑性崩壊
- ③ 過大な塑性変形

現行の一次応力制限は、これらの一次応力に起因する破損メカニズムを直接防止する他、③の制限により「構造物を総体的に弾性範囲に置く」ことで、反復的な使用条件（原子力機器の設計規格類<sup>3,13)</sup>では「供用状態 A および B」に相当）に対して別途行われる「ひずみの制限」や「(クリープ) 疲労損傷の制限」を、弾性解析でも妥当になし得るようにしているとされる<sup>14-15)</sup>。

設計規格類で想定される全ての破損メカニズムを非弾性解析で評価する場合、③に対する制限は緩和可能かも知れないが、その場合どの程度を「過大」と見なすかは、既存設計規格類で実績を有する弾性解析ルート的设计法のほかにはよりどころがない。また、本研究が重視する「非弾性解析と弾性解析との併用」を可能とするためには、特に議論なく認め得る「既存設計規格類と同等もしくは保守的となることをもって妥当と見なす」と考え、「総体的に弾性範囲に置く」ことは一次応力制限の重要な目的の一つに残しておく。



### 3.2.2 一次応力制限による構造応答の許容限界

#### (1) 単一荷重を受ける場合

典型的な延性材料の引張試験における公称応力－公称ひずみ関係を，均質な延性材料からなる構造物の単調負荷試験における荷重－変位曲線と並べて Fig. 3-1 に示す． Fig. 3-1 の(a) 引張試験における公称応力－公称ひずみ関係では，0.2%の塑性ひずみを生じる点で定義される降伏強さ  $\sigma_Y$ ，最大荷重を生じる点で定義される引張強さ  $\sigma_U$  を示し，(b) 単調負荷構造試験における荷重－変位関係では，最大荷重  $P_{\max}$ （広義には崩壊荷重と呼んで差し支えない），二倍勾配法（全変位が弾性変位の 2 倍になる点を強度指標とする方法）による指標荷重  $P_{TES}$ ， $\sigma_Y$  を（解析上の）降伏強さとした弾完全塑性体（Fig. 3-1 中の "elastic, perfectly-plastic body"）の極限荷重  $P_L$ ，及び  $\sigma_U$  を降伏点とした場合の極限荷重  $P_U$  の概念的な関係を示している．

Fig. 3-1 の 2 つの応答曲線には連動性があり，荷重－変位曲線は材料の応力－ひずみ関係に応じて相応に変化する． Fig. 3-1 の(b)中の荷重値のうち， $P_{\max}$  は「くびれ」や「延性き裂進展」を含めて構造応答を正確に表現しない限り，正確に求めることはできないが，他の 3 つは比較的平易な解析で求められる．また，後述のように  $P_{TES}$  と  $P_L$  の関係は応力－ひずみ関係に依存する． $P_{\max}$  は，平滑引張試験片では  $P_U$  に対応するが，一般には「くびれ」を考慮しない簡便解析である微小変形・極限解析に基づく  $P_U$  よりも低いことが多く， $P_L < P_{\max} \leq P_U$  となる．

Fig. 3-1 は，前項の「一次応力の制限の目的」と以下のように関連づけられる．

- ① 荷重を増やすことによる「総体的な弾性範囲」からの逸脱は， $P_{TES}$  や  $P_L$  に到達する以前に開始する．
- ② 荷重が  $P_{TES}$  や  $P_L$  を超えてもただちには  $P_{\max}$  に達しない．
- ③  $P_U$  は，構造物の実際の  $P_{\max}$  には一般に一致しないが，加工硬化性と連動す

るため、 $P_L$ を超えてから $P_{max}$ に達するまでの裕度に関する指標を与える。

従って、 $P_L$ を超えない条件の下、 $P_L$ を指標とした「過大な塑性変形の防止」は可能であり、そのように「過大な塑性変形を抑制」すれば、自動的に「塑性崩壊」や「延性破断」は防止されることがわかる。

$P_{max}$ と $P_L$ 、 $P_U$ との関係は形状や材料特性（変形特性及び延性）に依存し、極端な2例として、一様応力となる引張試験片では $P_{max} = P_U$ であるが、急峻な応力分布を生じるき裂状切欠きを有する試験体の延性破壊試験からは実験的に $P_{max} \geq (P_L + P_U)/2$ となることが知られている<sup>16)</sup>。

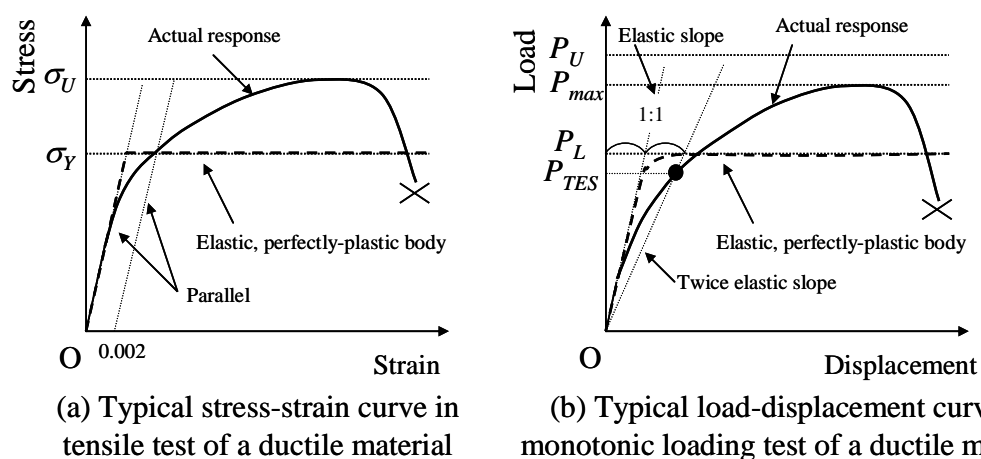


Fig. 3-1 Deformation response in tensile test and monotonic loading structural test for a typical ductile material

## (2) 複数荷重を受ける場合

原子力機器設計規格類における損傷状態 (faulted condition) の評価の場合を除けば、評価対象とする荷重は微小変形解析で扱い得る。また、おおむね降伏強さ以下の挙動を評価対象とするため、応力-ひずみ関係は単調増加と捉えられ、一般の複数荷重問題に対する変形応答は以下のように考察できる。ここでは、議論を解析的に進めるため、弾塑性構成式に次式の Ramberg-Osgood 則を仮定する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_0^p \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^m \quad (3.1)$$

ここに  $\varepsilon$  は全ひずみ,  $\sigma$  は応力,  $E$  は縦弾性係数,  $\varepsilon_0^p$  は参照降伏強さ  $\sigma_Y$  における塑性ひずみ,  $m$  は加工硬化性を表現する材料定数 (応力指数) である.  $\sigma_Y$  を 0.2% 耐力とした場合,  $\varepsilon_0^p = 0.002$  となる.

ここで Fig. 3-2 のような  $M$  個の複数外力  $P_i$  ( $i=1, 2, \dots, M$ ) を受ける弾塑性体の変形応答を考える.

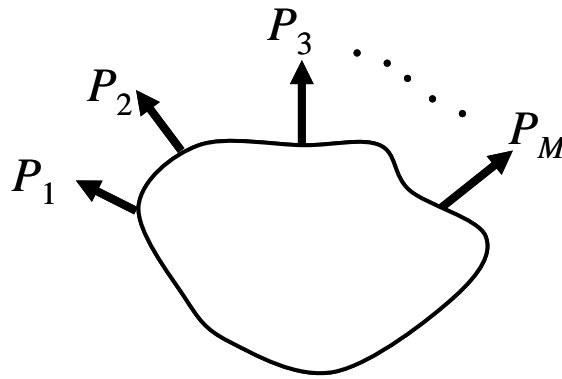


Fig. 3-2 Elastic-plastic body subjected to multiple loads

変形モードはこれらの荷重相互の比率に依存するが, 弾性領域では Fig. 3-3 のような荷重係数  $\lambda$  を導入し, 全ての荷重を比例的に増減させるものと仮定すれば, 変形モードは一定で, 変形の大きさのみが  $\lambda$  に比例するようになる. その結果, 物体内の全ての点における応力は  $\lambda$  に, ひずみ及び変位は  $\lambda/E$  に比例し, 式(3.1)の右辺第 1 項と弾塑性体の荷重 (この場合は  $\lambda$ ) - 変位曲線における弾性線の間には相似な連動関係が与えられる.

一方, 弾性ひずみに比べて塑性ひずみが支配的な全面塑性状態では応力指数  $m$  と荷重相互の比率に応じて一意的に定まる応力分布形状 (定常クリープ状態における一定応力分布と同じ考え) が成立し, 全ての点の応力は  $\lambda$  に比例するようになる. その結果, 全ての点におけるひずみ及び変位は  $\varepsilon_0^p \lambda^m$  に比

例することとなり，式(3.1)の右辺第2項と相似な連動関係が与えられる．すなわち，比例的に荷重の大きさを表現する無次元荷重 $\lambda$ を導入することで，弾性領域と全面塑性領域の両極端で応力ひずみ曲線と荷重変位曲線との間に相似な連動関係がもたらされる．

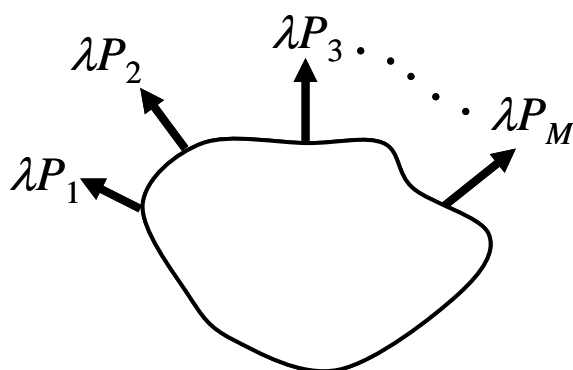


Fig. 3-3 Definition of loading factor,  $\lambda$

非弾性変形の近似手法である参照応力法<sup>1-2)</sup>はこの性質を利用し，弾塑性変位 $\Delta$ を次式で近似する．

$$\frac{\Delta}{\Delta^e} = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref} / E} \quad (3.2)$$

ここに $\Delta^e$ は同一荷重を受ける仮想的弾性体の変位で弾性変位と呼ぶ． $\sigma_{ref}$ は次式で定まる参照応力， $\varepsilon_{ref}$ は当該応力-ひずみ関係（ここでは式(3.1)) 上で $\sigma_{ref}$ に対応する参照ひずみである．

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L} \sigma_Y \quad (3.3)$$

ここに $P_L$ は $\sigma_Y$ を降伏点とする剛塑性体の極限荷重である． $P_L$ と $\sigma_Y$ の比例性により， $\sigma_{ref}$ は $\sigma_Y$ の値に依存しない．参照応力法は定常クリープ状態における変位速度の近似法として開発されたが<sup>1-2)</sup>，クリープひずみ速度がNorton則

に従う場合、定常クリープ状態と全面塑性状態の間に類似性 (Hoff の類似<sup>17)</sup>) が生じることから、弾塑性問題にも適用可能である。

前述の全面塑性状態における変位と荷重の関係から、式(3.3)は一般的に次式で表される。

$$\sigma_{ref} = \frac{\lambda}{\lambda_L} \sigma_Y \quad (3.4)$$

ここに、 $\lambda_L$  は剛塑性体または弾完全塑性体に (設計荷重として) 与えられた荷重の組合せ ( $P_1, P_2, \dots, P_M$ ) を作用させ、設計荷重においては  $\lambda=1$  となる  $\lambda$  を仮想的に増大させて定まる無次元の極限荷重とする。式(3.3)と式(3.4)から、弾性変位で規準化した弾塑性変位  $\Delta/\Delta^e$  は部材形状や荷重モードによらずに次式で近似される<sup>18-19)</sup>。

$$\frac{\Delta}{\Delta^e} = 1 + \frac{\epsilon_o^p}{\sigma_Y/E} \left(\frac{\lambda}{\lambda_L}\right)^{m-1} \quad (3.5)$$

式(3.5)の関係を、2個の荷重に対して模式的に表現するとFig. 3-4のようになる。すなわち、 $\Delta/\Delta^e$  の等高線は極限荷重で定まる曲線 (limit load curve) を相似に拡大・縮小した曲線と見なすことができ、設計規格類に与えられる設計裕度を用いて極限荷重曲線を比例的に拡大・縮小させた曲線を「荷重の許容限界」とすれば、 $\Delta/\Delta^e$  はある値以下に制限され、一次応力の制限の目的、「過大な非弾性変形の防止」が実現される。

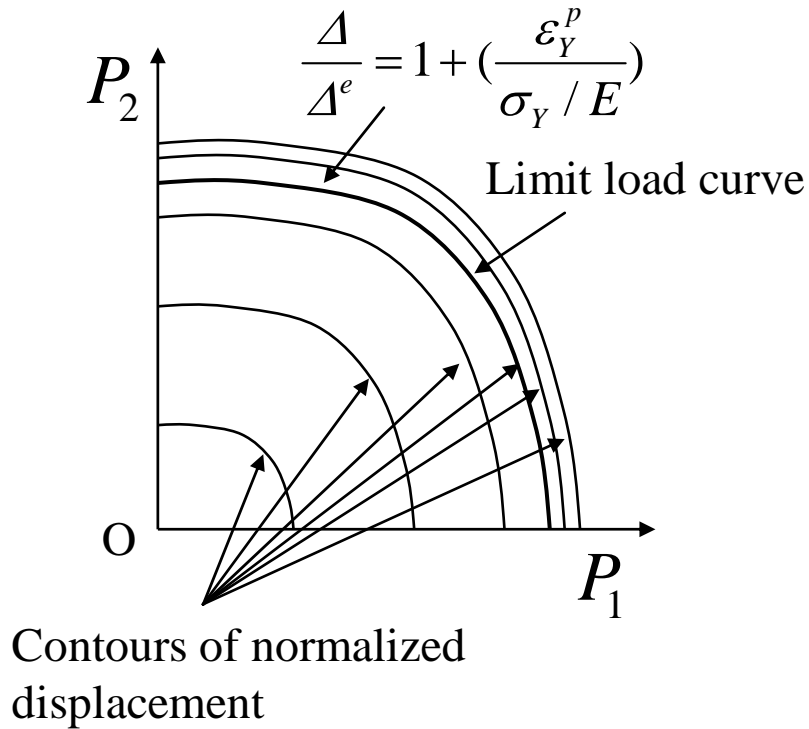


Fig. 3-4 Schematic illustration of relationship between contours of normalized total displacement and limit load curves for multiple loading

設計規格類では設計裕度  $Z$  を用いて、作用荷重を極限荷重の  $1/Z$  以下に制限していることから、規格上の荷重制限は次の  $\Delta/\Delta^e$  の制限と等価であることがわかる<sup>18-19)</sup>。

$$\frac{\Delta}{\Delta^e} \leq 1 + \frac{\epsilon_o^p}{\sigma_Y / E} \left(\frac{1}{Z}\right)^{m-1} \quad (3.6)$$

$Z$  は「総体的に弾性範囲に置く」ことが求められる供用状態 **A** 及び **B** に対して  $Z = 3/2$  であり<sup>3, 9)</sup>、不等式(3.6)からは、典型的な圧力機器材料の特性（多くの場合、 $m > 3$ ）に対して  $\Delta/\Delta^e$  が小さく抑えられることが確認できる。

以上から、複数の荷重が同時に作用する場合は、その荷重の性質のいかんに係わらず、評価すべき荷重状態（ $\lambda = 1$  の状態）から比例的に荷重を増大させて得られる極限荷重を指標として、荷重の許容性を判定すればよいことに

なる。このような取扱いは、必然的に比例性が与えられる弾性解析ルートの一次応力制限や、欧州規格<sup>11)</sup>に採用されている弾性代償法 (elastic compensation method)<sup>20)</sup>と整合する。また、弾塑性変位が弾性変位との比において近似的に一律に制限され、一次応力制限の目的の一つである「構造物を総体的に弾性範囲におくこと」が実現される。なお、欧州規格<sup>11)</sup>には、極限解析における仮想的荷重増加は比例的に行うべきことが明記されている。

なお、弾完全塑性体の極限荷重には荷重履歴の依存性がなく、荷重の増大が現実にも生じる場合でも、その履歴を意識することなく、実際に生じる荷重の組み合わせと比率だけを網羅するよう解析を行えばよい。文献<sup>21-22)</sup>では、弾完全塑性体の崩壊状態における応力分布は唯一に定まることが証明されている。

この議論は、弾塑性  $J$  積分および定常クリープ  $J$  積分の近似法としての参照応力法に対しても同様であり、参照応力の評価に用いる極限荷重は、実際の荷重が作用する際の比率と同一条件で求めたものとする必要がある<sup>18-19)</sup>。

### 3.2.3 現行一次応力制限の拡張

降伏強さを  $\sigma_Y$  とする剛塑性体の極限荷重  $P_L$  が評価可能な時、既存圧力容器設計規格類<sup>3, 11)</sup>における一次応力制限は次のようになされている。

$$P \leq P_L / Z \quad (3.7)$$

ここで応力-ひずみ関係が式(3.1)に従うと仮定し、参照応力法<sup>1-2)</sup>を適用すれば、不等式(3.7)と式(3.4)により、 $Z=1$ における不等式(3.7)の等号成立時には次式が成立している。

$$\frac{\Delta}{\Delta^e} = 1 + \frac{\varepsilon_o^p}{\sigma_Y / E} \quad (3.8)$$

このことは、式(3.1)を仮定した弾塑性解析における荷重-変位線図上で、原

点上の接線 (elastic slope) と，原点と極限荷重点 ( $P = P_L$ ) とを通る直線 (減少弾性勾配線, reduced elastic slope) の勾配の比が， $m$  によらず一定， $1 + (E\varepsilon_o^p / \sigma_Y)$  であることを示す (Fig. 3-5).

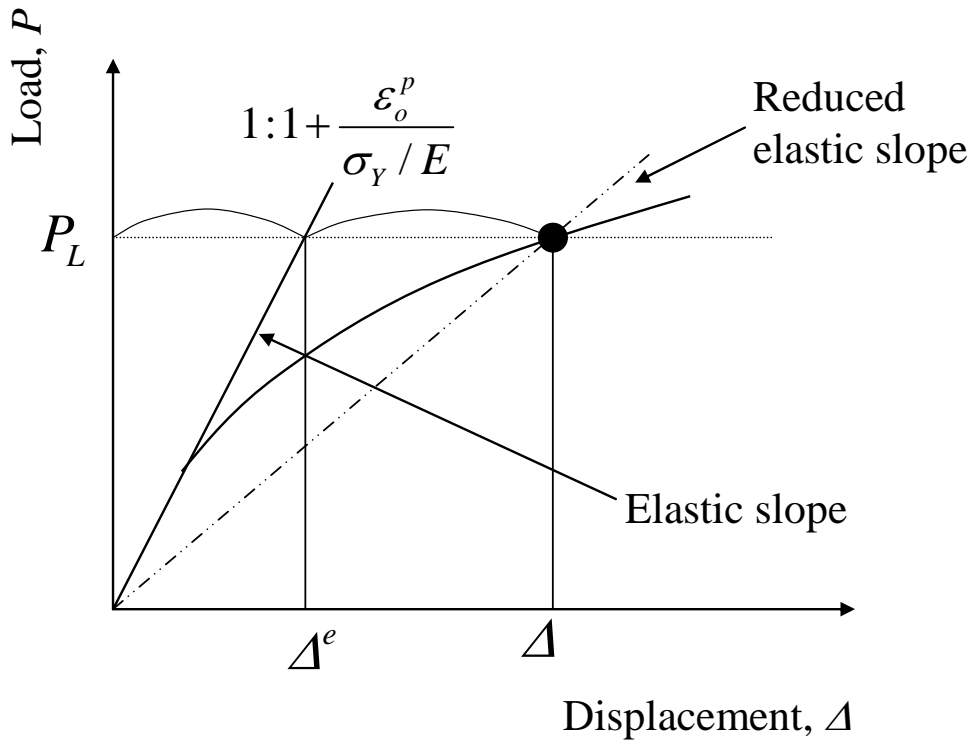


Fig. 3-5 Approximation of limit load by an elastic-plastic FEA with power law plasticity

米国軽水炉設計規格<sup>3)</sup>では弾完全塑性体でなく，実際の材料特性に近い応力ひずみ関係を用いた解析を行った場合，二倍勾配法で決定される荷重  $P_{TES}$  (Fig. 3-1 参照) を上記の  $P_L$  に代えて用いてよいとされる．これは，弾塑性変形が弾性変形と同程度になる荷重を指標として，荷重の許容性を判定するもので，設計規格類における一次応力制限の目的に適うものと言えるが，弾性解析ルートや極限解析との整合性については明確にされていない．このように，材料特性によらずに一律に「二倍」ではなく，「 $1 + (E\varepsilon_o^p / \sigma_Y)$  倍」とするのであれば，近似理論的にその意味が説明可能になる上，一様応力場のように参照応力法の近似精度が高い条件下では，両者は同一の許容荷重を与えることに



なる<sup>19, 23)</sup>。本研究ではこの方法を「弾性勾配減少法 (reduced elastic slope method)」と呼ぶことにする。

極限解析に基づく場合、崩壊箇所には塑性ヒンジが生じることで塑性崩壊が生じる。しかしながら、構造物は必ずしも弾完全塑性体の塑性崩壊と同一の崩壊モードをとらない場合がある。例えば、配管エルボーを伸ばす力を加えた場合、弾完全塑性体であれば曲げによって崩壊するが、実際の加工硬化体では、エルボーが伸びた後に引張で崩壊する。このような場合、上記の弾性勾配減少法による極限荷重の近似解は、極限解析による値よりも大きくなるが、弾性勾配減少法は実際の耐変形能力に即したものであるため、これを否定することはないと考えられる。また、式(3.8)には応力指数の依存性がなく、弾性勾配減少法は構成式によらずに適用できると考えられる。

### 3.2.4 数値解析例 (内圧と軸力を受ける平滑円筒)

本節における議論 (複合荷重の取扱い方法および弾性勾配減少法) の妥当性を具体的に示すため、圧力機器としては最も簡単かつ基本的な内圧を受ける平滑円筒の解析を行う。有限要素解析にはMSC.MARC<sup>24)</sup> (バージョン2005R2) を用いた。

#### (1) 解析対象の形状, 寸法, 材料特性

解析対象はFig. 3-6に示す内半径が  $R_m$ 、板厚が  $w$  の、内圧  $p$  を受ける平滑円筒とし、軸力については内圧によって生じる軸力を作用させる場合、軸力を加えない場合、内圧相当軸力を反対向きに作用させた場合の3通りを取扱う。材料定数は  $m=5$  と  $m \rightarrow \infty$  (弾完全塑性体) の2通りとした。これらの解析条件をまとめてTable 3-1に示す。

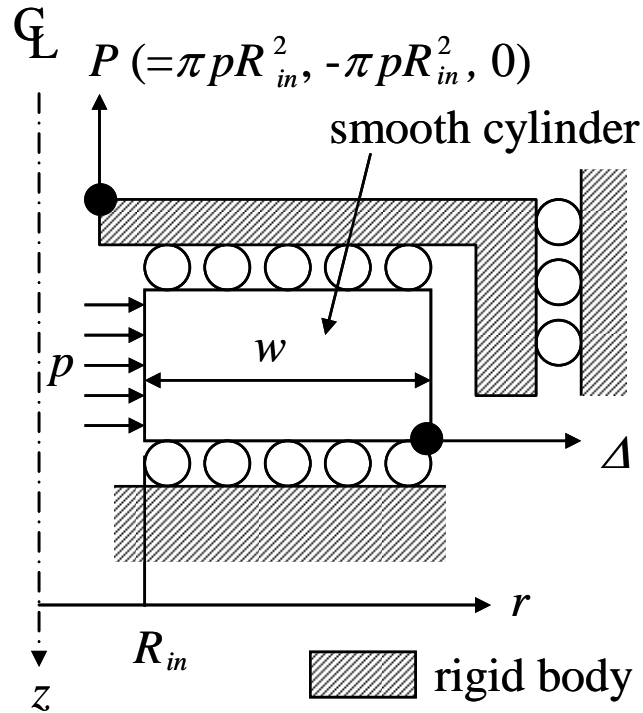


Fig. 3-6 Geometry and loading conditions of the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading

Table 3-1 Dimensions and material properties of the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading

Wall thickness, $w$	10 mm
Inner radius, $R_{in}$	100 mm
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Plastic strain coefficient, $\varepsilon_o^P$	0.002
Stress exponent for plasticity, $m$	5 or positive infinity (elastic, perfectly plastic)
Elastic modulus, $E$	200 GPa
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Axial load, $P$	$\pi p R_{in}^2, -\pi p R_{in}^2$ or 0
Internal pressure, $p$	0 to 40 MPa

## (2) 解析結果

弾完全塑性体を仮定した極限解析の結果得られた荷重変位曲線をFig. 3-7に示す。この例では、物体内の応力がほぼ均一なため、極限荷重到達直前に生じる丸みが小さい。

応力指数を5として行った弾塑性解析で得られた荷重変位曲線を、弾性勾配減少法で用いる直線と比較してFig. 3-8に示す。それぞれの直線と曲線との交点から得られる極限荷重  $p_L$  の推定値を、極限解析結果および弾性解析に基づく応力分類法から推定される極限荷重と比較してTable 3-2に示す。これらの3通りの手法によって評価した極限荷重はいずれの荷重条件でもよく一致し、提案法の有効性が確認できる。参考のため示したASMEの二倍勾配法による極限荷重の推定値は、極限解析を約20%下回った。二倍勾配法を弾性勾配減少法に替えることで、この部分の精度はかなり改善されることが確認できる。

Table 3-2に示した応力分類法では、弾塑性有限要素法による他の方法と整合を図るため、設計規格類が採用するTrescaでなくMisesの定義による相当応力（軸対称体に対する次式）を用いた。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + 6\tau_{rz}^2\}^{1/2} \quad (3.9)$$

また、応力分類法に基づく極限荷重は次式で求めた。

$$p_L = \frac{\sigma_Y}{\text{Max}[\bar{\sigma}_m, \bar{\sigma}_{m+b} / 1.5]} \quad (3.10)$$

ここで  $\bar{\sigma}_m$ 、 $\bar{\sigma}_{m+b}$  は単位圧力および対応する軸力を与えた時の相当膜応力、相当膜+曲げ応力である。

Fig. 3-9には、式(3.2)で近似される弾性変位で無次元化した弾塑性変位について、式(3.2)の簡易評価と有限要素法による解とを比較して示す。設計規格類では、通常使用状態における設計荷重が極限荷重の2/3以下に収まることを

求めており，ここに示した手法のように，荷重を比例的に増大させて求めた極限荷重を指標とすることで，荷重条件によらずに一律に，弾塑性変位が弾性変位とほぼ同じレベル（Fig. 3-9の横軸で0.67以下の部分）に抑えられていることがわかる。

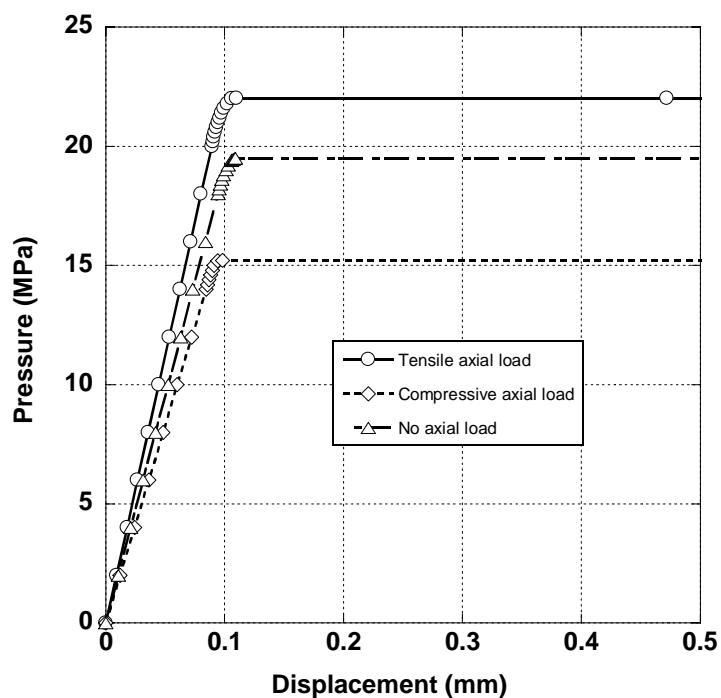


Fig. 3-7 Load-displacement curves in limit analyses of the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading

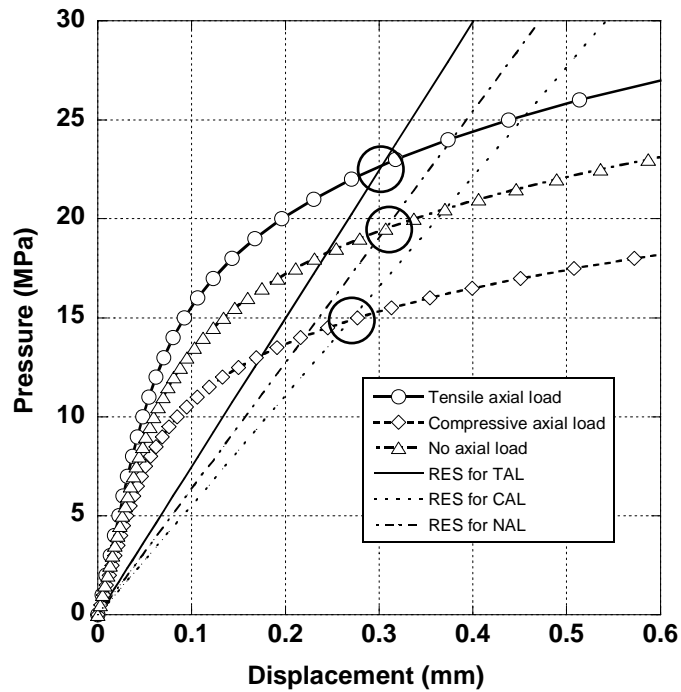


Fig. 3-8 Load-displacement curves in elastic-plastic analyses of the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading compared with reduced elastic slopes

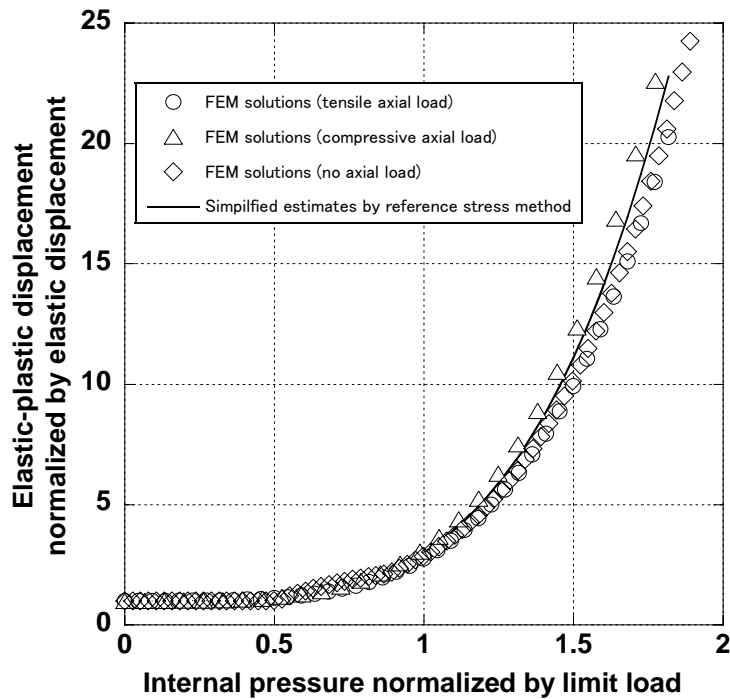


Fig. 3-9 Comparison between FEM solutions and simplified estimates by the reference stress method for the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading

Table 3-2 Estimates of limit pressures of the smooth cylinder subjected to internal pressure and axial loading

(Unit: MPa)

Axial load	Tensile	Compressive	No
Limit pressure estimated from the limit analysis with $H' = 0$	22.02	15.22	19.50
Limit pressure estimated by the reduced elastic slope method with $m = 5$	22.69 (+3.05%)	14.91 (-2.00%)	19.50 (-0.03%)
Limit pressure estimated by the twice elastic slope method with $m = 5$	19.09 (-13.3%)	12.51 (-17.8%)	16.38 (-16.0%)
Equivalent membrane stress due to unit pressure estimated by the stress classification	9.073	13.54	10.24
2/3 of equivalent membrane plus bending stress due to unit pressure estimated by the stress classification	6.058	9.013	6.982
Limit pressure estimated by the stress classification	22.04 (+0.09%)	15.21 (+0.07%)	19.53 (+0.15%)

Errors (%) from the limit loads by limit analyses are in the parentheses

### 3.2.5 数値解析例（内圧と軸力を受けるペローズ型構造）

複雑な形状の数値解析例として内圧と軸力を受けるペローズ型構造を取上げ、考え方の上では等価とみなし得る応力分類法、極限解析、ASMEの二倍勾配法および本論文提案の弾性勾配減少法の間で許容荷重に差異を生じる場合を検討する。有限要素解析にはMSC.MARC<sup>24)</sup>（バージョン2005R2）を用いた。

#### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

解析対象の形状は Fig. 3-10 に示す通りであり、山と谷が無限数つながるものと仮定する。軸力は、前節の数値例と同様に、内圧によって生じる軸力とその反対向き、および軸力がないケースの 3 ケースを比較する。寸法および材料は Table 3-3 に示す通りであり、弾塑性構成式は前節の数値解析例と同じ、応力指数を 5 とする Ramberg-Osgood 則とした。

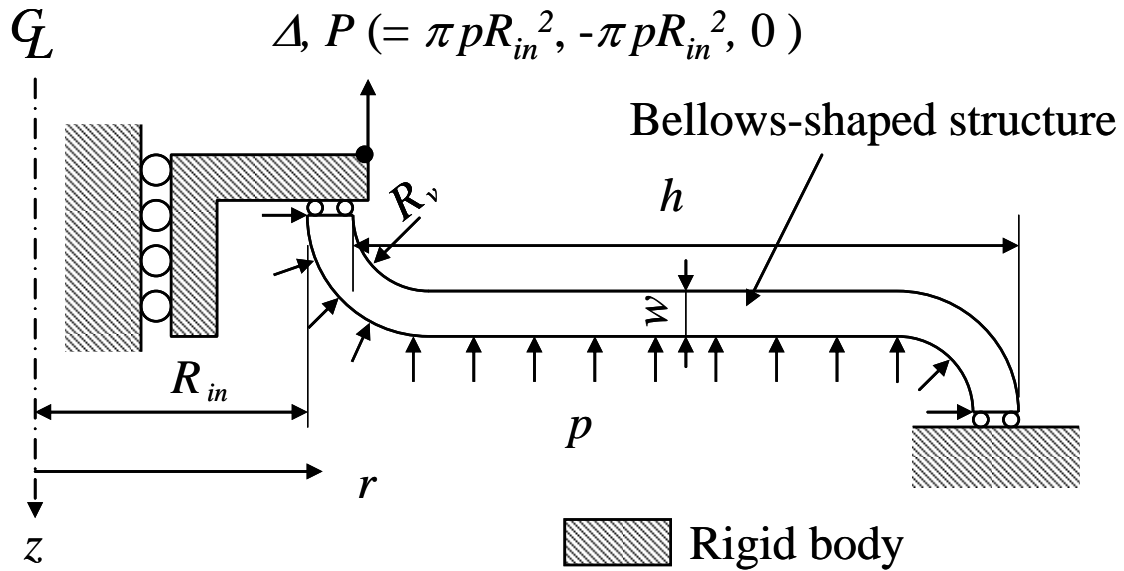


Fig. 3-10 Geometry and loading conditions of the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and axial loading

Table 3-3 Dimensions and material properties of the bellows subjected to internal pressure and axial loading

Wall thickness, $w$	2 mm
Inner radius, $R_{in}$	100 mm
Bending radius, $R_v$	10 mm
Height, $h$	47 mm
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Plastic strain at $\sigma_Y$ , $\varepsilon_o^p$	0.002
Stress exponent for plasticity, $m$	5 or positive infinity (elastic, perfectly plastic)
Elastic modulus, $E$	200 GPa
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Axial load, $P$	$\pi p R_{in}^2, -\pi p R_{in}^2, 0$
Internal pressure, $p$	0 to 2 MPa

## (2) 解析結果

本解析では、軸力がない場合、もしくは引張の場合は、谷底部変位  $\Delta$  はベローズを軸方向に伸ばす方向に発生するが、軸力が圧縮の場合は、ベローズを軸方向に縮める方向に発生する。また、弾性解析における最大応力部は、軸力なしおよび引張軸力の場合は山部最外部断面、圧縮軸力の場合は谷底部断面に発生する。これに平滑部と曲り部の連結部 2 箇所を加えて、Fig. 3-11 の 4 箇所を応力分類法における応力評価線とした。

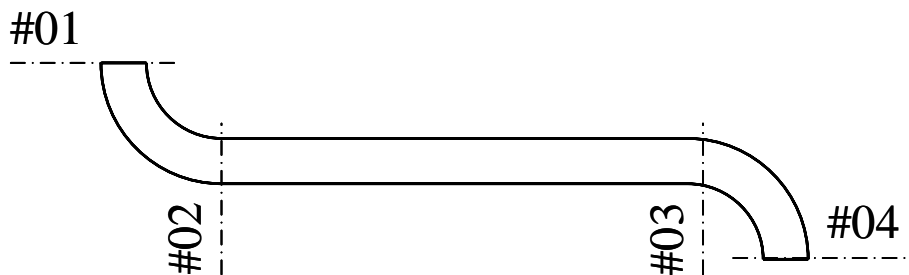


Fig. 3-11 Locations of stress evaluation lines in the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and axial loading

解析の結果得られた極限荷重を Table 3-4 にまとめて示す。応力分類法によれば、相当応力が最大となる断面は、圧縮軸力が加わるケースでは山の頂点部、それ以外では谷底部となる。

応力分類法の精度は平滑円筒の場合に比べて大きく低下した。これは、塑性変形が進むにつれて応力が再配分し、弾性解析の場合とは異なる位置に大きな変形を生じるためと考えられる。弾性勾配減少法による極限荷重の推定値は極限解析とよく一致した。二倍勾配法は、弾性勾配減少法に比べると低精度であり、極限解析結果を 20%弱下回った。応力分類法は、さらに安全側の 30%以上低い許容荷重を与えるものとなった。ここでは、崩壊が曲げで生じることから曲げ応力を一次応力扱いしているが、膜応力崩壊を生じる压力容器では曲げ応力を二次応力扱いする場合がある。そのような取扱いをした場合は、3 ケースとも応力分類法が極限解析よりも 5~27%程度に非安全側の評価を与える。



Table 3-4 Estimates of limit pressures of the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and axial loading

(Unit: MPa)

Axial load	Tensile	Compressive	No
Limit pressure estimated from the limit analysis with $H' = 0$	0.2354	0.7590	0.6445
Limit pressure estimated by the reduced elastic slope method with $m = 5$ (error from limit analysis)	0.2376 (+0.93%)	0.7686 (+1.26%)	0.6481 (+0.56%)
Limit pressure estimated by the twice elastic slope method with $m = 5$ (error from limit analysis)	0.1910 (-18.86%)	0.6131 (-19.21%)	0.5184 (-19.57%)
Maximum equivalent membrane stress due to unit pressure estimated by the stress classification (evaluation line)	735.9 (#01)	249.8 (#01)	243.19 (#01)
Maximum 2/3 of equivalent membrane plus bending stress due to unit pressure estimated by the stress classification (evaluation line)	1214 (#04)	474.9 (#01)	493.5 (#04)
Limit pressure estimated by the stress classification (error from limit analysis)	0.1647 (-30.04%)	0.4212 (-44.51%)	0.4053 (-37.11%)

極限解析で得られた荷重－変位関係を Fig. 3-12 に示す。この例では、曲げ応力によって降伏領域が徐々に広がってゆくため、降伏後にしばらく丸みを帯びた状態が続いているが、最大荷重は明確に現れている。Fig. 3-13 には、応力指数が 5 の弾塑性解析と減少弾性勾配を重ねて描いたもので、荷重条件によって極限荷重が変わると連動して極限荷重の近似値が変動している。なお、Fig. 3-12 および Fig. 3-13 では、圧縮軸力の場合のみ他のケースと変位の符号が異なるが、ここで同符号となるように示した。

Fig. 3-14 には、極限荷重で基準化した荷重と、弾性変位で基準化した変位の関係を示している。このように、平滑円筒の例と同様に、弾性勾配減少法は極限解析と整合する結果を与えること、荷重の比率を保った解析で得られ

た極限荷重を許容荷重の指標とすることで、荷重条件や形状に依存しない（応力指数には依存する）弾塑性変位/弾性変位の許容限界が実現する。

また、極限解析に基づく極限荷重で荷重を正規化すれば、平滑円筒のような単純形状とベローズのような複雑形状とを、同一の弾塑性変位/弾性変位のマスターカーブ上で評価可能であることが示され、設計に用いる強度指標として相応しいことが示唆される。また、極限解析とほぼ一致する弾性勾配減少法は、同様に強度指標となり得ることが確認できた。既存規格類で採用されている応力分類法や二倍勾配法は、極限解析や弾性勾配減少法よりも過度に安全側評価を与える場合があることが示された。

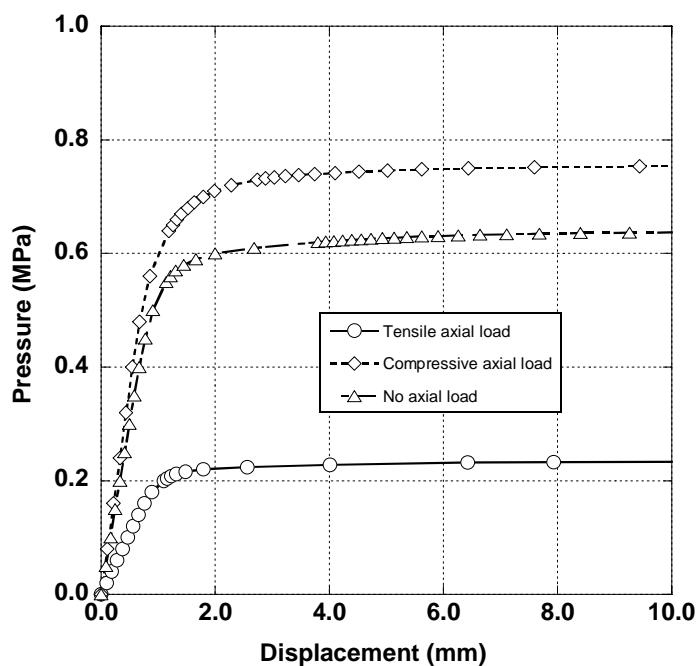


Fig. 3-12 Load-displacement curves in limit analyses of the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and axial loading

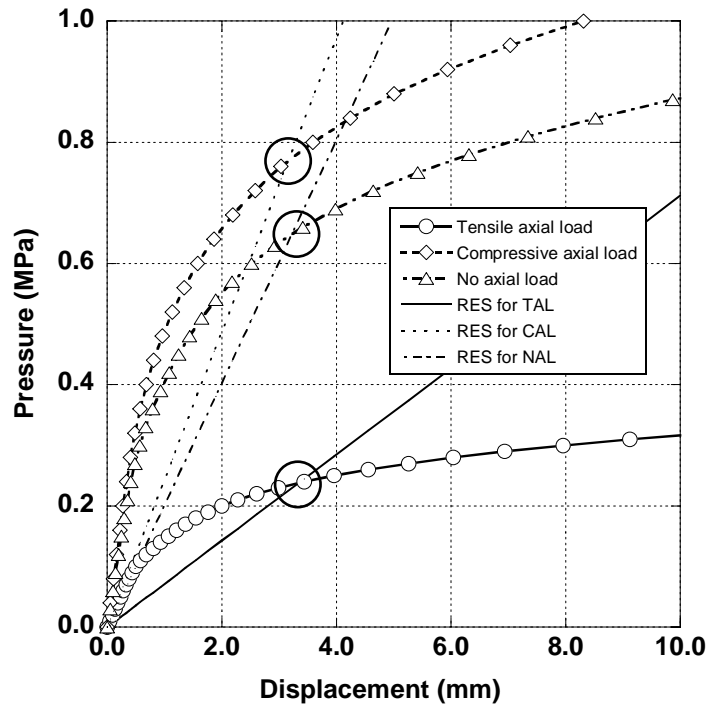


Fig. 3-13 Load-displacement curves in the elastic-plastic analyses of the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and the reduced elastic slopes

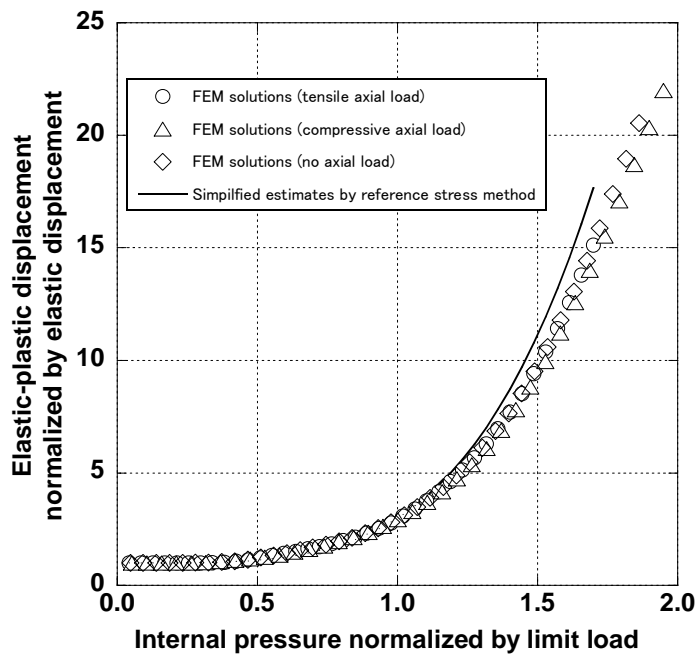


Fig. 3-14 Comparison between FEM solutions and simplified estimates by the reference stress method for the bellows-shaped structure subjected to internal pressure and axial loading

### 3.3 弾塑性J積分・クリープJ積分の簡易評価法

#### 3.3.1 参照応力法における複数荷重の取扱い

前章で説明したように，変位とJ積分との近似的比例性にに基づき，非弾性変位と弾性変位との比を近似する手法である参照応力法をき裂問題に適用し，弾塑性J積分や定常クリープJ積分の簡易評価に用いることができる<sup>4,6)</sup>．前節における複数荷重の取扱いは，ここでも同様に成立することから以下を用いる．

$$J = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref} / E} J^e \quad (3.11)$$

$$C^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\sigma_{ref} / E} J^e \quad (3.12)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{\lambda}{\lambda_L} \sigma_Y \quad (3.13)$$

ここに， $J$ は弾塑性J積分， $C^*$ は定常クリープJ積分，参照応力 $\sigma_{ref}$ は荷重係数 $\lambda$ に対して定義すれば， $\sigma_Y$ を降伏強さとする剛塑性体（有限要素法で求める場合は弾完全塑性体で代用）が同一比率の荷重を与えた場合に変位が発散する時の荷重係数 $\lambda_L$ に対して定義する<sup>19)</sup>． $\varepsilon_{ref}$ は弾塑性応力ひずみ関係の上で $\sigma_{ref}$ に対応する参照ひずみ， $\dot{\varepsilon}_{ref}^c$ はクリープ構成式の上で $\sigma_{ref}$ に対応する参照クリープひずみ速度であり，この段階ではべき乗構成式を前提としていない．

#### 3.3.2 極限荷重補正係数を用いた精度向上

式(3.11)と(3.12)の参照応力法は近似解法であるため，その精度は構成式や形状に依存する．このため，Kim<sup>7-8)</sup>が提案する極限荷重補正係数 $\gamma$ を式(3.13)に導入して次式とする．

$$\sigma_{ref} = \frac{\lambda}{\gamma \lambda_L} \sigma_Y \quad (3.14)$$

2.3.2項で説明したように、応力-ひずみ関係に式(3.1)のRamberg-Osgood則を仮定した場合、式(3.11)で得られる弾塑性J積分の近似解と経路積分で定義される厳密な数値解とは、塑性ひずみが卓越する全面塑性状態で一定の比率に収束する。また、クリープひずみ則にNorton則を仮定した場合についても、応力指数が同一であればこの比率が同じ $\gamma$ に帰着する。したがって、全面塑性状態または定常クリープ状態における $\gamma$ は形状と応力指数にのみ依存し、荷重の大きさや構造の寸法に依存しないため、 $\gamma$ の数値解には再利用性がある。

### 3.3.3 小規模クリープ状態の取扱い

定常クリープJ積分 $C^*$ は、塑性と定常クリープとの類似性に基づき、定常クリープ状態に対して定義されるが、実際には荷重保持の開始直後に、応力再配分をもたらしながら応力が緩和してゆく状態、すなわち小規模クリープ状態が存在する。実際の高温機器では、応力や温度が低くなるよう設計されるため、実験室条件よりも応力の緩和が遅く、定常クリープ状態よりもき裂先端近傍のクリープひずみ速度が高い小規模クリープ状態が長く続く恐れがある。

ここでは、考察を解析的に進めるため、弾塑性構成式には式(3.1)のRamberg-Osgood則を、クリープ構成式には次式のNorton則を仮定する。

$$\dot{\varepsilon}^c = \varepsilon_o^c \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n \quad (3.15)$$

弾性クリープ体の場合、保持開始直後のき裂先端近傍でのHRRの特異性の成立を仮定して、次のクリープJ積分 $C(t)$ の評価式が導かれている<sup>25-26</sup>。

$$C(t) = \frac{J_o^e}{(n+1)t} \quad (3.16)$$

ここに  $J_o^e$  は保持開始時の弾性  $J$  積分である．弾塑性体の場合は，保持開始時の弾塑性  $J$  積分  $J_o$  で置き換えてよいとされる<sup>27)</sup>．また，弾塑性体の場合，クリープ開始以前にき裂先端近傍に塑性ひずみが生じており，それがクリープひずみがあらかじめ存在した場合と同様に応力を低下させる効果があることから，大路ら<sup>28)</sup> にならって次式を仮定する．

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)(t+t_p)} \quad (3.17)$$

ここで  $t_p$  は初期塑性ひずみによるクリープの先行時間 (advance time due to initial plasticity) とする．この場合，クリープ開始の瞬間の  $C(t)$  は有限値  $C_o$  となり次のように書ける．

$$C_o = \lim_{t \rightarrow 0} C(t) = \frac{J_o}{(n+1)t_p} \quad (3.18)$$

一方，弾塑性構成式に式(3.1)のRamberg-Osgood則を仮定すると， $t=0$  における応力の分布は，次式のHRRの特異性<sup>29-30)</sup>に従う．

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{J_o \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{1/(m+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, m) \quad (3.19a)$$

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{\varepsilon_o^p}{\sigma_Y^m} \left( \frac{J_o \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{m/(m+1)} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, m) \quad (3.19b)$$

$r$  と  $\theta$  はき裂先端を原点とする極座標における距離と角度， $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, m)$  と  $\tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, m)$  は  $\theta$  と  $m$  に依存する無次元数， $I_m$  は  $m$  のみに依存する無次元数である．式(3.19a)

と式(3.19b)をそれぞれ，相当応力 $\bar{\sigma}$ ，相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}^p$ に書き換え，両辺の積をとると次式を得る．

$$\bar{\sigma} \bar{\varepsilon}^p = \frac{J_o}{I_m r} \bar{\sigma}(\theta, m) \bar{\varepsilon}(\theta, m) \quad (3.20)$$

$\bar{\sigma}(\theta, m)$ と $\bar{\varepsilon}(\theta, m)$ は無次元数 $\bar{\sigma}_{ij}(\theta, m)$ と $\bar{\varepsilon}_{ij}(\theta, m)$ をそれぞれMisesの相当応力，相当塑性ひずみの式に代入して得られる無次元数である． $\bar{\sigma}$ と $\bar{\varepsilon}^p$ の間にはべき乗の関係（式(3.1)の右辺第2項）があるため，次式を得る．

$$\bar{\sigma} = \left( \frac{J_o \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{1/(m+1)} \{ \bar{\sigma}(\theta, m) \bar{\varepsilon}(\theta, m) \}^{1/(m+1)} \quad (3.21)$$

これより，式(3.15)から $\bar{\sigma}$ と相当クリープひずみ速度 $\bar{\varepsilon}^c$ の積に対して次式となる．

$$\bar{\sigma} \bar{\varepsilon}^c = \frac{\varepsilon_o^c}{\sigma_Y^n} \left( \frac{J_o \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{(n+1)/(m+1)} \{ \bar{\sigma}(\theta, m) \bar{\varepsilon}(\theta, m) \}^{(n+1)/(m+1)} \quad (3.22)$$

極めて短い時間が経過した時点では，応力の緩和の影響が無視し得るほど小さく，かつ $r$ が十分小さい領域では，クリープに対するHRRの特異性が成立し始めると仮定すれば， $C(t)$ は $\bar{\sigma} \bar{\varepsilon}^c$ に比例すると考えられ，次式が導かれる．

$$C_o = \frac{\varepsilon_o^c}{\sigma_Y^n} \left( \frac{J_o \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p r} \right)^{(n+1)/(m+1)} G(m, n, \theta) \quad (3.23)$$

$G(m, n, \theta)$ は $m$ と $n$ と $\theta$ に依存する無次元数で $I_m$ ， $I_n$ ， $\bar{\sigma}(\theta, m)$ ， $\bar{\varepsilon}(\theta, m)$ ， $\bar{\sigma}(\theta, n)$ ， $\bar{\varepsilon}(\theta, n)$ を含む．

もしここでHRRの特異性が成立しているのであれば，特異性を表すパラメ

一タはき裂先端近傍で  $r$  や  $\theta$  に非依存である必要があるが、式(3.23)では  $C_o$  が定まる距離  $r$  に依存している。ところで、荷重が保持された条件下では、相当応力が構成式に依存しない位置が存在し、そこでの相当応力は参照応力に等しいとされる<sup>1-2)</sup>。この位置  $r = r_s$  においては、相当応力は塑性からクリープへの推移中でも不変であるため、一意的に  $C_o$  が定められる。

この仮定と式(3.18)とから次式が得られる。

$$t_p = \frac{J_o \sigma_Y^n / r_s \varepsilon_o^c}{(n+1)(J_o \sigma_Y^m / r_s \varepsilon_o^p)^{(n+1)/(m+1)} G'(m,n)} \quad (3.24)$$

ここに  $G'(m,n)$  は  $m$  と  $n$  に依存する無次元数でなければならない。 $G'(m,n)$  は HRR の特異性に関する無次元数を含み、解析的な表現は容易でないが、ごく特別な場合として  $m = n$  を仮定すれば次式に至る。

$$t_p = \frac{1}{(n+1)(\varepsilon_o^c / \varepsilon_o^p)} \quad (3.25)$$

式(3.25)は、大路ら<sup>27)</sup>が導いた  $m = n$  の場合の  $t_p$  の解に一致する。任意の応力指数の組み合わせに対する  $G'(m,n)$  は解析的に得られておらず、数値的に検討すべきものになるが、式(3.25)の導出過程における仮定が成立するのであれば、 $G'(m,n)$  は荷重の大きさや構造の寸法には非依存となる。

渡辺ら<sup>31)</sup>は、クリープポテンシャルが定義可能な条件下ではクリープ  $J$  積分と一致し、かつ任意の構成式に対して有効な経路独立パラメータを用いて、保持開始直後のパラメータの緩和挙動を数値的に考察している。そこでは、式(3.16)が高めの経路独立パラメータを与えることが示されているが、本研究では、べき乗則を前提とすることで展開可能となる簡易評価法を主眼に置いていること、式(3.16)に基づけば、渡辺らのパラメータよりも安全側評価となることから、上記の手法を試すことにする。



実用的には、小規模クリープから定常クリープへと推移する時間は不明確なため、小規模クリープに対する評価式と定常クリープに対する $C^*$ との線形和をとれば小規模クリープ状態から定常クリープ状態までが連続的にカバーされる<sup>27)</sup>。同様な考えに基づき、ここでは次式を用いることとする。

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)(t+t_p)} + C^* \quad (3.26)$$

応力不変点距離 $r_s$ を正確に求めることは容易ではないが、 $C(t)$ が高い状態は長く続かないため、実用上求められる $t_p$ の評価精度はあまり高くない。例えばごく簡単に、応力不変点以遠では弾性状態と仮定し、参照応力を降伏強さとする弾完全塑性体における応力分布を考えれば、Irwinの塑性域寸法<sup>32)</sup>の近似式に基づき次式が導かれる。

$$r_s = \frac{1}{\pi\beta_p} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ref}} \right)^2 \quad (3.27)$$

ここで $\beta_p$ は平面応力状態で2、平面ひずみ状態で6となる定数である。

### 3.3.4 数値解析例（一様引張と外圧を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性 $J$ 積分）

弾塑性 $J$ 積分の解析を行うことにより、これまでの議論（複数荷重の取り扱い、極限荷重補正係数による精度向上）の妥当性を検証するとともに、 $\gamma$ の具体的評価法を示す。有限要素解析にはMSC.MARC<sup>24)</sup>（バージョン2005R2）を用いた。

#### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

解析対象には、一様引張と外圧を受ける内面に周方向き裂を有する円筒を取り上げた。モデルの境界条件および記号の定義をFig. 3-15に示す。弾塑性構

成式は、式(3-1)のRamberg-Osgood則の他、降伏強さを $\sigma_y$ 、加工硬化係数を $H' = E/10$ とする二直線近似を用いた。寸法および材料特性はTable 3-5にまとめるとおりとし、き裂深さ比、応力指数、外圧の有無をパラメータとした。

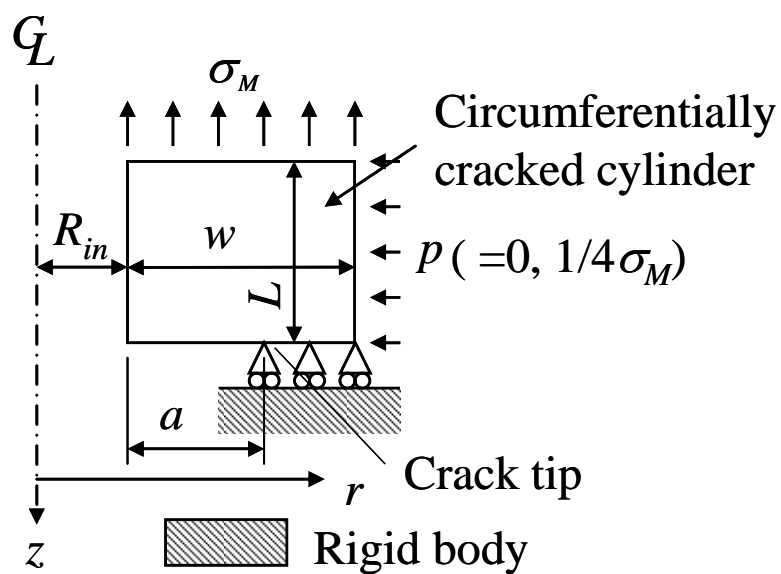


Fig. 3-15 Geometry and loading conditions of the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

Table 3-5 Dimensions and material properties of the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

Wall thickness, $w$	10 mm
Inner radius, $R_{in}$	100 mm
Half cylinder length, $L$	100 mm
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4 or 1/2
External pressure, $p$	0 or 1/4 $\sigma_M$
Elastic modulus, $E$	200 GPa
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Plastic constitutive law	<p>(1) Power law (Ramberg-Osgood law)          Plastic strain at <math>\sigma_Y</math>, <math>\epsilon_o^p = 0.002</math>          Stress exponent, <math>m = 5</math> or <math>10</math></p> <p>(2) Bi-linear law          Yield strength, <math>\sigma_Y</math>          Strain hardening coefficient, <math>H' = E/10</math></p> <p>(3) Elastic, perfectly-plastic body          Strain hardening coefficient, <math>H' = 0</math></p>

## (2) 解析結果

式(3.11)の中で用いる弾性 $J$ 積分  $J^e$  は、次式を用いて応力拡大係数  $K_I$  から換算できる。

$$J^e = \frac{K_I^2}{E'} \quad (3.28)$$

ここに  $E'$  は平面応力状態では縦弾性係数に等しく、平面ひずみ状態では  $E/(1-\nu^2)$  ( $\nu$  はポアソン比) に等しい材料定数である。本解析例では軸対称問題を扱うことから  $E' = E/(1-\nu^2)$  とした。

$K_I$  は次式のように、形状と荷重モードの無次元関数となる  $F$  で無次元化で

きる。

$$F\left(\frac{a}{w}, \frac{p}{\sigma_M}\right) = \frac{K_I}{\sigma_M \sqrt{\pi a}} \quad (3.29)$$

ここでは弾塑性解析に先立ち弾性解析を実施し、 $F$ をTable 3-6のように求めた。 $K_I$ は、MSC.MARCに備えられた仮想き裂進展法（ここではShihらの方法<sup>33)</sup>）によって求めた $J^e$ から式(3.28)を用いて変換した。Table 3-6のように、無次元化応力拡大係数 $F$ は、外圧の影響を受けなかった。

弾完全塑性体を仮定し、遠方引張力と外圧とを比例的に増大させて求めた極限荷重 $\sigma_L$ をTable 3-6に示す。極限荷重は降伏挙動と関連づけられるため、外圧の作用による極限荷重低下は大きい。

無き裂構造に対する応力分類法と同様に、き裂入り構造に対しても弾性解析結果に応力分類法を適用すれば、(精度はともかく)極限荷重の近似が得られる。き裂の評価では、き裂入り形状の応力解析の困難さから、外力と釣り合うよう、一様ないし線形に簡素化したリガメント部の応力分布を想定して導かれた簡易極限荷重評価式が用いられることがよくある<sup>34)</sup>。本解析例に対しては、引張力による応力はき裂の存在によって増大されること、外圧による(き裂の存在によって増大されない)圧縮の周方向応力を考慮すべきことから、他の応力成分を無視することで例えば、リガメント部の相当応力 $\sigma_N$ の簡易評価式として次式が考えられる。

$$\sigma_N = \left(\frac{w}{w-a}\right)\sigma_M + \left(\frac{R_m + w/2}{w}\right)p \quad (3.30)$$

ここで $p$ と $\sigma_M$ を比例と仮定し、 $\sigma_N$ が $\sigma_Y$ に達する時の $\sigma_M$ を極限荷重 $\sigma_L$ とすればよいことから、次式を得る。

$$\sigma_L = \frac{\sigma_Y}{\left(1 + \frac{a}{w-a}\right) + \left(\frac{p}{\sigma_M}\right)\left(\frac{R_m}{w} + \frac{1}{2}\right)} \quad (3.31)$$

式(3.31)は2方向からの一様応力を受ける直方体に作用する応力を簡素化して得られる簡易式であり，形状による拘束効果や，応力分布の効果等をより詳細に反映できる有限要素極限解析よりも精度が劣ると見られ，次式の実断面応力補正係数 $C_L$ を適用する．

$$\sigma_L = \frac{(\sigma_Y / C_L)}{\left(1 + \frac{a}{w-a}\right) + \left(\frac{p}{\sigma_M}\right)\left(\frac{R_m}{w} + \frac{1}{2}\right)} \quad (3.32)$$

Table 3-6には，極限解析で得られた $\sigma_L$ と式(3.32)とを比較して得られる $C_L$ を示している．このように，釣り合い関係から得られる簡易式による極限荷重は，き裂寸法や多軸応力の影響を含んではいるものの，全ケースで保守的となった．弾塑性 $J$ 積分は極限荷重の $(m+1)$ 乗に反比例することから，単純に $C_L = 1$ とする方法は過度に保守的となる傾向がある．

Table 3-6 Results of limit analyses and elastic analyses of the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

Dimensionless crack depth, $a/w$		1/4		1/2	
		No	1/4 $\sigma_M$	No	1/4 $\sigma_M$
External pressure, $p$		No	1/4 $\sigma_M$	No	1/4 $\sigma_M$
Limit load, $\sigma_L$ , estimated by the limit analysis (MPa)		185.4	59.97	130.8	59.31
Limit load, $\sigma_L$ , estimated by assuming simplified net section stress distribution (eq. (3-31)) (MPa)		150.0	50.52	100.0	43.24
Net section stress correction factor, $C_L$		1.236	1.187	1.308	1.372
Dimensionless stress intensity factor, $K_I / \sigma_M \sqrt{\pi a}$		1.320	1.320	1.801	1.801
Limit load correction factor, $\gamma$	$m=5$	0.8846	1.020	0.9968	0.9373
	$m=10$	0.9177	1.003	1.028	0.9500

Ramberg-Osgood則および二直線近似則を用いた弾塑性解析で得られた弾塑性 $J$ 積分を、極限荷重で無次元化した作用荷重に対して、Fig. 3-16(1)～Fig. 3-16(4)に示す。このように、き裂が浅く外圧がないケース (Fig. 3-16(1))、き裂が深く外圧があるケース (Fig. 3-16(4)) などで参照応力法の精度が低下している。

また、外圧があるケースを含めて、参照応力法に基づく弾塑性 $J$ 積分は弾塑性解析とある程度一致していることから、参照応力法で用いる極限荷重を、荷重の比率を一定に維持した解析で求める手法の妥当性が確認できた。

参照応力法による弾塑性 $J$ 積分の近似解を弾塑性解析による数値解で割った比を、極限荷重で基準化した荷重に対して、Fig. 3-17(1)～Fig. 3-17(4)に示す。このように、べき乗則を仮定した場合の参照応力法による弾塑性 $J$ 積分は、弾塑性解析による値と比べて一定の比に収束する傾向が確認できる。

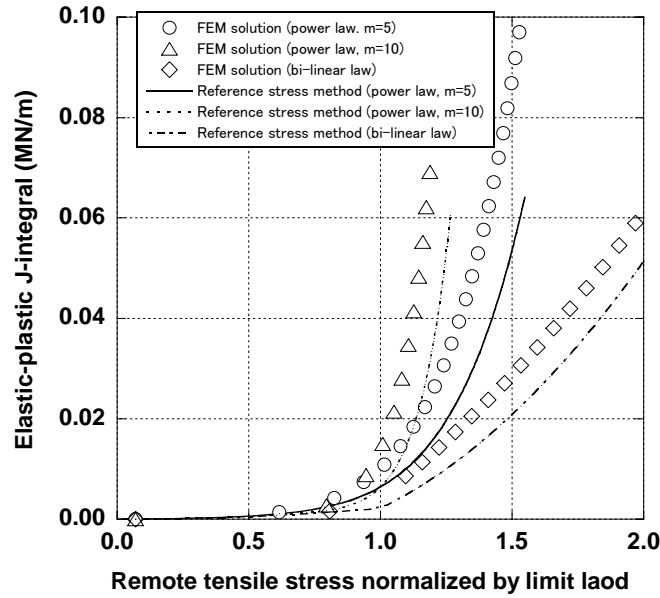


Fig. 3-16(1) Comparisons between elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method and the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , no external pressure) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

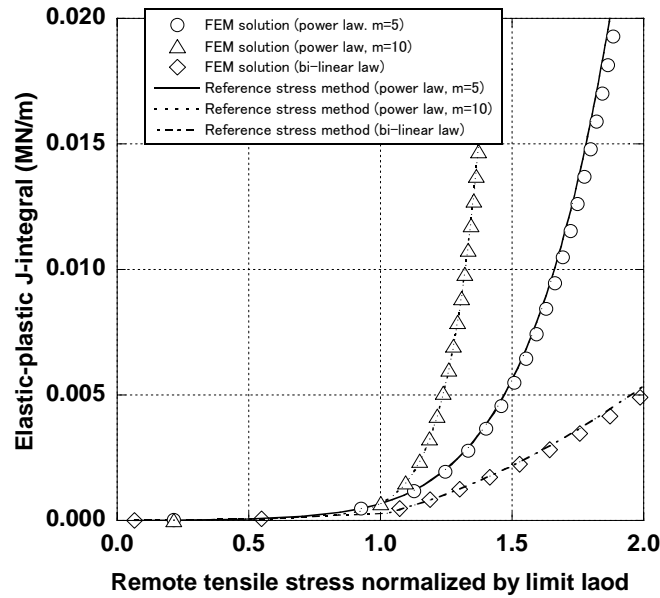


Fig. 3-16(2) Comparisons between elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method and the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , with external pressure) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

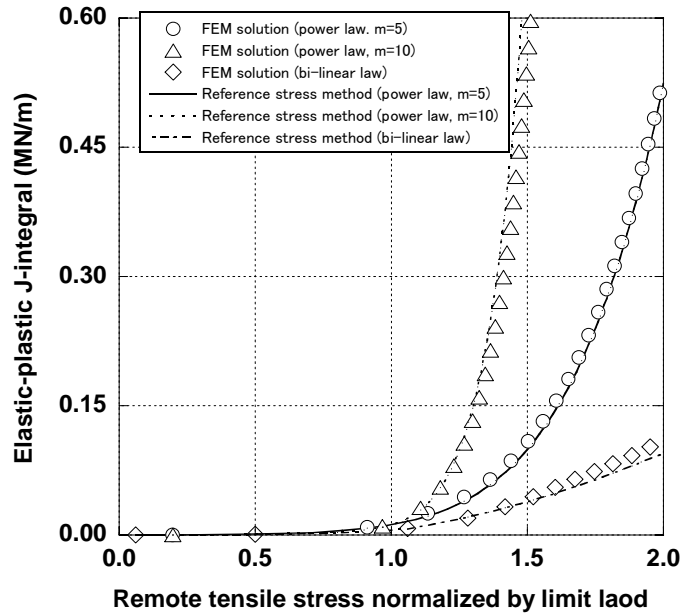


Fig. 3-16(3) Comparisons between elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method and the detailed FEM ( $a/w=1/2$ , no external pressure) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

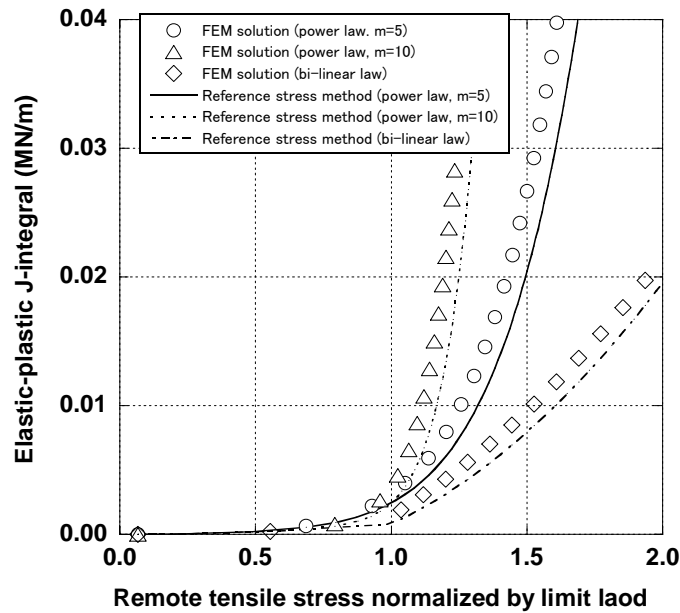


Fig. 3-16(4) Comparisons between elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method and the detailed FEM ( $a/w=1/2$ , with external pressure) for circumferentially the cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure



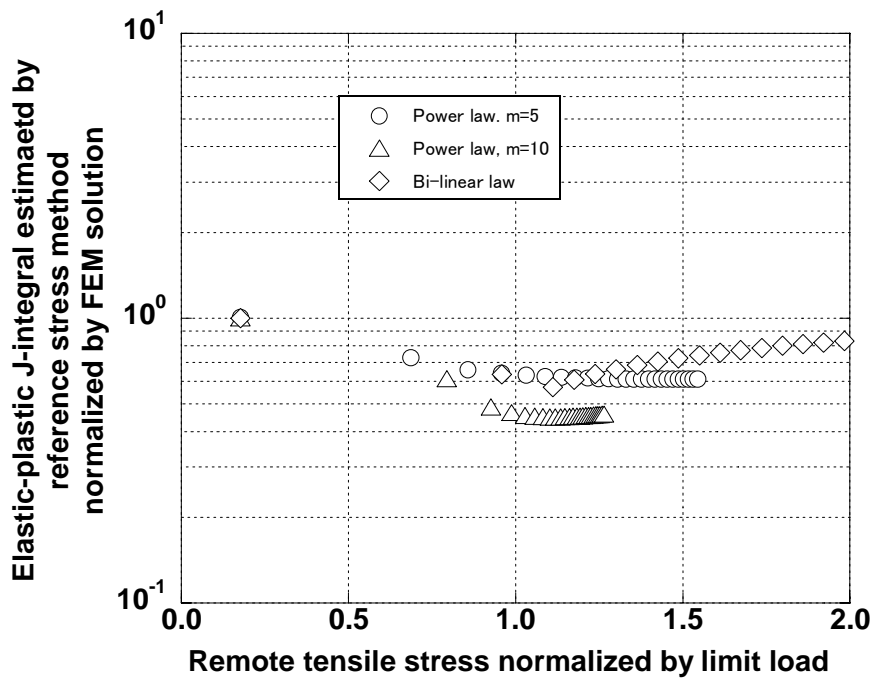


Fig. 3-17(1) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , no external pressure, without limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

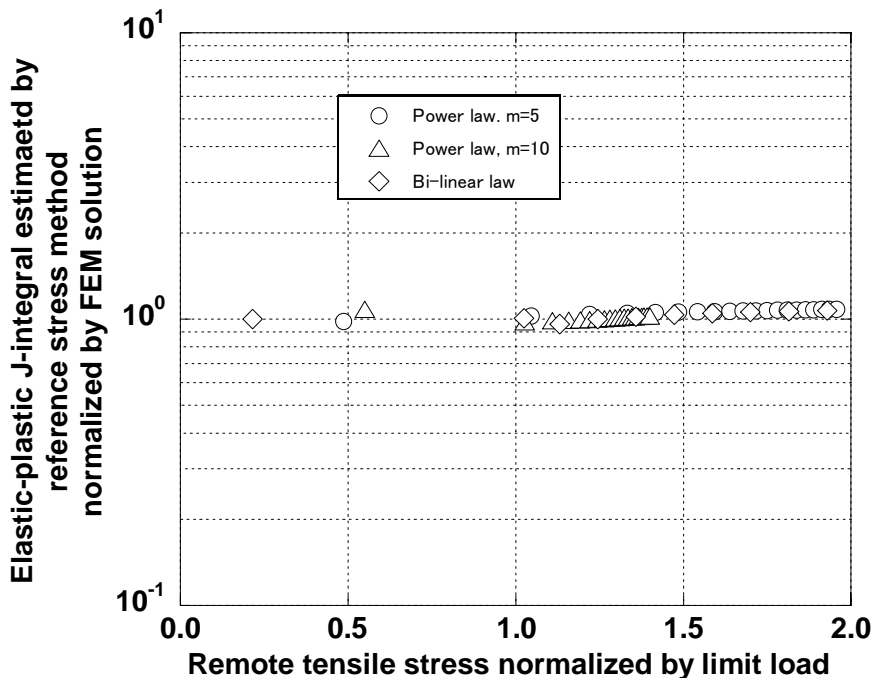


Fig. 3-17(2) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , with external pressure, without limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

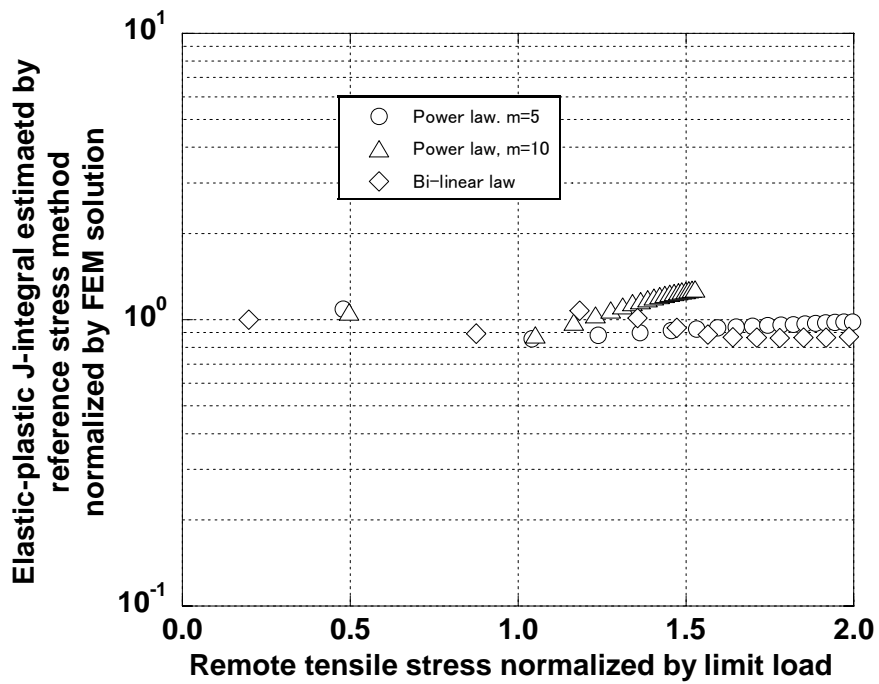


Fig. 3-17(3) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the FEM ( $a/w=1/2$ , no external pressure, without limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

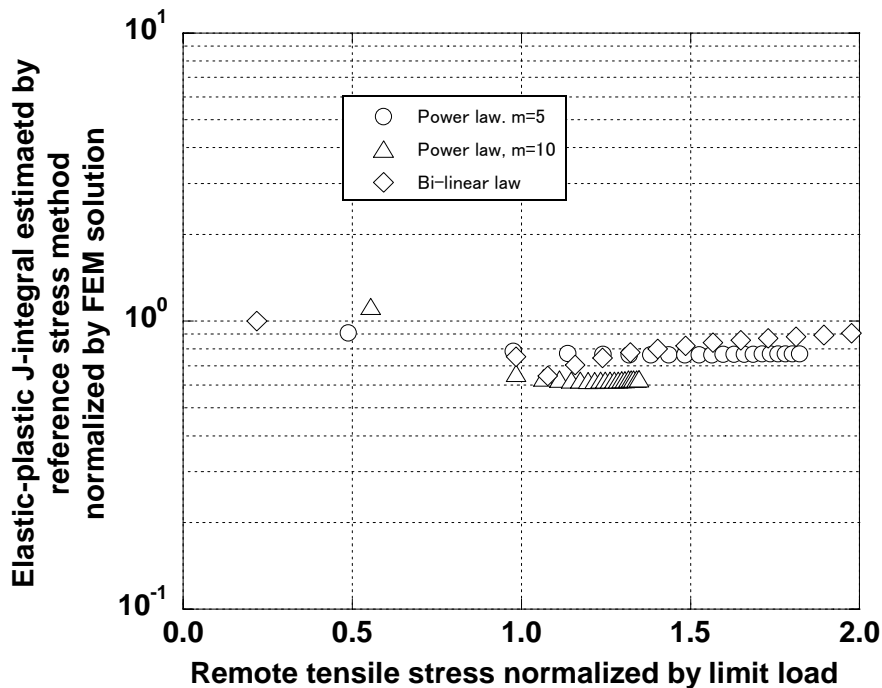


Fig. 3-17(4) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/2$ , with external pressure, without limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

Fig. 3-17(1)～Fig. 3-17(4)における，参照応力法による弾塑性 $J$ 積分の近似値と弾塑性解析による厳密な数値解との比の収束値を利用して，極限荷重補正係数 $\gamma$ を定めることができる．べき乗則を用いた場合，全面塑性状態での参照応力法の式の成り立ちから次式となる．

$$\gamma = J_r^{1/(m-1)} \quad (3.33)$$

ここで $J_r$ は $J_{ref} / J_{FEM}$ の荷重を増やした場合の収束値（ $J_{ref}$ は参照応力法による弾塑性 $J$ 積分， $J_{FEM}$ は有限要素法による弾塑性 $J$ 積分），すなわち，

$$J_r = \lim_{P \rightarrow \infty} \frac{J_{ref}}{J_{FEM}} \quad (3.34)$$

である．式(3.33)を用いて，本数値解析例に対して求めた $\gamma$ をTable 3-6に示す．このように $\gamma$ の値は応力指数や形状に依存し，それらに応じた $\gamma$ の値を求めておけば，全面塑性解法と同様に，高精度な弾塑性 $J$ 積分の簡易評価が可能となる．しかしながら，この方法では全面塑性解法と同じ労力を要することから，ここでは簡便な方法として， $J_{ref} / J_{FEM}$ が $\gamma$ の $m-1$ 乗に比例することから， $m$ が大きい場合の精度低下を改善することを重視して，ここでは「大きめの応力指数に対して定めた $\gamma$ を構成式によらずに使用してよい」ものとする．

そのようにして求めた，弾塑性 $J$ 積分の比， $J_{ref} / J_{FEM}$ をFig. 3-18(1)～Fig. 3-18(4)に示す． $\gamma$ を用いない場合に精度が悪かったケースでは特に，精度が改善されていることがわかる．

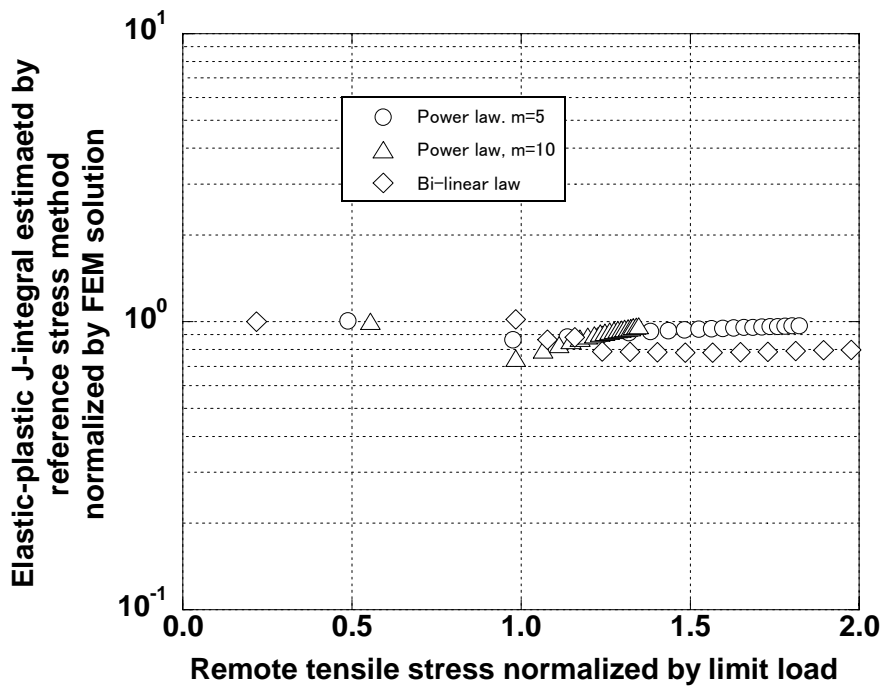


Fig. 3-18(1) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , no external pressure, with limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

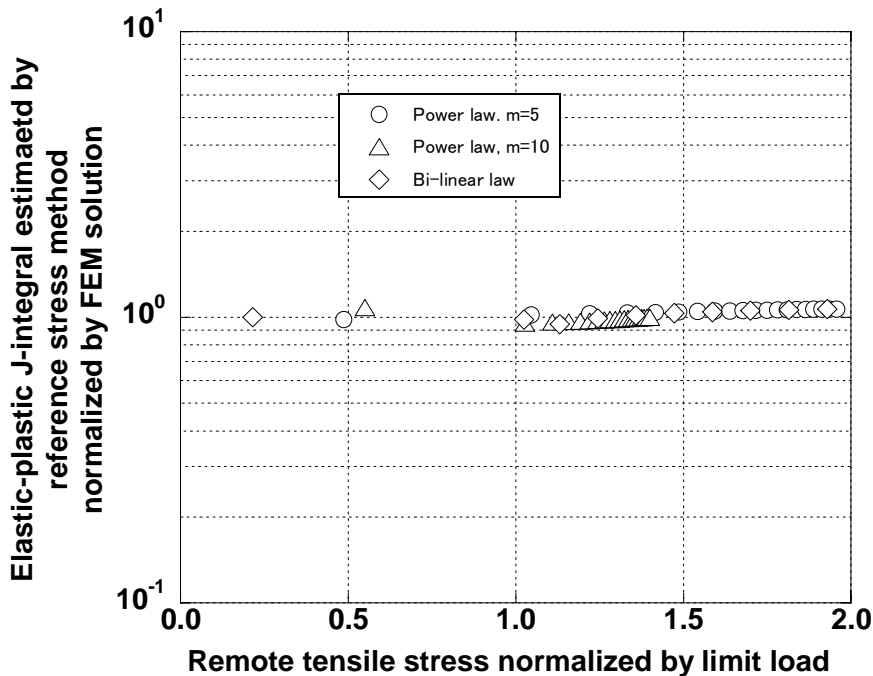


Fig. 3-18(2) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/4$ , with external pressure, with limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

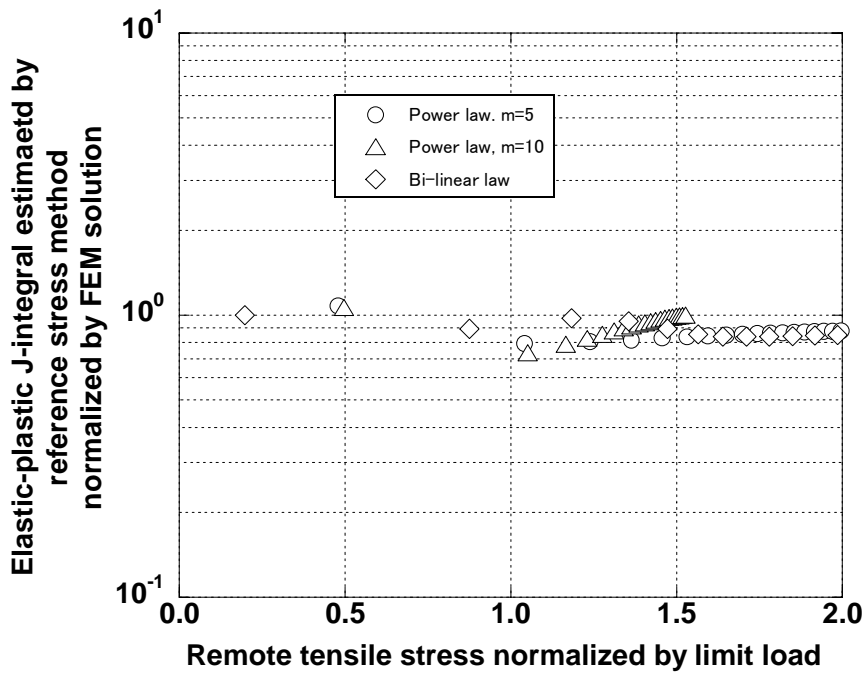


Fig. 3-18(3) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/2$ , no external pressure, with limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

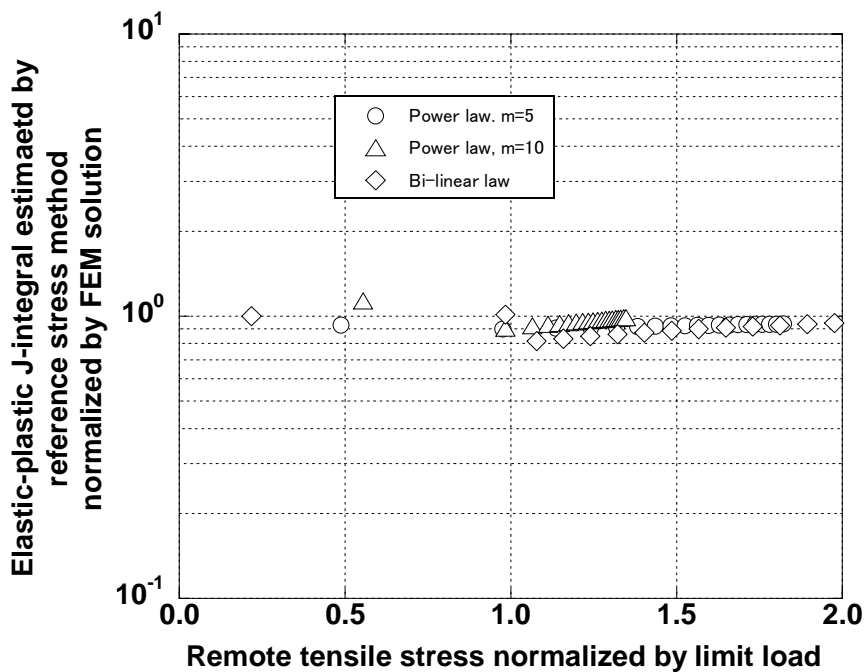


Fig. 3-18(4) Ratio of elastic-plastic  $J$ -integral estimated by the reference stress method to the detailed FEM ( $a/w=1/2$ , with external pressure, with limit load correction) for the circumferentially cracked cylinder subjected to tensile stress and external pressure

### 3.3.5 数値解析例（一様引張を受ける周方向き裂入り円筒のクリープ $J$ 積分）

前項と同様な周方向き裂入り円筒のクリープ解析を行うことにより，弾塑性解析で定めた $\gamma$ を定常クリープ $J$ 積分に適用する手法の妥当性を確認するとともに，本節における小規模クリープに関する検討を検証する．有限要素解析にはBritish Energy開発の汎用プログラムBERSAFE<sup>35)</sup>を用いた．また，クリープ構成式に対する一般性を確認するため，二次クリープに相当するNorton則と，一次クリープを表現し得るBlackburn則とを用いた．

#### (1) 解析対象の形状，寸法，材料特性

解析対象の形状は前項の弾塑性解析と同様であり，Fig. 3-15に示す内面に周方向き裂を有する円筒とした．荷重は，一様引張のみとし外圧は考慮しない．また，小規模クリープ状態が長く続く現実的に低い応力となるよう， $\sigma_M = 98$  MPaで保持した．これらの寸法および荷重条件はTable 3-7に示すとおりとした．

Table 3-7 Dimensions and loading conditions of the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

Wall thickness, $w$	10 mm
Inner radius, $R_{in}$	100 mm
Half cylinder length, $L$	100 mm
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4 or 1/2
Remote tensile stress, $\sigma_M$	98 MPa (constant)

材料特性にはSUS304鋼の550°Cにおける特性を念頭に，高速原型炉設計方針<sup>36)</sup>のクリープひずみ式および動的応力-ひずみ関係式をベースとし，有限要素解析にはこれらの式をそのまま使い，簡易評価にはこれらの特性式をべき乗則で近似して定めた材料定数を用いた．ここでは応力-ひずみ関係は次式のLudwik則で表現されている．

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E}, & \sigma \leq \sigma_p \\ \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K^*}\right)^{1/m^*}, & \sigma > \sigma_p \end{cases} \quad (3.35)$$

ここに $\sigma_p$ は比例限度力、 $K^*$ は応力の次元を持つ材料定数である。オリジナルの動的応力-ひずみ関係式は、疲労試験における応力範囲とひずみ範囲の関係に対して示されているが、ここではクリープ中の保持応力を適切に模擬するため、応力範囲とひずみ範囲のそれぞれの1/2に対して式(3.35)の定数を定めた。クリープ $J$ 積分の簡易評価に含まれる $t_p$ の算定にあたってはRamberg-Osgood則が前提とされているため、式(3.35)を近似するよう式(3.1)の定数を定めて、 $\varepsilon_o^p = 1.357 \times 10^{-3}$ 、 $\sigma_y = 200$  MPaとした。これらの弾塑性応力-ひずみ関係をまとめてTable 3-8に示す。

Table 3-8 Elastic-plastic properties of SUS304 at 550°C employed in the creep analysis and simplified estimates of the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

	FEA	Simplified Estimates
Elasticity	Elastic modulus, $E = 154$ GPa Poisson's ratio, $\nu = 0.3$	same as FEA and $E' = E/(1 - \nu^2)$
Plasticity	Ludwik law: $\varepsilon^p = \begin{cases} 0, & \sigma \leq \sigma_p \\ \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K^*}\right)^{1/m^*}, & \sigma > \sigma_p \end{cases}$ $\sigma_p = 91.99$ MPa $K^* = 2031$ MPa $m^* = 0.4267$	Ramberg-Osgood law: $\varepsilon^p = \varepsilon_o^p \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^m$ $\varepsilon_o^p = 1.357 \times 10^{-3}$ $m = 3.133$ $\sigma_y = 200$ MPa

クリープ構成式についても同様に、有限要素解析や式(3.12)の参照クリープひずみ速度の評価に任意の構成式を用いることができ、次式の文献<sup>36)</sup>の

Blackburn型のクリープひずみ式を用いた。

$$\varepsilon^c(\sigma, t) = C_1\{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2\{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m^c t \quad (3.36)$$

ここに  $r_1$ ,  $r_2$ ,  $C_1$ ,  $C_2$  は一次クリープ (primary creep) に関する材料定数で最小クリープひずみ速度  $\dot{\varepsilon}_m^c$  (minimum creep rate) とクリープ破断時間  $t_R$  (creep rupture time) の関数として与えられることで温度依存性および応力依存性が含まれる。SUS304鋼の550°Cにおけるこれらの材料定数をまとめてTable 3-9に示す。なお、クリープ硬化にはひずみ硬化則を仮定し、式(3.36)を応力の変化を伴う問題に適用する際には、現時点までの累積クリープひずみと現時点での応力とから式(3.36)を解いて得られる等価時間を式(3.36)の仮想時刻  $t$  として、クリープひずみ速度  $\dot{\varepsilon}^c(\sigma, t)$  を求めた。

一次クリープを考慮する場合、応力とクリープひずみ速度との関係が時間とともに変わるため、 $t_p$  の評価にあたっては  $t=0$  の時点での特性に従う必要がある。このため、式(3.36)で  $t=0$  とした場合の応力とクリープひずみ速度の関係をNorton則で以下のように近似した。

$$\dot{\varepsilon}^c(\sigma, 0) = \varepsilon_o^{c*} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^{n^*} \quad (3.37)$$

SUS304鋼、550°Cの場合に対して  $\sigma_Y=200\text{MPa}$  とすれば、 $\varepsilon_o^{c*} = 2.879 \times 10^{-4}$ ,  $n^* = 7.599$  となる。これらの定数もTable 3-9に示している。

一次応力問題では、機器寿命中で一次クリープの影響を受ける期間が相対的に短い場合があり、その場合は最小クリープ速度 (または二次クリープ (secondary creep)) に基づく評価で間に合う。ここでは比較のため、Table 3-9の最小クリープ速度  $\dot{\varepsilon}_m^c$  を式(3.15)のNorton則で近似した構成式を用いた解析も実施した。Norton則の材料定数はTable 3-9に示すとおりとした。



Table 3-9 Creep strain equations of SUS304 at 550°C employed in the creep analysis and simplified estimates of the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

(Unit: stress in MPa, time in hr)

	FEA	Simplified Estimates
Primary plus secondary creep	<p>Blackburn law:</p> $\varepsilon^c(\sigma, t) = C_1\{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2\{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m^c t$ $\dot{\varepsilon}^c(\sigma, t) = r_1 C_1 \exp(-r_1 t) + r_2 C_2 \exp(-r_2 t) + \dot{\varepsilon}_m^c$ $\log_{10} t_R = 14.345 - 7.416(\log_{10} \sigma - 0.9915) - 0.516(\log_{10} \sigma - 0.9915)^2$ $\dot{\varepsilon}_m^c = 0.16001 \cdot t_R^{-1.1335}$ $r_1 = 103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$ $r_2 = 17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$ $C_1 = 1.2692 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{c0.74491} / r_1$ $C_2 = 0.48449 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{c0.81155} / r_2$	<p>same as FEA and</p> $\dot{\varepsilon}^c(\sigma, 0) = \varepsilon_o^{c*} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^{n^*}$ $n^* = 7.599$ $\varepsilon_o^{c*} = 2.879 \times 10^{-4}$ $\sigma_Y = 200 \text{ MPa}$
Secondary creep only	<p>Norton law:</p> $\dot{\varepsilon}_o^c = \varepsilon_o^c \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^n$ $n = 9.873$ <p>power law approximation of the above <math>\dot{\varepsilon}_m^c</math></p>	$\sigma_Y = 200 \text{ MPa}$ $\varepsilon_o^c = 1.070 \times 10^{-5}$

これらの簡易評価で極限荷重 $\sigma_L$ および $t_p$ 評価に用いる初期弾塑性 $J$ 積分 $J_o$ は弾塑性解析で得られた値を用い、クリープ $J$ 積分評価法の純粋な精度に着目した。使用した各種構造応答パラメータをTable 3-10にまとめて示す。

Table 3-10 Structural response parameters related to elastic-plastic response used in the simplified creep  $J$ -integral estimates of the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4	1/2
Limit load, $\sigma_L$ (MPa)*1	185.4	130.8
Dimensionless stress intensity factor, $F$ *2	1.320	1.801
Elastic-plastic $J$ -integral due to initial loading, $J_o$ (MN/m)*3	$9.147 \times 10^{-4}$	$4.321 \times 10^{-3}$
Limit load correction factor, $\gamma$ *4	0.9177	1.028

\*1: Results of the limit analysis in Table 3-6 with yield strength of 200 MPa

\*2: Results of the elastic analysis in Table 3-6

\*3: Results of the elastic-plastic analysis with plastic constitutive law in Table 3-8 for SUS304 at 550°C

\*4: Results of the elastic-plastic analysis for  $m=10$  in Table 3-6

## (2) 解析結果

解析の結果得られた  $C(t)$  の緩和挙動をFig. 3-19(1)～Fig. 3-19(4)に示す。これらの図では、以下の4つの簡易評価を比較した。

方法A: オリジナルの参照応力法 ( $\gamma=1$ ) による  $C^*$  (式(3.12))

方法B: 上記の方法Aで、 $m=10$ なる弾塑性解析 (Table 3-6) で得られた  $\gamma$  を使用 (enhanced reference stress method)

方法C: 小規模クリープに対する式(3.17)で式(3.24)の先行時間を考慮しない ( $t_p = 0$ )

方法D: 上記方法Cで、式(3.24)の先行時間を考慮し ( $t_p > 0$ )、 $C^*$  の評価に  $m=10$ なる弾塑性解析 (Table 3-6) で得られた  $\gamma$  を使用して加算 (式(3.26))

これらの図のように、本論文が初めて提案する方法Dは、構成式、き裂深さ、初期弾塑性、 $J$ 積分などの違いよらずに、既存手法の精度を改善することが確認できた。また、 $t_p$ の評価にあたって無次元数の影響を無視しているが、今回の数値解析例の範囲では特に大幅な精度低下にはつながらなかった。クリープき裂進展速度は $C(t)$ の時間積分におおむね比例するため、保持後半の精度がある程度確保されていれば、初期の $C(t)$ の評価精度の影響はある程度犠牲にできるため、この程度の $t_p$ 評価の精度でも実用上は差し支えない見通しがある。

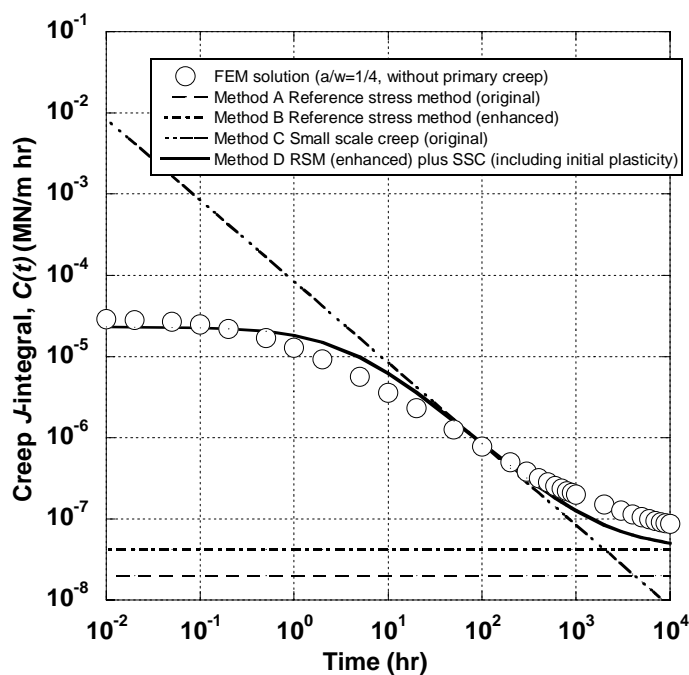


Fig. 3-19(1) Comparison between estimated creep  $J$ -integral by the simplified methods and the detailed FEA ( $a/w=1/4$ , without primary creep) for the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

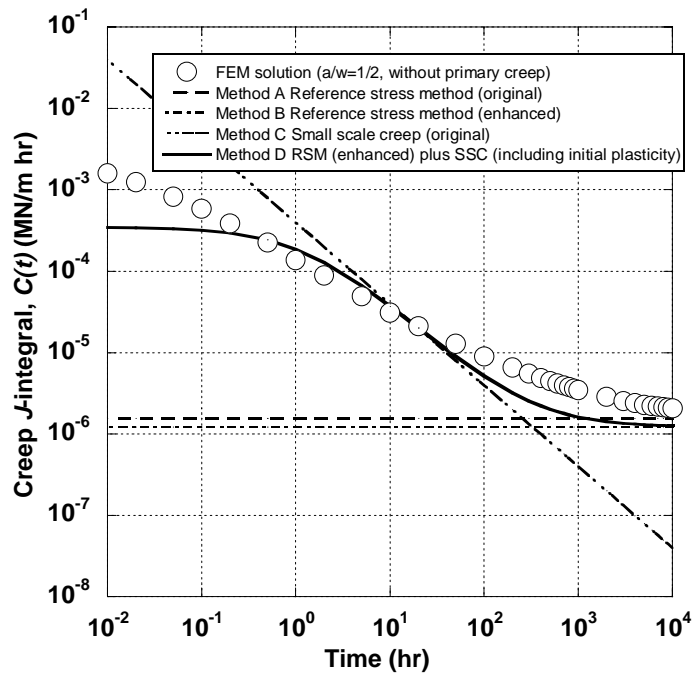


Fig. 3-19(2) Comparison between estimated creep  $J$ -integral by the simplified methods and the detailed FEA ( $a/w=1/2$ , without primary creep) for the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

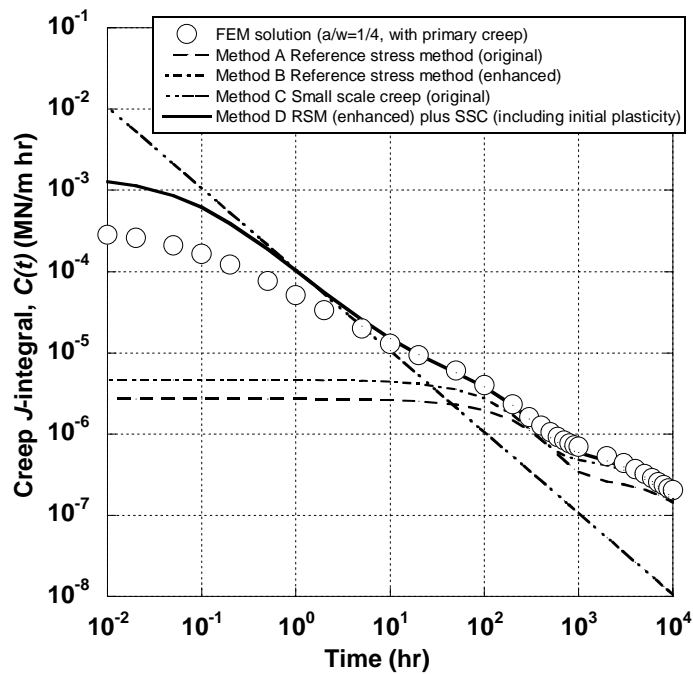


Fig. 3-19(3) Comparison between estimated creep  $J$ -integral by the simplified methods and the detailed FEA ( $a/w=1/4$ , primary plus secondary creep) for the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

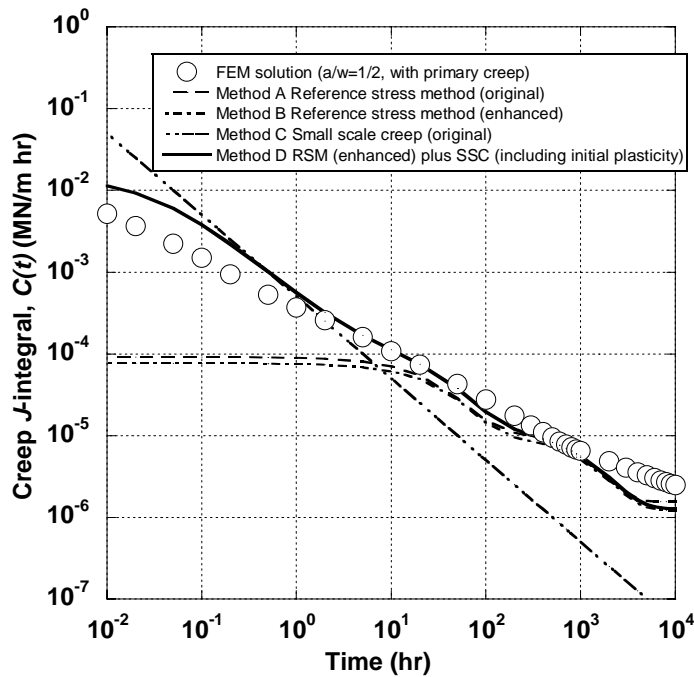


Fig. 3-19(4) Comparison between estimated creep  $J$ -integral by the simplified methods and the detailed FEA ( $a/w=1/2$ , primary plus secondary creep) for the circumferentially cracked cylinder subjected to constant tensile stress

### 3.4 おわりに

本章では荷重制御型応力の取扱いに対して，設計規格類における一次応力制限，およびき裂評価に用いられている弾塑性 $J$ 積分とクリープ $J$ 積分の簡易評価法について，ともに参照応力法に基づく考察を加えた．その結果，以下の知見を得た．

- ① 既存設計規格類で許容されている極限解析に基づく一次応力制限法が，非弾性変位と弾性変位との比率を制限していることを近似理論的に示した上で，これまで取扱いがあいまいであった複数荷重が作用する場合の極限解析において，実際の荷重の性質にかかわらずに比例負荷を仮定する方法の根拠を与えた．この取扱いは，必然的に比例負荷が仮定される既存の弾性解析・応力分類法に基づく方法や，欧州規格に採用されている弾性代償法と整合する．
- ② 比例負荷を仮定することで，弾性解析・応力分類法，弾性代償法，極限解析の既存規格類における3つの一次応力の制限方法が互いに整合する弾塑性変

位と弾性変位の比を許容限界とすることが示せ、これらの手法の力学的意味が明確にされた。

- ③ 非弾性変位と弾性変位の比に着目することで、加工硬化を伴う一般の構成式を用いた弾塑性解析を行った場合にも適用可能で、既存設計規格類と構造応答の許容限界の観点で整合する許容荷重の設定方法（弾性勾配減少法）を提案した。本手法は米国軽水炉設計規格における二倍勾配法に代えて使用可能であり、二倍勾配法よりも極限解析との整合性に優れている。
- ④ 極限解析と弾性勾配減少法は、内圧と軸力を受ける平滑円筒のように、応力の分布が比較的小さい場合に、ほぼ同じ許容荷重に帰結することを弾塑性解析で示した。軸力と内圧を受けるペローズ型構造のような複雑な構造では、応力分類法が過度に安全側の許容荷重を与えるのに対し、弾性勾配減少法は、極限解析とよく一致することを極限解析との比較によって確認した。また、弾性勾配減少法は、いずれの弾塑性解析例でもASMEの二倍勾配法と極限解析の不整合を大幅に改善することを確認した。これら①～④の知見により、応力分類の必要性を排除し得る極限解析法や弾性勾配減少法の理論的根拠が明確化された。
- ⑤ き裂問題に対しては、弾完全塑性体を仮定した有限要素解析（極限解析）を参照応力法の適用にあたって使用すべきであることを示した。従来よく用いられてきた単純な実断面応力分布を仮定して得られる極限荷重の近似式は安全側評価となる傾向があり、実断面応力補正係数を用いて極限解析結果を反映可能であることを具体例で示した。この実断面応力補正係数は無次元化による再利用が可能である。
- ⑥ Kimが提案した極限荷重補正係数が、弾塑性 $J$ 積分の有限要素解とオリジナルの参照応力法による近似値の比の全面塑性状態における収束値から一意的に決定できることを示した。また、当該応力指数に対する極限荷重補正係数がない場合やべき乗則に従わない構成式の場合は、大きめの応力指数に対する係数を一律に用いても参照応力法の精度改善が可能である見通しを軸力と外圧を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性解析例で示した。弾塑性解析で求め

た極限荷重および最適化係数は、同一形状のき裂入り構造に対する定常クリープ $J$ 積分の評価にも適用可能である。

- ⑦ 定常クリープ状態に到達する前の小規模クリープ状態に対して、これまで得られていなかった、塑性とクリープの応力指数が異なる場合のクリープ $J$ 積分近似式を初めて提案し、周方向き裂入り円筒の弾塑性クリープ解析によってその妥当性を示した。また、弾塑性解析から定めた極限荷重補正係数は弾塑性 $J$ 積分と同様に、参照応力法による定常クリープ $J$ 積分の評価精度を改善できることを確認した。これら⑤～⑦の知見に基づくき裂状損傷評価法は、応力分類法を要さないため形状一般性を有する。

### 【第3章 参考文献】

- 1) R. K. Penny and D. L. Marriott, Design for Creep, McGraw-Hill, London, 1971.
- 2) G. A. Webster and R. A. Ainsworth, High Temperature Components Life Assessment, Chapman & Hill, London, 1994.
- 3) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, 2004.
- 4) R. A. Ainsworth, The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material, Engineering. Fracture Mechanics, Vol. 19, 1984, pp. 633- 642.
- 5) British Energy, R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, Revision 4, Amendment 2, British Energy, Gloucester, 2003.
- 6) British Energy, Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, R5 Issue 3, Gloucester, 2003.
- 7) Y.-J. Kim, N.-S. Huh and Y.-J Kim, Enhanced Reference Stress-based  $J$  and Crack Opening Displacement Estimation Method for Leak-Before-Break Analysis and Comparison with GE/EPRI Method, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 24, 2001, pp. 243-254.
- 8) Y.-J. Kim and J.-S. Kim, Enhanced Reference Stress Approach for Defect Assessment of Components Operating at High Temperatures, Proceedings of CREEP7, JSME, Tsukuba, 2001, pp. 285-290.
- 9) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2001, 2001.
- 10) ASME, Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Sections III and VIII, Division 2, ASME, 1969.
- 11) European Commission Joint Research Centre and EPERC, The Design-by-Analysis Manual, EUR 19020 EN, 1999.
- 12) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Subsection NH - Class 1 Components Elevated Temperature Services, 2004.
- 13) 核燃料サイクル開発機構, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, TN241 81-25(1), 1984.
- 14) 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方



- 針, PNC TN-241 82-08, 1982.
- 15) G. C. Slagis, Fundamental Concepts Behind Section III Design-By-Analysis, Proceedings ICPVT-10, 2003, pp. 11-19.
  - 16) 例えば, 藤岡, 三浦, 鹿島, 宮崎, 菅野, 石渡, 後藤, き裂を有する国産炭素鋼溶接継手配管の動的破壊強度の評価, 電中研研究報告, T94036, 1995.
  - 17) N. J. Hoff, Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations, Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 12, 1954, pp. 49-55.
  - 18) 藤岡, 構造強度を特徴づける極限荷重の意味とその評価方法, 日本機械学会2000年年次大会講演論文集(I), 日本機械学会 No. 00-1, 名古屋, 2000, pp. 853-854.
  - 19) T. Fujioka, Suggestions on Performance of Finite Element Limit Analysis for Eliminating the Necessity of Stress Classification in Design and Defect Assessment, The 9th International Conference on Nuclear Engineering, Paper #369, Nice, 2001.
  - 20) D. Mackenzie and J. T. Boyle, Computational Procedures for Calculating Primary Stress for the ASME B&PV Code, ASME PVP Conference, 1993.
  - 21) 北川, 塑性力学の基礎, 日刊工業新聞社, 東京, 1979.
  - 22) J. B. Martin, Plasticity, Fundamentals and General Results, MIT Press, 1975.
  - 23) 藤岡, 構造健全性評価における有限要素極限解析の活用, 2001年度年次大会講演論文集, Vol. I, No.01-1, 日本機械学会, 福井, 2001, pp. 407-408.
  - 24) <http://www.mscsoftware.com/>
  - 25) H. Riedel and J. R. Rice, Tensile Cracks in Creeping Solids, Fracture Mechanics 12th Conference, ASTM STP700, 1980, pp. 112-130.
  - 26) K. Ohji, K. Ogura, S. Kubo and Y. Katada, The Application of Modified  $J$ -integral to Creep Crack Growth in Austenitic Stainless Steel and Cr-Mo-V Steel, International Conference on Engineering Aspects of Creep, Vol. 2, Sheffield, 1980, pp. 9-16.
  - 27) J. Joch and R. A. Ainsworth, The Effect of Geometry on the Development of Creep Singular Fields for Defects under Step-Load Controlled Loading, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 15, No. 3, 1992, pp.

229-240.

- 28) 大路, 小倉, 久保, クリープ変形初期のき裂先端近傍応力・ひずみ場と修正 $J$ 積分, 材料, Vol. 29, No. 320, 1980, pp. 465-471.
- 29) J. W. Hutchinson, Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, 1968, pp. 13-31.
- 30) J. Rice and G. F. Rosengren, Plane Strain Deformation Near a Crack Tip, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, 1968, pp. 1-12.
- 31) 渡辺, 倉繁, クリープ下における経路独立積分とき裂エネルギー密度, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 50, No. 454, 1983, pp. 1291-1302.
- 32) G. R. Irwin, Plastic Zone Near a Crack and Fracture toughness, Proceedings of 7th Sagamore Ordinance Material Research Conference, Report No. MeTE 661-661/F, Syracuse University Research Institute, 1960, p. IV-63.
- 33) C. Shih, B. Moran and K. Nakamura, Energy Release Rate along a Three-dimensional Crack Front in a Thermally Stressed Body, International Journal of Fracture, Vol. 30, 1986, pp. 79-102.
- 34) 例えば, 構造健全性評価ハンドブック編集委員会, 構造健全性評価ハンドブック, 共立出版, 東京, 2005.
- 35) T. K. Hellen and W. S. Blackburn, Non-linear Fracture Mechanics and Finite Elements, Engineering Computations, Vol. 4, No. 1, 1987, pp.2-14.
- 36) 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等, PNC TN241 84-10, 1984.

## 第4章 弾性追従概念に基づく変位制御型応力に対する応力集中および非弾性J積分評価法

### 4.1 はじめに

本章では、設計規格上一次応力よりも許容応力が高い二次応力問題のうち、強制変位によって応力を生じる変位制御型応力に対する応力集中およびき裂状損傷の問題を取扱う。この場合、荷重反力を外力として取扱うことで、荷重制御問題と同様な取扱いが可能となるが、非弾性変形による反力緩和の予測が必要となることから荷重制御問題より難易度が高い。このため、変位制御下でその厳密な有効性が示し得る弾性追従概念<sup>1-3)</sup>を導入することでその解決を図る。

ここでは、応力再配分過程を終えた後の応力分布が一次応力に対する定常クリープ状態と同様な、応力分布の形状が不変となる状態（準定常クリープ状態（quasi steady-state creep condition））を仮定し、定常クリープ状態や全面塑性状態と同様に参照応力法で取扱い得ることを示し、この準定常状態では弾性追従係数が応力指数と形状および荷重モードに依存する一定値になる性質を導く。そして、この性質を活用し、弾性追従係数に再利用性があることを示す。

また、応力集中問題に対するNeuber則<sup>4)</sup>に関する既往研究を参照して、応力再配分過程の応力緩和軌跡がNeuber則型の双曲線から上記の弾性追従係数で定義される直線状の軌跡に漸近することを述べる。また、クリープと塑性の類似性（Hoffの類似）<sup>5-6)</sup>から、弾塑性解析から定めた応力緩和軌跡を用いて切欠き底のピークひずみだけでなくクリープ中のピーク応力の緩和挙動の予測が可能になることを、数値解析例を用いて示す。

き裂状損傷問題については、荷重反力から荷重制御と同様に定義可能な参照応力を用いて、参照応力法が適用可能となることを述べる。また、参照応力の緩和挙動が弾性追従係数で定義される直線状の軌跡をたどるものと仮定し、弾性追従係数が既知であれば弾性解析から弾塑性状態やクリープ中の荷重反力の推定が可能であることを示す。ここで必要となる弾性追従係数が弾塑性解析に

における全面塑性状態での収束値として一意的に定義可能で、こうして決定した弾性追従係数は荷重の大きさによらずに一定値として使用してよいことを数値解析例で初めて示す。

## 4.2 変位制御下での応力緩和挙動

### 4.2.1 準定常クリープ状態における弾性追従挙動

#### (1) 変位保持を受ける変断面棒モデルにおけるクリープ

弾性追従挙動の模式的説明には Fig. 4-1 に示す変断面棒モデルがよく用いられる。このモデルでは、強制変位  $\Delta$  によって生じた弾性応力がそれぞれの部位の応力に応じて異なるクリープひずみ速度を生じることから高応力側では弾性ひずみの減少速度  $\dot{\epsilon}^e$  よりも大きなクリープひずみ速度  $\dot{\epsilon}^c$  を生じ得る。この性質を、弾性追従係数  $q_c$  を用いて次式で表すこととする<sup>1-3)</sup>。

$$\dot{\epsilon}^e = -\frac{\dot{\epsilon}^c}{q_c} \quad (4.1)$$

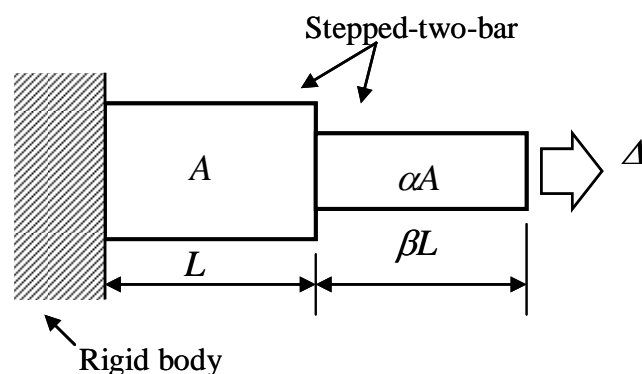


Fig. 4-1 Stepped-two-bar model for investigating elastic follow-up behavior in an elastic, power-law creeping body

太い側の断面積および長さを  $A$  ,  $L$  , 細い側を  $\alpha A$  ,  $\beta L$  ( $0 < \alpha < 1$  ,  $\beta > 0$ ) とすると、応力指数を  $n$  ( $n > 1$ ) とする Norton 則,

$$\dot{\varepsilon}^c = \varepsilon_0^c \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n \quad (4.2)$$

に従う弾性クリープ体における弾性追従係数  $q_c$  は解析的に次式で定まる<sup>2)</sup>.  
ここに  $\varepsilon_0^c$  および  $\sigma_Y$  は材料定数である.

$$q_c = \frac{\alpha + \beta}{\alpha^n + \beta} \quad (4.3)$$

すなわち弾性追従係数は  $n$  以外の材料特性や寸法および荷重の大きさに依存しない. Fig. 4-1 の例では, 応力は時間とともに変化し, 一定ではないものの, 2 部位の応力の比が一定のため, 応力再配分が生じない状態と捉えることができ, このような状態 (応力分布の形状が一次応力に対する定常クリープ状態と同じになる状態) を準定常クリープ状態と呼ぶことにする. なお, 全面塑性状態と定常クリープ状態とで応力指数が同一の場合, 同一の応力分布となる性質 (Hoff の類似<sup>5)</sup>) が, 外力がゆるやかに変化する場合でも成立することは厳密に証明されている<sup>6)</sup>.

式(4.3)を用いて典型的な寸法, 応力指数を用いた場合の  $q_c$  を計算した結果を, Fig4-2 に示す. 本モデルの場合,  $q_c$  は  $n$  が大きいほど大きく,  $\beta$  が小さい, つまり低応力部が長いほど大きい傾向を持つことがわかる. また,  $\alpha$  が小さい場合 (Fig. 4-2 では  $\alpha < 0.5$  の領域) は,  $q_c$  の  $n$  への依存性は小さいことがわかる. このことは, 剛性差が大きいケースにおいては, 形状による影響に比べて構成式の違いがもたらす影響が小さくなることを意味する.

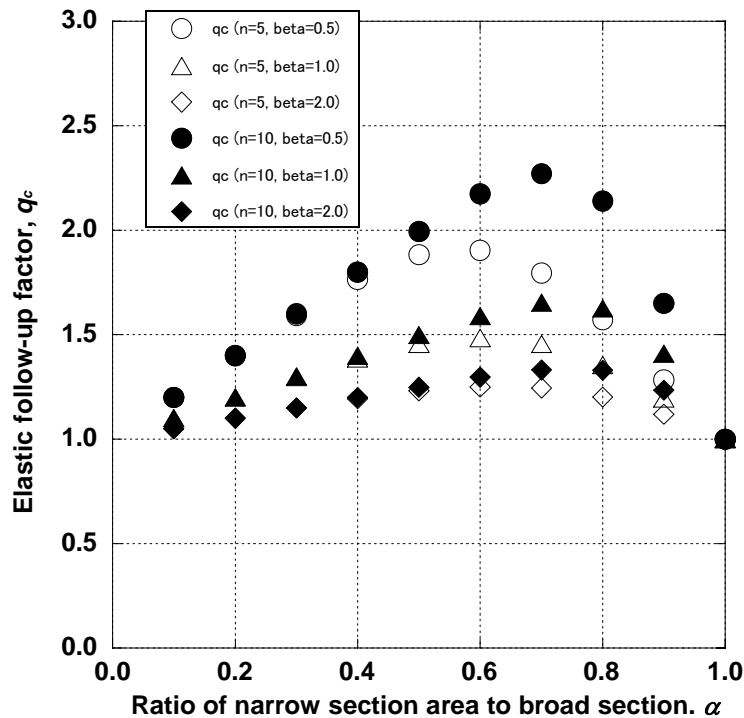


Fig. 4-2 Elastic follow-up factor for the elastic-creeping stepped-two-bar model subjected to constant displacement

一般の形状では、弾性状態から準定常クリープ状態への推移過程において応力再配分を生じるため、 $q_c$ は一定値にはならないが、定常クリープ状態における応力分布の形状が構造形状と応力指数および荷重モードにのみ依存する性質からの類推として、同様に十分に長い時間を経た後には準定常状態が成立し、その後は応力分布が一定の形状を保ちつつ応力緩和を継続すると推定される。この時の弾性追従係数は、構造形状と応力指数および荷重モードにのみ依存し、荷重の大きさや構造の寸法には依存しないと推定される。

この弾性追従係数に基づく評価法は我が国の高速炉設計方針<sup>1, 3)</sup>で初めて採用され、その後はフランスの高速炉設計規格<sup>7)</sup>や英国の構造健全性評価手順書 R5<sup>8)</sup>に取り入れられている。また、文献<sup>9-11)</sup>では、変位制御を受けるき裂入り平板において、荷重反力から定義される参照応力が、全面塑性状態で一定の弾性追従係数に従う緩和挙動を示すことが述べられている。この事実

は、準定常クリープ状態で弾性追従係数が一定値に収束する性質を持つことを示唆する。

## (2) 変位保持を受ける任意形状物体における準定常クリープ

上記(1)の事実を踏まえ、変断面棒のような簡単な形状ではなく、より一般的に準定常クリープ状態における弾性追従挙動について考察する。検討対象は Fig. 4-3 のような任意形状の弾性クリープ体が変位  $\Delta$  の保持を受ける場合とし、変位規定点における荷重反力を  $P$  とする。クリープ構成式は式(4.1)の Norton 則とする。

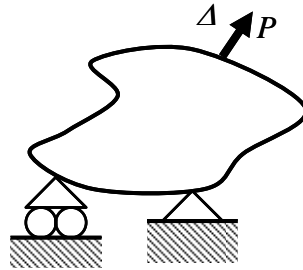


Fig. 4-3 Arbitrary shaped elastic-creeping body subjected to a fixed displacement

クリープが進行するにつれて  $P$  は緩和するが、十分に長い時間が経過した後は応力再配分が終了し、 $P$  による荷重保持を受けた場合と同じ応力分布（準定常クリープ状態）に漸近する。

準定常クリープ状態に置かれる時の変位を弾性ひずみの寄与  $\Delta^e$ （弾性変位）とクリープひずみの寄与  $\Delta^c$ （クリープ変位）とに下記のように分離できるとすると、変位速度  $\dot{\Delta}$  も同様に下記のように分離して表現できる。

$$\Delta = \Delta^e + \Delta^c \quad (4.4)$$

$$\dot{\Delta} = \dot{\Delta}^e + \dot{\Delta}^c \quad (4.5)$$

ここに  $\dot{\Delta}^e$  は弾性ひずみ速度による、 $\dot{\Delta}^c$  はクリープひずみ速度による変位速度であり、変位保持下でこれらの合計は 0 となる。

ところで、荷重  $P$  に対する定常クリープ状態における  $\dot{\Delta}^c$  は参照応力法によって次式で近似できる。

$$\dot{\Delta}^c = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\sigma_{ref} / E} \Delta^e \quad (4.6)$$

ここに  $\sigma_{ref}$  は参照応力であり次式で与えられる。

$$\sigma_{ref} = (P / \gamma P_L) \sigma_Y \quad (4.7)$$

また、 $P_L$  は  $\sigma_Y$  を降伏強さとする剛塑性体の極限荷重であり、 $\gamma$  は第3章で導入した Kim<sup>12-13)</sup> によって提案された極限荷重補正係数である。さらに、式(4.6)中の  $\dot{\varepsilon}_{ref}^c$  はクリープ構成式に  $\sigma_{ref}$  を代入して定まる参照クリープひずみ速度、 $E$  は縦弾性係数である。式(4.6)は定常クリープ状態における変位速度と次元的に一致しており、 $\gamma$  を適切に定めることで厳密なクリープ変位速度の近似を与える。

一方  $\Delta^e$  と  $\dot{\Delta}^e$  は、弾性応力解析から次式中の参照長さ  $L_{ref}$  を定めれば、以下のよう表現できる。

$$\Delta^e = (\sigma_{ref} / E) L_{ref} \quad (4.8)$$

$$\dot{\Delta}^e = (\dot{\sigma}_{ref} / E) L_{ref} \quad (4.9)$$

式(4.8)を式(4.6)に代入し、式(4.9)とともに式(4.5)に適用すると  $L_{ref}$  が消え、次式が導かれる。

$$\dot{\sigma}_{ref} = -E \dot{\varepsilon}_{ref}^c \quad (4.10)$$



すなわち、変位保持下での参照応力の緩和速度（式(4.7)より  $P$  の緩和速度に比例する）は  $\dot{\varepsilon}_{ref}^c$  で代表させたクリープひずみ速度に完全なひずみ制御を仮定した状態となる（そうなるように  $\gamma$  を定めているためである）。

ここで、任意の着目部における相当応力を  $\bar{\sigma}_p$ （実用的には応力集中部の相当ピーク応力と考えて差し支えない）とすると、準定常クリープ状態では応力分布形状が一定であることから時間に非依存となる応力集中係数  $\bar{K}_\sigma$  を次式に定義する。

$$\bar{K}_\sigma = \bar{\sigma}_p / \sigma_{ref} \quad (4.11)$$

着目部の相当クリープひずみ速度（相当ピーククリープひずみ速度と考えて差し支えない） $\bar{\dot{\varepsilon}}_p^c$  は、式(4.2)に従うことから次式となる。

$$\bar{\dot{\varepsilon}}_p^c = \dot{\varepsilon}_o^c (\bar{K}_\sigma \sigma_{ref} / \sigma_Y)^n \quad (4.12)$$

また、着目部の相当弾性ひずみ速度  $\bar{\dot{\varepsilon}}_p^e$  は次式となる。

$$\bar{\dot{\varepsilon}}_p^e = \bar{K}_\sigma \dot{\sigma}_{ref} / E \quad (4.13)$$

式(4.12)と式(4.13)より、式(4.1)の右辺を相当ひずみ速度に対して定義し、さらに式(4.10)を適用すれば、 $q_c$  に対する極めて簡単な次式が導かれる。

$$q_c = \bar{K}_\sigma^{n-1} \quad (4.14)$$

すなわち、準定常クリープ状態での弾性追従係数は物体形状と応力指数に依存する応力集中係数と応力指数のみに依存し、荷重の大きさや物体の寸法、および材料定数  $\dot{\varepsilon}_o^c$  ならびに  $E$  に依存しない。また、Hoff の類似に基づき、全面塑性状態に置かれる弾塑性体でも同じ関係式が導かれるはずであり、 $\bar{K}_\sigma$  が

物体形状と応力指数にのみ依存することと式(4.14)の形から，応力指数が同一の弾塑性体と弾性クリープ体は同一の弾性追従係数に従う挙動を示す．そして， $q_p$ および $q_c$ はそれぞれ，全面塑性状態および準定常クリープ状態で同一の一定値に収束する．

#### 4.2.2 応力再配分過程に対する Neuber 則の適用

応力再配分を生じる問題の典型として切欠き底のピーク応力の緩和挙動について検討する．荷重制御荷重を受ける切欠きを有する構造の弾塑性状態におけるピーク応力，ピークひずみに対しては次式の Neuber 則<sup>4)</sup>が近似的に成立することが知られている．

$$K_\sigma K_\varepsilon = K_t^2 \quad (4.15)$$

$$K_\sigma = \sigma_p / \sigma_n \quad (4.16a)$$

$$K_\varepsilon = \varepsilon_p / \varepsilon_n \quad (4.16b)$$

$$K_t = \sigma_p^e / \sigma_n^e \quad (4.16c)$$

ここに  $K_\sigma$  と  $K_\varepsilon$  は弾塑性状態における応力集中係数およびひずみ集中係数， $K_t$  は弾性応力集中係数で弾性状態における  $K_\sigma$  と捉えてよいが， $K_\sigma$  は荷重の大きさに依存するのに対し， $K_t$  は依存しない． $\sigma_p$  と  $\varepsilon_p$  は弾塑性状態におけるピーク応力およびピークひずみ， $\sigma_p^e$  は弾性解析で得られるピーク弾性応力である． $\sigma_n$  は弾塑性状態における公称応力， $\sigma_n^e$  は弾性状態における公称応力である．式(4.15)は，平面応力状態ではある程度の精度で成立するが，多軸応力の影響が強くなる平面ひずみ状態や軸対称体では精度が低下することがわかっている．この違いを含めるために応力，ひずみを Mises の相当応力，相当ひずみで表現し，さらに補正係数  $\mu$  を用いて，以下のようにすると一般性が高まるとされる<sup>14-17)</sup>．

$$K_{\sigma}^* K_{\varepsilon}^* = \mu K_t^{*2} \quad (4.17)$$

$$K_{\sigma}^* = \bar{\sigma}_p / \bar{\sigma}_n \quad (4.18a)$$

$$K_{\varepsilon}^* = \bar{\varepsilon}_p / \bar{\varepsilon}_n \quad (4.19b)$$

$$K_t^* = \bar{\sigma}_p^e / \bar{\sigma}_n^e \quad (4.20c)$$

ここで  $\bar{\sigma}_p$ ,  $\bar{\varepsilon}_p$ ,  $\bar{\sigma}_n$ ,  $\bar{\varepsilon}_n$  は弾塑性状態でのピーク応力, ピークひずみ, 公称応力, 公称ひずみを, それぞれ Mises 型の相当応力, 相当ひずみで表現したもので,  $\bar{\sigma}_p^e$  と  $\bar{\sigma}_n^e$  は弾性状態でのピーク応力, 公称応力を Mises 型の相当応力で表現したものである. 大谷<sup>14)</sup>は, ピーク応力, ピークひずみに Mises 型の相当応力を用いることでオリジナルの Neuber 則よりも高精度でピーククリープひずみが推定可能になることを示し, 小倉・三木ら<sup>15-16)</sup>は, 公称応力, 公称ひずみに対して多軸性の効果を取り入れることによって, 平面応力状態と平面ひずみ状態および軸対称体とが統一的に評価可能となることを示している. 小倉・三木らの弾塑性解析<sup>15-16)</sup>からは, 小規模降伏状態で  $\mu$  は 1 以下で, 荷重が大きくなると 0.6 程度の値に収束する傾向があるとされる.  $\mu$  の収束値には若干の構成式依存性があるが,  $K_t$  への依存性は小さいとされる. 佐近<sup>17)</sup>は, 公称応力, 公称ひずみをミーゼス型の相当応力, 相当ひずみで定義し, 弾性公称応力を有限要素解析によって修正することで Neuber 則の精度を高めているが, 補正係数  $\mu$  は使用していない.

式(4.17)に基づくと, 弾塑性状態での相当ピーク応力と相当ピークひずみの積は次式で近似される.

$$\bar{\sigma}_p \bar{\varepsilon}_p = \mu \times \frac{\bar{\sigma}_p^e{}^2}{E} \times \frac{\bar{\sigma}_n \bar{\varepsilon}_n}{\bar{\sigma}_n^e \bar{\varepsilon}_n^e} \quad (4.21)$$

小規模降伏状態では,  $\bar{\sigma}_n \bar{\varepsilon}_n \approx \bar{\sigma}_n^e \bar{\varepsilon}_n^e$  であることから, 式(4.21)の相当ピーク応力と相当ピークひずみの積は, 公称応力の定義方法に依存しないが, 大規

模降伏状態では、切欠きの存在による実断面減少の影響が現れる。しかし、純粋なひずみ制御下では切欠きの存在による公称応力の増大は生じないことから、変位制御荷重に対しても実断面の減少が公称応力の増大につながらないと捉え、 $\bar{\sigma}_n \bar{\varepsilon}_n \approx \bar{\sigma}_n^e \bar{\varepsilon}_n^e$  とみなして次式を得る。

$$\bar{\sigma}_p \bar{\varepsilon}_p = \mu \times \frac{\bar{\sigma}_p^{e2}}{E} \quad (4.22)$$

一般には、弾性追従が生じることで二次応力下でも公称応力の増加の可能性はあるが、実用的には、応力集中部が塑性域に入っても公称応力は弾性域にとどまる場合が多く、応力が低く制限される設計規格に従って製作された機器であれば、その影響はあまり大きくないと想定される。き裂入り構造では、実断面減少によって公称応力が塑性域に入ることも考えられるが、全面塑性状態に対しては前項に述べた弾性追従係数を適用できる見通しがあるため、現時点では問題視しない。

本論文が想定する弾性クリープ体の応力緩和挙動を模式的に Fig. 4-4 に示す。すなわち応力緩和軌跡 (SRL, stress relaxation locus) は、応力再配分中 (小規模クリープ, 弾塑性問題では小規模降伏に対応) では  $\mu$  で表現される程度の差異はあるにしても、Neuber 則型の双曲線を辿り、準定常クリープ (弾塑性問題では全面塑性状態に対応) で、応力指数に応じた一定の弾性追従係数で表現される直線状の応力緩和軌跡を辿る状態に推移する。Fig. 4-4 の  $\sigma_{rr}$  と  $\varepsilon_{rr}$  は、小規模クリープから準定常クリープへ遷移する境界点の応力とひずみとする。

ピーク応力とピークひずみは構成式に依存するが、Neuber 則は本来、構成式に非依存である。荷重制御・小規模降伏条件下での小倉・三木らの弾塑性解析<sup>15-16)</sup>では、 $\mu$  に若干の構成式依存性が認められているが、佐近の検討<sup>17)</sup>では  $\mu=1$  としても、荷重制御、変位制御ともに構成式によらずに良好なピークひずみの推定精度が得られていることから、Neuber 則型の応力緩和軌跡に

における構成式依存性は小さいことが期待できる。

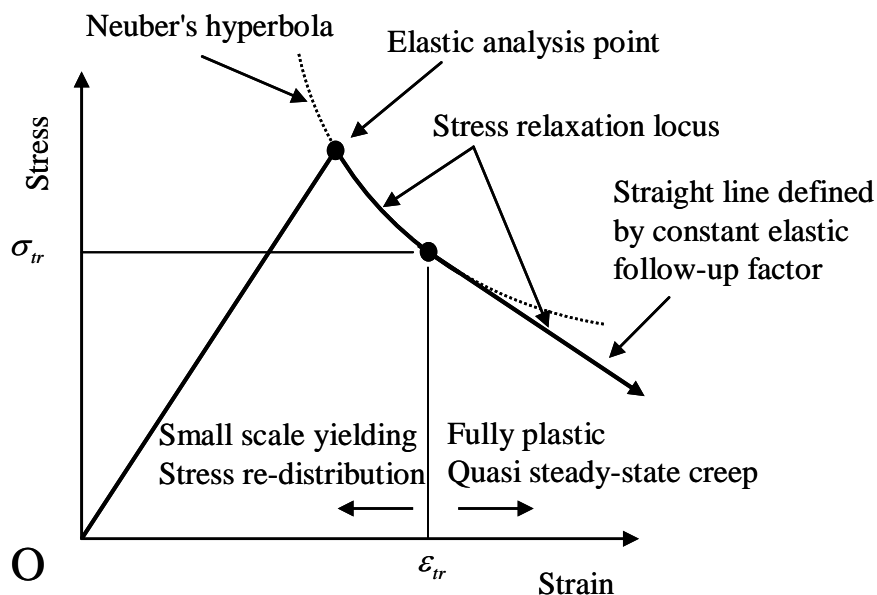


Fig. 4-4 Schematic illustration of stress redistribution behavior from elastic initial loading to quasi-steady state creep following Neuber's hyperbola and constant elastic follow-up factor

#### 4.2.3 数値解析例（変位保持を受ける3段変断面棒のクリープ）

応力再配分が顕著でない条件下での弾性追従挙動を検討するため、変断面棒の弾性クリープ解析を行う。前述のように2段の場合は解析的に検討可能なため、ここでは3段の変断面棒を取上げる。有限要素解析にはMSC.MARC<sup>18)</sup>（バージョン2005R2）を用いた。

##### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

解析対象は Fig. 4-5 に示す3段変断面棒とした。寸法は Table 4-1 に示すとおり、寸法とクリープ構成式における応力指数をパラメータとした。クリープ構成式には式(4.2)の Norton 則を用いた。寸法が異なるケースとしては、低応力部の長さが2倍の場合を取り上げた。

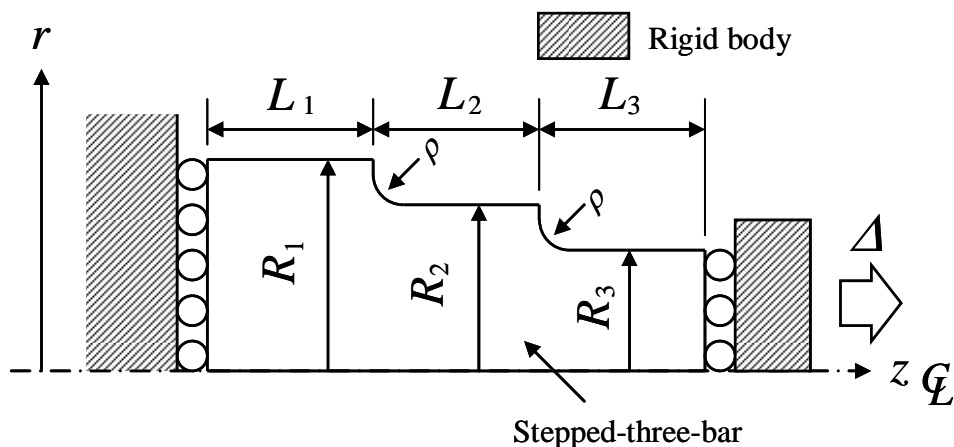


Fig. 4-5 Geometry and loading conditions of the stepped-three-bar subjected to constant displacement

Table 4-1 Dimensions and material properties of the stepped-three-bar subjected to constant displacement

Bar radius (mm)	$R_1$	5	
	$R_2$	4	
	$R_3$	3	
Bar length (mm)	$L_1$	10	20
	$L_2$	10	
	$L_3$	10	
Notch radius, $\rho$ (mm)		1	
Elastic modulus, $E$ (MPa)		200,000	
Poisson's ratio, $\nu$		0.3	
Forced displacement, $\Delta$ (mm)		0.03	
Creep law	Norton law: $\dot{\epsilon}^c = \epsilon_o^c (\sigma/\sigma_Y)^n$ $\sigma_Y=200\text{MPa}, \epsilon_o^c = 1.0 \times 10^{-8} \text{ 1/hr}$		
	$n=5$	$n=10$	$n=5$
			$n=10$

## (2) 解析結果

解析の結果得られた応力緩和挙動を Fig. 4-6 にまとめて示す。本解析例ではほとんど単軸応力状態のため、Fig. 4-6 中の応力とひずみは  $z$  方向成分で示した。2 段変断面棒および任意形状物体に対する解析的考察の通り、応力

緩和軌跡が応力ひずみ関係線図上で直線を示すことが確認されるとともに、低応力部が長い方が、弾性追従係数が大きいこと、若干ではあるが応力指数が大きい方が、弾性追従係数が大きくなることが確認できた。式(4.14)で、応力集中部の  $\bar{K}_\sigma$  は  $n$  が大きくなるとゆるやかに減少するが、 $n$  の効果は大きいと見られることから、この傾向は式(4.14)と整合している。双曲線状の応力緩和軌跡が観察されなかったのは、この問題では応力再配分が生じないためと考えられる。

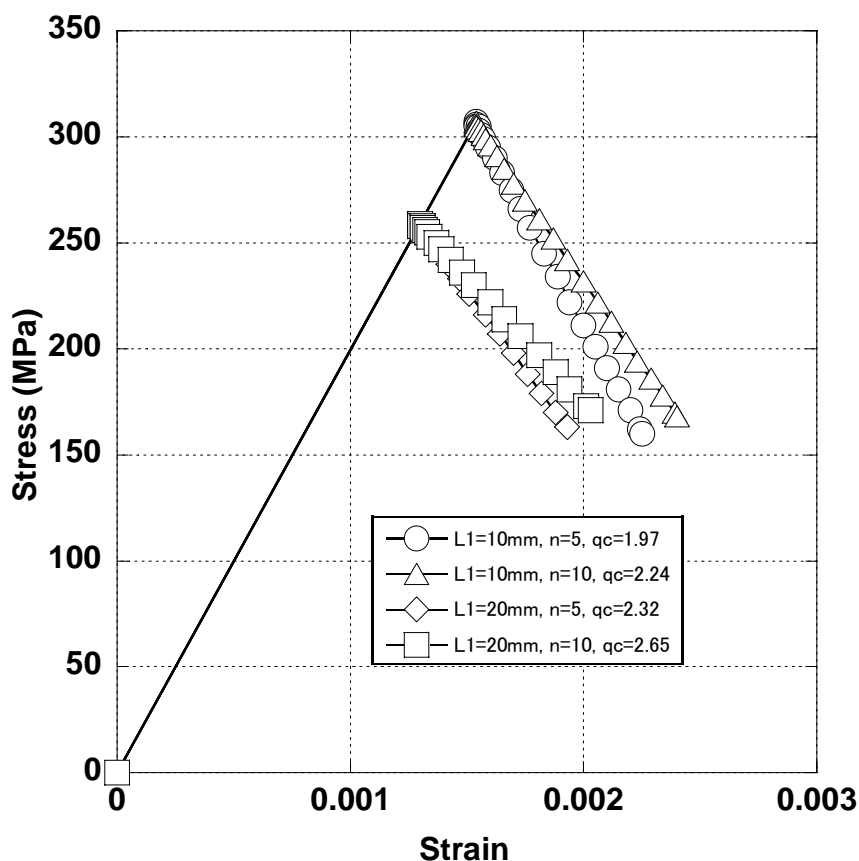


Fig. 4-6 Stress relaxation behavior of the stepped-three-bar subjected to constant displacement

#### 4.2.4 数値解析例（変位保持を受ける環状切欠き付き丸棒のクリープ）

応力再配分中の応力緩和挙動（応力緩和軌跡および弾性追従係数）を調べるため、応力集中部を設けることで応力再配分を生じる環状切欠き付き丸棒

の弾性クリープ解析を行った。有限要素解析には MSC.MARC<sup>18)</sup> (バージョン 2005R2) を用いた。

(1) 解析対象の形状, 寸法, 材料特性

解析対象の形状は Fig. 4-7 に示す環状切欠き付き丸棒とした。

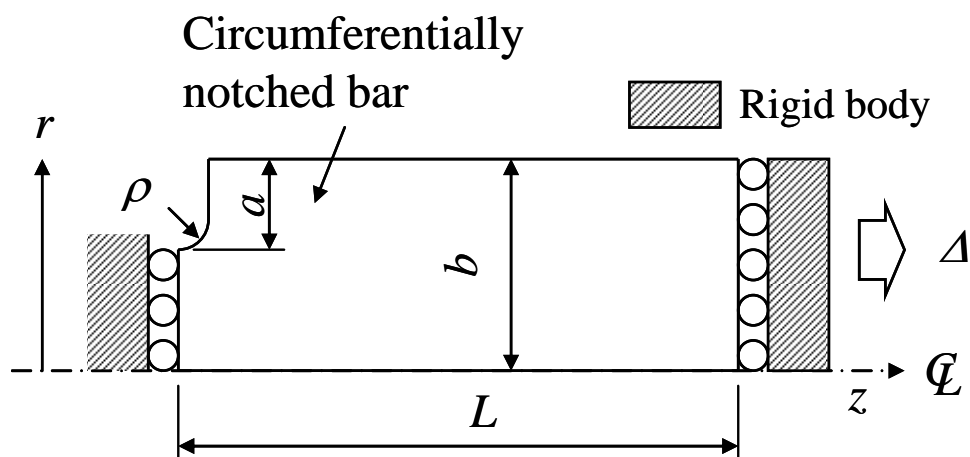


Fig. 4-7 Geometry and loading conditions of the circumferentially notched bar subjected to constant displacement

解析対象の寸法および材料定数を Table 4-2 にまとめて示す。応力指数はパラメータとした。



Table 4-2 Dimensions and material properties of the circumferentially notched bar subjected to constant displacement

Notch depth, $a$ (mm)	18	
Bar radius, $b$ (mm)	50	
Half bar length, $L$ (mm)	100	
Notch radius, $\rho$ (mm)	5	
Elastic modulus, $E$ (MPa)	200,000	
Poisson's ratio, $\nu$	0.3	
Forced displacement, $\Delta$ (mm)	0.1	
Creep law	Norton law: $\dot{\varepsilon}^c = \varepsilon_o^c (\sigma/\sigma_Y)^n$ $\sigma_Y = 200\text{MPa}, \varepsilon_o^c = 1.0 \times 10^{-8} \text{ 1/hr}$	
	$n = 5$	$n = 10$

## (2) 解析結果

解析の結果得られた相当ピーク応力の緩和挙動を Fig. 4-8 に示す。相当応力、相当ひずみは下記の Mises 型の定義に従った。相当ひずみの定義にあたっては、米国高速炉設計規格<sup>19)</sup>に用いられている相当塑性ひずみと同じ式に全ひずみを代入し、弾性と塑性とで異なるポアソン比を使い分ける方法ではなく、クリープひずみ成分にのみ相当クリープひずみの式を用い、弾性ひずみとの線形和をとる次式の方法とした<sup>20)</sup>。このような取扱いにより、弾性状態と全面クリープ状態の両極端では厳密に単軸応力-ひずみ関係と対応し、その間は連続的に補完される。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + 6\tau_{rz}^2\}^{1/2} \quad (4.23)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E} + \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\varepsilon_z^c - \varepsilon_r^c)^2 + (\varepsilon_r^c - \varepsilon_\theta^c)^2 + (\varepsilon_\theta^c - \varepsilon_z^c)^2 + \frac{3}{2}\gamma_{rz}^c\}^{1/2} \quad (4.24)$$

ここに  $\sigma_z$ ,  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\tau_{rz}$  は応力成分,  $\varepsilon_z^c$ ,  $\varepsilon_r^c$ ,  $\varepsilon_\theta^c$ ,  $\gamma_{rz}^c$  はクリープひずみ成分である.

Fig. 4-8 から, 本解析における応力緩和軌跡は, 応力再配分過程では, 応力指数によらずに式(4.22)において  $\mu=1$  とした双曲線に一致し, 十分な時間が経過した後の準定常状態では, 前項の変断面棒と同様に応力指数に依存した直線に沿う Fig. 4-4 の予想どおりの結果を与えた. また, 応力指数が大きい方が準定常状態における弾性追従係数が大きい傾向が現れている.

このことは, 準定常クリープ状態に到達するまでは応力緩和軌跡にクリープ構成式の依存性が現れないことを意味し, 弾塑性問題に置き換えれば, 実用的な小規模降伏状態におけるピークひずみ評価にあたって弾性追従挙動の構成式依存性を考慮する必要が高くないことを示唆する.

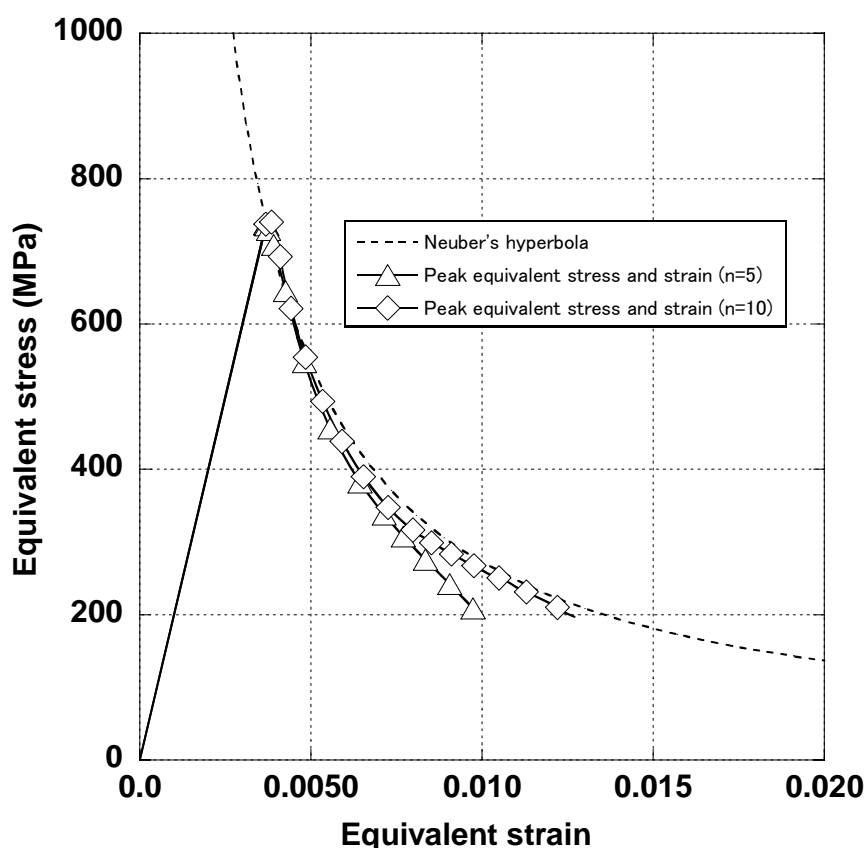


Fig. 4-8 Relaxation behavior of peak equivalent stress in the circumferentially notched bar subjected to constant displacement

#### 4.2.5 数値解析例（環状切欠き付き丸棒における弾塑性ひずみに対する弾性追従係数の収束性）

前項と同じ解析対象に対して弾塑性解析を行い，クリープに対して導いた Fig. 4-4 の簡易法を弾塑性体におけるピークひずみの評価に適用する手法の妥当性を検証する．有限要素解析には MSC.MARC<sup>18)</sup>（バージョン 2005R2）を用いた．

##### (1) 解析対象の形状，寸法，材料特性

解析対象は Fig. 4-7 に示す環状切欠きを有する丸棒で，弾塑性構成式は次式の Ramberg-Osgood 則とした．これらの解析条件をまとめて Table 4-3 に示す．

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_o^p \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^m \quad (4.25)$$

ここに  $\varepsilon_o^p$  は参照降伏点  $\sigma_Y$  における塑性ひずみ， $m$  は加工硬化性を表現する材料定数（応力指数）である． $\sigma_Y$  を 0.2% 耐力とすれば， $\varepsilon_o^p = 0.002$  となる．

Table 4-3 Dimensions and material properties of the circumferentially notched bar subjected to displacement controlled loading

Notch depth, $a$ (mm)	18	
Bar radius, $b$ (mm)	50	
Half bar length, $L$ (mm)	100	
Notch radius, $\rho$ (mm)	5	
Elastic modulus, $E$ (MPa)	200,000	
Poisson's ratio, $\nu$	0.3	
Forced displacement, $\Delta$ (mm)	0 to collapse	
Elastic-plastic constitutive equations (Remberg-Osgood law)	$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_o^p \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^m$ $\sigma_Y = 200$ MPa $\varepsilon_o^p = 0.002$	
	$m = 5$	$m = 10$

## (2) 解析結果

弾塑性解析の場合，変位を大きくするに従い，応力再配分の影響が無視し得るようになり，次式で定められるみかけの弾性追従係数  $q_p$  は一定値に収束すると考えられる．

$$q_p = 1 - \frac{E\bar{\varepsilon} - \bar{\sigma}^e}{\bar{\sigma} - \bar{\sigma}^e} \quad (4.26)$$

ここに  $\bar{\sigma}^e$  と  $\bar{\sigma}$  は Fig. 4-9 上でそれぞれ同一変位を与えた場合の弾性解析と弾塑性解析とで得られる相当ピーク応力であり，軸対称形状に対しては式(4.23)，式(4.24)のように Mises 型の相当応力を用いた． $\bar{\varepsilon}$  は弾塑性解析から得られる Mises 型の相当ピークひずみであり，この場合は文献<sup>20)</sup>にならい次式で定義した．

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E} + \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\varepsilon_z^p - \varepsilon_r^p)^2 + (\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p)^2 + (\varepsilon_\theta^p - \varepsilon_z^p)^2 + \frac{3}{2} \gamma_{rz}^{p2}\}^{1/2} \quad (4.27)$$

ここに  $\varepsilon_z^p$ ,  $\varepsilon_r^p$ ,  $\varepsilon_\theta^p$ ,  $\gamma_{rz}^p$  は塑性ひずみ成分である。

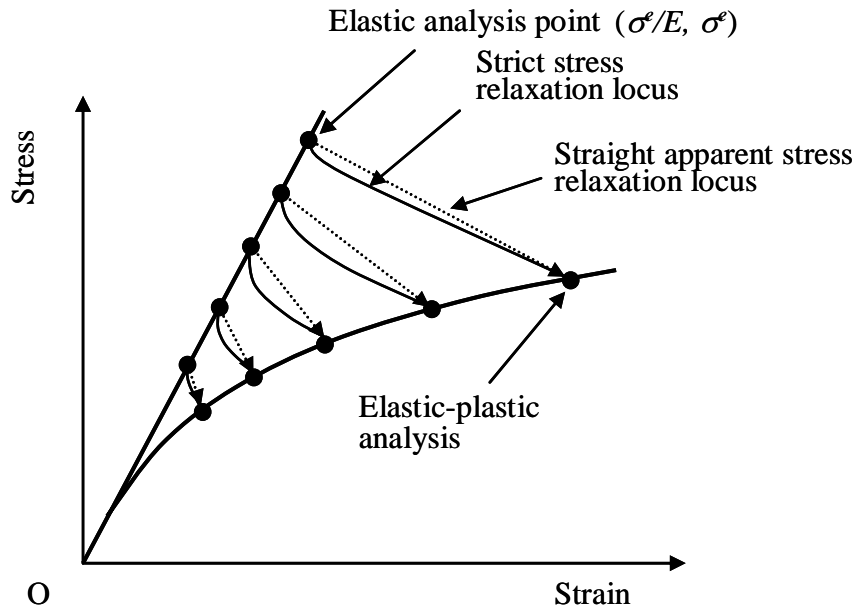


Fig. 4-9 Schematic illustration for the saturating trend of elastic follow-up factor in an elastic-plastic body subjected to displacement-controlled loading

Fig. 4-10 に  $q_p$  の収束状況を示す。変位が増大するにつれ弾性追従係数は一定値に収束すること、応力指数が大きい方が  $q_p$  も大きいことが確認できる。収束値は、 $m=5$  に対して  $q_p=3.32$ ， $m=10$  に対して  $q_p=4.81$  となった。Fig. 4-10 の横軸はピーク弾性応力を降伏強さで基準化して示してある。

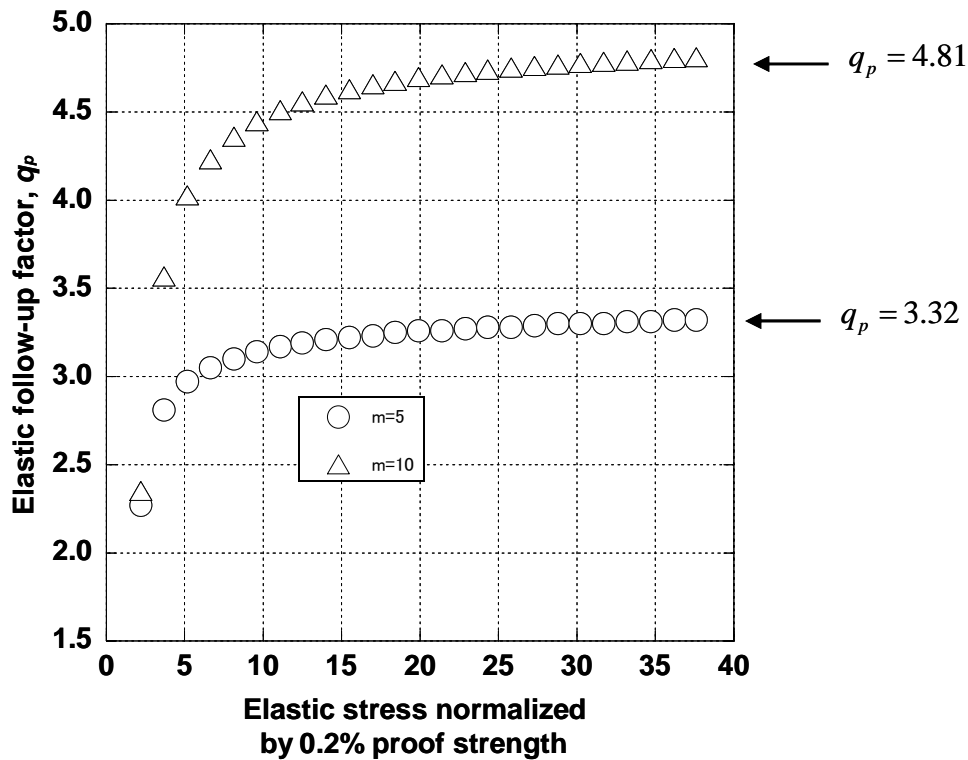


Fig. 4-10 Saturation of elastic follow-up factor in fully plastic condition of the circumferentially notched bar subjected to displacement-controlled loading

#### 4.2.6 数値解析例（環状切欠き付き丸棒におけるピークひずみおよびピーク応力緩和挙動の簡易評価）

応力指数に依存した弾性追従係数の収束値が既知であれば、それと Neuber 則とを組み合わせ、小規模降伏状態から全面塑性状態までのピーク弾塑性ひずみ、および小規模クリープ状態から準定常クリープ状態までのピーク応力の緩和挙動が、弾性解析のみから推定できる。ここでは、前項および前々項の数値解析例に対して簡易評価法を適用し、その妥当性を検討する。

##### (1) ピークひずみの簡易評価

4.2.4 項の環状切欠き付き丸棒に対して、応力再配分過程が Fig. 4-4 の応力緩和軌跡に従うと仮定し、式(4.26)で表現される弾塑性応力-ひずみ曲線と応力緩和軌跡との交点を、Newton-Raphson 法に基づく反復計算で求めることで、弾性応力解析と Fig. 4-10 の全面塑性状態に対する弾性追従係数の収束値

とを用いて、相当ピークひずみを評価した。なお、式(4.22)中に含まれる  $\mu$  は 1 とした。得られたピークひずみの簡易評価値を有限要素法による数値解と比較して Fig. 4-11 に示す。Fig. 4-11 の横軸は、弾性ピーク応力を  $\sigma_y$  で基準化している。Fig. 4-11 からわかるように、弾性追従係数の収束値を荷重の大きさによらずに用いる本論文提案の簡易法は、ピークひずみを良好な精度で近似する。

Fig. 4-11 から簡易法による若干の非安全側評価が認められる。この原因は明確でないが、簡易法において双曲線部と直線部の遷移点の評価法が明確になっておらず、ここでは双曲線部が直線部と接する勾配を持つ点を遷移点と仮定していることが一因に挙げられる。確実に安全側の取扱いとして全体を直線と仮定する応力緩和軌跡の使用が考えられ、この点は第 5 章で検討する。

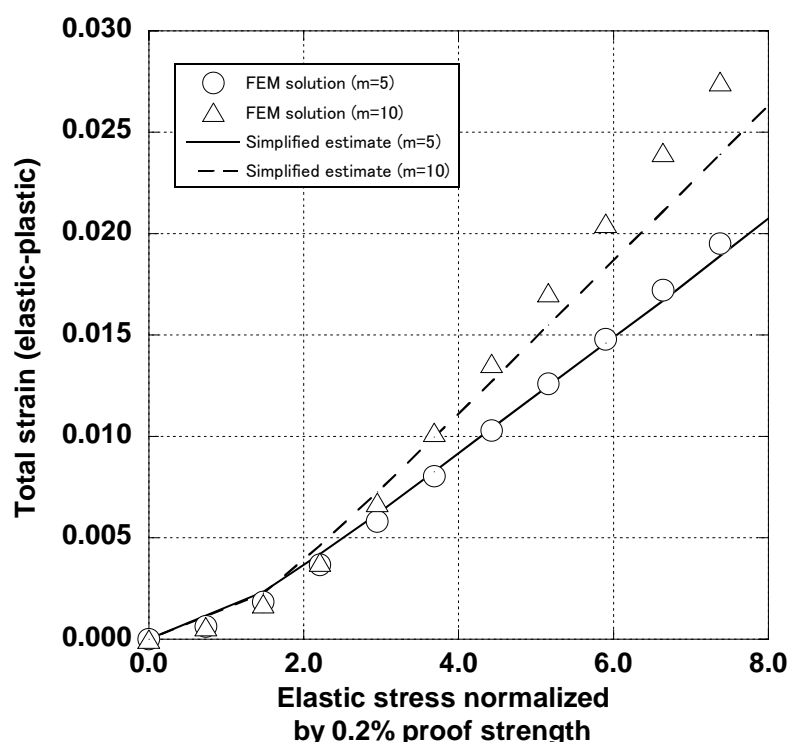


Fig. 4-11 Comparison between peak equivalent strain estimated by the simplified method based on Neuber's hyperbola and straight line following elastic follow-up factor, and the detailed elastic-plastic FEA for the circumferentially notched bar subjected to displacement-controlled loading

## (2) クリープ中のピーク応力緩和挙動の簡易評価

4.2.4 項の環状切欠き付き丸棒の弾性クリープ解析に対して、応力緩和軌跡が Fig. 4-4 に従うものと仮定し、弾塑性解析から得られた Fig. 4-10 の弾性追従係数を同一応力指数のクリープ問題に適用して、式(4.1)と式(4.2)とを連立させて反復的に解くことで、ピーク応力の緩和挙動を簡易評価した。式(4.22)中の $\mu$ は1とした。

得られたピーク応力の緩和挙動の簡易評価結果を弾性クリープ解析結果と比較して、Fig. 4-12 に示す。極めて良好な応力緩和挙動の推定がなされることが確認できる。

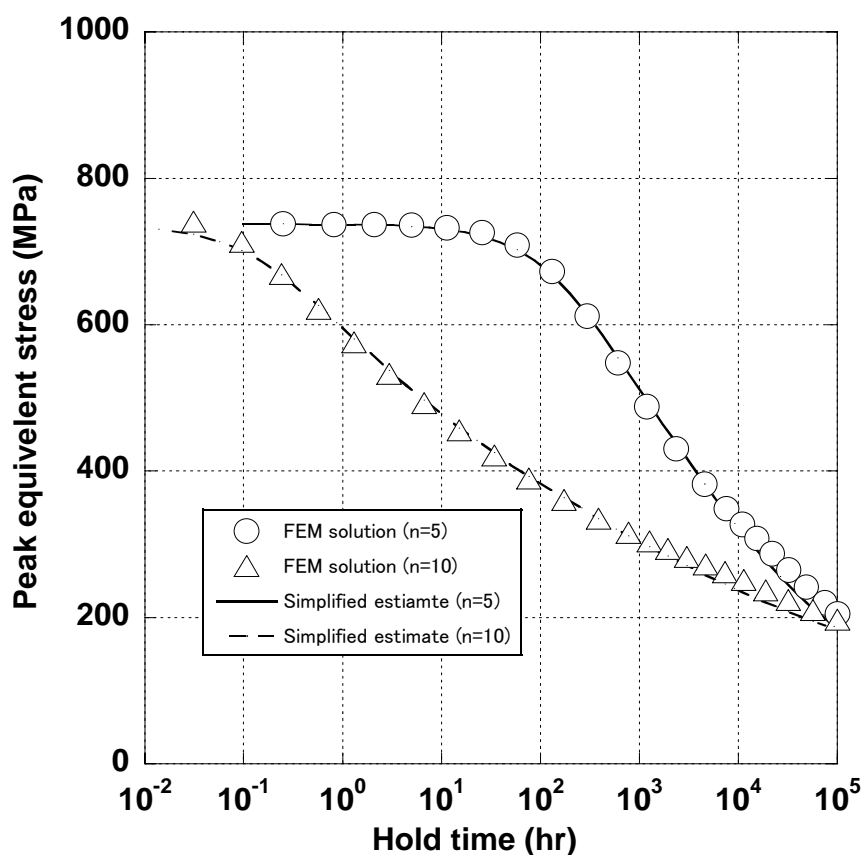


Fig. 4-12 Comparison between relaxation behavior of peak equivalent stress estimated by the simplified method based on Neuber's hyperbola and elastic follow-up factor, and the detailed FEA for the circumferentially notched bar subjected to constant displacement



### 4.3 変位制御下でのき裂入り構造の評価法

クリープ開始時の参照応力とクリープ中の参照応力に対する弾性追従係数が既知であれば、応力緩和過程で変化する参照応力を簡便に求めることができ、さら定常クリープ  $J$  積分が近似可能となる<sup>8, 21)</sup>。しかしながら、弾性追従係数の算出法が明確でなかったため、具体的な適用は進められて来なかった。

本節では、弾塑性と弾性クリープとの相似性に着目し、弾性追従係数を矛盾なく定義する方法を初めて提案することで、変位制御荷重下での弾塑性  $J$  積分および定常クリープ  $J$  積分の簡易評価を可能とする。

#### 4.3.1 参照応力の緩和挙動

構造物中の応力が均一でない弾性クリープ体が強制変位を受ける時、純粋なひずみ制御は成立せず弾性追従が生じるため、構造を代表する応力である参照応力に対応する参照ひずみは一定とは限らない。これを模式的に示したのが Fig. 4-13 である。すなわち変位を  $\Delta$  に保持することで、弾性変形のみでの初期状態 (点  $A_0$ ) から、ある程度の時間を経て荷重反力が  $P^e$  から  $P(t_1) \rightarrow P(t_2) \rightarrow P(t_3)$  ( $0 < t_1 < t_2 < t_3$ ) と緩和すると、 $P$  に比例して参照応力も  $\sigma_{ref}^e$  (点  $B_0$ ) から  $\sigma_{ref}(t_1) \rightarrow \sigma_{ref}(t_2) \rightarrow \sigma_{ref}(t_3)$  と緩和する。その際の参照ひずみは弾性追従が生じる場合、時間に応じた等時応力-ひずみ関係 (isochronous stress-strain curve) に応じて  $\varepsilon_{ref}^e$  から  $\varepsilon_{ref}(t)$  と増大してゆく。き裂問題の場合は、非弾性ひずみがき裂先端近傍に集中することで、一般に  $\varepsilon_{ref}^e < \varepsilon_{ref}(t)$  となる。

クリープ構成式に応じた等時応力-ひずみ関係を仮定し、その接線上での勾配から弾性追従係数  $q_c$  を定めることが可能であるが、この処理は容易でないため、ここで Hoff の類似を利用し、応力-ひずみ関係を式(4.25)の Ramberg-Osgood 則とすれば、弾塑性解析から式(4.26)によって比較的簡単に定まるみかけの  $q_p$  を同一応力指数の弾性クリープ体に対する  $q_c$  とみなしてよい。

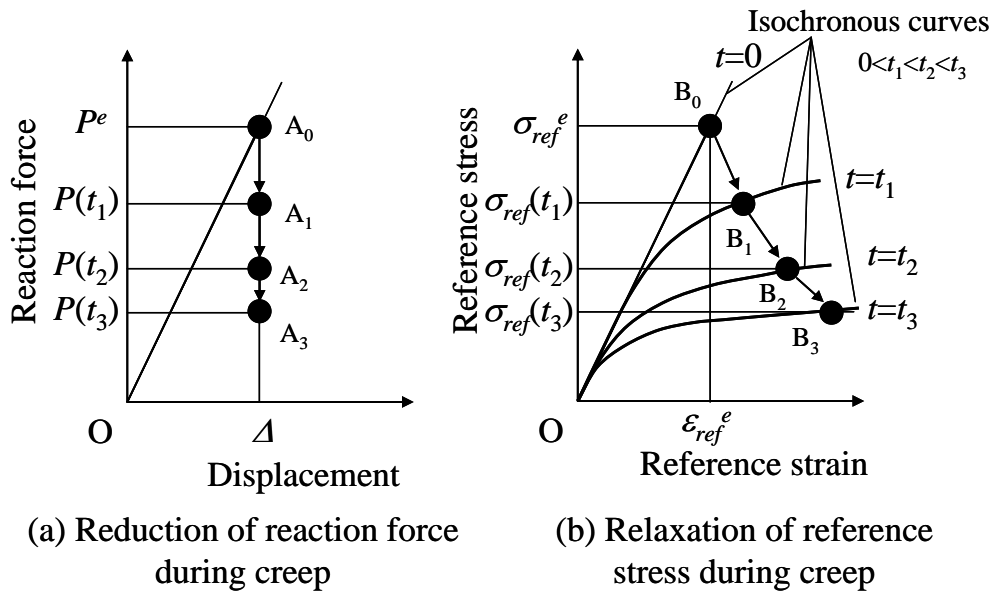


Fig. 4-13 Schematic illustration of elastic follow-up behavior of reference stress in a creeping body subjected to constant displacement

変位制御でも荷重反力が既知であれば，荷重制御と同様に式(4.7)で参照応力が定義できる．ただしここでは， $\gamma$ は全面塑性状態における弾塑性  $J$  積分の近似解が正確になるように定める．荷重反力  $P$  を求めるためには，非弾性解析を要するためこれを，可能であれば，弾性解析で済ませたいとのニーズがある．

ここで前節の切欠きに対する検討がき裂入り構造に対しても有効であると仮定し，Fig. 4-13 (b)の応力緩和が Neuber 則と一定弾性追従係数で定まる Fig. 4-4の応力緩和軌跡に従うものと仮定すれば，弾性解析で得られた荷重反力  $P^e$  を式(4.7)の  $P$  に代入して定義される弾性参照応力  $\sigma_{ref}^e$  を出発点とした応力緩和解析を行うことで，クリープ中の，時間とともに変化する参照応力を推定することが可能になる．

#### 4.3.2 変位制御下での弾塑性 $J$ 積分および準定常クリープ $J$ 積分の簡易評価法

クリープによる応力緩和を生じる際の準定常クリープ  $J$  積分  $C^*$  は次式で近似される．

$$C^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\sigma_{ref} / E} J^e \quad (4.28)$$

ここで参照クリープひずみ速度  $\dot{\varepsilon}_{ref}^c$  は、時間とともに変化する  $\sigma_{ref}$  に対して決定するが、ひずみ硬化を考慮する必要がある場合は、当該時刻までの累積参照クリープひずみを参照する。弾性  $J$  積分  $J^e$  は、応力拡大係数  $K_I$  を用いて次式で算出できる。

$$J^e = \frac{K_I^2}{E} \quad (4.29)$$

$K_I$  は  $P$  に比例することから、同様に  $P$  に比例する参照応力の保持開始時の値との比と保持開始時の弾性  $J$  積分  $J_0^e$  とを用いて次式のように定められる。

$$J^e = \left( \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ref}^e} \right)^2 J_0^e \quad (4.30)$$

弾塑性  $J$  積分の評価にあたっては、応力緩和軌跡が既知であれば、応力緩和軌跡と弾塑性応力-ひずみ曲線の交点から、弾塑性状態における  $\sigma_{ref}$  が、弾性解析のみから定められ、荷重制御と同様な参照応力法の適用が可能になる。その結果、弾塑性  $J$  積分  $J$  は荷重制御と同様に次式で近似できる。

$$J = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref} / E} J^e \quad (4.31)$$

$J^e$  は、クリープの場合と同様に式(4.29)および式(4.30)で決定される。

#### 4.3.3 数値解析例（強制変位を受ける片側き裂入り平板の引張および曲げ）

変位制御荷重を受けるき裂入り構造の解析を行い、本節で提案する簡易法

(変位制御下での参照応力法) の検証を行う。この解析は文献<sup>9-11)</sup>に示されたものと同じの評価対象を取扱うが、これらの文献中では極限荷重補正係数  $\gamma$  が用いられていなかったため、ここでは  $\gamma$  を用いた高精度の弾塑性  $J$  積分評価を行い、その変位制御下での有効性を併せて検証する。有限要素解析には MSC.MARC<sup>18)</sup> (バージョン 2005R2) を用いた。

### (1) 解析対象の形状, 寸法, 材料特性

解析対象の形状は Fig. 4-14 に示す片側き裂入り平板とし、一様引張または 3 点曲げ荷重を変位制御にて付与した。

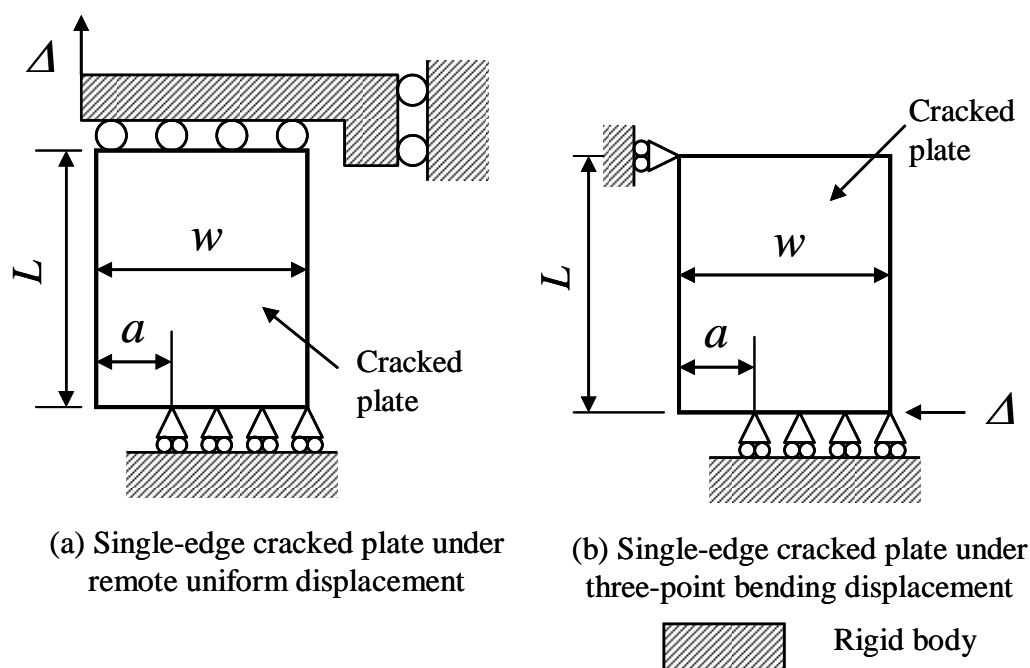


Fig. 4-14 Geometry and loading conditions of single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading

解析対象の寸法および材料定数等の条件を Table 4-4 にまとめて示す。弾塑性構成式には式(4.25)の Ramberg-Osgood 則を仮定し、応力指数は 3, 5 または 10 とした。このほか、ゲージ長さ, き裂深さをパラメータとした。また, 平板要素には平面応力状態または平面ひずみ状態を仮定し, 比較に供した。板厚は単位厚さとした。

Table 4-4 Cases of analysis of the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading, and dimensionless structural response parameters determined from the elastic-plastic FEA

Case No.	1	2	3	4	5	6	
Elastic-plastic law	Ramberg-Osgood law: $\varepsilon = \sigma/E + \varepsilon_o^p (\sigma/\sigma_Y)^m$ $\varepsilon_o^p=0.002, \sigma_Y=200 \text{ MPa}, E=200 \text{ GPa}, \nu=0.3$						
Loading	Tension				Three-point bending		
Element	Plane stress	Plane stress	Plane strain	Plane stress	Plane strain	Plane stress	
Gauge length, $L$ (mm)	10			100	20	100	
Plate width, $w$ (mm)	10						
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/2	3/4	1/2				
Dimensionless stress intensity factor, $F$	1.296	1.746	1.296	2.458	1.401	1.485	
Fully plastic elastic follow-up factor, $q_p$	$m=3$	1.378	1.498	1.447	3.003	1.611	2.877
	$m=5$	1.557	1.881	1.642	3.639	1.791	3.430
	$m=10$	1.826	2.354	1.921	3.550	1.988	3.702
Limit load correction factor, $\gamma$	$m=3$	0.967	1.137	1.039	0.794	1.087	1.119
	$m=5$	0.991	1.118	1.035	0.904	1.042	1.090
	$m=10$	1.014	1.066	1.029	1.033	1.027	1.056
Net section stress correction factor, $C_L$	1.029	1.040	1.236	1.030	1.703	1.105	

## (2) 解析結果

### 1) 極限解析に基づく実断面応力補正係数

極限解析で得られた変位付与点での荷重反力を極限荷重  $P_L$  とし、単純化実断面応力に基づく極限荷重の近似式と比較することで、実断面応力補正係数  $C_L$  を決定した。実断面応力の近似式は、リガメント部での一様単軸応力を仮定し、引張に対しては次式とした。

$$P_L = (\sigma_Y / C_L)(w - a) \quad (4.32)$$

曲げに対しては，リガメント部での等価線形近似応力の表面値が降伏強さの3/2に到達した時点が崩壊に対応することから，次式を使用した．

$$P_L = \frac{(\sigma_Y / C_L)(w - a)^2}{4L} \quad (4.33)$$

得られた実断面応力補正係数はTable 4-4に示してある．実断面応力に基づく極限荷重算出は，中央き裂入り平板や4点曲げ平板などでは精度が高いことが知られているが，平面ひずみ状態や3点曲げ荷重では過度に保守的評価につながる傾向を持つことが確認できた．全面塑性状態での弾塑性 $J$ 積分や定常クリープ $J$ 積分は，極限荷重の（応力指数+1）乗に比例することから，わずかな $C_L$ の違いによってもたらされる精度低下は大きいことに注意を要する．

## 2) 無次元化応力拡大係数

き裂入り弾性解析から無次元化応力拡大係数 $F$ を求め，Table 4-4に示した．ここで $F$ の定義は，次式とした．

$$F = \frac{K_I}{\sigma_n \sqrt{\pi a}} \quad (4.34)$$

ここで $\sigma_n$ は公称応力であり，変位付与点の荷重反力 $P^e$ を用いて，引張の場合は次式とした．

$$\sigma_n = \frac{P^e}{w} \quad (4.35)$$

曲げの場合も同様に無き裂弾性応力から次式とした。

$$\sigma_n = \frac{6P^e L}{w^2} \quad (4.36)$$

### 3) 極限荷重補正係数

Ramberg-Osgood則を仮定した解析で得られた弾塑性 $J$ 積分と、参照応力法による弾塑性 $J$ 積分の近似値とを比較することで、式(4.7)の極限荷重補正係数 $\gamma$ を定めた。

得られた $\gamma$ の値をTable 4-4に示す。 $\gamma$ の値には形状依存性等の明確な傾向は認められない。

### 4) 全面塑性状態における弾性追従係数

Table 4-4の極限荷重補正係数を用い、荷重反力によって定義される参照応力（式(4.7)）に対する弾性追従係数の全面塑性状態における収束値をTable 4-4に、収束状況をFig. 4-15(1)～(6)に示す。低応力では弾性追従係数の評価値が不安定になることがあるものの、ある程度の塑性域の拡大が進行した後は、弾性追従係数は単調増加傾向を示し、一定値に収束することが確認された。

また、弾性追従係数の収束値はき裂が深いほど、応力指数が大きいほど、またゲージ長さが長いほど大きくなる傾向が認められた。

Fig. 4-15では、与えられた変位による応力を無き裂弾性公称応力で表現し、降伏強さで無次元化して横軸を示している。無き裂弾性公称応力は、引張の場合、一様な伸びを仮定して、

$$S_n = \frac{E\Delta}{L} \quad (4.37)$$

であり、曲げの場合は、中央集中荷重を受ける単純支持はりのたわみの

弾性解に基づき,

$$S_n = \frac{3Ew\Delta}{2L^2} \quad (4.38)$$

とした。

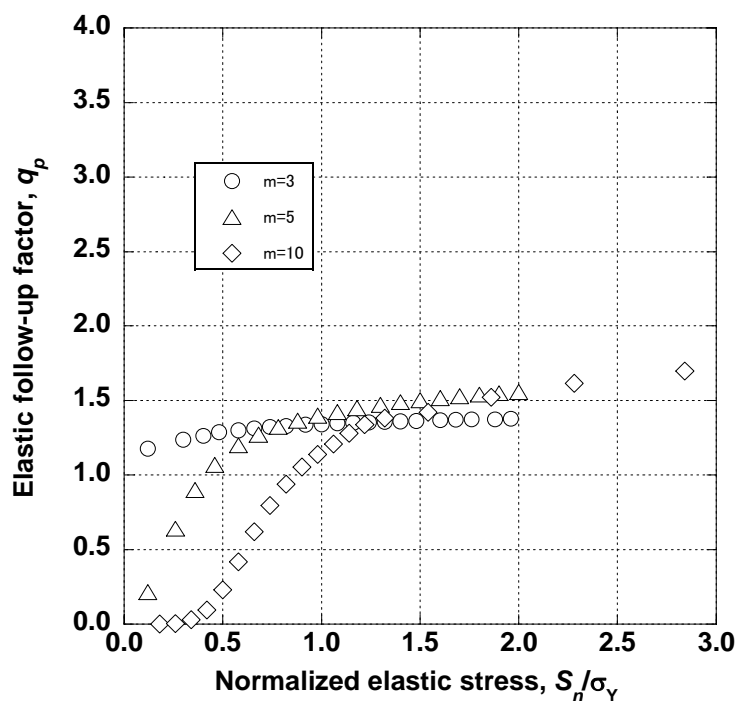


Fig. 4-15(1) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 1)



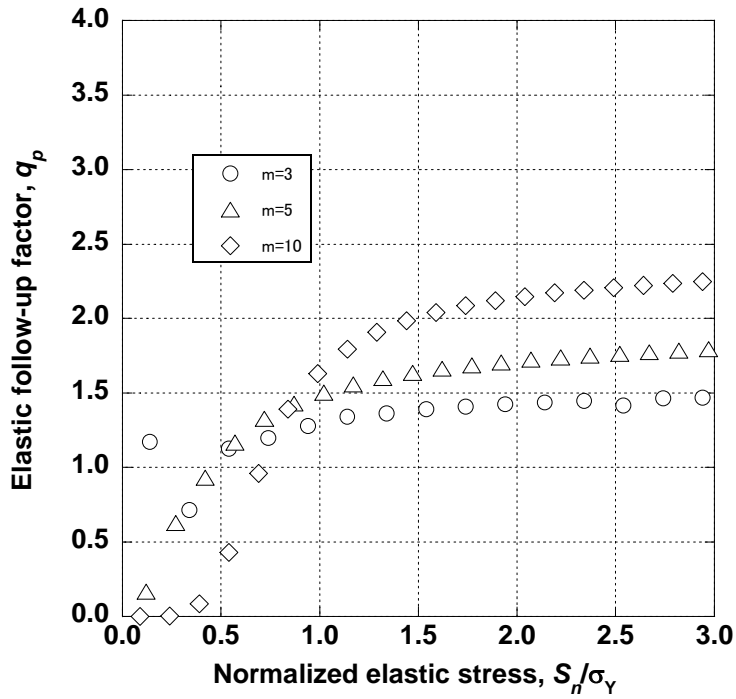


Fig. 4-15(2) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 2)

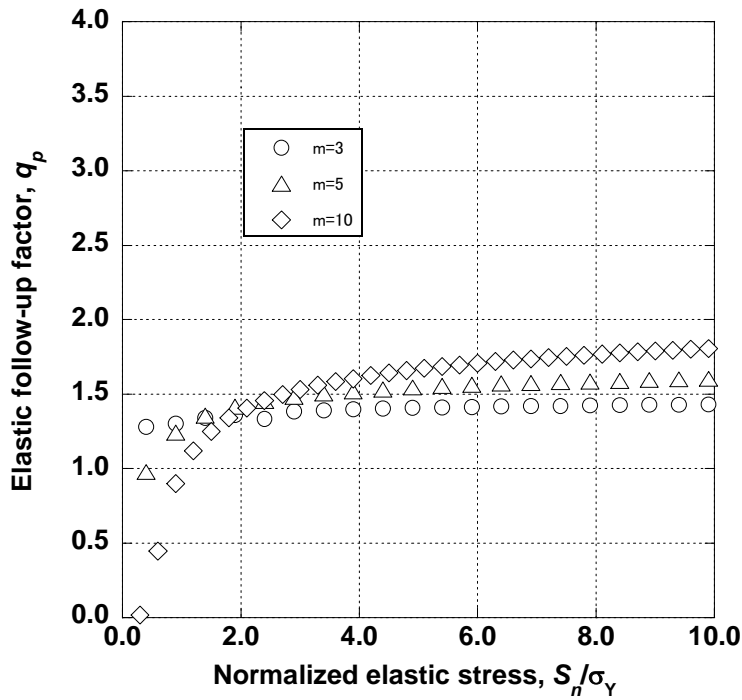


Fig. 4-15(3) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 3)

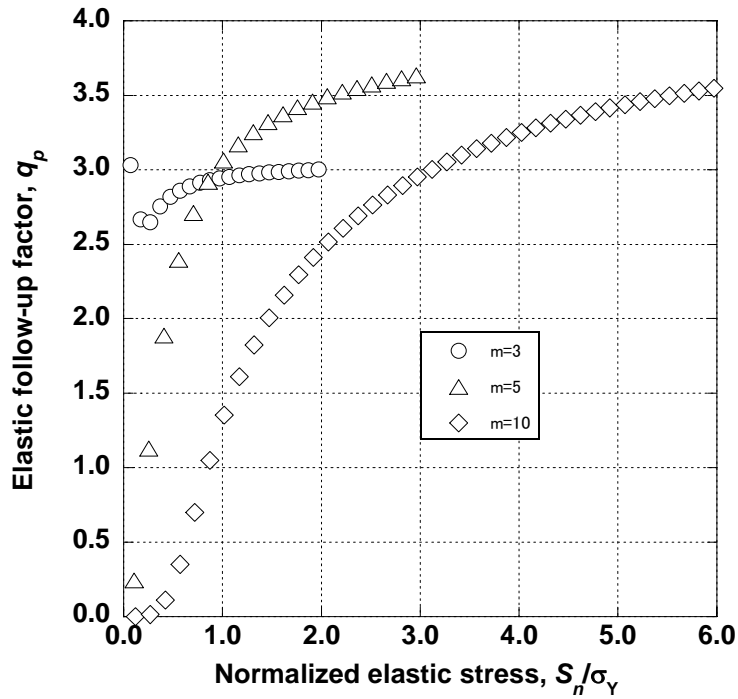


Fig. 4-15(4) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 4)

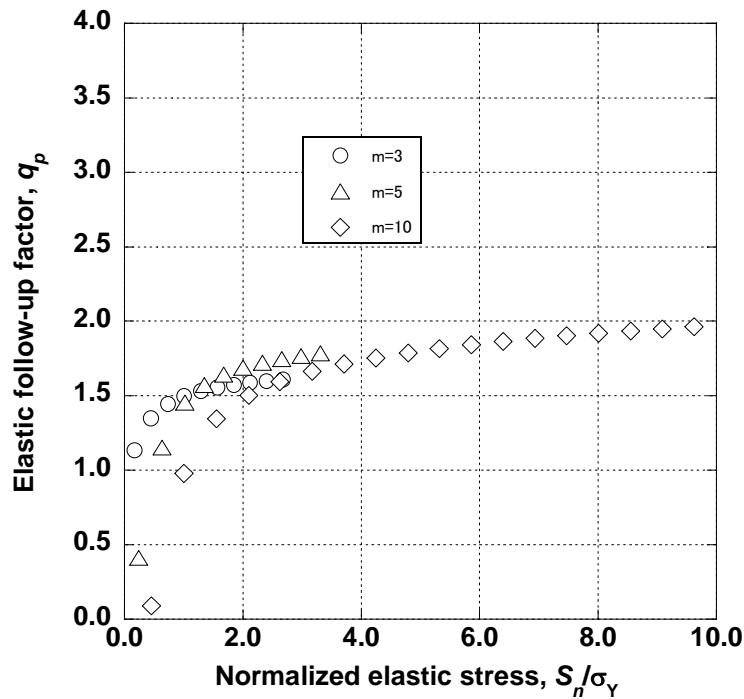


Fig. 4-15(5) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 5)

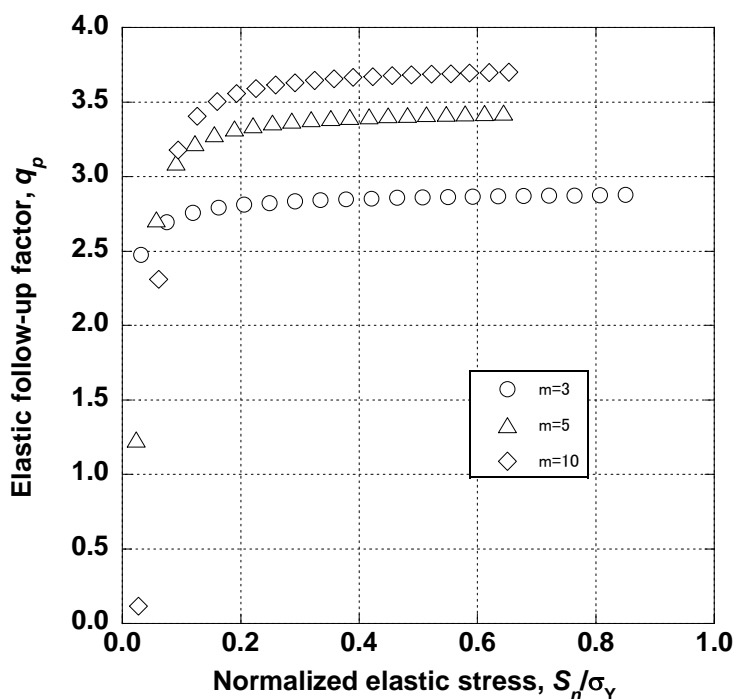


Fig. 4-15(6) Saturating trend in elastic follow-up factor in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading (Case 6)

### 5) 弾塑性J積分の簡易評価

Table 4-4に示した実断面応力補正係数，極限荷重補正係数，および弾性追従係数ならびに弾性解析における荷重反力が既知であれば，式(4.30)と式(4.31)に基づく弾塑性J積分の簡易評価が可能になる。

弾性追従係数は，厳密には荷重の大きさに依存するが，低応力では弾性追従係数の違いによる弾塑性J積分の差異が小さくなるため，高応力下における弾性追従係数の収束値を荷重の大きさによらずに使用するものとした。この点は，4.2節に述べたピークひずみ・ピーク応力の簡易評価法と同様である。ただし，ここで言う弾性追従係数は，応力集中の影響を除いた参照応力に対するものであるため，4.2節におけるNeuber則型の曲線 (Fig. 4-4) は仮定せず，変断面棒などと同様な直線的な応力緩和軌跡を仮定し，弾性解析から得られる荷重反力から出発して，弾性参照応力→(弾塑性状態における)参照応力→弾塑性J積分の順序で評価を進めた。

得られた弾塑性 $J$ 積分の近似値を有限要素解析による経路積分値と比較してFig. 4-16(1)~(6)に示す. ここでは, 極限荷重補正係数に当該応力指数に対する解を用いているため, 簡易法と有限要素解 (経路積分) との一致は極めて良い. いずれのケースでも変位が小さい領域では二次曲線形状で, 大きくなるにつれて直線的な挙動を示すとの, 変位制御特有の兆候が現れている.

曲げを受けるケース (Case 5およびCase 6) では, ゲージ長さが短い場合は, 変位と弾塑性 $J$ 積分との間に構成式依存性がほとんど現れなかった. また, ゲージ長が長い曲げの場合は, 公称弾性応力が降伏強さ以下と小さいにもかかわらず大きな弾塑性 $J$ 積分を与えた. これは, き裂の存在によって弾性追従が顕著となり, き裂周辺に塑性変形が集中したためと考えられる. このようにゲージ長さの違いによる影響が大きい一方で, 同一形状のケースの中では弾塑性 $J$ 積分の構成式依存性は概して小さい.

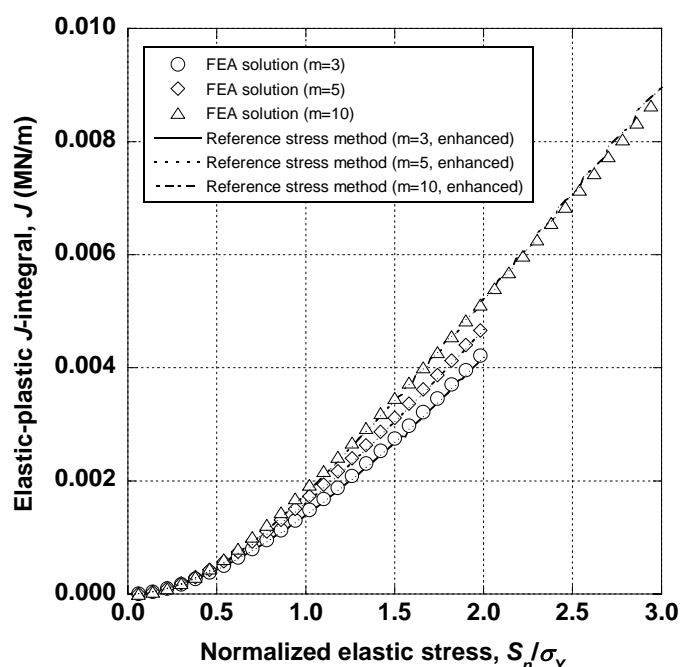


Fig. 4-16(1) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 1)

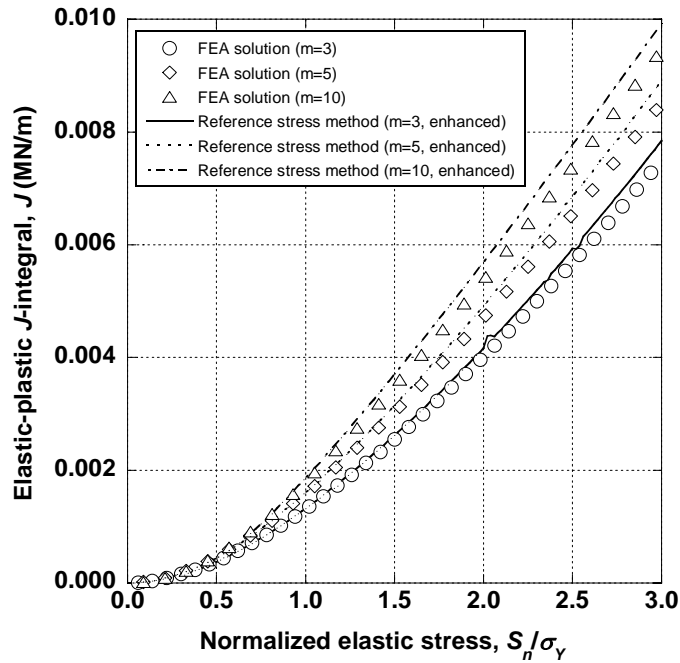


Fig. 4-16(2) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 2)

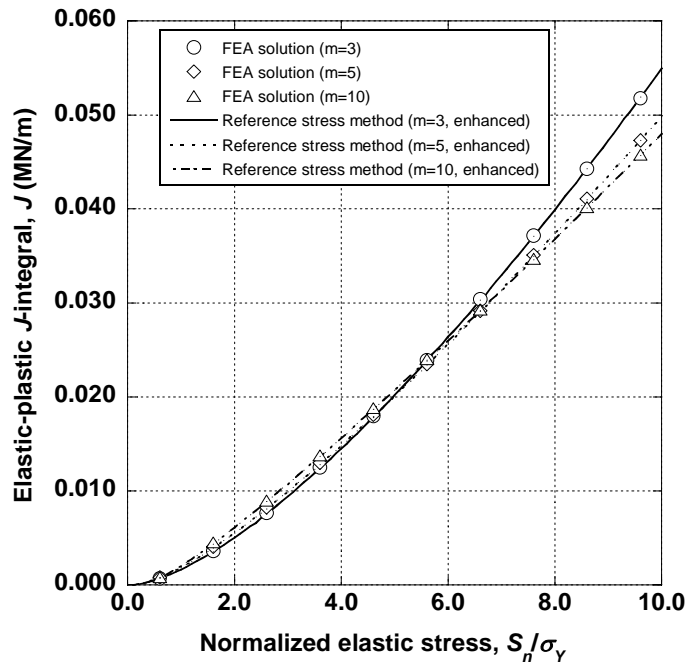


Fig. 4-16(3) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 3)

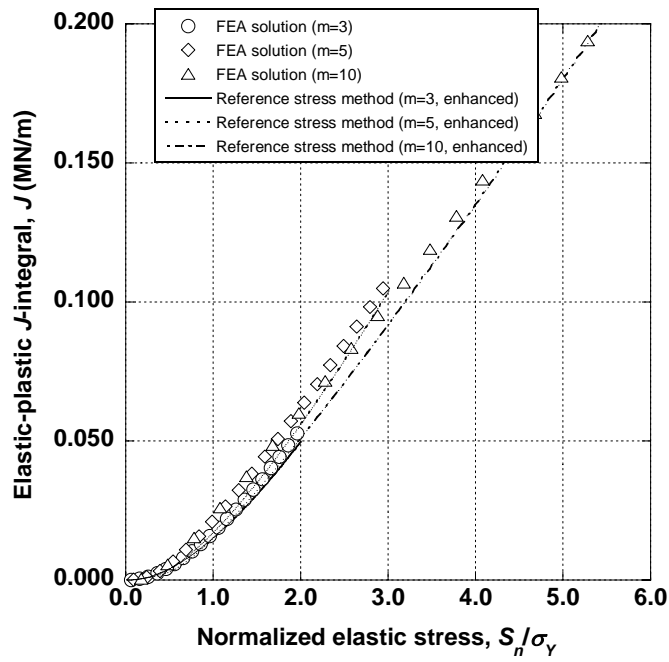


Fig. 4-16(4) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 4)

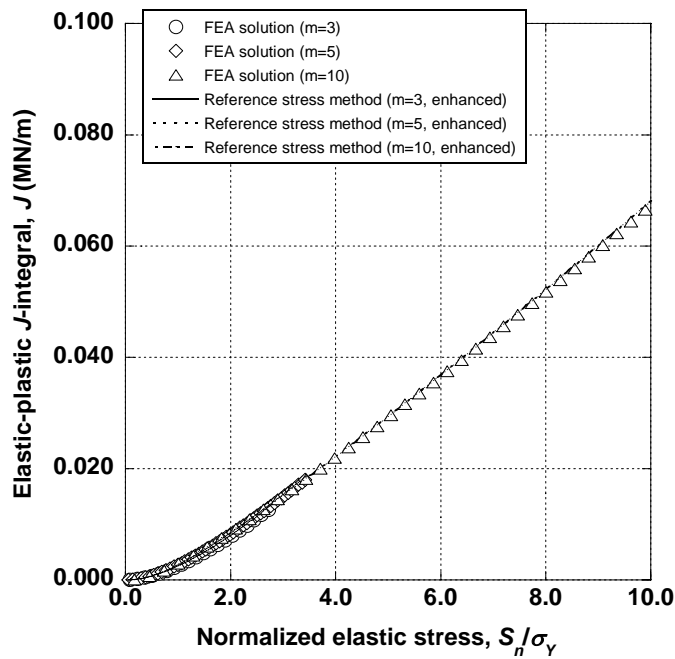


Fig. 4-16(5) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 5)

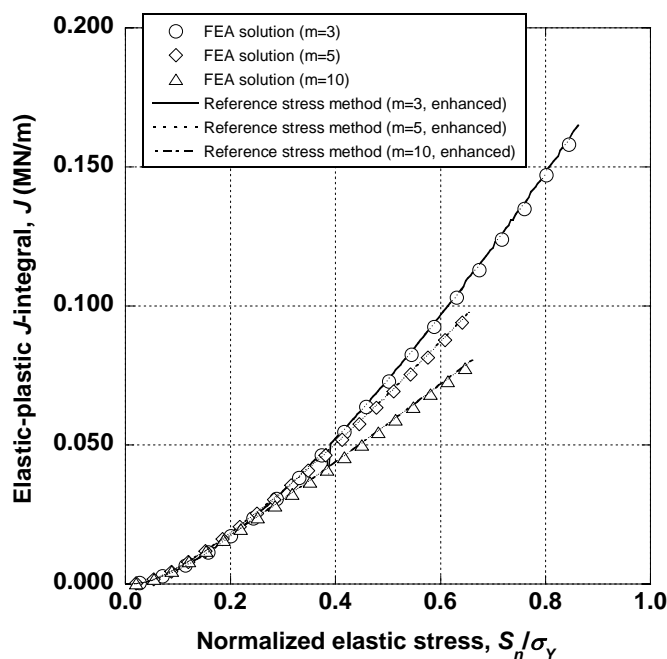


Fig. 4-16(6) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integral in the single-edge cracked plate subjected to displacement-controlled loading by the reference stress method and detailed FEA (Case 6)

#### 4.4 おわりに

本章では、荷重制御より難易度が高い一方で、設計規格の上で荷重制御よりも大きな非弾性変形が許容されている変位制御型応力の取扱いに対し、疲労損傷係数評価に用いられる応力集中部のピークひずみ、およびクリープ損傷係数評価に用いられるピーク応力の緩和挙動の簡易評価法、すなわち応力集中問題、ならびにき裂入り構造の弾塑性 $J$ 積分の簡易評価法について検討した。その結果、以下の知見が得られた。

- ① 変位制御荷重下でも荷重制御と同様な、構造中の応力が外力（変位制御の場合は変位拘束点の反力）に比例する状態、ここで言う準定常クリープ状態が成立すると仮定し、その場合は弾性追従係数が形状と応力指数に依存する一定値となることを、従来から知られている変断面棒のクリープに対する解析的検討に基づき述べた上で、さらに一般性のある根拠として任意形状の弾性クリープ体の変位の保持を受ける場合について、準定常クリープ状態において弾性追従係数が形状と応力指数に固有の値

になることを初めて解析的に示した。この性質はHoffの類似に基づき、全面塑性状態に置かれる弾塑性体に対しても成立する。

- ② 荷重反力が低下しても応力の比が変化しない3段変断面棒の弾性クリープ解析により、上記の弾性追従係数が形状比と応力指数に依存する一定値となることを確認した。この場合、応力緩和軌跡は直線となる。
- ③ 切欠き底では、応力再配分中にNeuber則が成立し、双曲線状の応力緩和軌跡を描くものと仮定し、その妥当性を、環状切欠きを有する丸棒の弾性クリープ解析で確認した。また、応力緩和軌跡は①および②と整合し、保持末期の準定常クリープ状態ではNeuber則型の双曲線から離れ、直線に漸近する傾向を示した。
- ④ 応力指数に応じた弾性追従係数は、弾塑性解析において全面塑性状態までの解析を行った際の収束値として容易に決定できることを、環状切欠きを有する丸棒の弾塑性解析で示した。その弾性追従係数は、応力指数が大きいほど大きくなる傾向が認められた。
- ⑤ 上記④で求めた弾性追従係数と、小規模降伏状態ではNeuber則に従うと仮定した応力緩和軌跡を用いて、環状切欠きを有する丸棒のピークひずみを弾性解析のみから簡便かつ高精度に推定できることを示した。ただし、双曲線型の応力緩和軌跡から直線型の軌跡への遷移点の決定方法に不明確な点が残し、また、簡易評価が若干非安全側傾向を示したことから、遷移点の考え方に対する課題が残された。
- ⑥ 上記④で求めた弾性追従係数と、小規模クリープ状態ではNeuber則に従うと仮定した応力緩和軌跡を用いて、環状切欠きを有する丸棒のピーク応力の緩和挙動を弾性解析のみから簡便かつ高精度に推定できることを示した。
- ⑦ これまで明確な定義が示されていなかったき裂入り構造の変位制御下での参照応力について、変位規定点反力を用いることで、荷重制御と同じ定義が可能であることを示した。クリープ中および弾塑性体における荷重反力を弾性解析から推定する方法を、切欠きに対する場合と同じ考え



方，すなわち弾性追従概念に基づき導き得ることを示した．

- ⑧ 上記⑦の荷重反力の簡易評価に用いる参照応力に対する弾性追従係数は，全面塑性状態で収束し，弾塑性解析で容易かつ一意的に決定できることを初めて示した．
- ⑨ 上記⑧によって決定した弾性追従係数を荷重の大きさによらずに用いて，変位制御下でのき裂入り構造の弾塑性 $J$ 積分が弾性解析のみから簡便に推定できることを片側き裂入り平板の弾塑性解析によって示した．本手法は塑性とクリープの類似性により，定常クリープ $J$ 積分の簡易評価にもそのまま適用可能である．
- ⑩ 上記⑨の有限要素解析から，ゲージ長さや荷重モード（引張と曲げ）の違いによる影響に比べて，弾塑性 $J$ 積分の構成式依存性は小さく，構成式の簡素化による解析の簡便化が有効となる見通しが示唆された．  
なお，本章に示した手法はいずれも応力分類を必須としない．

#### 【第4章 参考文献】

- 1) 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, PNC TN-241 82-08, 1982.
- 2) K. Nakamura and J. T. Boyle, Approximate Methods for the Estimation of Elastic Follow-up in High Temperature Piping Systems, Proceedings of International Conference on Creep 1986, 1986, Tokyo, pp. 501-507.
- 3) K. Iida, Y. Asada, K. Okabayashi and T. Nagata, Simplified Analysis and Design for Elevated Temperature Components of Monju, Nuclear Engineering and Design, Vol. 98, 1987, pp. 305-317.
- 4) H. Neuber., Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, Transactions of ASME, Series E, Journal of Applied Mechanics, Vol. 28, No. 4, 1961, pp. 544-550.
- 5) N. J. Hoff, Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations, Quarterly of Applied Mathematics, 12, 1954, pp. 49-55.
- 6) W. Prager, Total Creep under Varying Loads, Journal of the Aeronautical Sciences., Vol. 24, 1957, pp. 153-155.
- 7) AFCEN, Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island, RCC-MR, 1985.
- 8) British Energy, Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, R5 Issue 3, Gloucester, 2003.
- 9) 藤岡, クリープ疲労き裂伝ば簡易評価法の開発ー変位制御荷重下での非弾性 $J$ 積分簡易評価法ー, 電中研研究報告, T99072, 2000.
- 10) 藤岡, 高温プラント機器における欠陥評価の方法および対応する応力解析の考え方, 日本材料学会通常総会講演会: 信頼性フォーラム (日本材料学会信頼性工学部門), 札幌, 2000, pp. 415-418.
- 11) T. Fujioka, Simplified Estimation Method of Inelastic  $J$ -integral for Creep-Fatigue Crack Propagation Prediction in General Loading Conditions, Proceedings of CREEP7, JSME No. 01-201, Tsukuba, 2001, pp. 365-370.
- 12) Y.-J. Kim, N.-S. Huh and Y.-J Kim, Enhanced Reference Stress-based  $J$  and Crack Opening Displacement Estimation Method for Leak-Before-Break Analysis and Comparison with GE/EPRI Method, Fatigue & Fracture of Engineering Materials

- & Structures, Vol. 24, 2001, pp. 243-254.
- 13) Y.-J. Kim and J.-S. Kim, Enhanced Reference Stress Approach for Defect Assessment of Components Operating at High Temperatures, Proceedings of CREEP7, JSME No. 01-201, Tsukuba, 2001, pp. 285-290.
  - 14) 大谷, 切欠き材のクリープにおける応力集中とひずみ集中, 材料, Vol. 25, No. 270, 1974, pp. 230-235.
  - 15) 小倉, 三木, 大路, 平面ひずみならびに軸対称条件下の弾塑性応力およびひずみ集中率の解析とその推定, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 47, No. 413, 1981, pp. 55-62.
  - 16) 三木, 総説 弾塑性領域における応力集中, 材料, Vol. 33, No. 373, 1984, pp. 1241-1249.
  - 17) 佐近, 各種負荷条件下での切欠部の非弾性応力・ひずみ集中の推定法, 第33回高温強度シンポジウム前刷集, 日本材料学会, 1995, pp. 109-113.
  - 18) <http://www.mscsoftware.com/>.
  - 19) ASME, Class 1 Components in Elevated Temperature Service, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III, Division 1 - Subsection NH, ASME, 2002.
  - 20) T. Shimakawa, O. Watanabe, N. Kasahara, K. Kobayashi, M. Takizawa and S. Asada, Creep-Fatigue Life Evaluation Based on Stress Redistribution Locus (SRL) Method, PVRC/EPERC/JPVRC Joint Workshop 2002, 2002, pp.87-95.
  - 21) R. A. Ainsworth, M. B. Ruggles and Y. Takahashi, Flaw Assessment Procedure for High-Temperature Reactor Components, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 114, 1992, pp. 166-170.



## 第5章 熱応力に対するピークひずみ範囲・ピーク応力および非弾性 $J$ 積分ならびに累積ひずみ評価法

### 5.1 はじめに

本章では、設計規格において弾性範囲からの逸脱が許容され、実機損傷事例も多いことから非弾性領域の評価が実用上重要となる熱応力問題を取り上げる。熱応力問題では、作用荷重とみなし得る荷重反力が一意的に定まらないこと、繰返し熱荷重による疲労・クリープ疲労および累積ひずみが評価対象となり、繰返し解析を要することから、変位制御問題より難易度が高い。しかしながら、第4章における検討を踏まえることで、変位制御と熱応力との類似性から、同様に弾性追従概念に基づく評価法の構築は可能と考えられる。

このため、クリープ疲労損傷評価のベースとなるピークひずみ範囲およびピーク応力の緩和挙動については、市販の有限要素解析プログラムでも繰返し解析が実行可能な弾完全塑性モデルを活用した評価法について、変位制御荷重に対する前章で得られた知見を踏まえて述べる。その中で、弾性追従係数における応力指数に対する依存性や荷重の大きさに対する収束性が、変位制御と同様に成立することから、弾完全塑性解析から決定可能な弾性追従係数の上限値を用いた評価法が有効であることを示す。

き裂入り構造については、第2章に示した応力分類法による基準応力と参照応力との等価性から、応力分類を行うことで変位制御と同様な参照応力法の適用が可能であることを示す。また、弾性追従係数の応力指数依存性や極限荷重補正係数が第4章に示した変位制御の場合と同様な性質を持つことを確認した上で、熱応力問題にも適用可能であることを示す。

ただし熱応力問題に対する参照応力法は応力分類を必須とすることから、英国き裂状損傷評価手順書R6<sup>1)</sup>に記載されている応力分類を要しない弾塑性 $J$ 積分の簡易評価法、Neuber法<sup>1-3)</sup>の適用性を検討し、熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析によってクリープ $J$ 積分の簡易評価に適用可能であること

を初めて示す。

また、第3章で提案した小規模クリープ中のクリープ $J$ 積分簡易評価法の二次応力問題に対する拡張を試み、その有効性を初めて示す。

最後に、微小変形理論を前提とした設計規格類における一次応力、二次応力評価法の妥当性確保の上で必要とされる、累積ひずみの評価について、ひずみの線形近似処理を要しない相対弾性核寸法に基づく評価法を初めて提案し、その妥当性をBree型ラチェットを生じる円筒の弾塑性解析によって示す。

なお、熱応力問題では材料特性の温度依存性によって構造応答挙動や強度が異なり得るとの問題が加わるが、軽水炉設計規格<sup>10)</sup>における簡易弾塑性解析や高速増殖原型炉設計方針<sup>12)</sup>におけるクリープ疲労損傷制限において、これまで（材料特性の温度依存性を考慮した）弾性解析後の簡易評価法の適用の際には、荷重サイクル中の最高温度で一定と仮定するなどの方法によって、材料特性の温度依存性の影響を厳密に取扱ってはいない、本論文ではこれらの規格・基準類の実績に鑑み、同様に温度依存性の影響を無視する。この点は、規格・基準化を図る際には、一般性を保障する上で注意を要する。

## 5.2 弾完全塑性解析の活用

単調負荷解析では等方硬化則 (isotropic hardening law) が使用できるが、繰返し荷重に対しては多くの場合、Bauschinger効果を取り入れる必要が生じ、移動硬化則 (kinematic hardening law) が用いられることがある。移動硬化と加工硬化をともに考慮するためには、応力反転を含めて塑性ひずみ履歴に応じた加工硬化係数を決定する必要があるため、有限要素解析プログラムの中での取扱いが極めて複雑になる。このような事情から、設計等に広く用いられている市販の有限要素解析プログラムでは、加工硬化係数を一定とする二直線線形移動硬化則のみが実装されていることが多い。また、米国高速増殖原型炉設計のための非弾性設計の手順を示したORNLのガイドライン<sup>4)</sup>では、二直線線形移動硬化則を用いたクリープ疲労損傷および累積ひずみの評価手順が具体化されている。この場合は、クリープ損傷評価が非安全側とならないよう、最大ひずみを生じ

る点での応力が高めになるように加工硬化係数を決定すべきとされる。我が国の高速増殖原型炉設計方針を高度化した高速増殖実証炉設計方針<sup>5)</sup>では、弾性追従係数の評価および累積ひずみ評価に、加工硬化を生じない弾完全塑性モデルによる解析方法が導入されている。これは、高速増殖原型炉もんじゅの設計過程で、弾性追従係数の決定に弾完全塑性解析が適用された事例<sup>6)</sup>を参考としている。この場合、クリープ損傷係数を求めるためのピーク応力緩和履歴の評価には、弾性解析ルートと同じ方法が用いられた。このような非弾性解析と弾性解析とを併用する設計法を「部分非弾性設計」と、これに対して、米国高速増殖原型炉設計のように非弾性解析によって直接、ピークひずみ範囲（疲労損傷係数）とピーク応力緩和履歴（クリープ損傷係数）を求める方法を「全面非弾性設計」と呼んで区別してきている。

弾完全塑性解析には、以下の利点がある。

- ① 市販の有限要素解析プログラムの多くに実装されている機能を用いて解析が可能。
- ② 必要な材料定数（縦弾性係数，ポアソン比および降伏強さまたは設計応力強さ）が設計規格類に与えられている。
- ③ 一次応力制限に用いる弾完全塑性体の極限荷重においては、解の唯一性<sup>7-8)</sup>に基づき、負荷履歴依存性が生じない。
- ④ 疲労損傷係数評価に用いるひずみ範囲評価において、先行荷重サイクルで生じた塑性ひずみ履歴による影響のうち、その非硬化性によって加工硬化や移動硬化の影響が現れない。これは現実の材料挙動では負荷履歴の影響が生じ、弾完全塑性解析が安全側とは限らないが、設計解析にあたって、履歴依存性に起因する解析者の任意性が介在し難いことを利点と捉えたものである。
- ⑤ 既存設計規格類<sup>9-12)</sup>における弾性解析ルートのひずみ範囲評価法では、モデル化にあたって弾完全塑性体が仮定されており、考え方の上で整合する。
- ⑥ 既存設計規格類<sup>9-12)</sup>で用いられている弾性解析ルートの領域分類型の累積ひずみ評価法<sup>13-14)</sup>でも手法の構築にあたって弾完全塑性体が仮定されている。
- ⑦ べき乗非弾性ひずみ則において応力指数を無限大とした場合と一致し、解析

結果の解釈や評価法の理論的な検討が容易になる。

以上の理由から、特に繰返し荷重を取扱う熱応力問題では弾完全塑性解析の活用を念頭に議論を進める。

### 5.3 熱応力下でのピークひずみ範囲・ピーク応力の評価法

#### 5.3.1 クリープ疲労損傷評価に用いるピークひずみ範囲およびピーク応力の定義

##### (1) 疲労損傷評価に用いるピークひずみ範囲の定義

米国高速炉設計規格<sup>11)</sup>は疲労損傷評価にあたって、次式で定義される Mises 型の相当ひずみ範囲  $\Delta\bar{\varepsilon}$  (ここで  $\bar{\varepsilon}$  の上線は、ひずみの各成分の変動範囲  $\Delta\varepsilon_{ij}$  を Mises 型の相当ひずみに換算したものとの意味、以下、 $\Delta\bar{\varepsilon}^p$  等も同じ) を採用している。

$$\Delta\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\sqrt{2(1+\nu^*)}} \{(\Delta\varepsilon_x - \Delta\varepsilon_y)^2 + (\Delta\varepsilon_y - \Delta\varepsilon_z)^2 + (\Delta\varepsilon_z - \Delta\varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{zx}^2)\}^{1/2} \quad (5.1)$$

ここに  $\nu^*$  は修正ポアソン比で非弾性解析の場合は  $\nu^* = 0.5$ 、弾性解析の場合は  $\nu^* = \nu$  ( $\nu$  はポアソン比) とされる。ひずみ成分の変動範囲  $\Delta\varepsilon_x$ 、 $\Delta\varepsilon_y$ 、 $\Delta\varepsilon_z$  およびせん断ひずみ成分の変動範囲  $\Delta\gamma_{xy}$ 、 $\Delta\gamma_{yz}$ 、 $\Delta\gamma_{zx}$  は、1 サイクル中の 2 時刻点、1 と 2 におけるひずみ成分  $\varepsilon_x^{(1)}$ 、 $\varepsilon_y^{(1)}$ 、 $\varepsilon_z^{(1)}$ 、 $\varepsilon_x^{(2)}$ 、 $\varepsilon_y^{(2)}$ 、 $\varepsilon_z^{(2)}$  とせん断ひずみ成分  $\gamma_{xy}^{(1)}$ 、 $\gamma_{yz}^{(1)}$ 、 $\gamma_{zx}^{(1)}$ 、 $\gamma_{xy}^{(2)}$ 、 $\gamma_{yz}^{(2)}$ 、 $\gamma_{zx}^{(2)}$  に対して次式で算出する。 $x$ 、 $y$ 、 $z$  は直交座標系における方向を示し、ここでは一般の三次元体に対して定義する。

$$\Delta\varepsilon_x = \varepsilon_x^{(1)} - \varepsilon_x^{(2)} \quad (5.2a)$$

$$\Delta\varepsilon_y = \varepsilon_y^{(1)} - \varepsilon_y^{(2)} \quad (5.2b)$$

$$\Delta\varepsilon_z = \varepsilon_z^{(1)} - \varepsilon_z^{(2)} \quad (5.2c)$$



$$\Delta\gamma_{xy} = \gamma_{xy}^{(1)} - \gamma_{xy}^{(2)} \quad (5.2d)$$

$$\Delta\gamma_{yz} = \gamma_{yz}^{(1)} - \gamma_{yz}^{(2)} \quad (5.2e)$$

$$\Delta\gamma_{zx} = \gamma_{zx}^{(1)} - \gamma_{zx}^{(2)} \quad (5.2f)$$

ここに肩字(1)と(2)はそれぞれの時刻点におけるひずみの絶対値（熱ひずみを除く）であることを示す．高速増殖原型炉設計方針<sup>12)</sup>では $\nu^* = \nu$ （ $\nu$ ；ポアソン比）として一定としている．この扱いは塑性ひずみが多い場合，安全側になる．また，サイクル中に評価点の温度が変動する場合は，サイクルを定義する2時刻点における温度に対するポアソン比の平均を用いるとされる．

疲労損傷評価では，上記の $\Delta\bar{\epsilon}$ が最大となる位置および時刻点の組合せを検索して，その最大値を用いて例えばMiner則<sup>15)</sup>を用いて定義される使用分数和を疲労損傷係数 $D_f$ と定義する．熱荷重サイクルが一通りの場合については簡単に次式のように書ける．

$$D_f = \frac{N}{N_f(\Delta\bar{\epsilon})} \quad (5.3)$$

ここに $N_f(\Delta\bar{\epsilon})$ は $\Delta\bar{\epsilon}$ のひずみ範囲を生じる荷重が繰返し作用する場合の疲労寿命とし， $N$ は熱荷重サイクルの想定繰返し数とする．

式(5.1)の方法では修正ポアソン比の厳密な決定が容易でないため，本研究ではShimakawaら<sup>16)</sup>が用いた次式を用いて検討を進める．

$$\begin{aligned} \Delta\bar{\epsilon} = & \frac{\Delta\bar{\sigma}}{E} + \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\Delta\epsilon_x^p - \Delta\epsilon_y^p)^2 + (\Delta\epsilon_y^p - \Delta\epsilon_z^p)^2 + (\Delta\epsilon_z^p - \Delta\epsilon_x^p)^2 \\ & + \frac{3}{2} (\Delta\gamma_{xy}^{p2} + \Delta\gamma_{yz}^{p2} + \Delta\gamma_{zx}^{p2})\}^{1/2} \end{aligned} \quad (5.4)$$

ここに $\Delta\bar{\sigma}$ は次式で定義される相当応力範囲である（ $\Delta\bar{\sigma}$ の上線は，応力の各成分 $\sigma_{ij}$ の変動範囲 $\Delta\sigma_{ij}$ をMises型の相当応力に変換したものとの意味）．

$$\Delta\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_y)^2 + (\Delta\sigma_y - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_x)^2 + 6(\Delta\tau_{xy}^2 + \Delta\tau_{yz}^2 + \Delta\tau_{zx}^2) \}^{1/2} \quad (5.5)$$

各応力成分の変動範囲  $\Delta\sigma_x$ ,  $\Delta\sigma_y$ ,  $\Delta\sigma_z$ , 各せん断応力成分の変動範囲  $\Delta\tau_{xy}$ ,  $\Delta\tau_{yz}$ ,  $\Delta\tau_{zx}$ , および各塑性ひずみ成分の変動範囲  $\Delta\varepsilon_x^p$ ,  $\Delta\varepsilon_y^p$ ,  $\Delta\varepsilon_z^p$ , ならびに各せん断塑性ひずみ成分の変動範囲  $\Delta\gamma_{xy}^p$ ,  $\Delta\gamma_{yz}^p$ ,  $\Delta\gamma_{zx}^p$  は, 代表 2 時刻点に対して以下のように定義する.

$$\Delta\sigma_x = \sigma_x^{(1)} - \sigma_x^{(2)} \quad (5.6a)$$

$$\Delta\sigma_y = \sigma_y^{(1)} - \sigma_y^{(2)} \quad (5.6b)$$

$$\Delta\sigma_z = \sigma_z^{(1)} - \sigma_z^{(2)} \quad (5.6c)$$

$$\Delta\tau_{xy} = \tau_{xy}^{(1)} - \tau_{xy}^{(2)} \quad (5.6d)$$

$$\Delta\tau_{yz} = \tau_{yz}^{(1)} - \tau_{yz}^{(2)} \quad (5.6e)$$

$$\Delta\tau_{zx} = \tau_{zx}^{(1)} - \tau_{zx}^{(2)} \quad (5.6f)$$

$$\Delta\varepsilon_x^p = \varepsilon_x^{p(1)} - \varepsilon_x^{p(2)} \quad (5.7a)$$

$$\Delta\varepsilon_y^p = \varepsilon_y^{p(1)} - \varepsilon_y^{p(2)} \quad (5.7b)$$

$$\Delta\varepsilon_z^p = \varepsilon_z^{p(1)} - \varepsilon_z^{p(2)} \quad (5.7c)$$

$$\Delta\gamma_{xy}^p = \gamma_{xy}^{p(1)} - \gamma_{xy}^{p(2)} \quad (5.7d)$$

$$\Delta\gamma_{yz}^p = \gamma_{yz}^{p(1)} - \gamma_{yz}^{p(2)} \quad (5.7e)$$

$$\Delta\gamma_{zx}^p = \gamma_{zx}^{p(1)} - \gamma_{zx}^{p(2)} \quad (5.7f)$$

ピークひずみ範囲  $\Delta\bar{\varepsilon}$  は ASME NH と同様に,  $\Delta\bar{\varepsilon}$  の最大値を与える構造物中での位置と 2 時刻点 (肩字(1)および(2)) の組合せを検索して定める. 式(5.1)と(5.4)は弾性状態と全面塑性状態の両極端で互いに一致する. 式(5.4)は修正ポアソン比を決定することなく, 弾性状態から全面塑性状態への推移を連続的

に表現し得るため、実用上有利と考えられる。

弾性追従係数を用いたピークひずみ範囲評価法は Fig. 5-1 のよう図式的に表現できる。図中で、弾性解析で得られる弾性ピーク応力範囲－弾性ピークひずみ範囲の点を A とし、現実の構造応答挙動が多直線近似型の構成式 (multi-linear type constitutive equations) に対応するヒステリシスループで表現されるとすれば、疲労損傷係数評価に用いるべきピークひずみ範囲は点 B で定義できる。また、弾性追従係数は直線 AB の勾配と弾性線 OA の勾配との比較から定められる。ここで、弾完全塑性体を仮定した場合、ヒステリシスループは点 C でピークひずみ範囲が定まる平行四辺形となり、弾性追従係数は直線 AC と弾性線の勾配の比較によって定まる。ここで、弾完全塑性解析による弾性追従係数が安全側であると仮定し、繰返し荷重に対する応力範囲とひずみ範囲の関係（繰返し応力－ひずみ曲線, cyclic stress-strain curve）が破線のように既知であれば、直線 AC と破線の交点 B' によって、安全側のピークひずみ範囲  $\Delta\varepsilon'$  を定めることができる。ここで用いる繰返し応力－ひずみ曲線には形式の上で構成式の制約はない。

なお、材料特性の温度依存性の影響を考慮する場合は、Fig. 5-1 の繰返し応力－ひずみ曲線に、サイクル中の最高温度に対するものを用いて軟らかめの特性を仮定することで安全側に取扱いことが可能である。

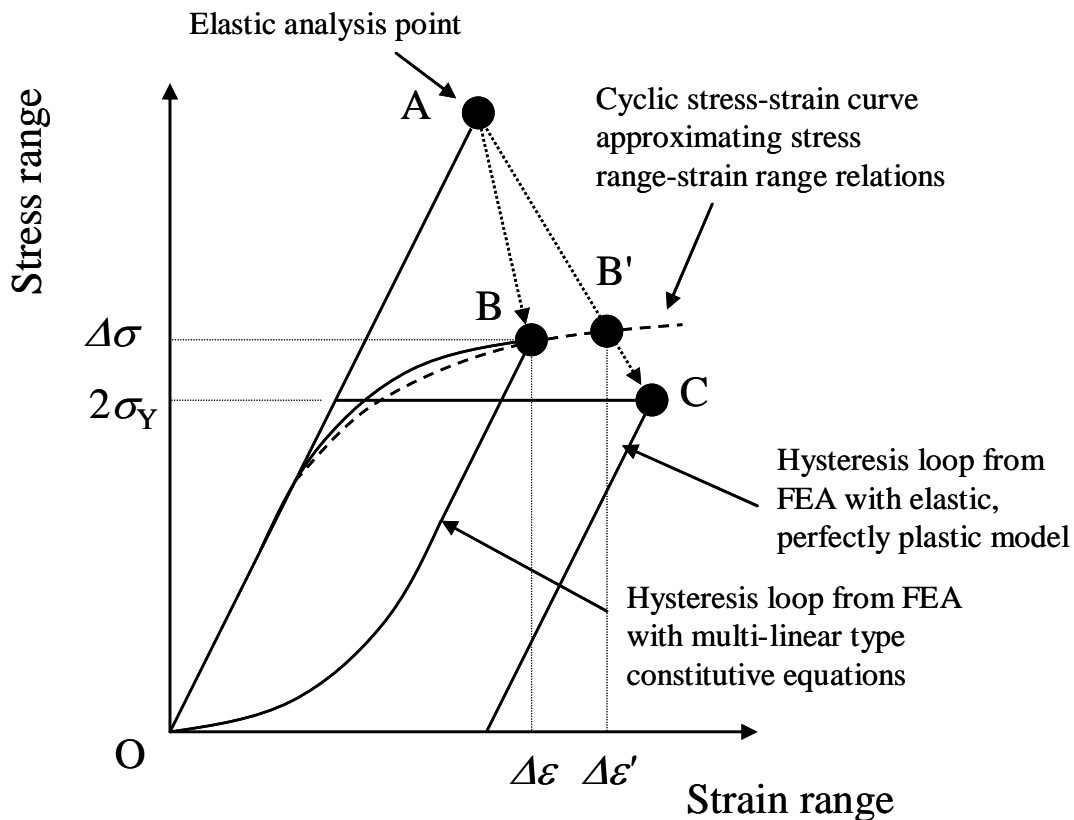


Fig. 5-1 Schematic illustration of the simplified estimation method of peak strain range using elastic stress analysis with an elastic follow-up factor

## (2) クリープ損傷係数評価に用いるピーク応力の定義

高速炉設計規格類<sup>5, 11-12)</sup>ではRobinson則<sup>17)</sup>に基づく時間消費則 (time fraction rule) でクリープ損傷係数  $D_c$  を定義している, これを熱荷重サイクルが 1 通りである場合について簡単に書くと次式となる.

$$D_c = N \int_0^{t_H} \frac{dt}{t_R(\bar{\sigma}(t))} \quad (5.8)$$

ここに  $N$ ,  $t_H$  は熱荷重サイクルの想定繰返し数および当該サイクル中でクリープ損傷を考慮すべき保持時間.  $\bar{\sigma}(t)$  は保持中の時刻  $t$  における相当応力であり, 次式で定義される.  $t_R(\sigma)$  は応力  $\sigma$  が一定に作用すると仮定した場合のクリープ破断時間とし, 評価位置における定常的な保持中の温度に対するデー

タを使用する.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}(t) = \frac{1}{\sqrt{2}} & [ \{ (\sigma_x(t) - \sigma_y(t))^2 + \{ \sigma_y(t) - \sigma_z(t) \}^2 \\ & + \{ \sigma_z(t) - \sigma_x(t) \}^2 + 6 \{ \tau_{xy}(t)^2 + \tau_{yz}(t)^2 + \tau_{zx}(t)^2 \} ]^{1/2} \end{aligned} \quad (5.9)$$

ここに  $\sigma_x(t)$ ,  $\sigma_y(t)$ ,  $\sigma_z(t)$ ,  $\tau_{xy}(t)$ ,  $\tau_{yz}(t)$ ,  $\tau_{zx}(t)$  は  $t$  における各応力成分, 各せん断応力成分である.

英国高温機器構造健全性評価手順書<sup>19)</sup>では, 低ひずみ範囲におけるクリープ疲労寿命が時間消費則を仮定した場合に非安全側に評価されることから, 延性消耗則 (ductility exhaustion rule) を推奨している. その場合, 同一熱荷重サイクルが  $N$  回繰り返される場合の  $D_c$  は次式で表現される.

$$D_c = N \int_0^{t_h} \frac{\bar{\dot{\epsilon}}^c(t) dt}{\epsilon_f^c(\bar{\dot{\epsilon}}^c(t))} \quad (5.10)$$

ここに  $\bar{\dot{\epsilon}}^c(t)$  は  $t$  に依存した相当クリープひずみ速度であり, 次式で表される.  $\epsilon_f^c(\bar{\dot{\epsilon}}^c(t))$  は  $\bar{\dot{\epsilon}}^c(t)$  に依存したクリープ破断ひずみとされる.

$$\begin{aligned} \bar{\dot{\epsilon}}^c(t) = \frac{\sqrt{2}}{3} & [ \{ \dot{\epsilon}_x^c(t) - \dot{\epsilon}_y^c(t) \}^2 + \{ \dot{\epsilon}_y^c(t) - \dot{\epsilon}_z^c(t) \}^2 \\ & + \{ \dot{\epsilon}_z^c(t) - \dot{\epsilon}_x^c(t) \}^2 + \frac{3}{2} \{ \dot{\gamma}_{xy}^c(t)^2 + \dot{\gamma}_{yz}^c(t)^2 + \dot{\gamma}_{zx}^c(t)^2 \} ]^{1/2} \end{aligned} \quad (5.11)$$

ここに  $\dot{\epsilon}_x^c(t)$ ,  $\dot{\epsilon}_y^c(t)$ ,  $\dot{\epsilon}_z^c(t)$  はクリープひずみ速度成分,  $\dot{\gamma}_{xy}^c(t)$ ,  $\dot{\gamma}_{yz}^c(t)$ ,  $\dot{\gamma}_{zx}^c(t)$  はせん断クリープひずみ速度成分である.

本論文では, クリープ疲労損傷則の詳細には言及せず, 代表的な2法, 時間消費則, 延性消耗則のいずれを用いる場合でも, クリープひずみと応力緩和挙動が推定できれば, クリープ損傷係数の評価が可能になることに注意して

おく。

### 5.3.2 弾完全塑性解析に基づく弾性追従係数評価法

第4.2節で述べたように、べき乗則に従う弾塑性体または弾性クリープ体に変位制御荷重が加わる場合、応力集中部のピーク応力は、応力再配分過程では構成式に非依存な双曲線型の応力緩和軌跡を辿り、応力再配分が終了した後の準定常状態では構成式の応力指数に依存した弾性追従係数に従った直線を辿って、低下する。この際の弾性追従係数は、小規模降伏から大規模降伏に向かう遷移領域では、荷重が大きいほど大きく、全面塑性状態では応力指数が大きいほど大きい一定値に収束する。応力指数が無限大の場合に相当する弾完全塑性体では、荷重の増大に伴い弾性追従係数は際限なく増大する（塑性崩壊に対応）。

一方、実際の設計では、熱荷重の上限値が想定可能な場合が多く、実用的な弾性追従係数は上限が想定できる。例えば高速増殖原型炉設計方針<sup>12)</sup>では、線形近似に基づいてピーク応力を除いた一次+二次応力強さ範囲が、 $\beta_s(3S_m)$ を下回る範囲に設計方針の適用範囲を限定している（「 $\beta_s$ 制限」と呼ばれる）。ここで $S_m$ は設計応力強さ（design stress intensity）で、設計降伏強さの2/3以下となるよう設定される（厳密には $S_m$ にサイクル中の温度変化の効果を含むよう補正した応力強さ $3\bar{S}_m$ が用いられる）。 $\beta_s$ は膜応力に対して1.0、曲げ応力に対して2.5とされる。すなわち、二次応力強さ範囲は弾性範囲の2.5倍を超えない領域で設計が行われる。また、温度や熱荷重をもたらす流体の流速等に実現可能な範囲があることなどから、現実的な条件の範囲が既知であれば、雰囲気温度や熱伝達率の上限が想定できることは多い。

こうした実情を踏まえ、上記の第4.2節で得られた知見に基づき、市販の有限要素解析プログラムの多くに実装されている機能を用いた以下の方法の有効性を検討する。

荷重（この場合は強制変位または熱荷重）の大きさに上限が設定可能な場合は、上限荷重に対するみかけの弾性追従係数を当該構造物に固有の弾性追

従係数とみなし、荷重が低い場合や現実的な応力指数の場合に対しても安全側に適用する。疲労損傷係数の評価に用いるピークひずみ範囲には、繰返し熱応力解析において式(5.4)で定義される相当ひずみ範囲を最大にする構造物中での位置と2時刻点を検索して決定される。クリープ損傷評価に用いる応力緩和挙動には、式(5.9)のMisesの定義に基づく相当ピーク応力の時間変化を用いる。

小規模降伏から中規模降伏状態をカバーする応力緩和軌跡の決定には、変位制御荷重と熱応力の類似性から4.2.2項に示したNeuber則型の双曲線と弾性追従係数に基づく直線を組み合わせた方法が適用可能と見込まれる。ただし後述のように熱応力によって応力の非線形分布が生じる場合、明確な双曲線型の応力緩和軌跡が現れないことがあり、双曲線型と直線型の軌跡の遷移点が不明確になることから、安全側かつ簡便な手法として、保持開始の直後から直線に従う応力緩和軌跡を仮定する。繰返し熱応力によるピークひずみ範囲の評価では、応力-ひずみ線図を応力範囲とひずみ範囲の関係（繰返し応力-ひずみ線図）に置き換えて用いる。

### 5.3.3 数値解析例（板厚方向温度勾配を受ける平滑円筒におけるピークひずみ）

ここでは最も単純な例として板厚方向の非線形温度分布を受ける平滑円筒を取り上げる。この形状は幾何学的な応力集中や構造物中の剛性差に起因する弾性追従を生じないが、応力分布の非線形性によってみかけ上の応力集中や弾性追従を生じる。解析にはMSC.MARC (バージョン2005R2)<sup>20)</sup>を用いた。

なお、本節で取り上げるピークひずみ評価に関する弾塑性解析例では温度分布は単調かつ比例的に増加するものとし、ピークひずみ範囲を定義する2時刻点は温度上昇開始時と終了時として、ピークひずみそのままピークひずみ範囲に相当するとしている。繰返し解析においては、ピークひずみ範囲を定義する2時刻点を検索して用いることにすれば、弾性範囲を2倍にとる必要があるが、ここでの議論はそのまま成立すると考えてよい。

### (1) 解析対象の形状, 寸法, 材料特性

解析対象は形状を Fig. 5-2 に, 寸法を Table 5-1 に示す無限長の平滑円筒で, 板厚方向に温度分布を与える. 温度分布は Fig. 5-3 に示すような線形, 2次または3次関数に従うとし, 分布形状を維持したまま温度差 $T_{\max}$ を上げた. 材料特性は Table 5-1 に示すとおりで, 弾塑性構成式は次式の Ramberg-Osgood 則とした. 材料特性の温度依存性は無視した.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_o^p \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^m \quad (5.12)$$

ここに  $E$  は縦弾性係数,  $\varepsilon_o^p$ ,  $\sigma_Y$  および  $m$  は塑性に関する材料定数であるが, 応力指数  $m$  を無限大にとると  $\sigma_Y$  は弾完全塑性体の降伏強さとなる. ここでは, 応力指数の依存性を調べるため, 発電用圧力機器材料としては小さめの指数,  $m=3$  の場合と  $m \rightarrow \infty$  (弾完全塑性体) の場合とを比較した. また, 弾性追従係数の決定のため, 同一熱荷重を受ける弾性解析も行っている.



Table 5-1 Dimensions and material properties for the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution

Wall thickness, $w$	10 mm
Inner radius, $R_{in}$	100 mm
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Plastic strain coefficient, $\epsilon_o^p$	0.002
Stress exponent for plasticity, $m$	3 or positive infinity (elastic, perfectly-plastic)
Elastic modulus, $E$	200 GPa
Thermal expansion coefficient, $\alpha_T$	$2.0 \times 10^{-5} /K$
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Temperature distribution	linear, quadratic or cubic maximum temperature; up to $1000^\circ C$

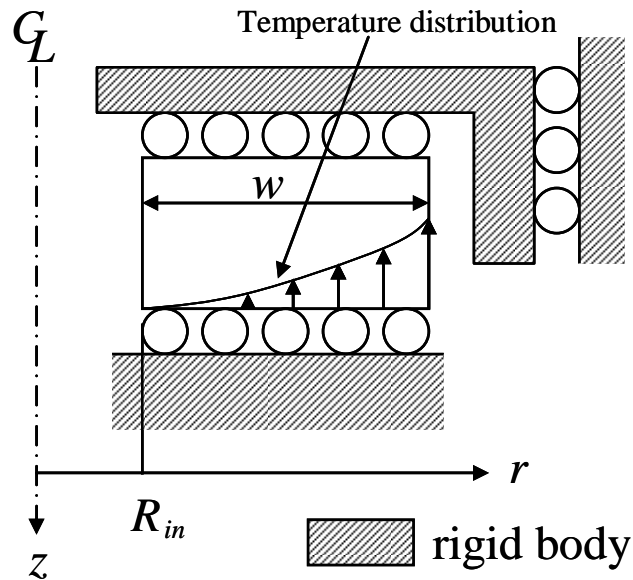


Fig. 5-2 Geometry and boundary conditions of the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution

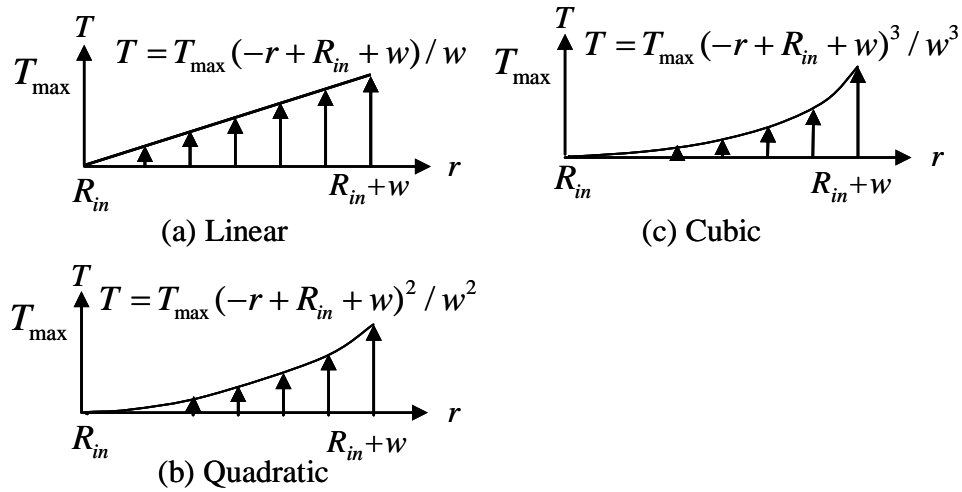


Fig. 5-3 Temperature distribution patterns applied to the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution

## (2) 解析結果

解析結果の評価にあたり，相当ピーク応力と相当ピークひずみは次式の軸対称体に対するMises型の定義に従った<sup>16)</sup>。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + 6\tau_{rz}^2\}^{1/2} \quad (5.13)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E} + \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\varepsilon_z^p - \varepsilon_r^p)^2 + (\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p)^2 + (\varepsilon_\theta^p - \varepsilon_z^p)^2 + \frac{3}{2}\gamma_{rz}^{p2}\}^{1/2} \quad (5.14)$$

解析の結果得られた熱荷重の増加による弾性追従係数の収束状況をFig. 5-4に示す。収束傾向は切欠きを有する変位制御の場合と同様であるが，比較的低い荷重でもほぼ一定値に収束している。また，線形温度勾配のケースでは弾性追従係数の構成式依存性がほとんど見られないが，非線形温度分布のケースでは応力指数が大きい方が $q_p$ も若干大きい。

Fig. 5-4の横軸に用いた公称弾性応力 $S_n$ は，弾性応力解析の結果に応力分類法を適用して得られる相当膜+曲げ応力 $\bar{\sigma}_{m+b}$ に基づき，次式で定義した。

$$S_n = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\sigma_z^{m+b} - \sigma_r^{m+b})^2 + (\sigma_r^{m+b} - \sigma_\theta^{m+b})^2 + (\sigma_\theta^{m+b} - \sigma_z^{m+b})^2 + 6\tau_{zr}^{m+b2} \}^{1/2} \quad (5.15)$$

ここに  $\sigma_z^{m+b}$ ,  $\sigma_r^{m+b}$ ,  $\sigma_\theta^{m+b}$ ,  $\tau_{zr}^{m+b}$  は弾性応力の各成分に等価線形化近似を適用し、得られた外面（線形温度勾配の場合は内面に最大応力を生じるが、非線形温度勾配の場合は外面が最大応力部となることからこれに合わせている）における応力の（ピーク成分を除く）近似値である。Table 5-2に弾性追従係数の収束値を示す。

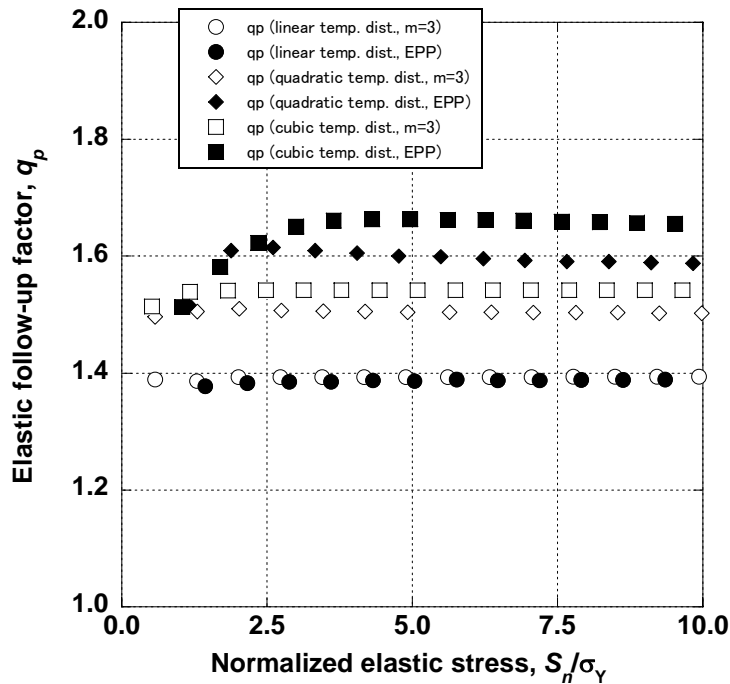


Fig. 5-4 Saturating trend in elastic follow-up factors for the smooth cylinder subjected to through wall temperature distribution

Table 5-2 Elastic follow-up factors in fully plastic situation for the smooth cylinder subjected through-wall temperature distribution

Temperature distribution pattern	Stress exponent, $m$	Elastic follow-up factor in fully plastic situation, $q_p$
Linear	3	1.394
	$\infty$	1.389
Quadratic	3	1.501
	$\infty$	1.584
Cubic	3	1.541
	$\infty$	1.653

Table 5-2の弾性追従係数の収束値を熱荷重の大きさによらずに用いて、弾塑性状態でのピークひずみを弾性相当応力から簡易評価した結果をFig. 5-5(1)～Fig. 5-5(3)に示す。ここでは、当該応力指数に対する $q_p$ が既知の場合と弾完全塑性体に対する $q_p$ のみが既知で、それを応力指数によらずに適用した場合とが比較してある。また、応力緩和軌跡は全体を直線と仮定し、双曲線型の部分は想定しなかった、この仮定による明確な精度低下は認められない。弾完全塑性体に対する $q_p$ を応力指数が異なる問題に対して適用した場合の精度低下は軽微であり、当該構成式の応力指数を用いずとも、若干安全側にはなるが、極めて良好なピークひずみの評価が可能であったことがわかる。

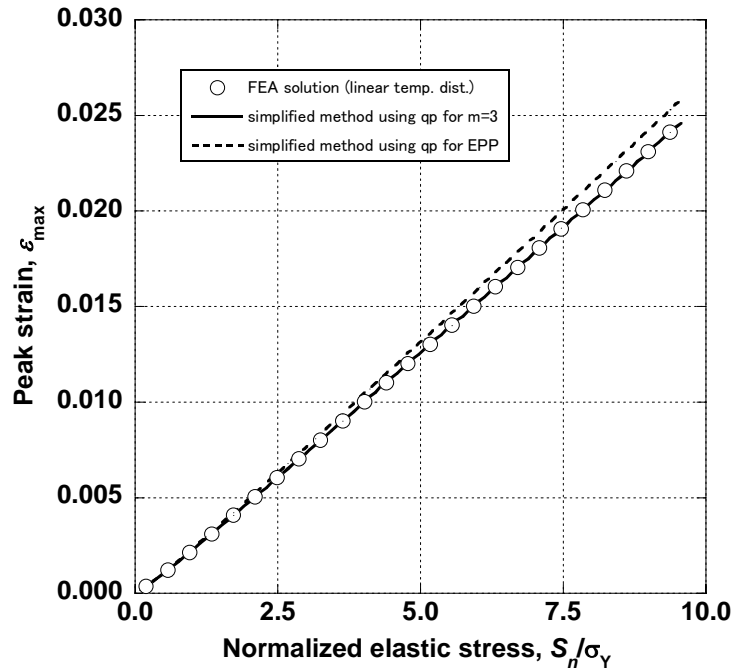


Fig. 5-5(1) Comparison between peak strain estimated by the simplified method and detailed FEA in the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution (linear temperature distribution)

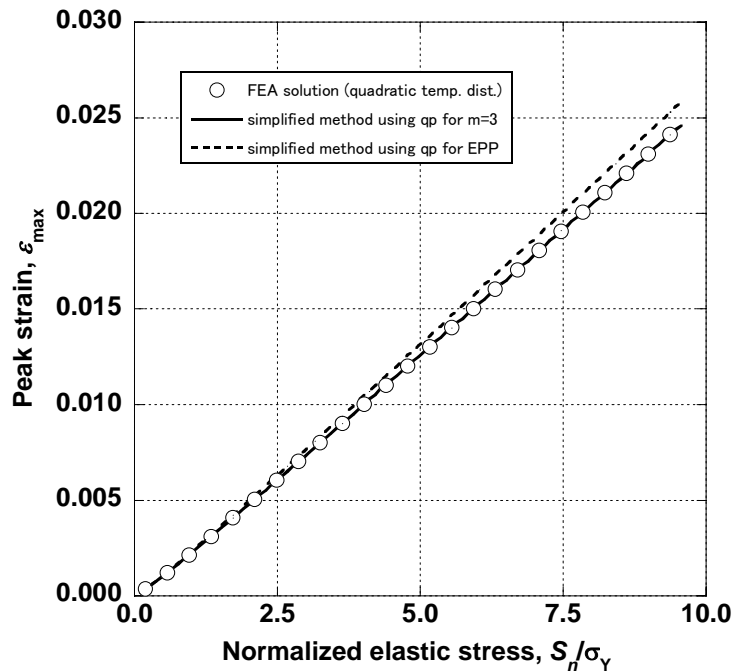


Fig. 5-5(2) Comparison between peak strain estimated by the simplified method and detailed FEA in the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution (quadratic temperature distribution)

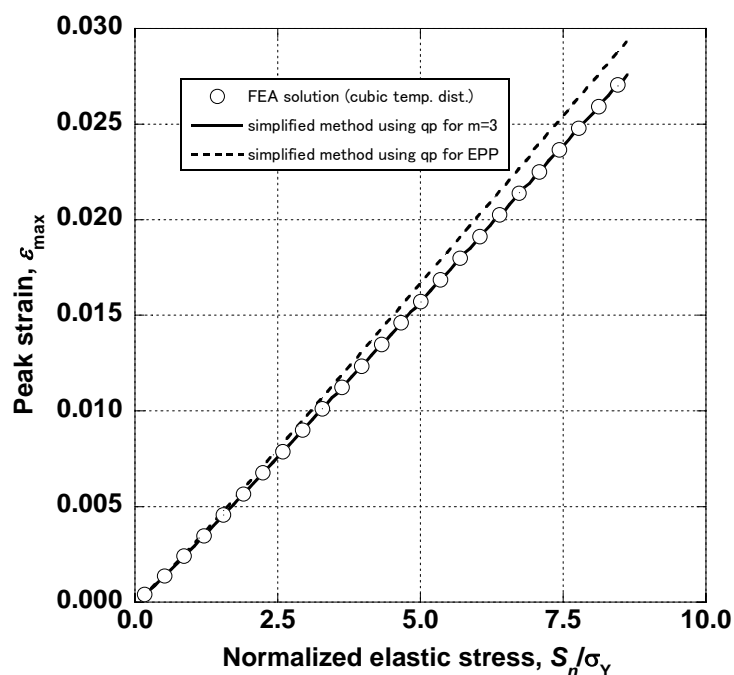


Fig. 5-5(3) Comparison between peak strain estimated by the simplified method and detailed FEA in the smooth cylinder subjected to through-wall temperature distribution (cubic temperature distribution)

### 5.3.4 数値解析例 (軸方向温度勾配を受けるテーパ付き円筒におけるピークひずみ)

構造的な剛性差が存在する場合、熱応力でも弾性追従を生じる。ここでは、応力集中部と剛性が異なる部位が結合された形状を取り上げる。解析対象形状は、現実的なものとするため文献<sup>21)</sup>で取り上げられたテーパ付き円筒とし、これに典型的な軸方向温度勾配を与えてテーパ部止端部に応力集中を生じさせる。解析にはMSC.MARC (バージョン2005R2)<sup>20)</sup>を用いた。

#### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

解析対象はFig. 5-6に示すテーパ付き円筒で圧力容器ノズルを想定している。寸法はTable 5-3に示すとおりとした。熱荷重はFig. 5-7に示すように、厚肉部は最低温度のまま保持し、薄肉部の温度を一様に上げて行き、テーパ部には厚肉部と薄肉部の温度を軸方向に線形に補間する温度勾配を与えた。半径方向は一様温度分布とした。

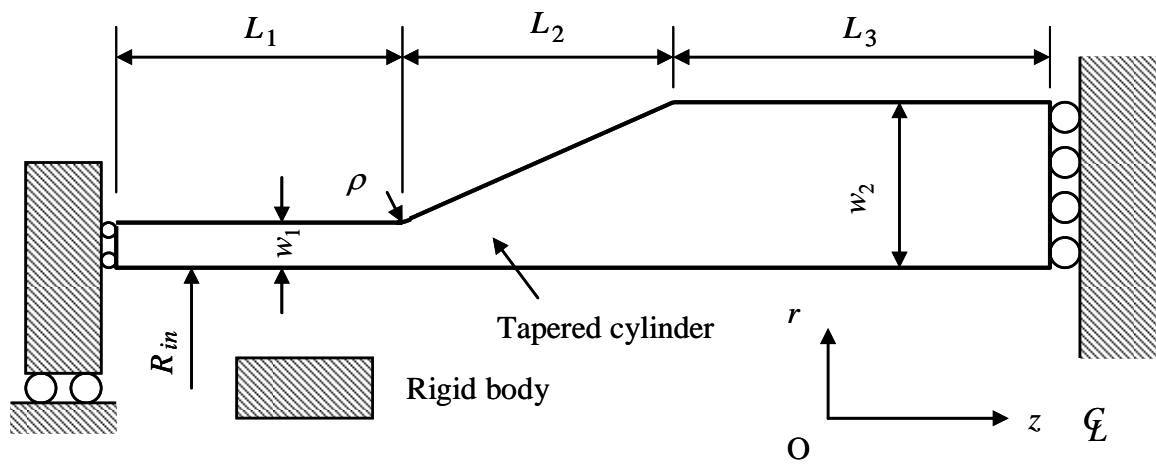


Fig. 5-6 Geometry and boundary conditions of the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution

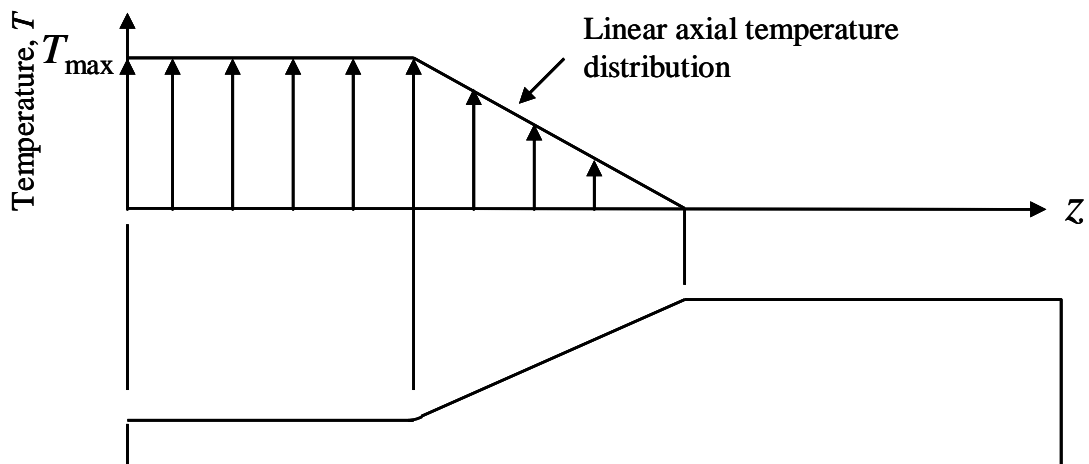


Fig. 5-7 Temperature distribution pattern applied to the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution

弾塑性応力-ひずみ関係には式(5.12)のRamberg-Osgood則を仮定し，材料定数の値はTable 5-4に示すものを用いた．材料特性の温度依存性は無視した．

Table 5-3 Dimensions of the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution

Thin cylinder thickness, $w_1$	40 mm
Thick cylinder thickness, $w_2$	200 mm
Inner radius, $R_{in}$	200 mm
Thin cylinder length, $L_1$	300 mm
Tapered part length, $L_2$	277 mm
Thick cylinder length, $L_3$	800 mm
Notch radius, $\rho$	4 mm

Table 5-4 Materials properties employed in stress analysis of the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution

Elastic modulus, $E$	200 GPa
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Thermal expansion coefficient, $\alpha_T$	$2.0 \times 10^{-5} /K$
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Plastic strain coefficient, $\varepsilon_o^P$	0.002
Stress exponent for plasticity, $m$	3, 10 or positive infinity (elastic, perfectly-plastic)

## (2) 解析結果

解析の結果得られたテーパ部止端部断面での弾性応力（軸方向応力と周方向応力）の分布をFig. 5-8に示す。この図には、弾性基準応力 $\bar{\sigma}_{m+b}$ が降伏強さの概ね2倍となる、 $T_{max}$ が600°Cに到達した時点での弾性解析結果を示している。半径方向応力およびせん断応力は、軸成分や周成分に比べて小さいため示していないが、軸方向応力と周方向応力の差がほぼ全断面で降伏強さを超えている。このようなケースでは、熱応力による全断面降伏を生じる場合があり、弾性追従係数が急激に増加する可能性がある。また、外表面で線形近似応力



よりも高い表面応力，すなわちピーク成分を生じている。

$T_{\max}=600^{\circ}\text{C}$ における式(5.15)で定義される公称弾性応力  $S_n$  は，437.0 MPaであり， $\sigma_y$  の2.19倍となった．この応力値は  $\beta_s$  制限の許容限界に近い（厳密には  $\beta_s$  制限は応力範囲に対してなされるため降伏強さの2倍に対して（または応力を1/2に読み替えて）考えるべきであるが，ここでは手法の検証を目的として，単調熱荷重を1サイクルの熱サイクルとみなしているためこのように考えて差し支えない）．また，線形近似応力を相当応力に変換した公称応力に対するテーパ止端部の相当ピーク応力の比，すなわち熱応力に対する弾性応力集中係数  $K_t$  は1.23であった．

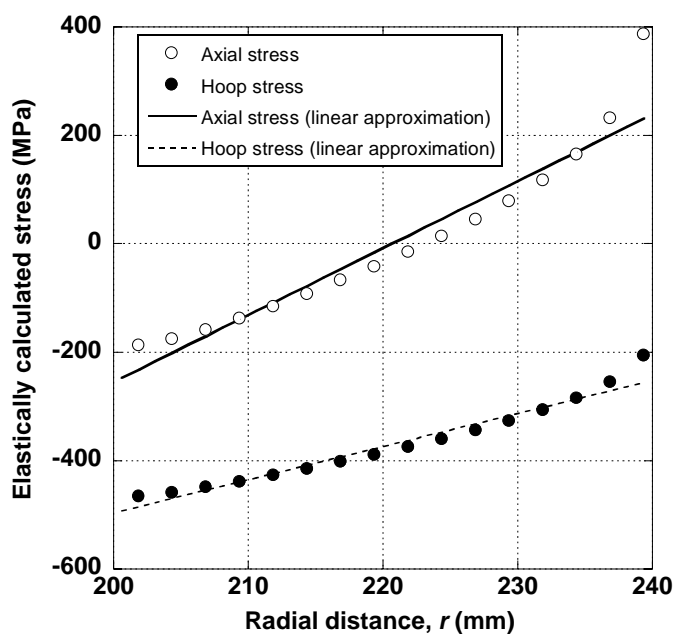


Fig. 5-8 Elastic stress distributions across highly stressed portion of the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $T_{\max}=600^{\circ}\text{C}$ )

3つの応力指数に対する弾塑性解析で得られた弾性追従係数の飽和傾向を Fig. 5-9に示す．応力指数が大きいと収束が遅い傾向が認められる．また，これまでの解析例と同様に，弾性追従係数の値は応力指数が大きいほど，熱荷重が大きいほど大きい傾向が認められる．この応力指数に対する依存性は，

前項の板厚方向温度勾配を受ける平滑円筒に比べて強い。得られた弾性追従係数の代表値として、 $T_{\max}=600^{\circ}\text{C}$ の時の値をTable 5-5に示す。

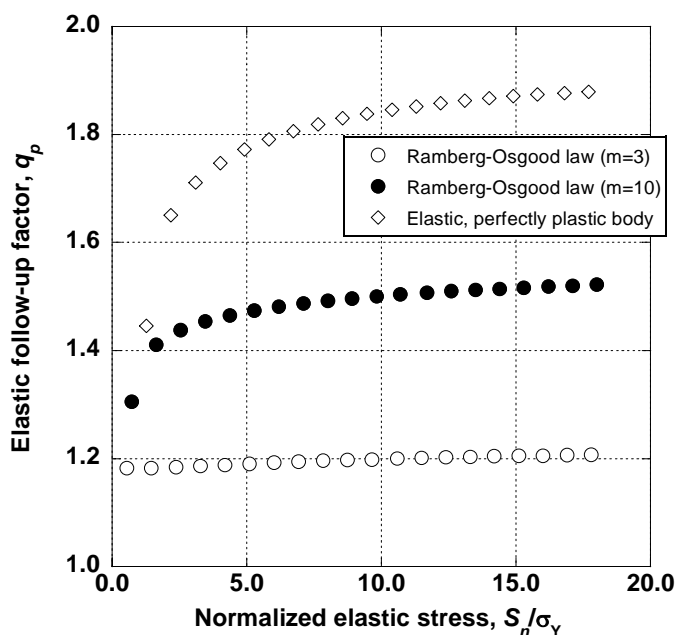


Fig. 5-9 Saturating trend in elastic follow-up factors for the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution (up to  $T_{\max}=5000^{\circ}\text{C}$ )

Table 5-5 Elastic follow-up factors for the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $T_{\max}=600^{\circ}\text{C}$ )

Stress exponent, $m$	Elastic follow-up factor, $q_p$ for a specified upper limit of thermal load
3	1.114
10	1.429
$\infty$	1.651

Table 5-5の弾性追従係数を熱荷重の大きさによらずに用いて、弾性解析結果から簡易評価した相当ピークひずみを、弾塑性解析結果と比較してFig. 5-10(1)およびFig. 5-10(2)に示す。弾塑性解析と同じ応力指数に対する弾性追従係数を用いた簡易評価では、弾性追従係数が熱荷重が低い時に小さくなるにもかかわらず

わらず，ほとんど一致する相当ピークひずみを与えた．弾完全塑性解析から決定される安全側の弾性追従係数を用いた場合は，安全側にはなるものの良好な相当ピークひずみの簡易評価が得られた．

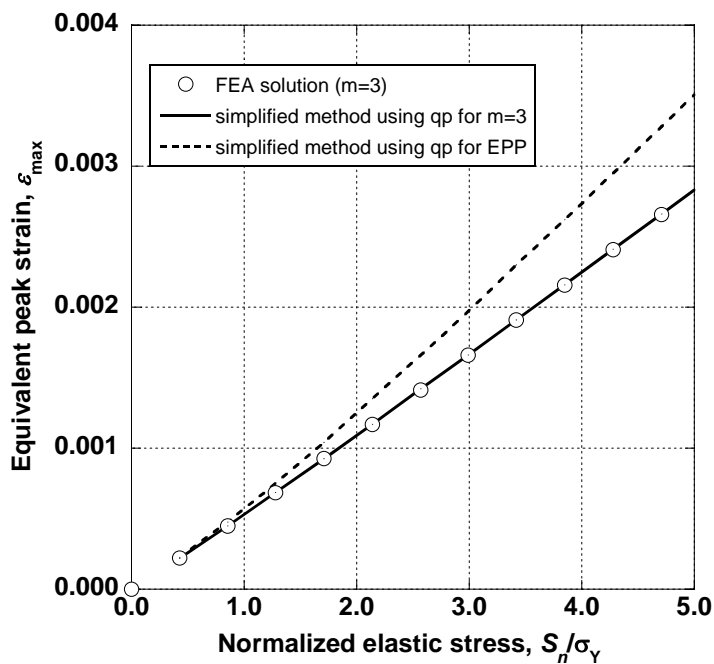


Fig. 5-10(1) Comparison between peak elastic-plastic strains estimated by the detailed FEA and the simplified method in the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $m=3$ )

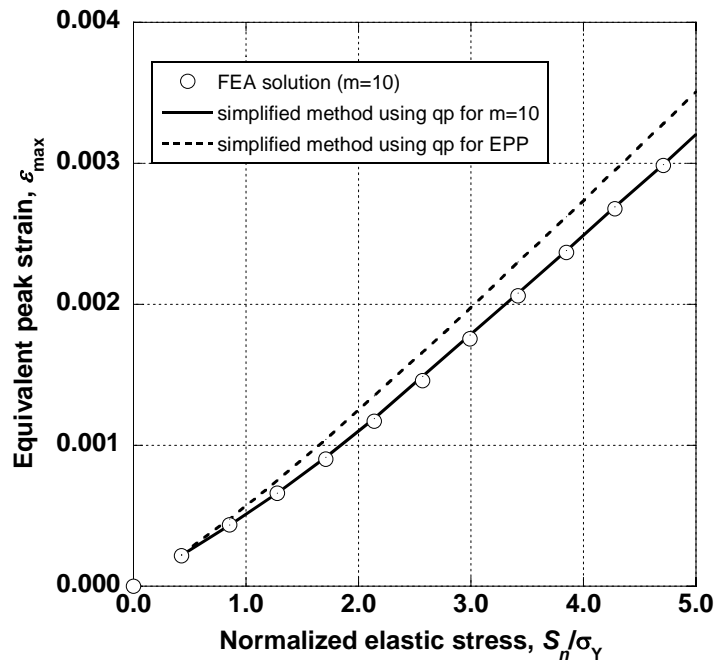


Fig. 5-10(2) Comparison between peak elastic-plastic strains estimated by the detailed FEA and the simplified method in the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $m=10$ )

### 5.3.5 数値解析例 (熱応力保持を受けるテーパ付き円筒のクリープ中ピーク応力の緩和挙動)

前項と同じテーパ付き円筒に対して弾性クリープ解析を行うことで、弾塑性解析から得られる弾性追従係数を用いた、クリープ中におけるピーク応力の緩和挙動に対する簡易評価法の妥当性を検討する。解析にはMSC.MARC (バージョン2005R2) <sup>20)</sup>を用いた。

#### (1) 解析対象の形状, 寸法, 材料特性

解析対象の形状はFig. 5-6に示すテーパ付き円筒とした。寸法, 材料特性および熱荷重条件はTable 5-6にまとめて示す通りである。クリープ構成式には次式のNorton則を用いた。

$$\dot{\epsilon}^c = \epsilon_o^c \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n \quad (5.16)$$

ここに  $\varepsilon_o^c$  と  $n$  はクリープに関する材料定数であり，参照降伏強さ  $\sigma_Y$  は前項の弾塑性解析と同一（Table 5-4参照）とした。

熱荷重は前項で実施した弾塑性解析における  $T_{\max}=600^\circ\text{C}$  の状態まで弾的に与え，その状態の温度分布を一定に保持して与えた。

Table 5-6 Materials properties employed in elastic-creep analysis of the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution

Elastic modulus, $E$	200 GPa
Poisson's ratio, $\nu$	0.3
Thermal expansion coefficient, $\alpha_T$	$2.0 \times 10^{-5} / \text{K}$
Reference yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa
Creep strain coefficient, $\varepsilon_o^c$	$1.0 \times 10^{-8} / \text{hr}$
Stress index for plasticity, $n$	3 or 10
Thermal loading, $T_{\max}$	$600^\circ\text{C}$ (100,000 hr hold)

## (2) 解析結果

解析の結果得られた応力の緩和挙動をFig. 5-11(1) ( $n=3$ ) およびFig. 5-11(2) ( $n=10$ ) に示す。図中には，前項の弾塑性解析で得られた3つの弾性追従係数を用いて行った簡易評価結果を比較して示している。

簡易評価にあたっては，次の弾性追従係数の定義式<sup>12, 22-23</sup>)と式(5.16)とを反復的に用いて初期の相当ピーク応力を開始点（初期応力）として応力を緩和させた。

$$\dot{\varepsilon}^e = -\frac{\dot{\varepsilon}^c}{q_c} \quad (5.17)$$

ここで  $\dot{\varepsilon}^e$  は弾性ひずみの変化率， $\dot{\varepsilon}^c$  はクリープひずみ速度，クリープに対する弾性追従係数  $q_c$  は前項の弾塑性解析で得られたTable 5-5の，同一応力指数

に対する  $q_p$  または弾完全塑性体に対する値で代用した。

その結果、Fig. 5-11(1)およびFig. 5-11(2)のように、同一応力指数に対する弾性追従係数を用いる簡易評価がもっとも精度がよく、弾完全塑性体に対する弾性追従係数を用いても安全側（応力が高め）の応力緩和挙動の近似が得られた。これより、弾性追従係数を用いたクリープ中応力緩和挙動の簡易評価法が有効であることが確認できた。

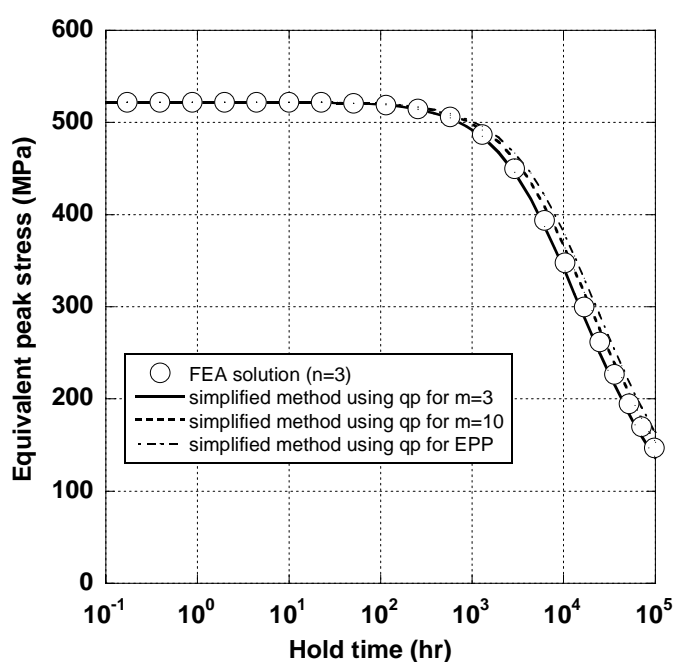


Fig. 5-11(1) Comparison between FEA solution and the simplified estimate of relaxation of peak equivalent stress in the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $n=3$ )

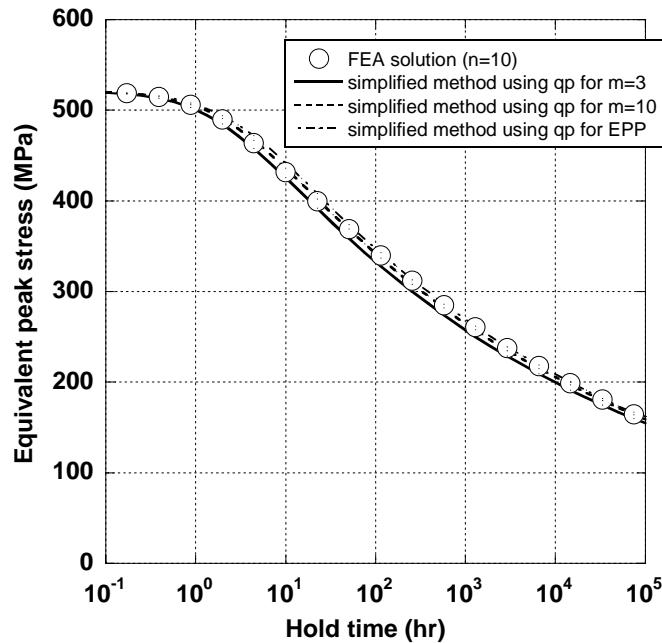


Fig. 5-11(2) Comparison between FEA solution and the simplified estimate of relaxation of peak equivalent stress in the tapered cylinder subjected to axial temperature distribution ( $n=10$ )

#### 5.4 き裂入り構造の熱応力下での弾塑性 $J$ 積分評価法およびクリープ $J$ 積分評価法

変位制御問題の場合、荷重反力を外力とみなして参照応力を定義することで、荷重制御と基本的には同様な参照応力法が適用可能であったが、熱応力の場合には一般に荷重反力による表現ができないため、オリジナルの参照応力法の適用はなされない。ただし、第2章で述べた応力分類法と極限解析の等価性を利用すれば、熱応力に対しても参照応力が定義でき、それ以降は第4章の変位制御に対する手法が適用可能と見込まれる。しかしながらこの方法では、形状に対する一般性に問題点を有する応力分類法が必須とされるため、並行して英国き裂評価手順書R6<sup>1)</sup>が採用するNeuber法<sup>1-3)</sup>に基づく簡易弾塑性 $J$ 積分評価法について検討し、そのクリープ $J$ 積分評価法への拡張を図る。

また、荷重制御に対して提案した小規模クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分評価法の二次応力下への適用方法を初めて提案し、その有効性を熱応力の保持

を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性クリープ解析によって検証する。

#### 5.4.1 参照応力法の熱応力問題への適用法

変位制御問題では、荷重反力を外力とみなすことで、荷重制御問題と同様に極限荷重と外力の比に基づく参照応力の定義が可能であったが、熱応力問題では参照応力の決定方法が不明確になる。しかし、第2章に述べた応力分類法に基づく基準応力と参照応力との等価性を利用すれば、熱応力に対する参照応力 $\sigma_{ref}$ は、例えば次式のように定義できる。

$$\sigma_{ref} = \text{Max}[\bar{\sigma}_m, \frac{2}{3}\bar{\sigma}_{m+b}] \quad (5.18)$$

ここに $\bar{\sigma}_m$ は相当膜応力で、き裂リガメント断面において、応力の各成分の板厚平均をMises型の相当応力に変換して得られる。相当膜+曲げ応力 $\bar{\sigma}_{m+b}$ は各応力成分の等価線形化近似を同様に相当応力に変換したものである。

しかし、式(5.18)は、 $\bar{\sigma}_m$ と $\bar{\sigma}_{m+b}$ の2軸で定義した平面上に参照応力の等高線を描いた時に折れ点を生じることから、使い易さを勘案し、本論文では式(5.18)とほぼ等価な次式を用いることとする。

$$\sigma_{ref} = \frac{\bar{\sigma}_b}{3} + \sqrt{\bar{\sigma}_m^2 + (\frac{\bar{\sigma}_b}{3})^2} \quad (5.19)$$

ここで $\bar{\sigma}_b$ はリガメント部断面の各応力成分から平均を除いた成分に対する等価線形化近似成分を相当応力に変換して得られる相当曲げ応力とする。上式は純曲げや一様応力分布の場合には式(5.18)に一致する。

また第3章に述べたように、応力分類法に基づく参照応力は極限解析に基づく場合よりも大きめになる傾向があり、これを構造や荷重モードに即したものとするため、第3章で定義した実断面応力補正係数 $C_L$ を用いて次式のよ



うに補正する.

$$\sigma_{ref} = \left\{ \frac{\bar{\sigma}_b}{3} + \sqrt{\bar{\sigma}_m^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_b}{3}\right)^2} \right\} / C_L \quad (5.20)$$

弾完全塑性体では、荷重を比例的に増大させると  $\sigma_{ref}$  は降伏強さ  $\sigma_Y$  に漸近するため、弾性熱応力  $S_n$  を増大させた解析で得られた式(5.19)の右辺の収束値と  $\sigma_Y$  の比を用いることで次式のように  $C_L$  が決定できる.

$$C_L = \lim_{S_n \rightarrow \infty} \left[ \left\{ \frac{\bar{\sigma}_b}{3} + \sqrt{\bar{\sigma}_m^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_b}{3}\right)^2} \right\} / \sigma_Y \right] \quad (5.21)$$

ここで熱荷重を比例的に増大させる方法としては、温度を比例的に増大させる、縦弾性係数または線膨張係数を比例的に増大させる方法などが考えられるが、いずれを用いても同じ結果が得られる.  $C_L$  を用いることで式(5.18)と式(5.19)の違いに起因する違いは  $C_L$  に含まれ、いずれの式を用いても、塑性ひずみが支配的な領域において、参照応力の上で差異を生じない.

さらに式(5.20)に極限荷重補正係数  $\gamma$  を適用すると次式となる.

$$\sigma_{ref} = \left\{ \frac{\bar{\sigma}_b}{3} + \sqrt{\bar{\sigma}_m^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_b}{3}\right)^2} \right\} / \gamma C_L \quad (5.22)$$

ここで用いる  $\gamma$  は荷重制御や変位制御と同様に Ramberg-Osgood 則を仮定した弾塑性解析によって、弾塑性解析による弾塑性  $J$  積分と参照応力法によるそれとの比の、熱荷重を増大して得られる収束値として一意的に決定できる.

式(5.22)を弾塑性解析結果に適用して得られる(弾塑性状態における)参照応力  $\sigma_{ref}$  と、弾性解析結果に適用して得られる弾性参照応力  $\sigma_{ref}^e$  とを、一意的に想定可能な弾塑性応力-ひずみ線図上で比較することで、第4章で提案し

た弾性追従係数の決定法が適用できる。この時、 $\gamma$ および $C_L$ は弾塑性解析と弾性解析とで共通の値を使用する。これ以降は第4章に示した変位制御に対する参照応力法と同様に取扱うことができ、弾塑性 $J$ 積分 $J$ と定常クリープ $J$ 積分 $C^*$ は次式で近似できる。

$$J = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}(0)/E} J^e(0) \quad (5.23)$$

$$C^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}^c(t)}{\sigma_{ref}(t)/E} J^e(t) \quad (5.24)$$

ここに $\sigma_{ref}(0)$ は保持開始時点における参照応力で、弾性解析から得られる $\sigma_{ref}^e$ に対して弾性追従係数に基づく簡易法を適用して決定できる。クリープ中の参照応力 $\sigma_{ref}(t)$ は $\sigma_{ref}(0)$ を出発点とし、クリープに対する弾性追従係数とクリープ構成式とを反復的に用いて、 $t$ の関数として求められる。また、式(5.23)と式(5.24)における弾性 $J$ 積分 $J^e(t)$ は、参照応力の外力（熱応力の場合は仮想的な外力）に対する比例性を活用し、変位制御と同様に次式のように定める。

$$J^e(t) = \left\{ \frac{\sigma_{ref}(t)}{\sigma_{ref}^e} \right\}^2 J_o^e \quad (5.25)$$

$$J_o^e = \frac{K_I^2}{E} \quad (5.26)$$

ここに $\sigma_{ref}(t)$ は弾塑性状態またはクリープ中の参照応力で、弾性追従係数を用いて推定し得る当該時刻における参照応力とする。初期弾性 $J$ 積分 $J_o^e$ に対する式(5.26)の右辺の応力拡大係数 $K_I$ と $\sigma_{ref}^e$ には保持開始時点に対する弾性解析に基づくものを用いる。

このように、応力分類法と極限解析の等価性に基づけば、熱応力問題に対しても、変位制御と同様に、荷重制御に対して構築された参照応力法を、そ

のオリジナルの考え方と特に矛盾なく、熱応力に適用可能であることがわかる。ただし、本手法は応力分類法に基づくことから形状に対する一般性は保障されない。

#### 5.4.2 弾塑性 $J$ 積分簡易評価法としてのNeuber法

##### (1) 応力拡大係数の積に基づく弾塑性 $J$ 積分の近似

弾塑性構成式が式(5.12)のRamberg-Osgood則に従う場合、HRRの特異性<sup>24-25)</sup>から、き裂先端からの距離 $r$ における、近傍の相当応力 $\bar{\sigma}$ と相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ は次式に従う。

$$\bar{\sigma} = \left( \frac{J \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{1/(m+1)} \bar{\sigma}(\theta, m) \quad (5.27a)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_o^p}{\sigma_Y^m} \left( \frac{J \sigma_Y^m}{\varepsilon_o^p I_m r} \right)^{m/(m+1)} \bar{\varepsilon}(\theta, m) \quad (5.27b)$$

ここに $I_m$ は $m$ のみに依存する無次元数、 $\bar{\sigma}(\theta, m)$ と $\bar{\varepsilon}(\theta, m)$ とは $\theta$ と $m$ に依存する無次元数である。ここではテンソル表記されたオリジナルのHRR場の式をMises型の相当応力、相当ひずみに対して定義している。式(5.27a)と式(5.27b)とから、 $\bar{\sigma}\bar{\varepsilon}$ は $J$ に比例することがわかる。

ここで、 $\bar{\sigma}\bar{\varepsilon}$ がNeuber則<sup>26-28)</sup>に従うと仮定すると、二次応力下でこの積は弾性体と弾塑性体とでほぼ等しくなり、無次元数の影響を無視すれば結果的に次式が導かれる。

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (5.28)$$

ここに $K_I$ は同一熱荷重を受ける弾性体に対する応力拡大係数、 $E'$ は修正縦弾性係数で、平面応力状態では $E' = E$ 、平面ひずみ状態では $E' = E/(1-\nu^2)$ となる。式(5.28)では、HRR特異性における応力指数に応じた無次元数の違いを考

慮していないが，小規模降伏状態からの連続性が確保されることを重視し，その影響を無視している．佐近ら<sup>29)</sup>は，変位制御を受ける試験片形状に対する弾塑性解析から式(5.28)が，弾性追従が顕著でない条件下で良好な弾塑性 $J$ 積分の近似を与えることを示している．文献<sup>30)</sup>でも，熱応力が弾性域を大きく超える場合に式(5.28)が安全側になる傾向を持つことが述べられている．この方法は極めて簡便であることから，「純粹弾性法 (pure elastic method)」と呼んで後に数値解析例との比較に供する．

式(5.28)が成立する場合，弾塑性 $J$ 積分は弾性熱応力の2乗に比例するようになる．しかしながら，4.3節に示した数値解析例では，弾塑性 $J$ 積分は弾性応力（この場合は強制変位に比例）が小さい時には二次曲線に近い傾向を示すものの，荷重が増えると弾性応力に対して直線的に増大する傾向を見せた．これは，全面塑性状態において，弾塑性 $J$ 積分は強制変位の $(m+1)/m$ 乗に比例するため， $m$ が大きい場合にはほぼ比例するようになったものである．このことを熱応力問題に適用すると，弾塑性 $J$ 積分は荷重反力に相当する公称応力と強制変位に相当する公称ひずみの積に比例的になるべきと考えられ，Budden<sup>2)</sup>が提案したのに類似した次式が導かれる．

$$J = \phi \frac{K_I^\sigma K_I^\epsilon}{E'} \quad (5.29)$$

ここに $K_I^\sigma$ はき裂を除いた構造に対する弾塑性解析によって得られる応力分布に対する応力拡大係数で， $K_I^\epsilon$ は同様に無き裂構造の弾塑性解析によって得られるひずみ分布に弾性応力-ひずみ関係を適用して得られる仮想的な応力分布に対する応力拡大係数とする． $\phi$ はHRRの特異性に含まれる無次元数のほか，一般のき裂入り構造ではき裂の存在により，少なからず生じる弾性追従に対する補正が含まれる．R6は当初，Buddenが最初に用いた塑性域寸法に基づくき裂長さ補正によって $\phi$ を表現していたが，後にTakahashi<sup>3)</sup>が二直線近似則を用いた弾塑性解析との整合から提案した次式に修正している．

$$\phi = \frac{\sqrt{a_{eff}^{\sigma} a_{eff}^{\varepsilon}}}{a} \quad (5.30)$$

$$a_{eff}^{\sigma} = a + \frac{1}{\beta_p \pi} \left( \frac{K_I^{\sigma}}{\sigma_p} \right)^2 \quad (5.31a)$$

$$a_{eff}^{\varepsilon} = a + \frac{1}{\beta_p \pi} \left( \frac{K_I^{\varepsilon}}{\sigma_p} \right)^2 \quad (5.31b)$$

ここに  $\beta_p$  は Irwin の塑性域補正<sup>31)</sup>に関する係数で、平面応力状態で2、平面ひずみ状態で6に等しい。  $a_{eff}^{\sigma}$  と  $a_{eff}^{\varepsilon}$  は、実き裂長さ  $a$  に塑性域半径を加えたもので、それぞれ2つの応力拡大係数に対して求めた有効き裂長さとして解釈できる。式(5.30)は、Irwinの塑性域補正の式を2つの応力拡大係数に分けて幾何平均をとったもので、小規模降伏状態ではオリジナルのIrwinの式に一致する。文献<sup>32)</sup>では、Takahashiが用いた二直線近似則でなくべき乗則に近いLudwik則を仮定した熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性解析において、熱荷重が大きい領域で式(5.29)の  $\phi$  が一定値に近づく傾向を持つことを確認している。これは、式(5.29)がべき乗則に従う全面塑性状態で次元的に厳密になるからである。

#### 5.4.3 数値解析例（熱応力を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性J積分）

熱応力下での弾塑性J積分に対する上記2法（応力分類法に基づく参照応力法と無き裂部材の弾塑性解析に基づくNeuber法）の適用性を検討するため、熱応力を受ける周方向き裂入り円筒を取り上げる。有限要素解析にはABAQUS（Version 6.6）<sup>33)</sup>を用い、弾塑性J積分の算出には次式のShihの方法<sup>34)</sup>を用い積分領域独立性を確保した。

$$J = \int_A \left\{ (\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_1} - W \delta_{ij}) \frac{\partial q_1}{\partial x_i} + (\alpha_T \sigma_{ij} \frac{\partial \theta_T}{\partial x_1} + F_i \frac{\partial u_j}{\partial x_1}) q_1 \right\} dA - \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} T_i \frac{\partial u_j}{\partial x_1} q_1 d\Gamma \quad (5.32)$$

ここに $\sigma_{ij}$ は応力テンソル， $u_j$ は変位テンソル， $x_1$ はき裂進展方向を軸とする直交座標， $W$ はひずみエネルギー， $\delta_{ij}$ はKroneckerのデルタである． $q_1$ はき裂先端で1となるよう定めた重み関数で，数値積分のため導入されたものである． $\alpha_T$ は線膨張係数， $\alpha_T \theta_T$ は熱ひずみ， $F_i$ は単位体積あたりの体積力， $T_i$ は表面力である．積分領域はFig. 5-12に示すように，網掛け部 $A$ の面積分とき裂面上の線 $\Gamma^+$ と $\Gamma^-$ で定義される．体積力と表面力および熱ひずみが存在しない条件下ではRiceが定義したオリジナルの $J$ 積分と一致する．

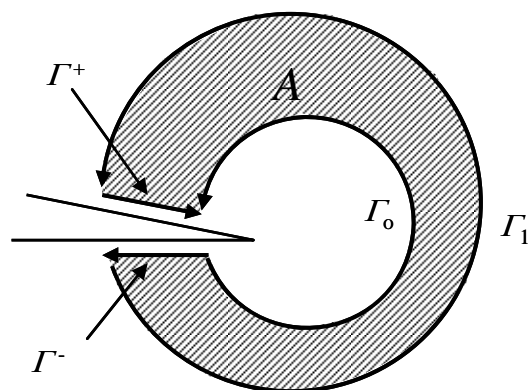


Fig. 5-12 Definition of area and path integral for  $J$ -integral calculation

#### (1) 解析対象の形状，寸法，材料特性

構造の形状および熱荷重パターンはFig. 5-13に，寸法および材料定数はTable 5-7に示すとおりとし，応力指数 $m$ とき裂深さ $a$ および熱荷重パターンをパラメータとした．熱荷重の最大値は無き裂状態での $\beta_s$ 制限を参考に，板厚方向温度勾配の場合は $200^\circ\text{C}$ ，軸方向温度勾配の場合は $600^\circ\text{C}$ に想定したが，構造応答パラメータの収束値を求めるための解析では，収束状況に応じその10倍程度まで比例的に温度を上昇させた．

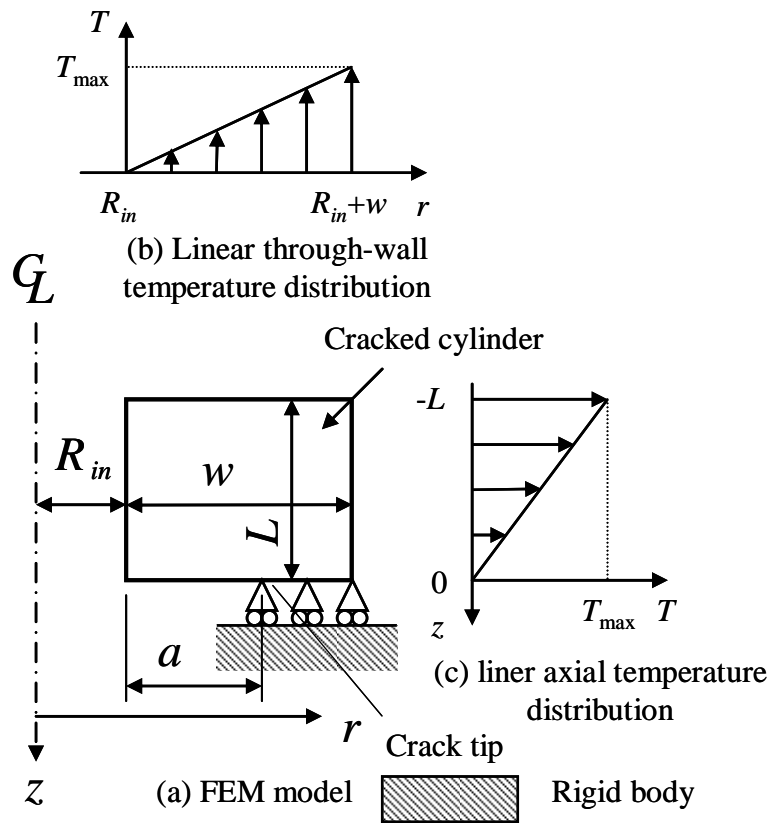


Fig. 5-13 Geometry and boundary conditions of circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution

Table 5-7 Dimensions and material properties of the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution

Case No.	Case 1W	Case 2W	Case 3W	Case 1X	Case 2X	Case 3X
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4	1/2	3/4	1/4	1/2	3/4
Upper limit of thermal loading, $T_{\max}$	200°C (linear through-wall temperature distribution)			600°C (linear axial temperature distribution)		
Wall thickness, $w$	10 mm					
Half cylinder length, $L$	100 mm					
Inner radius, $R_{in}$	100 mm					
Elastic modulus, $E$	200 GPa					
Poisson's ratio, $\nu$	0.3					
Thermal expansion coefficient, $\alpha_T$	$2.0 \times 10^{-5} / \text{K}$					
Reference yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa					
Plastic strain coefficient, $\epsilon_0^p$	0.002					
Stress exponent for plasticity, $m$	3, 5 or 10					

## (2) 解析結果

### 1) 実断面応力補正係数

降伏強さを  $\sigma_Y$  とする弾完全塑性体を仮定した解析において温度勾配  $T_{\max}$  を増大させ、弾塑性解析の結果得られるき裂リガメント部の応力分布に対する式(5.20)に基づく参照応力の収束状況 (Fig. 5-14(1)~(2)) から、式(5.21)に基づき実断面応力補正係数  $C_L$  を求めた。収束値として得られた  $C_L$  の値をTable 5-8に示す。Fig. 5-14(1)~(2)のように、実断面応力補正係数には熱荷重の大きさに対する収束性があるため一意的に決定でき、応力分類法がもたらす精度低下を軽減し得る。なお、Fig. 5-14(1)~(2)で、横軸の弾性公称応力  $S_n$  には、無き裂状態の弾性解析結果に式(5.19)の右辺を適用して定めたものを用いてい



る.

Table 5-8 Saturated values of the structural response parameters for simplified elastic-plastic  $J$ -integral estimates of the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution

Case No.	Case 1W	Case 2W	Case 3W	Case 1X	Case 2X	Case 3X	
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4	1/2	3/4	1/4	1/2	3/4	
Net section stress correction factor, $C_L$	1.056	1.128	1.189	1.032	0.9705	1.047	
Elastic $J$ -integral, $J^e$ (kN/m) *1)	11.99	20.31	19.94	8.686	16.37	17.28	
Elastic reference stress, $\sigma_{ref}^e$ (MPa) *1) without corrections	434.1	769.0	1185.	463.9	620.4	894.8	
Limit load correction factor, $\gamma$ *2)	$m=3$	0.9765	0.8197	0.7066	0.9374	1.063	0.9479
	$m=5$	0.9899	0.9583	0.8418	0.9395	1.057	0.9876
	$m=10$	1.006	0.9779	0.9291	0.9500	1.050	0.9997
Elastic follow-up factor, $q_p$ *3)	$m=3$	1.591	2.423	2.081	2.078	2.449	2.073
	$m=5$	1.961	3.650	3.156	2.855	3.178	2.646
	$m=10$	3.183	7.862	8.037	4.042	3.808	3.783

\*1) values at the specified upper limit temperature

\*2) values using the net section stress correction factor

\*3) values using the net section stress correction factor and limit load correction factor

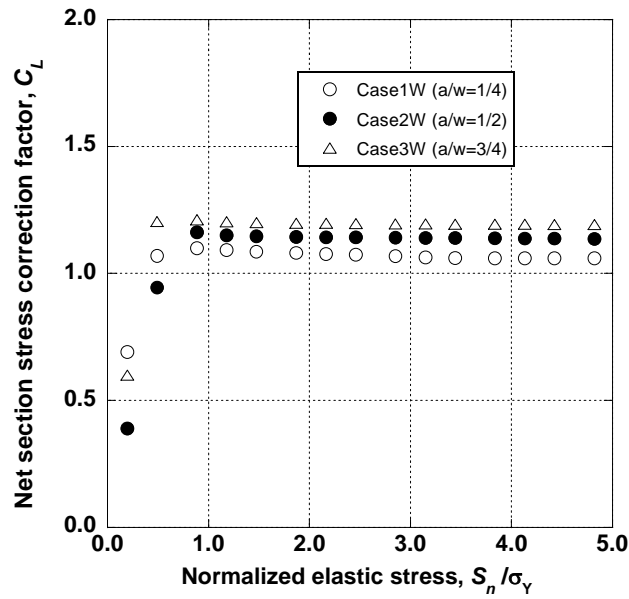


Fig. 5-14(1) Saturating trend in net section stress correction factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (through-wall temperature distribution)

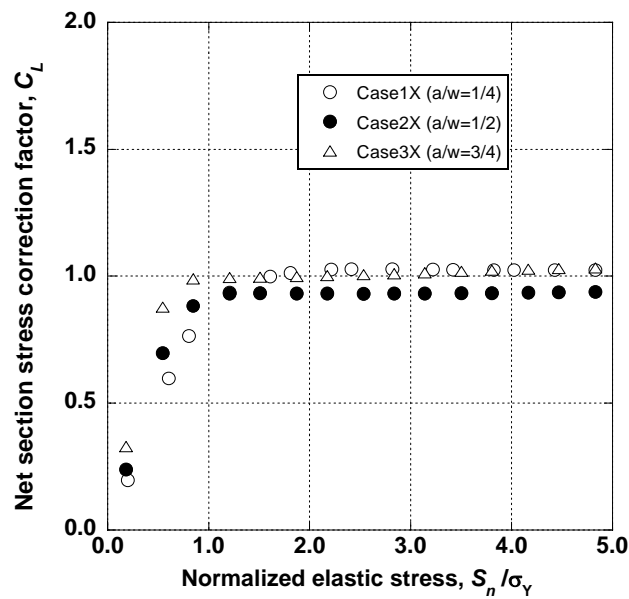


Fig. 5-14(1) Saturating trend in net section stress correction factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (axial temperature distribution)

## 2) 極限荷重補正係数

Ramberg-Osgood則を仮定した詳細弾塑性解析による弾塑性 $J$ 積分と参照応力法によるそれとを比較することで、極限荷重補正係数が全面塑性状態における収束値として一意的に定まる。Fig. 5-15(1)~(6)にその収束状況を示す。収束値はTable 5-8に示してある。

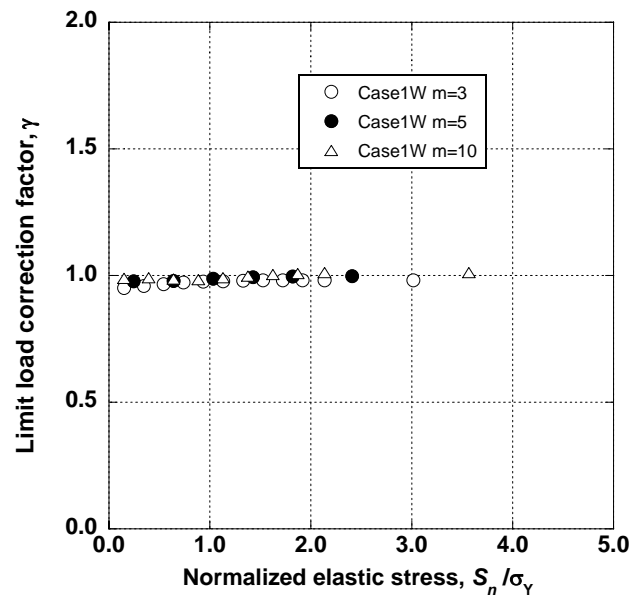


Fig. 5-15(1) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

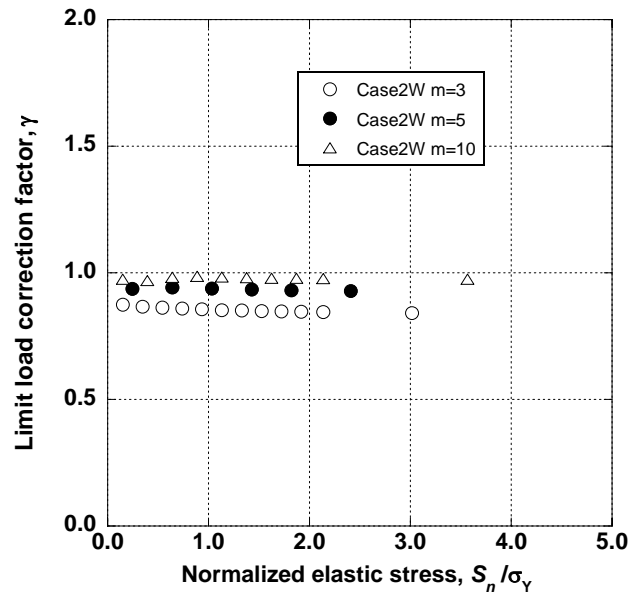


Fig. 5-15(2) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

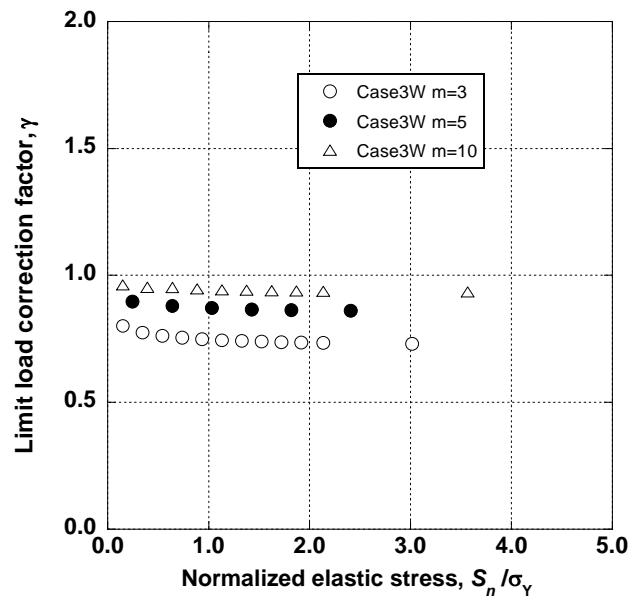


Fig. 5-15(3) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

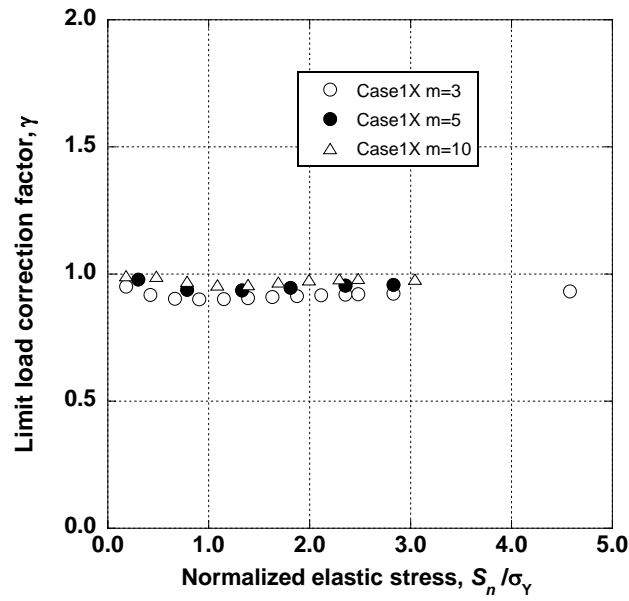


Fig. 5-15(4) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

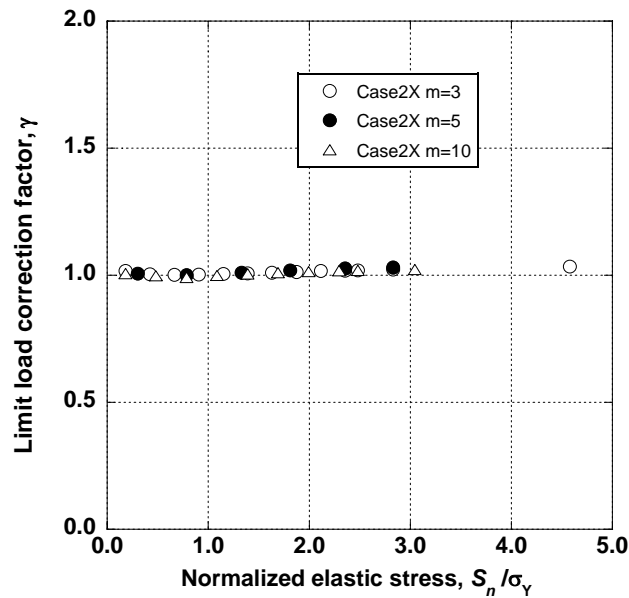


Fig. 5-15(5) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

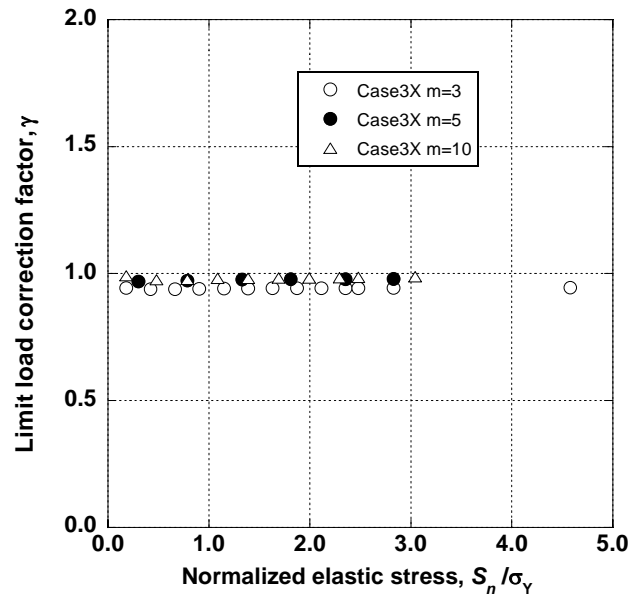


Fig. 5-15(6) Saturating trend in limit load correction factor for circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

### 3) 弾性追従係数

弾性追従係数  $q_p$  の収束状況をFig. 5-16(1)～(6)に示す。熱荷重が小さい領域で不安定な挙動を示すものの、全面塑性状態に近づくにつれ安定した収束状況を示すことが確認できる。また、後の簡易評価に用いる収束値はTable 5-8に示してある。

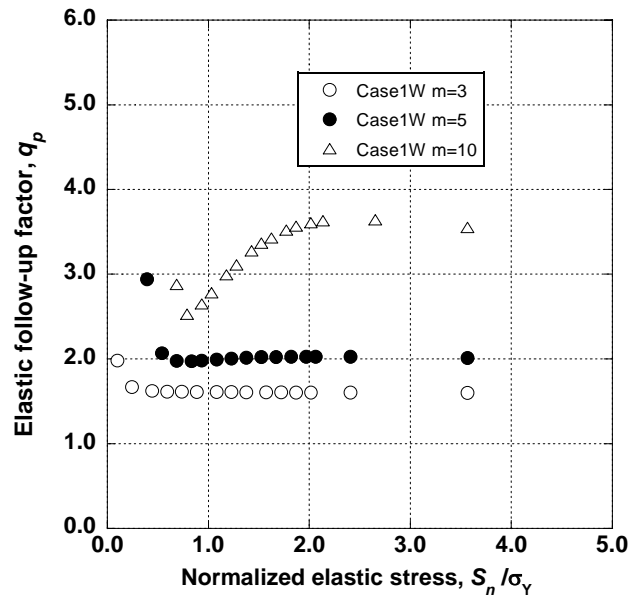


Fig. 5-16(1) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

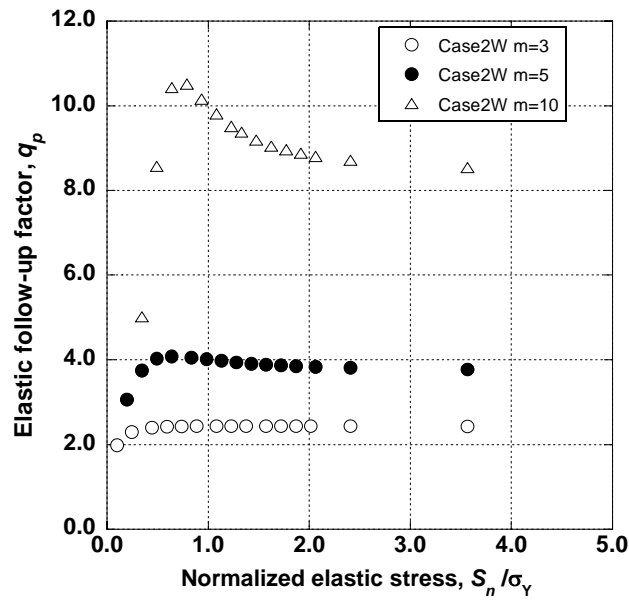


Fig. 5-16(2) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

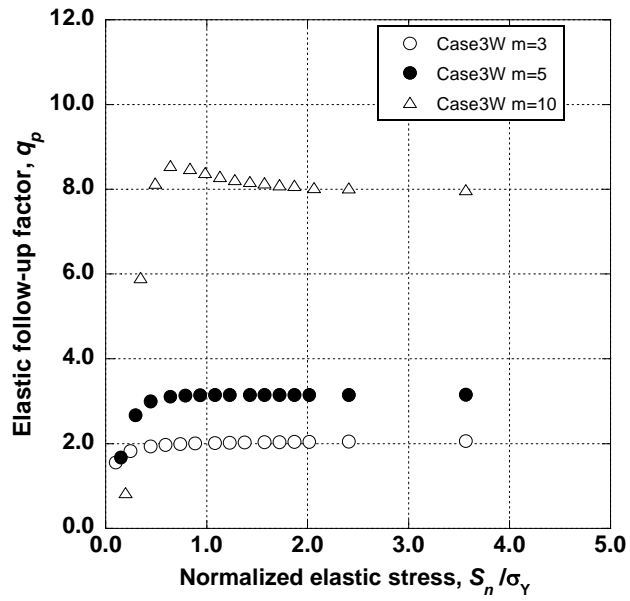


Fig. 5-16(3) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

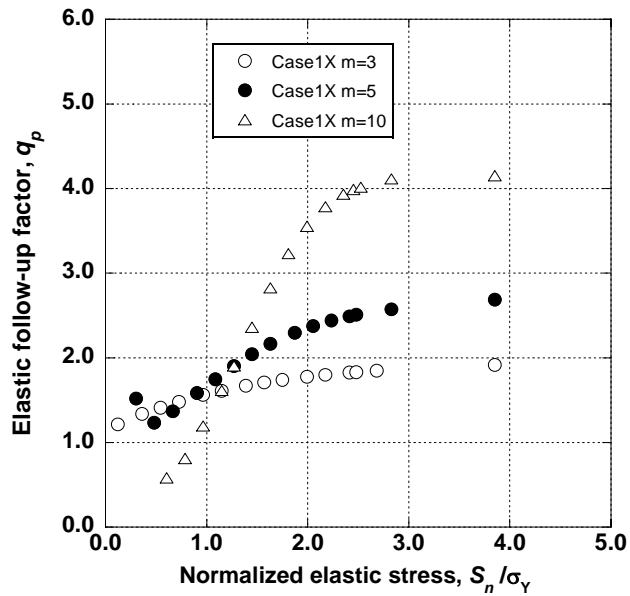


Fig. 5-16(4) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/4$ )



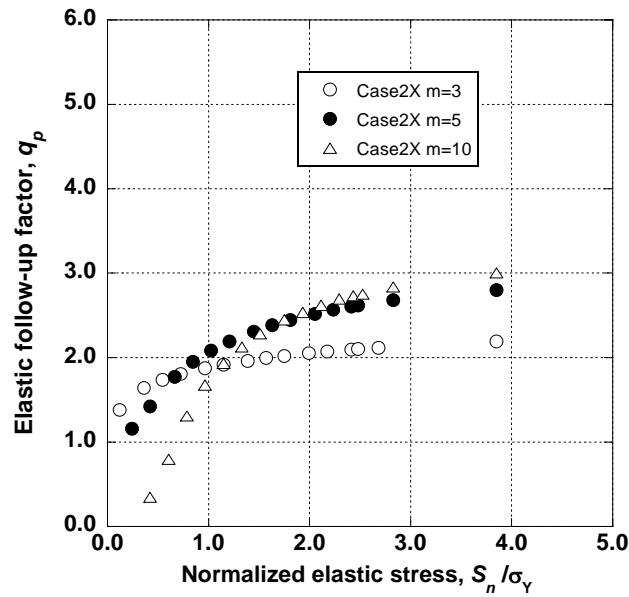


Fig. 5-16(5) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

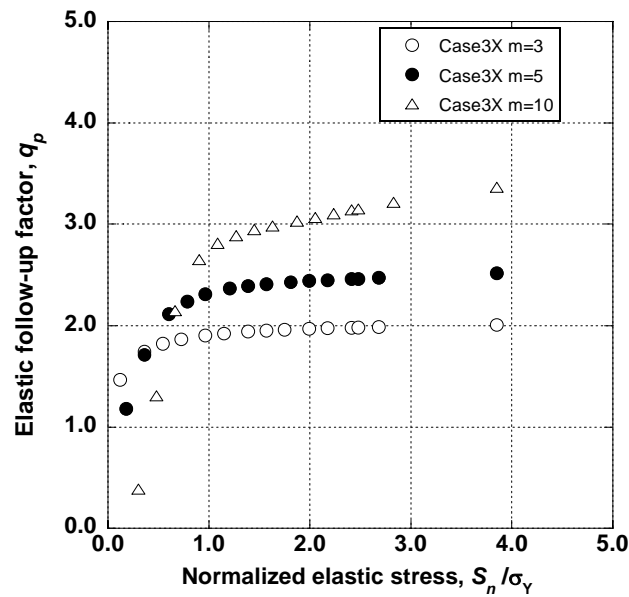


Fig. 5-16(6) Saturating trend in elastic follow-up factor for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

#### 4) 参照応力法による弾塑性J積分の簡易評価

Table 5-8に示した実断面応力補正係数, 極限荷重補正係数および弾性追従係数の収束値を荷重の大きさによらずに一律に用いることで, 参照応力法に基

づく弾塑性 $J$ 積分の簡易評価が可能になる。

参照応力法による弾塑性 $J$ 積分の簡易評価結果を有限要素解析結果と比較してFig. 5-17(1)~(6)に示す。これらの図では現実的な応力条件となるよう $\beta_s$ 制限の範囲内での近似状況を示している。極限荷重補正係数および弾性追従係数の収束値を一律に用いる方法は、軸方向温度勾配のケースで若干の不整合を生じたが、全体的におおむね良好な弾塑性 $J$ 積分の近似を与えている。また、これらの精度低下を見せたケースでも、全面塑性状態に近づくにつれて精度が高まる。

また、これらの図には最も大きい応力指数 ( $m=10$ ) を用いて得られた極限荷重補正係数および弾性追従係数の収束値を、応力指数が異なるケースに代用的に適用して得られた弾塑性 $J$ 積分の簡易評価結果を比較してある。このような代用的方法をとった場合、安全側の弾塑性 $J$ 積分の近似が得られることが確認できる。

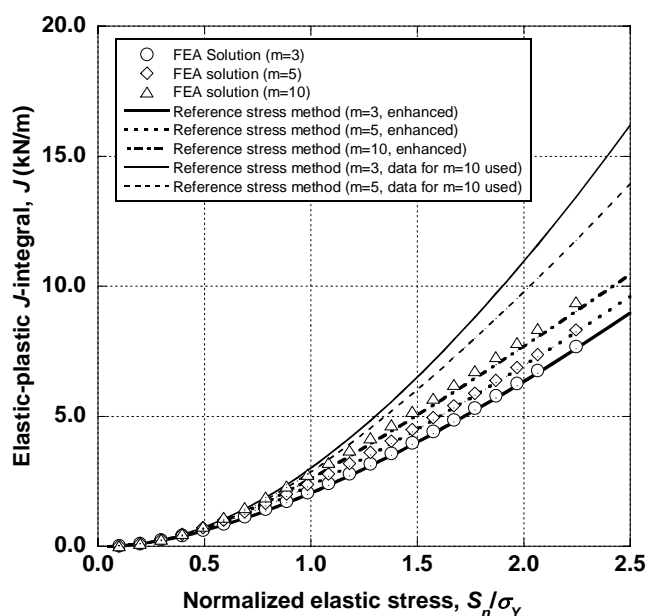


Fig. 5-17(1) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

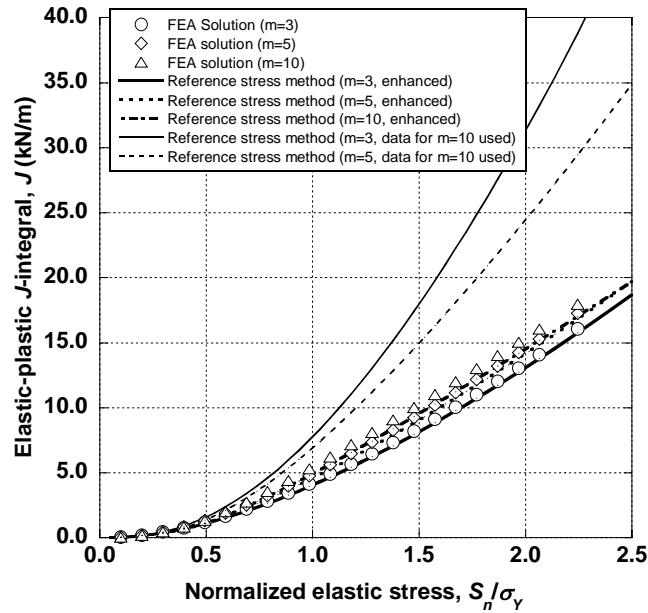


Fig. 5-17(2) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

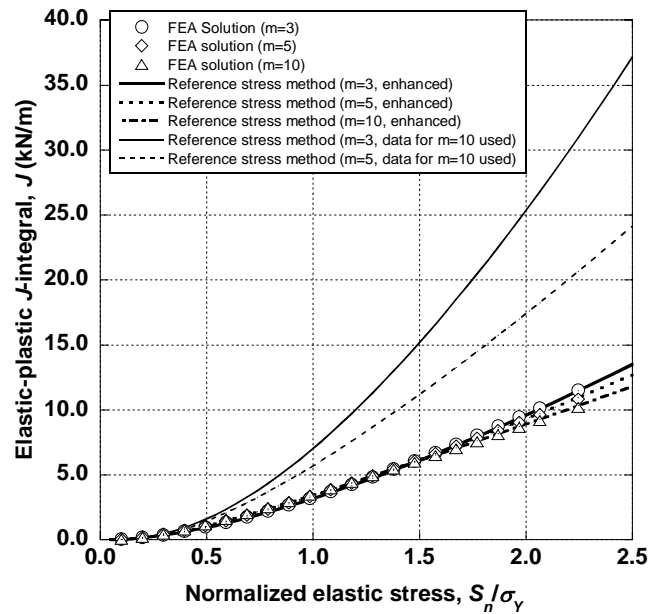


Fig. 5-17(3) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

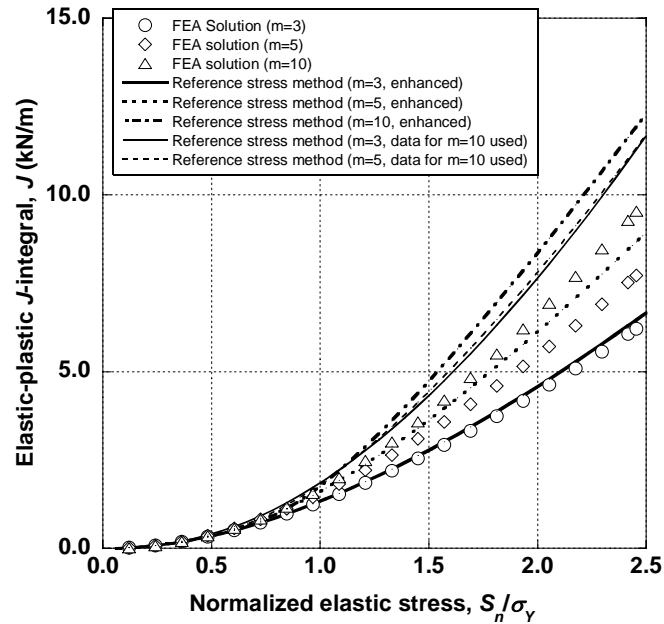


Fig. 5-17(4) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

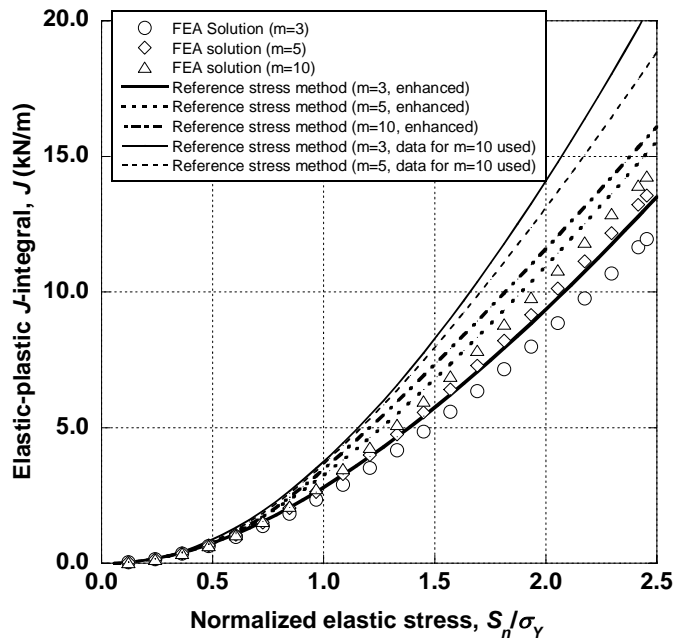


Fig. 5-17(5) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

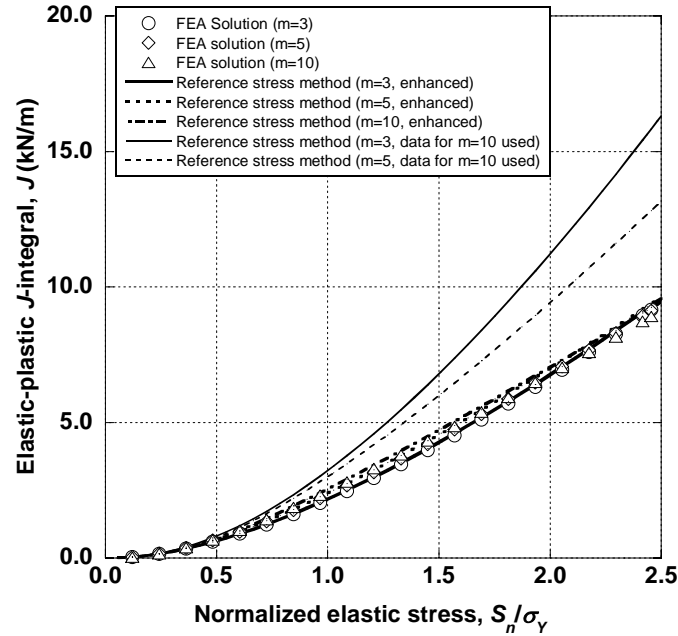


Fig. 5-17(6) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the reference stress method and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

### 5) Neuber法による弾塑性 $J$ 積分の簡易評価

式(5.29)のNeuber法に基づき、応力分類を行わずに無き裂状態における弾塑性解析による応力とひずみの分布を直接用いて弾塑性 $J$ 積分が近似できる。Fig. 5-13のき裂入り円筒に対するTable 5-7の6ケースの解析で得られた弾塑性 $J$ 積分をNeuber法によって近似した。この際、軸対称体の周方向き裂に対する2つの応力拡大係数の評価には、き裂面に垂直な応力成分を考慮することとし、式(5.29)の $K_I^e$ には無き裂弾塑性解析における軸方向応力 $\sigma_z$ の分布を考慮し、 $K_I^e$ には同様に無き裂弾塑性解析におけるひずみ分布を次式の軸対称体における弾性応力-ひずみ関係から導かれる仮想応力 $\sigma_z^{ps}$ の分布を考慮した。

$$\sigma_z^{ps} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left\{ \varepsilon_z + \frac{\nu}{1-\nu} (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta) \right\} \quad (5.33)$$

また、2つの応力拡大係数の評価には、非線形応力分布に対するBuchaletの

解<sup>35)</sup>を用い、無き裂弾性応力分布から応力拡大係数を求めた。

簡易評価の結果を詳細弾塑性解析と比較してFig. 5-18(1)～(6)に示す。弾塑性 $J$ 積分が熱荷重（弾性熱応力）に対して直線的となる傾向がNeuber法によっても現れており、若干非安全側になる傾向があるものの、おおむね良好な弾塑性 $J$ 積分の近似がなされていることが確認できる。

また、Fig. 5-18(1)～(6)には、式(5.28)の純粹弾性法による簡易評価結果を比較して示してある。高応力側で過度に安全側となる傾向はあるものの、安全側の簡便法としての純粹弾性法の有効性が確認できる。

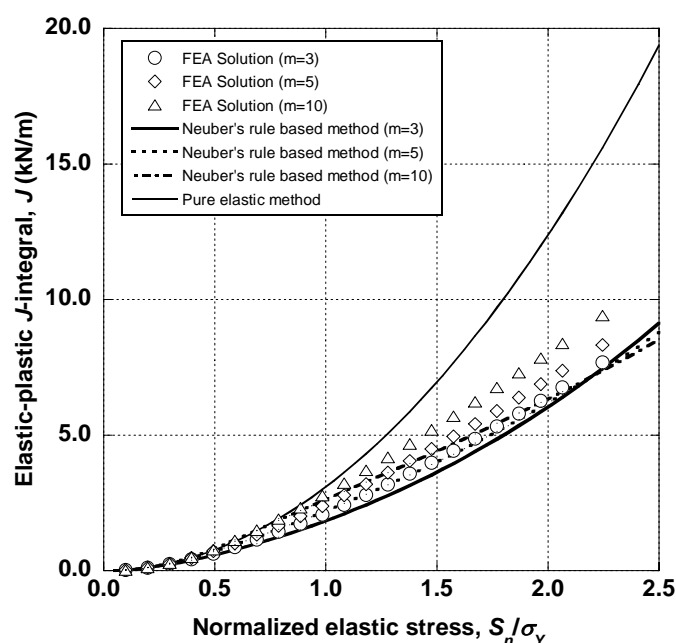


Fig. 5-18(1) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

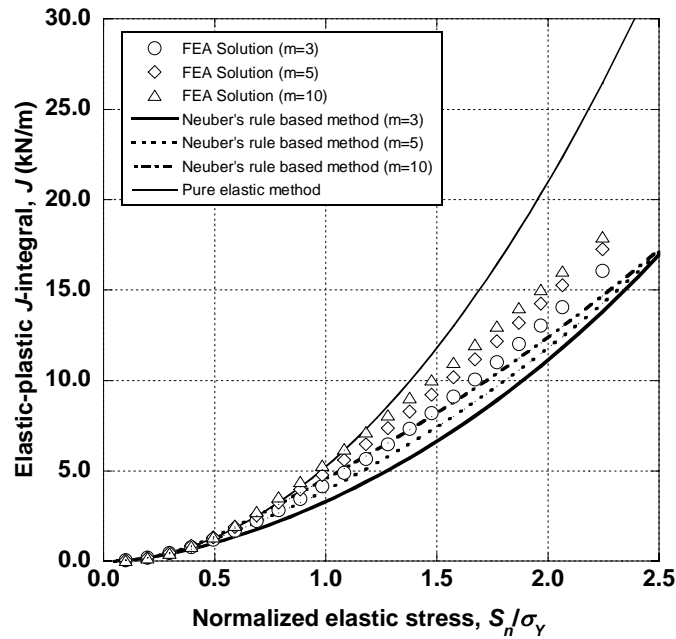


Fig. 5-18(2) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=1/2$ )

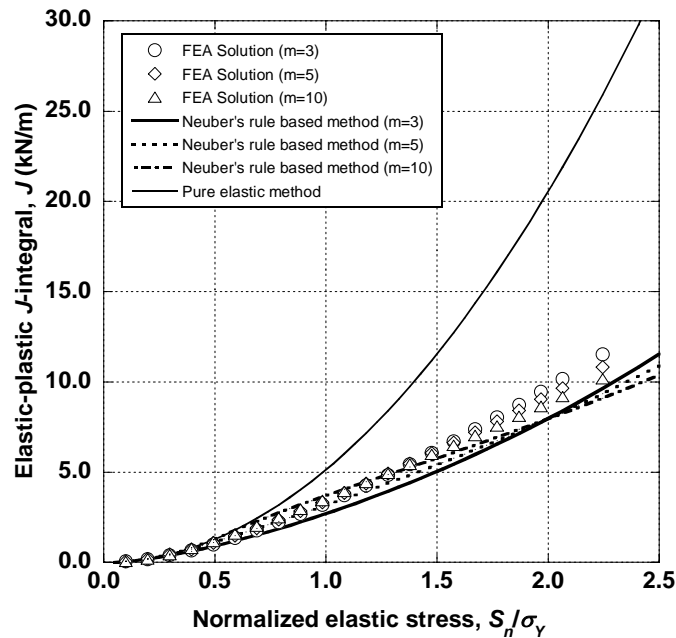


Fig. 5-18(3) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

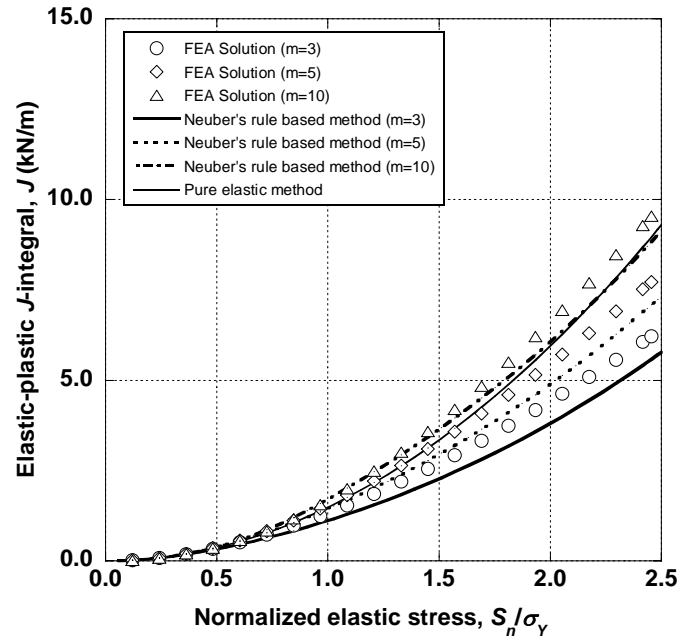


Fig. 5-18(4) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/4$ )

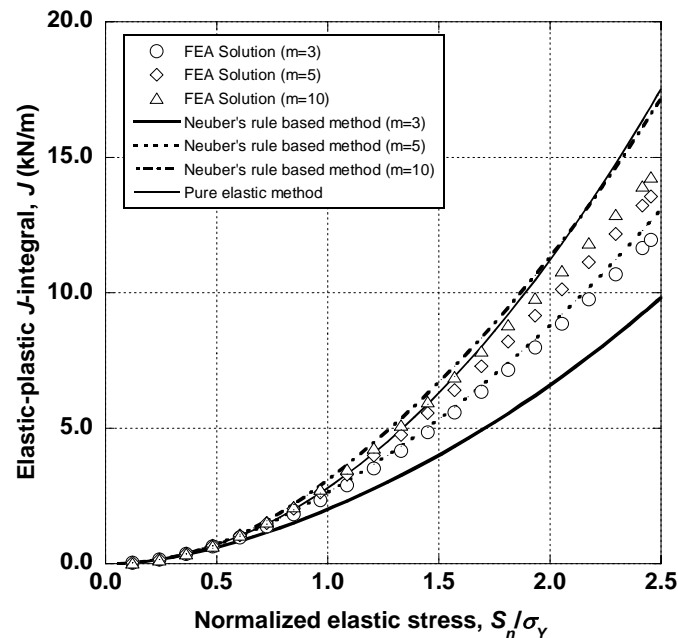


Fig. 5-18(5) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=1/2$ )



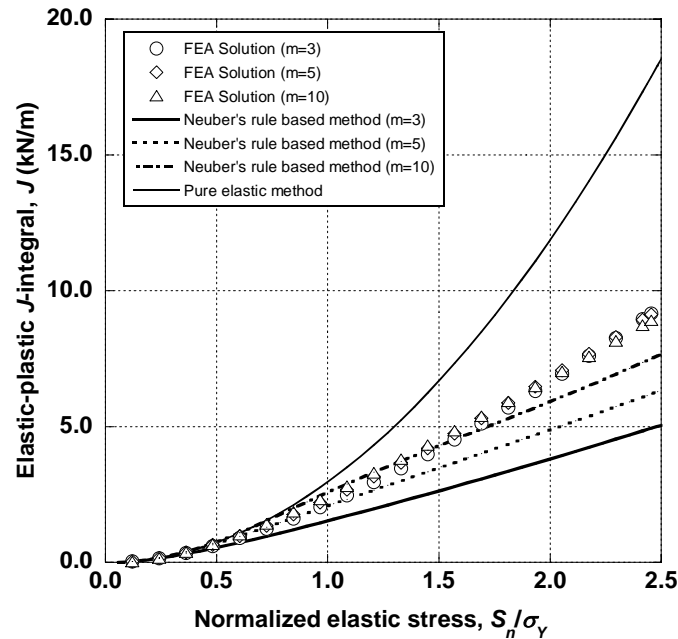


Fig. 5-18(6) Comparison between elastic-plastic  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule based and the pure elastic methods, and detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution ( $a/w=3/4$ )

#### 5.4.4 長時間保持後の準定常クリープ $J$ 積分

##### (1) 参照応力法の場合

応力分類法によって熱応力下での参照応力が定義可能であれば，弾塑性  $J$ 積分と同様に準定常クリープ  $J$ 積分  $C^*$  の近似が可能になる．また，簡易評価に必要なパラメータ， $C_L$  と  $\gamma$  はそれぞれ弾完全塑性解析およびクリープ構成式と同一応力指数に対する弾塑性解析の結果がそのまま使用できる．弾性追従係数  $q_c$  についても，べき乗則を仮定した場合のクリープと塑性の類似性から，同一応力指数に対する  $q_p$  を用いて， $q_c = q_p$  としてよいと考えられる．

これより，参照応力法に基づく式(5.24)，式(5.25)および式(5.26)を用い，クリープ解析を行わずに，弾性解析と弾塑性解析から得られる各パラメータを利用した  $C^*$  の近似が可能になる．

## (2) Neuber法の場合

式(5.29)で表される弾塑性 $J$ 積分に対するNeuber法からの類推として、準定常クリープ $J$ 積分 $C^*$ に対して次式を試すこととする。

$$C^* = \phi^c \frac{K_I^\sigma K_I^{\dot{\epsilon}^c}}{E'} \quad (5.34)$$

ここに $K_I^\sigma$ は無き裂状態における応力分布に対する応力拡大係数で、クリープ中は時間の関数となり、無き裂状態での応力緩和挙動が反映される。 $K_I^{\dot{\epsilon}^c}$ は無き裂状態におけるクリープひずみ速度の各成分に対して弾性応力-ひずみ関係を適用して導かれる仮想的な応力速度の分布に対する応力拡大係数の変化率とする。例えば、軸対称体の周方向き裂に対して、この仮想的な軸方向応力 $\dot{\sigma}_z^{ps}$ は次式のように計算される。

$$\dot{\sigma}_z^{ps} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left\{ \dot{\epsilon}_z^c + \frac{\nu}{1-\nu} (\dot{\epsilon}_r^c + \dot{\epsilon}_\theta^c) \right\} \quad (5.35)$$

ここに $\dot{\epsilon}_z^c$ 、 $\dot{\epsilon}_r^c$ および $\dot{\epsilon}_\theta^c$ は各方向のクリープひずみ速度である。 $\phi^c$ はHRRの特異性に関する無次元数やき裂の存在による弾性追従挙動の影響が含まれるが、暫定的に $\phi^c = 1$ とする。

### 5.4.5 熱応力下小規模クリープ状態におけるクリープ $J$ 積分

#### (1) 参照応力法の場合

荷重制御に対しては第3章で、小規模クリープ状態を含むクリープ $J$ 積分 $C(t)$ の評価式として次式を用いた。

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)(t+t_p)} + C^* \quad (5.36)$$

ここに  $J_o$  は保持開始前の弾塑性負荷による弾塑性  $J$  積分,  $n$  はクリープ構成式を Norton 則と仮定した場合の応力指数,  $t_p$  は初期塑性ひずみによる応力緩和の先行時間,  $t$  は保持開始後の経過時間である. 準定常クリープ  $J$  積分  $C^*$  には, 式(5.24)および(5.25)を通じて参照応力  $\sigma_{ref}$  の緩和挙動が反映されるが, 式(5.36)の右辺第1項は一定荷重に対して導かれているため, ここに応力緩和の効果を取り入れる必要がある. ここでは構造の応力緩和挙動が  $\sigma_{ref}$  によって代表されること, HRR の特異性の成立を仮定すれば  $C(t)$  は応力の  $n+1$  乗に比例することから次式とする.

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)(t+t_p)} \left\{ \frac{\sigma_{ref}(t)}{\sigma_{ref}(0)} \right\}^{n+1} + C^* \quad (5.37)$$

ここに参照応力は時間の関数  $\sigma_{ref}(t)$  とし, 式(5.37)の右辺第1項が初期状態における  $\sigma_{ref}(0)$  と  $\sigma_{ref}(t)$  の比の  $(n+1)$  乗に比例するようにしたものである.

また, 保持開始直後の応力緩和の影響が無視し得る段階では, 荷重制御と同様な状態が成立すると考え, 先行時間  $t_p$  は荷重制御と同様に次式で評価する.

$$t_p = \frac{J_o \sigma_Y^n / r_s \varepsilon_o^c}{(n+1)(J \sigma_Y^m / r_s \varepsilon_o^p)^{(n+1)/(m+1)} G'(m,n)} \quad (5.38)$$

$G'(m,n)$  は塑性とクリープとに関する構成式における応力指数の違いを考慮する無次元数であるが, 第3章の検討を踏まえ,  $G'(m,n)=1$  とする. また, き裂先端から skeletal point までの距離  $r_s$  は荷重制御と同様に, 降伏強さが  $\sigma_{ref}(0)$  に等しい弾完全塑性体を仮定した Irwin の塑性域寸法から, 次式で近似する.

$$r_s = \frac{1}{\pi \beta_p} \left\{ \frac{K_I}{\sigma_{ref}(0)} \right\}^2 \quad (5.39)$$

ここで  $\beta_p$  は平面応力状態で2, 平面ひずみ状態で6となる定数である. 応力拡大係数  $K_I$  は, 弾性解析における初期弾性  $J$  積分  $J_o^e$  と弾性参照応力  $\sigma_{ref}^e$  から参照応力の比を用いて次式で得られる.

$$K_I = \frac{\sigma_{ref}(0)}{\sigma_{ref}^e} \sqrt{E' J_o^e} \quad (5.40)$$

修正縦弾性係数  $E'$  は平面応力状態で  $E$ , 平面ひずみ状態で  $E/(1-\nu^2)$  とする.

## (2) Neuber法の場合

式(5.37)の右辺第2項の  $C^*$  はNeuber法に基づき, 式(5.34)を適用すれば参照応力法が前提とする応力分類法の必要性を排除し得る. 式(5.37)の右辺第1項については, 総体的な応力緩和挙動が応力拡大係数によって代表されると仮定し, さらに  $C(t)$  が総体的な応力の  $(n+1)$  乗に比例する性質を用いれば次式を得る.

$$C(t) = \frac{J_o}{(n+1)(t+t_p)} \left\{ \frac{K_I^\sigma(t)}{K_I^\sigma(0)} \right\}^{n+1} + C^* \quad (5.41)$$

ここに  $K_I^\sigma(t)$  は時間の関数で, 無き裂状態の弾塑性クリープ解析によって得られる応力分布が弾性体に負荷されると仮定した場合の応力拡大係数とする.

$t_p$  は参照応力法の場合と同様に, 式(5.38)から得られるが, Neuber法では参照応力を定義しないため, 次式の初期弾塑性  $J$  積分  $J_o$  と初期応力拡大係数  $K_I^\sigma(0)$  との間に式参照応力法に基づく次式を仮定して定まる  $\sigma_{ref}(0)$  を,  $t_p$  の評価にのみ用いる. また, 式(5.41)の  $K_I$  にも  $K_I^\sigma(0)$  を用いる.

$$J_o = \frac{\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}(0)/E} \frac{K_I^\sigma(0)^2}{E'} \quad (5.42)$$

ここに  $\varepsilon_{ref}$  は  $\sigma_{ref}(0)$  に対して弾塑性応力-ひずみ関係から定まる参照ひずみであるが、ここでは  $t_p$  の評価にのみ用いる。

#### 5.4.6 数値解析例（熱応力を受ける周方向き裂入り円筒のクリープJ積分）

5.4.4および5.4.5項で導出した熱応力下でのクリープJ積分評価法の妥当性を検証するため、弾塑性解析に用いたのと同じFig. 5-13の周き裂入り円筒を解析する。熱荷重条件は弾塑性解析と同様に、板厚方向温度勾配または軸方向温度勾配とし、弾塑性負荷の後は一定の温度勾配で保持した。有限要素解析にはBERSAFE<sup>36)</sup>を用い、 $C(t)$ は次式のShihの方法<sup>34)</sup>で積分領域独立となるよう定めた。

$$C(t) = \int_A \left\{ (\sigma_{ij} \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_1} - \dot{W}^c \delta_{li}) \frac{\partial q_1}{\partial x_i} + (\alpha_T \sigma_{ij} \frac{\partial \theta_T}{\partial x_1} dA + F_i \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_1}) q_1 \right\} dA - \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} T_i \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_1} q_1 d\Gamma \quad (5.43)$$

ここに  $\dot{W}^c$  はクリープポテンシャル、 $\dot{u}_j$  は変位速度テンソルである。他の記号および経路・領域の定義は式(5.32)の弾塑性に対する領域積分と同じである。

##### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

構造の形状・寸法は5.4.3項の弾塑性解析と同じFig. 5-13およびTable 5-7に示したものとし、材料特性にはSUS304鋼の550°Cの特性を模擬し、高速増殖原型炉設計方針<sup>37)</sup>の動的応力-ひずみ関係式およびクリープひずみ式を用いた。また、クリープ構成式における1次クリープの有無、き裂深さ  $a$  および熱荷重パターンをパラメータとした。保持中の熱荷重は無き裂状態に対する  $\beta_s$  制限を参考に、板厚方向温度勾配の場合は200°C、軸方向温度勾配の場合は600°Cとした。解析ケースの一覧を、寸法と使用する構成式とともに、板厚方向温度勾配の場合についてはTable 5-9(1)に、軸方向温度勾配の場合については

Table 5-9(2)に示す. また, 弾塑性構成式およびクリープ構成式の詳細はTable 5-10およびTable 5-11にそれぞれ示す.

Table 5-9(1) Dimensions and material properties of the circumferentially cracked cylinder subjected to creep due to linear through-wall temperature distribution

Case No.	Case1WB	Case2WB	Case3WB	Case1WN	Case2WN	Case3WN
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4	1/2	3/4	1/4	1/2	3/4
Thermal loading producing creep, $T_{\max}$	200°C (linear through-wall temperature distribution)					
Wall thickness, $w$	10 mm					
Half cylinder length, $L$	100 mm					
Inner radius, $R_{in}$	100 mm					
Elastic-plastic constitutive equations	Ludwik law for approximating cyclic stress-strain curve of SUS304 at 550°C (Table 5-10)					
Creep constitutive equations	Primary plus secondary creep by Blackburn law for approximating creep strain curve of SUS304 at 550°C (Table 5-11)			Secondary creep by Norton law for approximating minimum creep strain rate of SUS304 at 550°C (Table 5-11)		

Table 5-9(2) Dimensions and material properties of the circumferentially cracked cylinder subjected to creep due to linear axial temperature distribution

Case No.	Case1XB	Case2XB	Case3XB	Case1XN	Case2XN	Case3XN
Dimensionless crack depth, $a/w$	1/4	1/2	3/4	1/4	1/2	3/4
Thermal loading producing creep, $T_{\max}$	600°C (linear axial temperature distribution)					
Wall thickness, $w$	10 mm					
Half cylinder length, $L$	100 mm					
Inner radius, $R_{in}$	100 mm					
Elastic-plastic constitutive equations	Ludwik law for approximating cyclic stress-strain curve of SUS304 at 550°C (Table 5-10)					
Creep constitutive equations	Primary plus secondary creep by Blackburn law for approximating creep strain curve of SUS304 at 550°C (Table 5-11)			Secondary creep by Norton law for approximating minimum creep strain rate of SUS304 at 550°C (Table 5-11)		

Table 5-10 Elastic-plastic properties of SUS304 in JIS at 550°C employed in simplified estimates and detailed FEA of the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution

	FEA	Simplified Estimates
Elasticity	Elastic modulus, $E = 154$ GPa Poisson's ratio, $\nu = 0.3$	same as FEA and $E' = E/(1 - \nu^2)$
Plasticity	Ludwik law: $\varepsilon^p = \begin{cases} 0, & \sigma \leq \sigma_p \\ \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K^*}\right)^{1/m^*}, & \sigma > \sigma_p \end{cases}$ $\sigma_p = 91.99$ MPa $K^* = 2031$ MPa $m^* = 0.4267$	Ramberg-Osgood law: $\varepsilon^p = \varepsilon_o^p \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^m$ $\varepsilon_o^p = 1.357 \times 10^{-3}$ $m = 3.133$ $\sigma_Y = 200$ MPa

Table 5-11 Creep strain equations of SUS304 in JIS at 550C employed in simplified estimates and detailed FEA of the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution

(Unit: stress in MPa, time in hr)

	FEA	Simplified estimates
Primary plus secondary creep	<p>Blackburn law:</p> $\varepsilon^c(\sigma, t) = C_1\{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2\{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m^c t$ $\log_{10} t_R = 14.345 - 7.416(\log_{10} \sigma - 0.9915) - 0.516(\log_{10} \sigma - 0.9915)^2$ $\dot{\varepsilon}_m^c = 0.16001 \cdot t_R^{-1.1335}$ $r_1 = 103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$ $r_2 = 17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$ $C_1 = 1.2692 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.74491} / r_1$ $C_2 = 0.48449 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.81155} / r_2$	<p>same as FEA and</p> $\dot{\varepsilon}^c(\sigma, 0) = \varepsilon_o^{c*} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^{n^*}$ $n^* = 7.599$ $\varepsilon_o^{c*} = 2.879 \times 10^{-4}$ $\sigma_Y = 200 \text{ MPa}$
Secondary creep only	<p>Norton law:</p> $\dot{\varepsilon}_o^c = \varepsilon_o^c \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}\right)^n$ $n = 9.873$ <p>Norton law approximation of the above <math>\dot{\varepsilon}_m^c</math></p>	$\sigma_Y = 200 \text{ MPa}$ $\varepsilon_o^c = 1.070 \times 10^{-5}$

## (2) 解析結果および簡易クリープJ積分評価

### 1) 参照応力法

5.4.4項および5.4.5項に示した簡易評価法のうち参照応力法に基づき、準定常クリープJ積分 $C^*$ およびクリープJ積分 $C(t)$ の評価を行った。参照応力法の適用にあたって必要となる保持開始時点における初期弾性および弾塑性J積分 $J_o^e$ ,  $J_o$ , 初期弾性参照応力 $\sigma_{ref}^e$ , ならびに弾性追従係数は弾塑性解析で得られたTable 5-12(1)~(2)の値を用いた。クリープ中の弾性追従係数 $q_c$ は $m = 10$ に対する $q_p$ で代用した。



Table 5-12(1) Structural response parameters used for the simplified estimates by the reference stress method of creep  $J$ -integral in the circumferentially cracked cylinder subjected to linear through-wall temperature distribution

Case No.	Case1WB/Case1WN	Case2WB/Case2WN	Case3WB/Case3WN
Initial elastic-plastic $J$ -integral, $J_o$ kN/m <sup>*1)</sup>	6.172	12.48	9.384
Initial elastic $J$ -integral, $J_o^e$ kN/m <sup>*2)</sup>	15.57	26.38	25.84
Initial elastic reference stress, $\sigma_{ref}^e$ MPa <sup>*1)</sup>	434.1	769.0	1193
Initial reference stress, $\sigma_{ref}$ MPa <sup>*1)</sup>	202.2	299.6	348.3
Net section stress correction factor, $C_L$ <sup>*3)</sup>	1.056	1.128	1.189
Limit load correction factor, $\gamma$ <sup>*4)</sup>	1.006	0.9680	0.9291
Elastic follow-up factor for creep, $q_c$ <sup>*4)</sup>	3.183	7.862	8.037

\*1) values from elastic-plastic FEA with Ludwik law for SUS304 at 550°C at  $T_{max}=200^\circ\text{C}$

\*2) values from elastic FEA with  $E=154$  GPa at  $T_{max}=200^\circ\text{C}$

\*3) values from elastic, perfectly-plastic FEA in fully plastic situation

\*4) values from elastic-plastic FEA with  $m=10$  in fully plastic situation

Table 5-12(2) Structural response parameters used for the simplified estimates by the reference stress method of creep  $J$ -integral in the circumferentially cracked cylinder subjected to linear axial temperature distribution

Case No.	Case1XB/Case1XN	Case2XB/Case2XN	Case3XB/Case3XN
Initial elastic-plastic $J$ -integral, $J_o$ kN/m <sup>*1)</sup>	5.645	10.70	8.761
Initial elastic $J$ -integral, $J_o^e$ kN/m <sup>*2)</sup>	11.28	21.25	22.51
Initial elastic reference stress, $\sigma_{ref}^e$ MPa <sup>*1)</sup>	463.9	620.4	875.4
Initial reference stress, $\sigma_{ref}$ MPa <sup>*1)</sup>	101.1	128.5	163.5
Net section stress correction factor, $C_L$ <sup>*3)</sup>	1.032	0.9705	1.047
Limit load correction factor, $\gamma$ <sup>*4)</sup>	0.9500	1.050	0.9997
Elastic follow-up factor for creep, $q_c$ <sup>*4)</sup>	4.042	3.808	3.783

\*1) values from elastic-plastic FEA with Ludwik law for SUS304 at 550°C at  $T_{max}=600^\circ\text{C}$

\*2) values from elastic FEA with  $E=154$  GPa at  $T_{max}=600^\circ\text{C}$

\*3) values from elastic, perfectly-plastic FEA in fully plastic situation

\*4) values from elastic-plastic FEA with  $m=10$  in fully plastic situation

簡易評価によって得られた  $C^*$  および  $C(t)$  を有限要素解析の結果と比較して Fig. 5-19(1)～(12)に示す。これらの図には、以下の3つの方法によるクリープ  $J$  積分を比較してある。

(方法A) 参照応力法による  $C^*$  (極限荷重補正係数を使用)

(方法B) 応力緩和および先行時間を考慮しない小規模クリープ下の  $C(t)$  (式(5.36)の右辺第1項のみを用い,  $t_p = 0$  とする方法)

(方法C) 応力緩和および先行時間を考慮する方法 (式(5.37))

これらの図から、弾塑性解析に基づく極限荷重補正係数と弾性追従係数を

用いた参照応力法が，長い保持時間を経た後の準定常クリープ状態における  $C(t)$  を良好に近似すること，荷重制御に対して提案した先行時間評価法と参照応力を基準として応力緩和を考慮した小規模クリープ評価法が保持開始直後の  $C(t)$  の挙動を良好に表現することが確認できた．これらの知見から，式 (5.37) を用いて，小規模クリープと準定常クリープとを考慮する方法Cが保持時間の全体を通じて  $C(t)$  の良好な簡易評価を与えることがわかる．また，これらの知見はクリープ構成式やき裂深さによらずに成立している．

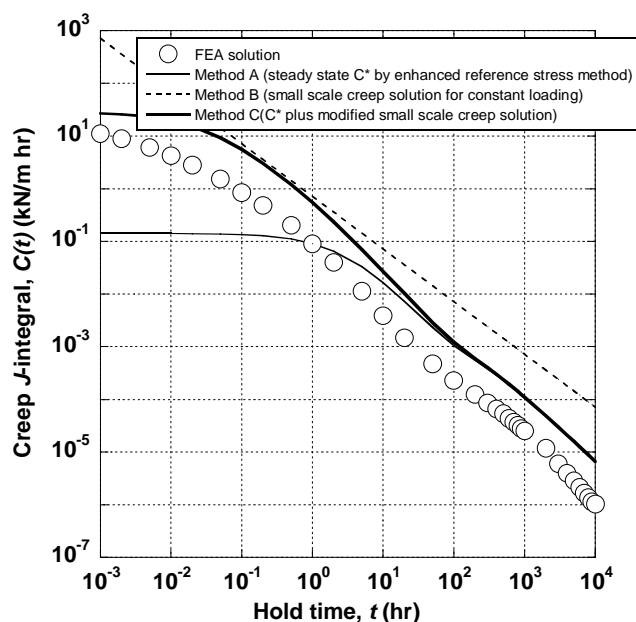


Fig. 5-19(1) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1WB)

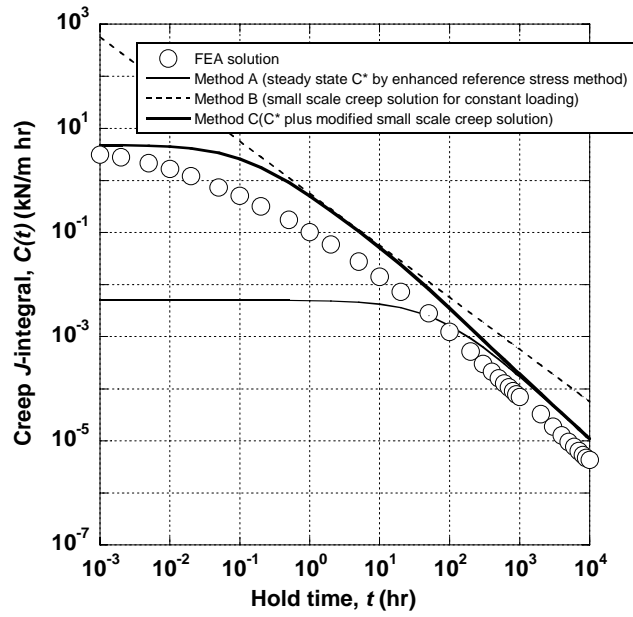


Fig. 5-19(2) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1WN)

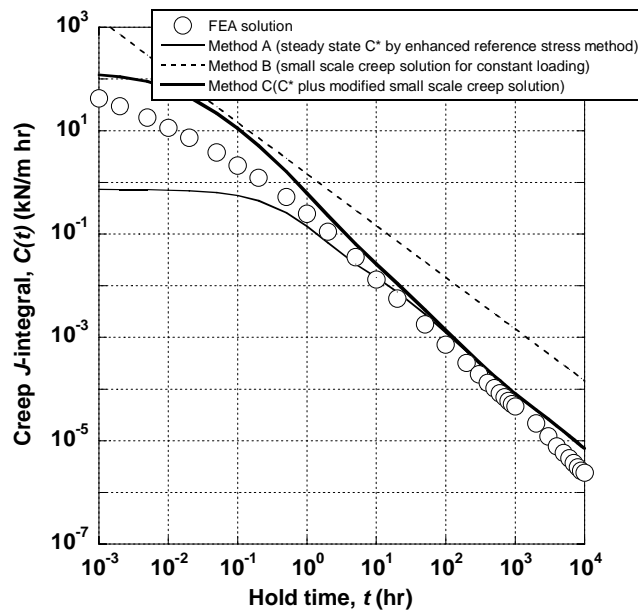


Fig. 5-19(3) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2WB)

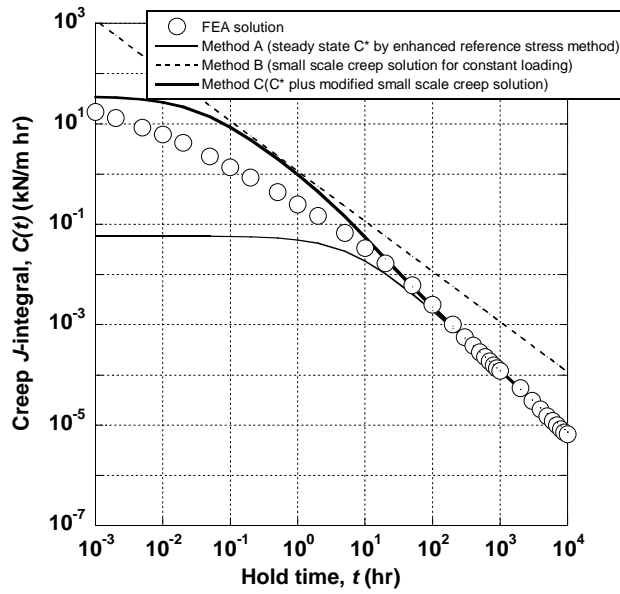


Fig. 5-19(4) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2WN)

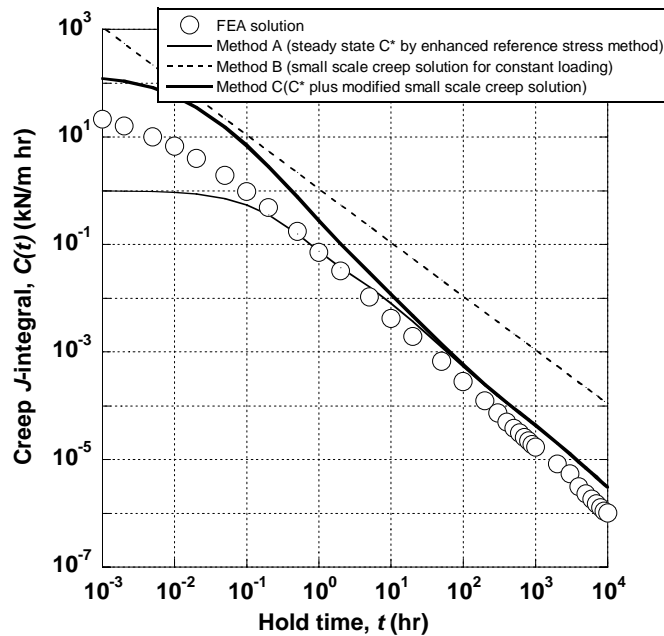


Fig. 5-19(5) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3WB)

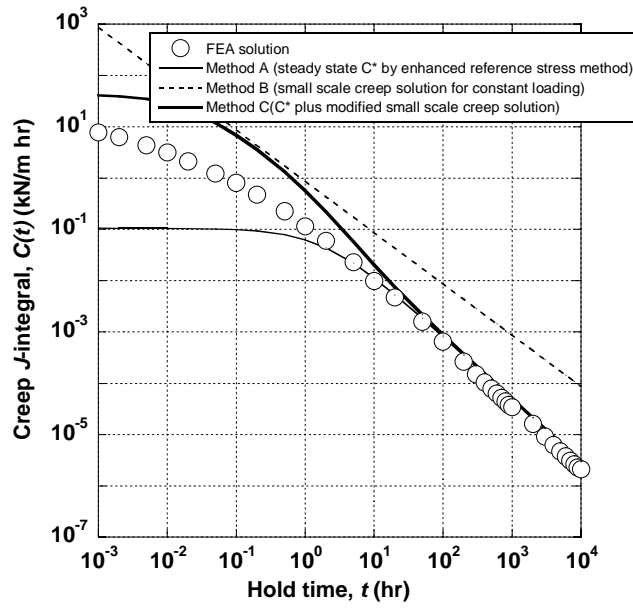


Fig. 5-19(6) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3WN)

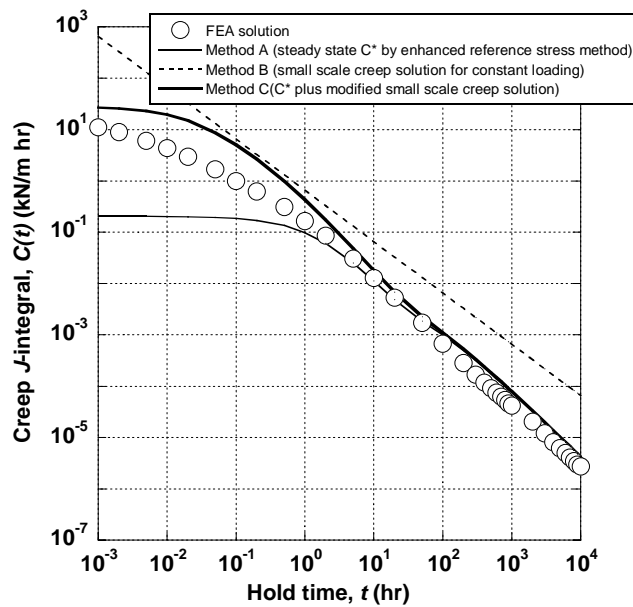


Fig. 5-19(7) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1XB)

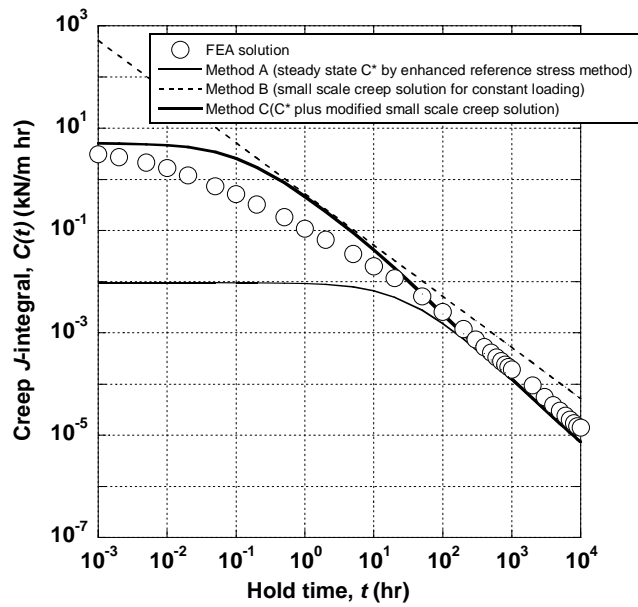


Fig. 5-19(8) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1XN)

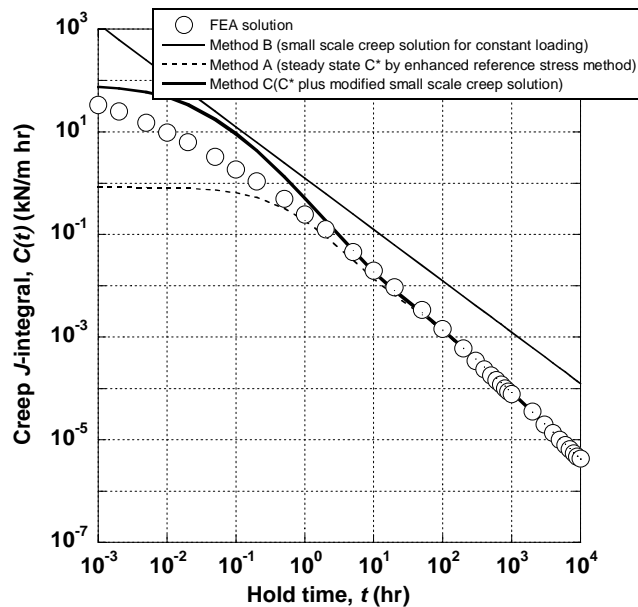


Fig. 5-19(9) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2XB)

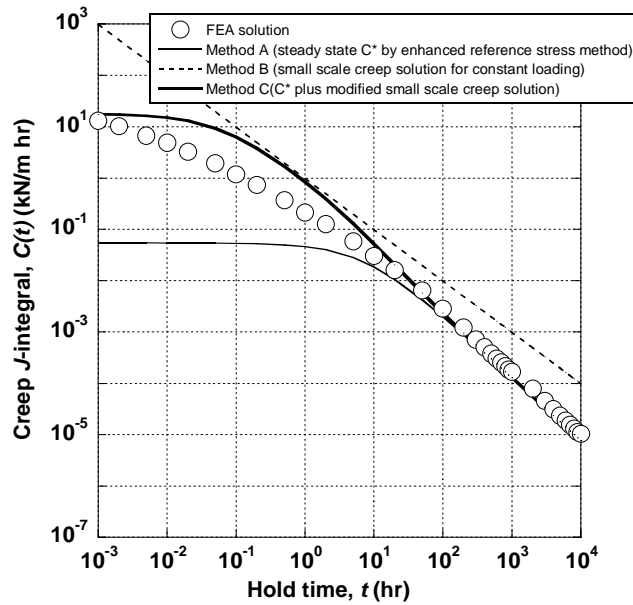


Fig. 5-19(10) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2XN)

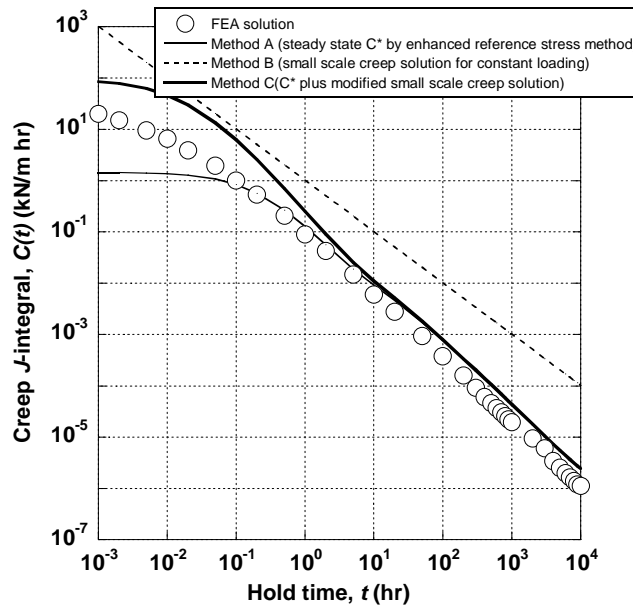


Fig. 5-19(11) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3XB)



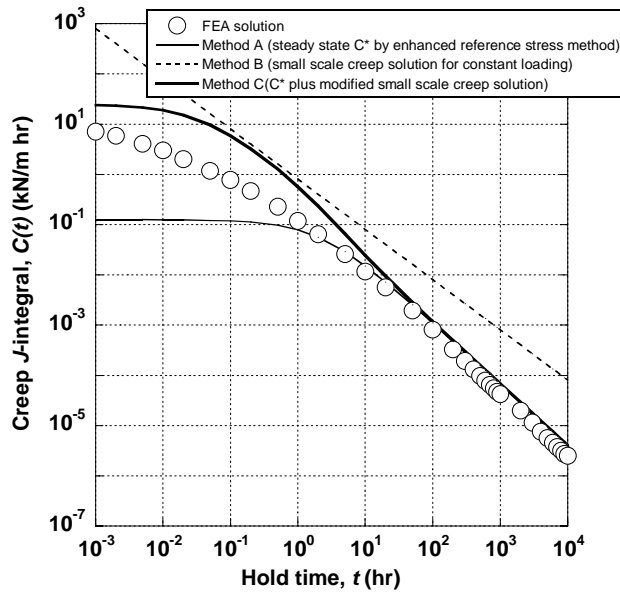


Fig. 5-19(12) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the reference stress method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3XN)

## 2) Neuber法

参照応力法は、応力分類法を要するため形状に対する一般性に問題点が残されているため、応力分類法を要さないNeuber法の適用を試みる。ここでは式(5.34)中で $\phi^c = 1$ とした。また、応力分布の多項式近似から応力拡大係数を算出する方法には、Buchaletら<sup>35)</sup>による重み関数法を用いた。

得られた $C(t)$ の簡易評価結果を有限要素解析結果と比較してFig. 5.20(1)～(12)に示す。これらの図中では比較のため以下の3法を示している。

(方法A) Neuber法による準定常 $C^*$

(方法B) 応力緩和および先行時間を考慮しない小規模クリープ下の $C(t)$  (式(5.36)の右辺第1項のみを用い、 $t_p = 0$ とする方法)

(方法C) 応力緩和および先行時間を考慮する方法 (式(5.41))

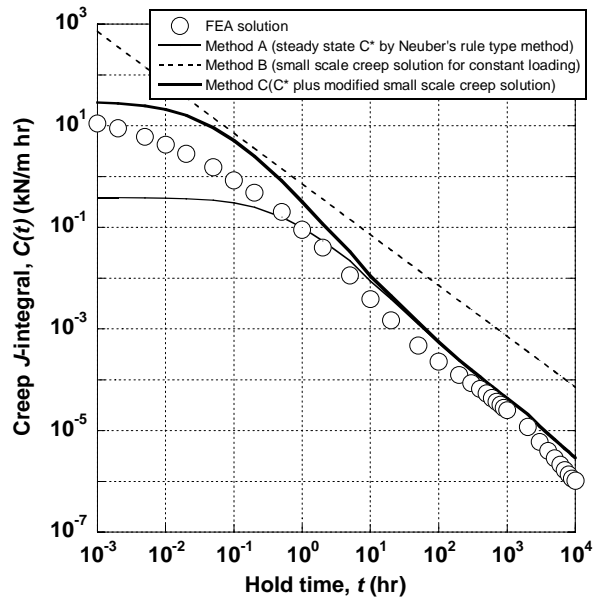


Fig. 5-20(1) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1WB)

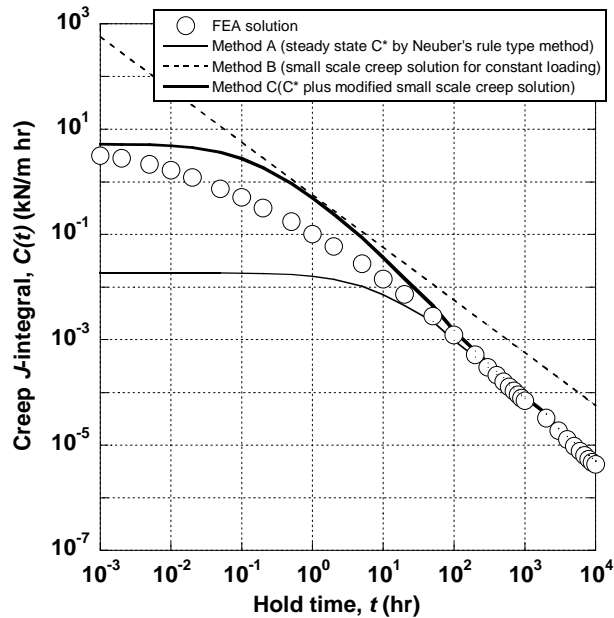


Fig. 5-20(2) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1WN)

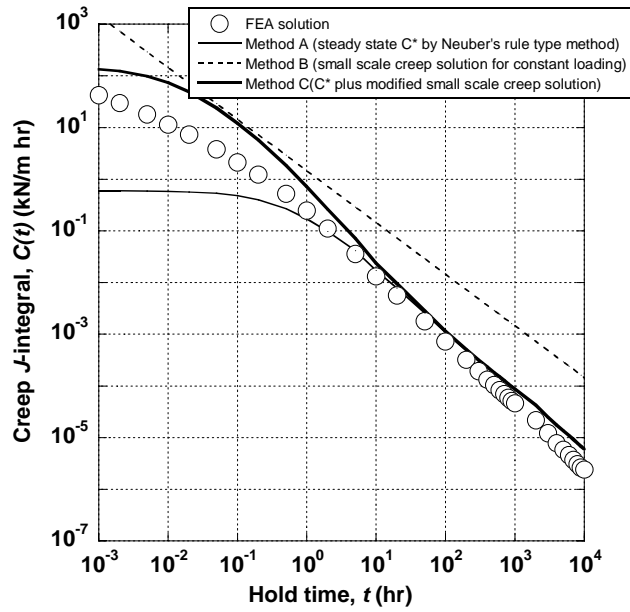


Fig. 5-20(3) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2WB)

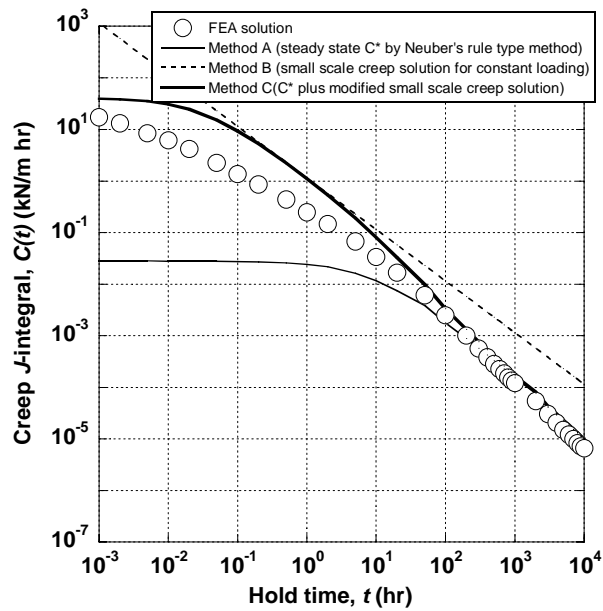


Fig. 5-20(4) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2WN)

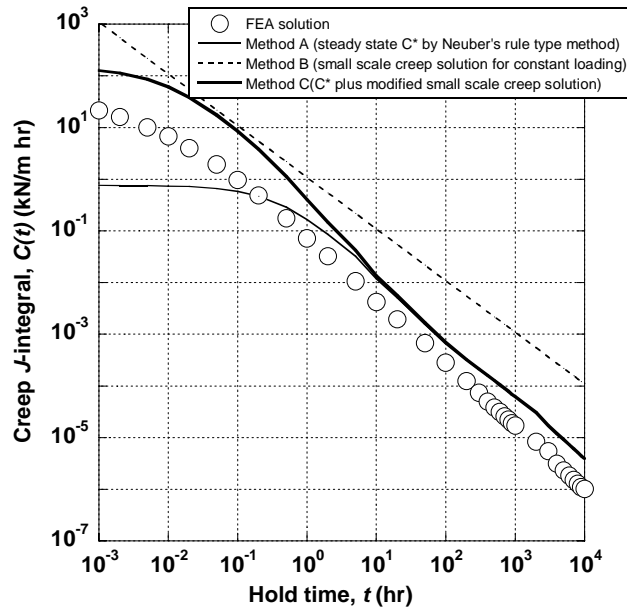


Fig. 5-20(5) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3WB)

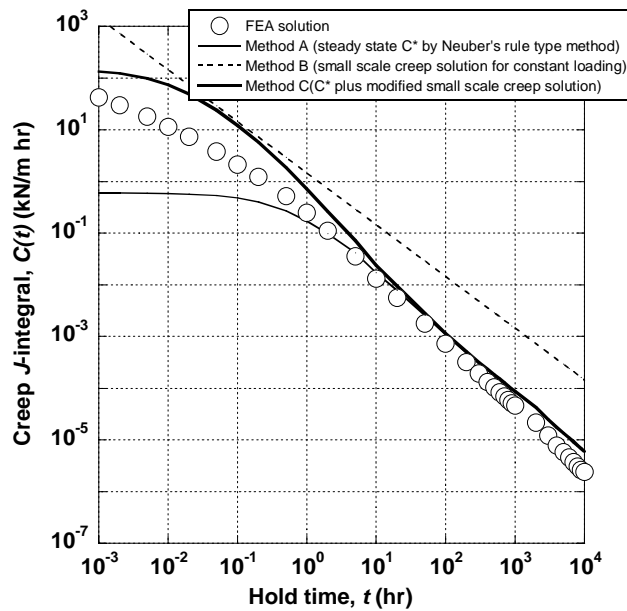


Fig. 5-20(6) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3WN)

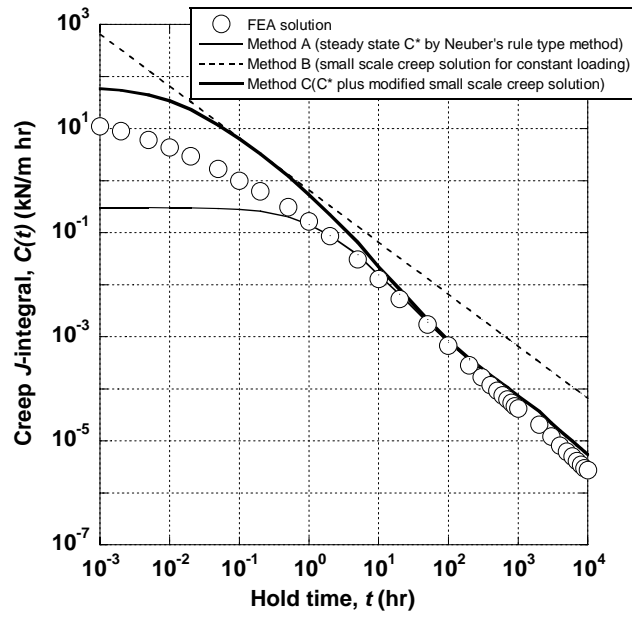


Fig. 5-20(7) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1XB)

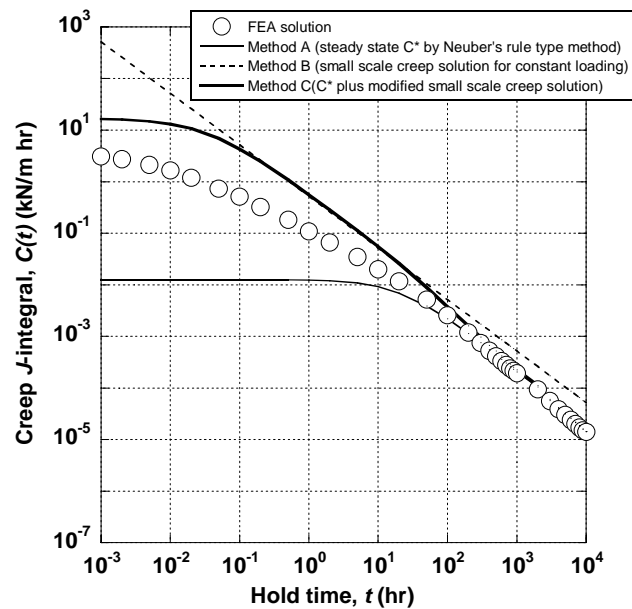


Fig. 5-20(8) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case1XN)

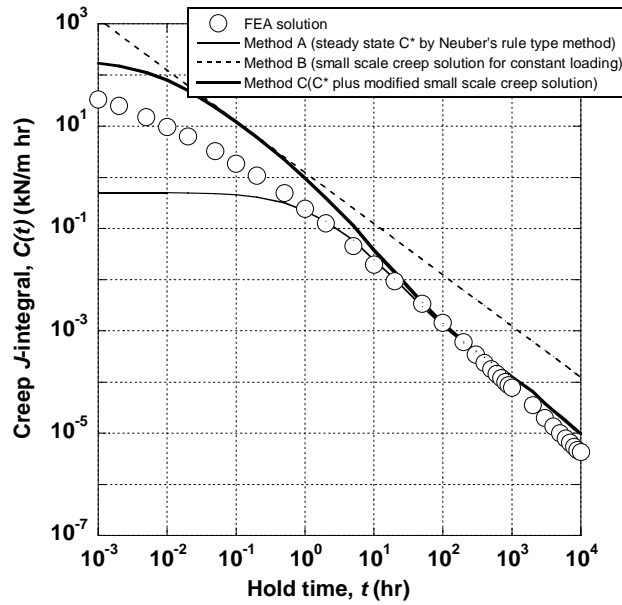


Fig. 5-20(9) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2XB)

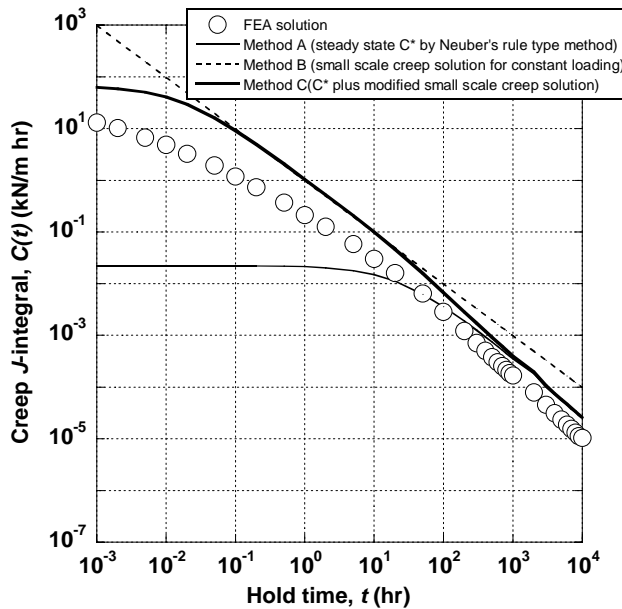


Fig. 5-20(10) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case2XN)

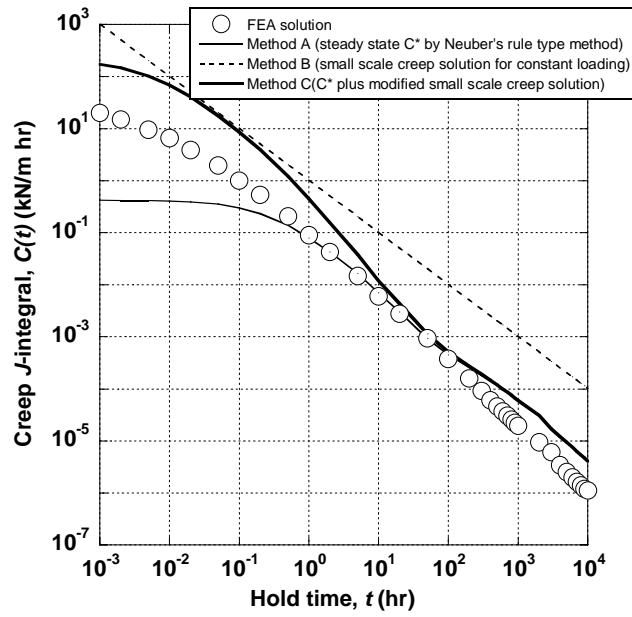


Fig. 5-20(11) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3XB)

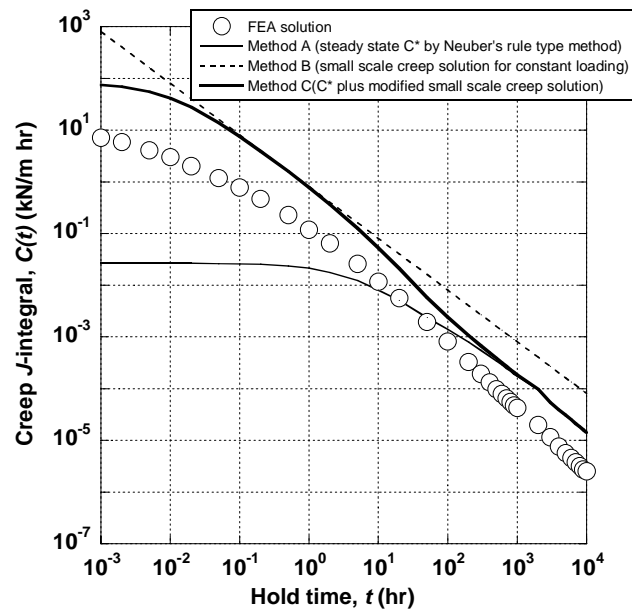


Fig. 5-20(12) Comparison between creep  $J$ -integrals estimated by the Neuber's rule type method plus modified small scale creep solution, and the detailed FEA for the circumferentially cracked cylinder subjected to linear temperature distribution (Case3XN)

Fig. 5-20(1)～(12)により，Neuber法による準定常クリープ $J$ 積分 $C^*$ の簡易評価が極限荷重補正係数を用いて高精度化した参照応力法に匹敵する精度でなされていることが確認できる．また，緩和中の応力分布に対する応力拡大係数に基づく小規模クリープ項の補正（式(5.41)）が有効に働いていることも確認でき，本論文提案法の妥当性が検証された．

## 5.5 累積ひずみの評価法

### 5.5.1 累積ひずみの許容限界

全面非弾性ルートの設計法が規定される米国高速炉設計<sup>38)</sup>では，非弾性解析を行った場合の累積ひずみの許容限界を以下のように定めている．

板厚平均主ひずみ $\leq 0.01$

等価線形化表面主ひずみ $\leq 0.02$

ピーク表面主ひずみ $\leq 0.05$

また，溶接部はこれらの制限値の1/2以下としている．米国高速原型炉設計には，二直線近似モデルに基づく有限要素解析と上記の制限が適用された．

我が国の高速炉増殖原型炉設計方針<sup>12)</sup>では，ASMEを踏襲しつつ，等価線形化表面主ひずみとピーク主ひずみに連動性があること，クリープ疲労損傷制限によってひずみ集中部のひずみ繰返し数が制限されていることを根拠に，ピーク表面主ひずみの制限を課していない．部分非弾性ルートを導入している高速増殖実証炉設計方針<sup>39)</sup>では，シェイクダウン限界を超える領域での熱ラケット試験や大野-王モデルに基づく高精度非弾性解析よりも弾完全塑性モデルが大きめのひずみの累積挙動を与えること<sup>40)</sup>を根拠に，弾完全塑性解析から得られるひずみの累積傾向を設計想定サイクル数まで外挿して，高速増殖原型炉設計方針と同じ許容限界と比較することとしている．

これらの設計規格類では，等価線形化主ひずみの評価が求められることから，応力分類法と同様に形状に対する一般性に課題を残している．ただし，



軸対称体であれば問題なくこれらの制限の評価が可能であること、任意形状であっても、ピーク表面主ひずみが板厚平均主ひずみの許容限界値（母材では0.01）以下であることを確認すれば、これらの制限を安全側に満足することは自明となるため、ひずみの線形近似処理は必須ではない。

しかし、この方法では高いひずみ集中を生じる部位など、マクロな変形への寄与が小さい、局部ひずみの累積が大きい場合、過度に安全側の評価が与えられることがあるため、等価線形化表面ひずみによる制限と同等な意味を持ち、かつひずみの線形近似を要しない制限法として以下の相対弾性核寸法に基づく制限方法を新たに提案する。

## 5.5.2 相対弾性核寸法の意味と性質

### (1) Breeのモデルの概要と応力分類法を要しない適用方法

弾性核がひずみの累積挙動と関連を持つことは古くから知られており、一定の内圧と熱応力の繰り返しを受ける円筒に対するBreeのモデル<sup>14)</sup>によって理論的にその関連付けがなされている。すなわち、Fig. 5-21に示す平板モデル（理想的な薄肉円筒とみなし得る）に対して、内圧によって生じる周方向および軸方向の一次膜応力と熱応力によって生じる周方向および軸方向の二次曲げ応力とを繰り返し与えた場合、ひずみの累積挙動はFig. 5-22の6領域に分類して評価可能としている。

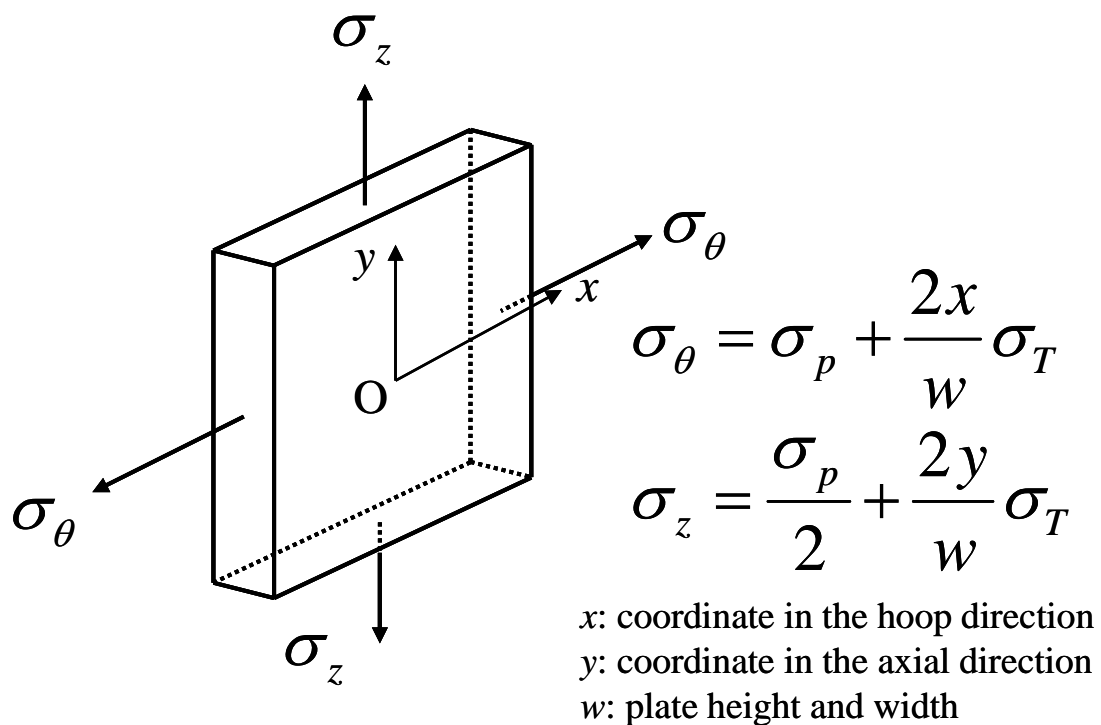


Fig. 5-21 Bi-axial stress model of an ideally thin tube employed by Bree

Fig. 5-22では、ひずみの累積を生じるラチェット (Ratchet) 領域 ( $R_1$ ,  $R_2$ ), 弾性範囲にとどまる弾性 (Elastic) 領域 (E), 初期サイクルで塑性を生じた後, 弾性繰返しになるシェイクダウン (Shakedown) 領域 ( $S_1$ ,  $S_2$ ) および表面近傍では塑性を生じ続けるもののひずみの累積は生じない塑性サイクル (Plastic cycling) 領域 (P) に区分される. Breeの後の検討<sup>41)</sup>ではラチェット領域をさらに8領域に細分し, それぞれに対して1サイクルあたりのひずみの累積量の簡易評価式が与えられている.

ここで, 非ラチェット領域 (E,  $S_1$ ,  $S_2$ およびP) では, 1サイクルの熱応力を受ける過程で降伏を経験しない領域, すなわち弾性核 (elastic core) を共通的に持つことに特徴がある.

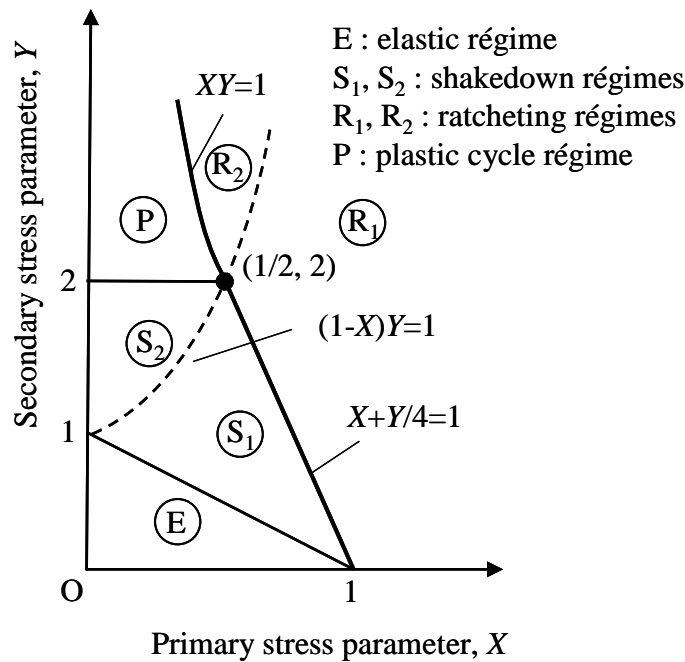


Fig. 5-22 Bree diagram for cumulative strain evaluation

Fig. 5-22の横軸は、一次応力を降伏強さで除して定まる一次応力パラメータ  $X$  であり、縦軸は二次応力範囲を降伏強さで除して定まる二次応力パラメータ  $Y$  であり、これらの適用には応力分類法を要する。

ここで応力およびひずみの線形近似処理を用いないBree線図の使用方法について考えてみる。内圧のみに対する一次応力パラメータについては、参照応力と応力分類法による基準応力との等価性に基づき、次式とすることができる。

$$X = \frac{P}{p_L} \quad (5.44)$$

ここに  $p$  は内圧、 $p_L$  は内圧で表現した極限荷重である。英国高温構造健全性評価手順書R5<sup>19)</sup>には、参照応力を用いて  $X = \sigma_{ref} / \sigma_Y$  とする方法が記載されており、式(5.44)と等価でさらに一般的な表現がなされている。

二次応力パラメータについては、弾性応力のピーク成分が通常は表面近傍

で生じることから、表面から少し内側の部分の弾性応力分布に基づき、公称曲げ応力の評価基準とすることが考えられ、R5では応力の線形近似処理を行わない場合のシェイクダウン判定法として、「評価断面上で板厚の80%以上における弾性二次応力範囲が、実験的なシェイクダウン限界を下回ること」を示している。このように、マクロな変形の蓄積には表面近傍の高い応力よりも、板厚内部の低応力領域の大きさが寄与するためと推定できる。これより例えば、以下のような方法が考えられる。

板厚中央を原点、板厚方向座標を  $x$  とした時の応力分布が  $x^{2k+1}$  ( $k=0, 1, 2, \dots$ ) に比例する非線形応力分布を仮定すると、応力分類法に基づく曲げ応力は、表面応力の  $3/(2k+3)$  倍となる。また、この非線形分布応力と等価な線形分布応力と非線形分布応力とが等しくなる点  $x_o$  は次式で計算される。

$$x_o = \pm \frac{w}{2} \left( \frac{3}{2k+3} \right)^{1/2k} \quad (5.45)$$

$k=1$  の場合  $x_o = \pm 0.387w$ 、 $k=2$  の場合  $x_o = \pm 0.405w$  となり、おおむね表面両側から板厚の10%程度内部に入った位置に相当する。この位置の応力  $\sigma_o$  が既知であれば、応力分類法に基づく曲げ応力  $\sigma_b$  は次式で評価される。

$$\sigma_b = \sigma_o \left( \frac{2k+3}{3} \right)^{1/2k} \quad (5.46)$$

このように考えることで、応力の等価線形近似を行わなくとも、表面から内部に入った点の応力から二次応力パラメータを定めることが可能となる。現実的な非線形応力分布として  $k=1 \sim 2$  程度と仮定し、式(5.45)の右辺の板半厚さ  $w/2$  への比率を0.8とすれば、式(5.46)の応力の倍率は1.25となる。簡便には、板厚の10%内部に入った点における弾性応力範囲の1.25倍を降伏強さで割ったものを二次応力パラメータとすることができる。ここでは、板厚の10%内部の状態に力学的意味をもたせたのではなく、応力分布の次数を意識する

ことなく参照可能な代表点を定めることで簡便化を図ったものであるが、それが内外面に対称な応力分布を仮定した場合にR5の80%基準と同じ比率になっていることは興味深い。また、膜応力が重畳する場合は、線形加算により安全側評価となることは自明である。

## (2) 相対弾性核寸法に基づく累積ひずみの評価

Breeのモデルでは、1サイクルの熱応力繰返しを受けて後に弾性核が残存していれば、ひずみの累積は生じないことになるが、実際の円筒形状では、曲率の効果により、応力は完全に対称ではなく、P領域でもわずかのひずみの累積を生じ、その結果、熱応力繰返しの後に弾性核が消失することがある。このため、弾性核の存在はひずみの累積挙動の目安にはなり得るものの、P領域にとどまるためには、想定繰返し数を経てもなお、弾性核が残り続けていることが確認される必要がある。また、純曲げを受ける平板のように、中立軸付近に弾性核が存在し続けていても、表面主ひずみが2%の制限値を超えるケースは考えられ得る。したがって、弾性核がある程度の大きさ以上に確保されていることがひずみの累積を制限する上で意味を持つ。

このため本論文では、単軸線形ひずみ分布を生じる純曲げを受ける平板において表面ひずみが制限値に達する状態を想定し、その状態と同じ弾性核が存在している場合を許容とみなす方法を提案する。すなわち、Fig. 5-23のように弾完全塑性体において一方向的に累積した線形ひずみ分布を仮定し、表面ひずみが制限値 $\varepsilon_a^b$ に達する際の相対弾性核寸法 $\rho_e$ は次の不等式で制限できることになる。

$$\rho_e \leq \left( \frac{\sigma_Y}{\varepsilon_a^b E} \right) \quad (5.47)$$

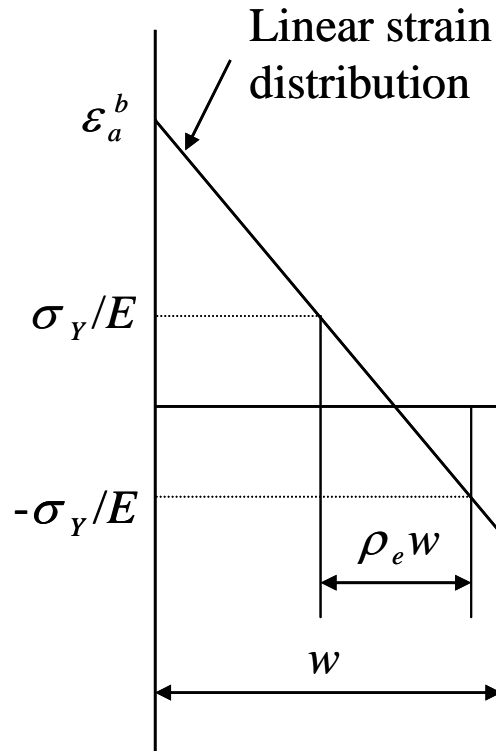


Fig. 5-23 Simplified model for evaluating the allowable minimum elastic core size for equivalent linear surface strain distribution

### 5.5.3 数値解析例（内圧と繰返し熱応力を受ける平滑円筒）

Breeが仮定したのと同様な内圧と繰返し熱応力を受ける平滑円筒を取り上げ、ひずみの累積挙動と弾性核の関係を考察し、相対弾性核寸法に着目する方法が現行の評価法と矛盾を生じないことを確認する。

#### (1) 解析対象の形状、寸法、材料特性

解析対象はFig. 5-24に示す平滑円筒で、内圧および内圧による軸力を一定に負荷した状態で、板厚方向線形温度勾配を繰り返す。温度勾配は、初期状態では一定温度とし、熱荷重負荷時には線形温度勾配を維持しながら、内面を最大温度 $T_{\max}$ まで上昇させ、その後も線形温度勾配を維持しながら、一定温度まで降温させ、これを1サイクルとする。この場合の弾性解析による二次応力範囲は、応力分類法に基づき得られた等価線形化表面応力をMisesの相当応力に換算すると、 $2.878 \times T_{\max}$  MPa（温度の単位は $^{\circ}\text{C}$ ）となる。

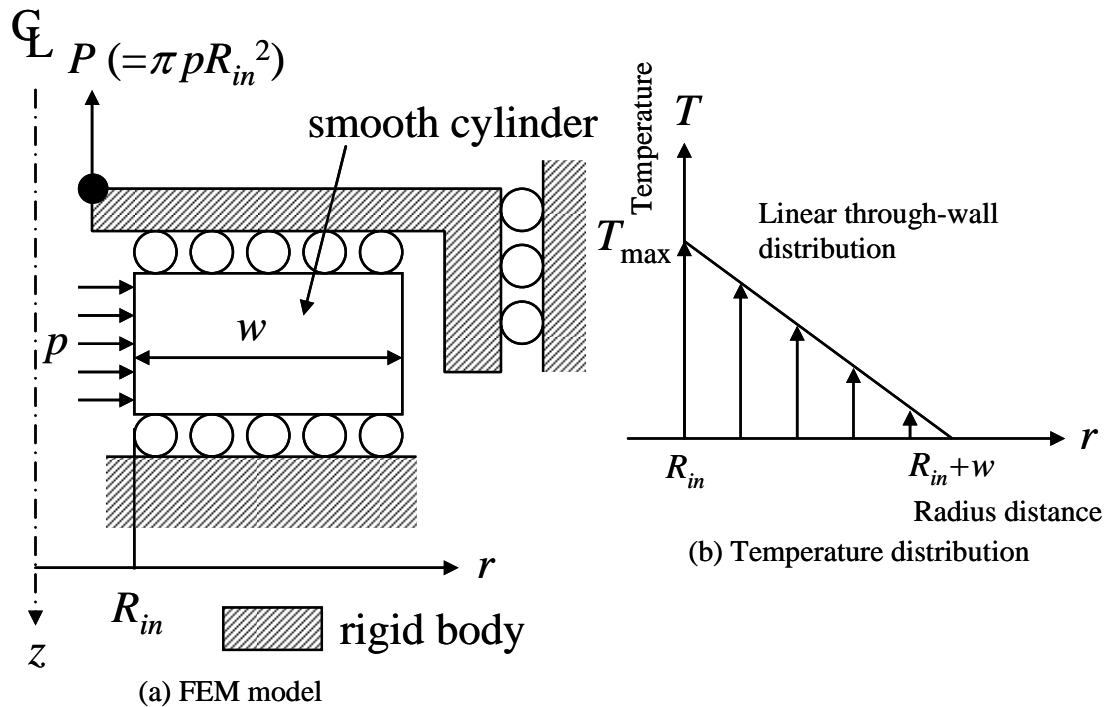


Fig. 5-24 Geometry and boundary conditions of smooth cylinder subjected to constant internal pressure and cyclic thermal loading

解析のケースはBreeの線図上で，一次応力パラメータに応じて， $X = 1/3$  (Case A)， $X = 0.455$  (Case B) および  $X = 2/3$  (Case C) とした．Case Aは一次応力が低く，P領域が広い場合に相当し，Case BはP領域が小さい場合，Case Cは一次応力制限で許容される最大の内圧に相当し，P領域を経ずにS領域からR領域に推移する場合にあたる．一次応力パラメータの決定に要する式(5.44)の  $p_L$  には，同一形状円筒に対して，3.2.4項で求めた極限荷重22.02MPaを用いた．

これらの解析ケースの一覧をTable 5-13に，寸法および使用した材料特性とともに示す．解析は弾完全塑性モデルを用いて，ABAQUS (Version 6.6)<sup>33)</sup>を使用した．また，熱サイクルは全ケースで20サイクルまで与えた．

Table 5-13 Dimensions and material properties of the smooth cylinder subjected to constant internal pressure and cyclic thermal loading

Case No.	Case A	Case B	Case C
Primary stress parameter, $X$	1/3	0.455	2/3
Secondary stress parameter, $Y$	2.88 to 3.60	2.11 to 2.64	1.28 to 1.60
Wall thickness, $w$	10 mm		
Inner radius, $R_{in}$	100 mm		
Yield strength, $\sigma_Y$	200 MPa		
Work hardening coefficient, $H'$	0 MPa (elastic, perfectly-plastic body)		
Elastic modulus, $E$	200 GPa		
Thermal expansion coefficient, $\alpha_T$	$2.0 \times 10^{-5} /K$		
Poisson's ratio, $\nu$	0.3		

## (2) 解析結果

### 1) 主ひずみの増分

ひずみの累積の程度を確認する意味で、ひずみの1サイクルあたりの変化量を比較した。ここでは、19から20サイクルまでの板厚平均主ひずみ、表面主ひずみの増分量をとり、2次応力パラメータとの関係の上でFig. 25(1)~(3)に示す。また参考のため、文献<sup>42)</sup>が提案する相当塑性ひずみの増分量も比較してある。



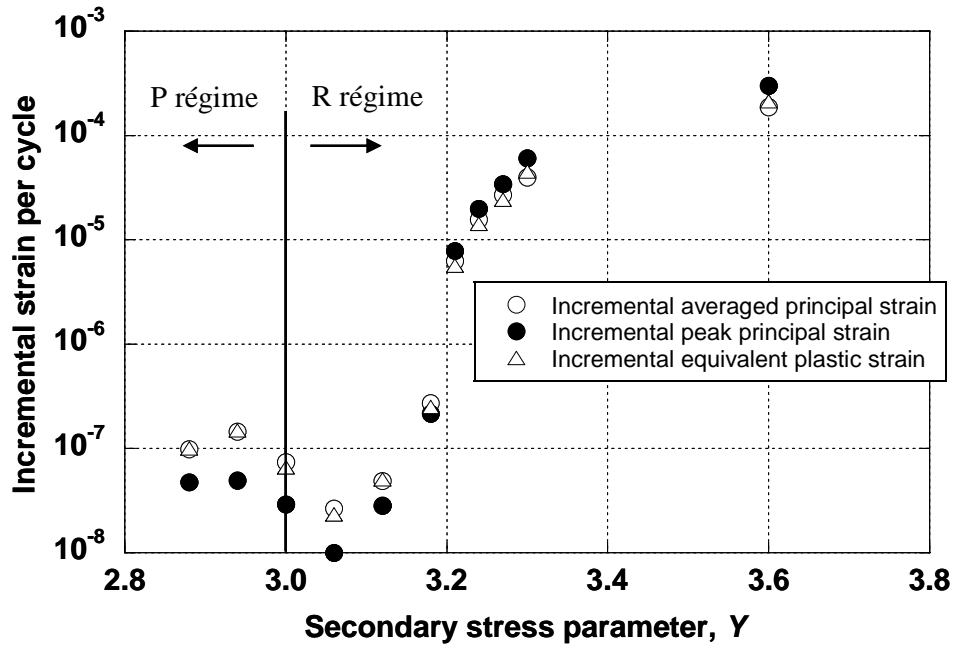


Fig. 5-25(1) Incremental principal strains and equivalent plastic strain per cycle in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case A)

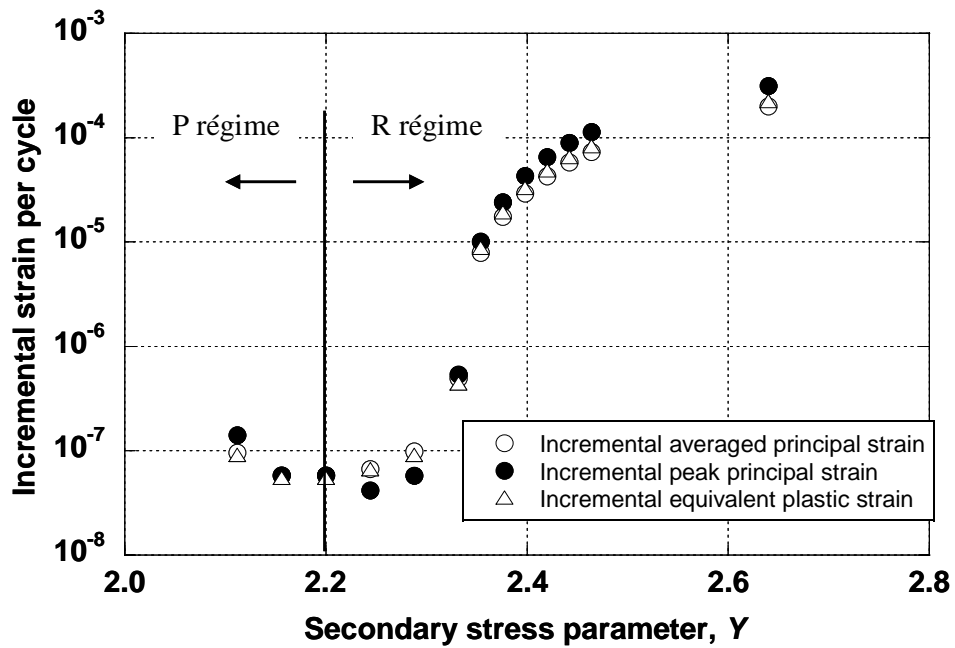


Fig. 5-25(2) Incremental principal strains and equivalent plastic strain per cycle in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case B)

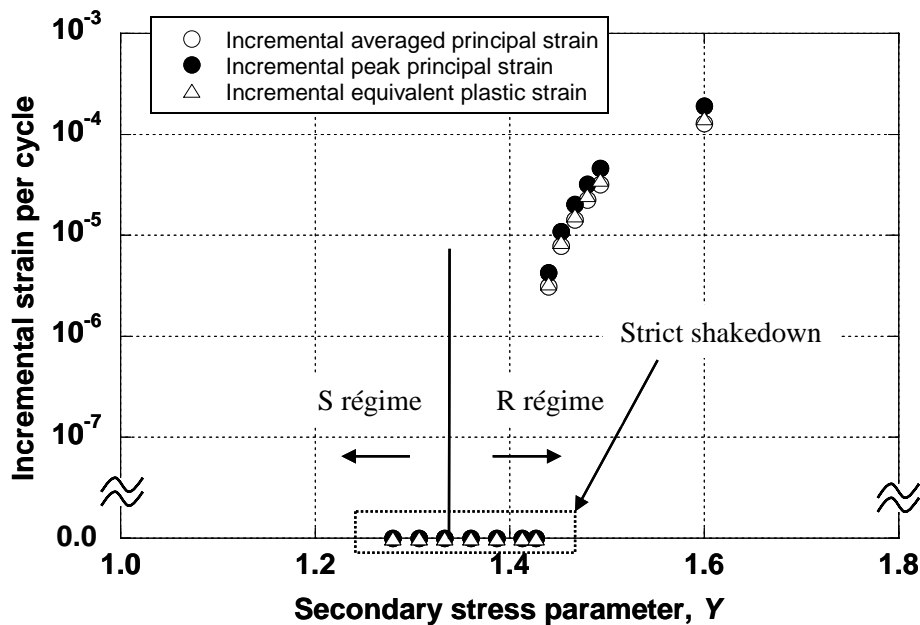


Fig. 5-25(3) Incremental principal strains and equivalent plastic strain per cycle in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case C)

取り上げた3種のひずみの増分には連動性があり、いずれを参照してもひずみの累積性の程度を把握することは可能と見られる。本モデルの場合は、板厚平均主ひずみが高速増殖原型炉設計方針の制限に最も少ないサイクル数で限界値に達する。

これらの図から、ひずみ増分の上部棚、下部棚およびこれらの中間の遷移領域に、そのひずみの増分に応じて区分できる傾向が示された。また、遷移領域は、Breeの線図から定まるR領域限界よりも二次応力パラメータが大きい側に位置する傾向が認められた。これは、BreeのモデルがTrescaの降伏条件を仮定しているのに対し、本弾塑性解析では解析と後処理とで一貫してMisesの条件が使用されているためR領域が二次応力が高い側にシフトしたと考えられ、この付近がMisesの条件に基づくR領域の下限と考えられる。また、Case Cでは、ひずみ増分が変化する領域よりも二次応力パラメータが小さくなると、厳密なシェイクダウンが成立し、ひずみの増分が観察されなかった。これはCase CではBree線図上におけるP領域が含まれず、S領域から直接R領域に入る

ことと整合している。

また、P領域と見られる下部棚領域では二次応力パラメータとひずみの増分との関係に、明瞭な傾向が認められず、二次応力パラメータによらずに、 $10^{-8}$ オーダーでほぼ一定のひずみの増分を示した。これは、Breeのモデルどおりに平板であれば塑性ひずみの増加が生じないP領域において、円筒形状であるがためにわずかながらも応力に非対称性が生じ、塑性ひずみの累積をもたらすためと考えられる。また、Case Aの下部棚領域では表面主ひずみよりも板厚平均主ひずみの方が増分が大きく、ひずみ分布の再配分が認められる。

しかしながら、Breeの線図および軽水炉規格類<sup>9-10)</sup>に採用されているBreeの線図と等価なMillerの線図<sup>13)</sup>に基づく評価では、これまでP領域を、ひずみの累積が生じないとして許容してきており、言い換えればこの程度の $10^{-8}$ オーダーの主ひずみの増分は無視可能とされてきたことになる。これより、この程度の主ひずみの増分であれば、熱荷重サイクルに対する外挿を要さずに無条件で許容してよいと考えられる。また、平滑円筒に対して得られるこの基準値は構造不連続部にも安全側に適用できる。ただし、この制限値は形状比、 $w/R_m$ に依存する（Breeのモデルでは、ひずみ増分 $\rightarrow 0$ 、 $w/R_m \rightarrow 0$ ）。

むろん、先に述べたとおり高速炉設計規格類における板厚平均主ひずみに対する制限を、安全側に、表面主ひずみに適用する方法でもよいと考えられ、この判定法のメリットはあまり大きくない。

## 2) 相対弾性核寸法の減少傾向

相対弾性核寸法を二次応力パラメータとの関係の上でFig. 5-26(1)～(3)に示す。ここで「弾性核」とは、初期サイクルから一度も降伏を経験していない領域と定義し、熱サイクルを経て厳密なシェイクダウンを生じた場合は、弾性核寸法の変化が完全に停止する。また、これらの図では初期サイクル、10サイクルおよび20サイクルの終了時点の相対弾性核寸法を示している。

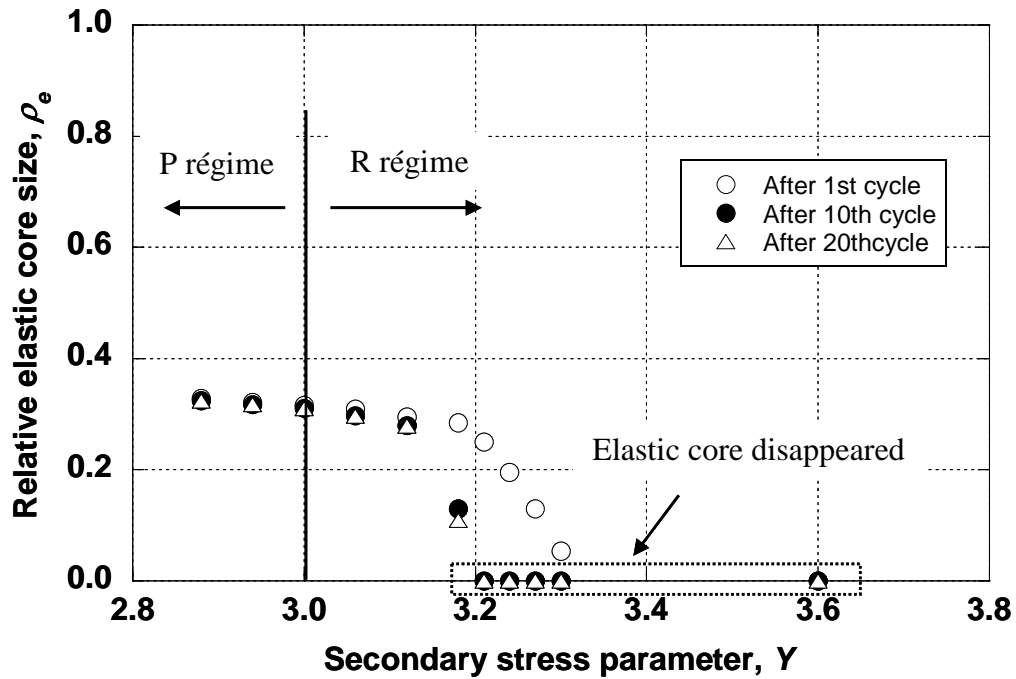


Fig. 5-26(1) Relative elastic core size in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case A)

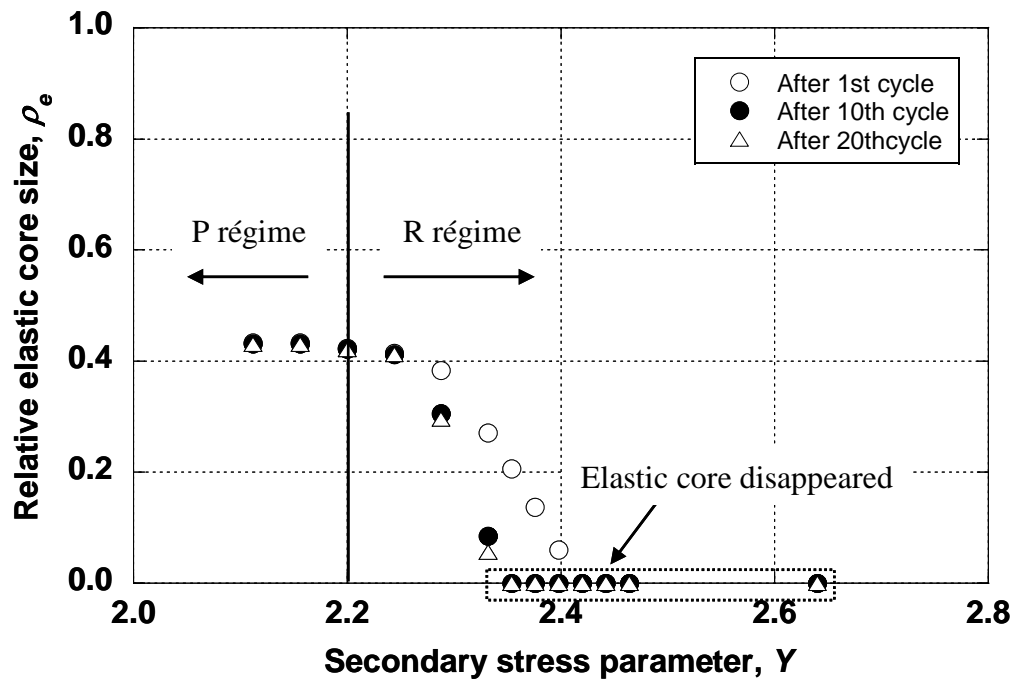


Fig. 5-26(2) Relative elastic core size in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case B)

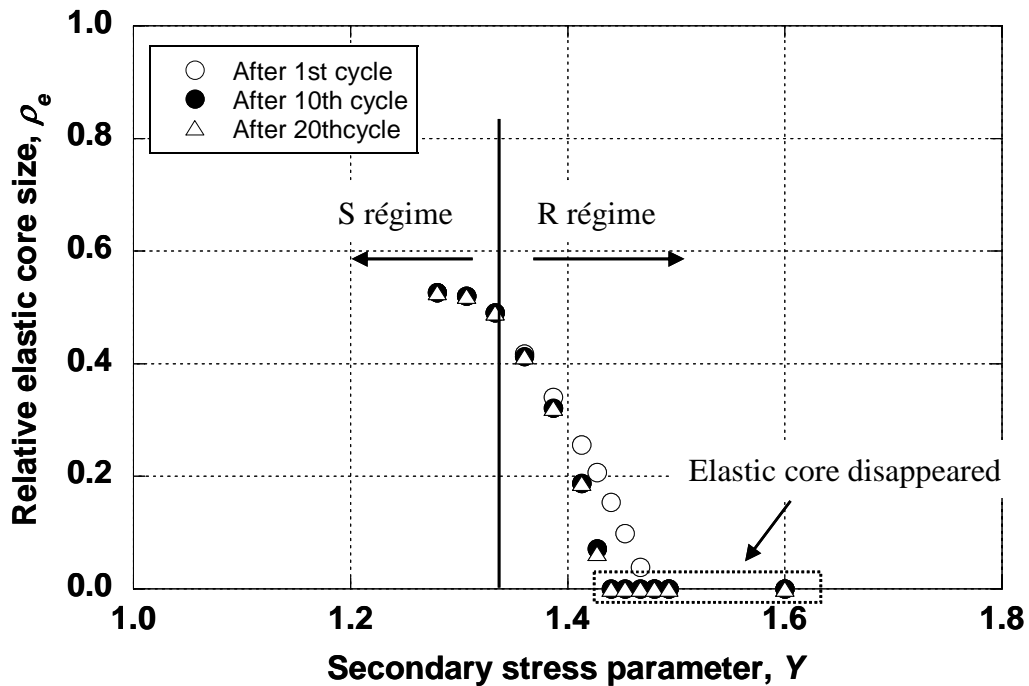


Fig. 5-26(3) Relative elastic core size in the smooth cylinder subjected to constant pressure and cyclic thermal loading (Case C)

Fig. 5-26(1)～(3)より, Fig. 5-25(1)～(3)でひずみの増分量が $10^{-5}$ 以上となった二次応力パラメータの領域（遷移領域から上部棚領域）では20サイクルまでに弾性核が消失している。また、ひずみの増分における遷移領域では相対弾性核寸法も急激に変化している。このことから、弾性核の有無はひずみの累積性と高い相関を持つことが確認でき、相対弾性核寸法をひずみの累積性の目安として使用可能であることが確認された。

ここで得られた知見より、相対弾性核寸法が不等式(5.47)を満足し続けることと、ピーク表面主ひずみの累積値が板厚平均主ひずみの制限値を超えないこととは、平滑円筒の場合はほぼ等価な二次応力の許容限界につながる事がわかる。前者の方法はひずみ集中部を有する構造でも不利にならず、後者の方法は表面のひずみにのみ着目すればよいことから弾性核の算出を要する方法よりも簡便性に優れているが、高ひずみ集中部を過度に保守的に評価する可能性がある。実用的には両者を適用可能としておき、いずれか一方を満

足すれば「許容」と判定すればよい。

## 5.6 おわりに

本章では、第4章における変位制御問題に対する検討結果を踏まえて、実用上重要な熱応力問題の取扱いを述べた。繰返し熱荷重の取扱いにあたっては加工硬化を考慮した有限要素解析が困難になることから、弾完全塑性解析の活用を念頭に検討を進め、クリープ疲労損傷評価のベースとなるピークひずみおよびピーク応力のクリープ中の緩和挙動の評価に変位制御と同様な手法を提案した。また、き裂入り構造の弾塑性 $J$ 積分およびクリープ $J$ 積分の簡易評価に対しても、変位制御と同様な手法を提案した。さらに簡易評価法に基づく設計の前提となる累積ひずみの評価法を検討した。その結果、以下の知見が得られた。

- ① 既存規格・基準類におけるクリープ疲労損傷評価法が、ピークひずみ範囲およびピーク応力の緩和履歴の評価に帰結することを確認し、その定義を明確化した。
- ② 市販の有限要素解析プログラムでも容易に実施可能な弾完全塑性解析に基づく弾性追従係数評価法を提案した。そこでは、小規模降伏から中規模降伏状態に至る過程で、応力指数が大きいほど、荷重が大きいほど弾性追従係数が大きくなる性質を活用し、荷重（変位または熱荷重）の上限が設定可能な場合に弾性追従係数の上限値を用いてよいとした。
- ③ 板厚方向非線形温度勾配を受ける平滑円筒の弾塑性解析により、弾性追従係数には変位制御と同様な、熱荷重の大きさに対する収束性があることを確認した。また、弾性追従係数の収束値を一律に用いる簡易ピークひずみ評価法の有効性を検証した。弾完全塑性解析から決定される弾性追従係数を、有限の応力指数のケースに使用した場合、わずかに保守的なピークひずみの評価を与えた。
- ④ 実際の設計では、熱荷重の上限が設定できる場合があり、弾性追従係数の収束値が得られなくとも、弾性追従係数が熱荷重の増加とともに増加する性質を利用して、設計の想定範囲で使用可能な弾性追従係数を決定可能であるこ

とを述べた。

- ⑤ 軸方向温度勾配を受けるテーパ付き円筒の弾塑性解析により，上記④の手法に基づくピークひずみの簡易評価が有効であることを示した。また，弾完全塑性解析で決定した弾性追従係数を使用すれば安全側のピークひずみ評価が与えられることを確認した。
- ⑥ 軸方向温度勾配を受けるテーパ付き円筒の弾性クリープ解析により，弾塑性解析から定まる弾性追従係数を用いた，ピーク応力の緩和挙動の簡易評価が有効であることを示した。
- ⑦ 第4章で変位制御に対して提案した弾塑性 $J$ 積分および定常クリープ $J$ 積分評価に対する参照応力法が，第2章で述べた応力分類法に基づく基準応力と参照応力法の等価性に基づき，熱応力問題にも適用可能であることを示した。ただし，この方法は応力分類法を必須とするため，形状に対する一般性を欠く。
- ⑧ Neuber法が，Ramberg-Osgood則を仮定した場合でも応力分類を要せずに良好な弾塑性 $J$ 積分の評価を与えることを，熱応力を受ける周方向き裂入り円筒の弾塑性解析で確認した。
- ⑨ 熱応力下での弾塑性 $J$ 積分における応力指数の依存性が小さいことを確認した。また，変位制御と同様に，弾性応力と弾塑性 $J$ 積分との間に直線的な関係が生じることを確認した。
- ⑩ 第3章に示した小規模クリープ状態に対するクリープ $J$ 積分評価法を二次応力に適合するよう修正した式を提案し，熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析によってその妥当性を検証した。提案法は，参照応力法に基づく場合，Neuber法による場合のそれぞれに対して式を与えており，ほぼ同様な考え方に基づく。
- ⑪ 上記の熱応力下での小規模クリープ評価法の有効性を，熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析で検証した。
- ⑫ 既存の高速炉設計規格類に採用されているBreeの線図について，応力分類法を用いずに弾性解析から二次応力パラメータを評価する方法を提案した。こ

れと英国手順書R5に記載されている参照応力に基づく一次応力パラメータ評価法を用いることで、Breeの線図に基づく累積ひずみの評価における応力分類法の必要性を排除した。本手法はシェイクダウン判定や継手係数を用いた溶接継手の疲労損傷評価など、ピーク成分を除く弾性二次応力範囲の決定を要する各種の評価法に汎用的に適用可能な見通しがある。

- ⑬ 弾完全塑性解析と相対弾塑性核寸法に基づく累積ひずみの評価法を提案し、内圧と熱応力繰返しを受ける円筒、すなわちBree型ラチェット問題に対する有効性を弾塑性解析で確認した。すなわち、相対弾性核寸法とひずみの累積性とは高い相関があり、弾性核の減少が小さい条件下ではBree線図のP領域に相当するレベルのひずみ増分しかもたらされないことから、ひずみの線形近似処理を行なわなくとも、ひずみの許容性が判定できる。

本章の検討を通じて、熱応力下での、クリープ疲労損傷評価に用いるピークひずみ範囲・ピーク応力の緩和履歴、非弾性J積分、および累積ひずみの評価に対して、応力分類法の必要性を排除した。



## 【第5章 参考文献】

- 1) British Energy, R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Revision 4, Amendment 2, British Energy, Gloucester, 2003.
- 2) P. J. Budden, Fracture Assessment of Combined Thermal and Mechanical Loads Using Uncracked Body Stress Analysis, CEGB Report RD/B/6158/R89, 1989.
- 3) Y. Takahashi, Study on Simplified Estimation of  $J$ -integral under Thermal Loading, Transactions of SMiRT-12, Vol. L, 1993, pp. 29-34.
- 4) Oak Ridge National Laboratory, Guidelines and Procedures for Design of Class 1 Elevated Temperature Nuclear System Components, Nuclear Standard NE F9-5T, ORNL, 1981.
- 5) 日本原子力発電, 高速増殖実証炉高温構造設計方針 (案), 1999.
- 6) Y. Nakagawa, T. Ueno, M. Hayashi and T. Nagata, Structural Design of Intermediate Heat Exchanger for Monju Using Partial Inelastic Analyses, The 3rd JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, Vol.1, Kyoto, 1995, pp. 255-259.
- 7) 北川, 塑性力学の基礎, 日刊工業新聞社, 東京, 1979.
- 8) J. B. Martin, Plasticity, Fundamentals and General Results, MIT Press, 1975.
- 9) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, 2004.
- 10) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2001, 日本機械学会, 2001.
- 11) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Subsection NH - Class 1 Components Elevated Temperature Services, 2004.
- 12) 核燃料サイクル開発機構, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, TN241 81-25(1), 1984.
- 13) D. R. Miller, Thermal-Stress Ratchet Mechanism in Pressure Vessels, Journal of Basic Engineering, ASME, 1959, pp. 190-196.
- 14) J. Bree, Elastic-Plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High-Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements, Journal of Strain Analysis, Vol. 2, 1967, pp. 226-238.

- 15) M. A. Miner, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 12, No. 3, ASME, 1945, pp. A159-167.
- 16) T. Shimakawa, O. Watanabe, N. Kasahara, K. Kobayashi, M. Takizawa and S. Asada, *Creep-Fatigue Life Evaluation Based on Stress Redistribution Locus (SRL) Method*, PVRC/EPERC/JPVRC Joint workshop 2002, 2002, pp.87-95.
- 17) E. L. Robinson, *Effect of Temperature Variation on the Creep Strength of Steel*, *Transactions of ASME*, Vol. 160, 1938, pp. 253-259.
- 18) R. H. Priest, D. J. Beauchamp, and E. G. Ellison, *Damage During Creep-Fatigue*, in *Advances in Life Prediction Methods (ASME Conference)*, Albany, ASME, 1983, pp. 115-122.
- 19) British Energy, *Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures*, R5 Issue 3, Gloucester, 2003.
- 20) <http://www.mscsoftware.com/>.
- 21) 小林, 福田, 朝田, テーパ付き圧力容器ノズルの熱応力解析, 第35回高温強度シンポジウム前刷集, 日本材料学会, 1997, pp.6-10.
- 22) K. Iida, Y. Asada, K. Okabayashi and T. Nagata, *Simplified Analysis and Design for Elevated Temperature Components of Monju*, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 98, 1987, pp. 305-317.
- 23) K. Nakamura and J. T. Boyle, *Approximate Methods for the Estimation of Elastic Follow-up in High Temperature Piping Systems*, *Proceedings of International Conference on Creep 1986*, 1986, Tokyo, pp. 501-507.
- 24) J. W. Hutchinson, *Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material*, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp. 13-31.
- 25) J. Rice and G. F. Rosengren, *Plane Strain Deformation Near a Crack Tip*, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp. 1-12.
- 26) H. Neuber, *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law*, *Transactions of ASME, Series E, Journal of Applied Mechanics*, Vol. 28, No. 4, 1961, pp. 544-550.
- 27) 三木, 総説 弾塑性領域における応力集中, *材料*, Vol. 33, No. 373, 1984, pp. 1241-1249.

- 28) 佐近, 各種負荷条件下での切欠部の非弾性応力・ひずみ集中の推定法, 第33回高温強度シンポジウム前刷集, 日本材料学会, 1995, pp109-113.
- 29) 佐近, 金子, 変位制御負荷条件下の $J$ 積分簡易推定法, 第26回高温強度シンポジウム前刷集, 日本材料学会, 1988, pp. 84-88.
- 30) R. A. Ainsworth, M. B. Ruggles and Y. Takahashi, Flaw Assessment Procedure for High-Temperature Reactor Components, Transactions of ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 144, 1992, pp. 166-170.
- 31) G. R. Irwin, Plastic Zone Near a Crack and Fracture toughness, Proceedings of 7th Sagamore Ordinance Material Research Conference, Report No. MeTE 661-661/F, Syracuse University Research Institute, 1960, p. IV-63.
- 32) 藤岡, 高橋, クリープ疲労き裂進展簡易評価法の開発—Neuber則に基づく非弾性 $J$ 積分簡易評価法の提案, 電中研研究報告, T93050, 1994.
- 33) <http://www.abaqus.com/>.
- 34) C. Shih, B. Moran and K. Nakamura, Energy Release Rate along a Three-dimensional Crack Front in a Thermally Stressed Body, International Journal of Fracture, Vol. 30, 1986, pp. 79-102.
- 35) C. B. Buchalet and W. H. Bamford, Stress Intensity Factor Solutions for Continuous Surface Flaws in Reactor Pressure Vessels, Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, ASTM, 1976, pp. 385-402.
- 36) T. K. Hellen and W. S. Blackburn, Non-linear Fracture Mechanics and Finite Elements, Engineering Computations, Vol. 4, No. 1, 1987, pp.2-14.
- 37) 動力炉・核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等, PNC TN241 84-10, 1984.
- 38) ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III - Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Subsection NH - Class 1 Components Elevated Temperature Services, 2004.
- 39) 日本原子力発電 (株), 高速増殖実証炉高温構造設計方針 (案), 1999.
- 40) M. Kobayashi, N. Ohno and T. Igari, Ratchetting Characteristics of 316FR Steel at High Temperature, Part II: Analysis of Thermal Ratchetting Induced by Spatial Variation of Temperature, International Journal of Plasticity, Vol. 14, No. 4-5, 1998,

pp. 373-390.

- 41) J. Bree, Elastic-plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Cyclic Thermal Stresses, *Journal of Strain Analysis, Applied Solid Mechanics Conference (3rd)*, Guildford, 1989, pp. 322-335.
- 42) A. Okamoto, Y. Ohtake and N. Yamashita, Evaluation Criteria for Alternating Loads Based on Partial Inelastic Analyses, *Pressure Vessel and Piping Codes and Standards – 2002*, PVP-Vol. 439, ASME2002, PVP2002-1222, pp. 57-62.

## 第6章 結論

以上，発電用高温圧力機器を対象として，解析設計に基づく設計規格類が必要とする各種の構造健全性の評価法，およびき裂状損傷を有する機器の余寿命評価の上で重要となる破壊力学パラメータの評価法として，無次元化構造応答パラメータに基づく簡易構造健全性評価法の開発について述べた．以下，本論文全体を通じて得られた知見をまとめて結論とする．

### (1) 設計規格における一次応力制限の解釈および高度化

既存設計規格類の一次応力制限が，非弾性変位/弾性変位の比を一意的に制限していることを，参照応力法に基づく近似理論によって考察した．これにより，例えば複数の荷重を受ける場合は，「その荷重の実際の挙動とは無関係に比例的に扱う極限解析」に基づき定めた許容荷重が，現行の弾性解析ルートの評価法と力学的意味の上で整合することが説明可能となった．また，応力分類法による基準応力と極限解析に基づく参照応力が等価であることを示した上で，参照応力法がベースとする弾塑性変位/弾性変位の近似式に基づき，加工硬化を伴う現実的な弾塑性応力-ひずみ関係を用いた弾塑性解析によって，既存の応力分類法や極限解析法と整合する許容荷重評価を行い得る「弾性勾配減少法」を新たに提案した．弾性勾配減少法は既存のASME Section IIIの二倍勾配法に類似しつつ，二倍勾配法が持つ極限解析法との不整合を解消し得る．これらの提案法の有効性は，平滑円筒およびベローズ型構造の弾塑性解析で具体的に示した．これにより，応力分類法を必須としない一次応力制限の力学的意味を明確化した．

### (2) 荷重制御下での非弾性 $J$ 積分の簡易評価法

上記の一次応力制限と同じ考え方にに基づき，複数荷重を受けるき裂入り構造に対する参照応力は，荷重の実際の性質とは無関係に比例的に取扱った極限解析に基づき定めるべきことを述べた．また，応力分類法等の簡便な極限荷重・

参照応力の評価式の精度を向上させる「実断面応力補正係数」を提案した。この実断面応力補正係数は、弾完全塑性体を仮定した極限解析で一意的に定められ、荷重の大きさや構造物の寸法によらずに再利用可能である。また、Kimが提案した「極限荷重補正係数」を導入し、全面塑性状態における収束値として一意的に定められることを確認した上で、二直線近似則などの他の構成式や応力指数が異なる場合に対しては、代用的に大きめの応力指数に対する係数で代用して精度向上が図れる見通しを、軸力と内圧を受けるき裂入り円筒の弾塑性解析によって示した。

### (3) クリープ $J$ 積分評価における小規模クリープの取扱い

定常クリープ状態に達する以前のクリープ $J$ 積分が高い状態、すなわち小規模クリープ状態の評価法として、「応力緩和先行時間」の評価法を、塑性とクリープに対する応力指数の任意の組合せに対して初めて提案し、その妥当性を、軸力保持を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析で示した。

### (4) 変位制御下でのピークひずみ・ピーク応力評価法

変位制御下では「弾性追従係数」が定常クリープ状態で一定になる性質について、従来からよく引用される変位保持を受ける変断面棒のクリープ変形に関する解析解に加えて、さらに一般的な任意形状の弾性クリープ体における弾性追従係数が準定常クリープ状態で一定値に収束することを、Kimの極限荷重補正係数を用いた参照応力法に基づき、初めて解析的に示した。この証明とHoffの類似に基づき、全面塑性状態における収束値として、弾塑性解析によって一意的に弾性追従係数を定め、同一応力指数の準定常クリープ状態に対しても共通的に適用する手法を提案した。また、切欠きを有する弾性クリープ体におけるピーク応力に対する応力緩和軌跡が、保持開始直後の応力再配分過程ではNeuber則で表現される双曲線を、十分に長い時間が経過した後の準定常クリープ状態では弾性追従係数で勾配が決定される直線を辿る性質を持つことを予想し、その妥当性を、変位保持を受ける環状切欠き付き丸棒の弾性クリープ解析

によって確認した。また、同一形状の弾塑性解析から得られた全面塑性状態における弾性追従係数の収束値を用いて、弾塑性体のピークひずみおよび同一応力指数を有する弾性クリープ体におけるピーク応力の緩和挙動の簡易評価が可能であることを、同じく環状切欠き付き丸棒の弾塑性および弾性クリープ解析によって確認した。

本手法は応力分類法を必須とせず、応力集中部のピークひずみおよびピーク応力の評価に直接適用できるため、形状一般性を有する。

#### (5) 変位制御荷重を受けるき裂入り構造への参照応力法の適用

変位制御荷重問題でも、荷重反力を外力とみなして参照応力を定義することで、荷重制御問題の場合と同様な非弾性 $J$ 積分の簡易評価が可能であることは以前から知られていたが、これまで未解決であった（弾性解析から弾塑性状態における荷重反力を推定するための）参照応力に対する弾性追従係数の決定法を、弾性クリープと弾塑性との類似性に基づく理論的考察から初めて明確化した。また、その弾性追従係数が全面塑性状態で一定値に収束し、一意的に決定できることを引張または曲げを生じる強制変位を受けるき裂入り平板の弾塑性解析で確認した。さらに、双曲線状の応力緩和軌跡を仮定せずに弾性追従係数の収束値を荷重の大きさによらずに使用することで、弾性解析から弾塑性状態での荷重反力が簡便かつ精度よく推定できること、これにより弾性解析から非弾性 $J$ 積分が簡便に評価できることを示した。また、第3章で提案した実断面応力補正係数、Kimが提案した極限荷重補正係数が、変位制御下でも同様に使用でき、参照応力法の精度を向上させることを確認した。

#### (6) 熱応力下でのピークひずみ範囲・ピーク応力評価法

熱応力下でのクリープ疲労損傷評価のベースとなるピークひずみ範囲およびピーク応力の緩和履歴の評価法を検討した。変位制御問題と同様に、熱応力下でもべき乗非弾性ひずみ則に従う構造のピークひずみ範囲・ピーク応力が全面塑性状態または準定常クリープ状態において弾性追従係数で表現される直線型

の応力緩和軌跡を辿ることを示した。ただし、非線形温度分布を受ける平滑円筒など双曲線型の軌跡が不明確になる場合があることから、(安全側に)全体を直線型とする応力緩和軌跡を仮定する手法を用いることとした。また、応力指数が大きいほど、荷重が大きいほど弾性追従係数が大きくなる性質を利用し、熱荷重の上限が想定可能な場合は弾完全塑性解析から弾性追従係数を決定する方法が安全側に適用できる見通しを示した。

弾塑性体における弾性追従係数が(変位制御問題と同様に)全面塑性状態で一定値に収束すること、得られた弾性追従係数の収束値を熱荷重の大きさによらずに用いて(双曲線型の応力緩和軌跡を仮定せず)、非線形板厚方向温度勾配を受ける平滑円筒や軸方向温度勾配を受けるテーパ付き円筒におけるピークひずみの簡易評価に極めて良好な精度で適用可能であることを示した。また、熱荷重の上限を想定した弾完全塑性解析から決定される安全側の弾性追従係数を用いた場合でも、若干の安全側評価にはなるものの、これらの形状におけるピークひずみ、および軸方向温度勾配の保持を受けるテーパ付き円筒におけるピーク応力の緩和挙動が良好な精度で簡便に評価されることを示した。

#### (7) 参照応力法に基づく熱応力下での弾塑性J積分評価法

応力分類法に基づく基準応力と参照応力との等価性に基づき、熱応力を受けるき裂入り構造に対する参照応力法を理論的に矛盾なく適用可能な手法を構築した。また、Ramberg-Osgood則を仮定した解析において熱荷重を増大させることで、弾性追従係数および極限荷重補正係数が(変位制御と同様に)全面塑性状態における収束値として一意的に定められることを示した。本手法の妥当性は、熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性解析で確認した。ただし、この手法は応力分類を必要とするため形状に対する一般性を欠く。

#### (8) Neuber法に基づく熱応力下での非弾性J積分評価法

英国き裂状損傷評価手順書R6に採用されているNeuber法について、その弾塑性J積分評価に対する有効性を、熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性解析で



確認した。Neuber法は応力分類法を要しないため形状に対する一般性を持つ見通しがある。この上で、弾塑性 $J$ 積分評価に対するNeuber法と同様な式を修正し、熱応力下での準定常クリープ $J$ 積分評価法として初めて提案し、その妥当性を、熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析によって示した。これにより、弾性解析から求まる構造応答パラメータである「無次元化応力拡大係数」の利用価値を高めた。

#### (9) 熱応力下クリープ $J$ 積分評価における小規模クリープの取扱い

第3章において荷重制御に対して提案した小規模クリープ下でのクリープ $J$ 積分評価式を、熱応力問題に適用可能となるよう修正し、その有効性を、熱応力を受けるき裂入り円筒の弾塑性クリープ解析で初めて示した。

#### (10) 相対弾性核寸法に基づく累積ひずみ評価法

既存設計規格類に採用される累積ひずみ評価法の意味を考察し、現行手法と整合し、かつ応力またはひずみの線形近似処理を要さない評価法を提案した。まず、高速炉設計規格類に採用される板厚平均主ひずみの制限をそのまま表面主ひずみに適用すれば安全側になることを確認し、次に弾性解析・応力分類法ルートに基づくBreeの線図に対して一次応力パラメータを極限解析から、二次応力パラメータを板厚方向10%内部に入った点における弾性応力範囲から決定可能とする手法を示した。本手法の提案により、弾性解析ルートに基づく累積ひずみ評価における応力分類の必要性を排除した。

さらに、弾完全塑性解析の結果に対して、既存高速炉設計規格類と同等な累積ひずみの制限に帰結する「相対弾性核寸法」に基づく評価法を初めて提案した。提案法の妥当性は、一定内圧と繰返し熱応力を受け、Bree型ラチェットを生じる平滑円筒の弾塑性解析で確認した。

以上により、解析設計に基づく設計規格類における各種の制限、および余寿命評価で用いられる非弾性 $J$ 積分の評価に対して、必要とされる領域をほぼ網

羅する簡易構造健全性評価法を開発した。

本論文で提案した各種の簡易構造健全性評価法は、高速増殖原型炉設計方針をはじめとする既存設計規格類や、英国の高温構造健全性評価手順書R5をはじめとする各種の余寿命評価基準類と力学的考え方の上で整合するよう開発しているため、本質的な修正を行わずとも、これらの規格・基準類に導入可能であり、既存規格・基準類が持つ「形状に対する一般性の欠如」および「き裂状損傷評価における二次応力の取扱方法の不明確さ」などの問題点の解決を図り、これらの適用対象の拡大に資するものと期待される。今後は、軽水炉、高速増殖炉等の発電用原子力機器の設計規格類の高度化や、700°C超級超々臨界圧ボイラーなどより厳しい環境下で使用される火力発電機器への解析設計の導入、および各種の発電用高温圧力機器の解析的余寿命評価の標準化にあたって本研究で得られた知見が反映可能と考えている。

## <謝辞>

本論文は、筆者が火力・原子力発電機器の構造設計および余寿命評価に関連して約20年に渡って従事してきた各種の研究課題を通じて得られた知見のうち、一般的・共通的なものを体系化して述べたものである。従って本論文の内容には、所内外の幅広い分野の多くの方々から頂いた貴重な指導、助言、協力が反映されている。論文を結ぶにあたり支援頂いた皆様に深く謝意を示す。

特に、渡邊勝彦先生（東京大学生産技術研究所教授）には、塑性学、非弾性破壊力学の厳密な考え方をはじめとして本論文の全体に渡って詳細に指導頂いた。本研究が基調とする簡易法体系化の契機は、故朝田泰英先生（東京大学名誉教授、元当所研究顧問）より、高速増殖炉高温構造設計に関連して示唆を受けた発電用設備規格の機能性化、選択肢拡大の方向性に端を発している。大谷隆一先生（京都大学名誉教授、元当所研究顧問）からは、ボイラー管クリープ破断評価法をはじめとして高温強度全般について詳細な指導を受けるとともに、本論文のベースとなった電中研研究報告2編のとりまとめにあたって指導を受けた。本論文のとりまとめにあたっては、渡邊先生をはじめ酒井信介先生（東京大学大学院教授）、都井裕先生（東京大学生産技術研究所教授）、吉川暢宏先生（同研究所教授）および梅野宜崇先生（同研究所准教授）の指導を受けた。

本論文中に示した、非弾性破壊力学の簡易評価法および基準化の考え方については、筆者が1992年から1993年に渡り滞在した英国British Energy, plc社のRobert A. Ainsworth博士からR5, R6の詳細な背景説明とともに受けた指導が基盤となっている。構造設計法および設計規格体系については、1995年から1998年に渡って出向した日本原子力発電（株）において、植田正弘グループマネジャー（日本原子力発電（株）発電管理室）の指導の下で、堂崎浩二グループマネジャー（同社同室）と共同で取組んだ高速増殖実証炉高温構造設計方針の開発研究の経験が基盤となっている。また、主に高速増殖実証炉の開発研究を通じて交流のあった重電機器製造企業各社の方々からは構造設計の実際的な技術慣行を多く学んだ。

構造設計と余寿命評価，原子力機器と火力機器など，適用先を変えながらの本研究の継続は，青木満フェロー（東京電力（株）），香川裕之チーフ・リサーチャー（関西電力（株）電力技術研究所）をはじめとする電力会社各社の方々の指導と協力に負うところが大きい．研究機関では特に，笠原直人グループリーダー（次世代原子力システム研究開発部門），浅山泰グループリーダー（同部門）をはじめとする（独）日本原子力研究開発機構の方々から，基準化に関する豊富な背景知識に基づく貴重な討議を頻繁に頂いてきている．

（財）電力中央研究所所内では，筆者が破壊力学の初学者であった頃より，新田明人所長（材料科学研究所）から非弾性破壊力学の実験的側面を，高橋由紀夫上席研究員（同所構造材料評価領域）からは解析的側面を初歩から指導頂いた．新田所長および高橋上席研究員からはさらに，簡易法開発を中心とした研究従事の契機と，関連研究の本場である英国で学ぶ機会を頂いた．緒方隆志領域リーダー（同所同領域）からは，高速炉機器から火力発電機器への本研究の適用展開にあたり配慮を受けた．三浦直樹上席研究員（同所同領域）は，延性破壊評価に関する英国法の理解者の一人であり，継続的に協力頂いている．

2002年4月からは横須賀研究所（当時）に異動し，三巻利夫副所長（エネルギー技術研究所）および高橋毅副所長（知財センター）から，それまでの経験をボイラー蒸発管およびガスタービン動静翼，すなわち燃焼・冷却を伴う火力発電機器の保守合理化に反映するため，研究の継続と新たな展開の機会を頂いた．現在の研究活動にあたっては，阿部俊夫所長（エネルギー技術研究所）から，研究に取り組む姿勢を含めて常時，暖かい激励と配慮を頂いている．

こうしてこれまでの研究活動を俯瞰すると，筆者が東京大学大学院在学中に中桐滋先生（東京大学名誉教授）より示唆を受けた「有限要素法そのものよりも有限要素法の付加価値を高める研究の重要性」が影響し続けていたように思われる．高温強度とのかかわりは東京大学工学部在学中，朝田先生の指導の下で取組んだ伝熱管材料の真空中クリープ疲労試験に始まり，以来ほぼ一貫して発電用高温機器を研究対象にしてきている．研究成果のとりまとめまでに長期間を費やしたことを恥じるとともにあらためて両先生に感謝する．

このほか取引先企業の方々および上司，同僚，部下等，支援頂いた全ての皆様の紹介は割愛させて頂くが，筆者の謝意を汲んで頂きたい。



## <関係外部発表一覧>

### 全体

- \*1) 藤岡, 高温圧力機器に対する「解析による設計」のためのSeamless & Multi-levelな規格体系で用いる評価法群の提案, 電中研研究報告, W02009, 2003.
- \*2) 藤岡, クリープ疲労荷重下におけるき裂状損傷評価のためのSeamless & Multi-levelな簡易評価法群の提案, 電中研研究報告, W02019, 2003.
- 3) 藤岡, クリープ疲労き裂伝ぱ評価の階層的簡易評価法体系, 第11回破壊力学シンポジウム, 日本材料学会, 大津, 2003, pp. 97-102.
- \*4) 藤岡, 無次元化構造応答パラメータに基づく発電用高温圧力機器の簡易構造健全性評価法の開発, 電中研総合報告, M03, 2007.

### 第3章

- \*5) 藤岡, 三浦, 鹿島, 宮崎, 菅野, 石渡, 後藤, き裂を有する国産炭素鋼溶接継手配管の動的破壊強度の評価, 電中研研究報告, T94036, 1995.
- 6) 藤岡, R. A. Ainsworth, 非定常クリープ状態におけるき裂進展パラメータの簡易評価法, 平成11年度材料力学部門講演会講演論文集, JSME No. 99-16, 日本機械学会, 京都, 1999, pp. 133-134.
- 7) 藤岡, 構造強度を特徴づける極限荷重の意味とその評価方法, 日本機械学会 2000年年次大会講演論文集(I), No. 00-1, 日本機械学会, 名古屋, 2000, pp. 853-854.
- \*8) T. Fujioka and R. A. Ainsworth, A Simplified Estimation Method of a Crack Propagation Parameter in Non-Steady State Creep, ASME/PVP2000, ASME, Seattle, 2000, pp. 75-81.
- \*9) T. Fujioka, Suggestions on Performance of Finite Element Limit Analysis for Eliminating the Necessity of Stress Classification in Design and Defect Assessment, The 9th International Conference on Nuclear Engineering, Paper #369,

ASME/FNES/JSME, Nice, 2001.

- 10) T. Fujioka, Study on the Use of Limit Analysis with FEM for the Improvement of Design and Defect Assessment, Proceedings of the 8th Japanese-German Joint Seminar on Structural Integrity and NDE in Power Engineering, TENPES, Tokyo, 2001, pp. 127-134.
- 11) 藤岡, 構造健全性評価における有限要素極限解析の活用, 2001年度年次大会講演論文集, Vol. I, No. 01-1, 日本機械学会, 福井, 2001, pp. 407-408.
- 12) 藤岡, 非弾性破壊力学解析のためのWeb分散型構造応答パラメータのデータベース共有の提案, 第14回計算力学講演会, JSME No. 01-10, 日本機械学会, 札幌, 2001, pp. 355-356.

#### 第4章

- \*13) 藤岡, クリープ疲労き裂伝ば簡易評価法の開発ー変位制御荷重下での非弾性 $J$ 積分簡易評価法ー, 電中研研究報告, T99072, 2000.
- 14) 藤岡, 高温プラント機器における欠陥評価の方法および対応する応力解析の考え方, 日本材料学会通常総会講演会: 信頼性フォーラム (日本材料学会信頼性工学部門), 日本材料学会, 札幌, 2000, pp. 415-418.
- \*15) T. Fujioka, Simplified Estimation Method of Inelastic  $J$ -integral for Creep-Fatigue Crack Propagation Prediction in General Loading Conditions, Proceedings of CREEP7, JSME No. 01-201, JSME/IMechE/ASME, Tsukuba, 2001, pp. 365-370.
- 16) 藤岡, 変位制御荷重下でのCrMoV鍛鋼のクリープ疲労き裂伝ば試験, 日本機械学会2002年度年次大会講演論文集, Vol. 2002, No. 2, 日本機械学会, 東京, 2002, pp. 235-236.
- \*17) 藤岡, 参照応力法に基づく簡易非弾性 $J$ 積分評価法の変位制御荷重への適用方法, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 73, No.735, 2007, pp. 1259-1265.
- \*18) 藤岡, べき乗型非弾性ひずみ則に従う物体中における弾性追従挙動と変位制御荷重下ピークひずみ・ピーク応力緩和の簡易評価法, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 74, No. 738, 2008 (掲載予定).



## 第5章

- \*19) 藤岡, 高橋, クリープ疲労き裂進展簡易評価法の開発—Neuber則に基づく非弾性 $J$ 積分簡易評価法の提案, 電中研研究報告, T93050, 1994.
- 20) 藤岡, R. A. Ainsworth, 純粋熱応力下におけるクリープき裂進展パラメータの簡易評価法, 平成11年度材料力学部門講演会講演論文集, JSME No. 99-16, 日本機械学会, 京都, 1999, pp. 135-136.
- \*21) T. Fujioka and R. A. Ainsworth, A Simplified Estimation Method of a Creep Crack Propagation Parameter under Thermal Loading, ASME/PVP2000, ASME, Seattle, 2000, pp. 83-90.
- 22) 藤岡, 高温プラント機器における現実的な荷重条件下でのクリープ疲労き裂伝ば評価簡易法, 材料力学部門講演会M&M2001, 日本機械学会, 北見, 2001, pp. 453-454.
- 23) 藤岡, A. Netchaev, 橋本, 破壊力学データベースを用いる熱応力下非弾性 $J$ 積分簡易評価法の検討, 第15回計算力学講演会, JSME No. 02-02, 日本機械学会, 鹿児島, 2002, pp. 79-80.
- 24) 藤岡, 高温機器設計規格と非弾性解析の対応, 材料力学部門講演会M&M2002, JSME No. 02-05, 日本機械学会, 宇部, 2002, pp. 401-402.
- 25) 藤岡, 圧力機器設計規格における弾完全塑性FEMの活用, 第19回計算力学講演会, JSME No. 06-9, 日本機械学会, 名古屋, 2006, pp. 51-52.
- \*26) 藤岡, 応力およびひずみの線形近似を要さないBREE型ラチェット評価法, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 73, No. 733, 2007, pp.1045-1051.
- 27) 藤岡, 発電用高温圧力機器設計における構造解析結果の線形近似処理を要さない二次応力評価法, 第51回日本学術会議材料工学連合講演会, 日本材料学会, 京都, 2007, pp. 185-186.

\*印は全文査読付き