JNC TN9400 2003−102

クリープ疲労破損確率計算プログラム REAL−P Ver.1.0

（研 究 報 告）

2004年1月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

〒319-1184　茨城県那珂郡東海村村松４番地４９
核燃料サイクル開発機構
技術展開部　技術協力課
電話：029-282-1122（代表）
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

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

© 核燃料サイクル開発機構
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2004

Ⓝ

JNC TN9400 2003-102
2004年1月

クリープ疲労破損確率計算プログラム「REAL－P Ver.1.0」

(研 究 報 告)

加藤 猛彦*, 浅山 泰**

要旨

クリープ疲労破損確率計算プログラム「REAL-P Ver.1.0」（以下REAL-Pと称する）は、材料強度評価を行うREAL-A及びREAL-Dを含むMSS-REALシステムのプログラムの一つで、現在開発を進めているシステム化規格の体系の中で確率論の導入が必要になったことにより開発されたプログラムである。システム化規格は、高速炉の実用化に向けて従来の高温構造設計の規格・基準体系を大きく高度化し信頼性・安全性・経済性を同時に向上させることを狙った過去にないオリジナルな高温構造設計規格体系である。その骨格は、信頼性を評価する上で想定事象、材料、製作・据付、供用前検査、運転、維持等について、多様な技術選択肢を考慮した上で最適な組合せを求めることにより信頼性や安全性の高度化及び経済性を高めることにある。REAL-Pは、その規格体系の確率論的に評価する部分つまり機器の供用状態における破損確率を評価するプログラムで、多様な技術選択肢を確率論的に組み入れクリープ疲労におけるき裂の発生及び初期欠陥から進展し破損に至るまで両者を結合した確率を導出する。得られた結果は、システム化規格の体系化を構築する上で一つの指標として扱われる。また、システム化規格への応用だけでなく、機器の運転中に発生したき裂の進展挙動や、初期欠陥が存在しき裂が進展して破損する確率など、原子炉機器のトラブルの原因となるき裂（欠陥）の評価を行うこともできる。

本書は、REAL-Pの理論的な側面とプログラミング等の技術的仕様について解説したもので、特にモンテカルロ法をはじめ確率論的破壊力学（PFM）については本プログラムの根幹をなすもので詳細に記述した。

* 常陽産業株式会社
** 大洗工学センター 要素技術開発部 構造信頼性研究グループ

JNC TN9400 2003-102
January, 2004

Creep fatigue failure probability calculation program 「REAL-P Ver.1.0」

(Research Document)

Takehiko Kato[1] , Tai Asayama[2]

Abstract

Creep fatigue failure probability calculation program "REAL-P Ver.1.0" (REAL-P here after) is one of the programs of the MSS-REAL system containing REAL-A and REAL-D which perform material strength evaluation, and is developed due to the necessity of the incorporation of probability theory into the System Based Code, which is being developed, became necessary. The System Based Code is an original structure of codes for elevated temperature design that aims at the commercialization of fast breeder reactors by fundamentally improving existing codes. The main point of the System Based Code is raising reliability, safety and economical efficiency at the same time by searching for the optimal combination of various technical choices such as assumptions of loading conditions, material, manufacture ,installation, inspection before operation, operation and maintenance. REAL-P is a program which evaluates the failure probability of components in service conditions, considering various technical choices that are incorporated in probability theory. The obtained result is treated as an index in the systematization of System Based Code. Moreover, besides the application to the System Based Code, REAL-P can also evaluate the probability of crack (defect) initiation and propagation during service and the probability of propagation of pre-existing defects which lead to troubles of nuclear reactor apparatus.

This report describes both the theoretical side and technical specifications including programming of REAL-P. Particularly, probabilistic fracture mechanics and related techniques such as the Monte Carlo method are explained in detail.

[1] Joyo Industries,Co.Ltd
[2] Structural Mechanics Group,Advanced Technology Division,Oarai Engineering Center

目次

はじめに.....1
1． REAL-P の概要.....2
1－1 概要.....2
1－2 開発環境.....2
2． 理論とプログラミング.....6
2－1 モンテカルロ法.....6
2－1－1 乱数発生方法.....6
2－1－2 確率分布関数に従った乱数の発生方法.....8
2－1－3 直接サンプリングと層別サンプリング.....9
2－2 き裂発生確率計算.....16
2－2－1 き裂発生計算方法.....16
2—2－2 確率計算手法.....17
2－3 き裂進展破損確率計算.....22
2－3－1 簡易き裂進展評価法について.....22
2－3－2 PSI 及び ISI について.....34
2－3－3 不安定破壊評価.....37
2－3－4 確率計算手法.....37
2－4 破損確率計算.....43
2－4－1 破損確率について.....43
2－4－2 発生頻度が少ない領域の扱い.....44
2－4－3 き裂発生＋進展確率の計算方法.....44
3． REAL-P の適用範囲.....52
3－1 外部データ.....52
3－2 適用限界.....53
3－3 計算結果.....54
4． REAL-P の検証.....57
4－1 解析条件.....57
4－2 JNC 法と電中研法の結果比較.....58
4－3 JNC 法と電中研法の使用上の注意.....59
5． 今後の展開.....64
謝辞.....65
参考文献.....66
付録 A 材料特性式一覧.....67
付録 B REAL-P FORTRAN ソース一覧（CD-ROM）.....139

はじめに

近年、プラント機器健全性評価への確率論の適用が徐々にではあるが広まってきている。特に、リスクや安全性を評価するPSA（確率論的安全評価）は原子力分野においても広く反映されつつある。一方、原子力プラントの構造設計や維持の面では、まだ確率論的な手法を組み入れるまでに至っておらず決定論的な強度計算で完結する構造設計が支配的である。このため現在このような既存の概念や評価法にとらわれることなく、信頼性や安全性を向上させ経済性を高めるため新たな構造設計の規格体系「システム化規格」の開発に既に着手している。その要素技術として、信頼性評価技術、リスク評価技術、確率論的評価技術などの開発が必要とされている。REAL-P は、それらの要求に応えるために開発されたプログラムである。

REAL-P は、FORTRAN で作成された単一モジュールのプログラムである。確率論や数値計算手法等の理論に基づき、作成したオリジナルプログラムである。本報は、REAL-P の根幹となるモンテカルロ法や、き裂進展簡易評価法を用いた確率論的破壊力学などの理論的な解説とプログラミングについて記述したものである。確率論的破壊力学評価法については、既に開発された決定論的評価法をベースに新たに開発したもので、ブラックボックスではなくユーザーがその中身を理解できるように詳しく記述した。今後、この分野への興味を持たれた方に少しでも役に立てれば幸いである。

1．REAL-Pの概要

1－1 概要

REAL-Pは、原子力機器においてき裂が発生しそのき裂が進展し破損に至る確率と製作時から存在する初期欠陥が進展し破損に至る確率を総合した破損確率の評価を行う。その過程では、多くの技術要素をモデル化し組み入れることが可能となっている。計算方法は、決定論的な計算をベースとして、直接及び層別サンプリングによるモンテカルロ法による確率論的な手法で解いていく。具体的には、以下に示す3つの機能より構成されている（図 1-1-1 参照）。なお、REAL-Pは、材料強度評価を行うREAL-A&Dと同じファミリィであるMSS-REALシステム[1]に属している。

（1）クリープ疲労き裂発生確率計算

疲労損傷及びクリープ損傷と破損クライテリア（キャンベル線図）によりクリープ疲労寿命の計算を行う。決定論的な計算と共に、温度、ひずみ範囲、降伏応力（αy）、初期応力、疲労寿命、クリープ特性（αR、αc）を確率変数として、直接サンプルによるモンテカルロ法及び1次元の層別サンプルによるモンテカルロ法を行うことができる。モンテカルロ法で得られた結果は、（3）クリープ疲労破損確率の入力条件になる。

（2）クリープ疲労き裂進展解析（初期欠陥有りき裂進展解析も含む）

簡易き裂進展評価法によるクリープ疲労の決定論的なき裂進展解析と確率論的破壊力学による破損確率の計算を行う。簡易き裂進展評価法は、JNC法[3]と電中研法[4]より選択できる。REAL-Pで扱うき裂形状モデルは、表 1-1-1 に示す通りである。温度、負荷荷重、降伏応力、き裂深さ、アスペクト比、き裂進展速度等を確率変数とする。き裂深さ及びアスペクト比は、2次元の層別サンプリングの対象となる確率変数で個々に1次元の層別サンプリングによる破損確率を計算することも可能である。また、確率変数を任意に選択し直接サンプリングでき裂進展破損確率を算出することも可能である。さらに、き裂進展簡易評価法では、供用前検査PSI及び供用中の検査ISIを考慮できる。ここで計算された結果は、（3）クリープ疲労破損確率の入力条件になる。

（3）クリープ疲労破損確率計算

（1）のき裂発生確率計算で得られた発生確率及び（2）の確率論的破壊力学で得られた破損確率を基に、き裂が発生し進展後破損に至る確率と初期欠陥が存在しその欠陥が進展し破損に至る確率の両者を総合的に評価した破損確率を算出する。

1－2 開発環境

REAL-Pは、以下の環境で開発した。開発には約6ヶ月要した。

言語	: FORTRAN
コンパイラー	: Visual Fortran Ver.6.0
OS	: Windows2000
マシン	: Endeavor pro 800L
メモリ	: 512MB

表 1-1-1 易き裂進展評価法のき裂形状適用範囲

No	き裂モデル	JNC 法	電中研法
1	半楕円表面き裂平板	適用可	適用可
2	円筒の周方向断面半楕円内面表面き裂	適用可、配管のみ	適用可
3	円筒の周方向断面半楕円外面表面き裂	適用可、配管のみ	適用可
4	円筒の軸方向断面半楕円内面表面き裂	適用不可	適用可
5	円筒の軸方向断面半楕円外面表面き裂	適用不可	適用可
6	円筒の周方向断面内面全周き裂	適用可、配管のみ	適用可
7	円筒の周方向断面外面全周き裂	適用可、配管のみ	適用可

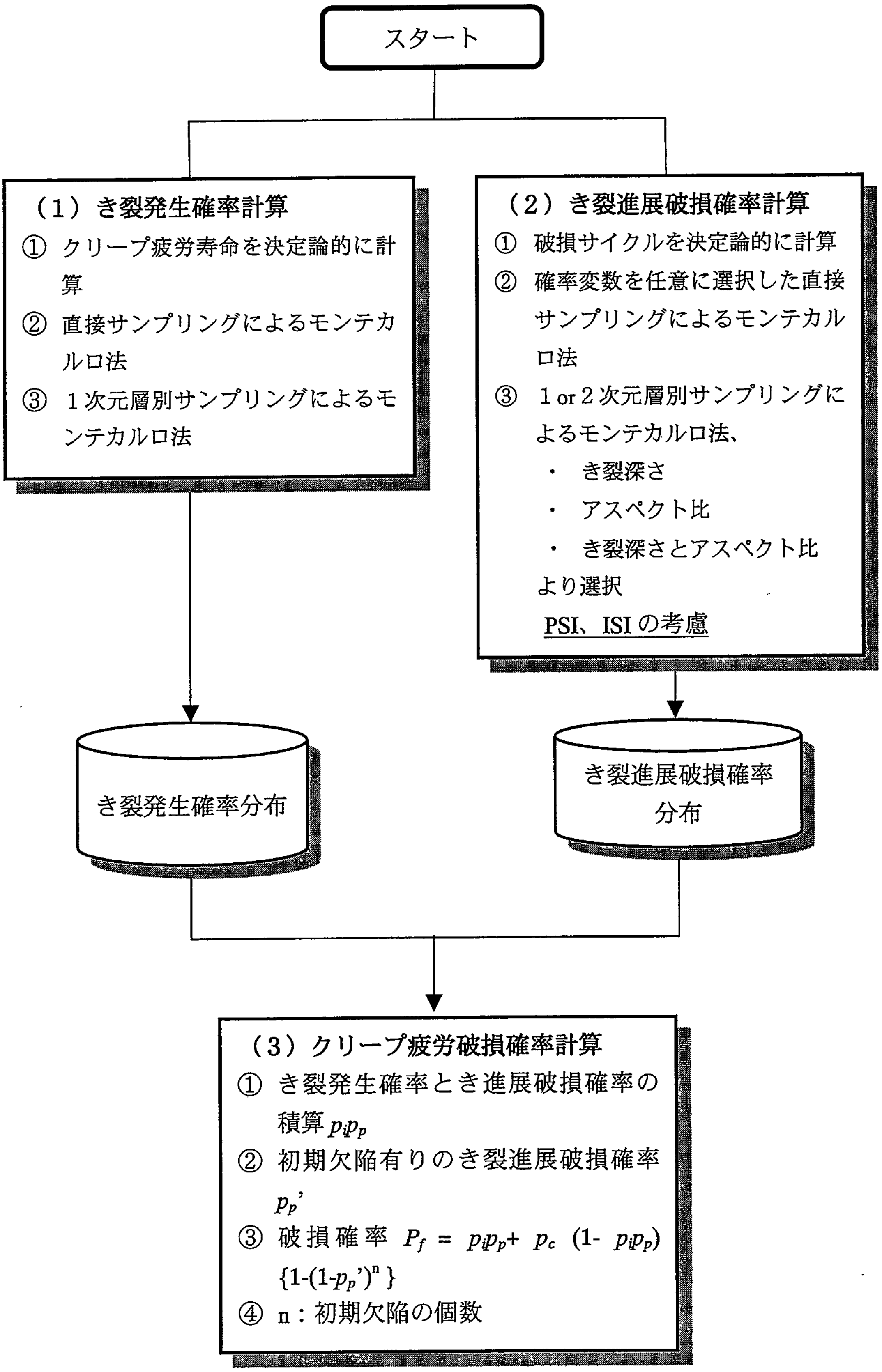


図 1-1-1 REAL-P 機能構成図

2．理論とプログラミング

2－1 モンテカルロ法

モンテカルロ法は、数値積分の分野から最先端の科学の分野で有効性が認められている。その有効性は、数値解析で解けない不確定な現象を確率論的な手法で定量的にシミュレーションするところにある。構造設計分野においてもモンテカルロ法は反映され、その代表的な手法として確率論的破壊力学（Probabilistic Fracture Mechanics）が上げられる。本章では、REAL-P で採用している乱数の発生方法と確率分布に沿った発生法を含め直接及び層別サンプリングによるモンテカルロ法の適用方法について述べる。

2－1－1 乱数発生方法

コンピュータで発生させる乱数は、擬似乱数であり本質的に数値計算で行うもので完全にランダムな数値を作成できない。しかしながら、ある程度規則性を持ったとしても実用上問題ならない程度におさまれば乱数として扱える。乱数の発生方法は、現在でも研究が進められており一つの分野として成り立っている。REAL-P では、古典的な乱数発生法から Visual Fortran 数値計算ライブラリィ IMSL からの呼び出し、現在広く利用されている Mersenne Twister 法の３つの手法より選択可能である。

乱数の基本的な発生方法は幾つかあるが、REAL-P では混合合同法[2]を用いている。周期は、使用するコンピュータが４バイト３２ビットとすれば最初の符号ビットを外せば最大で 2^{31}-1 となる。

基本形

　　Ij+1=a×Ij＋c　mod(b)

REAL-P では

　　a=32771

　　b=2^{31}-1= 2147483647

　　c= 1234567891

　　Ij+1＝MOD(a×Ij＋c,　b)

　　Ij は初期値、REAL-P では 123 としている。

　　a,b,c は全て４バイトの整数である。

これを、FORTRAN のコードを以下に示す。ここで、a×Ij＋c が周期を超える場合があるので組み込み関数 IAND を用いる。

「合同法」

```
FUNCTION RANDAM
IMPLICIT REAL *8 (A-H,O-Z)
INTEGER, PARAMETER :: a=32771, c=1234567891,mask=2147483647
```

```
      REAL (8), PARAMETER :: rn=2147483647.D0
      Common /INITIAL1/123        ←初期値（乱数の種
C
      ij=IAND(a*ij+c,mask)
      Randam1=ij/rn       ←[0,1]の一様乱数の生成
C
      RETURN
      END
```

リスト中の rn は、rn=1/2147483647 を表す。

REAL-P では、この他に Visual Fortran の IMSL ライブラリィより乱数発生関数の呼び出しと京都大学松本眞氏（総合人間学部数理基礎論講座）の開発による Mersenne Twister 法を実装している。

「IMSL ライブラリィ」

```
    USE NUMERICAL_LIBRARIES   ←IMSL ライブラリィの呼び出し宣言。メインで宣言し
                                ておけば、その後宣言する必要はない。
    CALL RNSET (1234567)      ←初期値（乱数の種）
          ・
          ・
    Randam = RNUNF()          ←[0,1]の一様乱数
          ・
          ・
```

周期は、2^{31}-1 である。

USE NUMERICAL_LIBRARIES を一度メインで宣言しておけば、数値計算ライブラリィ IMSL の資産を利用できる。処理内容は、前述の古典的な手法とほとんど変わらないと思われる。

「Mersenne Twister」

```
      Call sgrnd(1234567)   ←初期値（乱数の種）
          ・
          ・
      Randam = grnd()       ←[0,1]の一様乱数
          ・
          ・
```

周期は、非常に長く $2^{19937-1}$ である。また、前述の二つの乱数発生法に較べ高次元で均等分布を持つため広く利用されている。Mersenne Twister 法の詳しい情報は以下のホームページを参照されたい。

http://www.math.h.kyoto-u.ac.jp/~matumoto/

なお、サブルーチン sgrnd 及び grnd は付録ソース一覧に載せてある。

2－1－2 確率分布関数に従った乱数の発生方法

一様乱数[0、1]を基に確率分布関数に従った乱数を発生させるには、逆関数法が一般的である。REAL-P では、指数分布、ワイブル分布、正規分布、対数正規分布を用いることができる。ただし、逆関数が簡単に計算できない場合は、任意の統計分布を対象とした乱数発生法が提案されている。

① 指数分布

累積分布関数

$$F(x) = 1 - \exp(-\lambda x) \tag{2-1}$$

逆関数は、次式になる。$F(x)$は[0,1]の一様乱数。

$$x = -\frac{1}{\lambda}\log(1 - F(x)) \tag{2-2}$$

② ワイブル分布

累積分布関数

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\left(\tfrac{x-a}{b}\right)^c\right] \tag{2-3}$$

逆関数は次式になる。$F(x)$は[0,1]の一様乱数。c=1、a=0 とすれば指数分布。

$$x = b\log(1 - F(x))^{1/c} + a$$

例として、316FR 降伏応力のワイブル分布をモンテカルロ法で試算した結果を図 2-1-1 に示す。なお、パラメータ a=0.82、b=0.2、c=1.86 である。

③ 正規分布、対数正規分布

正規分布の逆関数は、前述の指数分布やワイブル分布のように容易に導出することはできない。ここでは、レイリー分布の応用から導出した比較的効率の良い Box-Muller 法による正規乱数発生法について紹介する。[0,1]の一様乱数ξ_1、ξ_2 2個を使って、

$$\eta_1 = \sqrt{-2\log\xi_1}\cos(2\pi\xi_2) \tag{2-4}$$

$$\eta_1 = \sqrt{-2\log\xi_1}\sin(2\pi\xi_2) \tag{2-5}$$

2個の独立な正規乱数を発生させる。

$$F(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma}\int_{-\infty}^{x}\exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right\}dx \qquad \text{累積分布関数} \tag{2-6}$$

$$F(x) = \phi\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right) \tag{2-7}$$

$$\eta = \frac{x-\mu}{\sigma} \tag{2-8}$$

ηはη_1若しくはη_2とする。よって

$$x = \mu + \eta\sigma \qquad (2\text{-}9)$$

対数正規分布は

$$x = \exp(\mu + \eta\sigma) \qquad (2\text{-}10)$$

ただし、μは対数平均、σは対数標準偏差
以上の①~3の分布以外であっても逆関数若しくはそれと同等な手法があれば確率分布に従った乱数を発生させることが可能である。
REAL-P では、分布関数に下限値及び上限値を設けその区間で乱数を発生させている。その方法は、確率の差を求め区間内でランダムに発生させるものである。

$$\lambda = \phi(\mathrm{Xmax}) - \phi(\mathrm{Xmin})$$
$$\phi(x) = \lambda[0,1] + \phi(\mathrm{Xmin})$$

次に逆関数をとれば分布関数に従った区間内の乱数を発生することができる。

$$\mathrm{X} = \phi(x)^{-1} \qquad (2\text{-}11)$$

$\phi(x)$は、累積確率分布関数。

2－1－3 直接サンプリングと層別サンプリング

1) 直接サンプリングによるモンテカルロ法

直接サンプリングによるモンテカルロ法は、モンテカルロ法の中では最もベーシックな手法である。REAL-P のき裂発生確率の算出方法を例にすると、温度、σy、ひずみ範囲、疲労寿命を確率変数としたクリープ疲労き裂発生サイクルをモンテカルロ法で解く場合を考える。その手順は、図 2-1-2 に示すように一つのサンプルについて４つの確率変数のそれぞれに乱数を発生させ確率分布関数よりランダムな４つの確定値が定める。これらの条件を基に、クリープ疲労サイクルを算出する。この計算を n 個のサンプルについて行い、その結果から平均値や標準偏差を導出し確率分布を得る。

ここで、しばしば問題になるのはサンプル数 n の影響である。n を非常に大きく設定すればバラツキは収束していくが、比例して計算時間が増大していく。図 2-1-3 は、前述のクリープ疲労き裂発生確率計算の条件で、サンプリング数に対する平均値と標準偏差を表したものである。サンプル数が 20000 個から収束していることが分かる。最低限のサンプル数は、個々の確率変数のバラツキの大きさによって変化するので、直接サンプリングを行う場合は予め収束するサンプリング数を求めておくべきである。

REAL-P では、き裂発生確率計算の他き裂進展破損確率計算においても，き裂深さやアスペクト比を確率変数として直接サンプリングによるモンテカルロ法で評価することができる。平均値μ及び標準偏差σは、一般的な統計処理で求める。

$$\mu = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i \tag{2-12}$$

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{n}(x_i - \mu)^2 /(n-1)} \tag{2-13}$$

2） 層別サンプリングによるモンテカルロ法

層別サンプリングによるモンテカルロ法は、数学的には定積分を求める数値計算と同等である。層別とは、確率分布関数を小区間に分割することを意味する（図 2-1-4 参照）。層別サンプリングによるモンテカルロ法は、生起確率が非常に小さい領域の確率を求める場合に有効である。例えば、10^{-8}以下の破損繰り返し数を直接サンプリングで求めようとした場合、最低でも 10^{8} 個以上のサンプル数が必要となるので効率が悪く問題によっては非常に時間を費やすことになる。簡単な例を図 2-1-5 に示す。直接サンプリングは低確率低サイクル領域の破損確率は未知であるが、層別サンプリングは１サイクルまで予測している。層別サンプリングは、低確率領域を細かく区分しサンプル数も直接サンプルに較べ非常に少なくして効率良く短時間で解を得ることができる。ただし、求めようとしている確率が高確率の場合、つまり直接サンプリングで予測可能な領域では層別サンプリングを用いるメリットはなく、目的に応じて使い分ける必要がある。

REAL-P では、き裂発生確率計算時は１次元、き裂進展破損確率計算ではき裂深さとアスペクト比について、それぞれ１次元および２次元の層別サンプリングを可能にしている。以下の説明は、簡単にするため一次元の層別サンプリングについて述べている。
統計学的に平均値μは次式で表される。

$$\mu = \int_{-\infty}^{\infty} g(x) f(x) dx \tag{2-14}$$

$g(x)$ ：標本値

$f(x)$ ：確率密度(生起確率)

上式の積分区間を$x=a_0$、$x=a_n$=して N 個の小区間 $I_j=(a_{j-1}, a_j)$（$j=1,\cdots N$）に分割すると平均値は次式で表される。

$$\mu = \sum_{j=1}^{N}\int_{a_{j-1}}^{a_j} g(x) f(x) dx \tag{2-15}$$

また、区間毎の確率は次式で表す。

$$p_j = \int_{a_{j-1}}^{a_j} f(x) dx \tag{2-16}$$

区間 Ij から f(x)に従う nj 個の乱数 $X_1^{(j)}$，$\cdots\cdots X_{nj}^{(j)}$ を生成し、区間毎の平均値の推定値 $\hat{\mu}_j$ を

$$\hat{\mu}_j = \frac{1}{n_j}\sum_{i=1}^{n_j} g(X_i^{(j)}) \qquad (j = 1,\cdots,\ N) \tag{2-17}$$

とする。これらの組合せは、平均値の推定値μとなる。

$$\mu = \sum_{j=1}^{N} P_j \hat{\mu}_j \tag{2-18}$$

分布が正規分布に従った場合、推定する分散は以下の通りである。

$$\sigma^2 = \sum_{j=1}^{N} P_j \sum_{i=1}^{n_j} (Xi - \mu)^2 / n_j \tag{2-19}$$

ここで、注意することは、精度を求めるとすれば、区間の数、区間幅、サンプル数を調整する必要があることや結果に大きく寄与する確率変数に対し層別サンプリングを行わないとバラツキが大きい変数に影響され安定した解を得られなくなることである。また、結果に影響する確率変数が多くある場合、精度を上げようとすれば複数の次元になり全ての区間の掛け合わせを考慮することになりサンプル数は膨大になる。さらに層別サンプリング以外の確率変数の数が多い場合、１セルの当たりに発生させるサンプリングの分布を安定させることが必要で、そのためには変数の分布特性に応じてサンプル数を多くする必要が生じてくる。従って、事前にセル分割数、１セル当たりのサンプル数、確率変数の上下限値の設定など十分検討しておくべきである。

次に、区間全体の確率について図 2-1-4 に示すとおり a0 及び an が有限であるため必然的に１より小さくなる。そこで、全体の確率が１になるように a0 から an の確率の逆数を各区間の確率に乗じて確率の総和が１になるようにかさ上げずする。

β min=F(a0)

β max=F(an)

F(a)：累積確率分布関数

各区間の確率は、次式になる。

$$P_j = \frac{1}{(\beta_{\max} - \beta_{\min})}\int_{a_{j-1}}^{a_j} f(x)dx \tag{2-20}$$

全体の確率は、次式で表す。

$$p = \frac{1}{(\beta_{\max} - \beta_{\min})}\sum_{j=1}^{N}\int_{a_{j-1}}^{a_j} f(x)dx \tag{2-21}$$

以上の記述は、層別の対象となる確率変数が１個の場合である。層別サンプリングの次元数は、層別の対象となる変数の数で次元数が多くなれば信頼度は増す。その反面、計算に要する時間は飛躍的に増大する。PFM では、き裂進展評価に大きく影響するき裂深さとアスペクト比の２個つまり２次元の層別サンプリングで行うことが一般的である。

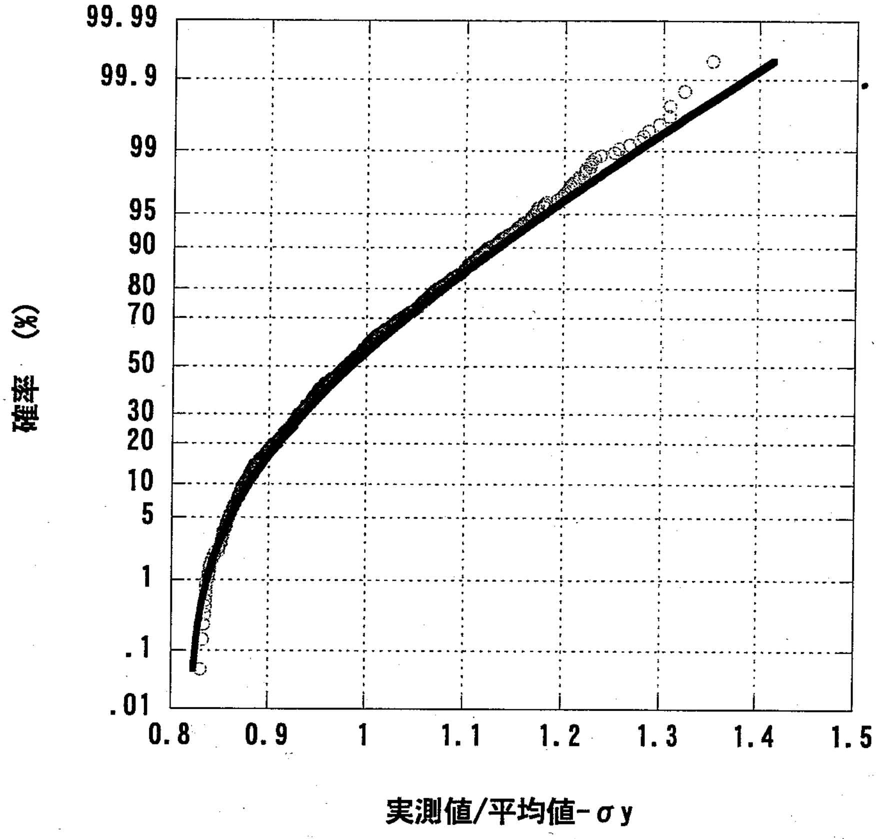


図 2-1-1 モンテカルロ法による 316FR 降伏応力のワイブル分布の試行結果

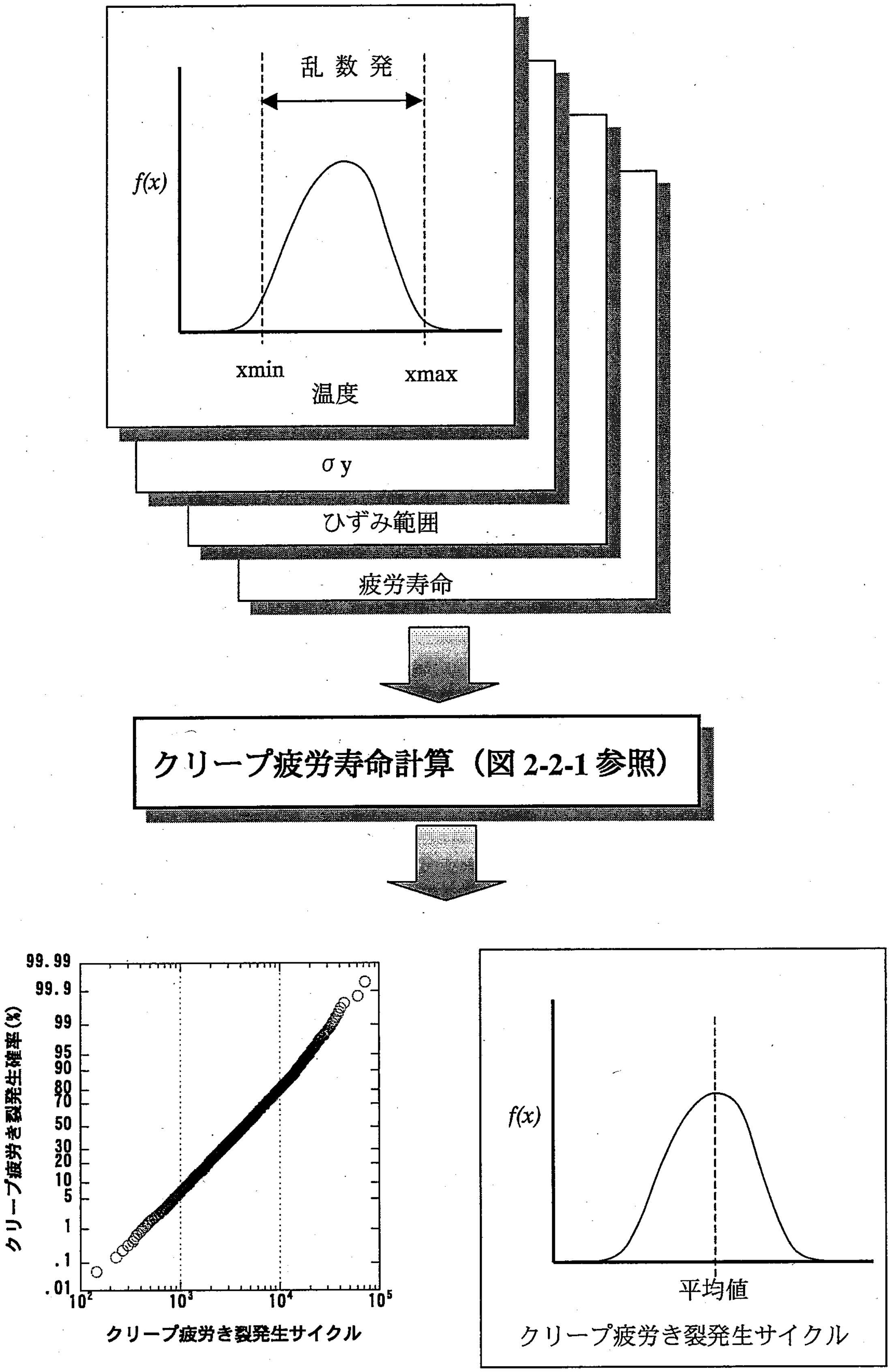


図 2-1-2 直接サンプリングによるモンテカルロ法の解析手順

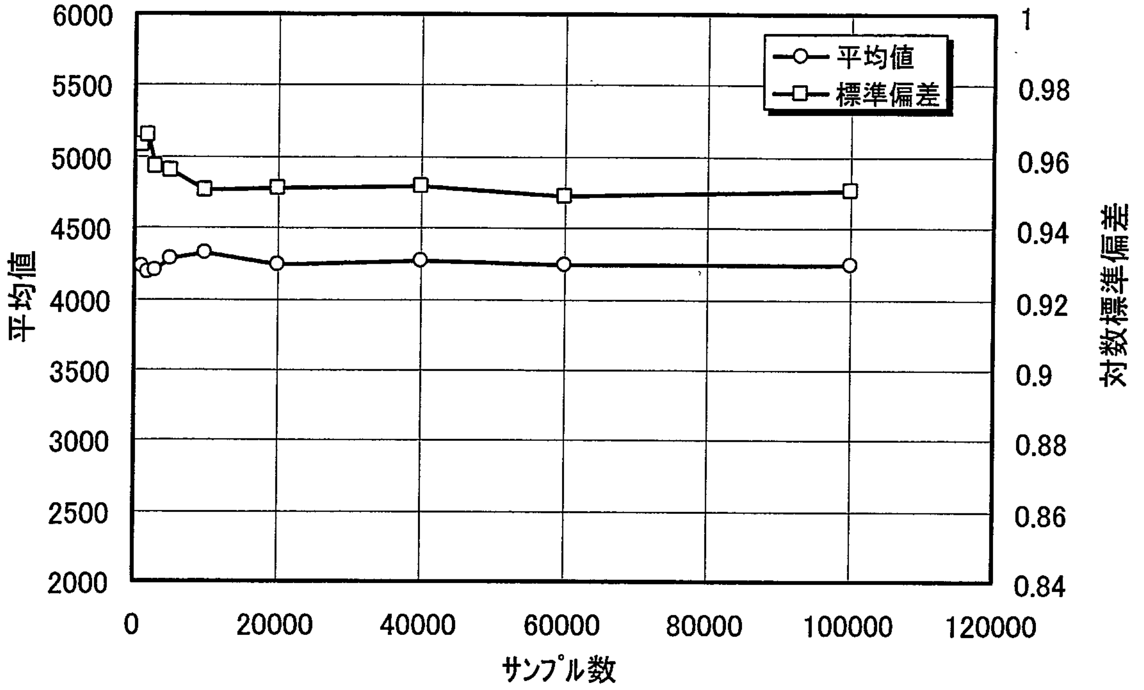


図 2-1-3 直接サンプリングによるモンテカルロ法の試行結果

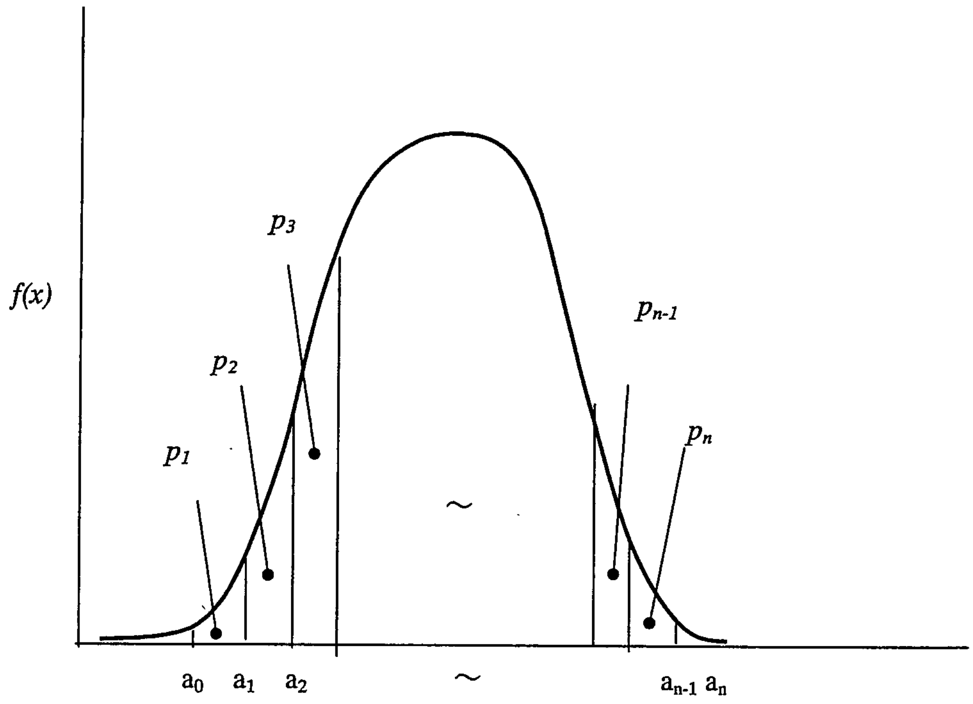


図 2-1-4 層別サンプリングの区間分け

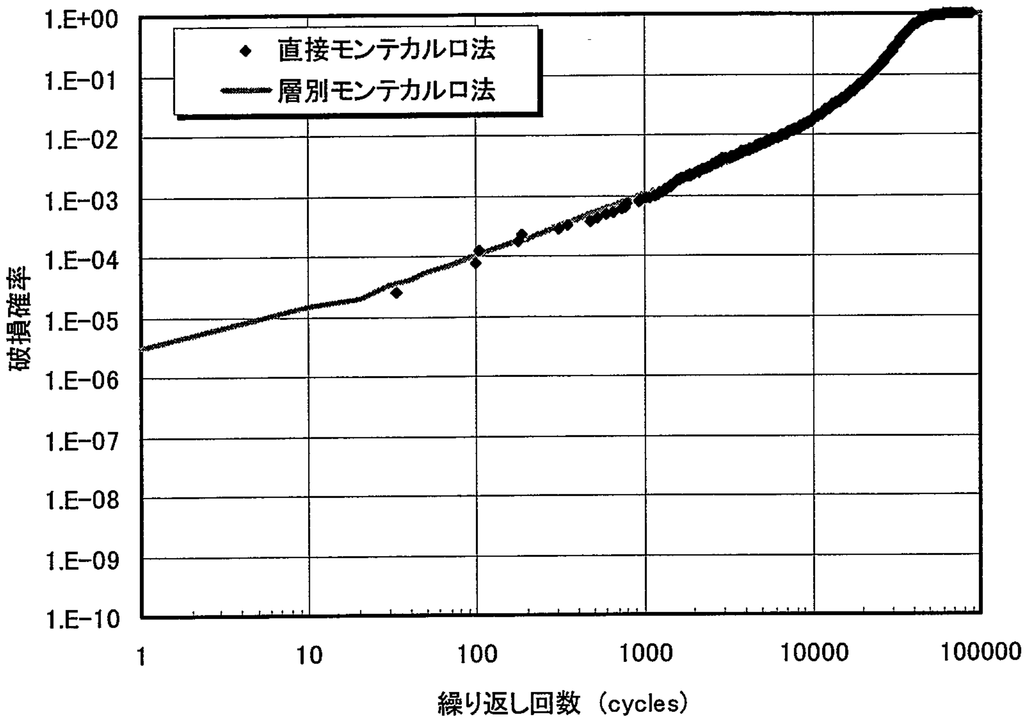


図 2-1-5 直接モンテカルロ法と層別モンテカルロ法の比較

2－2 き裂発生確率計算

2－2－1 き裂発生計算方法

き裂発生確率の算出は、単軸試験ベースのクリープ疲労寿命評価法に基づいている。処理フローを図 2-2-1 に示す。解析条件と確率変数について以下に示す。

① 解析条件の設定

温度、ひずみ範囲または応力範囲、保持時間を設定。応力範囲を入力と場合、弾性追従係数 qep を設定。

② 確率変数

確率変数は、温度、ひずみ範囲、応力範囲、初期応力、降伏応力、疲労強度、クリープ強度αR（α3：第3クリープ開始時間、αR で代用）、クリープひずみ速度αc より選択する。アンダーラインの変数については、層別サンプリングによるモンテカルロ法の対象となる。確率分布は、正規分布、対数正規分布、指数分布、ワイブル分布より選択する。

③ 材料物性値

BDS 及び DDS の材料物性値は、付録 A に示す付属の材料ライブラリィより選択することが可能である。疲労強度は、平均値はもとよりひずみ範囲及び疲労寿命のファクタ（α、β）と両者のフェアリング、設計許容ひずみ範囲及び以下に示すき裂発生寿命式を合わせた５項目より選択する。

$$N_i = N_f \times 10^{-0.4759 \times \Delta\varepsilon_t + 0.1614} \qquad (2\text{-}22)$$

適用範囲 $0.340\% \leqq \Delta\varepsilon_t \leqq 1\%$

なお、REAL-P では Ni≧Nf の場合、Ni=Nf と定めている。また、Δεt>1%の場合外挿値となる。

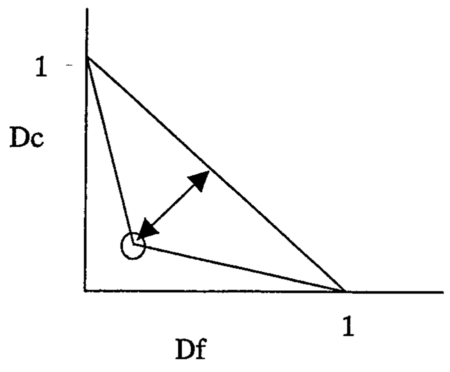
④ クリープ疲労破損クライテリア

クリープ損傷の算出は、時間消費型の線形損傷則と延性損耗則より選択可能である。また、クリープ疲労破損クライテリアであるキャンベル線図の折れ曲がり点も任意に変更可能である。

$$D_f = \frac{N}{N_f} \qquad (2\text{-}23)$$

$$D_c = N\int_0^{t_h} \frac{dt}{t_r}$$

$$D_c = N\int_0^{t_h} \frac{dt}{\varepsilon_f} \quad \cdots\cdots \text{延性損耗則}$$



キャンベル線図

$D_c + 7/3D_f < 1 \quad (0 < D_f \le 0.3)$

$7/3D_c + D_f < 1 \quad (0.3 < D_f \le 1)$

ここで、

N　：繰り返し数

N_f　：疲労寿命

D_f　：累積疲労損傷

D_c　：累積クリープ損傷

t_r　：クリープ破断時間

t_h　：ひずみ保持時間

ε_f　：破断延性

2－2－2 確率計算手法

層別若しくは直接サンプリングによるモンテカルロ法を用いて、き裂発生確率密度関数$f_I(x)$を算出する。層別サンプリングの対象となる確率変数は、温度、ひずみ範囲、応力範囲、降伏応力、初期応力より任意に選択する。それらの手法は、２－１－３．で述べた通りである。確率変数において材料特性に相関があるものについては、乱数の発生に当たってこれを考慮する。これは、クリープひずみ速度を示す時間係数αR 及びαc に当たる。２つの正規分布の確率変数が相関係数に従う乱数の発生は次式に従う。

$$\eta_1 = \sqrt{-2\log\xi_1} \cdot \cos(2\pi\xi_2) \tag{2-24}$$

$$\eta_2 = \sqrt{-2\log\xi_3} \cdot \cos(2\pi\xi_4) \tag{2-25}$$

ξ_1～ξ_4は[0 ,1]の一様乱数

$$X1 = \eta_1$$
$$X2 = \rho \times \eta_1 + \sqrt{(1-\rho^2)} \times \eta_2 \tag{2-26}$$

η_1及びη_2は標準正規分布に従っていることに注意。平均値μを１、対数標準偏差σを１とすると次式で示される。なお、式中の三角関数 cos は sin でも良い。

$$\alpha_R = \exp(X1 \times \sigma + \log(\mu)) = \exp(X1)$$
$$\alpha_c = \exp(X2 \times \sigma + \log(\mu)) = \exp(X2) \tag{2-27}$$

αR とαc の相関係数ρ=0.8 及び 0.95 の時の乱数発生イメージを図 2-2-2、2-2-3 に示す。なお、き裂発生分布は対数正規分布に従うことを前提としているので、これ以外の分布に従う時は、サンプル全体の結果を基にワイブル分布による近似若しくは、直線で近似できない累積確率分布を２本の正規分布で近似することを勧める。それらの方法を以下に示す。

（1） ワイブル分布による近似

2母数のワイブル分布は直線となるので、最小自乗近似で求めることができる。まず、母集団であるき裂発生サイクルを小さい順に並び替える。n個のデータ x1＜x2<・・・・xn について、i番目のデータ xi に対する累積確率として F(xi)をランク法で定める。ランク法は平均ランク法 F(xi)=i/(n+1)、メディアンランク法、他 F(xi)=(i-0.5)/n がある。これで、き裂発生サイクル xi に対する F(xi)を確率の関係が分かりワイブル紙上にプロットすることが可能になる。

ワイブル分布の確率分布関数は、

$$F_R(x) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - x_u}{x_0}\right)^m\right\} \tag{2-28}$$

位置母数 x_u は、き裂発生サイクルの下限値なので x_u=0 とおける。

$$F_R(x) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x}{x_0}\right)^m\right\} \tag{2-29}$$

式を変形する

$$\frac{1}{1-F(x)} = \exp\left\{\left(\frac{x}{x_0}\right)^m\right\} \tag{2-30}$$

両辺を2階対数化すると

$$\ln\ln\frac{1}{1-F(x)} = m(\ln(x) - \ln x_0) \tag{2-31}$$

$$\ln(x) = \frac{1}{m}\ln\ln\frac{1}{1-F(x)} + \ln x_0 \tag{2-32}$$

ここで、

X=ln(x)

Y=lnln(1/（1-F(x))

a=1/m

b=lnx_0

よって、(6)式は次のような一次式となる。

X=aY＋b

最小自乗近似することで m 及び x_0 が求められる。$x_u \neq 0$ の時は、非線形になるので収束計算で求める。

（2） 正規分布による2直線近似

正規分布における発生サイクルと確率の関係は

$$x = \sigma\eta + \mu \tag{2-33}$$

(ア) ２本の正規分布で最も近似が良くなるように累積確率分布を類推で２つに分ける。

(イ) ２本の確率分布について、x サイクル数及び η をそれぞれ対数化（自然）する。

(ウ) 最小自乗近似で σ と μ を求める。この値を、データに入力します。２直線近似の場合は、低確率側と高確率側が上手く近似できるように回帰する。

(エ) これで、２本の正規分布が決定する。

以上のき裂発生確率分布は、き裂が発生し進展し破損に至る確率を計算する場合に用いられる。①、②の近似は、後述するき裂破損確率分布を近似する場合にも利用できる。

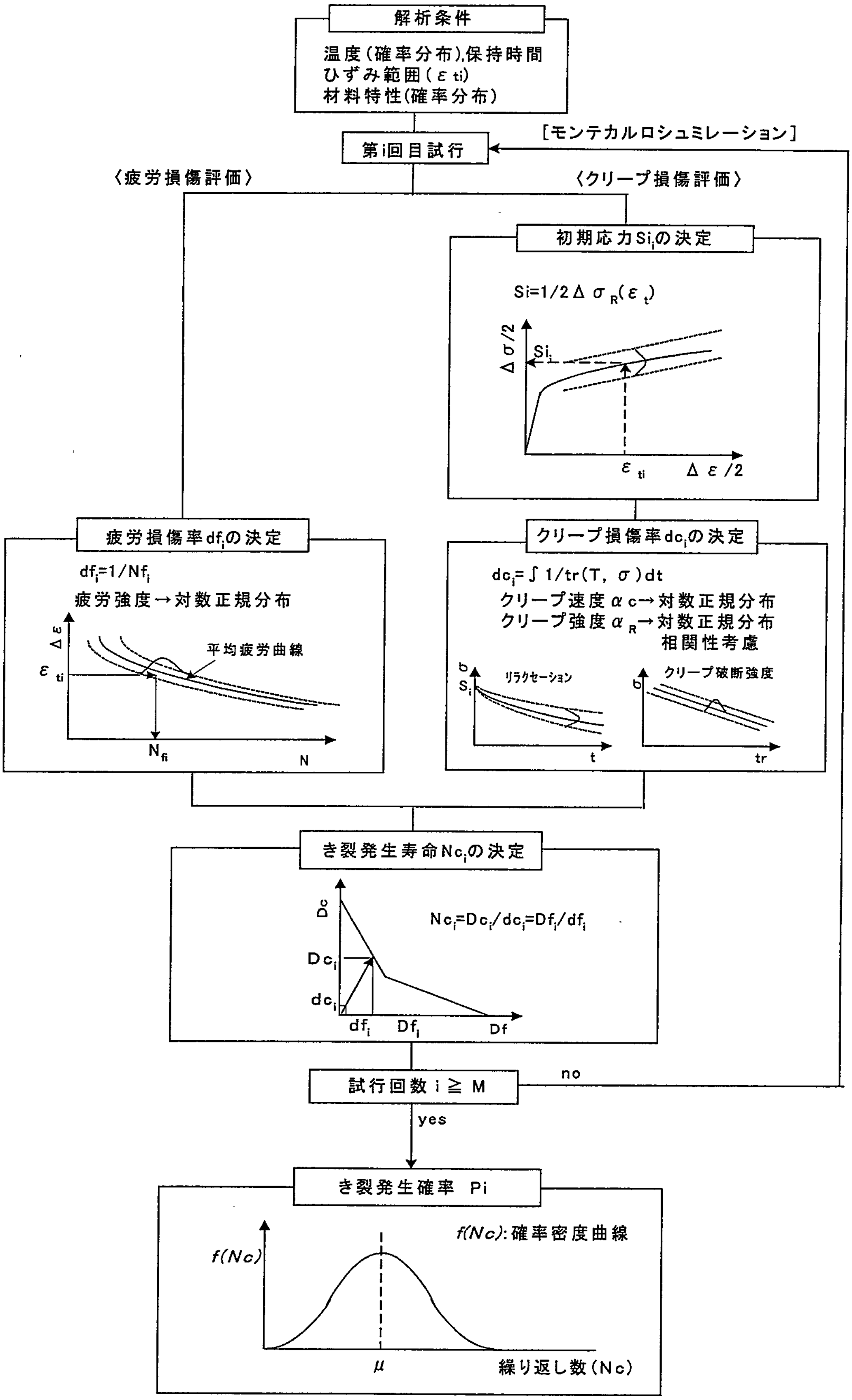


図 2-2-1 クリープ疲労き裂発生確率評価フロー

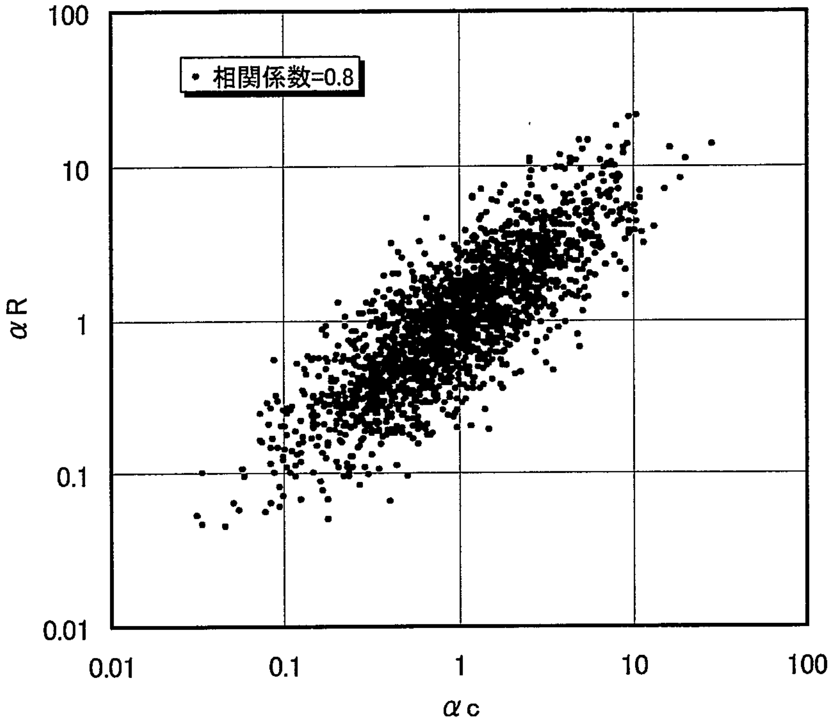


図 2-2-2 相関係数=0.8 の乱数による αc と αR の分布

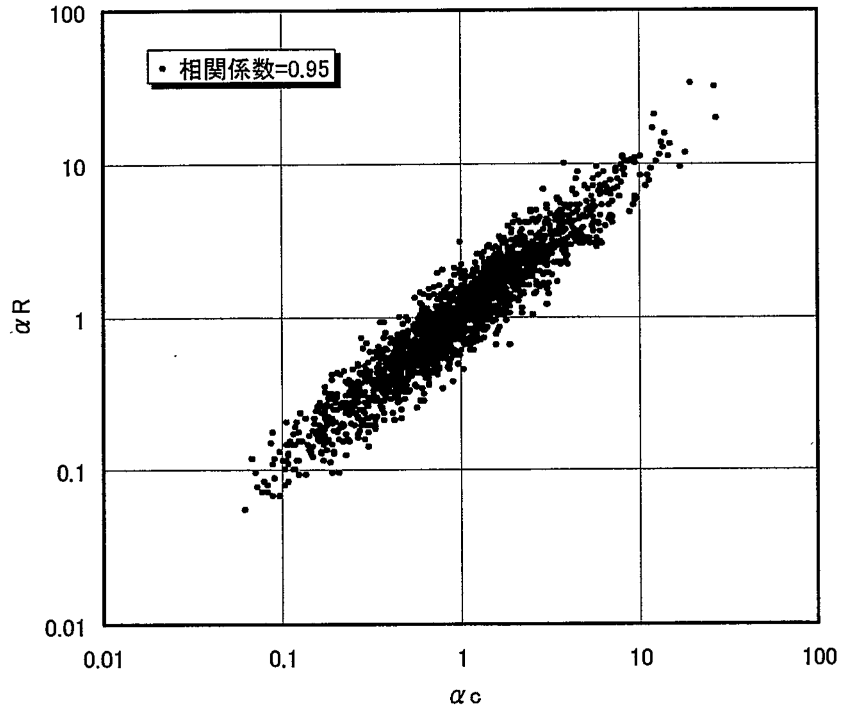


図 2-2-3 相関係数=0.95 の乱数による αc と αR の分布

2－3 き裂進展破損確率計算

2－3－1 簡易き裂進展評価法について

き裂進展破損確率計算は、簡易き裂評価法に基づき破損確率を算出する。高速炉のような高温機器の破壊力学評価は、塑性変形やクリープ変形を考慮する必要があるので、疲労では弾性ΔJ に対し弾塑性補正係数を乗じて評価を行う。弾塑性補正係数は、構造形状、負荷形態、欠陥形状を考慮した参照応力を基に定められた係数である。クリープ J 積分も参照応力とクリープ速度等を考慮にいれたクリープ補正係数より算出される。最終的なき裂進展量は、疲労とクリープのき裂進量を足し合わせたものになる。
き裂進展確率計算に必要な諸条件を以下に示す。

① 解析条件

温度、モデル条件、材料、荷重条件、き裂形状、弾性追従係数等を設定する。

② き裂進展解析に関する基本的な条件

- き裂進展解析は、き裂が発生しその後進展する初期欠陥無しの解析と、予め初期欠陥が存在しそのき裂が進展する解析を行う。
- 簡易き裂進展評価法は、JNC 版[3]、電中研版[4]およびき裂簡易評価法を介さないき裂進展速度のみに依存する方法の３つより選択する。
- 初期き裂形状は、平板の半楕円き裂、円筒の周方向及び軸方向の内外面半楕円き裂、円筒全周の内外面き裂の計７種類から選択する。

③ 物性値

- 材料物性値は、付録 A に示す材料ライブラリィより選択する。これ以外の材料については、別途定めることができる。
- き裂進展評価で用いられる応力ひずみ関係式は、静的若しくは動的の Ludwik 型及び Ramberg-Osgood 型より選択する。ただし、Ramberg-Osgood 型は、SUS304 及び 316FR のみライブラリィに登録されている。
- クリープひずみ式は、Blackburn 型及び Norton 型より選択。Norton 型は、SUS304 及び 316FR のみライブラリィに登録されている。
- き裂簡易評価式を電中研、応力ひずみ関係式は Ludwik 型、クリープひずみ式は Blackburn 型を選択するなどそれぞれの組合せが可能。

④ 確率変数

- 温度、降伏応力、荷重条件、き裂進展特性、き裂深さ、アスペクト比を確率変数とすることができる。
- き裂深さ及びアスペクト比は、層別サンプリングの対象となる。

REAL-P では、JNC 法と電中研法の二つのき裂簡易評価法を選択可能で、それぞれの指針に従ってプログラミングされている。図 2-3-1 に両者の処理フローを示すと共にき裂進展評価方法を以下に示す。

（1）JNC 法[3]について

REAL-P に組み込まれている JNC 法は、基本的に変位制御を前提としてプログラミングされている。クリープ疲労き裂進展速度は次式より求める。

$$da/dN = (da/dN)_f + (da/dN)_c \tag{2-34}$$

$$(da/dN)_f = C_f \cdot (\Delta J_f)^{m_f} \tag{2-35}$$

$$(da/dN)_c = C_c \cdot (\Delta J_c)^{m_c} \tag{2-36}$$

$(da/dN)_f$ ：繰り返し負荷に対するき裂進展速度

$(da/dN)_c$ ：保持負荷に対するき裂進展速度

膜応力 σ_m は、弾性的に得られる S_m と材料の最高使用温度における繰り返し応力ひずみ曲線、および弾塑性変形に対する弾性追従係数 q_p を用いて図 2-3-2 のように算出する。
曲げ応力 σ_b は膜応力 σ_m が負荷された状態に弾性的に得られる曲げ応力 S_b を重ね合わせ、材料の最高使用温度における繰り返し応力ひずみ曲線、および弾塑性変形に対する弾性追従係数 q_p を用いて図 2-3-2 のように正側および負側の膜＋曲げ応力 σ_{m+b} および σ_{m-b} を求める。

$$\begin{aligned} M_{+b} &= \int_0^1 \left[f\left\{ \varepsilon_m + \left(\varepsilon_{m+b} - \varepsilon_m \right) x \right\} - \sigma_m \right] x dx \\ M_{-b} &= \int_{-1}^0 \left[f\left\{ \varepsilon_m + \left(\varepsilon_m - \varepsilon_{m-b} \right) x \right\} - \sigma_m \right] x dx \end{aligned} \tag{2-37}$$

x=-1～1 の間は、y 切片が零の４次式で近似を行った。

$$f(x) = a_1 x + a_2 x^2 + a_3 x^3 + a_4 x^4 \tag{2-38}$$

従って、曲げモーメントは次式で表される。

$$\begin{aligned} M_{+b} &= \int_0^1 \left[f\left\{ \varepsilon_m + \left(\varepsilon_{m+b} - \varepsilon_m \right) x \right\} - \sigma_m \right] x dx = \int_0^1 f(x) x dx = \int_0^1 \left(a_1 x^2 + a_2 x^3 + a_3 x^4 + a_4 x^5 \right) dx \\ M_{-b} &= \int_{-1}^0 \left[f\left\{ \varepsilon_m + \left(\varepsilon_m - \varepsilon_{m-b} \right) x \right\} - \sigma_m \right] x dx = \int_{-1}^0 f(x) x dx = \int_{-1}^0 \left(a_1 x^2 + a_2 x^3 + a_3 x^4 + a_4 x^5 \right) dx \end{aligned} \tag{2-39}$$

$$M_{ep} = Min\left[\left(M_{+b} + M_{-b} \right), M_e \right] \tag{2-40}$$

ここで、Me は弾性曲げモーメントで、次式で与えられる。

$$M_e = \int_{-1}^1 \left(S_b x \right) x dx = \frac{2}{3} S_b \tag{2-41}$$

弾塑性変形を考慮した曲げ応力 σ_b は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{6M_{ep}}{2w \cdot t^2} = \frac{3}{2} M_{ep} \tag{2-42}$$

放物線ピーク応力は

$\sigma_p = S_p$

疲労Ｊ積分範囲ΔＪ$_f$

$$\Delta J_f = f_{ep} \cdot \Delta J_e \qquad (2\text{-}43)$$

弾塑性補正係数f_{ep}

$$f_{ep} = \frac{{\sigma_{ref}}^3}{2{\sigma_y}^2 \cdot E \cdot \varepsilon_{ref}} + \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \qquad (2\text{-}44)$$

JNC 法の特徴は、最も計算時間を要するσm、σb が各サイクルのき裂深さやアスペクト比に依存しないため、これらの計算はき裂進展計算を行う前に１回だけ行えば良いので、電中研法に較べ計算時間が短いことである。

参照応力σ_{ref}

$$\sigma_{ref} = F_{net} \cdot (p_m \cdot \sigma_m + p_b \cdot \sigma_b) \qquad (2\text{-}45)$$

F_{net} :正味断面形状係数　　　　JNC指針付録B

p_m ：膜応力補正係数(=1.0)

p_b ：曲げ応力補正係数（=1.0)

ここで、F_{net}は膜＋曲げの重畳荷重に対し不明な為、REAL-P では膜成分と曲げ成分に分けて評価することにした。

$$\sigma_{ref} = F_{net_m} \cdot p_m \cdot \sigma_m + F_{net_b} \cdot p_b \cdot \sigma_b \qquad (2\text{-}46)$$

弾性J積分範囲ΔJ_e

$$\Delta J_e = \frac{{\Delta K_{eff}}^2}{E'} \qquad (2\text{-}47)$$

$$E' = \begin{cases} E & \text{平面応力} \\ E/(1-\nu^2) & \text{平面ひずみ} \end{cases}$$

有効応力拡大係数ΔK_{eff}. 指針では繰り返し負荷における圧縮応力は寄与しないと仮定し以下の指数ｎを用いることを推奨している。

$$\Delta K_{eff} = q_{clos} \cdot \Delta K \qquad (2\text{-}48)$$

$$q_{clos} = (1-R)^{n-1} \qquad R \ge 0 : n = 1, \quad R < 0 : n = 0$$

ただし、$R = \sigma_{max} / \sigma_{min}$

実際の問題では、き裂開口比の影響を考慮するとn=0と定まらないことがあるので、REAL-Pではｎ値を任意に設定可能としている。R<0 についてその関係を表 2-3-1 に示す。

クリープＪ積分範囲ΔJ_cは次式で計算する。

$$\Delta J_c = \int_0^{t_H} J'(t)dt \qquad (2\text{-}49)$$

$$J'(t) = f_c(t) \cdot J_e \tag{2-50}$$

クリープ補正係数　$f_c(t)$

$$f_c(t) = \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{c-ref}(t)}{\sigma_{c-ref}} \tag{2-51}$$

保持開始時間の参照応力σ_{c-ref}

$$\begin{aligned} &\sigma_{c-ref} = \sigma_{ref} \cdot \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_{ref}} \right)^p & &\sigma_{ref} < \sigma_y \\ &\sigma_{c-ref} = \sigma_{ref} & &\sigma_{ref} \geq \sigma_y \\ &p = p_1 + p_2 \cdot \left(\frac{a}{t} \right) & &p_1 = p_2 = 0.2 \end{aligned} \tag{2-52}$$

保持開始時の参照クリープひずみ速度$\dot{\varepsilon}_{c-ref}(t)$
材料のクリープひずみ曲線からσ_{c-ref}に対応

応力緩和量　$d\sigma_{relax}$

$$\begin{aligned} d\sigma_{relax} &= \frac{E \cdot d\varepsilon_c}{q_c} \\ d\varepsilon_c &= \int_t^{t+dt} \dot{\varepsilon}_c(t)dt \end{aligned} \tag{2-53}$$

$\dot{\varepsilon}_c(t)dt : \sigma_{c-ref}$に対応するクリープひずみ速度

曲げ荷重主体の高速炉器機を対象とすると、応力緩和は図 2-3-3 の(c)Generalised condition の状態を示す。

（1）σ_{c-ref}からσ_{ref}までの緩和過程

$$q_C = Min\left[\sqrt{q_c}, 3.0\right]$$

$$q_c = \begin{cases} \infty & \text{荷重制御} \\ 1.0 & \text{変位制御} \\ [0, \infty] & \text{一般的な条件} \end{cases}$$

（2）σ_{ref}から一次応力σ_1までの緩和過程

$$q_C = q_c$$

$$q_c = \begin{cases} \infty & \text{荷重制御} \\ 1.0 & \text{変位制御} \\ [0, \infty] & \text{一般的な条件} \end{cases}$$

（3）一次応力　σ_1の保持

K 値は、平板一般解 Raju-Newman の解，放物線ピーク応力の補正係数（白鳥）を考慮することを可能とする。

（2）電中研法平成１２年度版[4]について

クリープ疲労き裂進展速度は次式より求める。電中研指針付録 D 参照。

$$da/dN = (da/dN)_f + (da/dN)_c$$

$$(da/dN)_f = C_1 \cdot \Delta J_f^{\,m_1} \qquad (2\text{-}54)$$

$$C_1 = 3.25 C_0 \Delta t^{0.157}$$

Δt ： 引張負荷過程時間(h)

$$(da/dN)_c = \int_{\tau_0}^{\tau_1} \left[\frac{C_2}{\tilde{\varepsilon}_f} \cdot J'^{m_2} \right] dt \qquad T \geq 425℃ \qquad (2\text{-}55)$$

$$(da/dN)_c = 0 \qquad T < 425℃$$

$\tilde{\varepsilon}_f$ ：破断延性修正係数　　　電中研指針付録M

疲労 J 積分範囲 ΔJ_f は次式で求める。

$$\Delta J_f = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{EP}}{\Delta\sigma_{ref}^{E} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{E}} \cdot \Delta J_e \qquad (2\text{-}56)$$

弾性J積分範囲 ΔJ_e

$$\Delta J_e = \frac{\Delta K_I^{\,2}}{E'} \qquad (2\text{-}57)$$

$$E' = \begin{cases} E & \text{平面応力、3次元き裂表面点} \\ E/(1-\nu^2) & \text{上記以外} \end{cases}$$

弾性参照応力範囲 $\Delta\sigma_{ref}^{E}$ および弾性参照ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{ref}^{E}$

$$\Delta\sigma_{ref}^{E} = \sigma_{ref}^{E(\max)} - \sigma_{ref}^{E(\min)}$$

$$\Delta\varepsilon_{ref}^{E} = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{E}}{E} \qquad (2\text{-}58)$$

$\sigma_{ref}^{E(\max)}$:当該サイクル中の σ_{ref}^{E} の最大値　電中研指針付録C

$\sigma_{ref}^{E(\min)}$:当該サイクル中の σ_{ref}^{E} の最小値　電中研指針付録C

弾塑性参照応力範囲 $\Delta\sigma_{ref}^{EP}$ 及び弾塑性参照ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{ref}^{EP}$

$$\frac{E}{q_p - 1} = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{E} - \Delta\sigma_{ref}^{EP}}{\Delta\varepsilon_{ref}^{EP} - \Delta\varepsilon_{ref}^{E}} \qquad (2\text{-}59)$$

$\Delta\varepsilon_{ref}^{EP}$ は繰り返しの Ramberg-Osgood 近似式に従う場合は次式を満たす解として求めることができる。

$$\Delta\varepsilon_{ref}^{EP} = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP}}{E} + 2\cdot\kappa\cdot\frac{\sigma_0}{E}\cdot\left(\frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP}}{2\cdot\sigma_0}\right)^n \tag{2-60}$$

電中研法は、サイクル毎にき裂深さとき裂長さの変化に依存した弾塑性参照応力範囲 σ_{ref}^{EP} を収束計算で求めるため、JNC 法に較べ計算時間が長くなる。

なお、q_p は弾塑性変形に関する弾性追従係数で、適切な方法で求めることができない場合は

$$q_p = 4$$

周方向き裂を有する円筒に対する q_p は、き裂深さと板厚の比 a/t の関数として次式により求めることができる。

$$q_p = 2.68\exp\left[-2.96\cdot\left(\frac{a}{t}-0.5\right)^2\right] \tag{2-61}$$

クリープJ積分J'は次式で求める。

$$J' = \frac{\sigma'^{EP}_{ref}\cdot\dot{\varepsilon}^{c}_{ref}}{\sigma_{ref}^{E(0)}\cdot\varepsilon_{ref}^{E(0)}}\cdot J_e^{(0)} \tag{2-62}$$

保持開始時の弾性J積分$J_e^{(0)}$ (2-63)

$$J_e^{(0)} = Max\left\{\frac{K_{\mathrm{I}}^{(\max)2}}{E'}, \frac{(\Delta K_{\mathrm{I}}/2)^2}{E'}\right\} \tag{2-64}$$

保持開始時の弾性参照応力$\sigma_{ref}^{E(0)}$及び弾性参照ひずみ$\varepsilon_{ref}^{E(0)}$

$$\sigma_{ref}^{E(0)} = Max\left\{\sigma_{ref}^{E(\max)}, \frac{\Delta\sigma_{ref}^{E}}{2}\right\} \tag{2-65}$$

$$\varepsilon_{ref}^{E(0)} = \frac{\sigma_{ref}^{E(0)}}{E} \tag{2-66}$$

$\sigma_{ref}^{E(\max)}$: 当該サイクル中の$\sigma_{\mathrm{ref}}^{\mathrm{E}}$の最大値　　　電中研指針付録 C

保持中の弾塑性参照応力σ'^{EP}_{ref}

$$\sigma'^{EP}_{ref} = Max\left\{\sigma_{ref}^{EP(0)} + \int_0^{t_h}\dot{\sigma}_{ref}^{c}dt, P_{ref}\right\} \tag{2-67}$$

$$\dot{\sigma}_{ref}^{c} = -E\cdot q_c\cdot\dot{\varepsilon}_{ref}^{c} \tag{2-68}$$

$$\dot{\varepsilon}^{c}_{ref} = \frac{\partial \varepsilon_c (T, \sigma'^{EP}_{ref}, \bar{t})}{\partial t}$$ 電中研指針付録K

P_{ref}　：　当該サイクル中の１次弾性参照応力の最大値

$\bar{t}$ (ひずみ硬化則による等価時間)は次式を満たす解として与えられる。

$$\varepsilon^{c}_{ref} = \varepsilon_c (T, \sigma'^{EP}_{ref}, \bar{t}) \tag{2-69}$$

$$\varepsilon^{c}_{ref} = \int_0^{t_h} \dot{\varepsilon}^{c}_{ref} dt \tag{2-70}$$

クリープ弾性追従係数q_c

$q_c = 4$

保持開始時の弾塑性参照応力$\sigma^{EP(0)}_{ref}$

$$\frac{E}{q_p - 1} = \frac{\sigma^{E(0)}_{ref} - \sigma^{EP(0)}_{ref}}{\varepsilon^{EP(0)}_{ref} - \varepsilon^{E(0)}_{ref}}$$

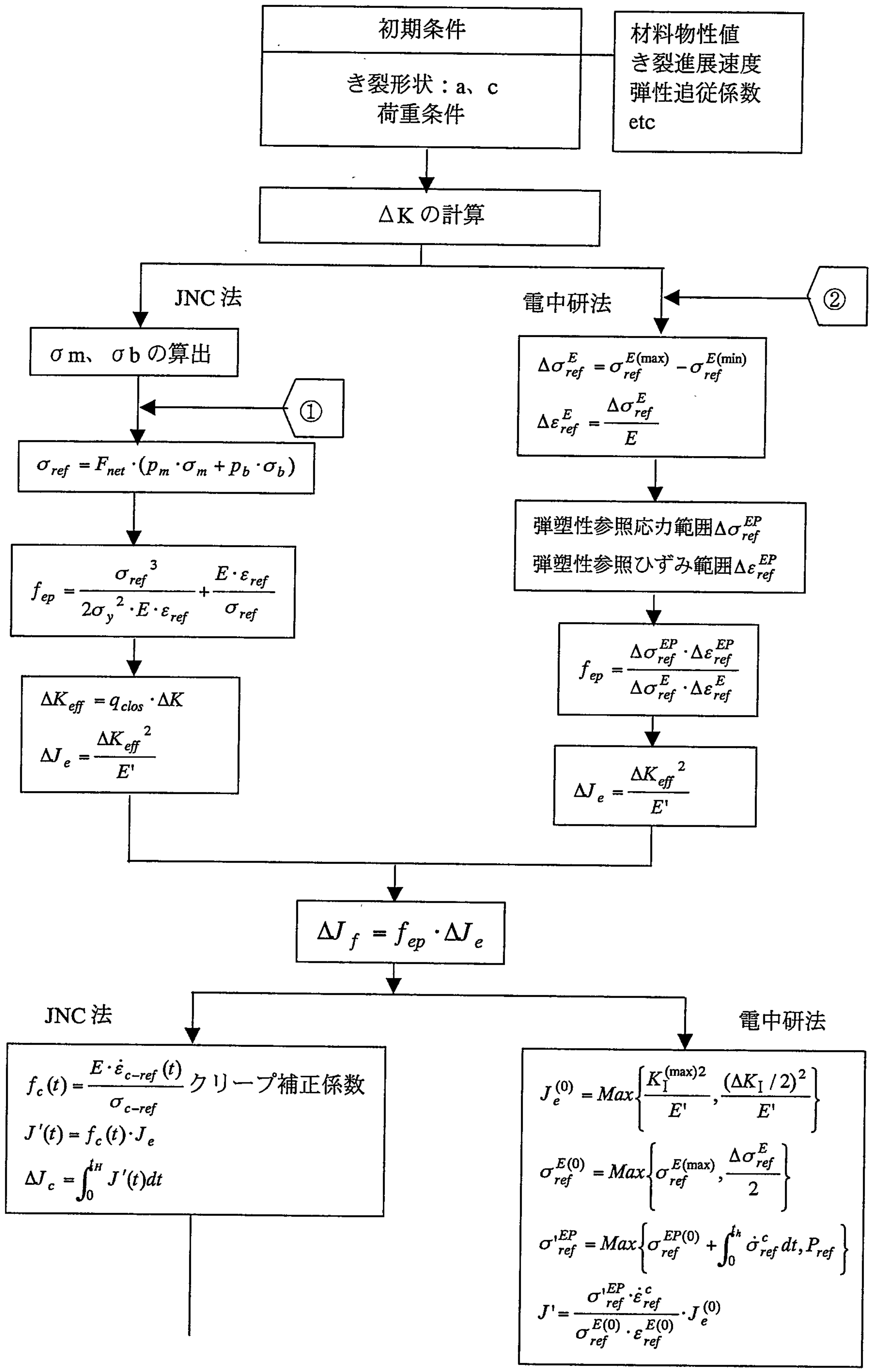
$$q_p \cdot (\sigma^{E(0)}_{ref} - \sigma^{EP(0)}_{ref}) = \kappa \cdot \sigma_0 \cdot \left(\frac{\sigma^{EP(0)}_{ref}}{\sigma_0} \right)^n \tag{2-71}$$

材料クリープひずみ関係式を Norton 則で近似した場合、σ^{EP}_{ref}は次式で求めることができる。

$$\sigma'^{EP}_{ref} = Max \left\{ \left[\frac{E \cdot B}{q_c} \cdot (m-1) \cdot t_h + \left(\sigma^{EP(0)}_{ref} \right)^{1-m} \right]^{\frac{1}{1-m}}, P_{ref} \right\} \quad \text{Norton型} \tag{2-72}$$

表 2-3-1 指数 n とき裂開口を考慮する係数の関係

n（*R*<*0*）	qclos（R= -1）
0	0.5
0.138	0.55
0.263	0.6
0.379	0.65
0.485	0.7
0.585	0.75
0.678	0.8
0.766	0.85
0.848	0.9
0.926	0.95
1	1


初期条件
き裂形状：a、c
荷重条件
材料物性値
き裂進展速度
弾性追従係数
etc
ΔK の計算
JNC 法
電中研法
②
σm、σb の算出
①
$\sigma_{ref} = F_{net} \cdot (p_m \cdot \sigma_m + p_b \cdot \sigma_b)$
$f_{ep} = \frac{\sigma_{ref}^3}{2\sigma_y^2 \cdot E \cdot \varepsilon_{ref}} + \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}$
$\Delta K_{eff} = q_{clos} \cdot \Delta K$
$\Delta J_e = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E'}$
$\Delta\sigma_{ref}^E = \sigma_{ref}^{E(\max)} - \sigma_{ref}^{E(\min)}$
$\Delta\varepsilon_{ref}^E = \frac{\Delta\sigma_{ref}^E}{E}$
弾塑性参照応力範囲$\Delta\sigma_{ref}^{EP}$
弾塑性参照ひずみ範囲$\Delta\varepsilon_{ref}^{EP}$
$f_{ep} = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{EP}}{\Delta\sigma_{ref}^{E} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{E}}$
$\Delta J_e = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E'}$
$\Delta J_f = f_{ep} \cdot \Delta J_e$
JNC 法
電中研法
$f_c(t) = \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{c-ref}(t)}{\sigma_{c-ref}}$ クリープ補正係数
$J'(t) = f_c(t) \cdot J_e$
$\Delta J_c = \int_0^{t_H} J'(t)dt$
$J_e^{(0)} = Max\left\{\frac{K_I^{(\max)2}}{E'}, \frac{(\Delta K_I/2)^2}{E'}\right\}$
$\sigma_{ref}^{E(0)} = Max\left\{\sigma_{ref}^{E(\max)}, \frac{\Delta\sigma_{ref}^E}{2}\right\}$
$\sigma'^{EP}_{ref} = Max\left\{\sigma_{ref}^{EP(0)} + \int_0^{t_h} \dot{\sigma}_{ref}^c dt, P_{ref}\right\}$
$J' = \frac{\sigma'^{EP}_{ref} \cdot \dot{\varepsilon}_{ref}^c}{\sigma_{ref}^{E(0)} \cdot \varepsilon_{ref}^{E(0)}} \cdot J_e^{(0)}$

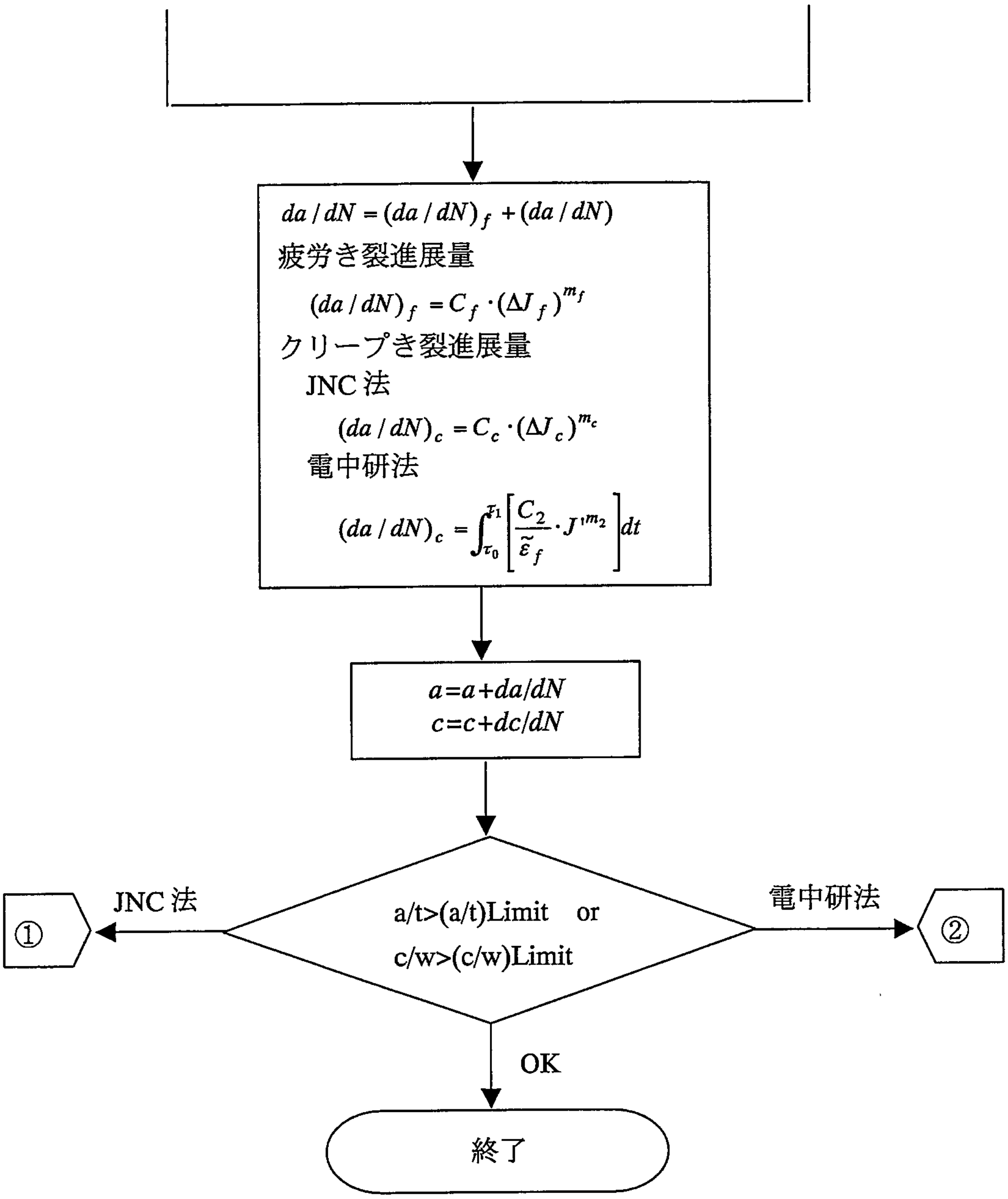


図 2-3-3 JNC法と電中研法のき裂進展評価フロー

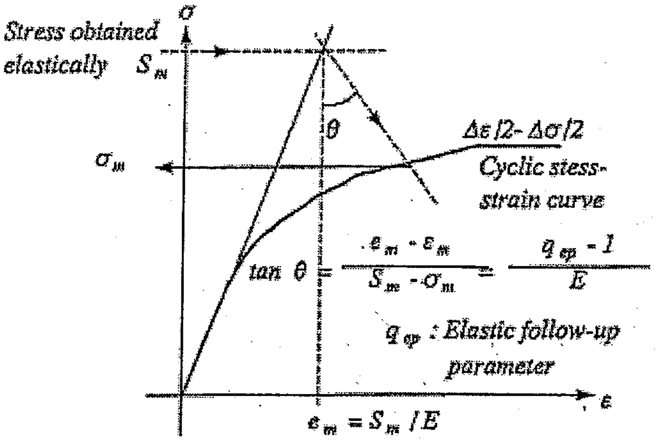
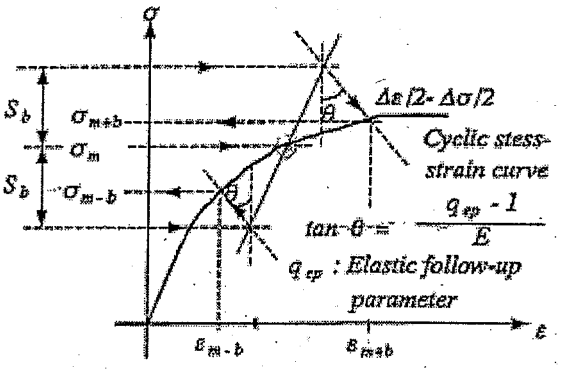
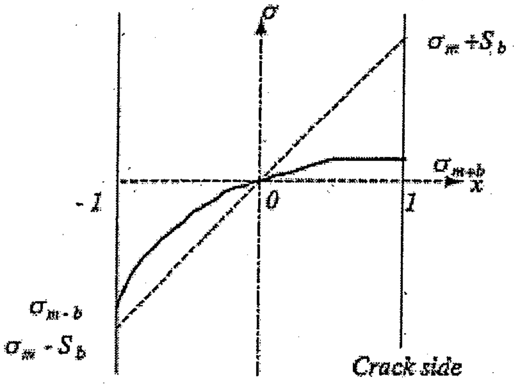


Fig.2.2 Estimation of σ_m acounting for elastoplastic deformation



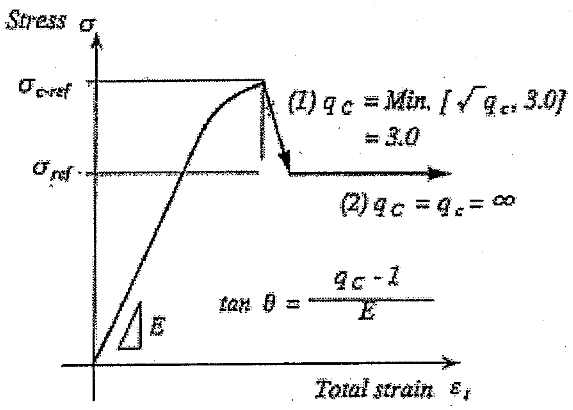
(a) Estimation of σ_{m+b} and σ_{m-b} accounting for elastoplastic deformation



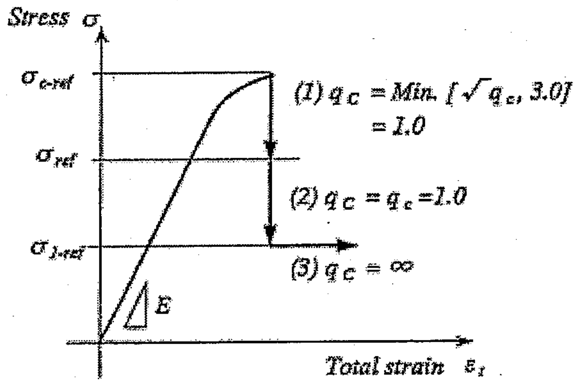
(b) Assumed stress ditribution through the wall thickness

Fig.2.3 Procedures to determine σ_b accounting for elastoplastic deformation

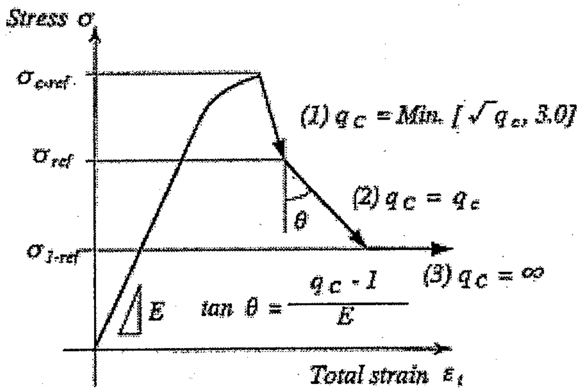
図 2-3-2 弾塑性応力を考慮した膜応力曲げ応力の算出方法（JNC 指針[3]より抜粋）



(a) Load controlled condition



(b) Displacement or strain controlled condition



(c) Generalised condition

Fig.2.4 Stress relaxation process during holding period

図 2-3-3 参照応力の応力緩和の扱い（JNC 指針[4]より抜粋）

２－３－２ PSI及びISIについて

供用前検査PSIおよび供用中検査ISIの欠陥検出確率が確率分布の形をとればPFMに組み込むことが可能である。例えば２回の ISI があるとすれば、一つのき裂サンプルに対し、最初の ISI の未検出確率が 0.5 で、２回目が 0.2 であったとする。この場合、以下の様に解釈できる。

- １個のき裂サンプルが存在した。
- 最初の ISI で 0.5 個が未検出で生き延びた。
- ２回目の ISI で 0.5×0.2=0.1 個が未検出で生き延びた。

一個のサンプルがｋ回の ISI を実施した時の生き延びた個数は次式で表される。

$$n_k = (1 - Pd(a_1/t)) \times (1 - Pd(a_2/t)) \cdot\cdot \times (1 - Pd(a_k/t)) \qquad (2\text{-}73)$$

$Pd(a_k)$ ：欠陥検出確率 、PNL モデル他、
k ：ISI 回数
n_k ：生き延びた個数（未検出の個数）
a_k ：ISI を実施したときのき裂深さ、a0 は初期き裂深さ

次に層別サンプリングへの適用を考える。ISI 実施前の破損確率は次式で表される。

$$\Phi = \sum_{i=1}^{m} p_i \frac{N_{fi}}{Nd_i} \qquad (2\text{-}74)$$

m：セルの数
Pi：各セルの確率
Nd：各セルのサンプル数
Nfi：各セルで破損したサンプル数

ここで、ISI 実施前の破損サンプル(k=0)を便宜的にき裂未検出確率を１とすれば、ISI を考慮した式は次式となる。ただし、き裂深さに依存するき裂検出確率分布を採用した場合、ａ／ｔの関数のため全てのサンプルで未検出確率は異なる。

$$\Phi = \sum_{i=1}^{m} p_i \times \frac{\sum_{j=1}^{Nfi} n_{kji}}{Nd_i} \qquad (2\text{-}75)$$

なお、2-73 式において Pd(a_0/t)を PSI の検出確率にすれば次式になる。a_0は、初期き裂である。

$n_k=(1-Pd(a_0/t))\times(1-Pd(a_1/t))\times(1-Pd(a_2/t))\cdot\cdot\times(1-Pd(a_k/t))$ (2-76)

よって、PSI と ISI を考慮した破損確率を容易に算出できる。REAL-P では、標準として PNL モデルを、その他にき裂深さとき裂長さに依存した任意のき裂検出確率分布をモデル化できる。例とし PNL モデルのき裂検出確率分布を図 2-3-4、2-3-5 に示す。

(1) PNL モデル

き裂深さとき裂検出確率の関係を図 2-3-3，2-3-4 に示す。

ステンレス鋼

Poor：Pd= ϕ(0.24 ＋ 1.485log(a/t))

Good：Pd= ϕ(1.526 ＋ 0.533log(a/t))

Advanced：Pd= ϕ(3.63 ＋ 1.106log(a/t))

フェライト鋼

Poor：Pd= ϕ(0.432 ＋ 10.163log(a/t))

Good：Pd= ϕ(1.75 ＋ 0.583log(a/t))

Advanced：Pd= ϕ(3.63 ＋ 1.106log(a/t))

a：き裂深さ t：板厚

(2) き裂深さを変数とした分布関数

正規分布、指数分布、ワイブル分布で表示可能。

Pd＝F(a)　　a：き裂深さ

(3) き裂長さを変数とした分布関数

き裂長さ=2c を変数とします。

Pd=F(2c)　　2c：表面き裂長さ c：半き裂長さ

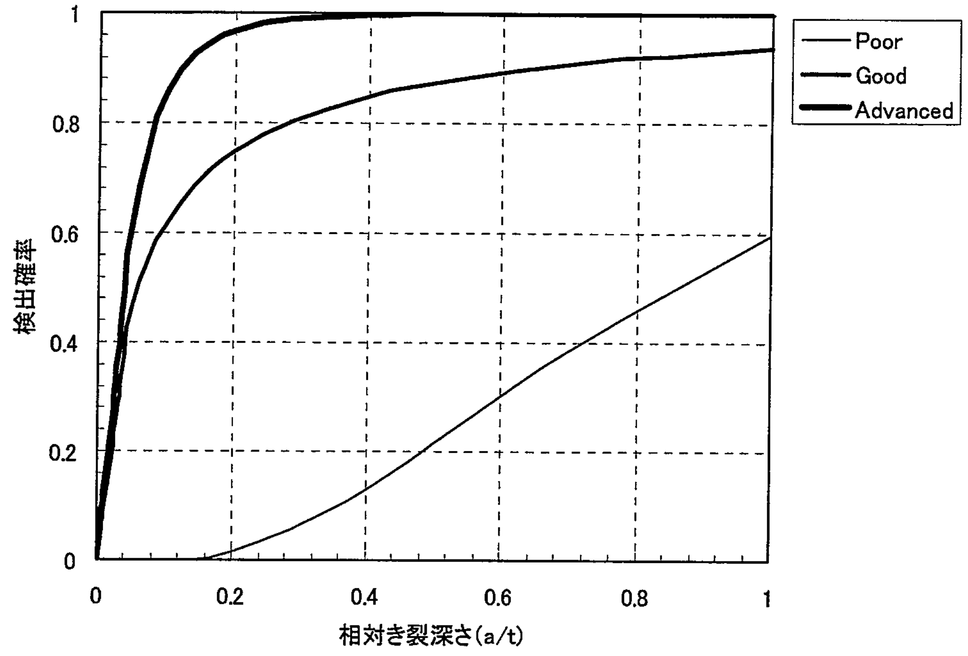


図 2-3-4 ステンレス鋼の検出確率分布

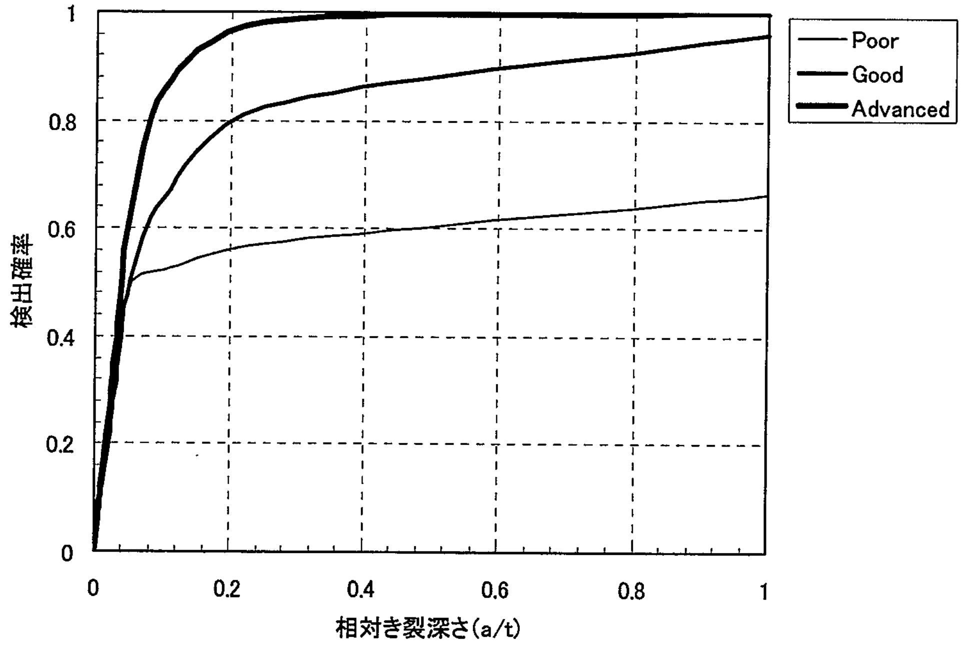


図 2-3-5 フェライト鋼の検出確率分布

2－3－3 不安定破壊評価

不安定破壊は、安定的なき裂成長から荷重限界を超え急速にき裂が進展し破壊に至る現象である。REAL-P では、未貫通き裂が安定的に進展している状態においても、割り増し係数（Z 係数）を乗じた参照応力が流動応力を超えた場合に不安定破壊として評価している。不安定破壊評価はいくつかの手法があるが、REAL-P では Z 係数で評価する電中研指針に従って評価を行っている。実際の問題では、不安定破壊はき裂が貫通し急速に進展していく過程で起きるのが一般的であり、未貫通状態で起きるとすれば、き裂の進展と共に急速にリガメント面積が減少していく円周き裂形状が最も可能性が高い。

$Z\sigma a < \sigma f$　不安定破壊を生じない

$Z\sigma a \geqq \sigma f$　不安定破壊を生じる　(2-77)

σa：想定負荷の下に置ける実断面応力である。指針付録 E より求める。

σf：材料の粒層応力である指針付録 F により定めることができる。

Z　：応力割り増し係数（Z 係数）であり、電中研指針付録 O より定めることができる。

また、き裂貫通（破損）および不安定破壊を同時に考慮することも可能で、その確率計算は以下の通りである。両者が混在する条件（領域）が存在することを示している。

$$P = Pu + Pc - Pu \cap Pc \quad (2\text{-}78)$$

P　：き裂貫通確率と不安定破壊確率を同時に考慮した確率

Pu　：不安定破壊確率

Pc　：き裂貫通確率

2－3－4 確率計算手法

き裂進展破損確率計算は、確率論的破壊力学解析と同等である。き裂形状（a,、c）の他に温度、荷重分布、き裂進展特性など確率変数として定義し、これらのサンプルをランダムに発生させる。各サンプルに対し荷重履歴に沿ったき裂進展シミュレーションを行う。最後に、多数のサンプルの結果を積算処理し破損確率を算出する。確率論的破壊力学解析では一般に相対き裂深さ（a/t）とアスペクト比（a/c）の２次元のサンプリング空間で定義し、これを多数の部分空間（セル）に分割し、各セルのサンプル数を設定し層別サンプリングが行われる。これらの流れを図 2-3-6 に示す。

（1） セルの定義と破損確率

相対き裂深さ（a/t）が、ある確率分布関数に従い領域 a0～an まで n 分割したときの各部分

空間の確率は次式で示される。

$$p_i = \int_{a_{i-1}}^{a_i} f(x)dx \tag{2-79}$$

同様に、アスペクト比(a/c)も領域 b0～bm に m 分割したときの各部分空間の確率は次式で示される。

$$p_j = \int_{b_{j-1}}^{b_j} g(y)dy \tag{2-80}$$

２次元の各セルの確率は、それぞれの掛け合わせになる。

$$p_{ij} = p_i \times p_j = \int_{a_{i-1}}^{a_i} f(x)dx \times \int_{b_{j-1}}^{b_j} g(y)dy = [F(x)]_{a_{i-1}}^{a_i} \times [G(y)]_{b_{j-1}}^{b_j} \tag{2-81}$$

$F(x)$および $G(y)$は確率分布関数

N＝n × m

N：セルの合計

ここで､通常それぞれ領域が有限に区分されているため全体の確率は１にならない｡従って、領域の確率の逆数を各セルに乗じて全体の確率を１なるようにする。

$$p_{ij} = \frac{1}{\alpha(a_n)-\alpha(a_0)} \times \frac{1}{\beta(b_m)-\beta(b_0)} \times p_i \times p_j = \frac{1}{\alpha(a_n)-\alpha(a_0)} \times \frac{1}{\beta(b_m)-\beta(b_0)} \times \int_{a_{i-1}}^{a_i} f(x)dx \times \int_{b_{j-1}}^{b_j} g(y)dy$$
$$= \frac{1}{[F(x)]_{a_0}^{a_n}} [F(x)]_{a_{i-1}}^{a_i} \times \frac{1}{[G(y)]_{b_0}^{b_m}} [G(y)]_{b_{j-1}}^{b_j} \tag{2-82}$$

各セルにおいて､サンプル数 Nd に対し Nf 破断した時の１～N 番目の破損確率 Pf は次式になる。

$$Pf_i = p_i \times Nf_i / Nd_i \tag{2-83}$$

p_i：セルの確率、逆数を乗じた確率

全体の空間の確率、すなわち当該サイクルにおける破損確率 P は次式で示される。

$$P = \sum_{i=1}^{N} pf_i = \sum_{i=1}^{N} p_i \times Nf_i / Nd_i \tag{2-84}$$

プログラミングでは、全てのサンプル同時にき裂進展解析を行うのではなく、１セル単位毎に設定されたサンプルについて、設定サイクルまでき裂進展評価を行いサンプル毎に破損寿命を保存する。この時、破損した場合としない場合の識別や、必要であれば不安定破壊を起こした破損サイクルを記憶領域を保存する。また、確率初期欠陥深さがき裂評価する前に限界値を超え破損している確率も０サイクルとして保存しておく。累積損確率の計算は、１セルごとに行うため､例えば設定サイクルを Ncyc とした場合､0～Ncyc サイクルまでの破損確率を保存する配列を割り当てる必要がある。同様に PSI および ISI を考慮した場合の破損確率を保存する配列も同時に割り当てておく。以下に具体的な手順を示す。

① 1セル当たりの全サンプルに対し、き裂進展解析を行い、その時の破損サイクルを保存する。未破断の場合は、0とおく。PSIおよびISIを考慮した場合は、破損サイクル時に未検出の個数nkを保存しておく。nkは、当然0<nk≦1の範囲になる。
② 1つのセルの1つのサンプルに対し設定サイクルi=1～Ncycまで、iと破断サイクルと一致するかサーチする。一致した場合は、そのサイクルの確率に1/Ndを加算する。Ndはサンプル数。さらに平行して、サイクル毎の累積破損確率も計算し保存する。PSIおよびISIの考慮した確率も同様に、別途nk/Ndを加算しておく。この計算を1セルの全サンプルについて行う。
③ ①②について全てのセルに対して行う。破損確率は常に加算されていくことになる。PSIおよびISIについても同様である。

セルの分割で注意する点を以下に記しておく。層別サンプリングは、セル分割の仕方により破損確率が大きく変わるためしばしば悩まされる。現状では最適なセル分割とサンプル数を定めるには経験と実務に頼るところが大きく、解析条件によっては試行錯誤で決めた設定が他の解析に有効でない場合がある。一般に、層別する変数の確率分布の範囲が広い場合には、範囲に応じてセルの分割を多く設定する必要がる。さらに計算可能な破損確率の最小値は、最も小さい確率のセルに対しそのセルのサンプル数で除した値になる。従って、低確率まで求めようとする場合は、セル分割数を増やすとともに1セル当たりのサンプル数も増やしていくけば良い。ただし、両者を単純に増やしていくと飛躍的に計算時間が増大するので、最小値の下限値を定める必要がなる。例えば、き裂深さが一定でアスペクト比を層別分割した場合、破損確率はアスペクト比の分布のみに依存するので急勾配で立ち上がり右上がりに分布していく。高サイクル側でこの現象が起きると、セルの分割によって大きく分布形が異なる場合がある。このような条件では、一般的にセル分割数を多くし1セル当たりのサンプル数を少なくすることが最も効率が良いと言われているが、層別サンプリングの確率変数以外の変数が平均値で与えた場合に限られる。温度、き裂進展速度など多数の確率変数を考慮した場合は、単位セル内においてサンプル数が少ないと適正な分布を示さないので、各セル間において層別以外の確率変数の分布に大きな差異を生じる。そのため、破損確率の低確率領域で階段状の分布を示し解が安定しなくなる。このような場合は、層別以外の確率変数の分布範囲を実態に合わせて設定する必要がある。一般に、範囲は±3σ(99.8%)で十分である。また、き裂深さ及びアスペクト比以外に確率変数を増やしていく場合、解を安定させるためサンプル数もそれに応じて増やすべきである。個々の確率変数の破損確率への影響度を見極めることと確率変数固有のバラツキの大きさを考慮することは、解を安定するのに非常に重要である。具体的には、事前に直接モンテカルロ法でき裂深さ及びき裂長さを固定し分布が安定するサンプリング数を把握しておくべきだろう。

（2）動的な記憶領域の割り当て

設定サイクル、セルの数、サンプル数等で変数配列をプログラム側でなくユーザー（入力データ）が動的に記憶領域に割り付ける場合、ALLOCATE 分を使用する[5]。この構文は、メモリが許す限り記憶領域を割り当てることができ、配列変数の領域の大きさが不定で外部からのデータで設定する場合に有効である。

例

```
REAL   , ALLOCATABLE ::  A(:) , B(: , :) , C(: , : , :)
REAL(8) , ALLOCATABLE ::  D(:) , E(: , :) , F(: , : , :)
INTEGER , ALLOCATABLE ::  G(:) , H(: , :) , I(: , : , :)
        .          .          .
        .          .          .
READ(1,*) MEM1,MEM2,MEM3,MEM4
        .          .          .
        .          .          .
ALLOCATE   (A(MEM1) , B(5,MEM1),C(10,MEM1)
ALLOCATE   (D(MEM2) , B(5,MEM2),C(10,MEM2)
ALLOCATE   (D(MEM3) , B(MEM3,MEM3),C(MEM4,MEM4)
```

動的な割り当てられた配列を記憶領域から解放する場合は、DEALLOCTE 文を使用する。

```
DEALLOCATE   (A , B , C, D, E, F, G, H, I)
```

動的な記憶領域の割り当ては、メモリを有効に使用するため、メモリを多量に使用する場合に非常に有効である。

（3）弾性応力範囲から弾塑性応力範囲への計算方法

簡易き裂評価法において弾性応力範囲から塑性を考慮する場合、応力範囲の最大値より弾性追従 qp に従った直線と応力ひずみ関係式との交点を弾塑性応力範囲として評価する。算出方法は収束計算を伴うため、効率の良い計算方法が要求される。特に電中研法では、毎サイクル弾性参照応力範囲から弾塑性参照応力範囲を求めるので、効率良く計算を行うことが非常に重要になってくる。電中研法を例にして、REAL-P で行っている計算手順を以下に示す。

① 弾性参照応力範囲と弾塑性参照応力範囲の関係

弾性参照応力範囲と弾塑性参照応力範囲の関係は次式で示される。

$$\frac{E}{q_p - 1} = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} - \Delta\sigma_{ref}^{EP}}{\Delta\varepsilon_{ref}^{EP} - \Delta\varepsilon_{ref}^{E}} \qquad (2\text{-}85)$$

応力ひずみ関係が Ramberg-Osgood 型式とした場合、次式で表される。

$$\Delta\varepsilon_{ref}^{EP} = \Delta\varepsilon_{ep}\left(T, \Delta\sigma_{ref}^{EP}\right) = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP}}{E} + 2k\cdot\frac{\sigma}{E}\left(\frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP}}{2\sigma_0}\right)^m \tag{2-86}$$

E ：弾性定数

σ_0 ：基準応力

k,m ：定数

② 式の展開

2-86 式を展開すると、次式で表される

$$q_p\Delta\sigma_{ref}^{EP} + 2k\cdot\sigma_0\left(\frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP}}{2\sigma_0}\right)^m - q_p\Delta\sigma_{ref}^{E} = 0 \tag{2-87}$$

未知な変数は、$\Delta\sigma_{ref}^{EP}$ であるが、第２項が指数となっているため収束計算になる。

③ Newton-Lapson 法による収束計算

2-87 式を Newton-Lapson 法にて解く。

$$f(x) = q_p x + 2k\cdot\sigma_0\left(\frac{x}{2\sigma_0}\right)^m - q_p\Delta\sigma_{ref}^{E} = 0 \tag{2-88}$$

x について微分する。

$$f'(x) = q_p + k\cdot m\left(\frac{x}{2\sigma_0}\right)^{m-1} = 0 \tag{2-89}$$

2-88 式と 2-89 式をを基に、Newton-Lapson 法で x を求める。

$x=x_0$ ・・・ 初期値

abs($F(x)$) ≦ Err ならば終了、その時の x が $\Delta\sigma_{ref}^{EP}$ となる。Err は、許容誤差である。

abs($F(x)$) ＞ Err ならば $x = x + \dfrac{f(x)}{f'(x)}$ が新しい x の値となる。

新しい x を $f(x)$に入れ、Err が許容誤差内になるまで繰り返す。Ludwik 式も、同様に式の展開をすれば解ける。

Newton-Lapson 法は、収束計算の効率が非常に良く、多くの分野で使われている古典的な解法である。

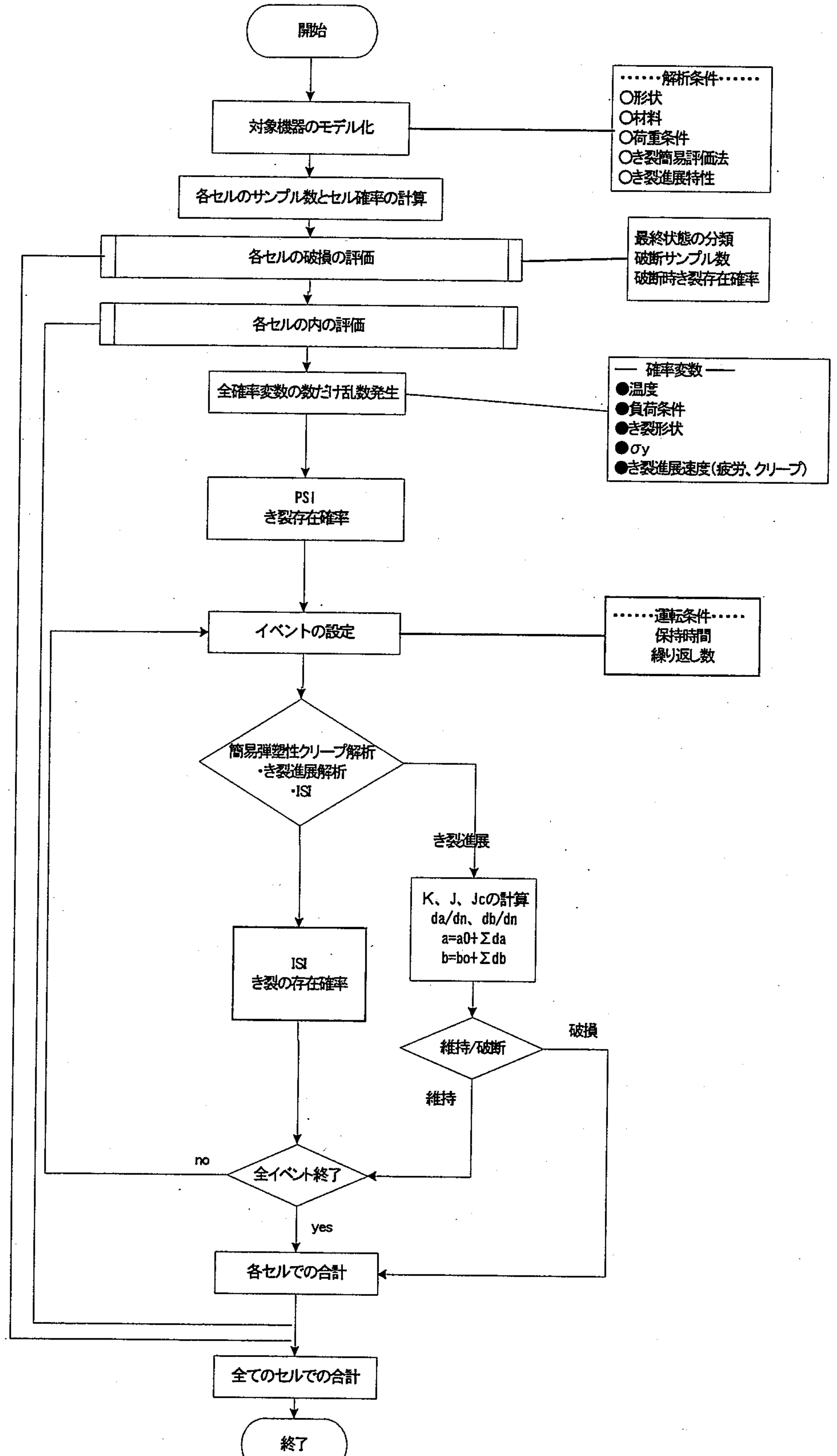


図 2-3-6 確率論的破壊力学評価フロー

２－４ 破損確率計算

２－４－１ 破損確率について

き裂の破損確率は、き裂が発生しその後進展し破損する確率と初期欠陥が進展し破損に至る確率を合わせたものになる。破損確率を P_f とおくと次式で表せる。これらの処理の流れを図 2-4-1 に示す。

$$P_f = p_i p_p + p_c (1 - p_i p_p) \{1-(1-p_p')^n\} \tag{2-90}$$

p_i：1 個の疲労き裂が発生する確率
p_p：1 個の疲労き裂が進展し、貫通する確率
p_c：n 個の初期欠陥が存在する確率
p_p'：1 個の初期欠陥からき裂が進展し、貫通する確率：
$1-(1-p_p')^n$：n 個の初期欠陥のうち、いずれか 1 個以上の欠陥からき裂が進展し、貫通する確率：

き裂発生＋進展の破損確率 $p_i p_p$ は、２．き裂発生確率、３．き裂進展確率を基に、次式によりを求める。次式は、ISI が考慮されても同様に求める。厳密には、ISI が考慮された場合、き裂発生サイクルからき裂進展が始まるので ISI の間隔が影響してくる。REAL-P では、厳密解とほぼ変わらない結果になる簡易的計算が行うことができる。詳細は、後述の２－４－３ き裂発生＋進展確率の計算方法を参照されたい。

$$P_i P_p = \sum_{k=1}^{N} \sum_{i=1}^{k} f_I(i) \cdot f_P(k-i) \tag{2-91}$$

$f_i(x)$　：$n=x$ cycle において $a=a_{init}$ のき裂が発生する事象の確率密度関数
$f_p(x)$　：$n=x$ cycle の間に $a= a_{init}$ のき裂が $a=a_{cr}$ まで進展する事象に関する確率密度関数

1 個の初期欠陥からき裂が進展し貫通する確率 p_p'は、初期欠陥（き裂深さ）の確率分布に基づいてき裂進展解析から得られた累積破損確率分布である。

REAL-P におけるき裂進展評価における破損の定義は、許容き裂深さを板厚で割った a/t と許容表面き裂長さを半板幅で割った c/w を破損のクライテリアとする場合と２－３－３．不安定破壊確率を採用する場合に分けられる。REAL-P では、両者のいずれかを選択するか若しくは両者の合計を破損確率として計上するか選択可能である。なお、き裂進展に入る前の段階でき裂深さ分布により破損に至った場合、破損確率に計上するか選択可能である。ただし、評価者によって破損の定義は異なるので、どの破壊形態を破損とするかは評価者の判断に委ねている。

2－4－2 発生頻度が少ない領域の扱い

き裂発生＋進展の破損確率 p_ip_p を計算する際の低サイクル低確率の扱いについて述べる。破損サンプルの頻度が低い解析条件では、低サイクル領域で破損確率が計上されず階段上の確率分布を呈する場合がある。REAL-P では、破損確率が存在する領域データより低サイクル領域を外挿している。図 2-4-2 参照。

② 累積破損確率分布データの内、全体の 5%の低確率領域のデータを抽出する。
③ ①で 30 個以下の場合は、抽出データを 30 個とし、最大で 300 個とする。
④ 抽出データにおいて階段状の確率分布の場合、その変化（階段）が２段階以下の時外挿処理は行わない。
⑤ 累積確率とサイクルの両対数の１次式近似を行う。
⑥ 破損確率が存在しない低サイクル領域は、④で求めた①次式で外挿する。
⑦ 階段状の確率分布は、保守的に評価するため頂点を結び内挿する。

2－4－3 き裂発生＋進展確率の計算方法

き裂発生＋進展破損確率は、２－４－１で述べられているようにき裂発生及びき裂進展破損確率の確率密度分布の積算である。ただし ISI を考慮している場合、き裂進展破損確率は ISI の開始サイクル及びインターバルに依存する。例えば、N サイクル時の破損確率を求める場合、き裂発生サイクルは i=１～N まで、き裂進展サイクルは j=N-i～1 の組合せで積算する。厳密には、発生サイクルが i=ni の時、き裂進展は j=n+1 からき裂進展することになるので、i=n 以前の ISI は無かったことになる。i=n+1 から次の ISI の時間差が開始時間となるき裂進展破損確率が必要となるので、ISI の開始時間とインターバルのいずれか大きい方のサイクルについて１サイクルからそのサイクルまでのき裂進展解析を全て行う必要がある。例えば、ISI の期間が最大で 50 サイクルとした場合、１～50 回の ISI を考慮したき裂進展解析を行う必要がある。これは計算時間を増大し、条件によっては途方もない時間を費やす。REAL-P では、厳密解を算出する方法と共に、厳密解とほぼ同等な破損確率を算出できる簡易計算を提供している。簡易計算法とは、N サイクルとNサイクルまでの最後の ISI サイクルの間にき裂発生サイクルが置かれたとき、き裂進展破損確率は ISI 無しの破損確率を採用することである。それ以外のサイクルの時は、１サイクルからのき裂進展破損確率を採用する。この結果は、厳密解より小さくなることはなくその差は非常に小さく常に大きめに評価する。図 2-4-3 を参考にすると、当該サイクル N の破損確率を求めようとする場合、き裂発生サイクル分を ni、き裂進展サイクル分を nc とするとき裂発生＋進展の簡易計算方法は以下の通りである。

き裂＋進展破損確率は、

ni ≦ti1 の場合

$$P_iP_p = \sum_{k=1}^{N}\sum_{i=1}^{k} f_I(i)\cdot f_P(k-i) \qquad (2\text{-}92)$$

f_p :き裂進展破損サイクル（ISI有り）

ni > ti1

$$P_i P_p = \sum_{k=1}^{N} \sum_{i=1}^{k} f_I(i) \cdot f_P'(k-i) \tag{2-93}$$

f_p'：き裂進展破損サイクル（ISI無し）

図 2-4-4～2-4-8 に代表的な ISI 条件について、厳密解と簡易法の比較を示す。比較図より、簡易計算は常に厳密解より大きな破損確率を与える上回ること、またその差は小さいことが分かる。

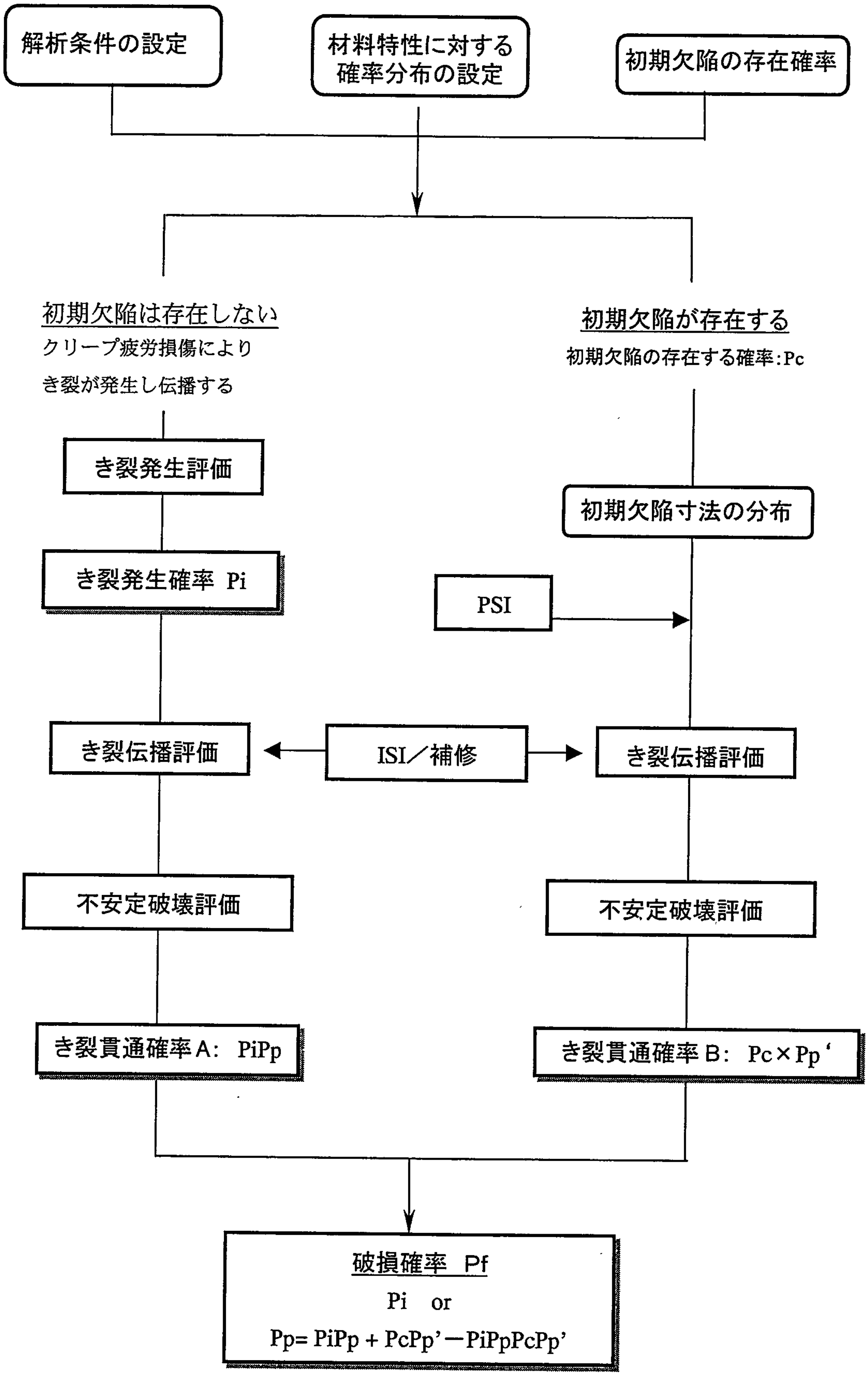


図 2-4-1 クリープ疲労の破損確率評価フロー

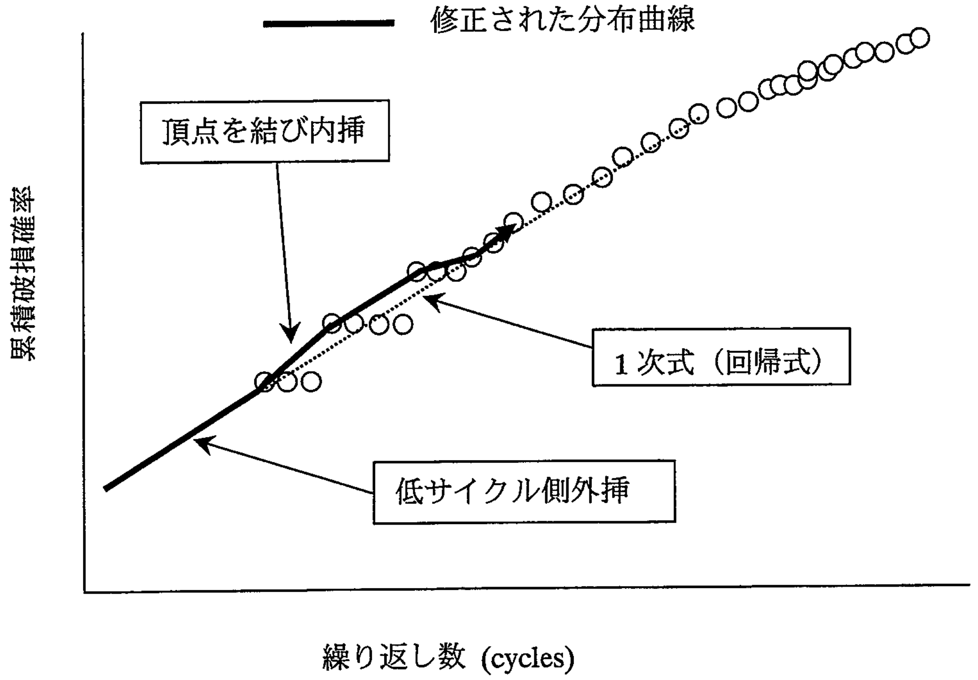
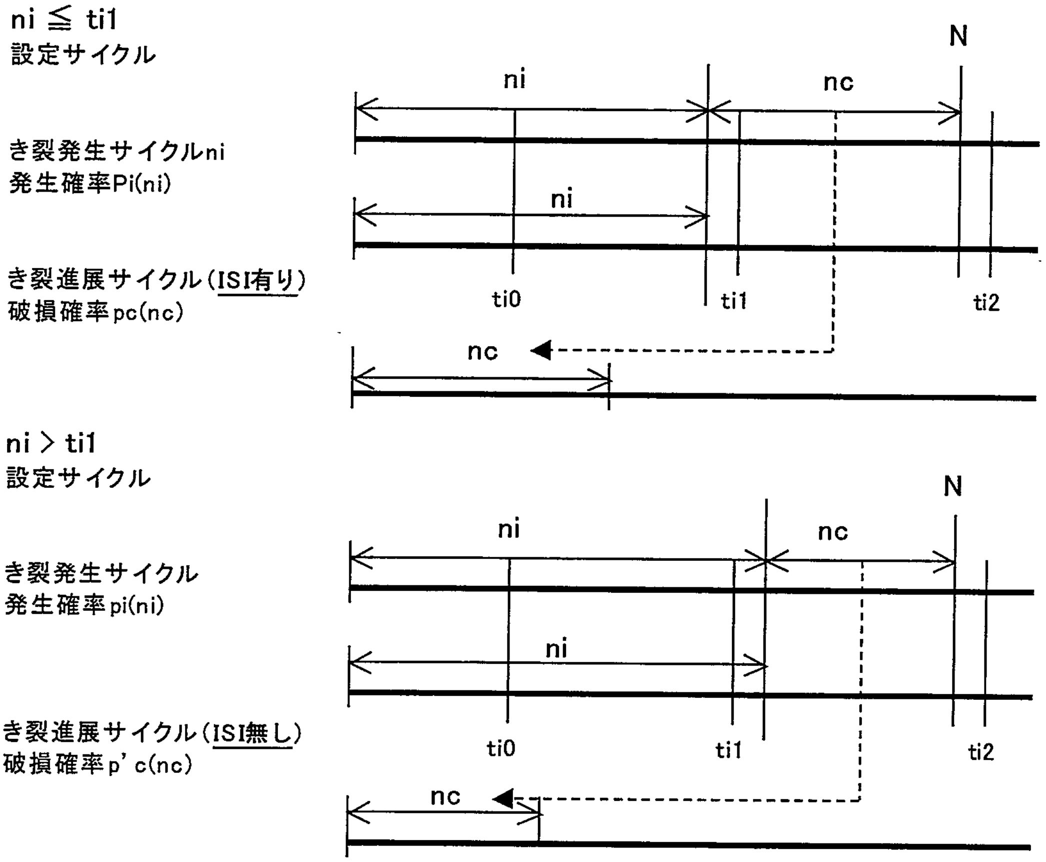


図 2-4-2 低サイクル領域の確率分布の近似



ti0 :ISI開始サイクル
ti1 :ti1<Nにおいて設定サイクルに最も近いサイクル
ni : き裂発生サイクル
nc :き裂進展サイクル
pc :き裂破損確率(ISI有り) pc
p' c:き裂破損確率(ISI無し) p ‘c

図 2-4-3 き裂発生+進展破損確率計算の簡易法の処理方法

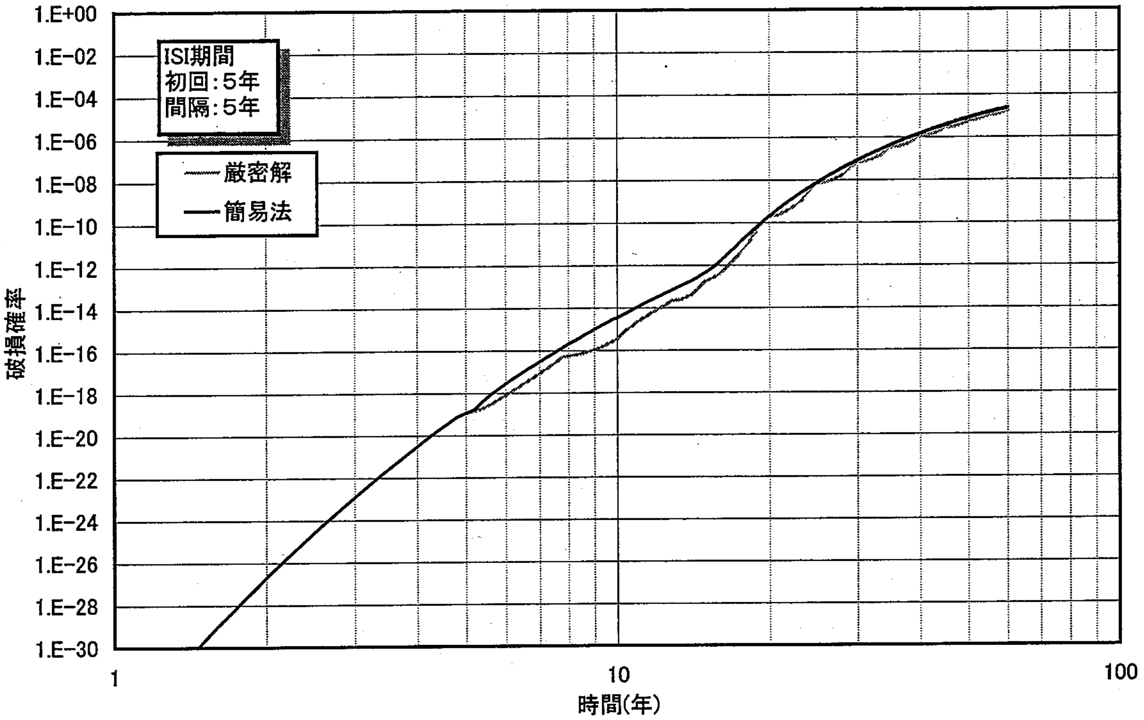


図 2-4-4 簡易法と厳密解の比較（ISI 期間：初回 5 年、間隔 5 年）

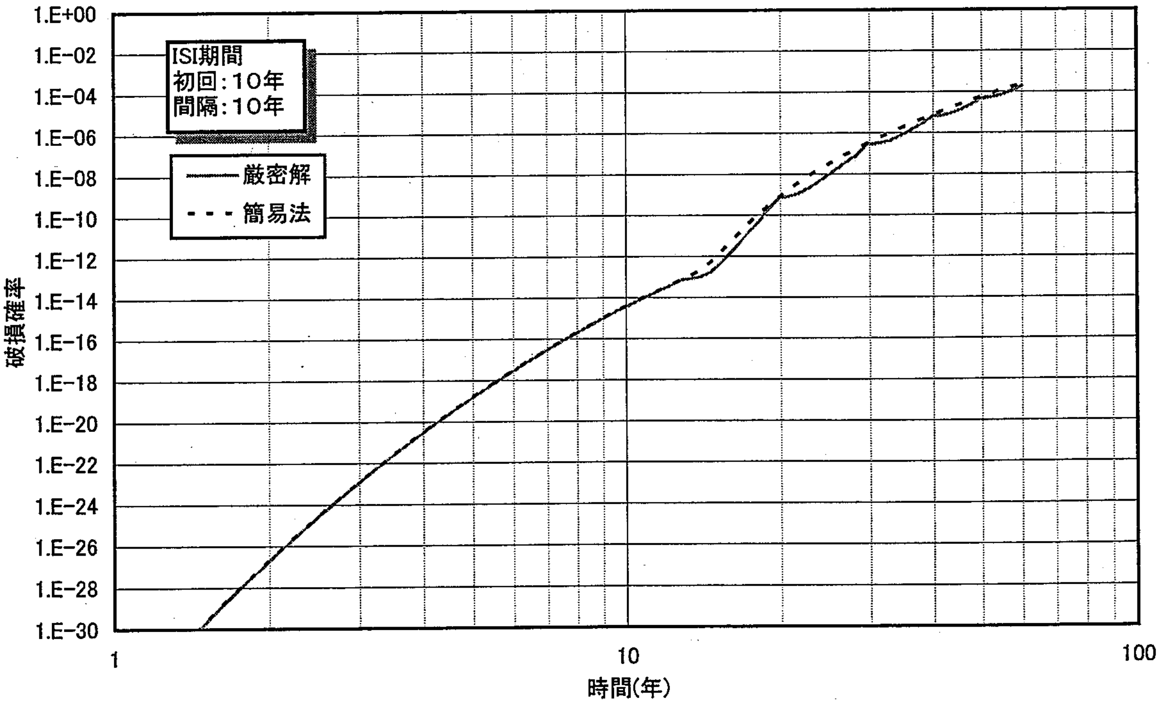


図 2-4-5 簡易法と厳密解の比較（ISI 期間：初回 10 年、間隔 10 年）

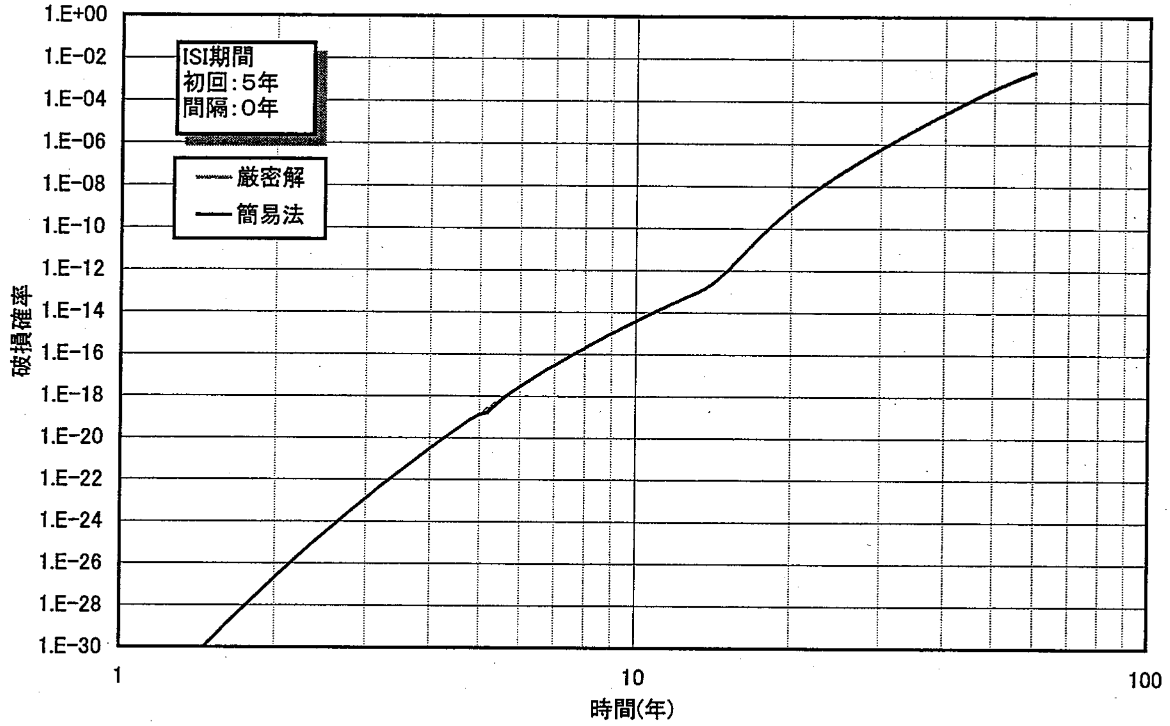


図 2-4-6 簡易法と厳密解の比較（ISI 期間：初回 5、間隔 0 年）

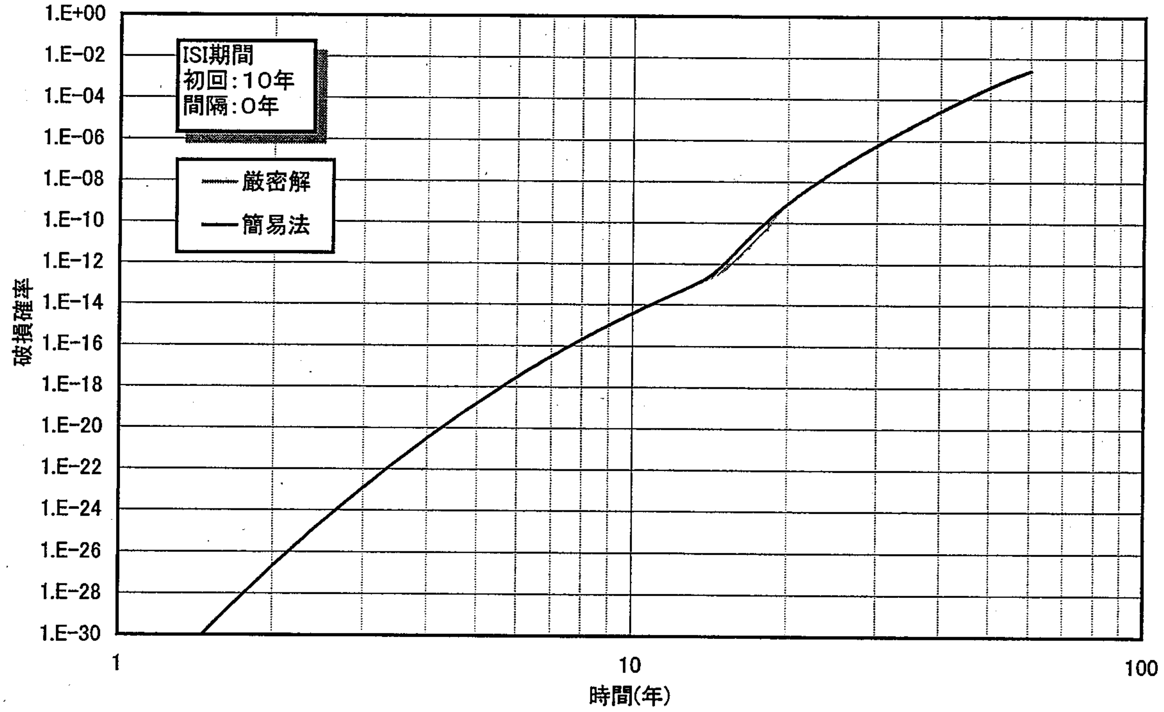


図 2-4-7 簡易法と厳密解の比較（ISI 期間：初回 10 年、間隔 0 年）

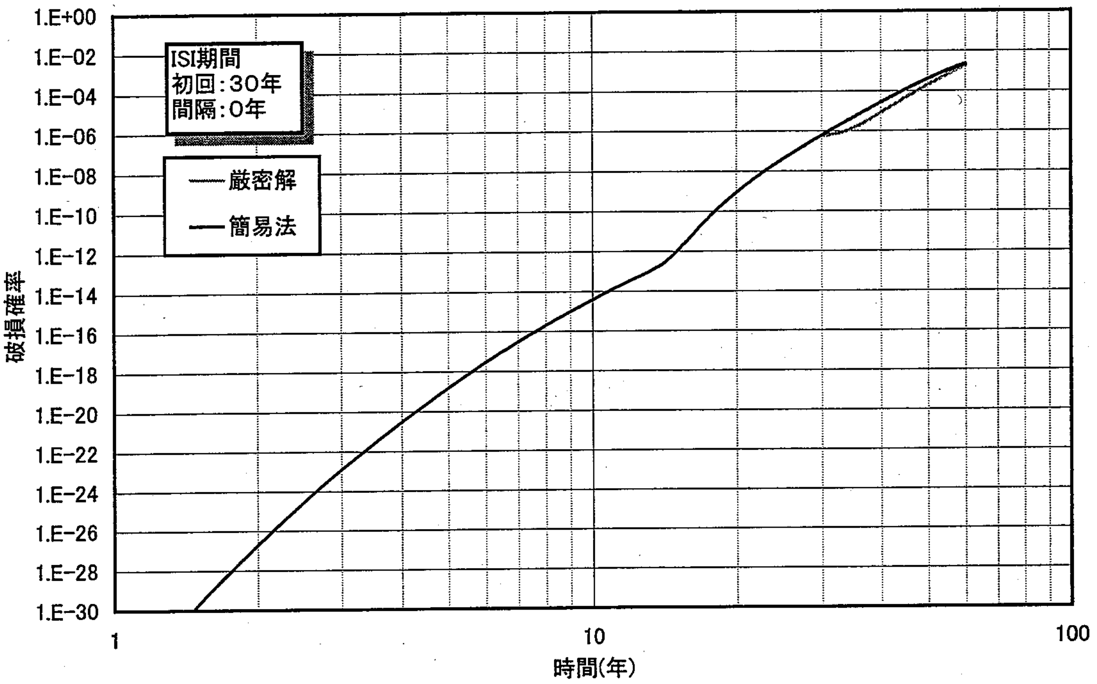


図 2-4-8 簡易法と厳密解の比較（ISI 期間：初回 30 年、間隔 0 年）

3. REAL-P の適用範囲

3－1 外部データ

REAL-P では、き裂進展破損確率計算結果を保存したり、その結果を基に破損確率を計算することができる。ファイル構成を図 3-1-1 に示す。き裂進展破損確率の結果を保存するファイルの形式は、直接モンテカルロ法と層別モンテカルロ法により異なる。直接モンテカルロ法による結果は、累積破損確率分布を対数正規分布若しくはワイブル分布で近似し、対数標準偏差が小さい方の結果を保存する。層別モンテカルロ法の結果は、き裂発生＋進展の破損確率の計算過程において ISI の考慮の仕方によりファイルの大きさが異なる。き裂進展破損確率の計算過程が 1 回だけの簡易法の結果を標準とすれば、ISI の間隔でファイルの大きさが決まる厳密解による計算結果は、その計算回数分だけ追加され一つのファイルとして保存される。

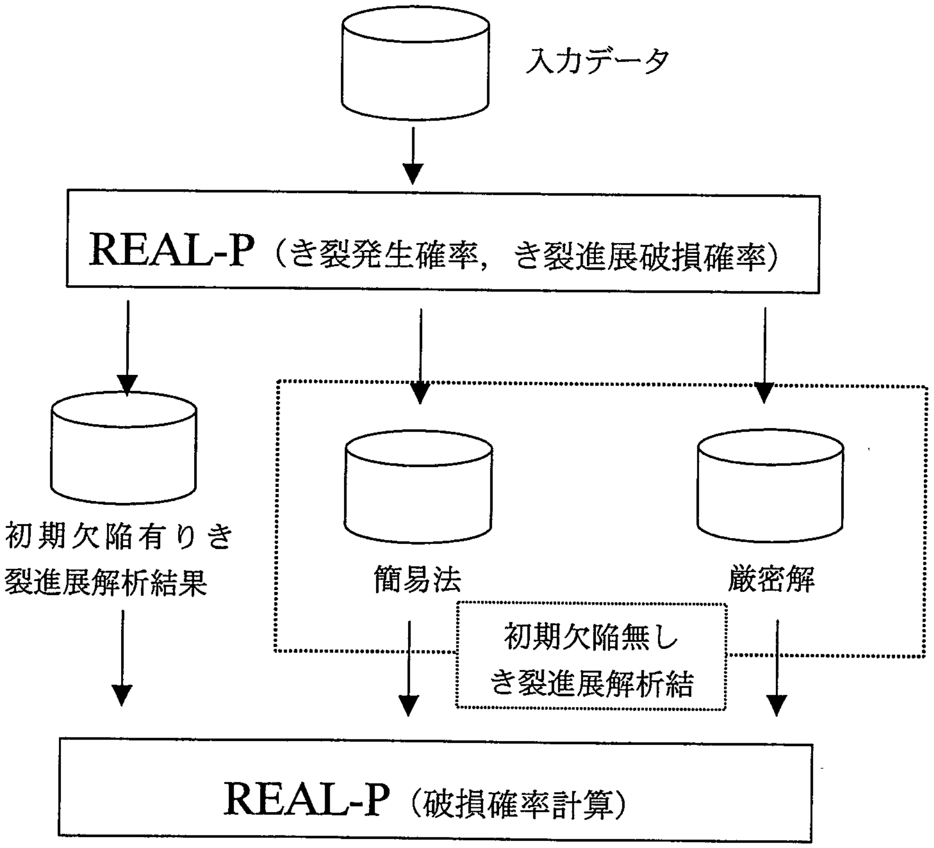


図 3-1-1 REAL-P のファイル構成

3－2 適用限界

REAL-P で組み込まれている材料特性は、適用範囲はを超えても外挿を考慮して制限を設けていない。確率分布に従った乱数発生は、数値計算上限界があるので表 3-2-1 に示すとおり制限を設けている。き裂進展評価は、参照応力の適用範囲 a/t≦0.8 で制限を設けている。また、表面き裂深さ方向の制限(c/w)も設定できるが、実際の解析では c/w で破損することは無いので非常に大きな数値を設定しておく必要がある。

表 3-1 確率分布関数の下限値と上限値

確率分布関数	下限値	上限値
正規分布	-30 σ	8 σ
指数分布	ϕ=1-exp(-X)、X=0	ϕ=1-exp(-X)、x=36
ワイブル分布	位置母数	ϕ=1-exp(-X)、x=36

3－3 計算結果

REAL-P のき裂発生およびき裂進展の決定論的な計算結果の出力項目は、表 3-3-1～3-3-3 に示す通りである。直接サンプリングによる計算結果は、き裂発生確率、き裂進展破損確率共に対数平均値および対数標準偏差、ワイブル分布について形状母数および尺度母数を出力する。層別サンプリングよる計算結果は、き裂発生確率について対数平均値および対数標準偏差を、き裂進展破損確率についてサイクル毎の ISI 無しの累積破損確率、ISI 有りの累積破損確率、累積破損確率、不安定破壊確率を出力する。なお ISI 無しの累積破損確率は、破損クライテリア a/t に達した破損確率と不安定破壊確率のいずれか一方若しくは両者を足し合わせたものを出力する。それ以外は、単体で出力する。

表 3-3-1 き裂発生計算結果項目一覧

順番	項目	内容
1	温度	温度（℃）
2	Sn	応力範囲、Δεt も併せて出力
3	Δεt	ひずみ範囲(%)
4	αy	σy=αy×σy（平均値）
5	σ0	緩和初期応力（MPa）、クリープ疲労解析時の有効
6	αR	クリープ破断式時間係数
7	αc	クリープ速度式時間係数
8	Df	1サイクル当たりの疲労損傷
9	Dc	1サイクル当たりのリープ損傷

表 3-3-2 き裂進展評価計算結果（決定論：JNC 法）出力項目一覧

順番	項目	内容
1	Time	経過時間
2	a(mm)	き裂深さ mm
3	c(mm)	き裂半長 mm
4	a/t	
5	c/w	緩和初期応力（MPa）、クリープ疲労解析時の有効
6	ΔK_a	き裂深さ方向のΔKeff
7	ΔK_c	き裂長さ方向のΔKeff
8	ΔJf_a	き裂深さ方向のΔJ ΔJ_f=fep・ΔJe_a

9	ΔJf_c	き裂長さ方向のΔJ ΔJ_f=fep・ΔJe_c
10	ΔJc_a	き裂深さ方向のΔJc
11	ΔJc_c	き裂長さ方向のΔJc
12	(da/dN)Jfa	き裂深さ方向の疲労き裂進展量 $(da/dN)_f$
13	(dc/dN)Jfc	き裂半長さ方向の疲労き裂進展量$(dc/dN)_f$
14	(da/dN)Jca	き裂深さ方向のクリープき裂進展量(da/dN)c
15	(dc/dN)Jcc	き裂半長さ方向のクリープき裂進展量(dc/dN)c
16	σref	参照応力
17	fep	弾塑性補正係数 $f_{ep} = \frac{\sigma_{ref}{}^{3}}{2\sigma_y{}^2 \cdot E \cdot \varepsilon_{ref}} + \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}$

表 3-3-3 き裂進展評価計算結果（決定論：電中研法）出力項目一覧

順番	項目	内容
1	Time	経過時間
2	a(mm)	き裂深さ mm
3	c(mm)	き裂半長 mm
4	a/t	
5	c/w	緩和初期応力（MPa）、クリープ疲労解析時の有効
6	ΔK_a	き裂深さ方向のΔK $\Delta K = K_I^{(\max)} - K_I^{(\min)}$
7	ΔK_c	き裂長さ方向のΔK $\Delta K = K_I^{(\max)} - K_I^{(\min)}$
8	ΔJf_a	き裂深さ方向のΔJ_f $\Delta J_f = \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{EP}}{\Delta\sigma_{ref}^{E}\Delta\varepsilon_{ref}^{E}} \cdot \Delta J_e$
9	ΔJf_c	き裂長さ方向のΔJ_f

		$\Delta J_f = \dfrac{\Delta\sigma_{\mathrm{ref}}^{\mathrm{EP}} \cdot \Delta\varepsilon_{\mathrm{ref}}^{\mathrm{EP}}}{\Delta\sigma_{\mathrm{ref}}^{\mathrm{E}} \Delta\varepsilon_{\mathrm{ref}}^{\mathrm{E}}} \cdot \Delta J_e$
10	(da/dN)Jfa	き裂深さ方向の疲労き裂進展量 $(da/dN)_f$
11	(dc/dN)Jfc	き裂半長さ方向の疲労き裂進展量 $(dc/dN)_f$
12	(da/dN)Jca	き裂深さ方向のクリープき裂進展量(da/dN)c
13	(dc/dN)Jcc	き裂半長さ方向のクリープき裂進展量(dc/dN)c
14	Δσ refE	弾性参照応力範囲 $\Delta\sigma_{ref}^{E}$
15	Δε refE	弾性参照ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{ref}^{E}$
16	Δσ refEP	弾塑性参照応力範囲 $\Delta\sigma_{ref}^{EP}$
17	Δε refEP	弾塑性参照ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{ref}^{EP}$
18	fep	弾塑性補正係数 $f_{ep} = \dfrac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{EP}}{\Delta\sigma_{ref}^{E} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{E}}$

4. REAL-P の検証

4－1 解析条件

REALP-P の計算過程の妥当性を検証するため、電中研が平成１２年度に行ったき裂試験の結果と REAL-P の計算結果と比較検討した。解析は、膜＋曲げ、曲げ主体、膜のみの３ケースの荷重条件について、それぞれ疲労及びクリープ疲労の進展評価を行った。

項目	ケース1	ケース2	ケース3
解析モデル	Y ピース構造モデル試験１、指針 P361 参照	表面き裂付き平板モデル試験、指針 P366 参照	←
モデル形状	w=1000mm、板厚 20mm の平板モデル	w=25mm、板厚 15mm の平板モデル	w=25mm、板厚 15mm の平板モデル
材料	316FR	316FR	←
温度	520℃	600℃	←
保持時間	1hr	5hr	←
応力ひずみ関係式	JNC：Ludwik 電中研：Ramberg-Osgood	JNC：Ludwik 電中研：Ramberg-Osgood	JNC：Ludwik 電中研：Ramberg-Osgood
クリープひすみ速度式	JNC：Black-burn 式 電中研：Norton 則	JNC：Black-burn 式 電中研：Norton 則	JNC：Black-burn 式 電中研：Norton 則
荷重条件	Qm=85.9MPa Qb=481.6MPa	Qm=14.4MPa Qb=649.5MPa	Qm=576.1MPa Qb=0MPa
膜曲げ比 (Qb/(Qm+Qb)	0.85（膜＋曲げ）	0.98（曲げ主体）	0（膜）
き裂進展速度（疲労）	C1=2.e-4、m1=1.37	C1=1.21e-4、m1=1.37	←
き裂進展速度（クリープ疲労）	C1=2.e-4、m1=1.37 C2=7.43e-3、m2=0.941	C1=2.65e-4、m1=1.37 C2=7.43e-3、m2=0.941	←
弾性追従係数	*1	←	←
き裂形状（疲労）	a0=4mm、2c0=16mm	a0=6mm、2c0=16mm	a0=4mm、2c0=8mm
き裂形状（クリープ疲労）	a0=4mm、2c0=16mm	a0=3mm、2c0=9.6mm	a0=4mm、2c0=8mm

*1 $q_p = 2.68\exp\left[-2.96\left(\frac{a}{t}-0.5\right)^2\right]$

4－2 JNC 法と電中研法の結果比較

破壊力学評価法の根幹となる決定論的なき裂進展評価において、電中研解説書の試験結果と較べると電中研法及びJNC法の評価にいくつかの特徴が見られる。JNC法と電中研法について、４－４－１と同様な解析条件で比較した。図4-4-1～6より得られた知見と両者の特徴について以下に示す。

- JNC 法は、曲げ応力が加わる試験では電中研法に較べ実験値に近い結果になったが、膜応力支配の疲労試験結果では実験値よりき裂進展量を過小評価する。一方膜応力支配のクリープ疲労試験結果では実験値とほぼ同等の記述を示す。ここで計算した JNC 法は、2-48 式で表すき裂開口比の影響について n=0 を設定しているので、結果的に圧縮荷重の K 値をき裂進展に寄与しない評価を行っている。このため膜応力支配のケースでは電中研法に較べ進展量がかなり小さく図 4-4-3 に示すように実験値よりも少ない進展量となる。曲げ応力主体ケースでは参照応力を小さく見積もるので、き裂進展量は図4-4-1 示されるように実験値に近い傾向を示す。曲げ支配の高速炉の荷重条件を考えれば、圧縮側のK値を評価しないJNC法の方が妥当といえるが、機器の設計に際しては保守的に評価する電中研法が望ましいとも言える。現状では、評価法の選択は利用者の裁量にゆだねている。
- 電中研法は曲げ主体の負荷荷重では極めて保守的に評価するが、膜荷重が支配的になる図4-4-3及び図4-4-6では実測値と近い結果になる。また電中研法はΔK値を求める場合、引張＋圧縮荷重の範囲で評価するためJNC法に較べ進展量を大きめに計算する。従って、曲げ主体のケースは過大評価し膜主体のケースは実測値に近い評価となる。つまり、JNC法とは相反する結果になる。ΔK 値の算出に影響するき裂開口比のパラメータの与え方によっては、両者は同等の結果を得る。電中研法において、パラメータUを標準１から零に近づければき裂進展速度は遅くなり曲げ主体の実験結果に近くなる。一方膜応力のみの結果は進展量を小さく見積もるため図 4-4-3 や図 4-4-6 は進展量がより少なくなる。反対にJNC法は、き裂開口比のパラメータnを零から１に近づけるとΔKの割合を増加していくので進展量は多くなる。このように、両者は相反するき裂進展特性を示すが、基本的にはき裂開口比の与え方による違いだけで本質的には大きく違わないと解釈できる。従って一概にどちらが優れているかは言えない。
- き裂開口比のパラメータを変化させるだけで全ての実験データとの記述を良好することはできない。電中研法ではき裂開口比のパラメータUだけを適切に与えることで試験データに合わせることは可能であるが、JNC 法では既に保守的に評価している結果についてはこれ以上記述を良好にすることはできない。例えば、曲げ主体の図4-4-1、4-4-2、4-4-4、

4-4-5 においてJNC 法はこれ以上進展量を小さくすることはできない。ただし、膜主体の結果は n=1 に近づけることで改善の余地は残されている。以下に両者のき裂開口比の係数の与え方を示す。

(1) JNC 法

$$\Delta K_{eff} = qclos \cdot \Delta K$$

$$qclos = (1-R)^{n-1}$$

ただし、$R=\sigma_{min}/\sigma_{max}$

R≧0 : n=1 (従って、qclos=1)

R<0 : n=0 (従って、qclos=1/(1-R)

n=0 は推奨値である。n の範囲は 0～1。

n=0→1 になるにつれて、ΔK の割合が増加し、n=1 でΔKeff=ΔK となる。

(2) 電中研法

$$\Delta J_f = U \frac{\Delta\sigma_{ref}^{EP} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{EP}}{\Delta\sigma_{ref}^{E} \cdot \Delta\varepsilon_{ref}^{E}} \cdot \frac{\Delta K_I{}^2}{E'}$$

標準の U=1 は最もき裂進展が早く、破損確率を保守的に見積る。

※ 実験値との差は、き裂開口比のみで決まるものではなく現状のき裂進展評価法が変位制御及び荷重制御と変位制御が両者が混合する条件を必ずしも精度良く評価するに至っていないことも上げられる。き裂進展評価法の精度を上げるには種々の要因が有り、現在必要な見直しを行っている段階で近い将来より高度化された評価法が提案されることが期待されている。

4－3 JNC 法と電中研法の使用上の注意

JNC 法と電中研法について使用上の注意を以下に示す。REAL-P で評価する場合、両者のき裂進展評価の違いを念頭にいれて利用することを勧める。

□ JNC 法
- 断面の応力分布をσm (膜応力) 、σb (曲げ応力) 、σp (ピーク応力) の3成分に分けて評価。σgb (管曲げ) は対応しない。
- ΔK 値は、引張側のみ有効。ただし、パラメータ n で調整可。
- 円筒断面の K 値計算の適用限界は R/t=10 まで。R : 内半径、t : 板厚
- 軸方向き裂断面円筒モデルは対応していない。

□ 電中研法
- 断面の応力分布をσm (膜応力) 、σb (曲げ応力) 、σgb (管曲げ) で評価。σp (ピーク) は対応しない。

・ΔK 値は、引張＋圧縮の応力範囲で算出する。ただし、パラメータ U で調整可。円筒断面モデルは断面内の応力分布を基に影響関数テーブルより K 値を計算。
・円筒断面モデルの寸法に対する制限はない。
・軸方向き裂断面円筒モデルにも対応している。

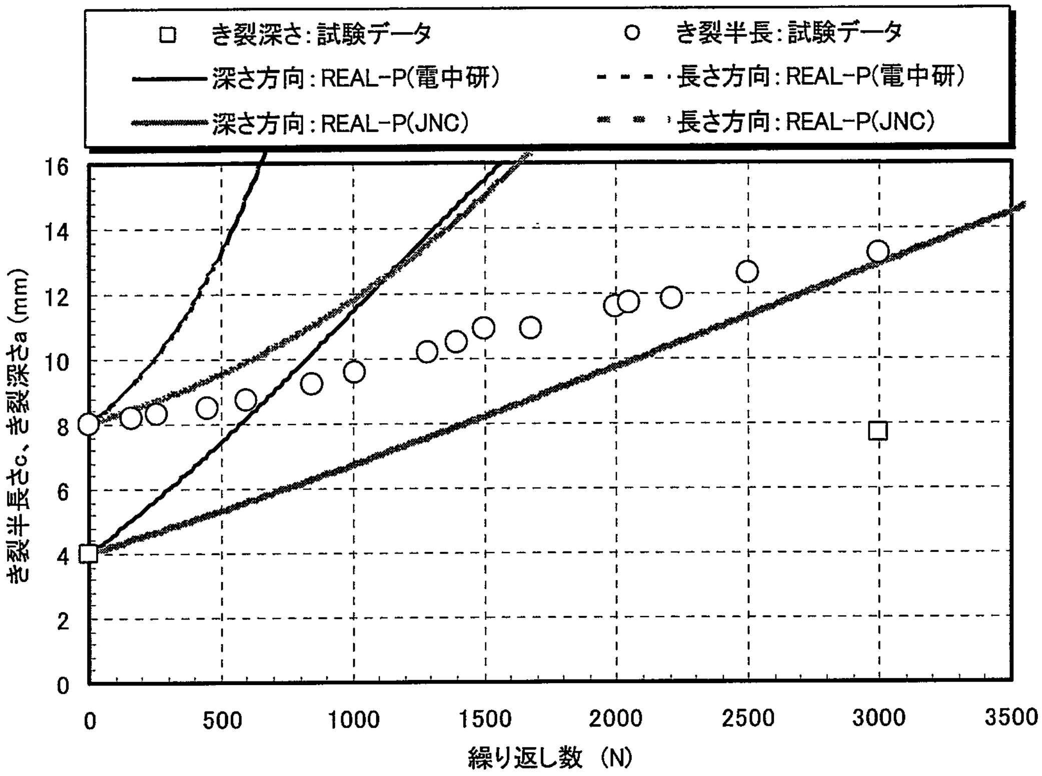


図 4-4-1 ケース 1 (疲労：膜+曲げ) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

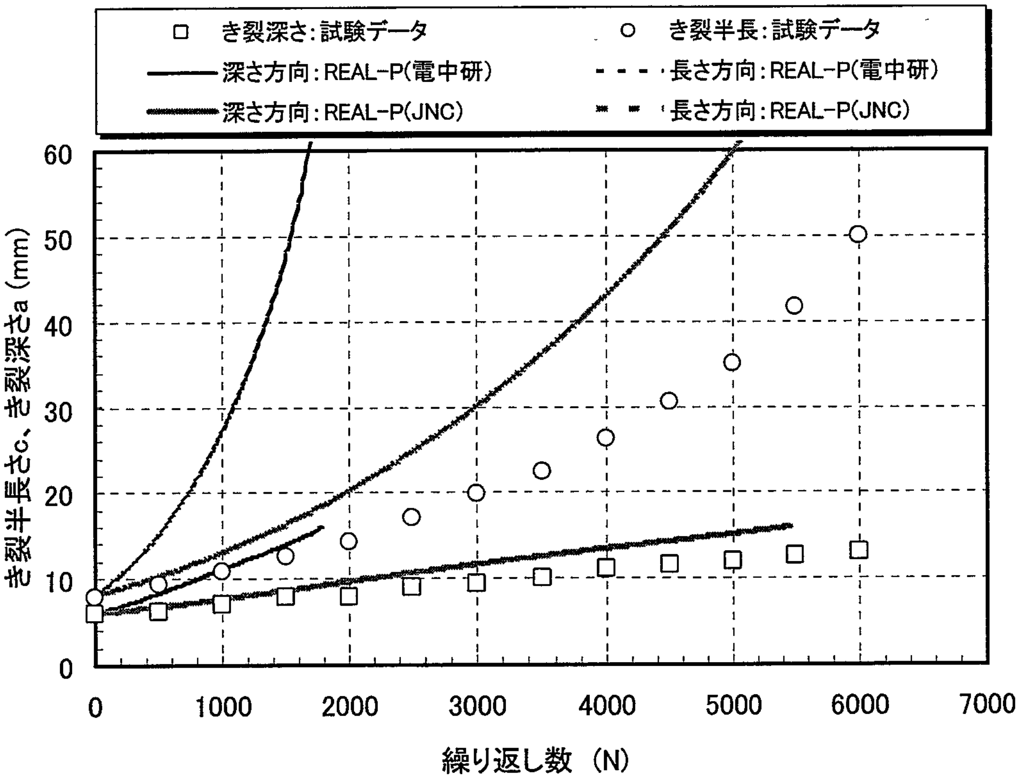


図 4-4-2 ケース 2 (疲労：曲げ) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

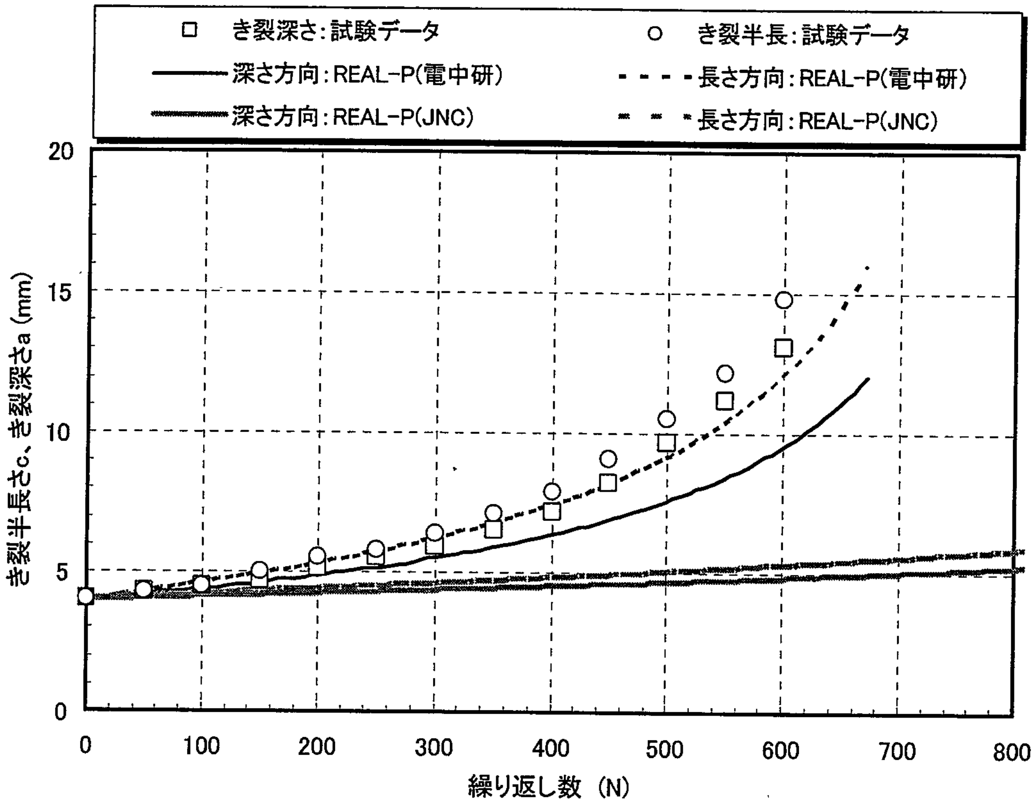


図 4-4-3 ケース 3 (疲労：膜) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

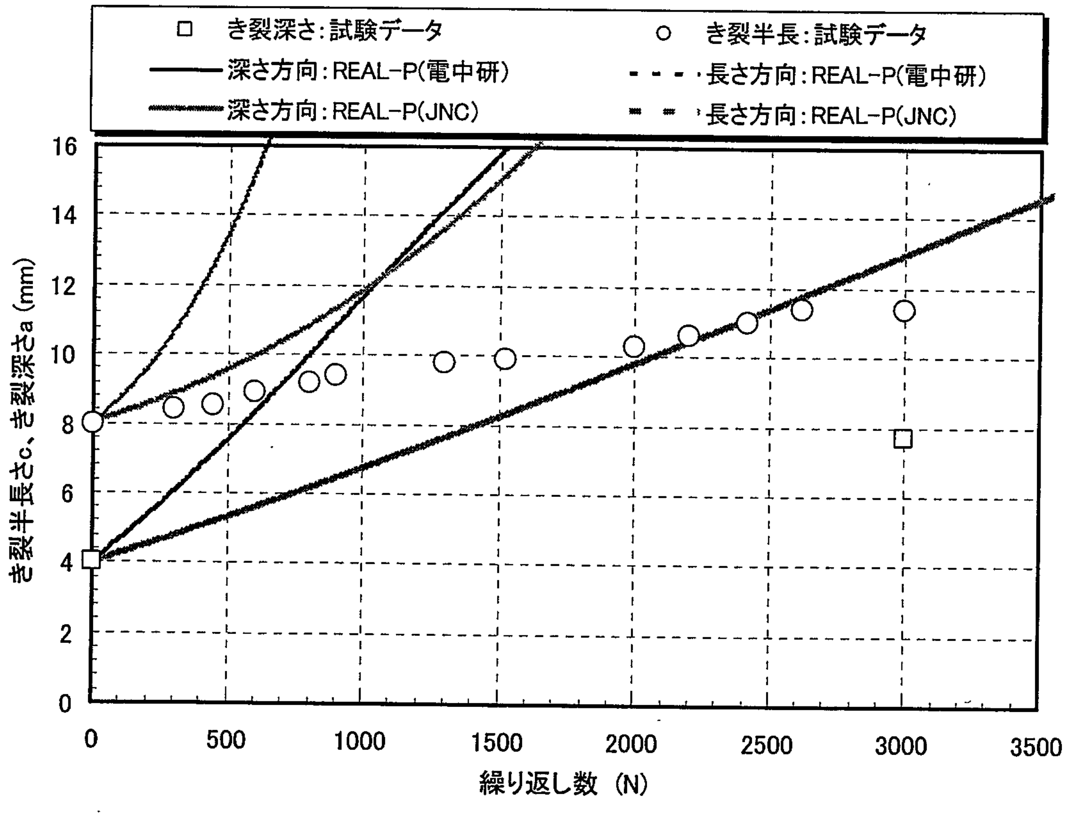


図 4-4-4 ケース 1 (クリープ疲労：膜＋曲げ) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

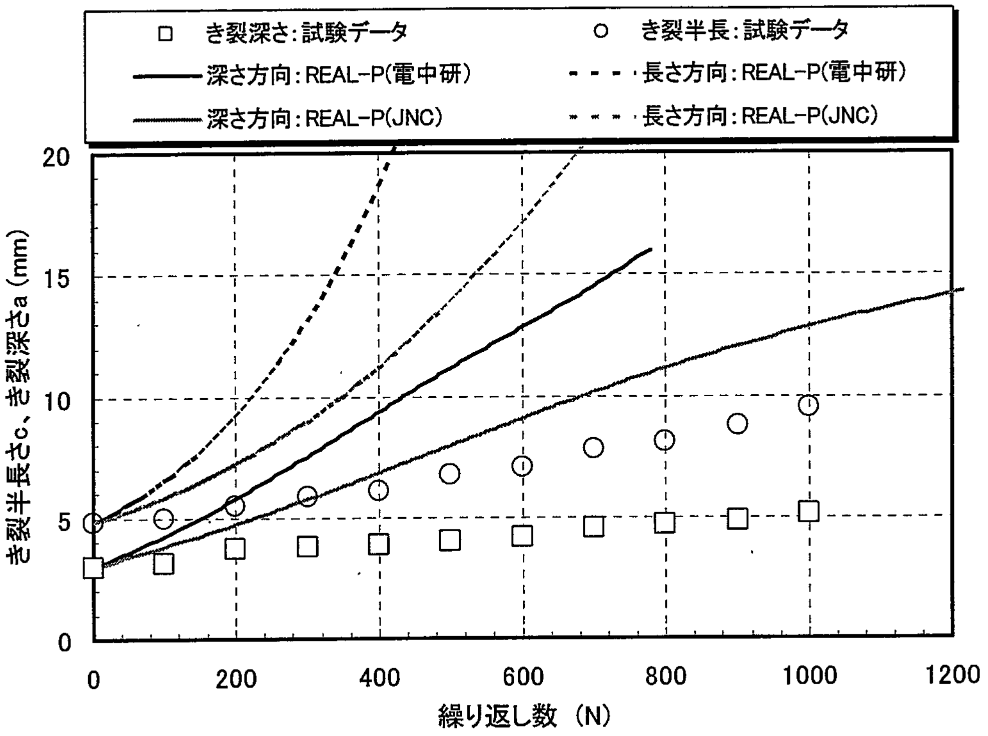


図 4-4-5 ケース 2 (クリープ疲労：曲げ) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

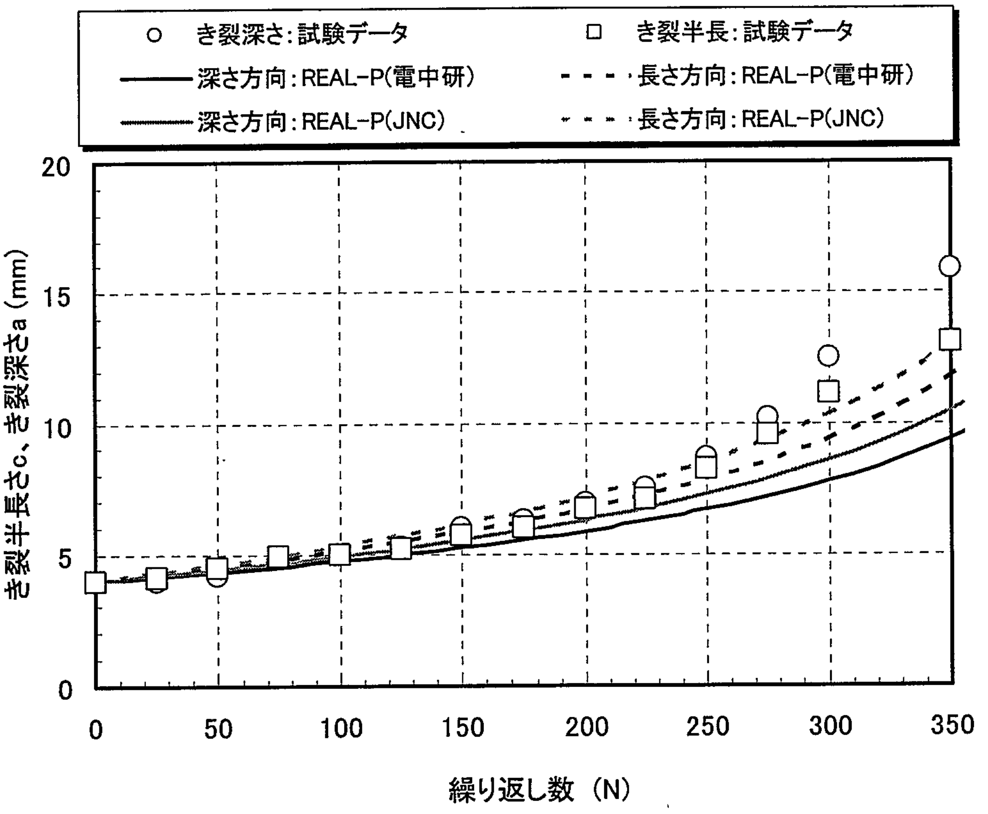


図 4-4-6 ケース 3 (クリープ疲労：膜) JNC 法と電中研法のき裂進展履歴の比較

5. 今後の展開

REAL-P Ver.1.0 は、主に高速炉用機器・配管の欠陥評価指針当に基づいて開発されている。さらに、以下に示す項目について機能拡充と改良を重ね、次期バージョンに組み入れていく予定である。

- JSME 発電用原子力設備規格 維持規格 2002 年 10 月の欠陥評価を組み込み、軽水炉用機器に対しても対応できるようにする。
- テキスト形式による入力データの作成からビジュアル化による作成を追加し、ユーザーにより分かりやすく入力データの作成を支援する。
- RCC-MR Appendix A16 の破断前漏洩解析と欠陥評価指針の組み込み。
- ２パラメータ法による不安定破壊評価の組み込み。
- 現行の１パターンの荷重履歴を最大５パターン解析できるようにする。
- ユーザーが任意の K 値計算ルーチン他を組み込むことを可能にする。

謝辞

構造信頼性研究 Gr の博士研究員 兪 淵植氏には、簡易き裂進展評価法について詳細な助言を頂き深く感謝いたします。

参考文献

[1] 加藤 猛彦、浅山 泰、材料強度・構造信頼性評価システムMSS-REAL使用説明書 Version1、JNC TN9520 2003-002 (2003)

[2] 津田孝夫、 モンテカルロ法とシミュレーション、培風館 (1992)

[3] 若井 隆純、青砥 紀身、高速増殖大型炉機器・配管に対する欠陥評価指針の検討(その１)、JNC TN9400 2001-078 (2001)

[4] （財）電力中央研究所 平成１２年度発電用新型炉技術確証試験（高速増殖炉技術確証試験） 調査報告書 別冊 高温構造健全性評価指針（案）(2001)

[5] Compaq Fortran 言語リファレンス・マニュアル（上巻）、コンパックコンピュータ株式会社、(2000)

付録 A　材料特性式一覧

MSS-REALでは、実行する全ての材料に対し計算が不都合にならないように材料特性式が設定されている。扱う材料は、以下の通りである。材料番号1～10は、JNCで策定されたものであり11以上は他の機関が主体となって策定されたもである。公開されていない材料特性式は検討用もしくは仮に定めているのもあり利用する際は十分注意されたい。今後材料特性式が改定された際にはMSS-REALの最新版とその旨を報告していく予定である。なお、組み込まれている材料以外に登録してほしい材料があればできる限り追加していく予定である。

番号	材料名	備考
1	SUS304	BDS
2	SUS316	BDS
3	SUS321 伝熱管	BDS
4	21/4Cr-1Mo 板	BDS、動的応力ひずみ関係は検討用
5	21/4Cr-1Mo 伝熱管	BDS
6	Mod.9Cr-1Mo(NT)	動的応力ひずみ関係は検討用
7	9Cr-2Mo	検討用
8	9Cr-1M-V-Nb	検討用
9	316FR	JNC版
10	316FR 非弾性解析用	弾塑性応力ひずみ関係式、動的応力ひずみ関係式を策定
11	316FR	DDS
12	Mod.9Cr-1Mo(NT+SR)	DDS
13	HCM12A	暫定版
14	316FR（疲労：板＋鍛造）	DDS、疲労曲線：板＋鍛造、他は11.316FRと同じ
15	316FR（疲労：板）	DDS、疲労曲線：板、他は11。316FRと同じ
16	316FR（疲労：鍛造）	DDS、疲労曲線：鍛造、他は11.316FRと同じ
17	316FR（動的：平均）	DDS、動的応力ひずみ関係式：平均傾向線、他は11.316FRと同じ

材料特性式引用文献一覧

文献番号	文献名
①	動力炉核燃料開発事業団, 解説 高速原型炉高温構造設計指針 材料強度基準等 昭和 59 年 11 月 (1984)
②	青砥 紀身, 和田 雄作, 既存鋼種とのアナロジイによる新規開発材料の高温材料特性評価手法 日本機械学会論文集 第 523 号 A 編 (1990)
③	動力炉核燃料開発事業団, 高速増殖炉高温構造設計基準材料強度基準等の高度化に関する検討報告(I) 昭和 62 年度 KOM-MSS W/G 活動報告 1988 年 4 月 PNC TN9410 88-105 (1988)
④	小峰 龍司, 川崎 弘嗣 他, Mod.9Cr-1Mo(NT)設計疲労線図(1991 年度暫定案)の策定 1992 年 3 月、TN9410 92-089 (1992)
⑤	渡士 克己, 青砥 紀身 他, 高速炉構造用 316 の材料強度基準等(案) 1993 年 6 月 PNC TN9410 93-142 (1993)
⑥	K. Aoto et al. :"Inelastic stress-strain relationship of FBR-grade type 316FR stainless steel at elevated temperature" , proc. The 5th International Symposium on Plasticity abd Its Current Aoolications, (1995), P577
⑦	日本原子力発電株式会社, 解説 高速増殖炉実証炉高温構造設計指針 材料強度基準等(案) 平成 11 月 3 月 (1999)
⑧	日本原子力発電株式会社, 高速増殖炉実証炉高温構造設計指針 材料強度基準等(案) 平成 11 月 3 月 (1999)
⑨	日本原子力発電株式会社, 平成 13 年度 発電用新型炉技術確証試験 事業報告書 その 1 設計手法高度化確証試験 (2001)
⑩	日本原子力発電株式会社, 平成受託研究報告書 炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究 (2001)

1	SUS304（BDS）

表番号	材料特性式	備考	文献番号
1－1	弾塑性応力ひずみ関係式		①
1－2	クリープ破断関係式		①
1－3	クリープひずみ式		①
1－4	最適疲労破損式		①
1－5	動的応力ひずみ関係式		①

表1－1 SUS304（BDS）の弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e（mm/mm），ε_p（mm/mm），σ（kg/mm²）

＜適用限界＞

最大ひずみ（$\varepsilon_e + \varepsilon_p$）max ≦ 0.03（mm/mm）

パラメータ ＼ 温度（℃）	315≦T≦650
E (kg/mm²)	315≦T＜400　$E = 2.040\times10^4 - 8.000\,T$ 400≦T≦650　$E = 2.126\times10^4 - 10.125\,T$
σ_p (kg/mm²)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/mm²)	平均曲線：$25.5655 - 5.58937\times10^{-2}T + 1.04384\times10^{-4}T^2 - 7.42535\times10^{-8}T^3$ 最小曲線：別表1.4　設計降伏点Syによる
K (kg/mm²)	$44.3068 - 1.78933\times10^{-2}T$
m	$0.279395 + 7.749\times10^{-5}T$

表 1－2 SUS304（BDS）のクリープ破断関係式

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\} = A_0 + A_1 \log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　425 ≦ T ≦ 825

σ ： 応力（kg/mm²）　2 ≦ σ

t_R ： 破断時間（hr）

C	17.54301
A_0	26248.54
A_1	−6104.579
A_2	−425.0012

α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σ は当該温度における引張強さを超えてはならない。

表1−3 SUS304(BDS)のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1 (1 - e^{-r_1 t}) + C_2 (1 - e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T ： 温度（℃）　425 ≦ T ≦ 650

σ ： 応力（kg/mm²）　0.1 ≦ σ

t_R ： 破断時間（hr）

$\dot{\varepsilon}_m$ ： 定常クリープ速度（mm/mm/hr）

t ： 時間（hr）

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -17.54301 + \frac{26248.54}{T+273.15} - \frac{6104.579}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{425.0012}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$		
$\dot{\varepsilon}_m$	$62.416 \cdot \exp\left[-\frac{40812}{8.31\cdot(T+273.15)}\right]\cdot t_R^{-1.1335}$		
C_1	$1.2692 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{\,0.74491} / r_1$	C_2	$0.48449 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{\,0.81155} / r_2$
r_1	$103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$	r_2	$17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$

ただし，α_c はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。

表 1－4 SUS304(BDS)の最適疲労破損式

$$(\log_{10} N_f)^{-\frac{1}{2}} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^2 + A_3 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^4$$

使用単位

T ： 温度 （℃）

$\dot{\varepsilon}$ ： ひずみ速度 （mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲 （mm/mm）

N_f ： 破損繰返し数

A_0	$1.621827 - 0.4567850 \times 10^{-7} \times T^2 \times R$
A_1	$1.131346 + 0.8665061 \times 10^{-8} \times T^2$
A_2	0.3439663
A_3	$-0.1374387 \times 10^{-1} + 0.4910723 \times 10^{-4} \times R$

ただし，$R = \log_{10} \dot{\varepsilon}$ である。

表 1－5 SUS304(BDS)の動的応力ひずみ関係式

◉ $\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

◉ $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$425 \leq T \leq 650$

$\Delta\sigma$ ： 応力範囲（kg/mm²）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

E ： 縦弾性係数（kg/mm²）

σ_p ： 比例限（kg/mm²）

A_0	$0.9772687 + 0.6446708\times10^{-2}\times T - 0.4675557\times10^{-5}\times T^2 - 0.3724201\times10^{-8}\times T^3$
A_1	$3.690128 - 0.1847969\times10^{-1}\times T + 0.3544927\times10^{-4}\times T^2 - 0.2297822\times10^{-7}\times T^3$
E	$2.10236\times10^{4} - 9.71895\times T$
σ_p	$25.5655 - 5.58937\times10^{-2}\times T + 1.04384\times10^{-4}\times T^2 - 7.42535\times10^{-8}\times T^3$ $-(44.3068 - 1.78933\times10^{-2}\times T)\times(0.002)^{0.279395 + 7.749\times10^{-5}\times T}$

2	SUS316（BDS）

表番号	材料特性式	備考	文献番号
2−1	弾塑性応力ひずみ関係式		①
2−2	クリープ破断関係式		①
2−3	クリープひずみ式		①
2−4	最適疲労破損式	1−4と同じ	①
2−5	動的応力ひずみ関係式		①

表2−1 SUS316(BDS)の弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e (㎜/㎜), ε_p (㎜/㎜), σ (kg/㎟)

＜適用限界＞

最大ひずみ ($\varepsilon_e + \varepsilon_p$) $max \leq 0.03$ (㎜/㎜)

パラメータ ＼ 温度 (℃)	$315 \leq T \leq 650$
E (kg/㎟)	$315 \leq T < 400$ $E = 2.040 \times 10^4 - 8.000\,T$ $400 \leq T \leq 650$ $E = 2.126 \times 10^4 - 10.125\,T$
σ_p (kg/㎟)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/㎟)	平均曲線：$26.8073 - 5.04547 \times 10^{-2} T + 8.03901 \times 10^{-5} T^2 - 5.11282 \times 10^{-8} T^3$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 Sy による
K (kg/㎟)	$40.0909 - 9.69990 \times 10^{-3} T$
m	$0.326245 + 6.13276 \times 10^{-5} T$

表 2－2 SUS316(BDS)のクリープ破断関係式

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\}$$
$$=A_0+A_1\log_{10}\sigma+A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$425 \leq T \leq 825$

σ ： 応力（kg/mm²）　　$2 \leq \sigma$

t_R ： 破断時間（hr）

C	17.37762
A_0	22983.2
A_1	−798.521
A_2	−2163.93

α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σ は当該温度における引張強さを超えてはならない。

表2−3 SUS316(BDS)のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1(1-e^{-r_1 t}) + C_2(1-e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	：	温度（℃）	$425 \leq T \leq 650$
σ	：	応力（kg/mm²）	$0.7 \leq \sigma$
t_R	：	破断時間（hr）	
$\dot{\varepsilon}_m$	：	定常クリープ速度（mm/mm/hr）	
t	：	時間（hr）	

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -17.37762 + \frac{22983.2}{T+273.15} - \frac{798.521}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{2163.93}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$		
$\dot{\varepsilon}_m$	$59119.0 \cdot \exp\left[-\frac{93475.0}{8.31\cdot(T+273.15)}\right]\cdot t_R^{-1.1126}$		
C_1	$1.2692 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.74491} / r_1$	C_2	$0.48449 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.81155} / r_2$
r_1	$103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$	r_2	$17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$

ただし，α_c はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。

表2−5 SUS316(BDS)の動的応力ひずみ関係式

◎ $\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

◎ $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T	：	温度（℃）	$425 \leq T \leq 650$
$\Delta\sigma$	：	応力範囲（kg/mm²）	
$\Delta\varepsilon_t$	：	全ひずみ範囲（mm/mm）	
E	：	縦弾性係数（kg/mm²）	
σ_p	：	比例限（kg/mm²）	

A_0	$4.139556-0.4434273\times10^{-2}\times T+0.1354228\times10^{-5}\times T^2+0.1593061\times10^{-8}\times T^3$
A_1	$2.171727-0.7045263\times10^{-2}\times T+0.7832692\times10^{-5}\times T^2-0.2083600\times10^{-8}\times T^3$
E	$2.10236\times10^4-9.71895\times T$
σ_p	$26.8073-5.04547\times10^{-2}\times T+8.03901\times10^{-5}\times T^2-5.11282\times10^{-8}\times T^3$ $-(40.0909-9.69990\times10^{-3}\times T)\times(0.002)^{0.326245+6.13276\times10^{-5}\times T}$

3	SUS321 伝熱管（BDS）

表番号	材料特性式	備考	文献番号
3－1	弾塑性応力ひずみ関係式		①
3－2	クリープ破断関係式		①
3－3	クリープひずみ式		①
3－4	最適疲労破損式	1－4と同じ	①
3－5	動的応力ひずみ関係式		①

表3－1 SUS321伝熱管（BDS）弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e (mm/mm), ε_p (mm/mm), σ (kg/mm²)

＜適用限界＞

最大ひずみ ($\varepsilon_e + \varepsilon_p$) max ≦ 0.03 (mm/mm)

パラメータ ＼ 温度 (℃)	315≦T≦650
E (kg/mm²)	315≦T＜400　$E = 2.040 \times 10^4 - 8.000T$ 400≦T≦650　$E = 2.126 \times 10^4 - 10.125T$
σ_p (kg/mm²)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/mm²)	平均曲線：$24.4905 - 3.80298 \times 10^{-2}T + 6.15139 \times 10^{-5}T^2 - 4.06897 \times 10^{-8}T^3$ 最小曲線：別表1.4　設計降伏点Syによる
K (kg/mm²)	$59.517 - 2.6872 \times 10^{-2}T$
m	0.3

表3−2 SUS321 伝熱管（BDS）のクリープ破断関係式

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\}$$
$$=A_0+A_1\log_{10}\sigma+A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　$425\leq T\leq 800$

σ ： 応力（kg/mm²）　$4\leq\sigma$

t_R ： 破断時間（hr）

C	16.46258
A_0	20089.0
A_1	1953.03
A_2	−2954.61

α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σ は当該温度における引張強さを超えてはならない。

表 3－3 SUS321 伝熱管（BDS）のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1(1-e^{-r_1 t}) + C_2(1-e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	：	温度（℃）	$425 \leq T \leq 650$
σ	：	応力（kg/mm²）	$2.2 \leq \sigma$
t_R	：	破断時間（hr）	
$\dot{\varepsilon}_m$	：	定常クリープ速度（mm/mm/hr）	
t	：	時間（hr）	

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -16.46258 + \frac{20089.0}{T+273.15} + \frac{1953.03}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{2954.61}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$		
$\dot{\varepsilon}_m$	$0.044758 \cdot \exp\left[-\frac{4439.8}{8.31\cdot(T+273.15)}\right]\cdot t_R^{-1.1104}$		
C_1	$1.2692 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.74491} / r_1$	C_2	$0.48449 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.81155} / r_2$
r_1	$103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$	r_2	$17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$

ただし，α_c はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。

表3－5 SUS321伝熱管（BDS）の動的応力ひずみ関係式

◉ $\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

◉ $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$425 \leq T \leq 600$

$\Delta\sigma$ ： 応力範囲（kg/mm²）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

E ： 縦弾性係数（kg/mm²）

σ_p ： 比例限（kg/mm²）

A_0	$39.77021 - 0.2107718 \times T + 0.3995122 \times 10^{-3} \times T^2 - 0.2548977 \times 10^{-6} \times T^3$
A_1	$20.53651 - 0.1135368 \times T + 0.2139214 \times 10^{-3} \times T^2 - 0.1355191 \times 10^{-6} \times T^3$
E	$2.10236 \times 10^4 - 9.71895 \times T$
σ_p	$24.4905 - 3.80298 \times 10^{-2} \times T + 6.15139 \times 10^{-5} \times T^2 - 4.06897 \times 10^{-8} \times T^3$ $- (59.517 - 2.6872 \times 10^{-2} \times T) \times 0.154992$

4	21/4Cr-1Mo（NT）板（BDS）

表番号	材料特性式	備考	文献番号
4－1	弾塑性応力ひずみ関係式		①
4－2	クリープ破断関係式		①
4－3	クリープひずみ式		①
4－4	最適疲労破損式		①
4－5	動的応力ひずみ関係式		③

表4－1 21/4Cr-1Mo(NT)板（BDS）の弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e (㎜/㎜), ε_p (㎜/㎜), σ (kg/㎟)

＜適用限界＞

最大ひずみ ($\varepsilon_e + \varepsilon_p$) max ≤ 0.03 (㎜/㎜)

パラメータ ＼ 温度 (℃)	$300 \leq T \leq 550$
E (kg/㎟)	$300 \leq T \leq 375$ $E \doteqdot 2.267 \times 10^4 - 10.8000T$ $375 < T < 450$ $E = 2.010 \times 10^4 - 4.000T$ $450 \leq T \leq 550$ $E = 0.2164011 \times 10^5 - 0.7060216 \times 10^1 T + 0.368493 \times 10^{-2} T^2 - 0.1014639 \times 10^{-4} T^3$
σ_p (kg/㎟)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/㎟)	平均曲線：$42.9566 - 4.59888 \times 10^{-2} T + 1.47316 \times 10^{-4} T^2 - 1.93388 \times 10^{-7} T^3$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 Sy による
K (kg/㎟)	$83.0 - 8.75 \times 10^{-2} T$
m	$0.417 - 5.125 \times 10^{-4} T$

表 4－2 21/4Cr-1Mo(NT)板・伝熱管（BDS）のクリープ破断関係式

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\}$$
$$=A_0+A_1\log_{10}\sigma+A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$375\leq T\leq 650$

σ ： 応力（kg/mm²）　　$3.8\leq\sigma$

t_R ： 破断時間（hr）

C	15.956105
A_0	18600.626
A_1	659.76676
A_2	−2655.7865

α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σ は当該温度における引張強さを超えてはならない。

表4−3 21/4Cr-1Mo(NT)板・伝熱管（BDS）のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1(1-e^{-r_1 t}) + C_2(1-e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T ： 温度（℃） $375 \leq T \leq 550$

σ ： 応力（kg/mm²） $1.4 \leq \sigma$

t_R ： 破断時間（hr）

$\dot{\varepsilon}_m$ ： 定常クリープ速度（mm/mm/hr）

t ： 時間（hr）

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -15.956105 + \frac{18600.626}{T+273.15} + \frac{659.76676}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{2655.7865}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$		
$\dot{\varepsilon}_m$	$13.5699 \cdot \exp\left[-\frac{33435.0}{8.31\cdot(T+273.15)}\right]\cdot t_R^{-1.09319}$		
C_1	$0.30546 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.59235} / r_1$	C_2	$0.26505 \cdot \dot{\varepsilon}_m^{0.81657} / r_2$
r_1	$45.2986 \cdot t_R^{-0.56858}$	r_2	$14.3245 \cdot t_R^{-0.82278}$

ただし，α_c はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。

表4－4 21/4Cr-1Mo(NT)板・伝熱管（BDS）の最適疲労破損式

$$(\log_{10} N_f)^{-\frac{1}{2}} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^2 + A_3 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^4$$

使用単位

T ： 温度（℃）

$\dot{\varepsilon}$ ： ひずみ速度（mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

N_f ： 破損繰返し数

A_0	$1.110100 - 0.2439730 \times 10^{-7} \times T^2 \times R$
A_1	0.5709357
A_2	0.1874343
A_3	$-0.1445453 \times 10^{-1} + 0.7045986 \times 10^{-5} \times T - 0.6562716 \times 10^{-4} \times R$

ただし，$R = \log_{10} \dot{\varepsilon}$ である。

表 4－5 21/4Cr-1Mo(NT)板の動的応力ひずみ関係式

○ $\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき

$$\log(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

○ $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T ：温度（℃）　$375 \leq T \leq 550$

$\Delta\sigma$ ：応力範囲（kg／㎟）

$\Delta\varepsilon_t$ ：全ひずみ範囲（㎜／㎜）

E ：従弾性係数（kg／㎟）

σ_p ：比例限（kg／㎟）

A_0	$-5.011106 + 0.5259598\times10^{-1}T - 0.1222898\times10^{-3}T^2 + 0.9048195\times10^{-7}T^3$
A_1	$-3.464931 + 0.2953373\times10^{-1}T - 0.7150880\times10^{-4}T^2 + 0.5518891\times10^{-7}T^3$
E	$375 \leq T < 450$ $E = 2.010\times10^{-4} - 4.00\,T$ $450 \leq T \leq 550$ $E = 0.2164011\times10^{5} - 0.7060216\times10^{1}\,T$ $+ 0.3684193\times10^{-2}T^2 - 0.1014639\times10^{-4}T^3$
σ_p	$42.9566 - 4.59888\times10^{-2}T + 1.47316\times10^{-4}T^2 - 1.93388\times10^{-7}T^3$ $-(83.0 - 8.75\times10^{-2}T)\times(0.002)^{0.417 - 5.125\times10^{-4}T}$

5	21/4Cr-1Mo（NT）伝熱管（BDS）

表番号	材料特性式	備考	文献番号
5−1	弾塑性応力ひずみ関係式		①
5−2	クリープ破断関係式	4−2と同じ	①
5−3	クリープひずみ式	4−3と同じ	①
5−4	最適疲労破損式	4−4と同じ	①
5−5	動的応力ひずみ関係式	4−5と同じ	③

表5－1 21/4Cr-1Mo(NT)伝熱管（BDS）の弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e (mm/mm), ε_p (mm/mm), σ (kg/mm²)

＜適用限界＞

最大ひずみ ($\varepsilon_e + \varepsilon_p$) max ≤ 0.03 (mm/mm)

パラメータ ＼ 温度 (℃)	$300 \leq T \leq 550$
E (kg/mm²)	$300 \leq T \leq 375$ $E = 2.267 \times 10^4 - 10.8000T$ $375 < T < 450$ $E = 2.010 \times 10^4 - 4.000T$ $450 \leq T \leq 550$ $E = 0.2164011 \times 10^5 - 0.7060216 \times 10^1 T + 0.3684193 \times 10^{-2} T^2 - 0.1014639 \times 10^{-4} T^3$
σ_p (kg/mm²)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/mm²)	平均曲線：$35.1902 - 3.29051 \times 10^{-2} T + 6.01783 \times 10^{-5} T^2 - 6.32459 \times 10^{-8} T^3$ 設計曲線：別表 1.4 設計降伏点 Sy による
K (kg/mm²)	$83.0 - 8.75 \times 10^{-2} T$
m	$0.417 - 5.125 \times 10^{-4} T$

6	Mod.9Cr-1Mo（NT）JNC版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
6−1	弾塑性応力ひずみ関係式		③
6−2	クリープ破断関係式		③
6−3	クリープひずみ式		②
6−4	最適疲労破損式		④
6−5	動的応力ひずみ関係式		③

表6－1 Mod.9Cr-1Mo(NT)の弾塑性応力ひずみ関係式

取扱注意

本式は設計研究用に使用するために暫定的に作成されたものであり，他への適用を意図していないので引用不可

(1) $\sigma \leqq \sigma_P$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_P = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_P$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_P = \left(\frac{\sigma - \sigma_P}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e（mm／mm），ε_P（mm／mm），σ(kg／mm²)

＜適用限界＞

最大ひずみ（$\varepsilon_e + \varepsilon_P$）max $\leqq$ 0.03（mm／mm）

パラメータ ＼ 温度(℃)	$300 \geqq T \geqq 650$
E (kg／mm²)	$315 \leqq T \leqq 400$ $E = 2.040 \times 10^4 - 8.000 \cdot T$ $400 \leqq T \leqq 650$ $E = 2.126 \times 10^4 - 10.125 \cdot T$
σ_P (kg／mm²)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg／mm²)	平均曲線：$5.463696 \times 10^1 - 7.062338 \times 10^{-2} \cdot T + 2.567754 \times 10^{-4} \cdot T^2 - 3.526828 \times 10^{-7} \cdot T^3$ 最小曲線：設計降伏点 S_y による
K (kg／mm²)	$83.0 - 8.75 \times 10^{-2} \cdot T$
m	$0.417 - 5.125 \times 10^{-4} \cdot T$

表 6－2 Mod.9Cr-1Mo(NT)のクリープ破断関係式

取扱注意

本式は設計研究用に使用するために暫定的に作成されたものであり，他への適用を意図していないので引用不可

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\}$$

$$= A_0 + A_1 \log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　375 ≦ T ≦ 700

σ ： 応力（kg／㎜²）　3.5 ≦ σ

t_R ： 破断時間（hr）

C	29.11460
A_0	31808.82
A_1	3055.520
A_2	－5148.248

α_R	平 均 値	： 1
	設計最小値	： 10

ただし，σ は当該温度における引張強さを超えてはならない。

表 6−3 Mod.9Cr-1Mo(NT)のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1(1 - e^{-r1t}) + C_2(1 - e^{-r2t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	：温度(℃)	$425 \leqq T \leqq 650$
σ	：応力（kg/mm^2）	$0.1 \leqq \sigma$
t_R	：破断時間（hr）	
$\dot{\varepsilon}$m	：定常クリープひずみ速度（mm/mm/hr）	
t	：時間 (hr)	

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -29.1146 + \frac{31808.82}{T+273.15} + \frac{3055.52}{T+273.15}\log_{10}\sigma + \frac{-5148.248}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$0.77322\exp\left(\frac{-16956}{8.31(T+273.15)}\right)t_R^{-1.7708}$
C_1	$2.13822\,\dot{\varepsilon}_m^{0.59235}/r_1$
C_2	$0.927675\,\dot{\varepsilon}_m^{0.81657}/r_2$
r_1	$317.0902\,t_R^{-0.56858}$
r_2	$14.3245\,t_R^{-082278}$

ただし、αcはクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。

表 6－4 Mod.9Cr-1Mo(NT)の最適疲労破損式

$$(\log_{10} Nf)^{-1/2} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^2 + A_3 \cdot (\log_{10} \Delta\varepsilon_t)^4$$

使用単位

T　= 温度（℃）

$\dot{\varepsilon}$　= ひずみ速度(mm/mm/sec)

$\Delta\varepsilon_t$ = 全ひずみ範囲（mm/mm)

Nf　= 破損繰り返し数

R　= $\log_{10} \dot{\varepsilon}$

適用温度範囲　375℃≦T≦ 650℃

A_0	$1.0897913 - 0.2439730 \times 10^{-7} \times T^2 \times R$
A_1	0.5709357
A_2	0.1874343
A_3	$-0.1445453 \times 10^{-1} + 0.7045986 \times 10^{-5} \times T - 0.6562716 \times 10^{-4} \times R$

表 6－5 Mod.9Cr-1Mo(NT)の動的応力ひずみ関係式

⊙ $\Delta\sigma/2 > \sigma_P$ のとき

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_P) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

⊙ $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_P$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T	：温度（℃）	$\leq T \leq 650$
$\Delta\sigma$	：応力範囲（kg/mm^2）	
$\Delta\varepsilon_t$	：全ひずみ範囲（mm／mm）	
E	：縦弾性係数（kg/mm^2）	
σ_P	：比例限（kg/mm^2）	

A_0	$98.73990 - 0.52935 \times T + 0.96421 \times 10^{-3} \times T^2 - 0.585000 \times 10^{-6} \times T^3$
A^1	$0.49895 \times 10^2 - 0.27257 \times T + 0.50036 \times 10^{-3} \times T^2 - 0.30647 \times 10^{-6} \times T^3$
E	$315 \leq T \leq 400$　　$E = 2.040 \times 10^4 - 8.0 \times T$ $400 \leq T \leq 650$　　$E = 2.126 \times 10^4 - 10.125 \times T$
σ_P	$54.6370 - 7.06234 \times 10^{-2} \times T + 2.56775 \times 10^{-4} \times T^2 - 3.52683 \times 10^{-7} \times T^3$ $-(83.0 - 8.75 \times 10^{-2} \times T) \times (0.002)^{0.417 - 5.125 \times 10^{-4} \times T}$

7	9Cr-2Mo　JNC 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
7－1	弾塑性応力ひずみ関係式	非公開	
7－2	クリープ破断関係式	非公開	
7－3	クリープひずみ式	非公開	
7－4	最適疲労破損式	4－4 と同じ	
7－5	動的応力ひずみ関係式	非公開、4－5 と同じ	

表7－1 9Cr-2Mo の弾塑性応力ひずみ関係式（非公開）

(1) $\sigma \leqq \sigma p$

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma p$

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

εe（mm/mm），εp（mm/mm），σ (kg/mm^2)

＜適用限界＞

最大ひずみ（$\varepsilon e + \varepsilon p$）max ≦ 0.03（mm/mm）

パラメータ ＼ 温度(℃)	300 ≦ T ≦ 650
E	315≦T＜400　E=2.040×104－8.000T 400≦T＜650　E=2.126×104－10.125T
σp	$\sigma y - K\,(0.002)^{m}$
σy	平均曲線：$43.31227 - 6.254179\times10^{-2}T + 2.293122\times10^{-4}T^2 - 2.942341\times10^{-1}T^3$ 最小曲線：設計降伏点 Sy による
K	$83.0 - 8.75\times10^{-2}T$
m	$0.417 - 5.125\times10^{-4}T$

（注）
本弾塑性応力ひずみ関係式は、9Cr 計鋼の材料特性を評価するために仮に定めたものであり、十分な裏づけデータに基づき関係者合意の上に定めたものではないので引用に際しては注意のこと。

表7－2 9Cr-2Moのクリープ破断関係式（非公開）

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\} = A_0 + A_1\log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　$375 \leqq T < 700$

σ ： 応力（kg/mm^2）　$3.5 < \sigma$

t_R ： 破断時間(hr)

C	28.5467
A_0	30975.75
A_1	80.29296
A_2	-2920.800

α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし、σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

（注）

本クリープ破断関係式は、9Cr 計鋼の材料特性を評価するために仮に定めたものであり、十分な裏づけデータに基づき関係者合意の上に定めたものではないので引用に際しては注意のこと。

表 7−5 9Cr-2Mo のクリープひずみ式（非公開）

$$\varepsilon_c = C_1 (1 - e^{-r1t}) + C_2 (1 - e^{-r2t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	：温度(℃)	425≦T≦650
σ	：応力（kg/mm^2）	0.1≦σ
t_R	：破断時間（hr）	
$\dot{\varepsilon}$m	：定常クリープひずみ速度（mm/mm/hr）	
t	：時間 (hr)	

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -28.54670 + \frac{30975.75}{T+273.15} + \frac{80.29296}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{2920.800}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$13.5699 \exp\left(\frac{-33435.0}{8.31(T+273.15)}\right) t_R^{-1.09319}$
C_1	$0.30546\, \dot{\varepsilon}_m^{0.59235} / r_1$
C_2	$0.26505\, \dot{\varepsilon}_m^{0.81657} / r_2$
r_1	$45.2986\, t_R^{-0.56858}$
r_2	$14.3245\, t_R^{-082278}$

ただし、αc はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。
本クリープひずみ式は、9Cr 計鋼の材料特性を評価するために仮に定めたものであり、十分な裏づけデータに基づき関係者合意の上に定めたものではないので引用に際しては注意のこと。

8	9Cr-1Mo-V-Nb JNC 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
8－1	弾塑性応力ひずみ関係式	非公開、7－1 と同じ	
8－2	クリープ破断関係式	非公開	
8－3	クリープひずみ式	非公開	
8－4	最適疲労破損式	非公開、4－4 と同じ	
8－5	動的応力ひずみ関係式	非公開、4－5 と同じ	

表8－2 9Cr-1Mo-V-Nb のクリープ破断関係式（非公開）

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R t_R)+C\}$$
$$=A_0 + A_1\log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　$375 \leqq T < 700$

σ ： 応力（kg/mm^2）$1.4 < \sigma$

t_R ： 破断時間(hr)

C	24.24234
A_0	30688.65
A_1	-4014.204
A_2	-1781.768

α_R	平　均　値　：　1 設計最小値　：　10

ただし、σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

（注）

本クリープ破断関係式は、9Cr 計鋼の材料特性を評価するために仮に定めたものであり、十分な裏づけデータに基づき関係者合意の上に定めたものではないので引用に際しては注意のこと。

表 8－5 9Cr-1Mo-V-Nb のクリープひずみ式（非公開）

$$\varepsilon_c = C_1 (1 - e^{-r1t}) + C_2 (1 - e^{-r2t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	：温度(℃)	425≦T≦650
σ	：応力（kg/mm^2）	0.1≦σ
t_R	：破断時間（hr）	
$\dot{\varepsilon}$m	：定常クリープひずみ速度（mm/mm/hr）	
t	：時間（hr）	

t_R	$\log_{10}(\alpha_c t_R) = -24.24234 + \frac{30688.65}{T+273.15} - \frac{4014.204}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \frac{1781.768}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$13.5699\exp\left(\frac{-33435.0}{8.31(T+273.15)}\right)t_R^{-1.09319}$
C_1	$0.30546\,\dot{\varepsilon}_m^{0.59235}/r_1$
C_2	$0.26505\,\dot{\varepsilon}_m^{0.81657}/r_2$
r_1	$45.2986\,t_R^{-0.56858}$
r_2	$14.3245\,t_R^{-082278}$

ただし、αc はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。
本クリープひずみ式は、9Cr 計鋼の材料特性を評価するために仮に定めたものであり、十分な裏づけデータに基づき関係者合意の上に定めたものではないので引用に際しては注意のこと。

9	316FR JNC 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
9−1	弾塑性応力ひずみ関係式	2−1 と同じ	⑤
9−2	クリープ破断関係式		⑤
9−3	クリープひずみ式		⑤
9−4	最適疲労破損式	1−4 と同じ	⑤
9−5	動的応力ひずみ関係式	2−5 と同じ	⑤

表 9－1 316FR 弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

＜使用単位＞

ε_e (㎜/㎜), ε_p (㎜/㎜), σ (kg/㎟)

＜適用限界＞

最大ひずみ $(\varepsilon_e + \varepsilon_p)$ max ≤ 0.03 (㎜/㎜)

温度(℃) / パラメータ	315 ≤ T ≤ 650
E (kg/㎟)	315 ≤ T < 400　$E = 2.040 \times 10^4 - 8.000\,T$ 400 ≤ T ≤ 650　$E = 2.126 \times 10^4 - 10.125\,T$
σ_p (kg/㎟)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y (kg/㎟)	平均曲線：$26.8073 - 5.04547 \times 10^{-2}T + 8.03901 \times 10^{-5}T^2 - 5.11282 \times 10^{-8}T^3$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 Sy による
K (kg/㎟)	$40.0909 - 9.69990 \times 10^{-3}T$
m	$0.326245 + 6.13276 \times 10^{-5}T$

表9−2 316FRのクリープ破断関係式

$$(T+273.15)\{\log_{10}(\alpha_R \cdot t_R)+C\}=A_0+A_1\log_{10}\sigma+A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位 Unit

T : 温度 Temperature (℃),　　$425 \leqq T \leqq 825$

σ : 応力 Stress (kgf/mm^2),　　$2 \leqq \sigma$

t_R : 破断時間 Time to rupture (h)

C	25.82042
A_0	32232.27
A_1	−39.74271
A_2	−3481.803

α_R	平均値 Average : 1 設計最小値 Design minimum value : 10

ただし、σは該当温度における引張強さを越えてはならない。
σ must not be over the tensile strength at each temperature.

表 9−3 316FR のクリープひずみ式

$$\varepsilon_c = C_1(1 - e^{-r_1 t}) + C_2(1 - e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位 Unit

T：温度 Temperature (℃),　　$425 \leqq T \leqq 650$

σ：応力 Stress (kgf/mm^2),　　$0.7 \leqq \sigma$

t_R：破断時間 Time to rupture (h)

$\dot{\varepsilon}_m$：定常クリープ速度 Steady state creep rate (h^{-1})

t：時間 Time (h)

t_R	$\log_{10}(\alpha_c\, t_R) = -25.82042 + \dfrac{32232.27}{T+273.15} - \dfrac{39.74271}{T+273.15}\log_{10}\sigma - \dfrac{3481.803}{T+273.15}(\log_{10}\sigma)^2$		
$\dot{\varepsilon}_m$	$241.33\ \exp\left\{-\dfrac{51222}{8.31(T+273.15)}\right\} t_R^{-1.1032}$		
C_1	$1.2692\,\dot{\varepsilon}_m^{0.74491} / r_1$	C_2	$0.48449\,\dot{\varepsilon}_m^{0.81155} / r_2$
r_1	$103.37\, t_R^{-0.72607}$	r_2	$17.255\, t_R^{-0.86775}$

ただし、α_c はクリープひずみ挙動のばらつきを表示するための時間係数である。
α_c is the time coefficient to describe scatters of creep strain behaviors.

10	316FR 非弾性解析用 JNC 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
10－1	弾塑性応力ひずみ関係式		⑥
10－2	クリープ破断関係式	9－2 と同じ	⑤
10－3	クリープひずみ式	9－3 と同じ	⑤
10－4	最適疲労破損式	1－4 と同じ	①
10－5	動的応力ひずみ関係式		⑥

表10－1 316FR 非弾性解析用の弾塑性応力ひずみ関係式

(1) $\sigma \leqq \sigma_P$ のとき

$\varepsilon_e = \sigma / E$

$\varepsilon_P = 0$

(2) $\sigma > 2\sigma_P$ のとき

$\varepsilon_e = \sigma / E$

$\varepsilon_P = ((\sigma - \sigma_P) / K)^{1/m}$

＜使用単位＞

ε_e (mm/mm)，ε_P (mm/mm)，σ (kg/mm²)

＜適用限界＞

使用温度　(℃)　　RT $\leqq T \leqq$ 650℃

E (kg/mm²)	RT $\leqq T <$ 315　告示501号別表第11に定めた値 315 $\leqq T <$ 400　$E = 2.040 \times 10^4 - 8.000T$ 400 $\leqq T \leqq$ 650　$E = 2.126 \times 10^4 - 10.125T$
σ_y (kg/mm²)	$27.2723 - 6.39345 \times 10^{-2} T + 1.02288 \times 10^{-4} T^2 - 5.60236 \times 10^{-8} T^3$
σ_P (kg/mm²)	$\sigma_y - K(0.002)^m$
K	$47.4073 - 1.68323 \times 10^{-2} T$
m	$0.253309 + 0.106027 \times 10^{-3} T$

(注) 本弾塑性応力ひずみ関係式は、限られたデータに基づき暫定的に定められたものであり、今後データの拡充により見直しが図られる場合がある。

引用に際しては十分注意のこと (平成7年1月31日)。

表 10－5 316FR 非弾性解析用動的応力ひずみ関係式

(1) $\Delta\sigma/2 > \sigma_P$のとき

$$\log10(\Delta\sigma - 2\sigma_P) = A_0 + A_1 \cdot \log10(\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

(2) $\Delta\sigma/2 \leqq \sigma_P$のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

＜使用単位＞

T	:	温度（℃）　　RT≦T≦650℃
$\Delta\sigma$	:	応力範囲（kg/mm²）
$\Delta\varepsilon_t$	:	全ひずみ範囲（mm/mm）
E	:	縦弾性係数（kg/mm²）
σ_P	:	比例限（kg/mm²）

A_0	$3.28180 - 3.13844\times10^{-3}T + 4.76051\times10^{-6}T^2 - 2.49679\times10^{-9}T^3$
A_1	$8.19459\times10^{-1} - 7.55358\times10^{-4}T - 9.457534\times10^{-7}T^2 + 1.94239\times10^{-9}T^3$
E (kg/mm²)	RT ≦ T ＜ 315　告示501号別表第11に定めた値 315 ≦ T ＜ 400　$E=2.040\times10^4 - 8.000T$ 400 ≦ T ≦ 650　$E=2.126\times10^4 - 10.125T$
σ_P(kg/mm²)	$27.2723 - 6.39345\times10^{-2}T + 1.02288\times10^{-4}T^2 - 5.60236\times10^{-8}T^3$ $-(47.4073 - 1.68323\times10^{-2}T)(0.002)^{0.253309 + 0.106027\times10^{-3}T}$

（注）本動的応力ひずみ関係式は、限られたデータに基づき暫定的に定められたものであり、今後データの拡充により見直しが図られる場合がある。

引用に際しては十分注意のこと（平成7年1月31日）。

11	316FR DDS 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
11－1	弾塑性応力ひずみ関係式		⑧
11－2	クリープ破断関係式		⑧
11－3	クリープひずみ式		⑧
11－4	最適疲労破損式	1－4 と同じ	⑦
11－5	動的応力ひずみ関係式	2-5 と同じ、SUS316 と同じ	⑧

表 11－1 316FRDDS 版の弾塑性応力ひずみ関係式

（1）　$\sigma \leqq \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

（2）　$\sigma > \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

使用単位

T　：　温度（℃）　　$315 < T \leqq 650$

ε_e　：　弾性ひずみ（mm/mm）

ε_p　：　塑性ひずみ（mm/mm）

最大ひずみ $(\varepsilon_e + \varepsilon_p)_{max} \leqq 0.03$（mm/mm）

σ　：　応力（N/mm²）

E（N/mm²）	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p（N/mm²）	$\sigma_p = \sigma_y - K(0.002)^m$
σ_y（N/mm²）	平均曲線：$-9.08682\times10^{-7}T^3 + 1.38828\times10^{-3}T^2 - 7.40603\times10^{-1}T + 2.73364\times10^2$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 S_yによる
K（N/mm²）	$-5.80824\times10^{-2}T + 3.99777\times10^2$
m	$1.38879\times10^{-4}T + 2.05730\times10^{-1}$

表 11－2 316FRDDS 版のクリープ破断関係式

$$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_R \cdot t_R) + C\}$$
$$= A_0 + A_1 \log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度 (℃) $425 < T \leqq 650$

σ ： 応力 (N/mm²) $78.8 \leqq \sigma$

t_R ： 破断時間 (hr)

C	2.39623×10
A_0	3.07082×10^4
A_1	2.91411×10^3
A_2	-2.46583×10^3
α_R	平 均 値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

表 11－3 316FRDDS 版のクリープひずみ式

$$\varepsilon_C = C_1\{1-\exp(-r_1 t)\} + C_2\{1-\exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m t$$ 使用単位 T ： 温度 (℃) σ ： 応力 (N/mm²) t_R ： 破断時間 (hr) $\dot{\varepsilon}_m$ ： 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/hr) t ： 時間 (hr)	
t_R	$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 2.39623\times10\}$ $= 3.07082\times10^4 + 2.91411\times10^3 \log_{10}\sigma - 2.46583\times10^3 (\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$2.62247\times10^2 \exp\{-4.92390\times10^4/8.31441/(T+273.15)\} t_R^{-1.13512}$
C_1	$1.2692\,\dot{\varepsilon}_m^{0.74481}/r_1$
C_2	$0.48449\,\dot{\varepsilon}_m^{0.81155}/r_2$
r_1	$103.37\,t_R^{-0.72807}$
r_2	$17.255\,t_R^{-0.88775}$
α_c	平 均 値 ： 1 設計最小値 ： 3

表 11−5 316FRDDS 版の動的応力ひずみ関係式

(1)　$\Delta\sigma/2>\sigma_p$の時

$$\log_{10}(\Delta\sigma-2\sigma_p) = A_0 + A_1\log_{10}(\Delta\varepsilon_t-\Delta\sigma/E)$$

(2)　$\Delta\sigma/2\leqq\sigma_p$の時

$$\Delta\sigma=E\Delta\varepsilon_t$$

使用単位

T　：　温度（℃）　　$425\leqq T\leqq 650$

$\Delta\sigma$　：　応力範囲（N/mm²）

$\Delta\varepsilon_t$　：　全ひずみ範囲（mm/mm）

E　：縦弾性係数（N/mm²）

σ_p　：比例限（N/mm²）

A_0	$5.131076-0.4434273\times10^{-2}\times T+0.1354228\times10^{-5}\times T^2+0.1593061\times10^{-8}\times T^3$
A_1	$2.171727-0.7045263\times10^{-2}\times T+0.7832692\times10^{-5}\times T^2-0.2083600\times10^{-8}\times T^3$
E	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p	$2.62890\times10^2-4.94792\times10^{-1}\times T+7.88358\times10^{-4}\times T^2-5.01396\times10^{-7}\times T^3$ $-(3.93157\times10^2-9.51235\times10^{-2}\times T)\times(0.002)^{0.326245+6.13276\times10^{-5}\times T}$

12	Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版

表番号	材料特性式	備考	文献番号
12－1	弾塑性応力ひずみ関係式		⑧
12－2	クリープ破断関係式		⑧
12－3	クリープひずみ式		⑧
12－4	最適疲労破損式		⑨
12－5	動的応力ひずみ関係式		⑩

表 12－1 Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版の弾塑性応力ひずみ関係式

(1)　$\sigma \leqq \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2)　$\sigma > \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$375 < T \leqq 600$

ε_e ： 弾性ひずみ（mm/mm）

ε_p ： 塑性ひずみ（mm/mm）

最大ひずみ $(\varepsilon_e + \varepsilon_p)_{max} \leqq 0.03$（mm/mm）

σ ： 応力（N/mm²）

E（N/mm²）	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p（N/mm²）	$\sigma_p = \sigma_y - K\,(0.002)^m$
σ_y（N/mm²）	最大曲線：1.1×(平均曲線) 平均曲線：$-3.08878\times10^{-6}T^3 + 2.25543\times10^{-3}T^2 - 6.28569\times10^{-1}T + 5.04801\times10^{2}$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 S_yによる
K（N/mm²）	$-1.78480\,T + 1.34718\times10^{3}$
m	$-8.37514\times10^{-4}\,T + 5.56244\times10^{-1}$

表 12－2 Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版のクリープ破断関係式

$$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_R \cdot t_R) + C\}$$
$$= A_0 + A_1 \log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　375＜T≦600

σ ： 応力（N/mm²）　　19.3≦σ

t_R ： 破断時間（hr）

C	3.31803×10
A_0	2.67947×10^4
A_1	1.40580×10^4
A_2	-5.46172×10^3
α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし，σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

表 12－3 Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版のクリープひずみ式

$$\varepsilon_C = C_1\{1-\exp(-r_1 t)\} + C_2\{1-\exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$375 < T \leqq 600$

σ ： 応力（N/mm²）　　$19.3 \leqq \sigma$

t_R ： 破断時間（hr）

$\dot{\varepsilon}_m$ ： 定常クリープひずみ速度（mm/mm/hr）

t ： 時間（hr）

t_R	$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 3.31803\times 10\}$ $= 2.67947\times 10^4 + 1.40580\times 10^4 \log_{10}\sigma - 5.46172\times 10^3 (\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$2.04156 \exp\{-2.01968\times 10^4/8.31441/(T+273.15)\}\ t_R^{-1.15483}$
C_1	$2.13822\ \dot{\varepsilon}_m^{0.59235}/r_1$
C_2	$0.927675\ \dot{\varepsilon}_m^{0.81657}/r_2$
r_1	$317.0902\ t_R^{-0.56858}$
r_2	$14.3245\ t_R^{-0.82278}$
α_c	平 均 値 ： 1 設計最小値 ： 3

表 12－4 Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版の最適疲労破損式

$$(\log_{10}N_f)^{-1/2}=A_0+A_1\cdot\log_{10}\Delta\varepsilon_t+A_2\cdot(\log_{10}\Delta\varepsilon_t)^2+A_3\cdot(\log_{10}\Delta\varepsilon_t)^4$$

使用単位

T　：　温度（℃）　　　　$375\leqq T\leqq 600$

$\dot{\varepsilon}$　：　ひずみ速度（mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$：　全ひずみ範囲（mm/mm）

N_f：　破損繰返し数

A_0	$1.142078-3.720100\times10^{-15}\times T^4\times R$
A_1	$5.799126\times10^{-1}-9.783423\times10^{-6}\times R^4$
A_2	$1.776488\times10^{-1}+2.758978\times10^{-8}\times T^2$
A_3	-1.068372×10^{-2}

ただし、$R=\log_{10}\dot{\varepsilon}$である。

表 12－5 Mod.9Cr-1Mo（NT+SR）DDS 版の動的応力ひずみ関係式

(1)　$\Delta\sigma \leqq 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\sigma / E$$

(2)　$\Delta\sigma > 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$$

$$\Delta\varepsilon_e = \Delta\sigma / E$$

$$\Delta\varepsilon_p = \{(\Delta\sigma - 2\sigma_p)/K_d\}^{1/m_d}$$

使用単位

T　：　温度（℃）　　$375 < T \leqq 600$

$\Delta\varepsilon_e$　：　弾性ひずみ範囲（mm/mm）

$\Delta\varepsilon_p$　：　塑性ひずみ範囲（mm/mm）

$\Delta\varepsilon_t$　：　全ひずみ範囲　（mm/mm）$\leqq 0.03$

$\Delta\sigma$　：　応力範囲（N/mm²）

σ_p　：　比例限（N/mm²）

E（N/mm²）	DDS（案）材料強度基準等　別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p（N/mm²）	$\sigma_p = \sigma_y - K\ (0.002)^m$
K（N/mm²）	$-1.78480T + 1.34718 \times 10^3$
m	$-8.37514 \times 10^{-4}T + 5.56244 \times 10^{-1}$
σ_y（N/mm²）	平均曲線：$-3.08878 \times 10^{-6}T^3 + 2.25543 \times 10^{-3}T^2$ $-6.28569 \times 10^{-1}T + 5.04801 \times 10^2$
K_d（N/mm²）	$-2.2818T + 2.22502 \times 10^3$
m_d	$-7.39501 \times 10^{-4}T + 6.35479 \times 10^{-1}$

13	HCM12A

表番号	材料特性式	備考	文献番号
13－1	弾塑性応力ひずみ関係式		⑩
13－2	クリープ破断関係式		⑩
13－3	クリープひずみ式		⑩
13－4	最適疲労破損式		⑩
13－5	動的応力ひずみ関係式		⑩

表 13－1 HCM12A の弾塑性応力ひずみ関係式

(1)　$\sigma \leqq \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = 0$$

(2)　$\sigma > \sigma_p$のとき

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K}\right)^{\frac{1}{m}}$$

使用単位

T ：温度 (℃)　　$375 < T \leqq 700$

ε_e ：弾性ひずみ (mm/mm)

ε_p ：塑性ひずみ (mm/mm)

最大ひずみ $(\varepsilon_e + \varepsilon_p)_{max} \leqq 0.03$ (mm/mm)

σ ：応力 (N/mm²)

E (N/mm²)	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p (N/mm²)	$\sigma_p = \sigma_y - K\ (0.002)^m$
σ_y (N/mm²)	最大曲線：1.1×(平均曲線) 平均曲線：$-4.12155\times10^{-6}T^3 + 3.80109\times10^{-3}T^2 - 1.22855T + 5.8667\times10^2$ 最小曲線：別表 1.4 設計降伏点 S_y による
K (N/mm²)	$-2.36903T + 1.75288\times10^3$
m	$-4.90306\times10^{-4}T + 3.73980\times10^{-1}$

表 13－2 HCM12A のクリープ破断関係式

$$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_R \cdot t_R) + C\} = A_0 + A_1\log_{10}\sigma + A_2(\log_{10}\sigma)^2$$

使用単位

T ： 温度（℃）　　$375 < T \leqq 700$

σ ： 応力（N/mm²）　　$30.7 \leqq \sigma$

t_R ： 破断時間（h）

C	3.54209×10
A_0	2.10245×10^4
A_1	2.31597×10^4
A_2	-7.78465×10^3
α_R	平均値 ： 1 設計最小値 ： 10

ただし、σは当該温度における引張強さを超えてはならない。

表 13－3 HCM12A のクリープひずみ式

$$\varepsilon_C = C_1\{1-\exp(-r_1 t)\} + C_2\{1-\exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m t$$

使用単位

T	:	温度 (℃)	$375 < T \leqq 700$
σ	:	応力 (N/mm²)	$30.7 \leqq \sigma$
t_R	:	破断時間 (h)	
$\dot{\varepsilon}_m$	:	定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h)	
t	:	時間 (h)	

t_R	$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_c \cdot t_R) + 3.54209\times 10\}$ $= 2.10245\times 10^4 + 2.31597\times 10^4 \log_{10}\sigma - 7.78465\times 10^3 (\log_{10}\sigma)^2$
$\dot{\varepsilon}_m$	$8.12314\times 10^{-1} \exp\{-2.13919\times 10^4/8.31441/(T+273.15)\}\, t_R^{-1.05021}$
C_1	$2.13822\,\dot{\varepsilon}_m^{0.58235}/r_1$
C_2	$0.927675\,\dot{\varepsilon}_m^{0.81157}/r_2$
r_1	$317.0902\, t_R^{-0.56858}$
r_2	$14.3245\, t_R^{-0.82278}$
α_C	平 均 値 : 1 設計最小値 : 3

表 13－4 HCM12A の最適疲労破損式

$$(\log_{10} N_f)^{-1/2} = A_0 + A_1 \log_{10}\Delta\varepsilon_t + A_2(\log_{10}\Delta\varepsilon_t)^2 + A_3(\log_{10}\Delta\varepsilon_t)^4$$

使用単位

T	：	温度（℃）	$R.T \leqq T \leqq 650$
$\dot{\varepsilon}$	：	ひずみ速度（mm/mm/s）	
$\Delta\varepsilon_t$	：	全ひずみ範囲（mm/mm）	
N_f	：	破損繰返し数	

A_0	$1.142078-3.720100\times10^{-15}\times T^4\times R$
A_1	$5.799126\times10^{-1}-9.783423\times10^{-6}\times R^4$
A_2	$1.776488\times10^{-1}+2.758978\times10^{-8}\times T^2$
A_3	-1.068372×10^{-2}

ただし、$R = \log_{10}\dot{\varepsilon}$ である。

表 13－5 HCM12A の動的応力ひずみ関係式

(1)　$\Delta\sigma \leqq 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\sigma / E$$

(2)　$\Delta\sigma > 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$$

$$\Delta\varepsilon_e = \Delta\sigma / E$$

$$\Delta\varepsilon_p = \{(\Delta\sigma - 2\sigma_p)/K_d\}^{1/md}$$

使用単位

T	：	温度（℃）　　425＜T≦650
$\Delta\varepsilon_e$	：	弾性ひずみ範囲（mm/mm）
$\Delta\varepsilon_p$	：	塑性ひずみ範囲（mm/mm）
$\Delta\varepsilon_t$	：	全ひずみ範囲（mm/mm）
$\Delta\sigma$	：	応力範囲（N/mm²）
σ_p	：	比例限（N/mm²）

E（N/mm²）	別表 1.8 縦弾性係数 E による
σ_p（N/mm²）	$\sigma_p = \sigma_y - K\ (0.002)^m$
K（N/mm²）	$-1.78480T + 1.34718 \times 10^3$
m	$-8.37514 \times 10^{-4}T + 5.56244 \times 10^{-1}$
σ_y（N/mm²）	平均曲線：$-4.12155 \times 10^{-6}T^3 + 3.80109 \times 10^{-3}T^2 - 1.22855T + 5.8667 \times 10^2$
K_d（N/mm²）	$-2.2818T + 2.22502 \times 10^3$
m_d	$-7.39501 \times 10^{-4}T + 6.35479 \times 10^{-1}$

14	316FR DDS 版：疲労(板+鍛造)

表番号	材料特性式	備考	文献番号
14−1	弾塑性応力ひずみ関係式	11−1 と同じ	⑧
14−2	クリープ破断関係式	11−2 と同じ	⑧
14−3	クリープひずみ式	11−3 と同じ	⑧
14−4	最適疲労破損式	板+鍛造	⑦
14−5	動的応力ひずみ関係式	11−5 と同じ	⑧

表 14－4 316FR DDS 版：疲労(板＋鍛造)の最適疲労破損式

$$\left(\log_{10} Nf\right)^{-1/2} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot \left(\log_{10} \Delta\varepsilon_t\right)^2 + A_3 \cdot \left(\log_{10} \Delta\varepsilon_t\right)^4$$

使用単位

T ： 温度（°C）

$\dot{\varepsilon}$ ： ひずみ速度（mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

Nf ： 破損繰返し数

A_0	$1.3203567 - 1.3046351 \times 10^{-7} \times T^2 \times R$
A_1	$8.7650102 \times 10^{-1} - 1.1381593 \times 10^{-2} \times R$
A_2	$3.1364177 \times 10^{-1} - 5.3062684 \times 10^{-8} \times T^2$
A_3	$-1.6049523 \times 10^{-2}$

ただし、$R = \log_{10} \dot{\varepsilon}$ である。

15	316FR DDS 版：疲労(板)

表番号	材料特性式	備考	文献番号
15－1	弾塑性応力ひずみ関係式	11－1 と同じ	⑧
15－2	クリープ破断関係式	11－2 と同じ	⑧
15－3	クリープひずみ式	11－3 と同じ	⑧
15－4	最適疲労破損式	板	⑦
15－5	動的応力ひずみ関係式	11－5 と同じ	⑧

表 15－4 316FR DDS 版：疲労(板)の最適疲労破損式

$$\left(\log_{10} Nf\right)^{-1/2} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot \left(\log_{10} \Delta\varepsilon_t\right)^2 + A_3 \cdot \left(\log_{10} \Delta\varepsilon_t\right)^4$$

使用単位

T ： 温度（°C）

$\dot{\varepsilon}$ ： ひずみ速度（mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

Nf ： 破損繰返し数

A_0	$1.7234647 - 7.8357089 \times 10^{-8} \times T^2 \times R$
A_1	$1.5002483 + 2.5843071 \times 10^{-8} \times T^2$
A_2	5.6905530×10^{-1}
A_3	$-2.9581603 \times 10^{-2} + 5.6804201 \times 10^{-4} \times R$

ただし、$R = \log_{10} \dot{\varepsilon}$ である。

16	316FR DDS 版：疲労(鍛造)

表番号	材料特性式	備考	文献番号
16－1	弾塑性応力ひずみ関係式	11－1 と同じ	⑧
16－2	クリープ破断関係式	11－2 と同じ	⑧
16－3	クリープひずみ式	11－3 と同じ	⑧
16－4	最適疲労破損式	鍛造	⑦
16－5	動的応力ひずみ関係式	11－5 と同じ	⑧

表 16－4 316FR DDS 版：疲労(鍛造)の最適疲労破損式

$$\left(\log_{10} Nf\right)^{-1/2} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}\Delta\varepsilon_t + A_2 \cdot \left(\log_{10}\Delta\varepsilon_t\right)^2 + A_3 \cdot \left(\log_{10}\Delta\varepsilon_t\right)^4$$

使用単位

T ： 温度（°C）

$\dot{\varepsilon}$ ： ひずみ速度（mm/mm/sec）

$\Delta\varepsilon_t$ ： 全ひずみ範囲（mm/mm）

Nf ： 破損繰返し数

A_0	$1.8658903-5.9748335\times10^{-5}\times T\times R$
A_1	1.5441800
A_2	$5.1385016\times10^{-1}+4.1612022\times10^{-3}\times R-1.4612192\times10^{-5}\times T$
A_3	-1.8850731×10^{-2}

ただし、$R=\log_{10}\dot{\varepsilon}$ である。

17	316FR DDS 版：動的平均

表番号	材料特性式	備考	文献番号
17－1	弾塑性応力ひずみ関係式	11－1 と同じ	⑧
17－2	クリープ破断関係式	11－2 と同じ	⑧
17－3	クリープひずみ式	11－3 と同じ	⑧
17－4	最適疲労破損式	11－4 と同じ	⑦
17－5	動的応力ひずみ関係式		⑩

表 17－5 316FR DDS 版：動的応力ひずみ関係式

(1)　$\Delta\sigma \leqq 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\sigma / E$$

(2)　$\Delta\sigma > 2\sigma_p$のとき

$$\Delta\varepsilon_t = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$$

$$\Delta\varepsilon_e = \Delta\sigma / E$$

$$\Delta\varepsilon_p = \{(\Delta\sigma - 2\sigma_p)/K_d\}^{1/m_d}$$

使用単位

T	:	温度（℃）	$425 < T \leqq 650$
$\Delta\varepsilon_e$	:	弾性ひずみ範囲（mm/mm）	
$\Delta\varepsilon_p$	:	塑性ひずみ範囲（mm/mm）	
$\Delta\varepsilon_t$	:	全ひずみ範囲　（mm/mm）	
$\Delta\sigma$	:	応力範囲（N/mm²）	
σ_p	:	比例限（N/mm²）	

E（N/mm²）	DDS（案）材料強度基準等　別表 1.8 縦弾性係数　E による
σ_p（N/mm²）	$\sigma_p = \sigma_y - K\ (0.002)^m$
K（N/mm²）	$-2.02022\times10^{-1}T + 4.72602\times10^{2}$
m	$1.18719\times10^{-5}T + 2.70149\times10^{-1}$
σ_y（N/mm²）	平均曲線：$-9.08682\times10^{-7}T^3 + 1.38828\times10^{-3}T^2 - 7.40603\times10^{-1}T + 2.73364\times10^{2}$ 最大曲線：1.5×(平均曲線)
K_d（N/mm²）	$-1.26855\times10T + 1.02059\times10^{4}$
m_d	$-7.76430\times10^{-4}T + 8.33186\times10^{-1}$

付録B　REAL-P FORTRAN ソース一覧（CD-ROM）

ソースは、添付の CD-ROM に保存されている。

付録B
REAL-P FORTRANソース一覧
JNC TN9400 2003-102
2004年1月
核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター