

JAERI-M  
83-224

ハステロイ-X の設計疲労曲線

1983年12月

西口 磯春・武藤 康・辻 宏和

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）  
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城  
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division  
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,  
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1983

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 山田軽印刷所

ハステロイ- X の設計疲労曲線

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部

西口 磯春・武藤 康<sup>+</sup>・辻 宏和<sup>++</sup>

(1983年11月28日受理)

現在計画中の多目的高温ガス実験炉のような高温構造物の設計においては、疲労あるいはクリープ疲労による破損を防止することが要件の一つとなっている。設計基準の中ではこれらの破損を防止するために設計疲労曲線を用いた評価法が用いられるが、本報告は実験炉での使用が予定されているハステロイ-X (-XR) の設計疲労曲線について検討を加えたものである。

ハステロイ-X (-XR) の文献疲労データ (一部は未発表データ) について検討した結果、全ひずみ範囲  $\Delta \epsilon_t$  を独立変数とし、破損繰返し数  $N_f$  に対して  $\log(\log N_f)$  の変換を用いた Brinkman らの式が適しているとの結論を得た。

---

+ 高温工学部  
++ 燃料工学部

Design Fatigue Curve for Hastelloy-X

Isoharu NISHIGUCHI, Yasushi MUTO<sup>+</sup> and Hirokazu TSUJI<sup>++</sup>

Department of Power Reactor Projects, JAERI

(Received November 28, 1983)

In the design of components intended for elevated temperature service as the experimental Very High-Temperature gas-cooled Reactor (VHTR), it is essential to prevent fatigue failure and creep-fatigue failure. The evaluation method which uses design fatigue curves is adopted in the design rules. This report discussed several aspects of these design fatigue curves for Hastelloy-X (-XR) which is considered for use as a heat-resistant alloy in the VHTR.

Examination of fatigue data gathered by a literature search including unpublished data showed that Brinkman's equation is suitable for the design curve of Hastelloy-X (-XR), where total strain range  $\Delta\epsilon_t$  is used as independent variable and fatigue life  $N_f$  is transformed into  $\log(\log N_f)$ .

Keywords : VHTR, Hastelloy-X, Low Cycle Fatigue, Fatigue Life, Strain Range, Design Fatigue Curve, ASME Code Case N-47, Regression Model, Suspended Test

---

+ Department of High Temperature Engineering, Tokai, JAERI

++ Department of Fuels and Materials Research, Tokai, JAERI

## 目 次

1. はじめに	1
2. 設計疲労曲線について	2
2.1 ASME B&PV Code Sec. IIIにおける設計疲労曲線	2
2.2 ASME Code Case N-47における設計疲労曲線	2
3. 疲労データの統計的取扱いについて	3
3.1 疲労曲線における従属変数と独立変数	3
3.2 破損繰返し数 $N_f$ の変換式	4
3.3 打ち切りデータの取扱いについて	6
4. 文献調査によるハステロイ- X (-XR) の高温疲労データの収集	9
5. ハステロイ- X (-XR) の高温疲労データの整理	14
5.1 疲労データの最適曲線	14
5.2 ハステロイ- X (-XR) の最適疲労曲線	15
5.3 ハステロイ- X (-XR) の設計疲労曲線	18
6. ま と め	35
謝 辞	35
参考文献	36
Appendix 1 疲労曲線における独立変数の選択について	38
Appendix 2 測定値の分散が一定でない場合の変数変換式	40

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Current design practice of fatigue curve in the ASME Code ....	2
2.1 Design fatigue curve of ASME B&PV Code Sec.III .....	2
2.2 Design fatigue curve of ASME Code Case N-47 .....	2
3. Statistical treatment of fatigue test data .....	3
3.1 Dependent and independent variables of fatigue data ....	3
3.2 Transformation on $N_f$ (number of cycles to failure) .....	4
3.3 Data from suspended tests .....	6
4. Low cycle fatigue data of Hastelloy-X(-XR) .....	9
5. Strain-life relations of Hastelloy-X(-XR) .....	14
5.1 Regression models for fatigue test data .....	14
5.2 Best-fit fatigue curves for Hastelloy-X(-XR) .....	15
5.3 Design fatigue curves for Hastelloy-X(-XR) .....	18
6. Summary .....	35
Acknowledgement .....	35
References .....	36
Appendix-1 Comparison of regression models using different variables .....	38
Appendix-2 Transformation of variables .....	40

# 1. はじめに

多目的高温ガス実験炉においては、中間熱交換器の内部構造物、二重配管のライナーおよび仕切板あるいは隔離弁のディスク、シート部などの高温部分に耐熱合金ハステロイ-XRの使用が予定されている。ハステロイ-XRは、従来航空エンジンの燃料室材料として広く用いられ、原研においても OGL-1 の仕切管の材料として用いられた実績をもつニッケル基合金ハステロイ-Xについて、成分調整などにより高温ヘリウムガス環境下での耐食性の向上を計った合金である。Table 1.1 および Table 1.2 にハステロイ-Xおよび-XRの成分組成を示す。<sup>21,22)</sup>

高温構造物の構造設計は、ASME Code Sec. III Case N-47<sup>2)</sup>を参考にして作られた実験炉の高温構造設計指針に基づいて行われている。これによれば、高温構造物の寿命を決定する主な破壊モードの1つはクリープ疲労損傷であり、これは、最小クリープ破断曲線に基づくクリープ損傷率と設計疲労曲線に基づく疲労損傷率の和として求められる。本報告は後者の設計疲労曲線について検討結果をまとめたものである。

設計疲労曲線は、昭和50年に「多目的高温ガス実験炉第1次高温構造設計指針」<sup>1)</sup>の中で初めて作成された。しかし、当時は、入手可能なハステロイ-Xの低サイクル疲労試験データが極く限られていたため、設計疲労線図は大巾な安全余裕を見込んだ保守的なものとなっている。

その後、国内では原研や川崎重工業(株)において、また米国ORNLにおいても、HTGRのPCR内高温ガスダクトのライナ材として、疲労試験データが蓄積されてきた。さらに、昭和57年度より、科学技術庁金属材料技術研究所への委託試験の形で、ハステロイ-XRの疲労試験が開始された。

そこで、現時点におけるハステロイ-Xおよび-XRの低サイクル疲労データを収集、整理し、設計疲労曲線を作成し、次の目的に資することとした。

- (1) ハステロイ-X(-XR)の低サイクル疲労データの回帰曲線を作成し、金属材料技術研究所委託試験におけるひずみ範囲の設定に用いる。
- (2) 回帰曲線および設計疲労曲線作成に必要な統計処理方法について検討し、安全余裕度を明らかにする。

Table 1.1 Chemical composition of Hastelloy-X<sup>21)</sup>

C	Mn	Si	P	S	Cr	Co	Mo	W	Fe	Ni
0.05 ~0.15	<1.00	<1.00	<0.040	<0.030	20.5 ~23.0	0.5 ~2.5	8.0 ~10.0	0.20 ~1.0	17.0 ~20.0	Bal.

Table 1.2 Chemical composition of Hastelloy-XR<sup>22)</sup>

C	Mn	Si	P	S	Cr	Co	Mo	W	Fe	B	Al	Ti	Ni
0.05 ~0.09	0.6 ~1.1	0.2 ~0.5	<0.04	<0.03	20.5 ~23.0	<0.1	8.0 ~10.0	0.2 ~1.0	17.0 ~20.0	<0.01	<0.05	<0.05	Bal.

## 2. 設計疲労曲線について

多目的高温ガス実験炉設計指針の基になっている ASME B&PV Code Sec. III<sup>3)</sup> および ASME Code Case N-47 においては、設計疲労曲線を用いて疲労強度の評価を行っている。本章では、これらのコードにおける設計疲労曲線の作成手順、あるいはその根拠などについてまとめた。

### 2.1 ASME B&PV Code Sec. III における設計疲労曲線<sup>3)</sup>

ASME Code Sec. III NB においては、低サイクル疲労破壊を防止するために必要に応じて疲労解析を行うことを規定している。この解析に用いる設計疲労曲線の作成手順は Appendices Article III-2200 に記載されており、これをまとめると次のようになる。

- i) 材料のひずみ制御両振り試験データにおける全ひずみ範囲  $\Delta \epsilon_f$  の 1/2 に適当な縦弾係数を乗じて応力の次元にする。
- ii) 応力の対数に対して最小 2 乗法を適用し、最適曲線を求める。
- iii) 平均応力の効果を考慮して、最適曲線の補正を行う。
- iv) 項目 iii) で得られた最適曲線をもとに、縦軸の応力および横軸の破損繰返し数をそれぞれ 1/2 および 1/20 に減じた曲線を求め、下側にある曲線をつないで設計疲労曲線とする。ここで、応力振幅の乗数 1/2 の根拠については不明であるが、破損繰返し数  $N_f$  の乗数 1/20 の内訳は次の通りである。<sup>4)</sup>

- i) データのばらつき (最低値/平均値) = 1/2
- ii) 寸法効果 = 1/2.5
- iii) 表面処理、環境などの効果 = 1/4

### 2.2 ASME Code Case N-47 における設計疲労曲線

原子力プラントのクラス 1 機器の使用温度が Sec. III NB の適用限界を越える場合には、Code Case N-47 によって設計を行う。この設計指針には設計疲労曲線として、非弾性解析用の 2 種類が用意されている。

Appendix T-1411 によれば非弾性解析用の疲労曲線はひずみ速度  $\dot{\epsilon} \geq 1 \times 10^{-3}$  1/sec なる条件下の完全両振り試験によって定められたものであり、弾性解析用の曲線はこれに保持時間および低ひずみ速度の影響を考慮して保守的に定められている。

Code Case N-47 の前身である Code Case 1592 の解説書<sup>5)</sup>によれば、非弾性解析用の疲労曲線は疲労試験データから得られる最適曲線をもとに Sec. III NB と同様な方法で定められている。ただし、平均応力あるいは平均ひずみの影響に対する補正は行っていない。また Code Case N-47 がひずみあるいは変形そのものを規制の対象としているのに対応して、設計曲線の



縦軸にはひずみ値を採用している。Sec. III NBが疲労曲線の適用上限温度のみを規定しているのに対して、Code Case N-47においては、温度をパラメータとする複数の曲線を与えていることも相異点としてあげられよう。

### 3. 疲労データの統計的取扱いについて

金属の疲労強度は、特に高サイクル領域においてばらつきが大きいことはよく知られている。<sup>6)</sup> このため、高サイクル疲労試験においては試験結果を整理する際に、あるいは試験計画の段階から、統計的な取扱いがなされることが多い。疲労寿命に対する対数正規分布モデルやワイブル分布モデルの適用<sup>7)</sup>、あるいは時間強度を推定するためのプロビット法やステアケース法<sup>8)</sup>などが、その代表的な例としてあげられる。

一方、低サイクル疲労試験においては強度や寿命のばらつきは高サイクル試験に比較して少なく、通常は統計的な処理は行われていない。しかしながら、低サイクル疲労試験においても、そのばらつきは決して無視できるものではない。従って、疲労曲線の信頼性を高めるためには統計的な取扱いが必要となろう。また、それにより前章で述べた設計疲労曲線の作成法に関する統計学的な議論も可能となると思われる。

そこで、本章では統計学の立場から高サイクルおよび低サイクルの疲労曲線について述べた Raske の論文<sup>9)</sup>を中心に、疲労データの統計的取扱いについて考察する。

#### 3.1 疲労曲線における従属変数と独立変数

前章でも述べたように、疲労曲線の作成には最小2乗法が用いられる。最小2乗法は、統計学的には正規確率分布に対応しており、測定値の誤差分布が正規分布をなす場合に最尤推定法となる。

いま、 $n$ 回の測定を行い測定値の組

$$y = \{y_1, y_2, \dots, y_n\} \quad (3.1)$$

が得られたとする。ここで、各種測定値 $y_i$ はある一定の条件・方法で測定されたものであり、各測定条件を指定する量を $x_i$ で表す。一般に、測定値 $y_i$ は誤差 $\epsilon_i$ を含んでおり次式が成立する。

$$y_i = y_i^{\circ} + \epsilon_i \quad (3.2)$$

上式における $y_i^{\circ}$ は測定値 $y_i$ に対応する真の値であり、次式で表されるとする。

$$y_i^{\circ} = f(x_i) \quad (3.3)$$

あるいは、式(3.2)、(3.3)を次のように表現する。

縦軸にはひずみ値を採用している。Sec. III NBが疲労曲線の適用上限温度のみを規定しているのに対して、Code Case N-47においては、温度をパラメータとする複数の曲線を与えていることも相異点としてあげられよう。

### 3. 疲労データの統計的取扱いについて

金属の疲労強度は、特に高サイクル領域においてはばらつきが大きいことはよく知られている。<sup>6)</sup>このため、高サイクル疲労試験においては試験結果を整理する際に、あるいは試験計画の段階から、統計的な取扱いがなされることが多い。疲労寿命に対する対数正規分布モデルやワイブル分布モデルの適用<sup>7)</sup>、あるいは時間強度を推定するためのプロビット法やステアケース法<sup>8)</sup>などが、その代表的な例としてあげられる。

一方、低サイクル疲労試験においては強度や寿命のばらつきは高サイクル試験に比較して少なく、通常は統計的な処理は行われていない。しかしながら、低サイクル疲労試験においても、そのばらつきは決して無視できるものではない。従って、疲労曲線の信頼性を高めるためには統計的な取扱いが必要となろう。また、それにより前章で述べた設計疲労曲線の作成法に関する統計学的な議論も可能となると思われる。

そこで、本章では統計学の立場から高サイクルおよび低サイクルの疲労曲線について述べた Raske の論文<sup>9)</sup>を中心に、疲労データの統計的取扱いについて考察する。

#### 3.1 疲労曲線における従属変数と独立変数

前章でも述べたように、疲労曲線の作成には最小2乗法が用いられる。最小2乗法は、統計学的には正規確率分布に対応しており、測定値の誤差分布が正規分布をなす場合に最尤推定法となる。

いま、 $n$ 回の測定を行い測定値の組

$$y = \{y_1, y_2, \dots, y_n\} \quad (3.1)$$

が得られたとする。ここで、各種測定値 $y_i$ はある一定の条件・方法で測定されたものであり、各測定条件を指定する量を $x_i$ で表す。一般に、測定値 $y_i$ は誤差 $\varepsilon_i$ を含んでおり次式が成立する。

$$y_i = y_i^{\circ} + \varepsilon_i \quad (3.2)$$

上式における $y_i^{\circ}$ は測定値 $y_i$ に対応する真の値であり、次式で表されたとする。

$$y_i^{\circ} = f(x_i) \quad (3.3)$$

あるいは、式(3.2)、(3.3)を次のように表現する。

$$y = f(x) + \epsilon \quad (3.4)$$

上式において、 $x$  および  $y$  はそれぞれ独立変数 (independent variable) および従属変数 (dependent variable) と呼ばれる。

疲労試験においては、全ひずみ範囲  $\Delta \epsilon_i$  あるいは応力範囲  $\Delta \sigma$  を試験条件として設定した上で破損繰返し数  $N_f$  を測定するから、 $N_f$  は常に制御できない変数 (uncontrolled variable) であり従属変数となる。Raske は疲労データの統計的取扱いに関する注意事項として、第1にこの従属変数と独立変数の区別を挙げており、2つの変数を逆にすることにより誤った回帰式が得られることを例題によって説明している。この例題は Appendix 1 に示した。

### 3.2 破損繰返し数 $N_f$ の変換式

最小2乗法が理論的な基盤を持つためには確率変数  $\epsilon_i$  に対していくつかの仮定が必要となる。通常は次の仮定が置かれる。<sup>10)</sup>

i)  $\epsilon_i$  の期待値はゼロである。すなわち、

$$E[\epsilon_i] = 0 \quad (3.5)$$

ii)  $\epsilon_i$  の分散は定数である。すなわち、 $\sigma^2$  を定数として、

$$\text{Var}[\epsilon_i] = \sigma^2 \quad (3.6)$$

iii)  $\epsilon$  は互いに独立であり、共分散はゼロである。

$$\text{Cov}[\epsilon_i, \epsilon_j] = 0 \quad i \neq j \quad (3.7)$$

iv)  $\epsilon_i$  は正規分布をなす。

ここで、単に回帰式を求めるのが目的であれば正規分布の仮定はなくてもよいが、統計的仮定の検定や区間推定を行うためには必要となる。また、この仮定のもとで最小2乗法は最尤推定法となる。<sup>11)</sup>

$\epsilon_i$  の分散が一定でない場合や正規分布をなさない場合にはモデルの変更、重み付き最小2乗法の採用あるいは従属変数を変換する方法が考えられる。従属変数の変換式の例としては次のようなものが挙げられる。

$$y^T = \sqrt{y} \quad (3.8)$$

$$y^T = \log_{10} y \quad \text{注)} \quad (3.9)$$

$$y^T = 1/y \quad (3.10)$$

疲労データの場合には式 (3.9) が良く用いられるが、この変換においては Fig. 3.1 に示すように高サイクル領域が圧縮される。Fig. 3.2 はアルミ合金の破損繰返し数  $N_f$  の分布の例である。Fig. 3.2 (a) に示すように  $N_f$  の分布はかなり左に偏差しているが、式 (3.9) の変換式を用いると Fig. 3.2 (b) の分布となり、正規分布をなすことが  $\chi^2$  検定により確認できる。

注) 以下の式においては常用対数を  $\log$ 、自然対数を  $\ln$  で表す。

しかしながら、最近の高温疲労試験では  $\log N_f$  の分散が高サイクル領域になるにつれて大きくなる実験結果が得られており、例えば文献 12) の 304 タイプのステンレス鋼のデータ整理には、次の変換式

$$N_f^T = (\log N_f)^{-\frac{1}{2}} \quad (3.11)$$

を用いている。ただ、Fig. 3.1 から解るようにこの変換式は高サイクル領域をあまりにも圧縮し過ぎるため、Raske は種々の疲労データを文献調査により収集し、疲労データ整理用の変換式を再検討している。その内容をまとめると次のようである。

まず、24 種の材料に関する軸荷重、曲げ荷重あるいは振り荷重による疲労試験により得られた 291 組 4618 個のデータを基に、次の関数形を求める。

$$\sigma^2 = h(N_f) \quad (3.12)$$

式 (3.12) が得られると、 $N_f$  の変換式  $N_f^T$  は次式により定めることができる<sup>13)</sup> (Appendix 2 を参照のこと)。

$$N_f^T \propto \int \frac{dN_f}{\sqrt{h(N_f)}} \quad (3.13)$$

従って、例えば C を定数として

$$\sigma^2 = C N_f^2 \quad (3.14)$$

が成立すれば、式 (3.13) より次の対数変換式が得られる。

$$N_f^T = \log N_f \text{ or } \ln N_f \quad (3.15)$$

Fig. 3.3 は式 (3.12) の関数形を求めるために、データの各組における  $N_f$  の平均値と標準偏差の関係をプロットしたものである。図中の直線

$$\sigma = 0.08 N_f^{1.106} \quad (3.16)$$

は、これらのデータに対する回帰式であるが、決定係数 (Coefficient of determinant)  $R^2$  (定義式については、式 (5.16) を参照のこと) は 0.973 であり、 $N_f$  が  $10^9$  回までの広い範囲に亘っていることを考えると、この直線の適合度はかなり高いことが解る。

式 (3.16) を式 (3.13) に代入すれば、変換式としては次式が得られる。

$$N_f^T = N_f^{-0.106} \quad (3.17)$$

上式は、Fig. 3.1 に示した対数系の変換式においては、

$$N_f^T = \log(\log N_f) \quad (3.18)$$

に近く、Raske は実用上の処理の容易さから式 (3.18) の使用を勧めている。また、Strizak<sup>14)</sup> もハステロイ系の疲労データに対して、式 (3.18) の変換式が、式 (3.15) の対数変換式

よりも適合性が高いとの指摘を行っている。

### 3.3 打ち切りデータの取扱いについて

疲労試験やクリープ破断試験において、試験機の利用スケジュールなどの制約から全部の試験片が破断する前に試験を中止せざるを得ない場合や、一部の試験片については未破断のまま試験が進行している最中に試験結果の整理が必要となることがしばしばおこる。このような打ち切りデータ (Censored data) を含む試験結果を処理する場合、打ち切りデータを破壊データとみなしたり、打ち切りデータを無視するなどの方法がよくとられるが、いずれの方法においても実際の寿命を低く見積もることになる。最近、この問題に対して反復最小2乗法 (Iterative least squares approach)<sup>15)</sup>なる方法がSchmeeら<sup>15)</sup>によって提案されている。

この方法では、最小2乗法を反復的に適用して打ち切りデータの破損繰返し数を推定し、最適曲線を求める。

まず、第1ステップにおいては打ち切りデータの破損繰返し数が打ち切り時の繰返し数  $N_c$  に等しいと仮定して最小2乗法を適用し、得られた最適曲線から打ち切りデータの測定条件下における  $N_f$  の期待値  $(\bar{N}_f)^i$  を求める。この場合、最小2乗法は変換値  $N_f^T$  に対して適用することになる。

第2ステップ以降における打ち切りデータの  $N_f$  の推定値  $(\hat{N}_f)^{i+1}$  ( $i = 1, 2, \dots$ ) は次式によって定める。

$$(\hat{N}_f^T)^{i+1} = (\bar{N}_f^T)^i + \frac{\sigma^i f(z)}{1 - F(z)} \quad (3.19)$$

ここで、

$$z = \frac{N_c^T - (\bar{N}_f^T)^i}{\sigma^i} \quad (3.20)$$

上式において、 $(\bar{N}_f^T)^i$  は打ち切りデータの測定条件下における  $N_f$  の期待値の変換値であり、 $i$  ステップの最適曲線から求める。 $\sigma^i$  は  $i$  ステップの標準偏差、 $f(z)$  および  $F(z)$  は規準正規分布の確率密度関数および分布関数である。

以上の計算を収束値が得られるまで反復すれば、打ち切りデータを考慮した回帰曲線を求めることができる。

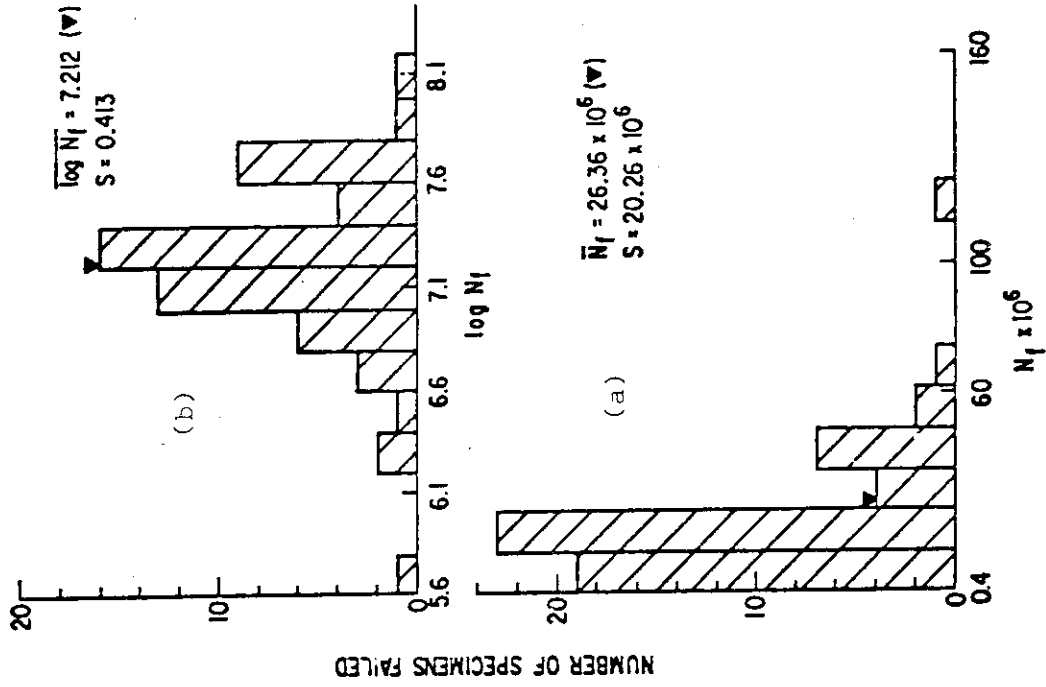


Fig. 3.2 Distribution of Fatigue Life for 57 Type 75 S-T Aluminum Specimens.<sup>9)</sup>

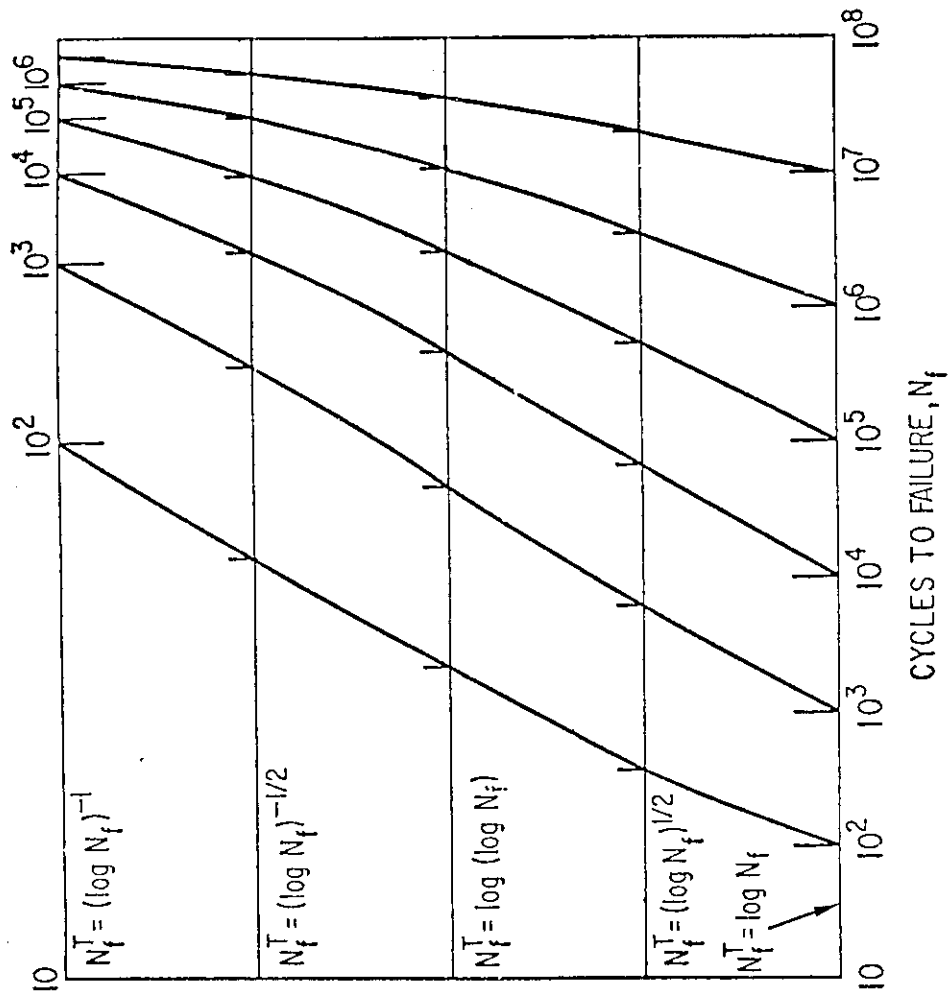


Fig. 3.1 Relative Scales for Various Transformations.<sup>9)</sup>

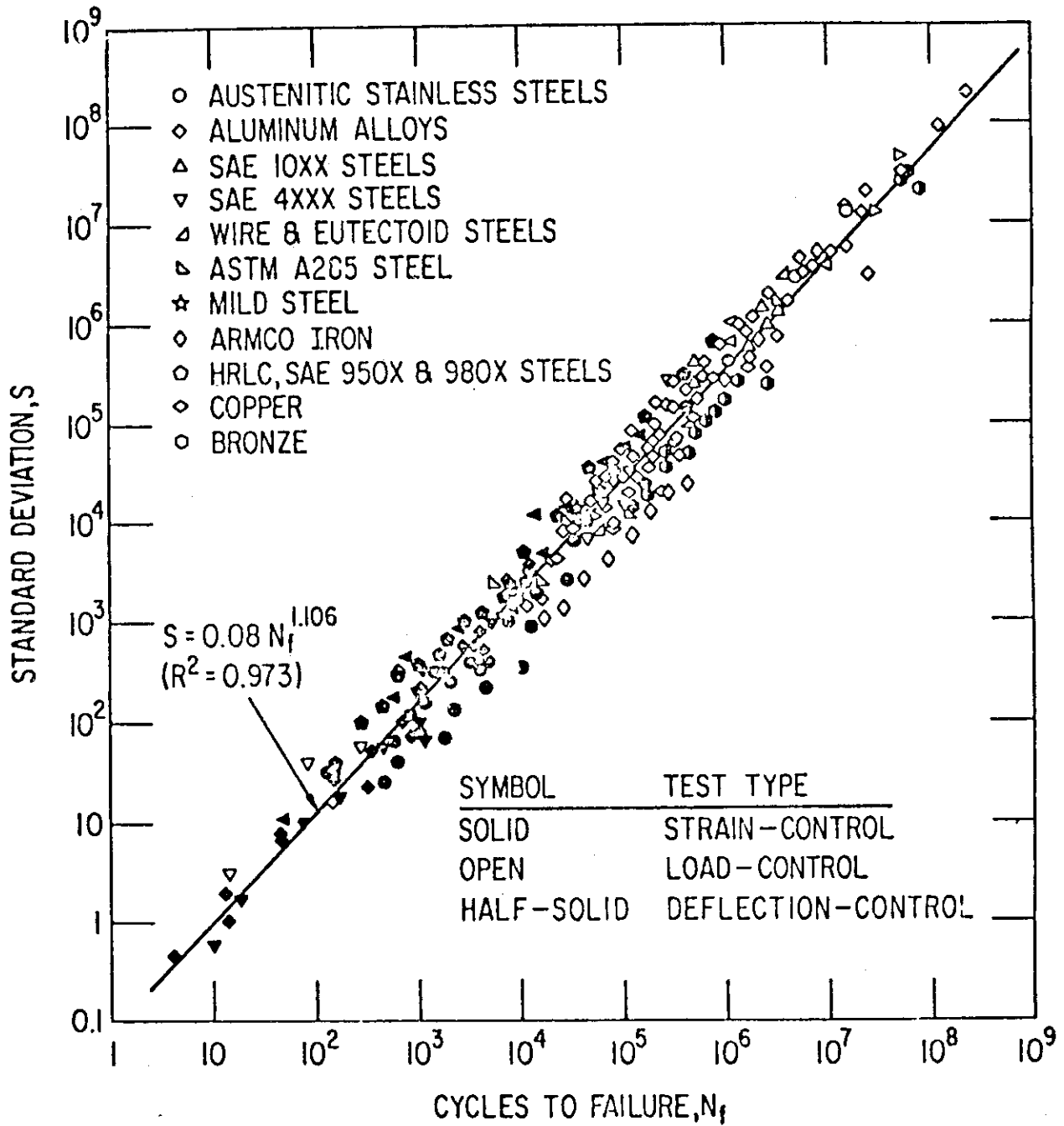


Fig. 3.3 Variability of Fatigue-test Data.<sup>9)</sup>

#### 4. 文献調査によるハステロイ- X (-XR) の 高温疲労データの収集

ハステロイ- Xあるいはハステロイ- XRの高温低サイクル疲労を扱った文献は必ずしも多くない。本報告では、Brinkmanら<sup>16)</sup>、辻ら<sup>17)</sup>、Cardenら<sup>18)</sup>および清水ら<sup>19)</sup>の文献を検討の対象とした。尚、文献14)にもハステロイ- Xの疲労データが記載されているが、これは文献16)のデータと同一である。

これらの文献データをまとめて示すとTable 4.1の通りである。文献16, 19)ではひずみ保持試験、文献18)では熱疲労試験も行っているが、ここでは通常のひずみ制御両振り定温度試験結果のみを載せている。また、文献17, 19)については未発表のデータも含めてある。

塑性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_p$ および弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_e$ の求め方としては、次のような方法が考えられる。

- i) ヒステリシスループから $\Delta\epsilon_e$ ,  $\Delta\epsilon_p$ を読取る。
- ii) ヒステリシスループから応力範囲 $\Delta\sigma$ を求め、 $\Delta\epsilon_e$ ,  $\Delta\epsilon_p$ を次式によって計算する。

$$\Delta\epsilon_e = \Delta\sigma_t / E \quad (4.1)$$

$$\Delta\epsilon_p = \Delta\epsilon_t - \Delta\epsilon_e \quad (4.2)$$

上式において、Eは縦弾性係数、 $\Delta\epsilon_t$ は全ひずみ範囲である。Table 4.1中、添字M(measured)はi)の方法、添字C(calculated)はii)の方法によって求めた値であることを示す。但し、ヒステリシスループは全試験期間中に亘って変化するため、例えば文献16)では $N_f/2$ 時における値を採用している。

4つの文献における試験方法などの比較は、Table 4.2に示した。また、Table 4.1における $\Delta\epsilon_t$ と $N_f$ の関係をFig. 4.1に示した。



Table 4.1 Low-cycle fatigue data for Hastelloy-X and Hastelloy-XR.

	temperature T°C	number of cycles to failure N <sub>f</sub>	stress range(MPa) Δσ	total strain range (%) Δε <sub>t</sub>	elastic strain range (%) (Δε <sub>e</sub> ) <sub>M</sub> */(Δε <sub>e</sub> ) <sub>c</sub>	plastic strain range (%) (Δε <sub>p</sub> ) <sub>M</sub> */(Δε <sub>p</sub> ) <sub>c</sub>
Hastelloy - X, reference 16)	22°C	439	1.425	4.10	0.79 / 0.72	3.31 / 3.38
		591	1.392	3.04	0.76 / 0.70	2.28 / 2.34
		1,494	1,177	2.11	0.62 / 0.59	1.49 / 1.51
		6,101	968	1.50	0.49 / 0.49	1.02 / 1.02
		10,245	862	0.99	0.46 / 0.43	0.53 / 0.56
		15,796	829	0.89	0.48 / 0.42	0.41 / 0.47
		49,664	837	0.80	0.46 / 0.42	0.33 / 0.38
		538°C	177	1,530	4.06	0.89 / 0.94
	418		1,353	3.02	0.73 / 0.83	2.94** / 2.19
	1,181		1,141	1.56	0.65 / 0.70	0.91 / 0.86
	5,182		1,015	0.99	0.62 / 0.63	0.37 / 0.36
	7,596		1,084	0.79	0.73 / 0.67	0.06 / 0.12
	14,240		855	0.71	0.57 / 0.53	0.13 / 0.18
	13,675		917	0.65	0.48 / 0.56	0.17 / 0.08
	225,000		877	0.60	0.56 / 0.54	0.04 / 0.06
	649°C	94	1,476	4.17	0.80 / 0.96	3.37 / 3.21
		133	1,412	3.00	0.76 / 0.91	2.24 / 2.09
		318	1,258	2.03	0.72 / 0.82	1.31 / 1.21
		713	1,119	1.52	0.63 / 0.72	0.89 / 0.80
		1,617	972	1.00	0.63 / 0.63	0.38 / 0.37
		5,147	909	0.80	0.64 / 0.59	0.16 / 0.22
		11,766	831	0.70	0.55 / 0.54	0.15 / 0.16
		19,262	731	0.50	0.45 / 0.47	0.05 / 0.03
		17,820	715	0.50	0.46 / 0.46	0.04 / 0.04
		148,497	700	0.44	0.42 / 0.45	0.02 / -
	760°C	56	1,016	4.48	0.54 / 0.70	3.94 / 3.79
		154	935	3.00	0.55 / 0.64	2.45 / 2.36
		280	902	2.07	0.55 / 0.62	1.52 / 1.45
598		800	1.50	0.50 / 0.55	1.00 / 0.95	
1,582		684	1.00	0.48 / 0.47	0.52 / 0.53	
3,351		655	0.70	0.42 / 0.45	0.28 / 0.25	
8,362		586	0.51	0.37 / 0.40	0.14 / 0.11	
102,168		518	0.45	0.38 / 0.35	0.07 / 0.10	
215,747		476	0.35	0.34 / 0.32	0.02 / 0.03	
871°C		96	720	4.00	0.42 / 0.53	3.58 / 3.47
	138	715	3.01	0.41 / 0.52	2.60 / 2.49	
	312	610	2.01	0.34 / 0.44	1.67 / 1.57	
	466	604	1.50	0.34 / 0.44	1.16 / 1.06	
	1,156	523	1.00	0.38 / 0.38	0.62 / 0.62	
	2,002	479	0.80	0.32 / 0.35	0.48 / 0.45	
	3,433	452	0.59	0.34 / 0.33	0.25 / 0.26	
	13,234	392	0.50	0.34 / 0.28	0.16 / 0.22	

\* (Δε<sub>e</sub>)<sub>M</sub> and (Δε<sub>p</sub>)<sub>M</sub> were used in later calculations

\*\* This may be a misprint of ref. (Δε<sub>p</sub>)<sub>M</sub>=2.29 was adopted in later calculations.

Table 4.1 Low-cycle fatigue data for Hastelloy-X and Hastelloy-XR (continued).

	T [°C]	N <sub>f</sub>	$\Delta\epsilon_t$ [%]	$(\Delta\epsilon_e)_M$ [%]	$(\Delta\epsilon_p)_M$ [%]
Hastelloy-XR, reference 17)	900°C	511	1.20	0.217	0.983
		1,326	0.80	0.183	0.617
		1,664	0.80	0.226	0.574
		9,978	0.40	0.218	0.182
		32,238	0.28	0.201	0.079
Hastelloy-X	900°C	512	1.20	0.229	0.971
		1,899	0.80	0.220	0.580
		5,590	0.40	0.233	0.167
		56,701	0.28	0.212	0.068

	T [°C]	N <sub>f</sub>	$\Delta\sigma$ [kgf/mm <sup>2</sup> ]*	$\Delta\epsilon_t$ [%]	$(\Delta\epsilon_e)_M$ [%]	$(\Delta\epsilon_p)_M$ [%]
Hastelloy-X, reference 18)	427°C	13	140.6	5.0	0.9	4.1
		160	126.6	1.5	0.2	1.3
	704°C	33	105.5	3.1	0.7	2.4
		60	91.4	2.3	0.2	2.1
	816°C	23	77.3	4.2	0.1	4.1
		41	70.3	3.4	0.3	3.1
	982°C	13	27.4	2.3	0.1	2.2
		35	21.1	1.5	0.2	1.3
		43	21.8	2.0	0.1	1.9
		130	18.3	0.6	0.1	0.5

\* 1 kgf/mm<sup>2</sup> ÷ 9.8 MPa

	T [°C]	N <sub>f</sub>	$\Delta\epsilon_t$ [%]	$(\Delta\epsilon_e)_M$ [%]	$(\Delta\epsilon_p)_M$ [%]
Hastelloy-X, reference 19)	700°C	225	1.497	0.544	0.953
		303	1.250	0.509	0.741
		447	0.994	0.481	0.513
		3,488	0.494	0.369	0.125
	800°C	219	1.463	0.391	1.072
		833	0.725	0.362	0.363
		1,847	0.494	0.293	0.201
	900°C	238	1.672	0.231	1.441
		344	1.438	0.201	1.237
		519	0.975	0.230	0.745
		688	0.723	0.215	0.508
		1,546	0.480	0.227	0.253
	1000°C	274	1.503	0.167	1.334
		776	0.752	0.157	0.595
		433	0.994	0.160	0.834
		1,200	0.494	0.148	0.346
1,678		0.498	0.150	0.348	

Table 4.2 Comparison of experimental procedures of ref. 16) - 19).

	Brinkman et al <sup>16)</sup>	Tsuji et al <sup>17)</sup>	Carden et al <sup>18)</sup>	Shimizu et al <sup>19)</sup>
Material	Hastelloy-X	Hastelloy-X, -XR	Hastelloy-X	Hastelloy-X
Product form	plate	bar	plate	plate
Environment	air	JAERI B-type	argon	air
Strain rate	0.4 %/sec	0.1 %/sec	36 cycles/h	0.1 %/sec
Specimen Configuration	hour-glass	uniform-gage	threaded tubular	uniform-gage
Heating method	high-frequency induction	high-frequency induction	resistance heating	high-frequency induction
Determination of failure	-	25 % drop in the peak tensile stress	a crack that is equal to or greater than 1/2 of the circumference	25 % drop in the peak tensile stress
Definitions of $\Delta\sigma$ , $(\Delta\varepsilon_e)_M$ and $(\Delta\varepsilon_p)_M$	values at 50 % $N_f$	values at 50 % $N_f$	values at 63 % $N_f$	values before 50 % $N_f$

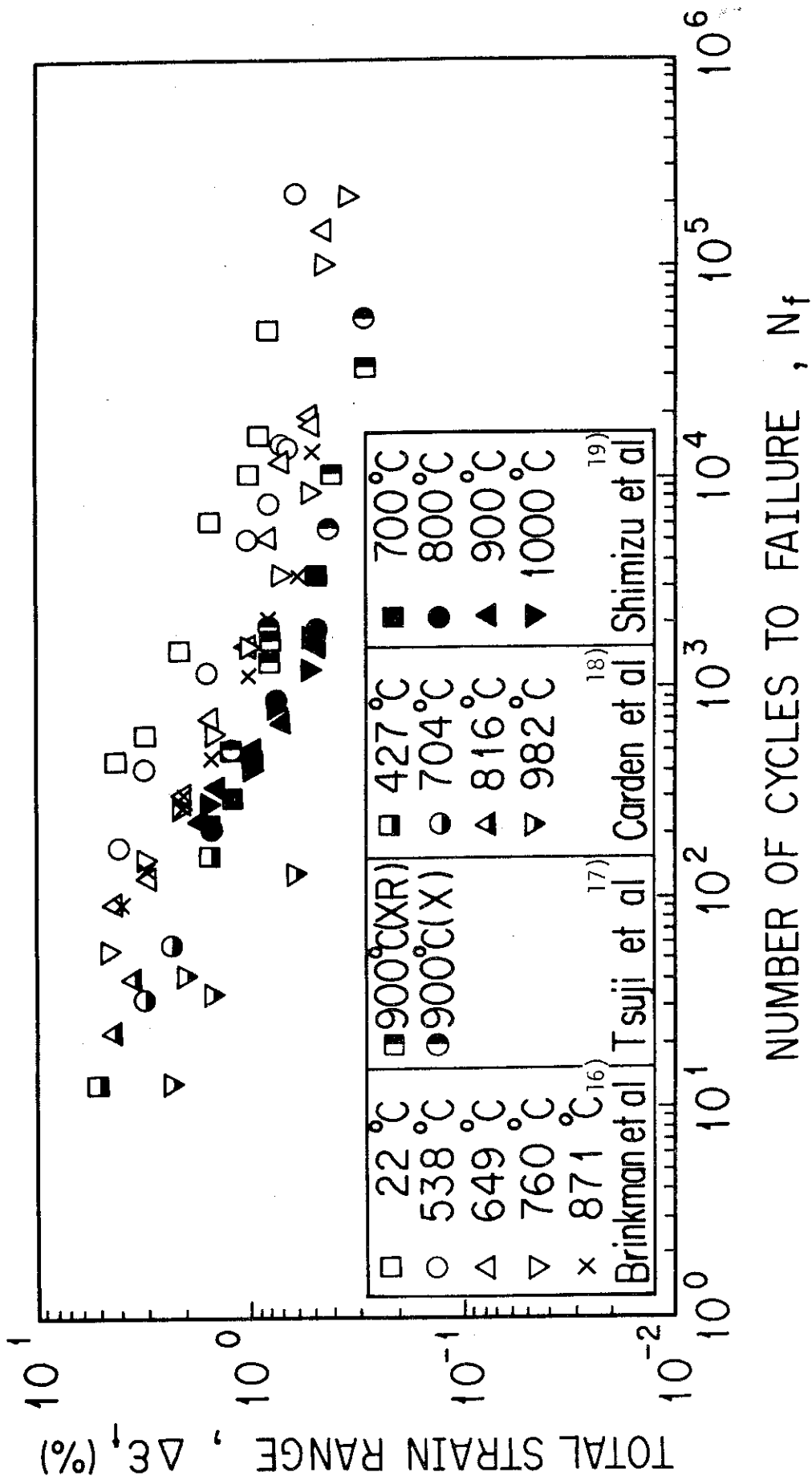


Fig. 4.1 Total strain range vs cycles to failure for Hastelloy-X (-XR).

## 5. ハステロイ-X (XR) の高温疲労データの整理

### 5.1 疲労データの最適曲線

第2章で述べたように、設計疲労曲線を求める際に  $\Delta \epsilon_t - N_f$  関係の最適曲線が必要となる。平滑試験片の疲労試験結果の表現式として従来提案されているものには次のようなものがある。<sup>6)</sup>

i) Manson-Coffin の式

$$\Delta \epsilon_P N_f^\alpha = C \quad (5.1)$$

Coffin によれば、上式において

$$\alpha = 0.5 \quad (5.2)$$

$$C = \epsilon_f / 2 \quad (5.3)$$

が成立する。但し、 $\epsilon_f$  は破断ひずみであり、絞り  $\varphi$  [%] を用いて次式で表される。

$$\epsilon_f = \ln \frac{100}{100 - \varphi} \quad (5.4)$$

ii) Manson の universal slope の式

$$\Delta \epsilon_t = 3.5 \frac{\sigma_B}{E} N_f^{-0.12} + \epsilon_f^{0.6} N_f^{-0.6} \quad (5.5)$$

ここで、 $\sigma_B$  は引張強さを表す。

iii) Langer の式

$$S = B N_f^{-\frac{1}{2}} + S_e \quad (5.6)$$

但し、 $S$  は pseudostress amplitude であり次式で表される。

$$S = \frac{1}{2} \Delta \epsilon_t E \quad (5.7)$$

また、 $S_e$  は疲労限を表し、 $B$  は定数である。式 (5.6) において式 (4.2)、式 (5.1)~(5.4) 及び式 (5.7) の関係を考慮すると次式が得られる。

$$S = \frac{E}{4\sqrt{N_f}} \ln \left( \frac{100}{100 - \varphi} \right) + S_e \quad (5.8)$$

以上に挙げた諸式に対応して、 $\Delta \epsilon_t - N_f$  関係の回帰曲線としては次のような式が用いられている。

$$\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p = A_e N_f^{-0.12} + A_p N_f^{-0.6} \quad (5.9)$$

$$\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p = A_e N_f^{-Be} + A_p N_f^{-BP} \quad (5.10)$$

$$\Delta \varepsilon_t = A N_f^{-\alpha} + B \quad (5.11)$$

式(5.9)は式(5.5)の universal slope 式に対応する。Carden<sup>18)</sup>らは本式を用いて各試験温度レベルにおける疲労データを整理し、係数 $A_e$ 、 $A_p$ を温度の関数として与えている。式(5.10)は疲労データの整理に最も良く用いられており、文献16、19)ではこの式を用いている。また、式(5.11)はLangerの式に対応する。

一方、最近 Strizak<sup>14)</sup>らはハステロイ系の疲労曲線として次式を提案している。

$$\log(\log N_f) = C_0 - C_1 \log(\Delta \varepsilon_t - \Delta \varepsilon_e) \quad (5.12)$$

上式において $C_0$ 、 $C_1$ 及び $\Delta \varepsilon_e$ が決定すべき回帰係数であり、 $\Delta \varepsilon_e$ は疲労限に対応するひずみ範囲である。式(5.12)は回帰係数について非線形であるので、Strizakらは $\Delta \varepsilon_e$ に値を代入した上で $C_0$ 、 $C_1$ を定めるという方法を繰返すことにより、 $\log(\log N_f)$ に関する分散を最小にする曲線を求めている。

式(5.9)~(5.11)に示したような従来の疲労曲線においては $N_f$ は普通、対数目盛で表示される。この場合 $\log N_f$ を従属変数として求めた最小2乗法の最適曲線は、各ひずみ範囲における疲労寿命に対して分散一定の対数正規分布を仮定するモデルに対応する。一方、式(5.12)の左辺は従属変数 $N_f$ を $\log(\log N_f)$ に変換しており、低ひずみ範囲側になるにつれて疲労寿命の分散が従来よりも大きくなるモデルを仮定している。Strizakらは、ハステロイ系の疲労データの解析からこの変換が対数変換よりも適合性が高いと述べているが、これは3.2節に示した Raske の結論に一致している。

## 5.2 ハステロイ-X (—XR) の最適疲労曲線

ハステロイ-Xおよびハステロイ-XRの最適曲線の検討を行うために疲労データの整理用プログラムFATIGUEを作成した。Table 5.1はプログラムで用いている6種類の回帰式をまとめたものである。line 1, line 1'は式(5.9) line 2, line 2'は式(5.10)に対応する。また、

$$\text{line 3 : } \log N_f = B_0 - B_1 \log(\Delta \varepsilon_t - \Delta \varepsilon_e) \quad (5.13)$$

を $\Delta \varepsilon_t$ について解けば次式が得られる。

$$\Delta \varepsilon_t = 10^{\frac{B_0}{B_1} - \frac{1}{B_1} \log N_f} + \Delta \varepsilon_e \quad (5.14)$$

従って

$$10 \frac{B_0}{B_1} = A \quad (5.15. a)$$

$$\frac{1}{B_1} = \alpha \quad (5.15. b)$$

$$\Delta \epsilon_0 = B \quad (5.15. c)$$

とおけば式(5.11)に一致することが解る。line 4は式(5.12)に対応する。

これらの回帰式に第3章の議論を適用してみる。まず、独立変数と従属変数について正しい取扱いは行っているのはline 3およびline 4である。line 1'およびline 2'は本来、従属変数であるべき $N_f$ を独立変数としている。line 1およびline 2では全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ を弾性成分 $\Delta \epsilon_e$ と塑性成分 $\Delta \epsilon_p$ に分離した上で $\Delta \epsilon_e$ 、 $\Delta \epsilon_p$ のそれぞれを独立変数とする最小2乗法を用いている。実際には $\Delta \epsilon_t$ がcontrolled variableであるから、第3章の議論を厳密に適用すればひずみ範囲を $\Delta \epsilon_e$ と $\Delta \epsilon_p$ に分離することなく、 $\Delta \epsilon_t$ を独立変数とする非線形な最小2乗法を用いることになる。尚、式(5.9)の場合 $\log \Delta \epsilon_e$ 、 $\log \Delta \epsilon_p$ あるいは $\log N_f$ のいずれを独立変数としても同じ結果が得られる。

第3.2節に示した従属変数の変換については、 $N_f$ を従属変数とするline 1~line 4のうち、line 1~line 3が $\log$ 変換、line 4が $\log(\log)$ 変換を用いている。また、line 1'では従属変数 $\Delta \epsilon_e$ 、 $\Delta \epsilon_p$ を変換することなく直接最小2乗法を適用しており、line 2'では $\Delta \epsilon_e$ 、 $\Delta \epsilon_p$ を $\log$ 変換している。

Table 4.1に示したハステロイ-X及びハステロイ-XRのデータにこれらの回帰曲線を適用して、検討を加える。Fig. 5.1はBrinkmanらの試験温度871°Cにおけるハステロイ-Xの疲労データについて、6種類の曲線を比較したものである。データの得られている範囲内での曲線による差は小さいが、その範囲外ではかなりの差異が生じている。

Table 5.2及びTable 5.3はBrinkmanらのデータについて、line 1及びline 2の回帰係数を示したものである。表中には決定係数 $R^2$ 及び不偏分散 $\sigma^2$ <sup>10)</sup>も示しているが、これらの定義は次式による。

$$R^2 = 1 - \frac{\langle \text{回帰よりの残差平方和} \rangle}{\langle \text{平均よりの残差平方和} \rangle}$$

$$= 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (5.16)$$

$$\sigma^2 = \frac{\langle \text{回帰よりの残差平方和} \rangle}{n - \nu}$$

$$= \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{n - \nu} \quad (5.17)$$

これらの式において、 $n$ はデータの数、 $\nu$ は回帰モデルのパラメータの数である。また、 $\bar{y}$ 及び $\hat{y}_i$ は次式で表される。

$$\bar{y} = \frac{\sum_{i=1}^n y_i}{n} = \frac{\sum_{i=1}^n \log\{(N_f)_i\}}{n} \quad (5.18)$$

$$\hat{y}_i = \log\{(\hat{N}_f)_i\} \quad (5.19)$$

但し,

$$\begin{aligned} (\hat{N}_f)_i &= f\{(\Delta \epsilon_t)_i\} \\ &= g^{-1}\{(\Delta \epsilon_t)_i\} \end{aligned} \quad (5.20)$$

ここで,

$$\Delta \epsilon_t = g(N_f) \quad (5.21)$$

は式(5.9)あるいは式(5.10)に対応する。これらの式は $N_f$ について陽に解けないのでFA TIGUEではNewton-Raphson法を用いて式(5.20)の計算を行っている。Fig. 5.2~Fig. 5.6は、各試験温度において2つの曲線を比較したものである。またFig. 5.7~Fig. 5.11にはline 2における弾性成分と塑性成分を示した。

Table 5.2及びTable 5.3を比較すると、line 2の方が決定係数 $R^2$ の値が1に近いことが解る。また、塑性成分の $N_f$ の指数 $B_p$ は概ねline 1における値0.6に近いが、弾性成分 $N_f$ の指数 $B_e$ は試験温度が高くなるに従って0に近づく傾向にあり、line 1のように $B_e$ を一定値とするのは適当でないと考えられる。但し、line 2においては $B_e$ の示すこの傾向により、試験温度が高い場合に数値計算上の問題が生ずることがある。即ち、 $\Delta \epsilon_e$ は弾性成分の独立変数であるが、この値が一定値に近づくことにより、 $\log \Delta \epsilon_e$ と $\log N_f$ の直線関係を定める際の誤差が大きくなる。Fig. 5.12はハステロイ-XRの900°Cにおけるヘリウム中試験データにline 2を適用したものであるが、弾性成分の誤差が大きくなっている。

以上のことから、独立変数である $\Delta \epsilon_t$ を $\Delta \epsilon_e$ と $\Delta \epsilon_p$ に分離する方法は、回帰曲線を求める観点からは適当でないと考えられる。また、 $\Delta \epsilon_e$ と $\Delta \epsilon_p$ の割合は寿命中一定でないことから、controlled variableである $\Delta \epsilon_t$ そのものを独立変数とする回帰式を用いるべきであろう。

Table 5.4及びTable 5.5はBrinkmanらのデータにline 3及びline 4の回帰式を適用したものである。line 4の場合には $\log(\log N_f)$ についての残差を最小にする曲線として定義されているため、Table 5.5中には $\log(\log)$ スケールにおける決定係数 $R_L^2$ 及び不偏分散 $\sigma_L^2$ もしめした。line 3とline 4の比較はFig. 5.13~Fig. 5.17に示した。前節でも述べたように、これらの回帰式における $\Delta \epsilon_e$ は $\log N_f$ あるいは $\log(\log N_f)$ に関する残差を最小にする値として定められている。その例として、871°Cのデータにおけるline 4の残差と $\Delta \epsilon_e$ の関係をFig. 5.18に示す。これによれば、残差が最小となる $\Delta \epsilon_e = 0.21$ 近傍での残差の変化は小さいことが解る。また、Table 5.4, Table 5.5をTable 5.2, Table 5.3と比較すれば、line 3及びline 4のいずれにおいてもline 1及びline 2よりも決定係数 $R^2$ が大きくなっていることが解る。また、Fig. 5.13~Fig. 5.17によれば $N_f$ の大きな領域ではline 4の $\Delta \epsilon_t$ がline 3よりも小さくなっており、安全側の評価となる。これはline 4の $\Delta \epsilon_e$ の値がline 3の $\Delta \epsilon_e$ よりも小さいことに対応して



いる。逆に、低寿命側では line 3 の方が安全側であるが、データの得られている範囲での差異は小さい。

以上のことから、line 3 と line 4 の優劣は必ずしも明らかではないが、次のような理由で、ハステロイ-X 及びハステロイ-XR の疲労曲線には line 4 を用いることにした。

- i) データ取得が難しい高寿命側で line 4 の方が line 3 よりも安全側の評価を与える。
- ii)  $\log(\log N_f)$  の変換式には Raske による統計学的な裏付けがある。
- iii) Brinkman らにより、ハステロイ系の疲労データの回帰式として用いられている。

### 5.3 ハステロイ-X (—XR) の設計疲労曲線

Table 4.1 に示した疲労データに ASME Code Case N-47 の方法を適用して、非弾性解析用の設計疲労曲線を作成した。

まず、Fig. 5.19 は試験温度 900°C におけるハステロイ-X 及びハステロイ-XR の疲労データを比較したものである。ハステロイ-X とハステロイ-XR に大きな差異は見られないので、ここでは両者の違いあるいは試験雰囲気の影響を無視することとし、これらをまとめて回帰曲線を求めると次式が得られた。

$$\log(\log N_f) = 0.4281 - 0.2159 \log(\Delta \epsilon_t - 0.20) \quad (5.22)$$

Fig. 5.19 中にはこの曲線も示す。

Table 5.5 及び式 (5.22) より、538°C のデータを除けば試験温度が高くなるにつれて  $\Delta \epsilon_0$  が減少する傾向にあることが解る。また、538°C のデータについても  $\Delta \epsilon_0 \leq 0.55$  の範囲での残差の変化は大きくないため、 $\Delta \epsilon_0$  の値は 22°C で 0.26%、900°C で 0.20% に一致する減少関数とし、次式のように定めた。

$$\Delta \epsilon_0 = 0.1798 + \frac{23.66}{T + 273.15} \quad [\%] \quad (5.23)$$

但し、 $T$  [°C] は温度を表す。なお、Brinkman らは常温から 427°C までを対象とする最適疲労曲線に対して  $\Delta \epsilon_0 = 0.34\%$  としている。

$\Delta \epsilon_0$  を式 (5.23) によって定め、Table 4.1 に示した各データについて line 4 の最適曲線を求めた。これを Table 5.6 に示す。尚、Carden らのデータは他のデータと比較して短寿命であり、図から読取った値であること、データの数が多いこと等の理由で除外した。但し、一般には、このようないわゆる outlying data<sup>20)</sup> の取扱いは慎重を期さなければならない。

Table 5.6 にデータを基にハステロイ-X 及びハステロイ-XR の最適曲線を次式のように求めた。

$$\log(\log N_f) = C_0 - C_1 \log(\Delta \epsilon_t - \Delta \epsilon_0) \quad (5.24)$$

但し、

$$\Delta \epsilon_0 = 0.1798 + \frac{23.66}{T + 273.15} \quad [\%] \quad (5.23)$$

$$C_0 = 0.5926 - 0.1883 \times 10^{-3} T \quad (5.25)$$

$$C_1 = 0.3281 - 0.8815 \times 10^{-4} T \quad (5.26 a)$$

$$C_1 = 0.2734 + 0.3200 \times 10^{-3} T - 0.4119 \times 10^{-6} T^2 \quad (5.26 b)$$

$$C_1 = 0.2804 + 0.6287 \times 10^{-4} T + 0.2145 \times 10^{-6} T^2 - 0.3847 \times 10^{-9} T^3 \quad (5.26 c)$$

式(5.25)及び式(5.26)の $C_0$ 、 $C_1$ はTable 5.6の値を $T$ に関する多項式で最小2乗近似したものである。これらの最適曲線をFig. 5.20～Fig. 5.22に示す。また、これらを基に、 $\Delta \epsilon_t$ 及び $N_f$ をそれぞれ1/2及び1/20に減じ、下側にある曲線をつないで求めた非弾性解析用の設計疲労曲線をFig. 5.23～Fig. 5.25に示す。

これらの図によれば $C_1$ を2次式および3次式としたFig. 5.24およびFig. 5.25はほとんど一致しているが、 $C_1$ を1次式で表現したFig. 5.23は特に高温領域において $N_f$ を高く評価している。従って、安全側の評価を与え、かつ $C_1$ の表現が簡単なFig. 5.24が設計曲線として適していると考えられる。ただし、この結論はあくまでも本報告で用いたデータベースに関するものであり、今後、疲労データを蓄積した上で設計疲労曲線を作成する際には、式(5.24)における $C_0$ 、 $C_1$ 、 $\Delta \epsilon_0$ の温度依存性の表現式についての再検討が必要となる。

Fig. 5.24をFig. 5.26の高温構造設計指針の改訂資料<sup>1)</sup>に示されているハステロイ-Xの疲労曲線と比較するとFig. 5.24の方が高寿命の結果を与えている。例えば900°Cにおいて $N = 10^3$ に対応する $\Delta \epsilon_t$ はFig. 5.24において $\Delta \epsilon_t = 3.2 \times 10^{-3} \text{ mm/mm}$ 、Fig. 5.26では $\Delta \epsilon_t = 2.6 \times 10^{-3} \text{ mm/mm}$ となっている。

Table 5.1 Regression models used in FATIGUE code

line number	regression function	dependent variable	transformation of dependent variable	independent variable
line 1	$\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p$	$N_f^*$	$\log N_f^*$	$\Delta \varepsilon_e, \Delta \varepsilon_p^*$
line 1'	$= A_e N_f^{-0.12} + A_p N_f^{-0.6}$	$\Delta \varepsilon_e, \Delta \varepsilon_p$	—	$N_f$
line 2	$\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p$	$N_f$	$\log N_f$	$\Delta \varepsilon_e, \Delta \varepsilon_p$
line 2'	$= A_e N_f^{-B_e} + A_p N_f^{-B_p}$	$\Delta \varepsilon_e, \Delta \varepsilon_p$	$\log \Delta \varepsilon_e, \log \Delta \varepsilon_p$	$N_f$
line 3	$\log N_f = B_0 - B_1 \log (\Delta \varepsilon_t - \Delta \varepsilon_0)$	$N_f$	$\log N_f$	$\Delta \varepsilon_t$
line 4	$\log(\log N_f) = C_0 - C_1 \log (\Delta \varepsilon_t - \Delta \varepsilon_0)$	$N_f$	$\log(\log N_f)$	$\Delta \varepsilon_t$

\* Same result is obtained when dependent variable is replaced by independent variable.

Table 5.2 Values of constants of line 1 describing the best-fit fatigue curves for the data of ref. 16).

temperature	$A_e$	$B_e$	$A_p$	$B_p$	$R^2$	$\sigma^2$
22°C	1.534		143.2		0.944	0.039
538°C	1.762		50.87		0.870	0.148
649°C	1.522	0.12	31.52	0.6	0.948	0.065
760°C	1.139		41.76		0.937	0.109
871°C	0.801		44.93		0.971	0.016

$\Delta \varepsilon_t = A_e N_f^{-0.12} + A_p N_f^{-0.6}$

Table 5.3 Values of constants of line 2 describing the best-fit fatigue curves for the data of ref. 16).

temperature	$A_e$	$B_e$	$A_p$	$B_p$	$R^2$	$\sigma^2$
22°C	1.844	0.142	65.60	0.506	0.961	0.046
538°C	1.645	0.112	202.1	0.764	0.875	0.212
649°C	1.285	0.098	99.43	0.746	0.967	0.056
760°C	0.779	0.070	60.19	0.647	0.970	0.074
871°C	0.640	0.087	77.07	0.680	0.974	0.019

$\Delta \varepsilon_t = A_e N_f^{-B_e} + A_p N_f^{-B_p}$

Table 5.4 Values of constants of line 3 describing the best-fit fatigue curves for the data of ref. 16).

temperature	$\Delta \epsilon_o$	$B_o$	$B_1$	$R^2$	$\sigma^2$
22°C	0.62	3.458	1.531	0.970	0.027
538°C	0.59	3.030	1.141	0.974	0.035
649°C	0.38	2.926	1.704	0.974	0.037
760°C	0.30	2.931	1.910	0.968	0.065
871°C	0.42	2.696	1.233	0.990	0.007

$$\log N_f = B_o - B_1 \log (\Delta \epsilon_t - \Delta \epsilon_o)$$

Table 5.5 Values of constants of line 4 describing the best-fit fatigue curves for the data of ref. 16).

temperature	$\Delta \epsilon_o$	$C_o$	$C_1$	$R^2$	$\sigma^2$	$R_L^2$	$\sigma_L^2$
22°C	0.26	0.5805	0.2818	0.966	0.030	0.973	$0.3696 \times 10^{-3}$
538°C	0.55	0.4770	0.1803	0.957	0.059	0.964	$0.7540 \times 10^{-3}$
649°C	0.17	0.4920	0.3393	0.969	0.044	0.982	$0.4558 \times 10^{-3}$
760°C	0.19	0.4701	0.3260	0.970	0.060	0.980	$0.7054 \times 10^{-3}$
871°C	0.21	0.4540	0.2640	0.983	0.011	0.989	$0.1544 \times 10^{-3}$

$$\log (\log N_f) = C_o - C_1 \log (\Delta \epsilon_t - \Delta \epsilon_o)$$

Table 5.6 Values of constants of line 4 describing the best-fit fatigue curves for the data of ref. 16), 17) and 19).

reference	temperature	$\Delta \epsilon_o$	$C_o$	$C_1$
16)	22°C	0.26	0.5805	0.2818
	538°C	0.21	0.5379	0.3106
	649°C	0.21	0.4835	0.3219
	760°C	0.20	0.4677	0.3205
	871°C	0.20	0.4556	0.2672
17)+19)	900°C	0.20	0.4281	0.2159
19)	700°C	0.20	0.4001	0.2778
	800°C	0.20	0.3950	0.2306
	1000°C	0.20	0.4077	0.1746

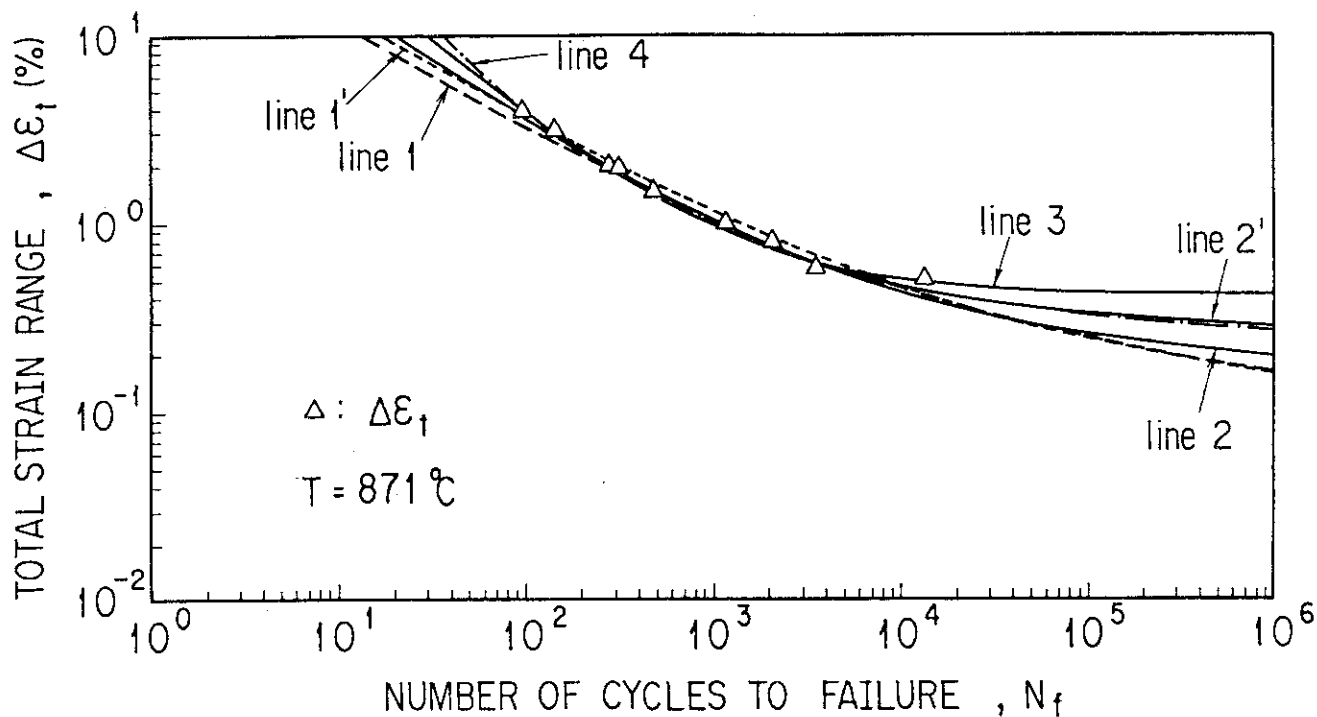


Fig. 5.1 Comparison of regression models.

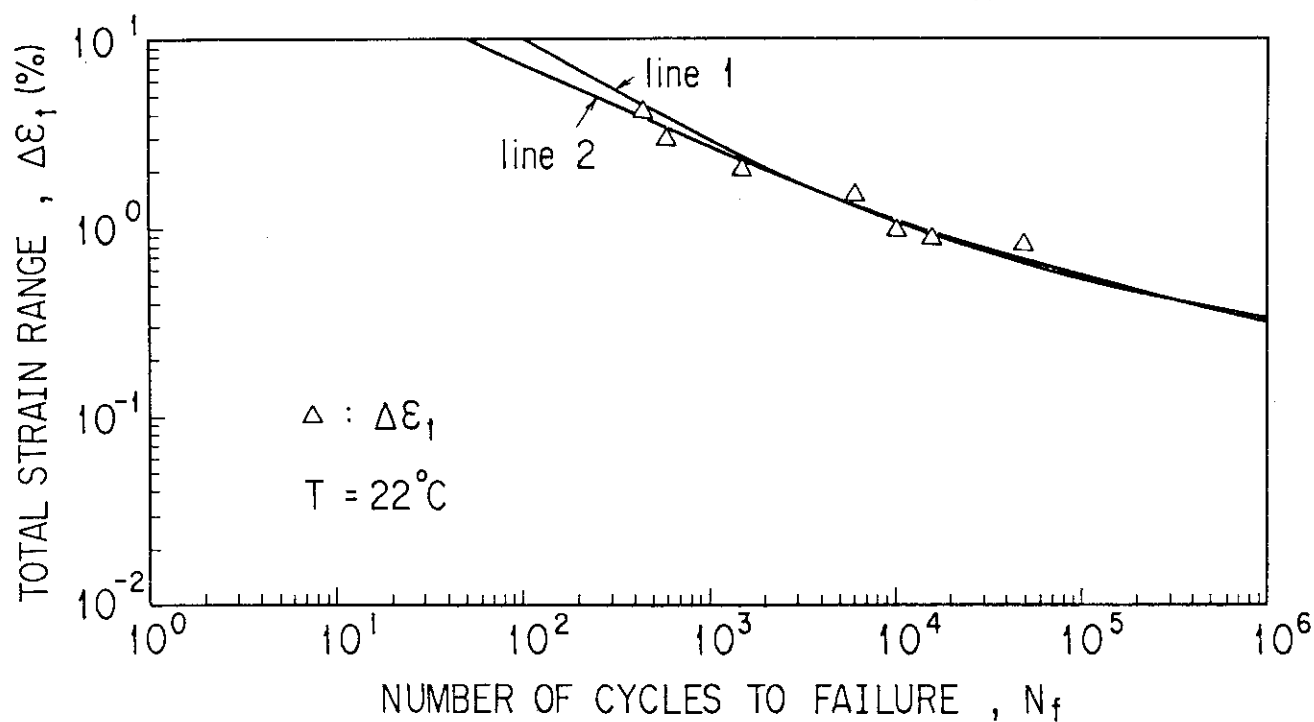


Fig. 5.2 Comparison of regression models; line 1 and line 2 (T=22°C)

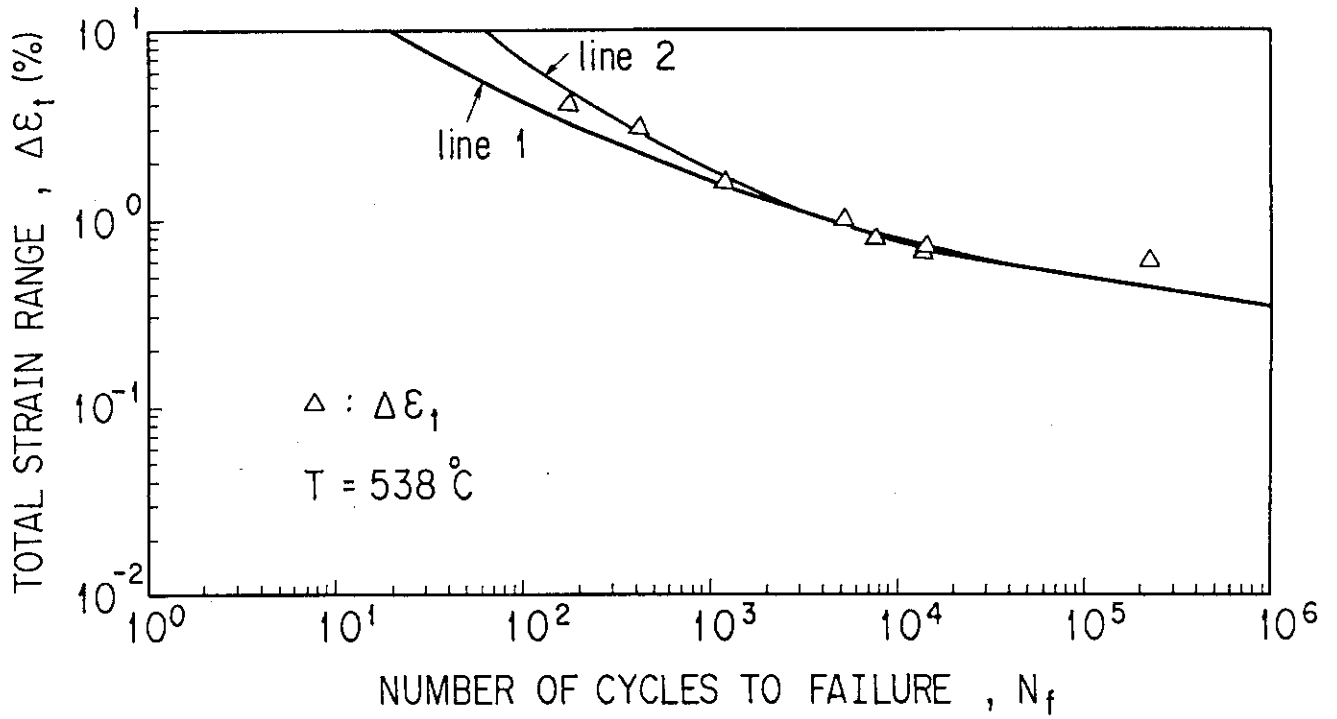


Fig. 5.3 Comparison of regression models; line 1 and line 2 ( $T=538^\circ\text{C}$ )

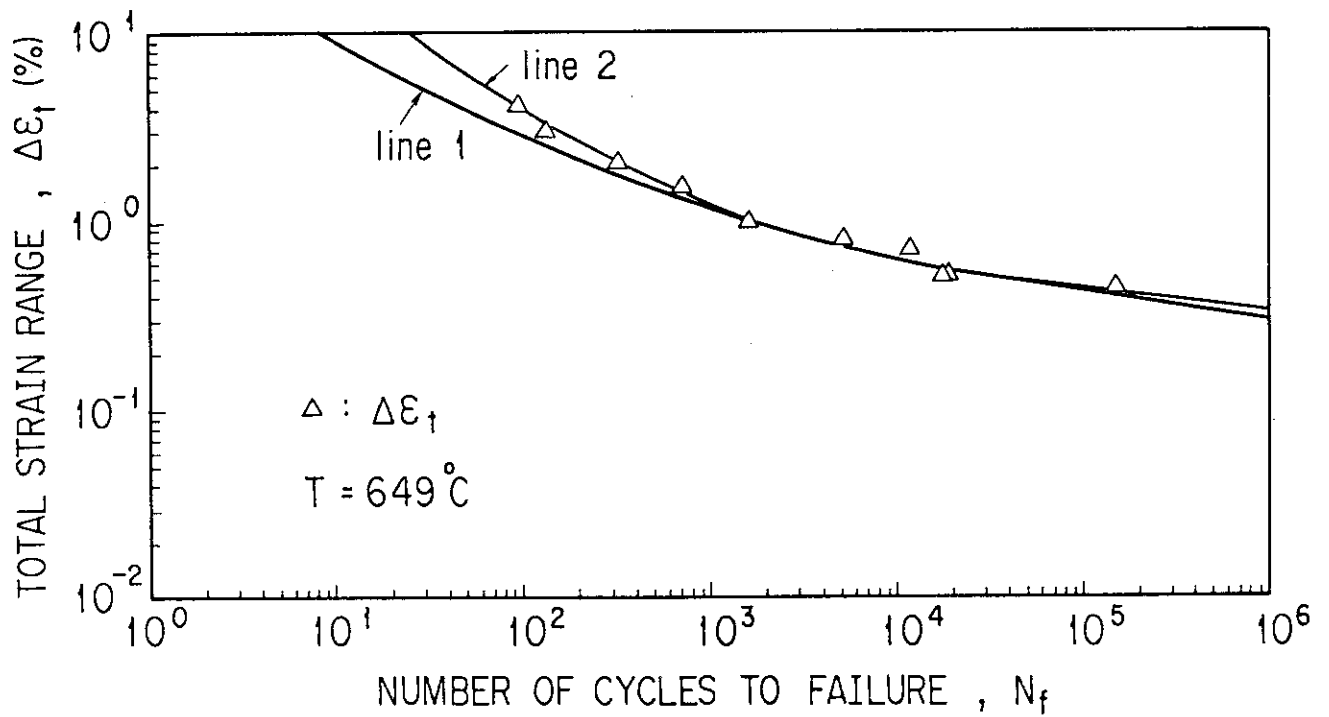


Fig. 5.4 Comparison of regression models; line 1 and line 2 ( $T=649^\circ\text{C}$ )

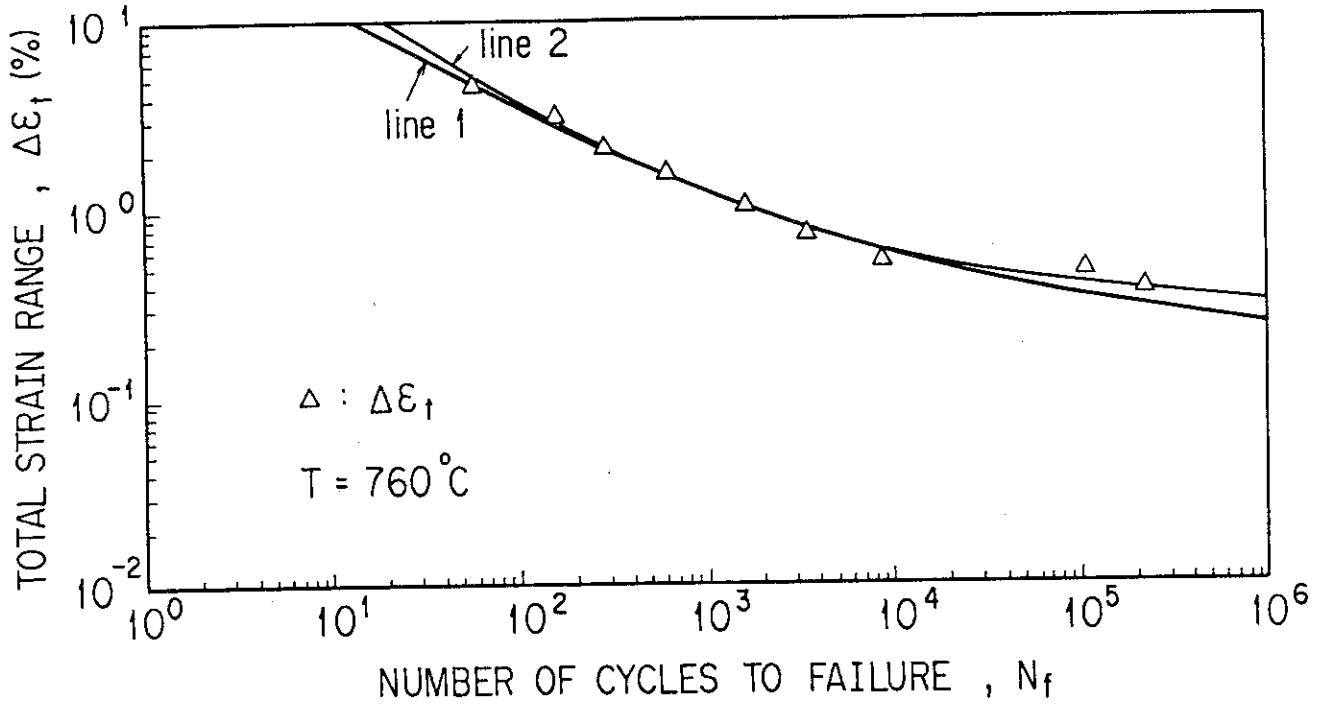


Fig. 5.5 Comparison of regression models ; line 1 and line 2 (T=760°C)

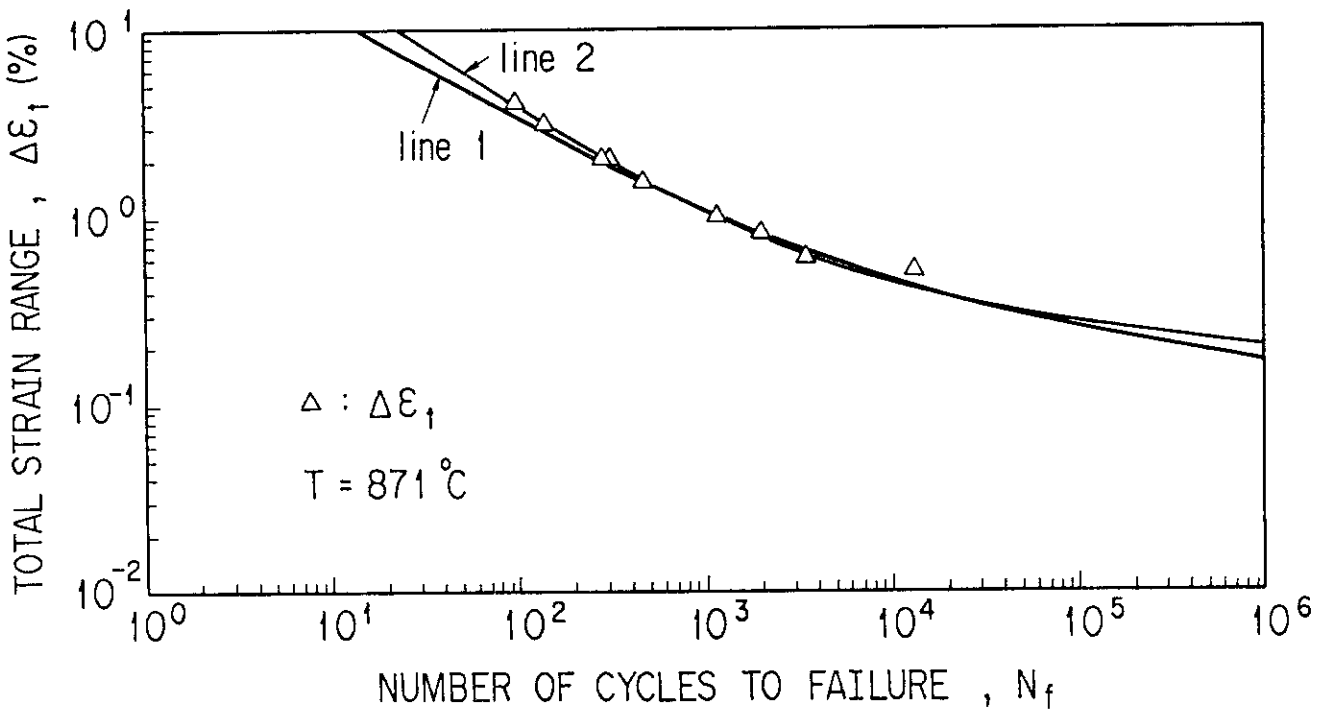


Fig. 5.6 Comparison of regression models ; line 1 and line 2 (T=871°C)

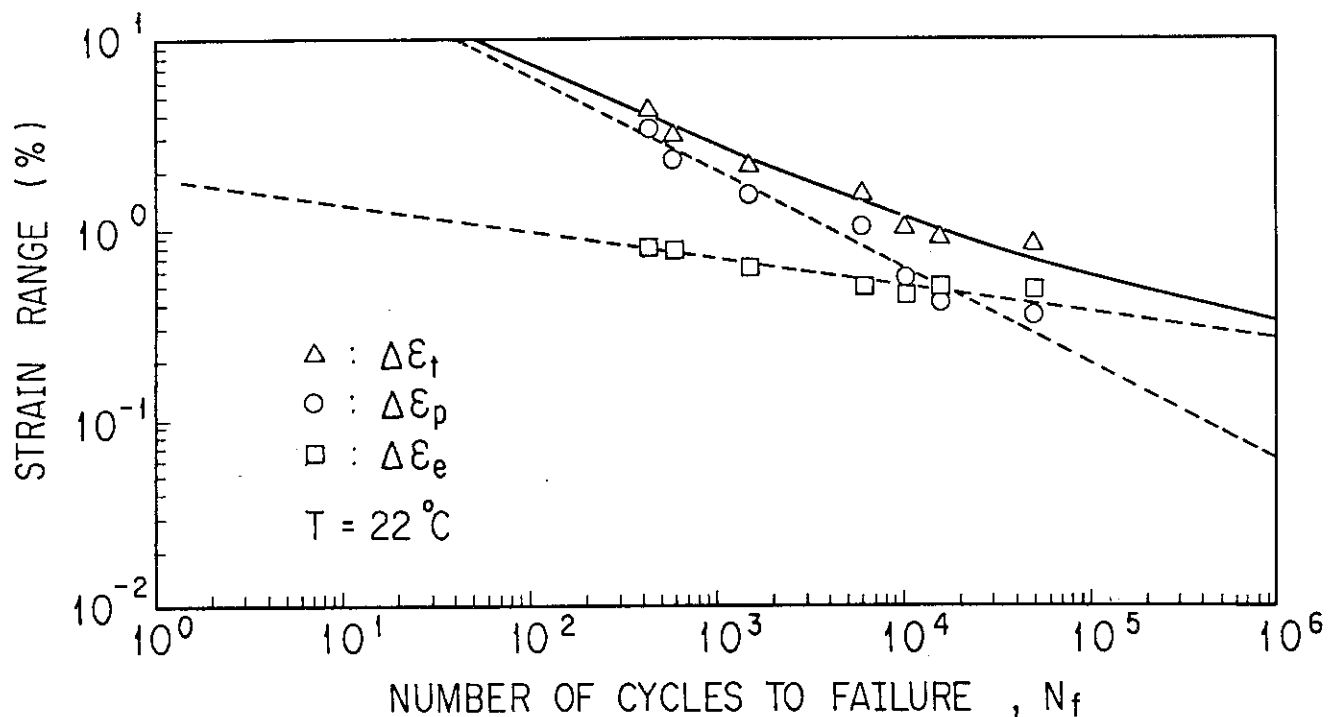


Fig. 5.7 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=22^\circ\text{C}$ ).

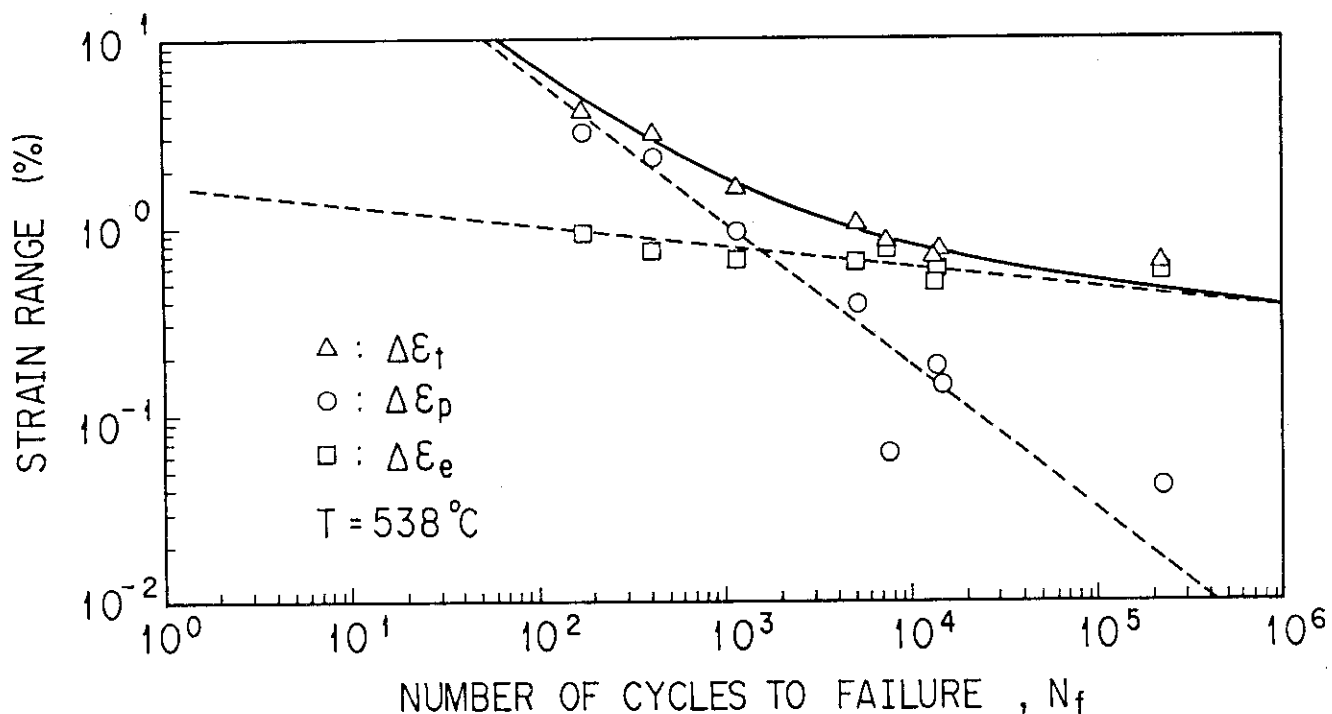


Fig. 5.8 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=538^\circ\text{C}$ ).



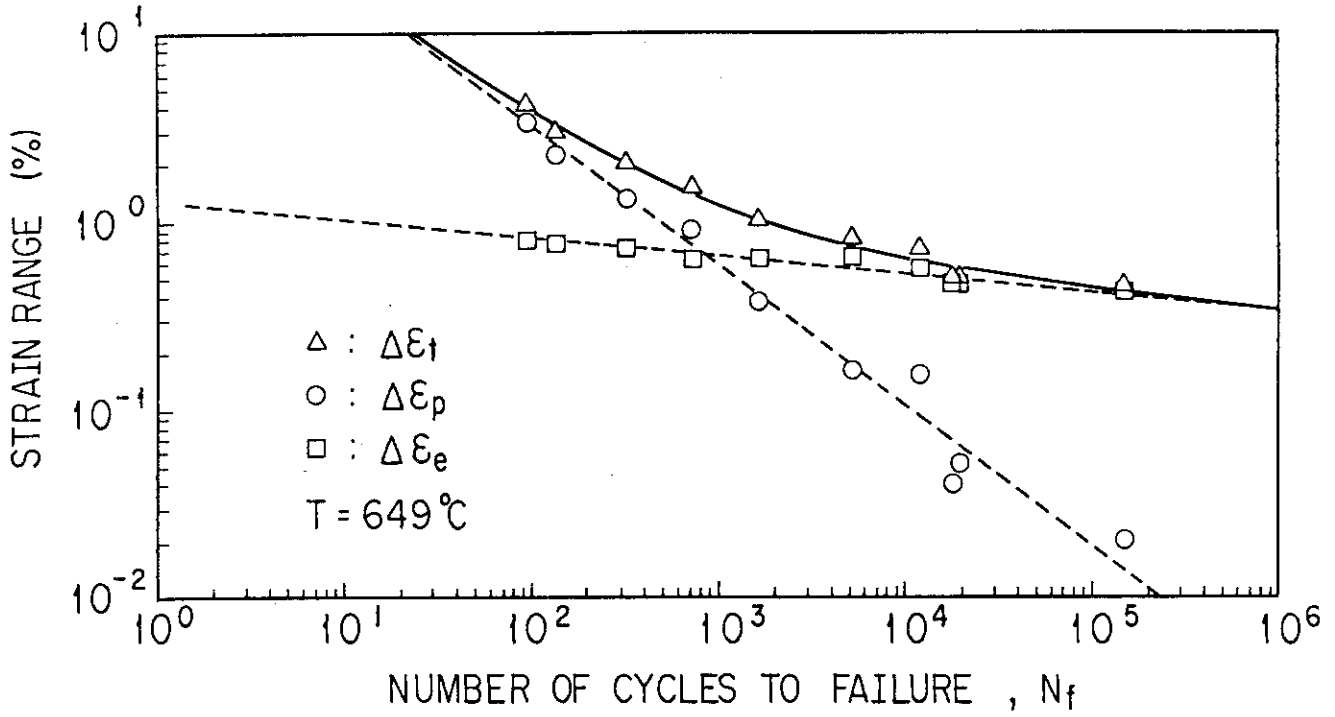


Fig. 5.9 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=649^\circ\text{C}$ ).

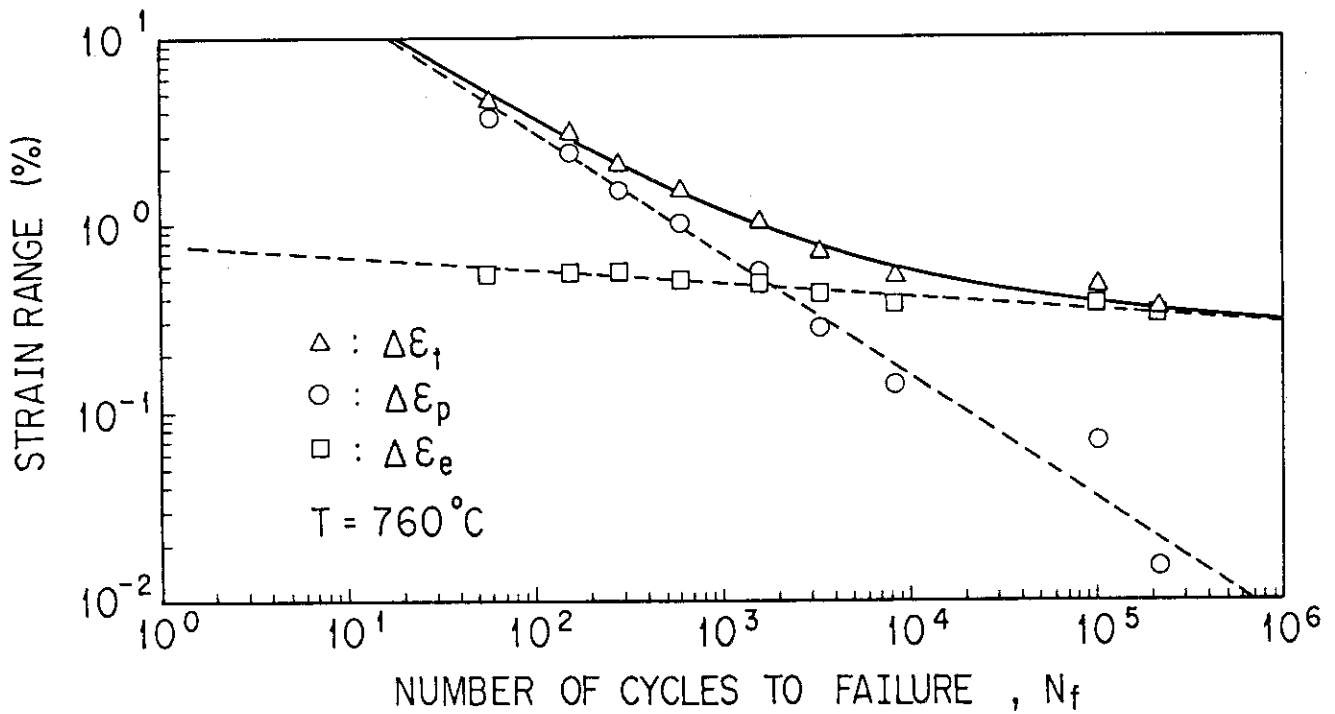


Fig. 5.10 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=760^\circ\text{C}$ ).

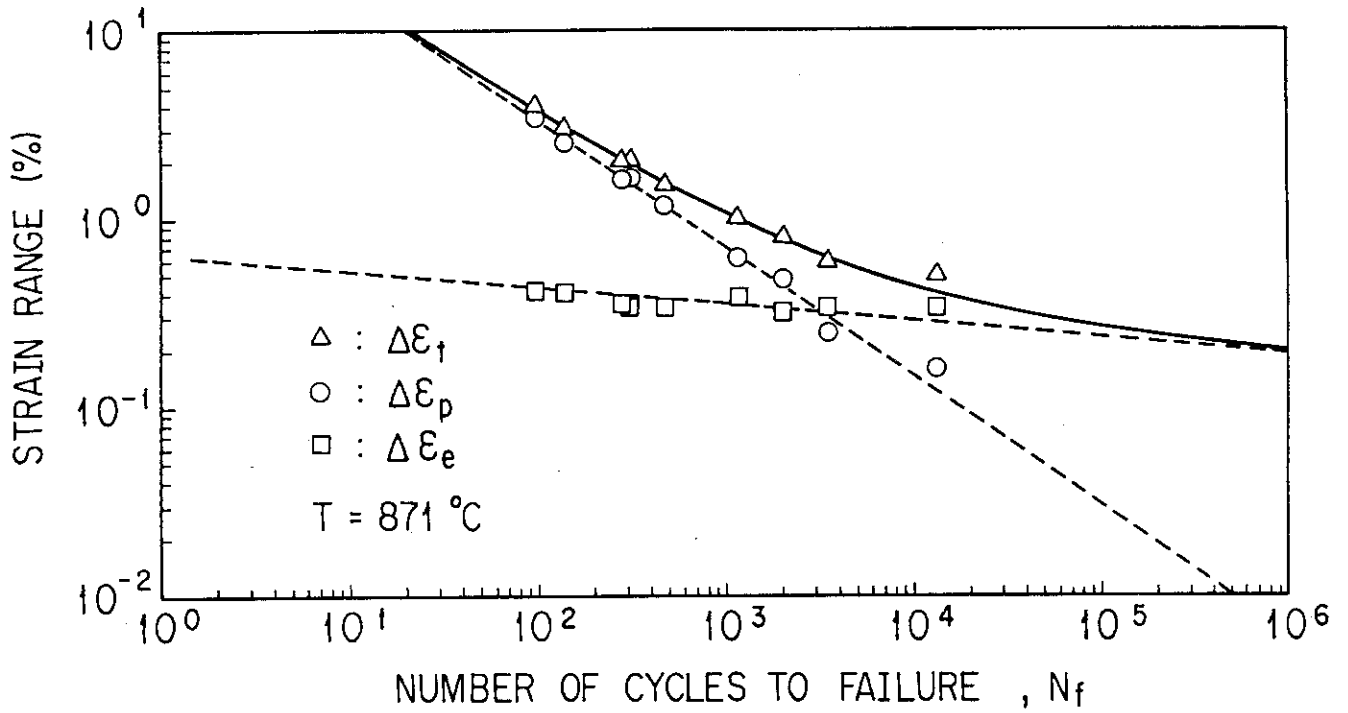


Fig. 5.11 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=871^\circ\text{C}$ ).

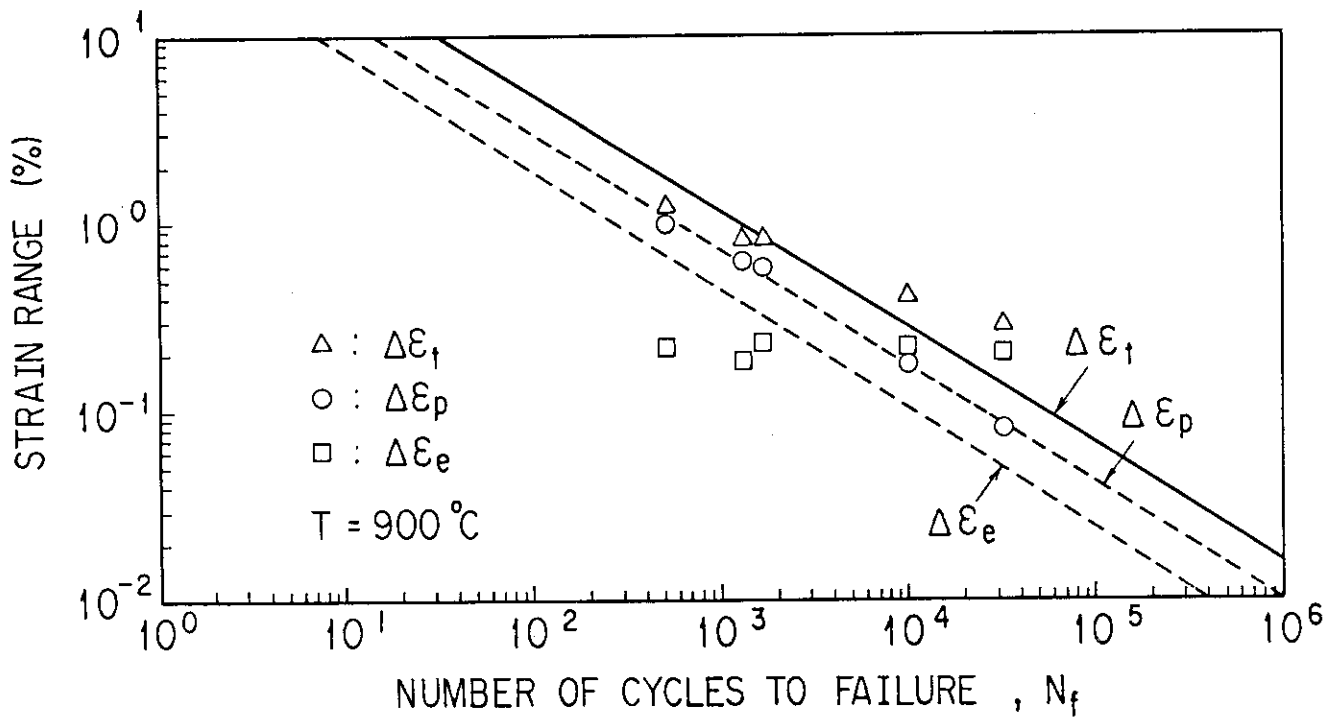


Fig. 5.12 Total, elastic and plastic strain range vs cycles to failure. Lines represent best-fit by line 2 ( $T=900^\circ\text{C}$ ).

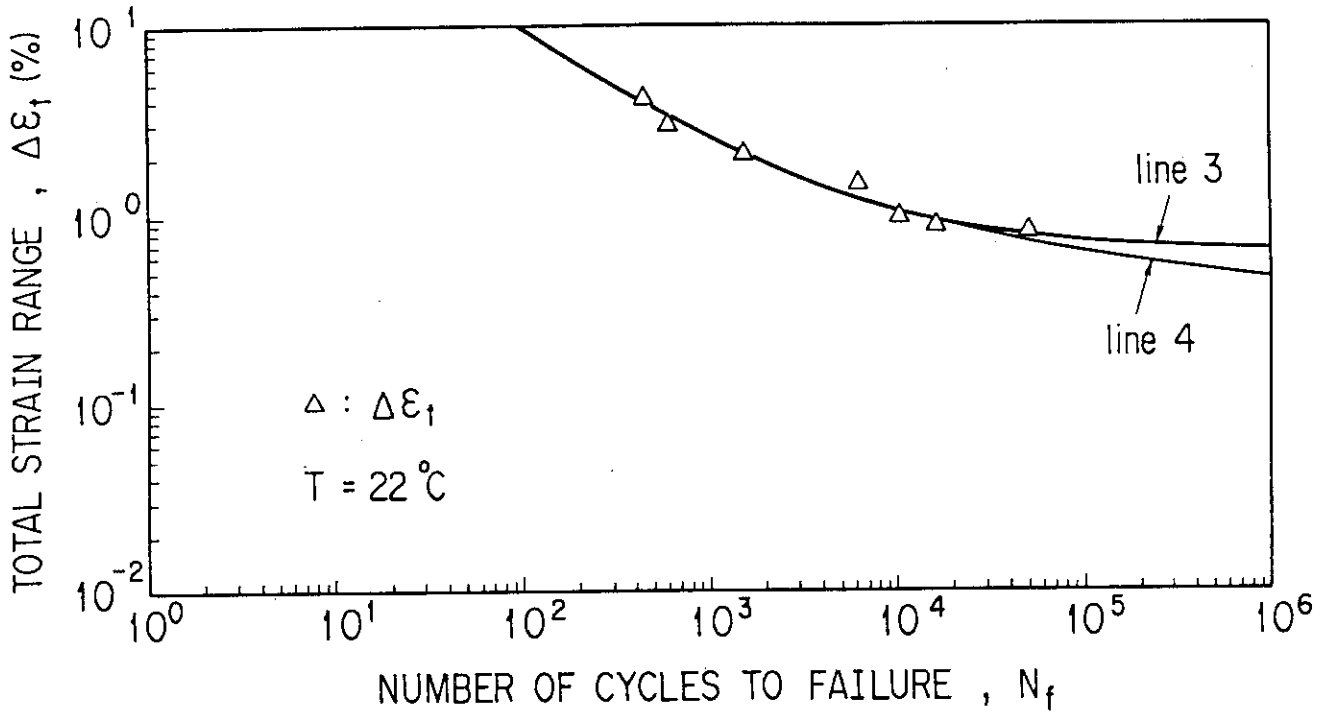


Fig. 5.13 Comparison of regression models ; line 3 and line 4 (T=22°C).

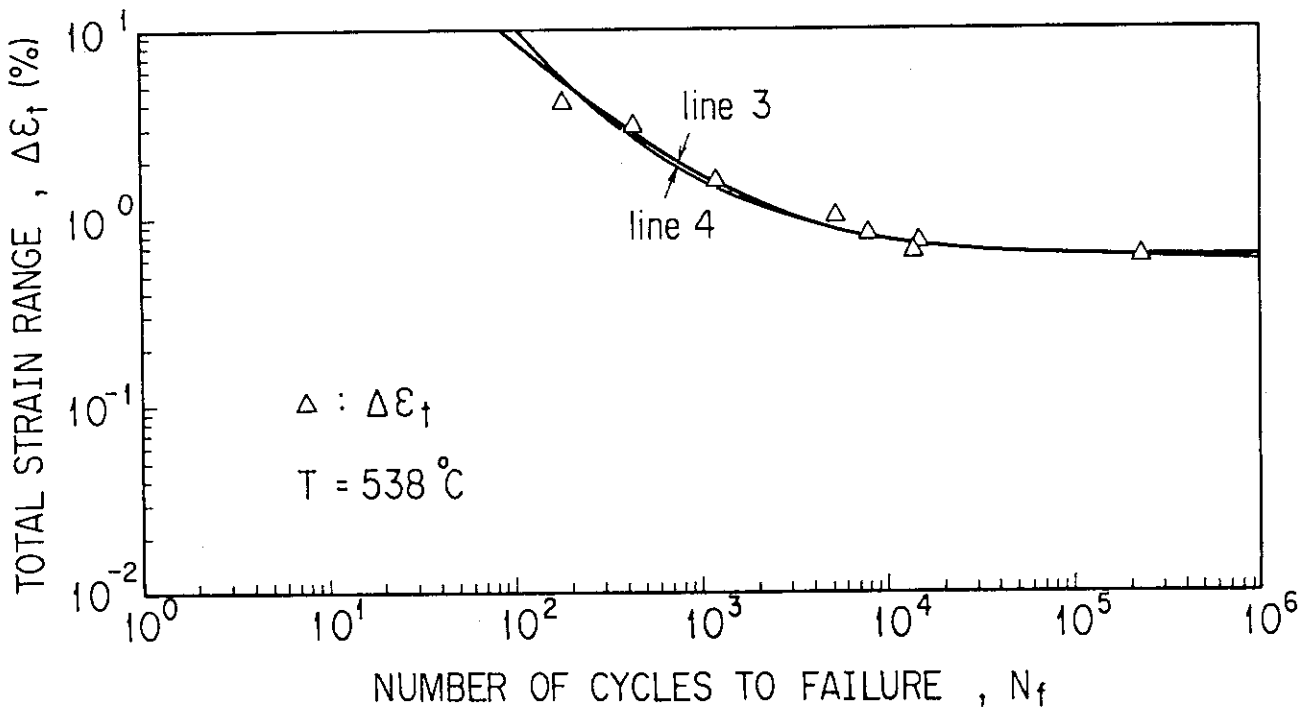


Fig. 5.14 Comparison of regression models ; line 3 and line 4 (T=538°C).

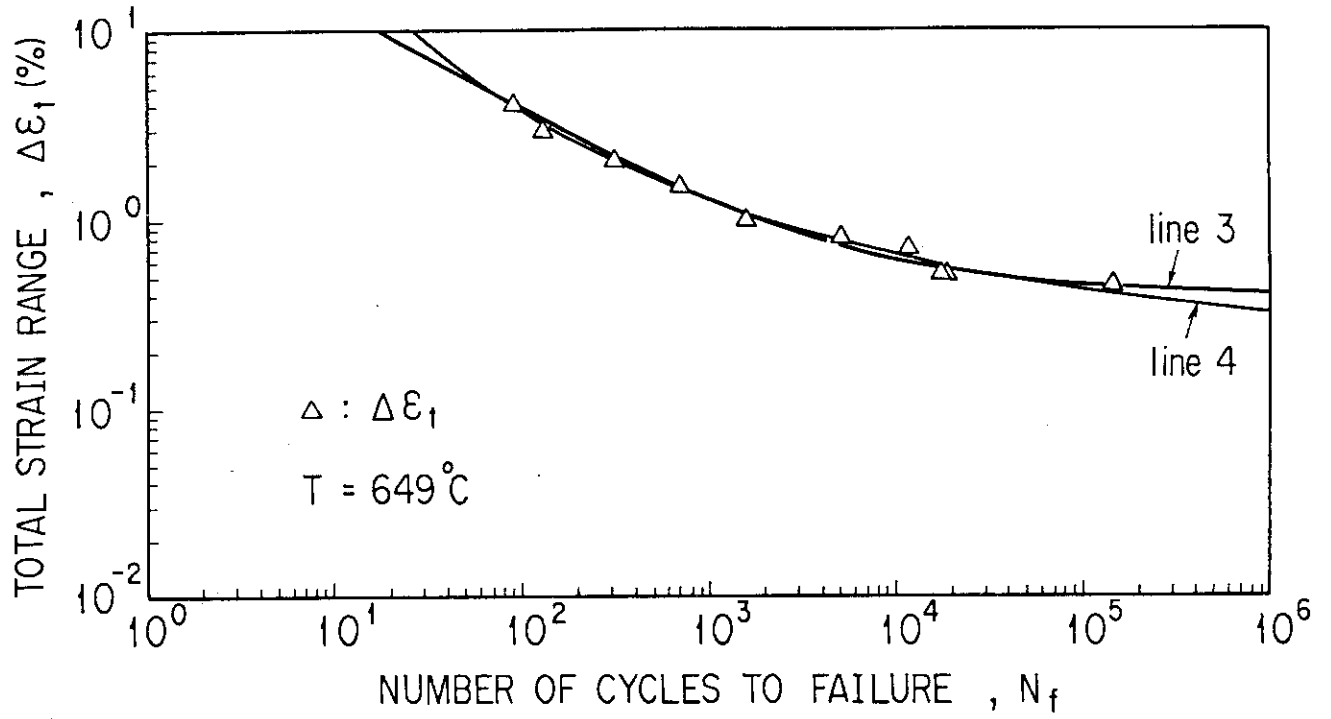


Fig. 5.15 Comparison of regression models ; line 3 and line 4 ( $T=649^\circ\text{C}$ ).

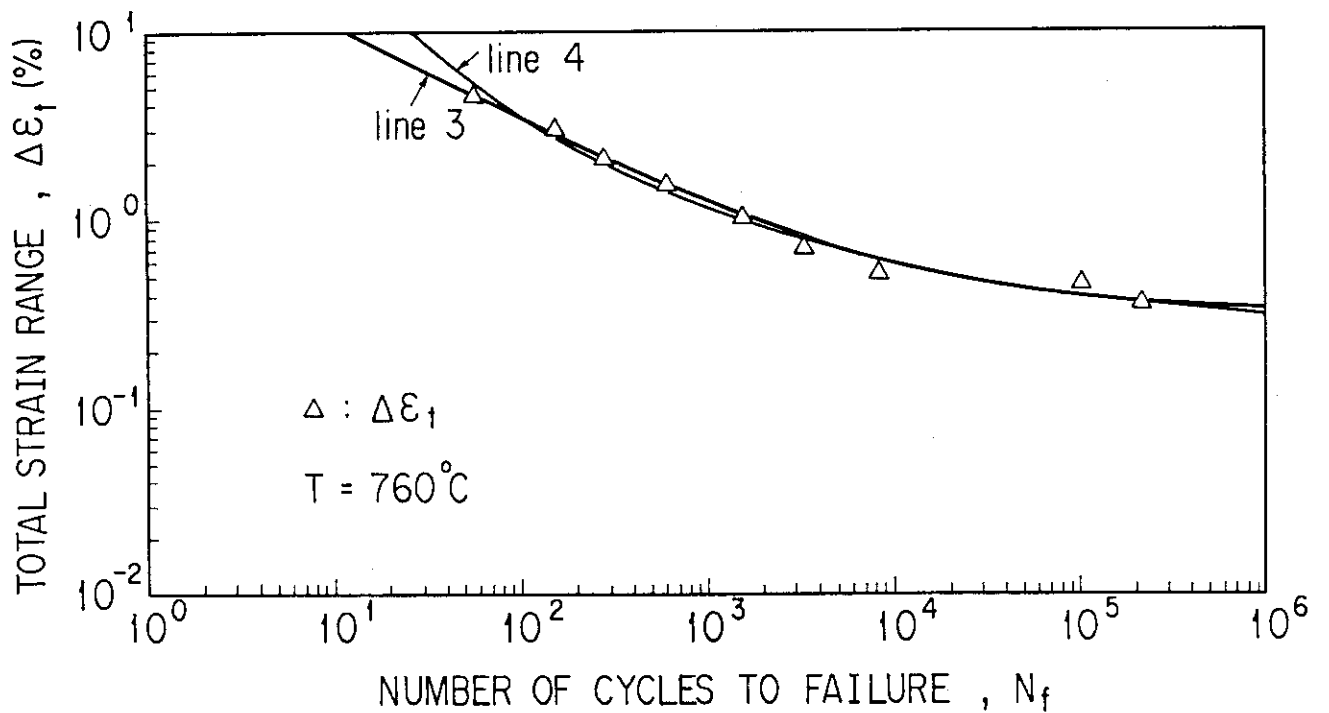


Fig. 5.16 Comparison of regression models ; line 3 and line 4 ( $T=760^\circ\text{C}$ ).

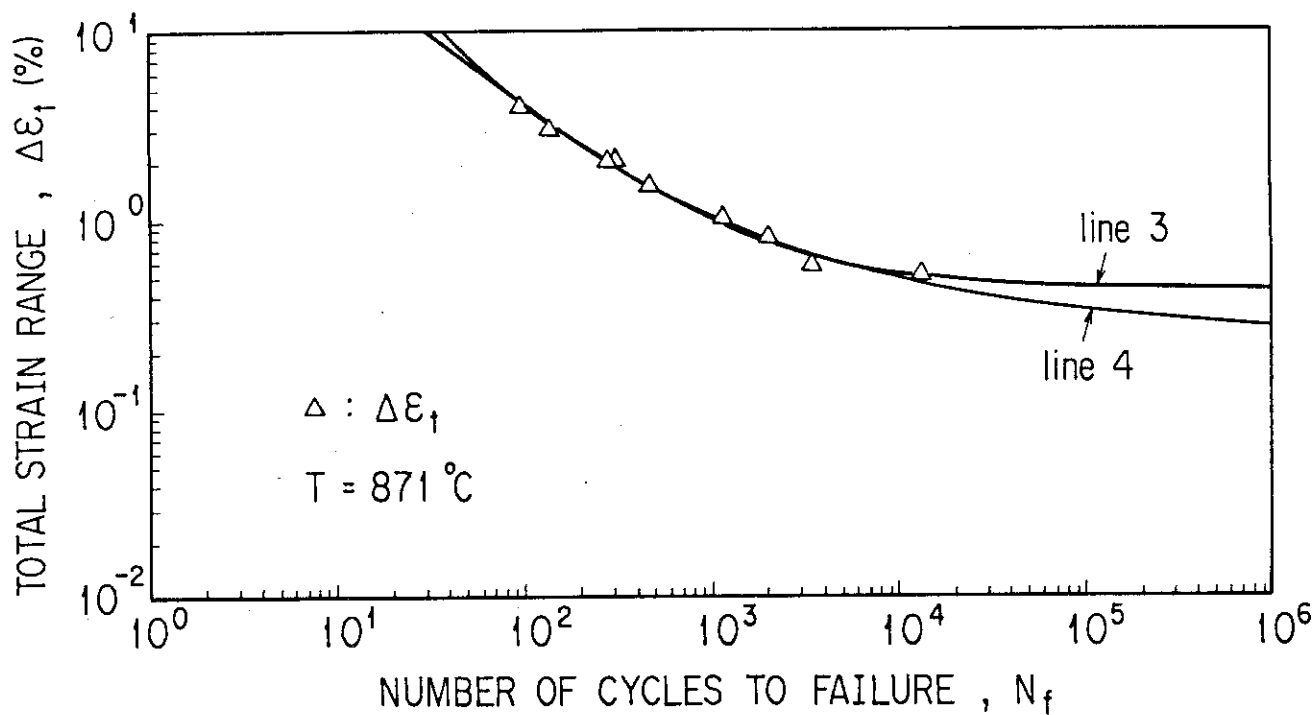


Fig. 5.17 Comparison of regression models ; line 3 and line 4 ( $T=871^\circ\text{C}$ ).

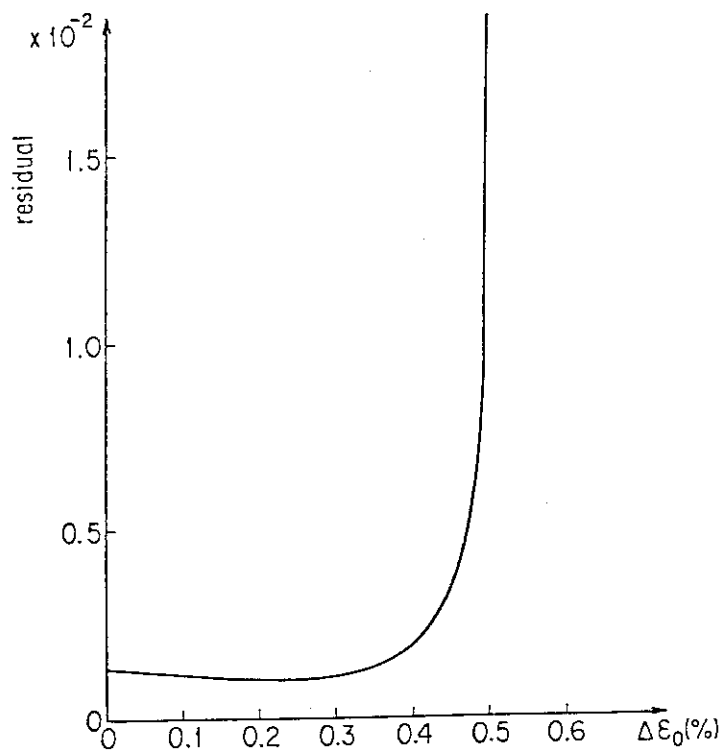


Fig. 5.18 Residual vs  $\Delta \epsilon_0$ . Regression model is line 4 ( $T=871^\circ\text{C}$ ).

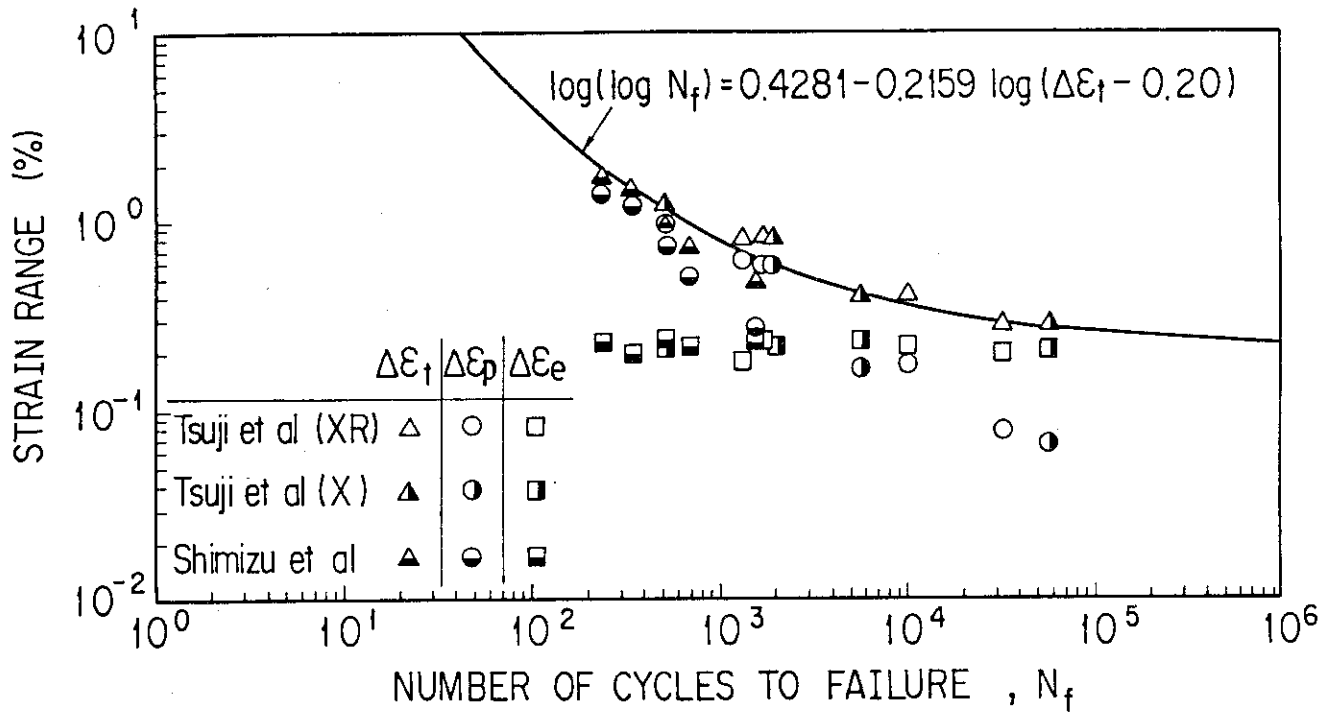


Fig. 5.19 Comparison of fatigue data of Hastelloy-X and Hastelloy-XR at 900°C.

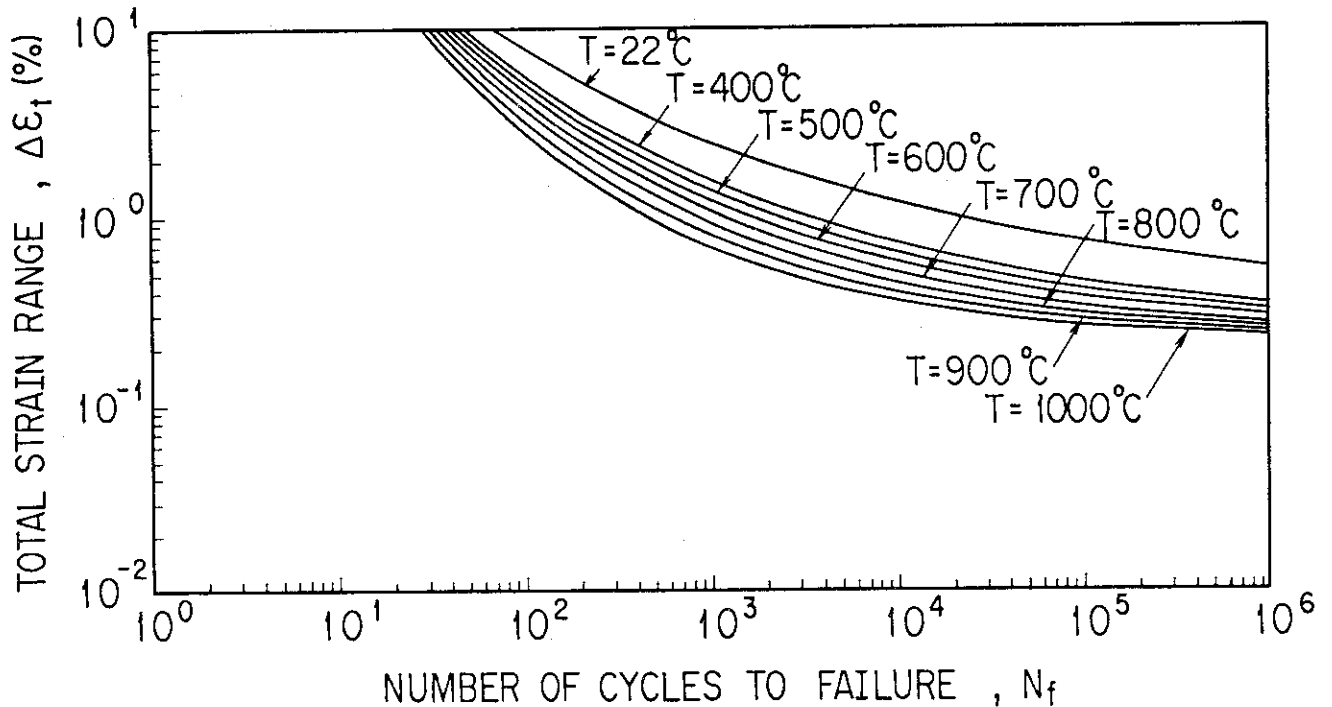


Fig. 5.20 Best-fit fatigue curves for Hastelloy-X (-XR) ( $C_1$ ; linear).

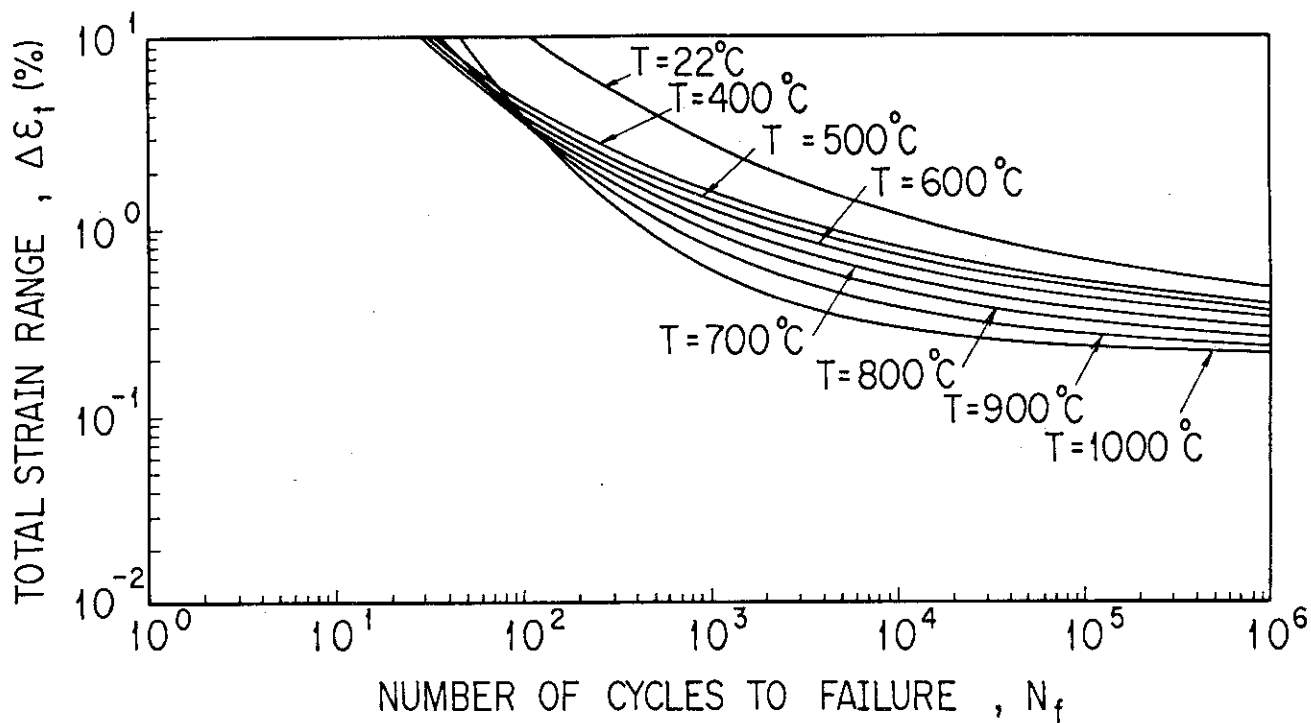


Fig. 5.21 Best-fit fatigue curves for Hastelloy-X (-XR) ( $C_1$ ; quadratic).

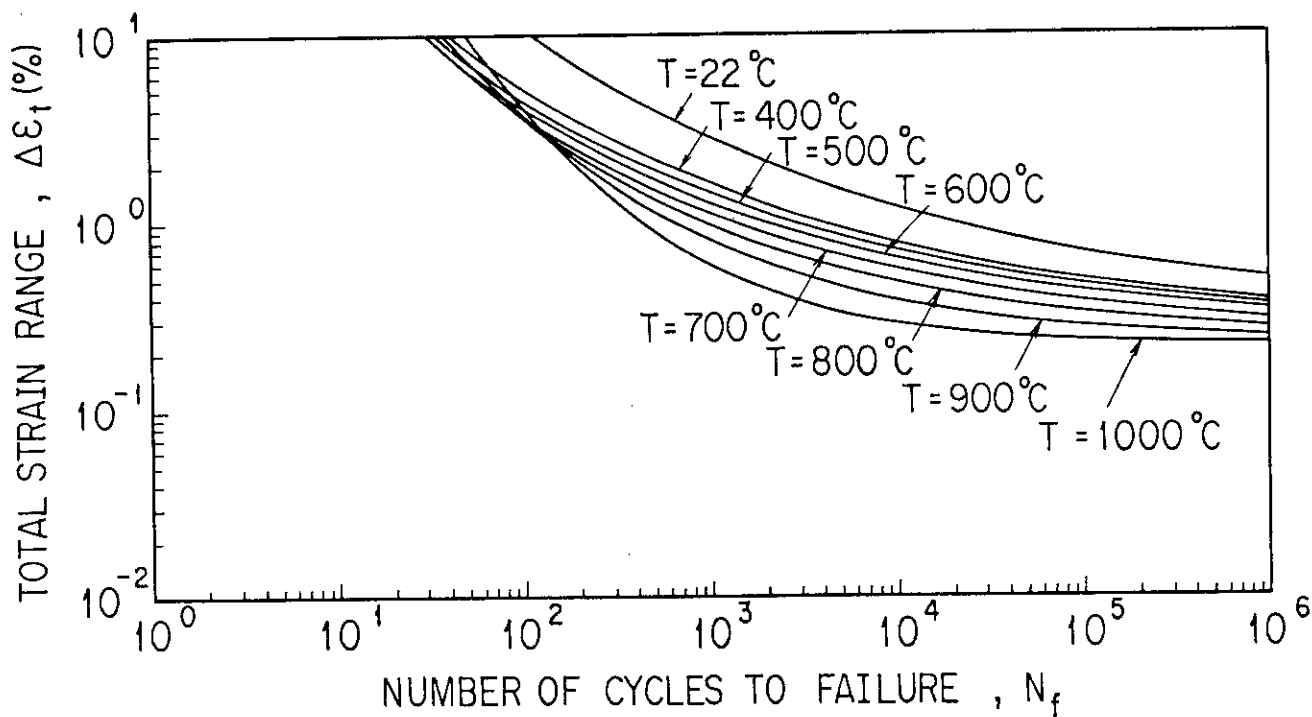


Fig. 5.22 Best-fit fatigue curves for Hastelloy-X (-XR) ( $C_2$ ; cubic).

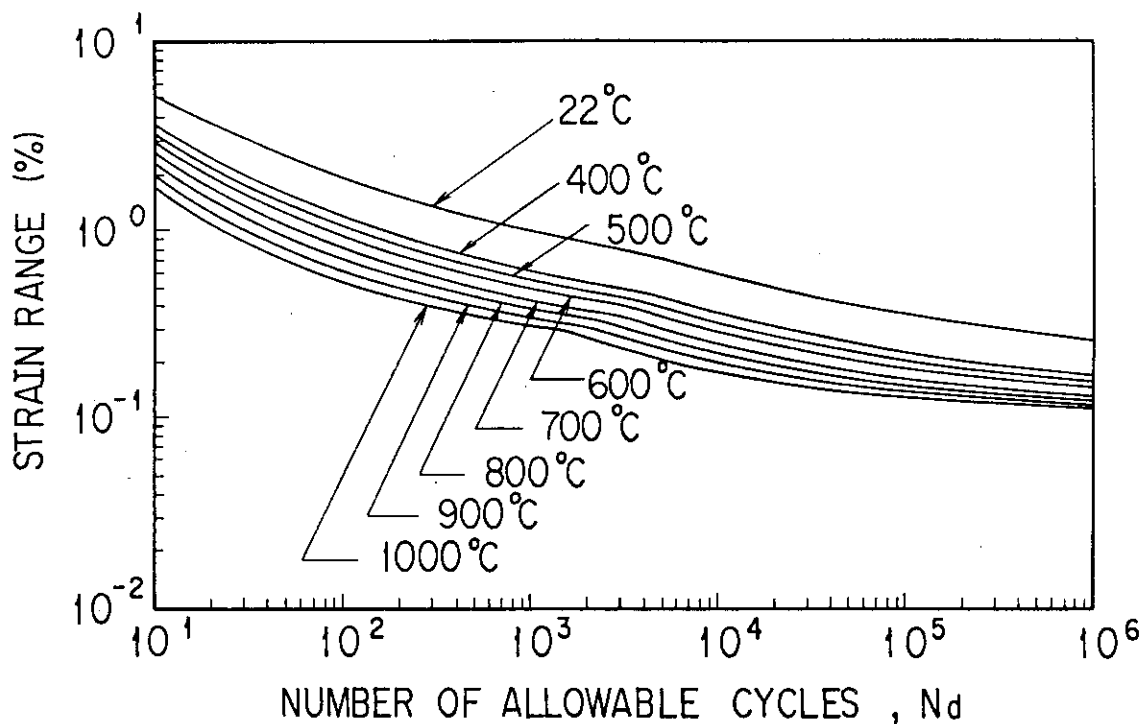


Fig. 5.23 Design fatigue curves for inelastic analysis ( $C_1$ ; linear).

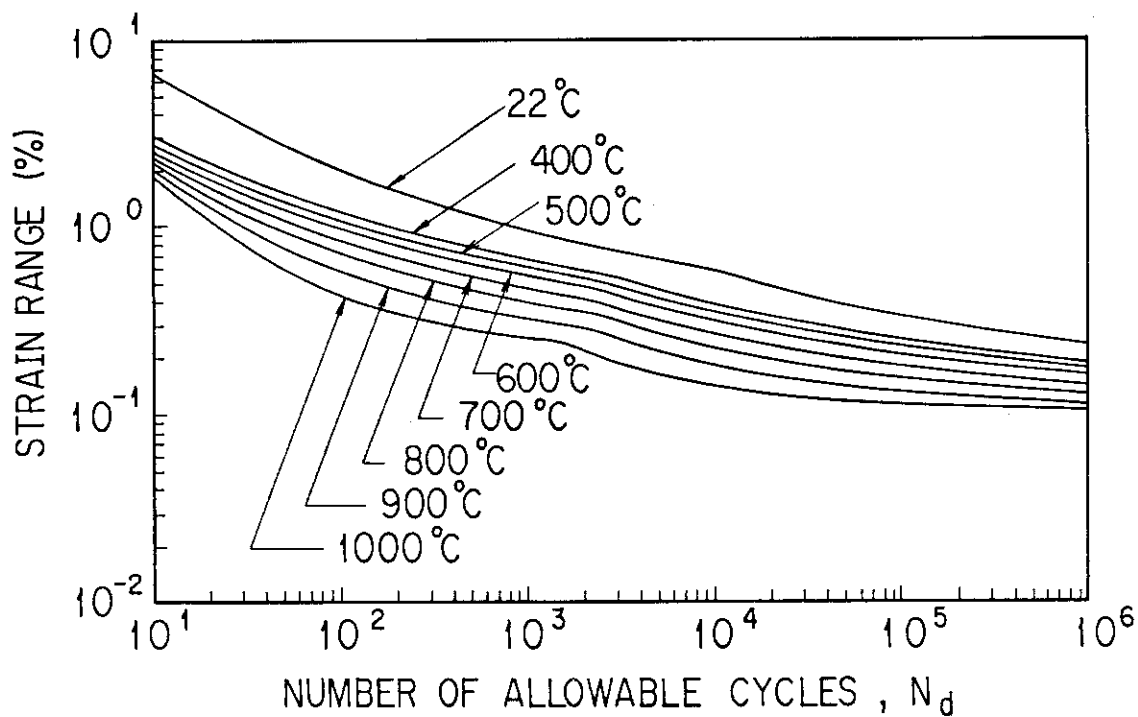


Fig. 5.24 Design fatigue curves for inelastic analysis ( $C_1$ ; quadratic).



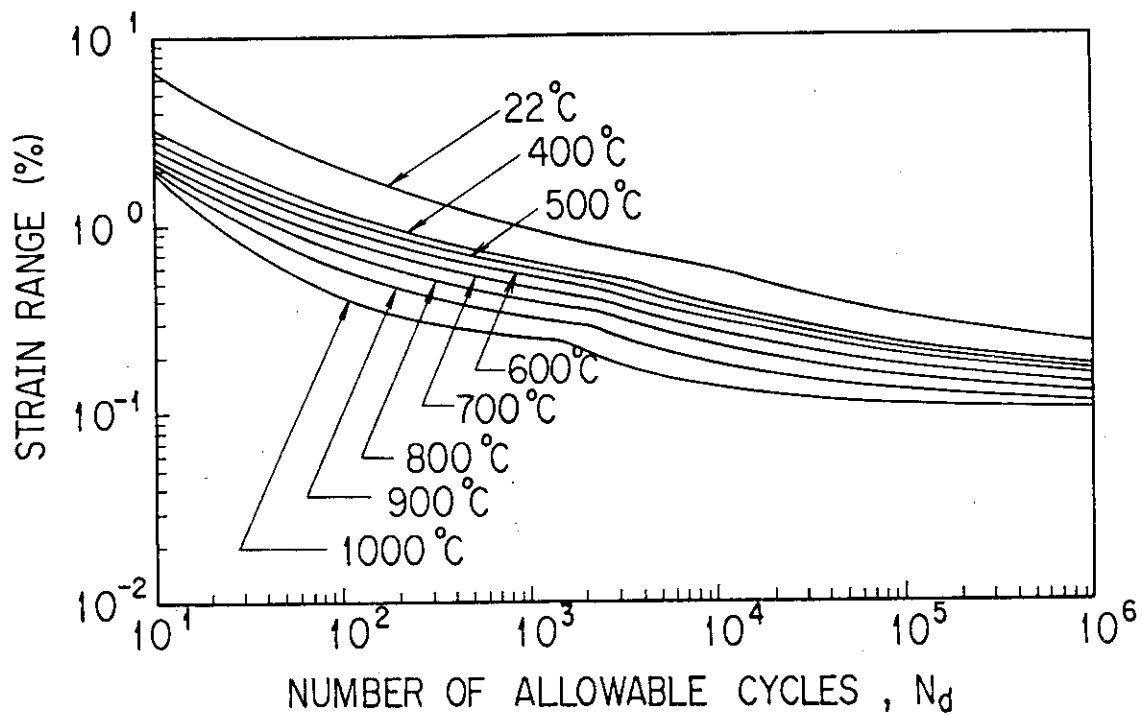


Fig. 5.25 Design fatigue curves for inelastic analysis ( $C_1$ ; cubic).

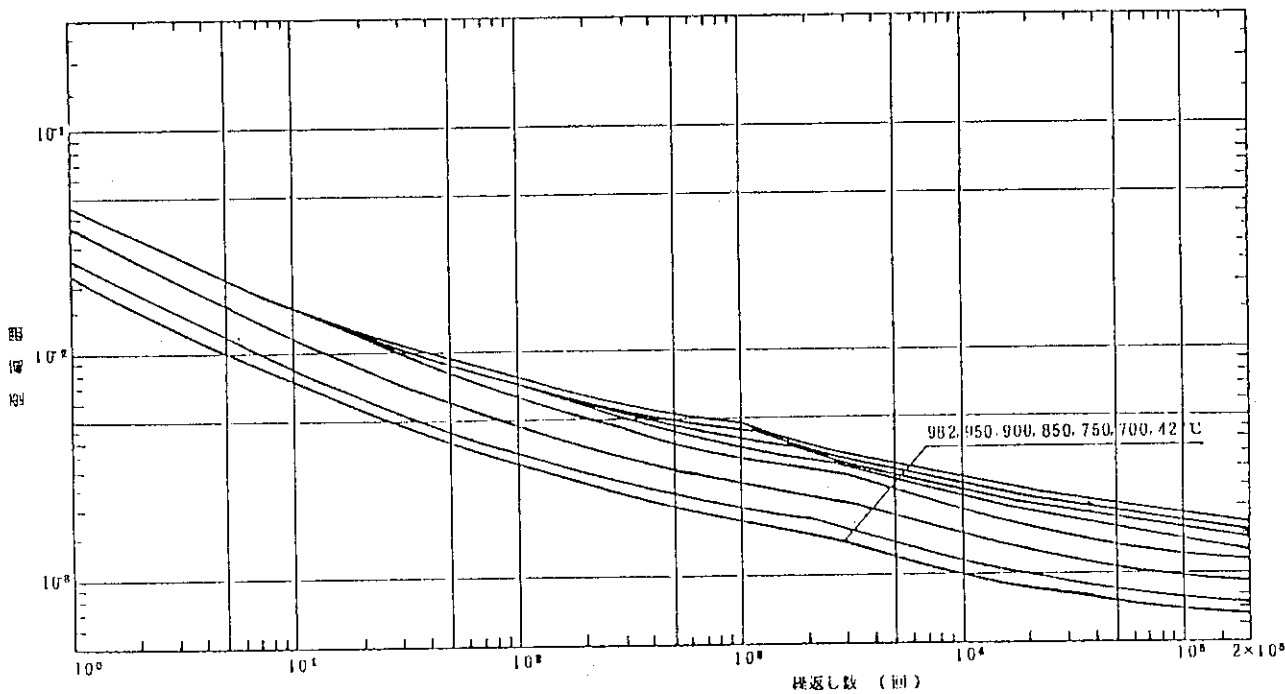


Fig. 5.26 Design fatigue curves for Hastelloy-X.<sup>1)</sup>

## 6. ま と め

本報では、疲労データの整理及び設計疲労曲線作成用のプログラムFATIGUEを作成し、ハステロイ-Xおよびハステロイ-XRの文献疲労データ（一部は未発表データ）について、各種の回帰曲線を比較検討した。その結果、全ひずみ範囲  $\Delta \epsilon_t$  を独立変数、破損繰返し数  $N_f$  を従属変数とし、 $\log(\log N_f)$  の変換を用いたBrinkmanらの式が適しているとの結論を得た。本モデルは統計学的に裏付けられた回帰モデルであり、疲労データの蓄積により信頼区間等を求めることができる。従って、従来用いられている設計疲労曲線の安全係数についての統計学的検討も可能となろう。

なお、前章に示した設計疲労曲線は非弾性解析用であり、弾性解析用の設計疲労曲線を作成するためには、歪速度効果、歪保持効果等の時間依存因子を考慮しなければならない。また、VHTR近似ヘリウムの影響にも十分な注意を払う必要がある。

## 謝 辞

ハステロイ-Xの貴重な未公開データを提供して下さった川崎重工業(株)開発第三課長(当時)清水茂樹氏に深く感謝の意を表します。

また、多目的高温ガス実験炉第1次高温構造設計指針をまとめられ、本報告作成に当って有益なコメントをいただいた高温材料強度研究室の古平恒夫氏ならびに構造強度研究室の宇賀丈雄氏に深く感謝致します。

同様に、本報告作成に当って種々のコメントをいただいた多目的高温ガス実験炉設計室の羽田一彦氏ならびに馬場治氏に深く感謝致します。

## 6. ま と め

本報では、疲労データの整理及び設計疲労曲線作成用のプログラムFATIGUEを作成し、ハステロイ-Xおよびハステロイ-XRの文献疲労データ（一部は未発表データ）について、各種の回帰曲線を比較検討した。その結果、全ひずみ範囲  $\Delta \epsilon_f$  を独立変数、破損繰返し数  $N_f$  を従属変数とし、 $\log(\log N_f)$  の変換を用いたBrinkmanらの式が適しているとの結論を得た。本モデルは統計学的に裏付けられた回帰モデルであり、疲労データの蓄積により信頼区間等を求めることができる。従って、従来用いられている設計疲労曲線の安全係数についての統計学的検討も可能となろう。

なお、前章に示した設計疲労曲線は非弾性解析用であり、弾性解析用の設計疲労曲線を作成するためには、歪速度効果、歪保持効果等の時間依存因子を考慮しなければならない。また、VHTR近似ヘリウムの影響にも十分な注意を払う必要がある。

## 謝 辞

ハステロイ-Xの貴重な未公開データを提供して下さった川崎重工業（株）開発第三課長（当時）清水茂樹氏に深く感謝の意を表します。

また、多目的高温ガス実験炉第1次高温構造設計指針をまとめられ、本報告作成に当って有益なコメントをいただいた高温材料強度研究室の古平恒夫氏ならびに構造強度研究室の宇賀丈雄氏に深く感謝致します。

同様に、本報告作成に当って種々のコメントをいただいた多目的高温ガス実験炉設計室の羽田一彦氏ならびに馬場治氏に深く感謝致します。

## 参 考 文 献

- 1) 野村ら：“多目的高温ガス実験炉第1次高温構造設計指針”，(JAERI-M 6396, 1976年2月) および改訂資料(1981年1月)
- 2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-47-21 (1981).
- 3) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1, 1980 Edition.
- 4) V. Svalbonas, T. Stilwell and Z. Zudans: "Evaluation of the Structural Integrity of High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) Core and Support Elements" F-C 4230, P 8-49 (1976).
- 5) Criteria for Design of Elevated Temperature Class 1 Components in Section III, Division 1, of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code, p 38 (May 1976).
- 6) 中沢, 本間: 金属の疲労強度, 養賢堂, (1982).
- 7) 岡村, 板垣: 強度の統計的取扱, 破壊力学と材料強度講座6, 培風館, (1979).
- 8) 日本材料学会編: 金属材料強度試験便覧, 養賢堂, (1977).
- 9) D. T. Raske: "Statistical Treatment of Fatigue Test Data", CONF 8009114-3, (1980).
- 10) N. R. Draper and H. Smith: Applied Regression Analysis, 邦訳, 応用回帰分析(中村慶一訳), 森北出版, (1967).
- 11) 中川, 小柳: 最小二乗法による実験データ解析, UP 応用数学選書7, 東京大学出版会, (1982).
- 12) D. R. Diercks and D. T. Raske: "Elevated-temperature, Strain-controlled Fatigue Data on Type 304 Stainless Steel-A Compilation, Multiple Linear Regression Model, and Statistical Analysis", ANL-76-95, (1976).
- 13) N. L. Johnson and F. C. Leone: Statistics and Experimental Design in Engineering and the Physical Sciences, vol. 2, John Wiley & Sons, (1977).
- 14) J. P. Strizak et al: "The Influence of Temperature, Environment, and Thermal Aging on the Continuous Cycle Fatigue Behavior of Hastelloy X and Inconel 617", ORNL/TM-8130, (1982).
- 15) J. Schmee and G. J. Hahn: "A Simple Method for Regression Analysis with Censored Data", Technometrics, vol. 21, No. 4, pp. 417-432 (1979).
- 16) C. R. Brinkman et al: "Application of Hastelloy X in Gas-Cooled Reactor Systems", ORNL/TM-5405, (1976).
- 17) 辻, 近藤: "多目的高温ガス炉冷却材近似ヘリウム中高温疲労試験装置の開発", JAERI-M 82-082, (1982).
- 18) A. E. Carden and T. B. Slade: "High-Temperature Low-Cycle Fatigue Experiments on Hastelloy X", Fatigue at High Temperature, ASTM

- STP 459, pp. 111 - 129 (1969).
- 19) 清水, 池本 : "Hastelloy Xの高温低サイクル疲労特性に関する研究", 材料, 第26巻, 第288号, pp. 57-63 (1977).
  - 20) ASTM Standard E 178-75 : "Standard Recommended Practice for Dealing with Outlying Observations", 1976 Annual Book of ASTM Standards, Part 41, pp. 183-211.
  - 21) ASTM Designation B 435-71 & B 572-72.
  - 22) M. Shindo and T. Kondo ; Proceeding of BNES Conference (Bristol, 1982), No. 97.

Appendix 1 疲労曲線における独立変数の選択について<sup>9)</sup>

独立変数を全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_t$ あるいは破損繰返し数 $N_f$ のいずれにするかにより、得られる回帰曲線がどのように変わるかを簡単な線形モデルの例によって示す。ここでは、次のような仮定を置く。

- 1)  $N_f$ は分散一定の対数正規分布をなす。
- 2) 真のモデルにおいては $\log N_f$ と $\log \Delta\epsilon_t$ は線形関係にある。
- 3) ひずみ範囲の測定誤差は無視できる。

以上の仮定のもとで、Table A 1.1に示す疲労データが得られたものとし、これらのデータを用いて次の回帰式を求める。

$$y = f(x) = B_0 + B_1 x \quad (\text{A 1.1})$$

上式において、 $x$ 及び $y$ は $\log N_f$ あるいは $\log \Delta\epsilon_t$ のいずれかに対応する。Table A 1.2及びFig. A 1.1にその結果を示すが、 $N_f$ を独立変数にしたモデル( $\epsilon = f(N)$ )においては回帰直線が真のモデルから偏差しており、高サイクル側で $N_f$ 値を過大評価し、逆に低サイクル側では過小評価となる。また、 $\Delta\epsilon_t$ を独立変数にしたモデル( $N = f(\epsilon)$ )においては誤差の分布が一定であるのに対して、 $\epsilon = f(N)$ では誤差分布が変動する結果を与えている。

Table A 1.1 Hypothetical fatigue data.<sup>9)</sup>

$\Delta\epsilon_t(\%)$	$\log N_f$
2.0	2 - 0.524
2.0	2 + 0.524
0.774	4 - 0.524
0.774	4 + 0.524
0.3	6 - 0.524
0.3	6 + 0.524

Table A 1.2 Results of example<sup>9)</sup>

Model <sup>b</sup>	Least Squares Fit to 6 Data Points					Actual Fit to True Curve		
	R <sup>2</sup>	S	MSE	Slope, B <sub>1</sub>	Intercept, B <sub>0</sub>	R <sup>2</sup>		MSE
						on Log N <sub>f</sub>	on N <sub>f</sub>	
N = f(ε)	0.907	0.642	0.412	-0.206 <sup>c</sup>	0.713 <sup>c</sup>	1.0	1.0	0
ε = f(N)	0.907	0.126	0.016	-0.187	0.636	0.989	0.633	0.021

<sup>a</sup>R<sup>2</sup> = coefficient of determination, s = error standard deviation, MSE = error mean square.

<sup>b</sup>N = log N<sub>f</sub>, ε = log Δε, f( ) = B<sub>0</sub> + B<sub>1</sub>( ).

<sup>c</sup>Coefficients when written as ε = f(N).

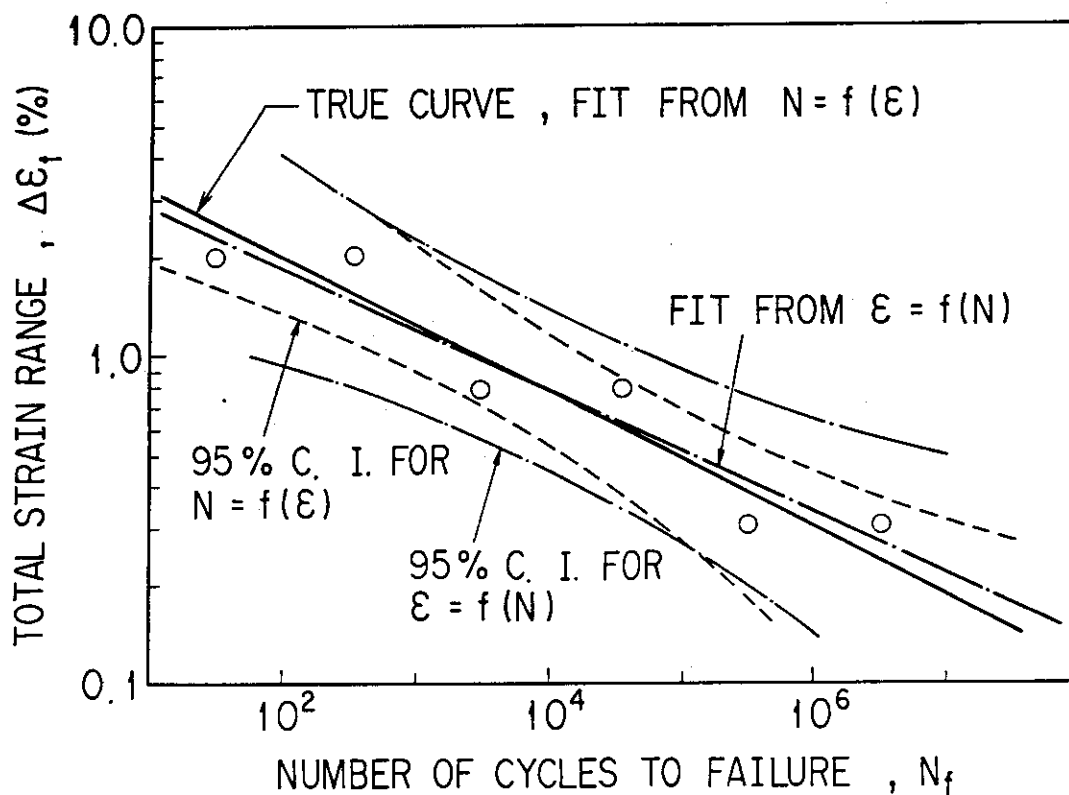


Fig.A 1.1 Comparison of regression models using different variables<sup>9)</sup>

## Appendix 2 測定値の分散が一定でない場合の変数変換式<sup>13)</sup>

測定値  $y$  の各測定条件下における分散が一定でない場合、 $y$  を変換することにより分散を一定にすることができる。この変換式  $g(y)$  は次のようにして求めることができる。

まず、 $g(y)$  を  $y = E[y]$  に関して Taylor 展開すると次式が得られる。但し  $E[y]$  は  $y$  の期待値である。

$$\begin{aligned} g(y) &= g(E[y] + \{y - E[y]\}) \\ &= g(E[y]) + \{y - E[y]\} g'(E[y]) + \frac{1}{2} \{y - E[y]\}^2 g''(E[y]) + \dots \end{aligned} \quad (\text{A 2.1})$$

上式を用いると、 $g(y)$  の期待値  $E[g(y)]$  は次のように近似できる。

$$E[g(y)] \doteq g(E[y]) + \frac{1}{2} \text{Var}[y] g''(E[y]) \quad (\text{A 2.2})$$

但し、 $\text{Var}[y]$  は  $y$  の分散を表す。

式 (A 2.1), (A 2.2) より

$$\begin{aligned} g(y) - E[g(y)] &= \{y - E[y]\} g'(E[y]) + (\{y - E[y]\}) \\ &\quad \text{に関する 2 次以上の項} \end{aligned} \quad (\text{A 2.3})$$

両辺を 2 乗して期待値を計算すれば、

$$\text{Var}[g(y)] \doteq \text{Var}[y] \{g'(E[y])\}^2 \quad (\text{A 2.4})$$

ここで、 $\text{Var}[y]$  が次式のように  $y$  の期待値の関数として近似的に与えられているとする。

$$\text{Var}[y] \doteq h(E[y]) \quad (\text{A 2.5})$$

この時、 $g(y)$  の分散が一定となる条件は式 (A 2.5) を式 (A 2.4) に代入することにより次のように得られる。

$$\text{Var}[g(y)] \doteq h(E[y]) \{g'(E[y])\}^2 = \text{const.} \quad (\text{A 2.6})$$

上式より

$$g'(y) \propto [h(y)]^{-\frac{1}{2}} \quad (\text{A 2.7})$$

あるいは上式を積分して、次のように変換式を求めることができる。

$$g(y) \propto \int^y [h(y)]^{-\frac{1}{2}} dy \quad (\text{A 2.8})$$