

# 高温設計基準の進展と超高温設計法の探求

小畑 清和\*<sup>1</sup>・山浦 寿幸\*<sup>1</sup>

## Progress of Design Criteria at Elevated Temperature and Some Approach on Super Elevated Temperature Design

Kiyokazu Kobatake\*<sup>1</sup> and Hisayuki Yamaura\*<sup>1</sup>

A lot of equipment and many types of machines such as gas turbines, diesel engines, and fossil fuel and nuclear power plants are used at an elevated temperature, where the creep effect is remarkable. Not only the knowledge of the material strength and stress analyses but also design criteria are needed for the elevated temperature components design and the remaining life predictions. The elevated temperature Code Case of ASME Boiler and the Pressure Vessel Code has been instructive in many countries. As the code case has been revised and enlarged repeatedly in the past 30 years, the distinguished progress of the code case is reviewed. Then, from the author's research and development of the super temperature components at 750 to 1,000 °C, which are much higher than those in the ASME Code Case, some design methods are extracted to support the establishment of the super elevated temperature design criteria.

### 1 緒言

クリープ効果が顕著となる高温領域で使用される機器、機械にはガスタービン、ディーゼルエンジン、火力・原子力発電設備など多くあるが、その高温部分の構造設計や、残存寿命予測には、材料強度、構造解析などの知識のみならず、設計評価基準が必要である。高温設計基準として、米国暫定基準が世界的にも指導的役割をしてきたが、過去約30年の間には度々改訂増補が繰り返されているので、特徴的な進展を概括してみる。次にその適用温度範囲を越える750~1,000°Cの機器設計について、著者が関与した開発研究から、超高温設計の基準確立に資すると思われるものをいくつか抽出してみる。

### 2 高温機器の強度設計の諸問題<sup>1~10)</sup>

#### 2.1 考慮すべき構造の破損様式

高温設計に適した基準を考える場合、まず基準によって防止すべき破損様式を設定する必要があるが、高温構造の破損様式として次のものが挙げられる。

- (1) 短期荷重による延性破壊
- (2) 長期荷重によるクリープ破壊
- (3) クリープ疲労破壊
- (4) 進行性崩壊またはラチェッティングによる総体的なゆがみ
- (5) 過大変形による機能の喪失
- (6) 短期荷重による座屈
- (7) 長期荷重によるクリープ座屈

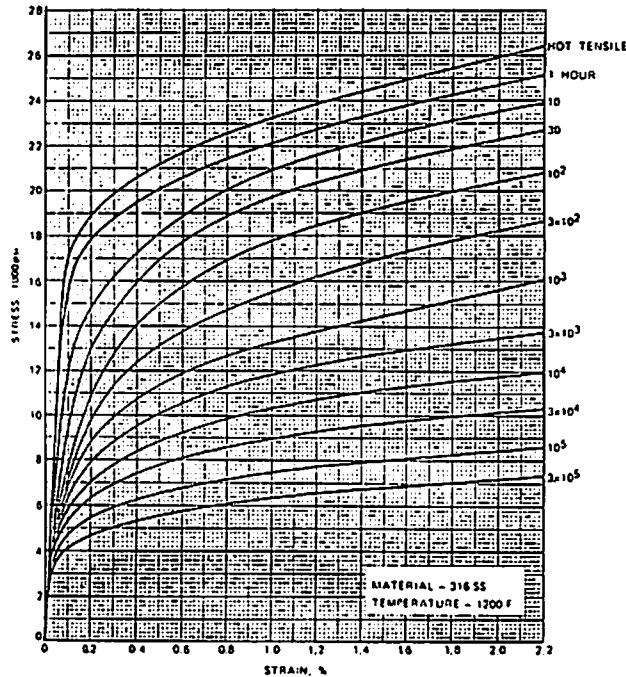


Fig. 1 Average isochronous stress-strain curves

## 2.2 高温における材料挙動

高温下での材料挙動を考える場合、有意なクリープ効果の有無によって一般に高温挙動と低温挙動に区別する。

ある応力レベルに置かれた単軸引張試験を考えると、クリープの生じない温度では荷重が負荷されている間、応力とひずみとその最大値を維持している。荷重保持の時間中は、時間に依存した応力とひずみの変化はなく、それらの大きさは時間には無関係である。これに対してクリープを生じる温度での試験では、ひずみは時間とともに増加し、最終的には、試験片は破断する。

一方、ひずみ制御の場合、時間とともに応力の減少を生ずる。全ひずみ一定の条件のもとでの応力の減少は通常クリープ効果による応力緩和となる。また、クリープひずみもしくは応力緩和量は応力レベルやひずみレベルに依存している。高温における材料挙動は時間、温度および応力レベルの関数であり、各々の材料は特有のクリープ特性を持ち、クリープが著しくなる応力-温度-時間領域をもっている。

クリープ試験データから、一定の試験終了時間をパラメータとして応力を縦軸に、全ひずみ（弾性ひずみ+塑性ひずみ+クリープひずみ）を横軸にとってプロットすると、

等時応力-ひずみ曲線が求まる。等時応力-ひずみ曲線は解析評価に便利であり、米国の高温設計暫定基準ではFig.1に示すものが早期より採用されている。

クリープ領域では、材料挙動を一定荷重条件下での時間に依存する変形および破壊の他に、繰返し荷重条件下では破壊と進行性変形（ラチェット）が著しく加速される。ひずみ制御の疲労試験で保持時間が大になると疲労寿命は著しく低下する。また高温で運転される場合に関連した多くの変数が材料の繰返し寿命に影響を及ぼしている。

## 3 高温設計基準の進展<sup>1-10), 20), 21), 25)</sup>

前節に述べたような高温機器の強度設計の諸問題を踏まえて、米、日、英、独、仏などの各国では、高温構造設計基準の確立に関する研究が進められている。この中でも特に米国が過去30年あまりに亘って継続的に基準確立を推進しており、わが国などでも参考にされていることから、ここでは米国の高温設計暫定基準の進展について、歴史をおって概観してみることにする。

### 3.1 高温設計基準の基礎となった設計基準

米国機械学会（ASME）は高温設計基準に先駆けて1963年に、クリープ挙動が顕著でない温度領域に対し、Boiler

and Pressure Vessel Code, Section III Nuclear Power Plant Component (以下, Sec.Ⅲという)の初版を発行し、以来、Addendaと呼ばれる部分的改訂と3年ごとの全面的なおしを行い、今日に至っている。このSec.Ⅲは、材料の適用温度範囲が、

オーステナイト系材 800°F (約427°C) 以下

フェライト系材等 700°F (約371°C) 以下

に限定した基準で、次の3つの異なった破損形式の防止を図っている。

- (1) 一次応力の制限により、単純な応力負荷によって生じるバースト、総体的なゆがみおよび弾性不安定(座屈)の防止。
- (2) 一次+二次応力の制限により、進行性変形の防止。  
この制限は一般に数回の負荷繰返し後にシェークダウン(応力弛緩)して弾性挙動をとることを保証する。
- (3) ピーク応力の制限により、疲労損傷の防止。

Sec.Ⅲには、クリープ、クリープ破断および時間に依存するその他の破損様式に関する規則は含まれていない。

Sec.Ⅲ発行後、高温設計に拡張する努力がなされ、1963年にはCode Case1331 (以下、Code CaseをC.C.と略す)の初版が承認された。引き続き4回の改訂が出され高温の設計疲労曲線が加えられた。高温の破損様式を考慮した包括的な規則と制限が承認されたのは、1971年のC.C.1331-5 (ハイフンの後の数は改訂数を示す。)からである。さらに、C.C.1331-6, -7, および-8により増補、改訂がなされ、1974年には番号も改めてC.C.1592が発行された。

## 3.2 高温暫定基準 C.C.1592

このC.C.は、Sec.Ⅲで考慮した破損様式の他に、時間に依存した破損様式も評価対象とし、解析による設計(Design by Analysis)の確立を目指したものである。

### 3.2.1 材料に関する規定

高温における材料の挙動は、時間、応力、温度の関数であり、基本的なクリープ特性として、

- (1) 一定の応力・温度下での全ひずみと時間の関係
- (2) 応力と破断時間の関係
- (3) 一定時間下での応力と全ひずみの関係
- (4) 周期的変動荷重下でのラチェットの加速
- (5) 保持時間によるひずみ制御型疲労寿命の減少が考慮されている。

材料の寿命に影響するものとして、

- (a) 温度
- (b) 荷重レベル、荷重波形、周期、ひずみ速度、保持時間および全稼働時間
- (c) 熱履歴による金属変化
- (d) 酸化、エロージョン、コロージョン、放射線等の雰囲気効果
- (e) 材料の形状、冷間加工の程度等の製造過程があるが、C.C.1592では、(c)-(e)の評価方法は含まれていない。この場合は、設計者の責任で材料の選定、設計、製造、加工等を行わなければならない。

### 3.2.2 設計に関する規定

#### [1] 考慮すべき荷重条件

次の荷重を考慮し、設計条件、通常状態(レベルA)、変動状態(レベルB)、緊急状態(レベルC)、損傷状態(レベルD)、試験状態の6状態に状態を分類する。

- (1) 外圧および内圧
- (2) 機器および内容物の重量
- (3) 他の機器、運転装置、ライニング、配管等からの重量荷重
- (4) 風、雪、振動および地震荷重
- (5) 支持装置からの反力
- (6) 熱荷重

#### [2] 要求される応力解析および2種の制御量

応力解析は、弾性解析をベースとするが、その制限を越えるような顕著なクリープ応力、ひずみまたは、変形がある場合には非弾性解析が必要である。ただし、弾性解析、非弾性解析の手法そのものについては規定されていない。

応力解析の結果から、荷重制御量の他に変形制御量を算出し、それぞれの許容量と比較する。

荷重制御量：

プラントの運転期間中に作用する運転荷重と平衡する応力強さに対するものであり、一般一次膜応力、局部一次膜応力、一次曲げ応力および大きな弾性的追随を伴う二次応力が評価対象となる。

これは、外荷重と構造物との力の釣合いにより、発生する応力強さを制限するものであり、Table1の要領で決められた各許容値を用いる。

変形制御量：

荷重による変形、熱に起因するひずみ、繰返しひずみ範囲および変形に対するものである。一次+二次応力範囲は、クリープ効果によって必ずしもシェークダウンしないため、Sec.Ⅲの一次+二次応力強さの制限を、ひずみ制限でおき

かえている。

ひずみおよび変形制限には、

(i) 機能上の要求のための変形制限

(ii) 構造健全性のためのひずみおよび変形制限

が設けられている。(i)は、それぞれの機能に応じ、設計仕様書で記述されるべきものであり、(ii)は、運転寿命中の累積ひずみが

膜ひずみ $\leq 1\%$

膜+曲げの等価線型分布による表面ひずみ $\leq 2\%$

局部ひずみ $\leq 5\%$

となるように制限されており、これを概念的に示すとFig.2のようになる。また、溶接部では上記値の各1/2に制限されている。

### [3] クリープ疲労の制限規定

高温繰り返し運転中に生じた機器の破壊には、クリープ疲労の相互作用現象が観察されるが、それらの繰り返し寿命は、負荷ひずみから疲労曲線で算定した繰り返し回数よりも少ないことから、C.C.1592では、クリープ損傷が時間分数で、疲労損傷がMinerの累積損傷則で表されるクリープ疲労相互作用法が採用され、次式のとおり与えられている。これらの損傷の算出方法は弾性解析、非弾性解析のそれぞれに対して与えられている。

$$\sum_{i=1}^n \left[ \frac{n_i t_i}{N_d} \right] + \sum_{k=1}^m \left[ \frac{\Delta_k t_k}{T_d} \right] \leq D$$

D: 全クリープ疲労損傷の許容値、弾性解析の場合は1.0を用いる。

n: 荷重状態jの実際の繰り返し数

$N_d$ : 荷重状態jに対応する設計許容繰り返し数

$\Delta_k$ : 荷重状態kの実際の負荷時間

$T_d$ : 荷重状態kに対応する設計許容クリープ時間

### [4] 座屈と不安定性に対する設計規則と限界

C.C.1592で与えられる座屈と不安定性の設計限界は次の2点でSec.Ⅲと異なる。

(a) Sec.Ⅲでは、外圧の加わったシェルの許容応力を決定する線図が示されているが、C.C.1592では圧縮荷重あるいはひずみによる不安定性のために起こり得る座屈荷重、座屈時間の許容値を計算する最小設計係数が示されている。

(b) Sec.Ⅲではクリープ効果が含まれていないが、C.C.1592では、クリープの影響、寸法誤差の影響も計算に含めるように、要求している。

設計係数は、弾性・弾塑性座屈とクリープ座屈の二つの

破壊モードに対して安全限界を規定している。クリープ座屈は、ある一定期間以上蓄積されたクリープひずみの結果生じるもので、弾性・弾塑性座屈は寿命中、突然生じるものである。それゆえ、Table2のように荷重とひずみに対する考慮と時間に対する考慮の2つの設計係数が規定されている。

### [5] 設計解析の流れ線図

以上をまとめて一つの図に系統的に示したものがホッパ一線図と呼ばれるものであり、Fig.3に示す。設計者はこの図より、行うべき評価の内容およびその位置づけが理解され、この流れに沿って構造評価を行う。

## 3.3 高温暫定基準 N-47-29

前節のC.C.1592は、その後も改訂増補が継続的に行われた後、番号も改められてC.C.N-47となり、更に改訂増補が進められ、その改訂29回目に当たるC.C.N-47-29が1990年12月に承認されている。

最近の情報によると、この高温暫定基準はほぼ整備されたので、近いうちにASME Boiler and Pressure Codeへ正式に取り入れることになるそうである。

前節のC.C.1592からC.C.N-47-29への改訂で、特徴的なことは次の4項目であり、それらの改訂の背景について若干の考察を試みる。

### 3.3.1 荷重制御型応力の限界の一部改訂

(1) 荷重制御型応力である $P_m$ （一次一般膜応力）、 $P_L$ （一次局部膜応力）、 $P_b$ （一次曲げ応力）に対する制限が、Table3の対比表のとおり改訂された。

(2) 特徴的な点は次のとおり。

C.C.1592では $P_L + P_b$ 評価を、① $S_m$ （時間非依存の許容応力値）、② $S_t$ （時間依存の許容応力値）の $K_t$ （時間依存の係数）倍、の両方で行っていた。

N-47-29では、① $P_L + P_b$ を $S_m$ の $K$ （時間非依存の断面係数）倍で評価、② $P_b$ を $K_t$ で除した $P_L + P_b / K_t$ を $S_t$ または $S_r$ （最小クリープ破断応力の期待値）で評価に改められ、 $P_b$ と $K_t$ の関係が解析本来の姿に立ち戻った修正がなされ、時間非依存と時間依存の評価がされるようになった。

(3) 改訂の背景は次のように推定する。

(a) 断面の係数 $K_t$ は、純曲げ状態の長方形断面はりや薄肉円管断面はりにおける定常クリープ表面曲げ応力と弾性計算から求めた表面応力（ $P_b$ ）との比である。

したがって、 $K_t$ ははりの断面形状、負荷時間、温度、

Table 1 Definitions of Allowable Stress Intensity Values

| Allowable Values | Mechanical Properties  | Establishing Method of Allowable Values for Austenitic Materials  |
|------------------|--|---|
| S <sub>0</sub>   | The maximum allowable value of general primary-membrane stress intensity to be used as a reference for stress calculations under Design Loadings.  | The lowest value of the following,<br>a) 1/4 of the specified minimum tensile strength at room temp.<br>b) 1/4 of the mean tensile strength at working temp.<br>c) 2/3 of the specified minimum yield strength at room temp.<br>d) 2/3 (or 90 %) of the mean yield strength at working temp.<br>e) 100 % of the mean stress of 0.01 % / 1,000hr strain speed<br>f) 67 % of the mean rupture stress at 10 <sup>4</sup> hr<br>g) 80 % of the minimum rupture stress at 10 <sup>4</sup> hr |
| S <sub>01</sub>  | The allowable limit of general primary-membrane stress intensity to be used as a reference for stress calculations for the actual service life and under the Level A and B Service Loadings. | Lower of two stress intensity values,<br>S <sub>0</sub> (time-independent) and S <sub>1</sub> (time-dependent).   |
| S <sub>02</sub>  | The lowest stress intensity value at a given temperature among the time-independent strength quantities.   | The lowest value of the following,<br>a) 1/3 of the specified minimum tensile strength at room temp.<br>b) 1/3 of the mean tensile strength at working temp.<br>c) 2/3 of the specified minimum yield strength at room temp.<br>d) 2/3 (or 90 %) of the mean yield strength at working temp.  |
| S <sub>1</sub>   | A temperature and time-dependent stress intensity limit.   | The lowest value of the following,<br>a) the minimum stress required to obtain a total (elastic, plastic, primary and secondary creep) strain of 1 %<br>b) 80 % of the stress to cause initiation of tertiary creep<br>c) 2/3 of the stress to cause rupture  |
| S <sub>2</sub>   | The yield strength of a material at a given temperature.   | The minimum yield strength at strain speed of 0.005 / min.  |

Table 2 Time-independent buckling factors

|                  | Load Factor <sup>1</sup> | Strain Factor <sup>1</sup> |
|------------------|--------------------------|----------------------------|
| Design Loadings  | 3.0                      | 1.67                       |
| Service Loadings | 3.0                      |                            |
| Level A          | 3.0                      | 1.67                       |
| Level B          | 3.0                      | 1.67                       |
| Level C          | 2.5                      | 1.4                        |
| Level D          | 1.5                      | 1.1                        |
| Test             | 2.25                     | 1.67                       |

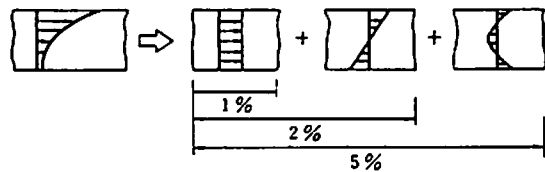


Fig. 2 Schematic drawing of strain limits

$$\text{Load (Strain) Factor} = \left[ \text{Load (strain) which would cause instant instability at the design for actual service temperature.} \right] \div \left[ \text{Design or expected load (strain)} \right]$$

Changes in configuration induced by service need not be considered in calculating the buckling load.

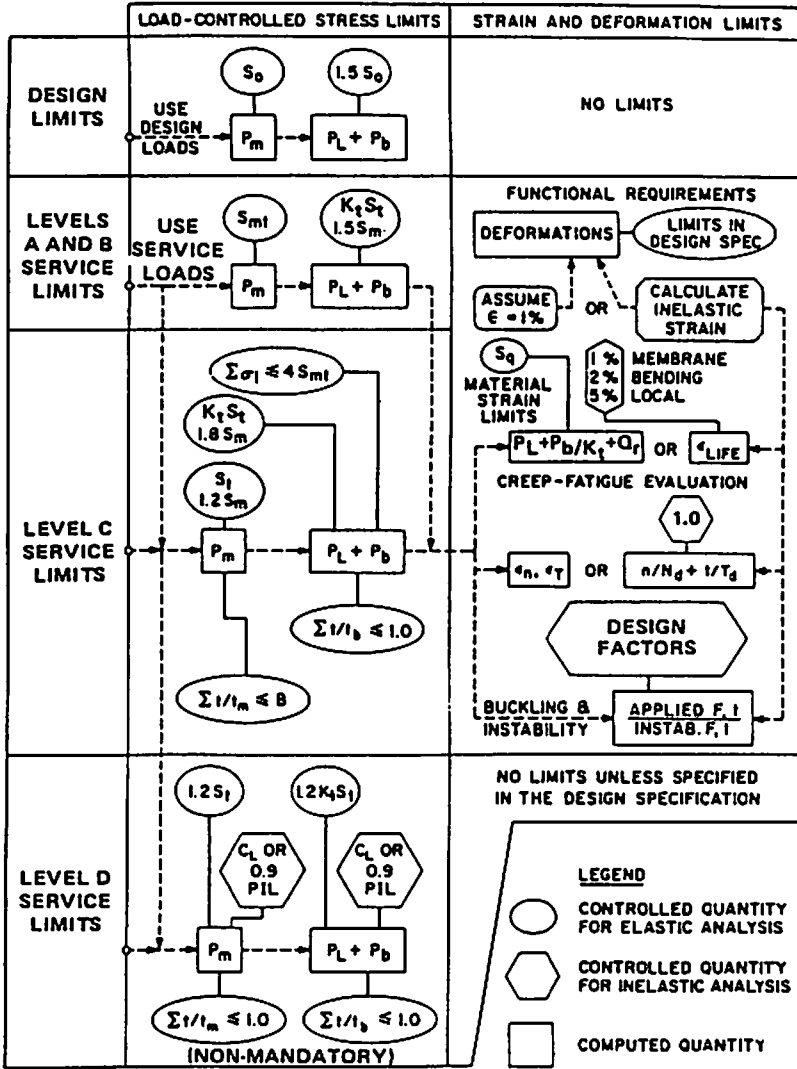


Fig. 3 Flow diagram for elevated temperature analyses

材料に依存する量である。一方、断面係数 $K$ は、完全弾塑性体のほうが曲げ荷重を受けるとき、表面降伏発生時の荷重と断面が一様に塑性になるときの荷重比（長方形断面のとき $K=1.5$ ）である。 $P_b$ 、 $P_b/K_t$ 、 $P_b/K$ の関係はFig.4のようになる。

- (b) N-47-17より前の時代から一貫して、 $P_L+P_b$ の評価を時間依存の許容値( $S_t$ )と時間非依存の許容値( $S_m$ )の両方で評価することには変わりはないが、純曲げを受けるはりの応力分布を、 $K_t$ 、 $K$ の本来の姿に戻って考えると、① $P_L+P_b$ は $KS_m$ で評価し、② $P_L+P_b/K_t$ は $S_t$ ならびに $S_t$ で評価するのが妥当ということになったと推定する。

### 3.3.2 溶接部評価に応力破断係数 $R$ の新設

- (1) 新設された $R$ は、溶接金属のクリーブ破断強さが母材のクリーブ破断強さより低下する比率を表す。荷重制御応力の許容応力値 $S_{mt}$ および $S_t$ （いずれも温度と時間に依存）は、溶接部において

$$S_{mt} = \left\{ \begin{array}{l} \text{母材の } S_{mt} \\ 0.8 \sigma_{rmin} \times R \end{array} \right\} \text{の小さい方}$$

$$S_t = \left\{ \begin{array}{l} \text{母材の } S_t \\ 0.8 \sigma_{rmin} \times R \end{array} \right\} \text{の小さい方}$$

を用いて評価することが加わった。

ただし、 $\sigma_{rmin}$ は、最小〔クリーブ〕破断応力の期待値である。

- (2) この $R$ 新設の背景は次のように推定する。
- (a) 高温における溶接部強度については、C.C.1592以前から問題視されており、母材のひずみと変形の制限（膜部1%、曲げ部2%、局部5%）に対して、溶接部はその1/2に制限されていた。
- 一方、荷重制御型応力の制限の方では、軽水炉型原子炉用のSec.Ⅲの「溶接部強度は母材同等」の思想が踏襲され、特別な規定が設けられなかったようである。
- (b) しかし、溶接構造の高温強度がオークリッジ国立研究所など各方面で研究され、問題提起されたことからC.C.N-47-29では溶接部の荷重制御型応力の制限を新設し、溶接部の許容値を在来の $S_{mt}$ および $S_t$ と $0.8 \sigma_{rmin} \times R$ の小さい方で決めることに改められたと推定する。

### 3.3.3 ひずみ制限に対する簡易評価法の増補

- (1) C.C.1592からC.C.N-47-29への簡易評価法の修正点概要を、Table4に対比して示す。
- (2) 特徴的な点は次のとおり。
- (a) ひずみ制限を満足させる方法が、①弾性解析による場合のTest No.A-1、A-2、A-3と、②簡易非弾性解析による場合のTest No.B-1、B-2、B-3に2区分された。C.C.1592では、弾性解析によるものも非弾性解析によるものも一緒にして、Test No.1、2、3、4となっていたので、初心者には理解しにくかったことが改められたようである。
- (b) 運転レベルの適用対象に、運転レベルCを含めることが明示された。C.C.1592でも、評価フローダイアグラムに立ち戻って考えれば、運転レベルCを含めて適用できそうなものであるが、運転レベルA、Bに適用することしか決めていなかった。
- (c) 簡易非弾性解析による評価法は、C.C.1592の場合に、軸対象構造で軸対象荷重でなければ使えないとか、E領域（弾性域）、 $S_1$ 、 $S_2$ 領域（シェークダウン領域）とP領域（塑性疲労領域）にしか使えないという制約があった。C.C.N-47-29ではこれらの制約がなくなっている。
- (3) 改訂の背景は次のように推定する。
- (a) 簡易非弾性解析によるひずみ制限評価法は、O'Donnell & Porowskiの論文をベースとしてASMEの高温基準検討委員会で検討され、CC1331-5から採用されている。N-47-29では、 $R_1$ 、 $R_2$ 領域（ラチェット領域）まで拡張され、構造と荷重の制約も保守側な条件を付けることで解除された。この拡張は、各方面で行われてきた高温弾塑性クリーブ試験研究と非弾性解析経験によるものと考えられる。
- (b) しかし、高温クリーブラチェット現象には、まだまだ未解決の問題が残っているようであり、今後も、簡易非弾性解析法の裕度きりつめは望まれるところである。

### 3.3.4 クリーブ・疲労損傷の評価法の大補修正

- (1) クリーブ損傷と疲労損傷を計算するやり方が両方とも、Table5の対比表のように大幅に修正された。全損傷和 $D$ の値が弾性解析の場合1であったのが、クリーブ疲労損傷包絡線を使うことに改められ、 $D$ の値は低くなった。 $2^{1/4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼のクリーブ・疲労評価データが追加され

Table 3 Comparison of load-controlled stress limits between C.C.1592 and N-47-29 (Revised items are shown in shadow)

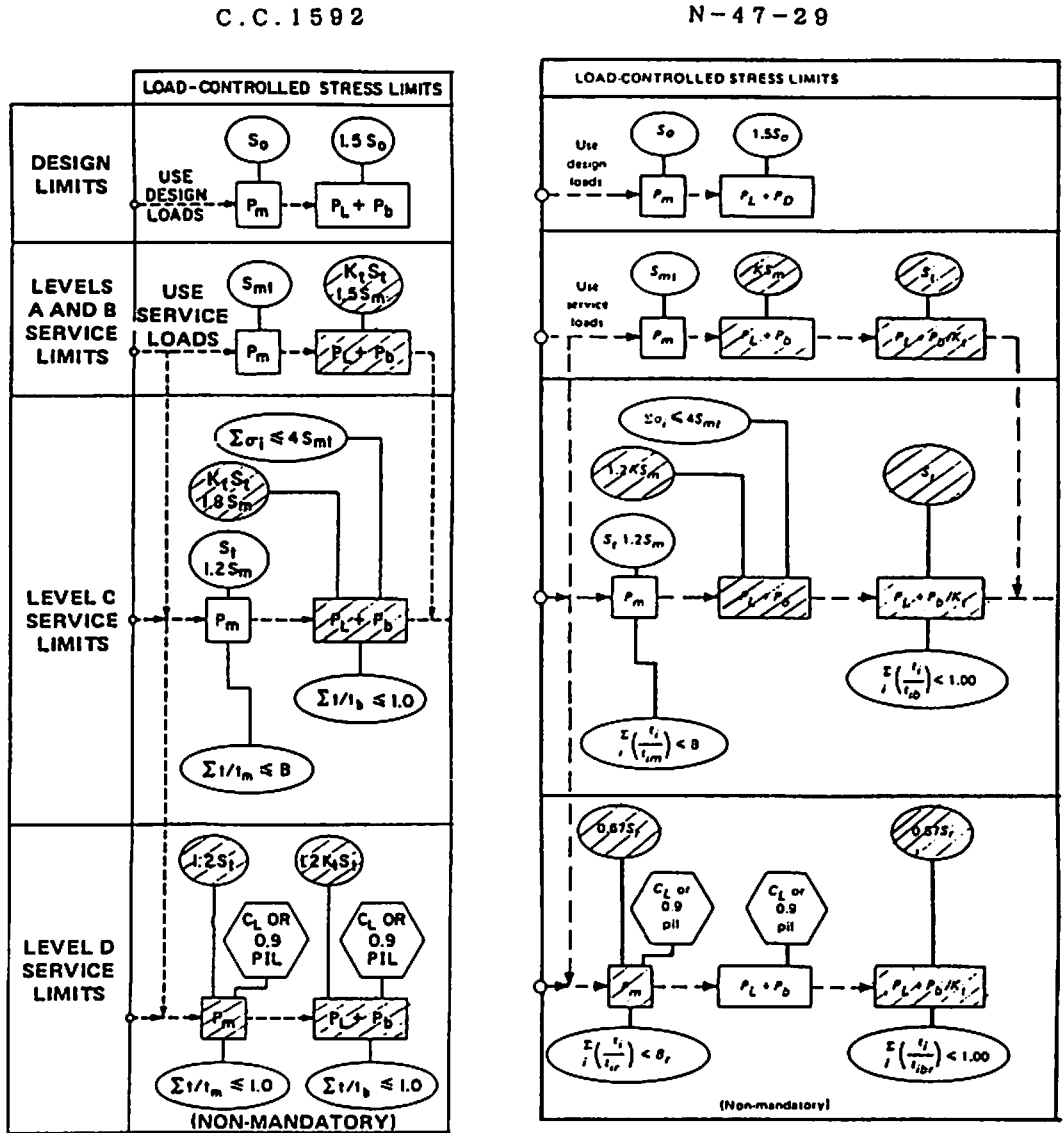




Table 4 Satisfaction of Strain Limits Using Simplified Methods

C . C . 1 5 9 2

| Test No. | General Requirement   | Using Elastic Analysis & Simplified Inelastic Analysis  |  |
|----------|---|---|--|
|          |   | Criteria of Rules   | Rules  |
| No.4     | Where creep effects are not presumed significant through the whole service cycles. ( The operation at the creep temperature is short. )<br><br>(a) $\sum \frac{t_i}{t_{td}} < 0.1$<br><br>(b) $\sum \epsilon_i < 0.2\%$ | The strain limits are considered to have been satisfied if the limits of the shakedown and the ratcheting of Sec. III NB are met.   | 1) $S_1 < 3S_2$<br>where, $3S_2 = 1.5S_1 + S_{11}$<br>or<br>$3S_2 = S_{11} + S_{12}$<br><br>2) Ratchet limits of Sec. III NB.  |
| No.2     | Where the average wall temperature at one of the stress extremes defining each secondary stress range, $Q_{av}$ , is below the creep regime.  | The allowable regime is restricted to the elastic region.   | $X + Y \leq 1$<br>where,<br>$X = \left( \frac{P_2 - P_1}{K_1} \right)_{max} \cdot S_T$<br>$Y = \frac{(O_{21})_{max}}{S_T}$   |
| No.3     | The temperature of the creep regime is defined as that at which $S_{cr}$ equals $S_1$ for $10^5$ hr.  | In regime, $S_1$ , $S_2$ , and P, the limits restrict the amount of inelastic strain that can be accumulated over the service life of the component so that the strain limits are not exceeded. | Be evaluated by Fig.T-1324 (O'Donnel & Porowski).<br>The dimensionless expressions for the effective creep stress ( $\sigma_e$ )<br>$Z = \sigma_e / S_1$ , are:<br>$Z = X \cdot Y$<br><br>in regimes $S_2$ and P, and<br><br>$Z = Y + 1 - \sqrt{2(1-X)Y}$<br>in regime $S_1$ . |
| No.1     | Where creep effects are presumed significant during service loadings.   | The limits prevent ratcheting and creep enhancement due to thermal cycling.   | $X + Y \leq S_1 / S_2$   |

N - 4 7 - 2 9

| Using Elastic Analysis |   | Using Simplified Inelastic Analysis |  |
|------------------------|---|-------------------------------------|--|
| Test No.               | Rules   | Test No.                            | Rules  |
| A-3                    | Same to Test No.4.  | /                                   |  |
| A-2                    | Same to Test No.3.<br>$S_{cr}$ equals $S_1$ for $10^5$ hr is given in Table T-1323. |                                     |  |
| /                      | /   | B-1                                 | In regimes E, $S_1$ , $S_2$ , and P, this can be used only for<br>(1) axisymmetric structures subjected to axisymmetric loadings and away from local structural discontinuities, or<br>(2) general structures in which the peak through-the-wall thermal stress is negligible.                         |
|                        |   | B-2                                 | This is more conservative than Test No.B-1 and applicable to any structure and loading.  |
|                        |   | B-3                                 | This may be used for cycles in regimes $R_1$ and $R_2$ . This procedure may also be applied to cycles in the $S_1$ , $S_2$ , and P regimes. The total inelastic strains accumulated in the lifetime of the component are given by:<br><br>$\Sigma \epsilon = \Sigma \nu + \Sigma \eta + \Sigma \delta$ |
| A-1                    | Same to Test No.1   | /                                   |  |

Table 5 Creep-Fatigue

C. C. 1592

| Damage Equation   |   | Use of Inelastic Analysis Method  | Use of Elastic Analysis Method  |
|---|---|---|---|
| Fatigue Damages<br>$\sum_{j=1}^r \left( \frac{\sigma_j}{S_{d,j}} \right)$   | Strain Range to enter a Design Fatigue Curve            | The maximum equivalent strain range calculated as the range of strain ( $\epsilon_1 = \epsilon_{\text{equivalent}}$ ) is used to enter the fatigue curves.  | The increased strain due to inelastic behavior is calculated as<br>$\epsilon_1 = \left( \frac{S}{S'} \right) K^1 \epsilon_e + K \epsilon_c + K_T \epsilon_f$ where<br>$\epsilon_1$ = the derived maximum total equivalent strain for the loading cycle.<br>$K$ = the theoretical elastic stress concentration or the fatigue strength reduction factor. |
|   | Resisting Force of Materials                            | The design fatigue curves were determined from completely-reversed loading conditions at strain rates greater than, or equal to those noted on the curves.  | The design fatigue curves include the effect of hold times and slow strain rates and are used for elastic analysis.   |
| Creep Damages<br>$\sum_{k=1}^c \left( \frac{\Delta t_k}{T_{d,k}} \right)$   | Stress Values to enter a Design Stress-to-Rupture Curve | The appropriate stress measure is the effective stress $\sigma_{eff}$ . The time duration is determined at the stress value of $\sigma_{eff}/K'$ . ( $K' = 0.9$ )<br>Creep-rupture damage may also be calculated by using the integral form.<br>$\int_0^1 \frac{dt}{T_d}$ | The stress intensity $S_k$ is used. The time duration is determined by the stress value $S_k/K'$ . ( $K' = 0.9$ )   |
|   | Resisting Force of Materials                            | $T_d$ is determined by stress-to-rupture curves for a given stress and the maximum temperature.   | Same to $T_d$ of the inelastic analysis.  |
| $\sum_{j=1}^r \left( \frac{\sigma_j}{S_{d,j}} \right) \cdot \sum_{k=1}^c \left( \frac{\Delta t_k}{T_{d,k}} \right) < D$ |   | D shall not exceed the creep-fatigue damage envelope.<br>   | D=1   |

Table 5 Creep-Fatigue  
C. C. N-47-29

| Use of Inelastic Analysis Method  | Use of Elastic Analysis Method   |
|---|--|
| <p>The fatigue damage term is evaluated at the strain range <math>\epsilon_1</math>. The strain range <math>\epsilon_1</math> is defined as <math>\epsilon_1 = \Delta\epsilon_{max}</math>; where <math>\Delta\epsilon_{max}</math> is the value calculated in either T-1413 or T-1414.</p>   | <p>Z of the ratchetting rules be less than, or equal to 1.0. The total strain range <math>\epsilon_1</math> is calculated as</p> $\epsilon_1 = K_v \Delta\epsilon_{max} + K \Delta\epsilon$ <p>where<br/> <math>\Delta\epsilon_{max}</math> = the modified maximum equivalent strain range.<br/> <math>K_v</math> = the multiaxial plasticity and Poisson ratio adjustment factor.</p> |
| <p>Same to C.C.1592, except the design fatigue curves are revised.</p>  | <p>The design fatigue curves for the inelastic analysis is used.</p>   |
| <p>The following equivalent stress quantity should be used:</p> $\sigma_e = \bar{\sigma} \exp \left[ C \left( \frac{J}{S} - 1 \right) \right]$ <p>where <math>J = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3</math><br/> <math>S = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2)^{1/2}</math><br/> <math>\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}</math></p> <p>Creep-rupture damage may also be calculated by using the integral form.</p> $\int_0^t \frac{dt}{T_d}$ | <p>The stress intensity <math>S_e</math> is used. The time duration is determined by the stress value <math>S_e/K'</math>. (<math>K'=0.67</math>)</p>  |
| <p>The allowable time duration (<math>T_e</math>) is obtained from the expected minimum stress-to-rupture curve.</p>  | <p>Same to <math>T_e</math> of the inelastic analysis.</p>   |
| <p>D shall not exceed the creep-fatigue damage envelope.</p>  |  |

た。

(2) 特徴的な点は次のとおり。

- (a) 疲労損傷計算に使う相当ひずみ範囲の求め方が大幅に修正された。応力集中係数をノイバー則によりひずみ増分計算に包含することは、C.C.1592の場合と基本的に同じであるが、新たに多軸塑性・ポアソン調整係数 ( $K_v$ ) を加え、総ひずみ範囲 ( $\epsilon_c$ ) を次式で求めることになった。

$$\epsilon_c = K_v \Delta \epsilon_{mod} + K \Delta \epsilon_c$$

ただし

$$\Delta \epsilon_{mod} = \text{修正最大相当ひずみ}$$

$$\Delta \epsilon_c = \text{クリープひずみ増分}$$

- (b) クリープ損傷係数に使う応力 ( $S_k/K'$ ) の求め方が大幅に変更された。応力リラクゼーションと過渡変化の取り扱い方が図解され、込み入った計算要領の理解に役立っている。
- (3) 修正の背景は次のように推定する。
  - (a)  $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$  鋼のクリープ・疲労評価データが追加されたことは、高温機器への適用上から求められていたことであり、材料データ採取が集大成されたものと推定する。
  - (b) クリープ損傷と疲労損傷の評価方法の修正は、実機設計解析者等の適用経験から、設計合理化に役立つように再配慮がなされたようである。

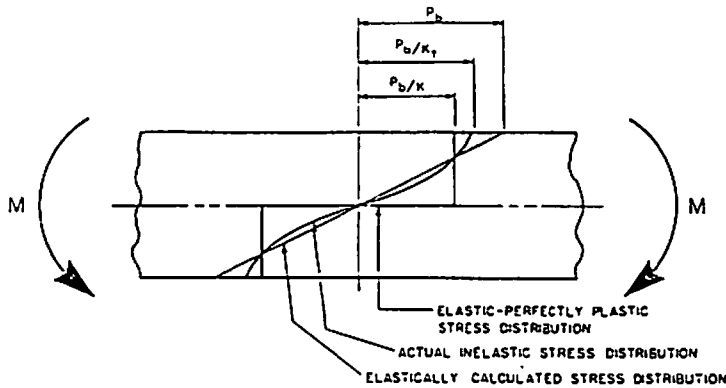


Fig. 4 Comparison between  $P_b$  distribution of elastic stress analyses and actual time depending inelastic stress distribution

#### 4 超高温設計の基準の探究<sup>11~24)</sup>

前節では、オーステナイト系材料で427℃以上、フェライト系材料で371℃以上の高温域（但し約650℃以下）を対象とする米国暫定基準について、その進展を述べた。この温度域よりも更に高温域に対する設計基準は開発途上にあるようであるが、ここでは著者が関与した機器開発研究の中から、750~1,000℃の超高温設計の基準確立に資すると思われるものを、米国暫定基準を参考としながら、いくつか抽出してみた。

#### 4.1 ハステロイXの時間依存許容値 ( $S_t$ ) の策定方法

##### 4.1.1 $S_t$ を使用する現状の高温構造評価と問題点

超高温構造設計をN-47に準じて行う場合、Table3に示す荷重制御型の応力制御値の一つに $S_t$ 値を使っているが、Table1に示すごとくこの値を決める三要素の一つとして第3期クリープ開始時間がとられている。しかし、800~1,000℃における耐熱超合金の単軸クリープデータは、第2期クリープ領域から第3期クリープ領域への移行が不明確であり、かつ、第1期、第2期クリープ領域に対し第3期クリープ領域が大きい傾向を示している。

したがって、第3期クリープ開始時間をそのまま使えば $S_t$ 値はかなり低い値になる恐れがある。第3期クリープ開

始点がASMEで採用された理由の一つは、第3期クリープの開始点以降にポイドあるいは微小き裂が発生すると考え、第3期クリープ域での使用を制限したことによるものである。

これらの事項が使用温度800~1,000℃における耐熱超合金についてもあてはまるかどうかを単軸クリープ試験により調査し、第3期クリープ域での設計の可能性を検討した。

4.1.2 試験研究方法

Table6に化学成分を示すハステロイXの単軸クリープ試験片を用い、800、900および1,000℃でクリープ試験を途中まで行って試験片を取り出して破面観察を行い、ポイド発生の有無を確認し、 $S_t$ 値決定の三要素のデータを比較することにより、超高温の $S_t$ 値策定方法を検討した。

各試験片の第3期クリープ開始時間 ( $t_{3i}$ ) は、予め採取したクリープひずみ時間曲線よりFig.5に示すように第2期クリープに平行に0.2%ずらして求めた。クリープ中断時間は次の3種とした ( $t_r$ はクリープ破断時間)。

- ①  $t_{3i} \cdot 3/4$     ②  $t_{3i}$     ③  $t_{3i} + (t_r - t_{3i}) \cdot 1/4$

クリープによる材料損傷の調査は、各クリープ試験中断材の縦断面の組織変化を顕微鏡およびSEMにより観察し、粒界ポイドの大きさを測定した。

ポイドの大きさは4種に分類した (A: 50 $\mu$ m以上, B: 10~50 $\mu$ m, C: 1~10 $\mu$ m, D: 1 $\mu$ m以下)。分類したポイドからAは100 $\mu$ m, Bは30 $\mu$ m, Cは5 $\mu$ m, Dは0として単位面積当たりのポイド量 ( $\mu$ m/mm<sup>2</sup>) を次式により求めることにした。

$$V = m_1A + m_2B + m_3C$$

V: 単位面積当たりのポイド量 ( $\mu$ m/mm<sup>2</sup>)

$m_1, m_2, m_3$ : 単位面積当たりのポイド数 (個/mm<sup>2</sup>)

4.1.3 試験結果

Fig.6は、各温度における応力と破断時間の関係を示したものである。本試験の範囲内 (10<sup>2</sup>~10<sup>4</sup>h) の応力と破断時間の関係は両対数グラフ表示において比較的良い直線関係が認められる。なお、その直線の勾配は高温になるに従い急になる傾向がある。

Fig.7は、各温度における応力と1%クリープひずみ到達時間の関係を示したものである。800℃および900℃の場合、応力と1%クリープひずみ到達時間には比較的ばらつきが小さい直線関係が認められ、それらの直線の勾配はほぼ等しい。一方1,000℃の場合はデータのばらつきは比較的大きく、その直線の勾配は800℃、900℃に比べて大きい。

Fig.8は、各温度における応力と第3期クリープ開始時間の関係を示したものである。各温度ともデータのばらつきは比較的小さく、良い直線関係が認められる。

Fig.9は、第3期クリープ開始点とポイド量との関係を明らかにするために、ポイド量と $t_{3i} \cdot 3/4$ ,  $t_{3i}$ ,  $t_{3i} + (t_r - t_{3i}) \cdot 1/4$ の関係を温度別に示す。800℃の場合、 $t_{3i} \cdot 3/4$ ではポイド発生量が少なく、 $t_{3i}$ から $t_{3i} + (t_r - t_{3i}) \cdot 1/4$ となるにつれてポイド量は増加している。

900℃の場合、 $t_{3i} \cdot 3/4$ でもポイドが発生しており、ポイド量も大きめとなっている。傾向としては800℃と同じく、 $t_{3i}$ から $t_{3i} + (t_r - t_{3i}) \cdot 1/4$ へとポイド量は増加している。1,000℃の場合、 $t_{3i} \cdot 3/4$ ではまったくポイドが見られず、 $t_{3i}$ で少しのポイドが発生し、 $t_{3i} + (t_r - t_{3i}) \cdot 1/4$ では急激に増加する傾向を示している。

N-47では、既述の3つの応力の最小値として定義される時間依存の設計応力強さ $S_t$ 値を設定している。各応力値はデータのばらつきを考慮した最小値がベースとなっているので、Larson-Millerパラメータでデータ整理した後、データのばらつきの95%信頼下限をとり、最小値を算出した。

Table 6 Chemical compositions of Hastelloy X used

|       | C              | Si    | Mn    | P      | S      | Cr              | Ni  | Co   | Mo   | W    | Fe    | B      | Al   | Ti    |
|-------|----------------|-------|-------|--------|--------|-----------------|-----|------|------|------|-------|--------|------|-------|
| Spec. | 0.05<br>~ 0.15 | <1.00 | <1.00 | <0.040 | <0.030 | 20.50<br>~23.00 | See | 0.50 | 0.00 | 0.70 | 11.00 | <0.010 | -    | -     |
| Ladle | 0.07           | 0.35  | 0.53  | 0.008  | <0.005 | 21.78           | See | 0.05 | 0.61 | 0.66 | 11.63 | <0.001 | 0.18 | <0.02 |
| Check | 0.07           | 0.35  | 0.68  | 0.007  | <0.005 | 21.42           | See | 0.01 | 0.62 | 0.64 | 11.58 | <0.001 | 0.15 | <0.02 |

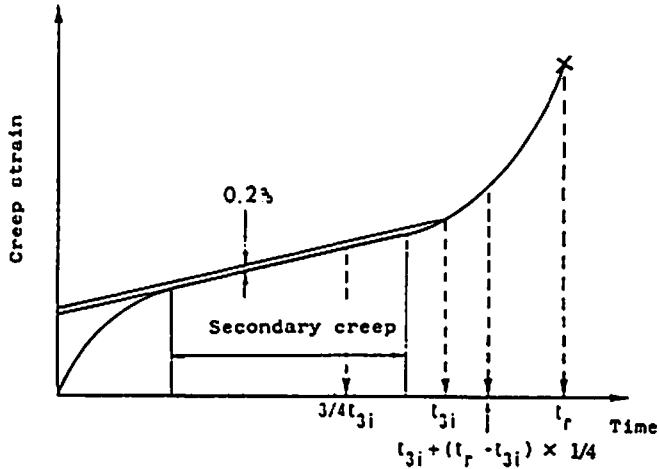


Fig. 5 Schematic definition of the time to onset of tertiary creep

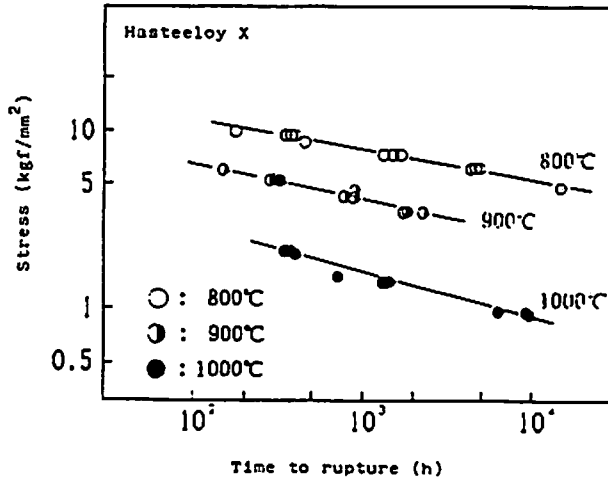


Fig. 6 Relationship between time to rupture and stress

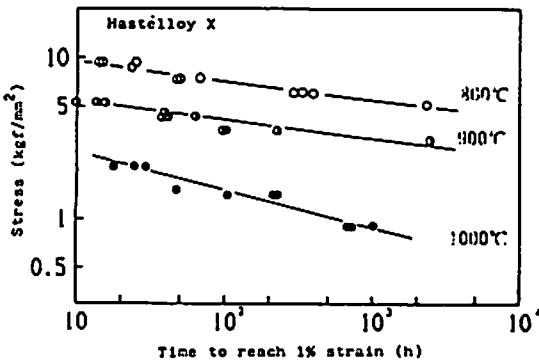


Fig. 7 Relationship between time to reach 1% strain and stress

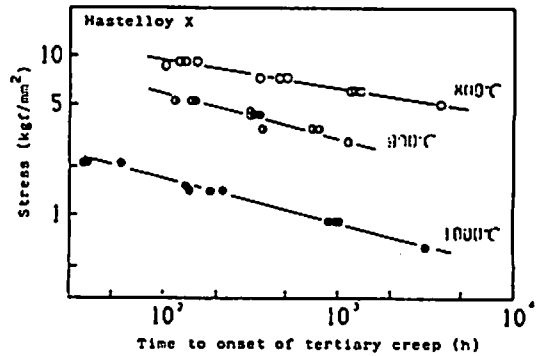


Fig. 8 Relationship between time to onset of tertiary creep and stress

4.1.4 N-47のR<sub>3</sub>適用に関する検討

Fig.10 は1,000℃におけるクリープ破断時間、1%クリープひずみ到達時間、第3期クリープ開始時間の各平均値および最小値の係数倍、並びにクリープ途中で抜出した試験片におけるボイドの有無を比較したものである。ボイドについてはC型(1μm~10μm)以上の大きさのものが認められた場合について図中の○印内にその種類を示し、認められなかったものは空白にしている。

なお、各時間におけるボイド観察はそれぞれ1~4本の試験片について行っており、○印内に示したのはこれらの中で観察された最大のボイドである。一方、ボイド観察点の上にハッチングにて平均ボイド量(V<sub>a</sub>)を示しているが、これはその条件で観察した全試験片の平均値である。800℃と900℃の場合も、類似の傾向にある。

以上の結果から低応力側では、S<sub>3</sub>基準によればS<sub>3</sub>値はt<sub>3i</sub>により決まり、これは本試験範囲ではボイド発生に対しては安全側となっていると考えられる。しかしながら、1,000℃の場合に特に顕著に認められたように、ボイドの発生を抑えるための第3期クリープ開始点の基準は実際のボイド発生よりもかなり安全側となっていると思われる。Fig.11 はボイド観察試験片について、クリープ中断取出

し時間とクリープひずみの関係を示したものである。t<sub>3i</sub>で抜出した場合について見ると、クリープひずみは800℃の場合1.6~5.3%、900℃の場合1.8~7.7%、1,000℃の場合0.17~2.7%となっている。一方、ボイドの発生は800℃では2.5%、900℃では2%、1,000℃では1%より小さいクリープひずみにおいては認められていない。これは800~1,000℃におけるハステロイXの場合に、ボイド発生が変形支配となっている可能性があることを示唆していると思われる。

したがって、S<sub>3</sub>基準の中に第3期クリープ開始点を導入し、ボイドの発生を抑えるという現在のN-47の観点から考えると、800~1,000℃で使用されるハステロイXの場合には第3期クリープ開始点の代わりに、1%クリープひずみ到達時間を使用することができると考えられる。

S<sub>3</sub>基準のうちの第3期クリープ開始点が無視できれば、Fig.12 に示すように特に高温低応力側でのS<sub>3</sub>値は大きくなる。この考えにふみきるには更にボイドの発生限界をどう定めるかを検討する必要がある。ここでは一案として1μm以上のボイドを対象としてこの発生を抑えるという観点から検討を加えた。今後この妥当性や1μm以下のボイドの取扱い等を検討する必要がある。

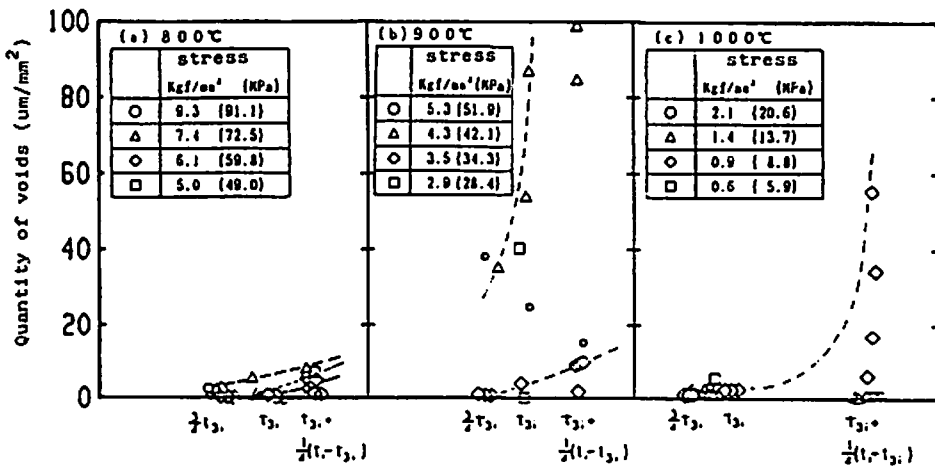


Fig. 9 Creep time dependency of quantity of voids

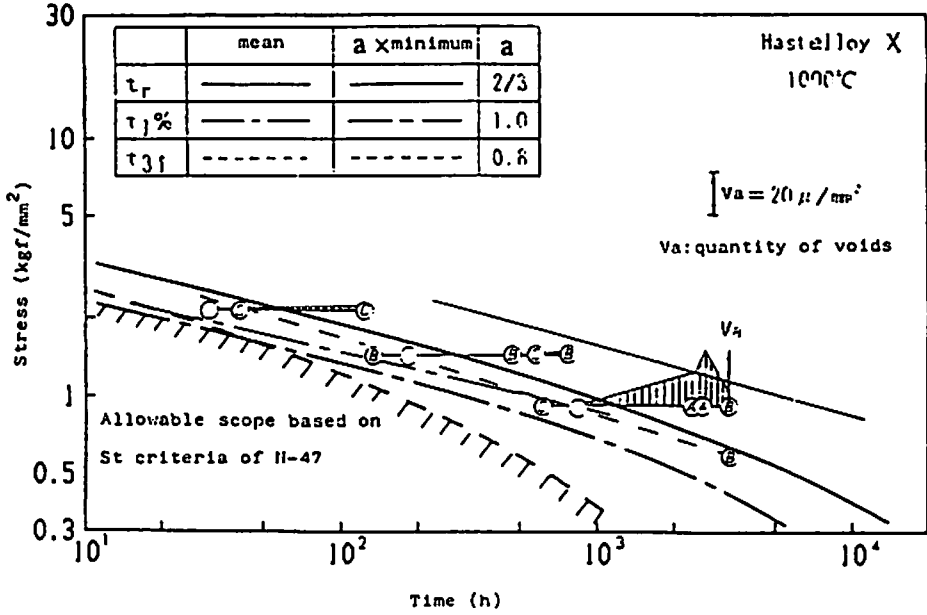


Fig. 10 Relationship between creep properties and voidage (1,000°C)

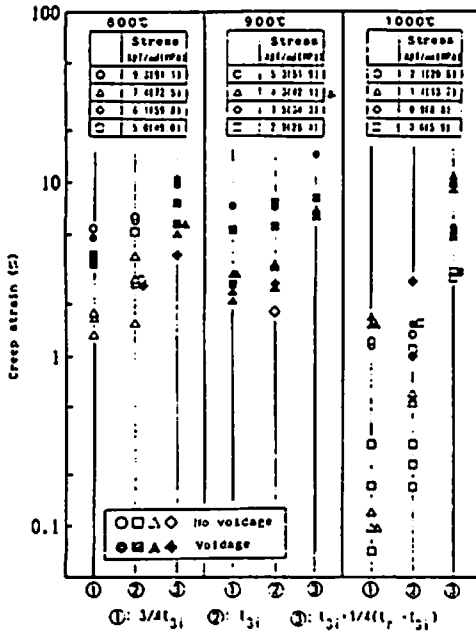


Fig. 11 Effect of creep strain and creep time on voidage

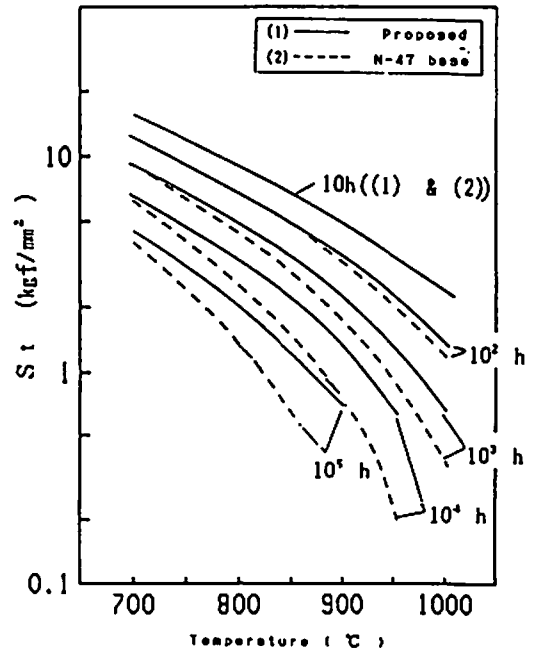


Fig. 12  $S_t$ -values comparison between N-47 base and the proposed criterion



## 4.2 クリープと疲労の相互効果の評価方法

### 4.2.1 クリープと疲労が加わる高温構造の問題

クリープ疲労損傷評価法としてはN-47に、解析に基づく手法が示されており、次式により評価が行われる。

$$\sum_{j=1}^p \left[ \frac{n_j}{N_d} \right]_j + \sum_{k=1}^q \left[ \frac{A_k}{T_d} \right]_k \leq D$$

ここで、

$$\sum_{j=1}^p \left[ \frac{n_j}{N_d} \right]_j \quad : \text{疲労の損傷和}$$

$$\sum_{k=1}^q \left[ \frac{A_k}{T_d} \right]_k \quad : \text{クリープの損傷和}$$

D: クリープと疲労の損傷和の制限値

Fig.13 の高温配管は、最高1,000℃のHeガスが循環するので、多重の配管構造となっており、外管と内管の熱膨張差を吸収するため、ハステロイXのペローズを内管に設けている。このペローズには750~900℃で

- (1) 内外面の差圧が小
- (2) 繰返しの軸方向圧縮

という負荷条件下でクリープ疲労を受けるが、このような高温域におけるハステロイXペローズに対する寿命予測法は明確でない。

当該ペローズを対象とし、実機使用条件を模擬した(i)軸圧縮変位、(ii)負荷変位モード、(iii)温度をパラメータとして高温疲労試験および非弾性解析を行い、クリープ、疲労、リラクゼーション等の挙動を考察し、超高温ペローズの寿命予測法を検討した。

### 4.2.2 高温疲労試験

高温疲労試験は、Fig.14の実機に用いたペローズと同一形状のU型ペローズを使用した。

試験条件は実機運転を模擬してFig.15に示す900℃でのモードAの圧縮変位サイクルを基本モードとして設定し、ペローズ軸圧縮変位量 $\delta$ をパラメータとした試験を中心に行った。

さらに、負荷モードによる差異を調べるため、Table7に示すようにモードBおよびモードCの圧縮変位サイクルの試験も900℃および750℃でそれぞれ行った。又、モードA、B、Cの試験は全て、ペローズの軸方向変位速度を10mm/min(一定)として行った。

ペローズ貫通き裂の検出は、ペローズ内圧の上昇により行い、その時までの繰返し数を破断繰返し数 $N_f$ とした。

### 4.2.3 試験結果

試験結果を破断繰返し数 $N_f$ と変位量 $\delta$ の関係で整理するとFig.16のようになった。図中○印はモードAの結果を示すが、 $\delta$ - $N_f$ の間には尙対数線図上で直線関係が認められ、モードBの結果は他のモードに比べ長寿命側となり、負荷モードによる差異が現れている。

750℃の試験結果からき裂の発生回数が900℃の場合よりも大きいことが確認できた。

### 4.2.4 N-47のクリープ疲労相互効果の評価法の適用に関する検討

非弾性解析の結果をもとに、評価点としては、き裂が発生した領域における最大ひずみ発生点、すなわちモードAおよびモードCでは谷部外面、モードBでは谷部内面を選んだが、モードBについてはき裂の観察されない谷部外面のひずみ値が谷部内面のひずみ値よりも大きいことから、モードBの谷部外面も評価点として加えた。

Fig.17に評価結果を示す。ここで、前記評価式の許容繰返し数 $N_d$ および破断時間 $T_d$ についてはそれぞれ、単軸疲労試験の曲線およびクリープ破断曲線から求めた。また $n$ および $h$ はペローズ試験結果の破断繰返し数および全寿命時間を用いた。当図によれば、N-47に基づく評価は本試験のすべての結果に対し安全側の評価となっている。しかし更に、精度の高い評価法を探究してみた。

Fig.17のモードBの結果に注目すると、き裂の発生していない谷部外面(□印)の全損傷値(9.26)が谷部内面(■印)の全損傷値(7.11)を大きく上回っている。これはクリープ損傷の算出において、圧縮ひずみ保持の効果と引張ひずみ保持の効果を同等に評価したことが一因であると思われる。

ハステロイXの900℃大気中単軸低サイクル疲労試験によれば、引張ひずみ保持による寿命の低下は認められるが、圧縮ひずみ保持の効果はきわめて少なく、ひずみ保持のない場合とほぼ同じ寿命であるという結果が得られている。そこで、引張ひずみ保持の効果のみが損傷に影響を及ぼすと仮定し再評価した。Fig.18の非弾性解析結果より、応力 $\sigma_z$ の時間経過による変化を参照して、引張保持のみからクリープ損傷を計算すると、Fig.19のようになる。

モードBの谷部外面(□印)と谷部内面(■印)はほぼ同じ損傷値となり、またすべての試験結果に対しても安全

側の評価となっている。

さらにクリープ損傷値の負荷モードによる差異を調べると、全寿命時間でクリープ損傷値を計算した場合には Fig.20 のようにモードによる差異があらわれるのに対し、引張ひずみ保持時間で計算した場合には Fig.21 のようにモードによる差異はみられない。また、総ひずみ範囲 ( $\Delta \epsilon_T$ ) と  $N_f$  の関係で整理すると、Fig.22 のようにモードによる差異は少ない。

以上のことから、引張ひずみ保持時間でクリープ損傷値を計算した方がより合理的な評価となると考える。

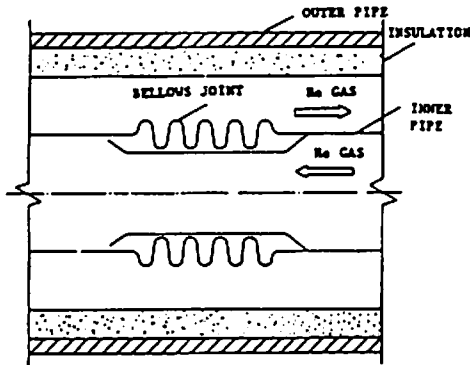


Fig. 13 Example of using bellows on the multiwalled piping

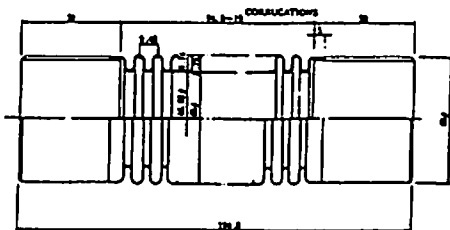


Fig. 14 Detailed sketch of experimental bellows

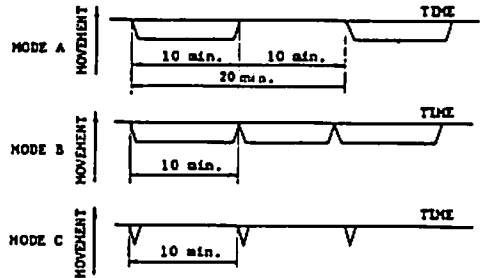


Fig. 15 Patterns of push and pull in compression

Table 7 Test conditions

| TEMPERATURE                              | 900°C                  |   |   | 750°C                  |   |
|--|------------------------|---|---|------------------------|---|
| TEST MODE                                | A                      | B | C | B                      | C |
| MOVEMENT IN COMPRESSION (mm)             | 10<br>6<br>5<br>4<br>3 | 5 | 5 | 6                      | 6 |
| EXTERNAL PRESSURE (kgf/mm <sup>2</sup> ) | 3                      |   |   | 3.5                    |   |
| INTERNAL PRESSURE (kgf/cm <sup>2</sup> ) | 1 kg/cm <sup>2</sup>   |   |   | 0.5 kg/cm <sup>2</sup> |   |
| ATMOSPHERE                               | He GAS PURITY 99.99%   |   |   |                        |   |

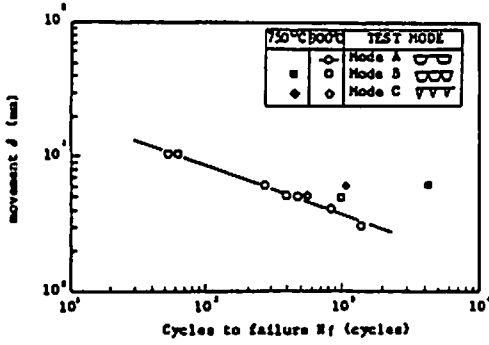


Fig. 16 Elevated temperature fatigue test result

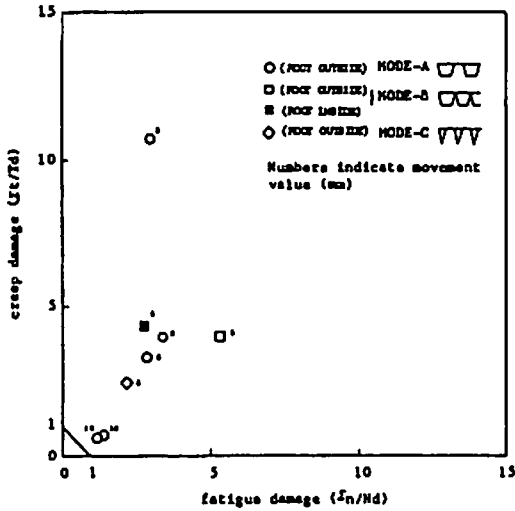


Fig. 17 Evaluation result according to C.C.N-47

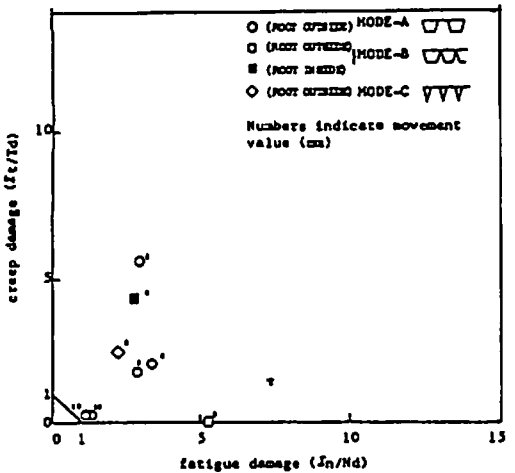


Fig. 19 Evaluation result considering tension hold time only

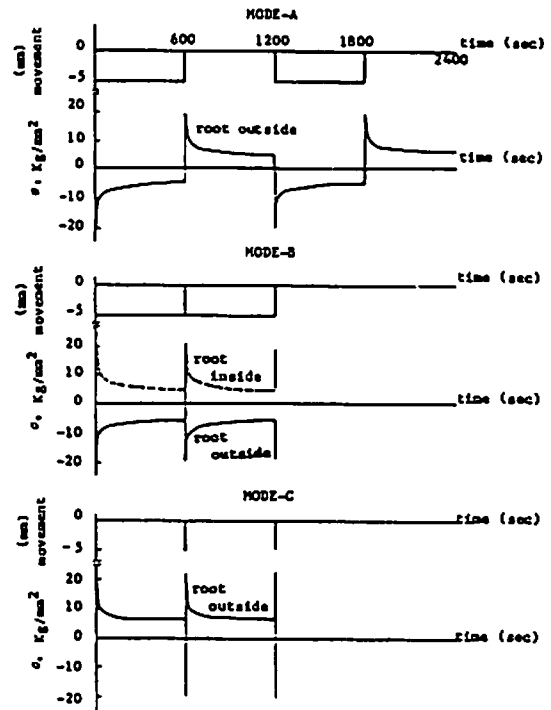


Fig. 18 Variation of ( $\sigma_z$ ) in each mode

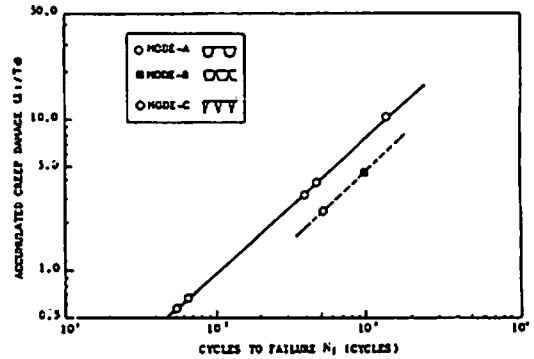


Fig. 20 Accumulated creep damage vs. cycles to failure (considering total life time)

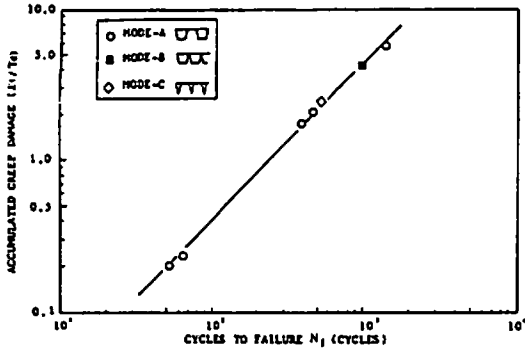


Fig. 21 Accumulated creep damage vs. cycles to failure (considering tension hold time only)

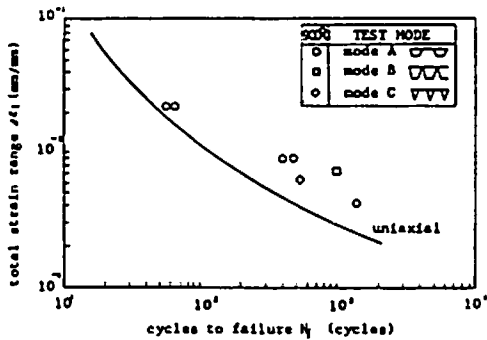


Fig. 22 Total strain range ( $\Delta \epsilon_1$ ) vs. cycles to failure ( $N_f$ )

## 5 結 言

高温構造の設計基準のうち、過去約30年間にわたって特に顕著な進展をした米国暫定基準について、その変遷をレビューしてみた。次に、米国暫定基準の適用温度範囲より更に高温の750~1,000℃における構造設計基準へのアプローチとして、米国暫定基準を参考としながら、いくつかの提案を試みた。

## 文 献

- 1) The American Society of Mechanical Engineers: "Code Case 1331-4,-5,-6,-7,-8, ASME Boiler and Pressure Vessel Code (Case Interpretations)", 1967-1971.
- 2) The American Society of Mechanical Engineers: "Code Case 1592, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Cases", 1974.
- 3) The American Society of Mechanical Engineers: "Code Case N-47-17,-29, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Cases", 1979/1990.
- 4) The American Society of Mechanical Engineers: "Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis", 1969.
- 5) R.W.Weeks: "Mechanical Properties Test Data for Structural Materials Quarterly Progress Reports, ORNL-4936", Oakridge National Laboratory, 1973.
- 6) The American Society of Mechanical Engineers: "Criteria for Design of Elevated Temperature Class 1 Components in Section III, Division 1, of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code", 1976.
- 7) 鶴戸口英善・朝田泰英・他3名: ASME Code Sec. III Div.1によるクラス1コンポーネントの高温設計基準, ISES7707 (翻訳), 1977年6月.
- 8) 安藤良夫・岡林邦夫: 原子力プラントの構造設計, 東京大学出版, 1977.
- 9) APPENDIX 5-Mandatory Design Based on Creep-Fatigue and Creep Damage, Article 5-1,SG-ETD 05.04.94.
- 10) R.D.Lohr and E.G.Ellison: A Simple Theory for Low Cycle Multiaxial Fatigue, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol.3, PP.1-17.
- 11) T. Utoguchi and K. Kobatake: A Study on St Setting Criterion for Structural Material Used at Very High Temperature, *Proceedings of the International Conference on CREEP*, JSME, 533-537, 1986.
- 12) 朝田泰英: 非弾性解析の有効性と限界, 日本機械学会平成6年度材料力学部門講演論文集, No.940-37, 131-133, 1994.
- 13) K. Kobatake, T. Tsukada, S. Takahashi, M. Akatsu, Y. Ikemoto and O. Baba: Elevated Temperature Fatigue Tests and Inelastic Stress Analysis of Bellows, *Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology*, 223-229, 1975.
- 14) T. Udoguchi, Y. Asada and K. Kobatake: Steady and Cyclic Internal Pressure Creep Test of Hastelloy-X Tubular Specimens at 800 to 1,000 deg C, ASME, *Inelastic Behavior of Pressure Vessel and Piping*

- Components, PVP-PB-028, 71-83, 1978.
- 15) K. Kobatake, S. Takahashi, T. Osaki, T. Shimakawa and O. Baba: Fatigue Life Prediction of Bellows Joints at Elevated Temperature, ASME, Metallic Bellows and Expansion Joints, PVP-51, 91-104, 1981.
  - 16) 鞠戸口英善・印藤弘郷・磯村和幸・小畑清和・仲西恒雄・車地隆治: 溶接学会誌, 50(9), 64-70, 1981.
  - 17) 鞠戸口英善・菊池明吉・仲西恒雄・小畑清和・印藤弘郷・車地隆治: 溶接学会誌, 50(12), 14-20, 1981.
  - 18) 鞠戸口英善・小畑清和・佐藤瓊介・印藤弘郷・仲西恒雄・車地隆治: 溶接学会誌, 51(1), 21-26, 1982.
  - 19) 松永朔郎・田中利幸・馬場治・高橋秀武・中村園夫・逆井実・小畑清和・亀ヶ谷勝彦・山田邦貴・白井伸一: 日本原子力学会誌, 21(3), 39-61.
  - 20) 小畑清和・高橋茂・鈴木道明: FAPIG, 85, 7-14, 1977.
  - 21) 小畑清和・高橋茂・鈴木道明: FAPIG, 86, 30-36, 1977.
  - 22) 平池恂・小畑清和・高橋茂・塚田哲夫・大崎敏雄・島川貴司: 川崎重工技報, 73, 62-68, 1980.
  - 23) 村瀬宏一・清重正典・深迫紀夫・喜多清・小畑清和・伊丹宏治・村岡進・野村末雄: 川崎重工技報, 74, 40-45, 1980.
  - 24) 清水茂樹・佐藤瓊介・池本喜和・小畑清和・仲西恒雄・川上春男・喜多川昇・鈴木道明: FAPIG, 99, 124-132, 1981.
  - 25) 小畑清和・山浦寿幸: 高温構造設計法の動向調査報告書, 川崎重工(株)委託調査, 1995.