

JAERI-M
92-074

ニッケル基耐熱合金ハステロイXRの
応力変動を伴うクリープ破断特性

1992年5月

辻 宏和・田辺 龍彦*・中曾根祐司*・中島 甫

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。

入手の間合わせは、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 Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

ニッケル基耐熱合金ハステロイ XR の
応力変動を伴うクリープ破断特性

日本原子力研究所東海研究所燃料・材料工学部
辻 宏和・田辺 龍彦*・中曾根祐司*・中島 甫

(1992年4月24日受理)

高温工学試験研究炉の高温構造用部材として開発したニッケル基耐熱合金ハステロイ XR を供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴う2段クリープ破断試験を850~1000℃域の高温ガス炉1次冷却材模擬ヘリウムガス中で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則、即ち、累積損傷和則、ひずみ消費率則及びそれらの混合則の適用性を調べた。

3種類のクリープ損傷則の中で、累積損傷和則の適用性が最も優れていた。累積損傷和則の適用性が良好であったのは、ハステロイ XR を高温ガス炉の1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中で加熱した時に生じる化学組成や金属組織の変化が、この合金のクリープ強度に強い影響を及ぼさなかったという事実に起因していると考えられる。

結論として、累積損傷和則は、ハステロイ XR 製高温構造物の設計に適用可能であるといえる。

Creep Rupture Properties of a Nickel-base
Heat-resistant Alloy Hastelloy XR
under Varying Stress Condition

Hirokazu TSUJI, Tatsuhiko TANABE*

Yuji NAKASONE* and Hajime NAKAJIMA

Department of Fuels and Materials Research
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received April 24, 1992)

A series of constant load & temperature creep rupture tests and varying stress creep rupture tests was carried out on a nickel-base heat-resistant alloy Hastelloy XR, which was developed for applications in the High-Temperature Engineering Test Reactor, at temperatures ranging from 850 to 1000 °C in order to examine the applicability of the conventional creep damage rules, i. e., the life fraction, the strain fraction and their mixed rules. Among these three criteria, the life fraction rule showed the best applicability. The good applicability of the rule was considered to result from the fact that the creep strength of Hastelloy XR was not strongly affected by the change of the chemical composition and/or the microstructure during exposure to the high-temperature simulated HTGR helium environment. In conclusion the life fraction rule is applicable in engineering design of high-temperature components made of Hastelloy XR.

Keywords : Hastelloy XR, HTGR, HTTR, Helium, Creep, Creep Damage Rule,
Life Fraction Rule, Strain Fraction Rule

* National Research Institute for Metals

目 次

1. 緒 言	1
2. 実験方法	1
2.1 供試材料	1
2.2 クリープ破断試験	2
3. 実験結果	2
3.1 荷重一定クリープ破断試験	2
3.2 応力変動を伴うクリープ破断試験	3
4. 討 論	3
5. 結 言	7
謝 辞	7
参考文献	8

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental Procedures	1
2.1 Material	1
2.2 Creep Rupture Tests	2
3. Results	2
3.1 Constant Load Creep Rupture Tests	2
3.2 Varying Stress Creep Rupture Tests	3
4. Discussion	3
5. Conclusions	7
Acknowledgment	7
References	8

1 . 緒 言

我が国の高温ガス炉 (High-Temperature Gas-Cooled Reactor, HTGR) 開発においては、原子炉出口冷却材温度950℃の高温工学試験研究炉 (High-Temperature Engineering Test Reactor, HTTR) を最初に建設することが予定され、既に日本原子力研究所大洗研究所においてその建設が開始されている^(1,2)。このHTTRの高温構造用部材としては、ハステロイXの原子炉用改良合金であるハステロイXR⁽³⁾を使用することが予定されており^(1,2,4,5,6)、現在までにこの合金の総合確性試験が日本原子力研究所、材料応用工学研究室を中心として実施されてきた^(1,2,5)。

高温構造物の設計においては、荷重一定のクリープ破断データから、応力の変動を伴うような条件下のクリープ破断寿命を推定しなければならない場合が多い。こうした要求に応えるため、いくつかの簡便なクリープ損傷則が提案されている⁽⁷⁻¹¹⁾。それらのクリープ損傷則の適用性は材料に強く依存しており、ハステロイXRに関しては、その適用性に関する報告がほとんど無いのが現状である。

そこで、ハステロイXRを供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴うクリープ破断試験を850~1000℃域で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則の適用性を調べた。

2 . 実験方法

2.1 供試材料

供試材料は、工業規模(2トン)での溶製の後、熱間押し出し、冷間圧延の工程を経て製造されたハステロイXRの管材(外径58.5mm, 肉厚9mm)であり、その化学組成及び引張性質(室温並びに本研究でクリープ破断試験を行った850, 900, 950及び1000℃)をTable 1及びTable 2にそれぞれ示す。供試材料の管には、1180℃で1時間保持後急速冷却の熱処理を施した。

1. 緒 言

我が国の高温ガス炉 (High-Temperature Gas-Cooled Reactor, HTGR) 開発においては、原子炉出口冷却材温度950℃の高温工学試験研究炉 (High-Temperature Engineering Test Reactor, HTTR) を最初に建設することが予定され、既に日本原子力研究所大洗研究所においてその建設が開始されている^(1,2)。このHTTRの高温構造用部材としては、ハステロイ X の原子炉用改良合金であるハステロイ X R⁽³⁾を使用することが予定されており^(1,2,4,5,6)、現在までにこの合金の総合確性試験が日本原子力研究所、材料応用工学研究室を中心として実施されてきた^(1,2,5)。

高温構造物の設計においては、荷重一定のクリープ破断データから、応力の変動を伴うような条件下のクリープ破断寿命を推定しなければならない場合が多い。こうした要求に応えるため、いくつかの簡便なクリープ損傷則が提案されている⁽⁷⁻¹¹⁾。それらのクリープ損傷則の適用性は材料に強く依存しており、ハステロイ X R に関しては、その適用性に関する報告がほとんど無いのが現状である。

そこで、ハステロイ X R を供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴うクリープ破断試験を850~1000℃域で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則の適用性を調べた。

2. 実験方法

2.1 供試材料

供試材料は、工業規模(2トン)での溶製の後、熱間押し出し、冷間圧延の工程を経て製造されたハステロイ X R の管材(外径58.5mm, 肉厚9mm)であり、その化学組成及び引張性質(室温並びに本研究でクリープ破断試験を行った850, 900, 950及び1000℃)を Table 1 及び Table 2 にそれぞれ示す。供試材料の管には、1180℃で1時間保持後急速冷却の熱処理を施した。

2.2 クリープ破断試験

クリープ破断試験は、平行部の直径6mm、長さ30mmの試験片を用いて、レバー式クリープ試験機で行った。試験雰囲気はHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中であり、クリープ試験機に備えた雰囲気槽に、Table 3に示すような組成の不純物を含むヘリウムガスを循環式ループで供給した。ここで用いた不純ヘリウムガスは、我が国のHTGR開発における材料試験用標準ヘリウムガスとして広く用いられているHe-2'という標準仕様のものである。この雰囲気特性を不純物ガス組成の酸素分圧と炭素活量を用いて解析すると、ハステロイXR中のCrが酸化し、わずかな浸炭が生じるという点で、He-2'と同様に我が国のHTGR開発における材料試験用標準ヘリウムガスとして広く用いられている原研B型ヘリウムガスとほぼ等価な特性といえる⁽¹²⁾。試験温度は850, 900, 950及び1000℃の4水準であり、最長試験時間が10000時間以下となるように応力水準を選んだ。

3. 実験結果

3.1 荷重一定クリープ破断試験

Fig. 1に、荷重一定クリープ破断試験で得たクリープ破断時間線図を示す。応力と破断時間の関係を最小自乗法で求めると以下の式が得られる。

$$850^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.283 \times 10^{12} \sigma^{-5.458} \quad (1)$$

$$900^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 2.944 \times 10^9 \sigma^{-4.272} \quad (2)$$

$$950^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.550 \times 10^8 \sigma^{-3.891} \quad (3)$$

$$1000^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.013 \times 10^7 \sigma^{-3.466} \quad (4)$$

ここで、 t_R は破断時間(h)、 σ は荷重を初期断面積で除した公称応力(MPa)である。

Fig. 2に、クリープ破断伸びを応力の関数として示す。応力とクリープ破断伸びの関

2.2 クリープ破断試験

クリープ破断試験は、平行部の直径6mm、長さ30mmの試験片を用いて、レバー式クリープ試験機で行った。試験雰囲気はHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中であり、クリープ試験機に備えた雰囲気槽に、Table 3に示すような組成の不純物を含むヘリウムガスを循環式ループで供給した。ここで用いた不純ヘリウムガスは、我が国のHTGR開発における材料試験用標準ヘリウムガスとして広く用いられているHe-2'という標準仕様のものである。この雰囲気物の特性を不純物ガス組成の酸素分圧と炭素活量を用いて解析すると、ハステロイXR中のCrが酸化し、わずかな浸炭が生じるという点で、He-2'と同様に我が国のHTGR開発における材料試験用標準ヘリウムガスとして広く用いられている原研B型ヘリウムガスとほぼ等価な特性といえる⁽¹²⁾。試験温度は850, 900, 950及び1000℃の4水準であり、最長試験時間が10000時間以下となるように応力水準を選んだ。

3. 実験結果

3.1 荷重一定クリープ破断試験

Fig. 1に、荷重一定クリープ破断試験で得たクリープ破断時間線図を示す。応力と破断時間の関係を最小自乗法で求めると以下の式が得られる。

$$850^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.283 \times 10^{12} \sigma^{-5.458} \quad (1)$$

$$900^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 2.944 \times 10^9 \sigma^{-4.272} \quad (2)$$

$$950^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.550 \times 10^8 \sigma^{-3.891} \quad (3)$$

$$1000^{\circ}\text{Cの時} \quad t_R = 1.013 \times 10^7 \sigma^{-3.466} \quad (4)$$

ここで、 t_R は破断時間(h)、 σ は荷重を初期断面積で除した公称応力(MPa)である。

Fig. 2に、クリープ破断伸びを応力の関数として示す。応力とクリープ破断伸びの関

係を最小自乗法で求めると以下の式が得られる。

$$850^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 67.793 \log_{10} \sigma - 86.669 \quad (5)$$

$$900^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 71.426 \log_{10} \sigma - 83.761 \quad (6)$$

$$950^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 26.519 \log_{10} \sigma - 12.766 \quad (7)$$

$$1000^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 37.343 \log_{10} \sigma - 22.757 \quad (8)$$

ここで、 ε_R はクリープ破断伸び（%）， σ は荷重を初期断面積で除した公称応力（MPa）である。

荷重一定クリープ破断試験の条件，試験結果及び個々の試験結果のEq.(1)～Eq.(8)の値に対する比をTable 4に示す。破断時間のEq.(1)～Eq.(4)の値に対する比は，0.84～1.36の範囲に分布しており，その標準偏差は0.12である。また，クリープ破断伸びのEq.(5)～Eq.(8)の値に対する比は，0.59～1.32の範囲に分布しており，その標準偏差は0.21である。従って，応力-クリープ破断伸び関係の方が，応力-破断時間関係よりもばらつきが大きいといえる。

3.2 応力変動を伴うクリープ破断試験

Table 5に，応力変動を伴うクリープ破断試験の条件及び試験結果を示す。この表で， σ_1 及び σ_2 は荷重を初期断面積で除した公称応力である。 $\Delta t_1 + \Delta t_2$ 及び $\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2$ の値は，それぞれ638.2～5454.0時間及び12.3～35.8%の範囲となっている。

4. 討 論

これまでに，いくつかの簡便なクリープ損傷則が提案されている⁽⁷⁻¹¹⁾。高温構造物の設計において広範囲に用いられている累積損傷和則（life fraction rule）は1930年代にRobinsonによって提案された⁽⁷⁾。累積損傷和則では，寿命消費率の和が1になった時にクリープ破断が生じると考える。即ち次式が破壊の条件式である。

係を最小自乗法で求めると以下の式が得られる。

$$850^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 67.793 \log_{10} \sigma - 86.669 \quad (5)$$

$$900^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 71.426 \log_{10} \sigma - 83.761 \quad (6)$$

$$950^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 26.519 \log_{10} \sigma - 12.766 \quad (7)$$

$$1000^{\circ}\text{Cの時} \quad \varepsilon_R = 37.343 \log_{10} \sigma - 22.757 \quad (8)$$

ここで、 ε_R はクリーブ破断伸び（%）， σ は荷重を初期断面積で除した公称応力（MPa）である。

荷重一定クリーブ破断試験の条件，試験結果及び個々の試験結果のEq.(1)～Eq.(8)の値に対する比をTable 4に示す。破断時間のEq.(1)～Eq.(4)の値に対する比は，0.84～1.36の範囲に分布しており，その標準偏差は0.12である。また，クリーブ破断伸びのEq.(5)～Eq.(8)の値に対する比は，0.59～1.32の範囲に分布しており，その標準偏差は0.21である。従って，応力-クリーブ破断伸び関係の方が，応力-破断時間関係よりもばらつきが大きいといえる。

3.2 応力変動を伴うクリーブ破断試験

Table 5に，応力変動を伴うクリーブ破断試験の条件及び試験結果を示す。この表で， σ_1 及び σ_2 は荷重を初期断面積で除した公称応力である。 $\Delta t_1 + \Delta t_2$ 及び $\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2$ の値は，それぞれ638.2～5454.0時間及び12.3～35.8%の範囲となっている。

4. 討 論

これまでに，いくつかの簡便なクリーブ損傷則が提案されている⁽⁷⁻¹¹⁾。高温構造物の設計において広範囲に用いられている累積損傷和則（life fraction rule）は1930年代にRobinsonによって提案された⁽⁷⁾。累積損傷和則では，寿命消費率の和が1になった時にクリーブ破断が生じると考える。即ち次式が破壊の条件式である。

$$\sum_i \frac{\Delta t_i}{t_{Ri}} = 1 \quad (9)$$

ここで、 Δt_i は特定の温度及び応力を経験した時間、 t_{Ri} はその温度及び応力に対応する破断時間である。累積損傷和則については、その適用性は良好であるという報告⁽¹³⁻¹⁶⁾もあれば、逆にそうではないとする報告もある^(8-11,17)。

Liebermanは、累積損傷和則における寿命消費率をひずみ消費率で置き換えたひずみ消費率則 (strain fraction rule) を提案した⁽⁸⁾。即ち、ひずみ消費率則では、ひずみ消費率の和が1になった時にクリープ破断が生じると考え、破壊の条件式は次式で表される。

$$\sum_i \frac{\Delta \varepsilon_i}{\varepsilon_{Ri}} = 1 \quad (10)$$

ここで、 $\Delta \varepsilon_i$ は特定の温度及び応力におけるクリープひずみ、 ε_{Ri} はその温度及び応力に対応するクリープ破断伸びである。

VoorheesとFreemanは上に述べた2種類のクリープ損傷則の混合則を提案した^(9,10)。この混合則では、破壊の条件式は次式で表される。

$$\sum_i \sqrt{\frac{\Delta t_i}{t_{Ri}} \cdot \frac{\Delta \varepsilon_i}{\varepsilon_{Ri}}} = 1 \quad (11)$$

さらに、Abo El AtaとFinnieはこの混合則を修正して、次式で表される破壊の条件式を提案した⁽¹¹⁾。

$$K \sum_i \frac{\Delta t_i}{t_{Ri}} + (1-K) \sum_i \frac{\Delta \varepsilon_i}{\varepsilon_{Ri}} = 1 \quad (12)$$

ここで、 K は材料のクリープき裂成長に対する抵抗性を示す定数で、0から1までの範囲の値をとる。

これらのクリープ損傷則に対して、ハステロイXRがどの程度の適用性を示すかという問題は興味深い問題であるが、上述のクリープ損傷則のうちEq.(12)における材料定

数Kを決めるためには多軸応力クリープデータを必要とする⁽¹¹⁾ことから、本研究では、Eq.(9)~Eq.(11)で表される3種類のクリープ損傷則に対する適用性を、Table 4及びTable 5に示したデータを用いて調べることとする。

Table 6及びFig. 3~Fig. 5に、Eq.(9)~Eq.(11)で表される3種類のクリープ損傷則を適用した結果を示す。これらの表及び図で、 t_R 及び ϵ_R としてはそれぞれEq.(1)~Eq.(4)及びEq.(5)~Eq.(8)で求めた値を用いた。

寿命消費率の和は、0.72~1.19の範囲に分布しており、その平均値及び標準偏差はそれぞれ0.92及び0.14である。これらの値は、ハステロイXR製の高温構造物の設計に累積損傷和則を適用することができるということを示唆している。

ひずみ消費率の和は、0.59~1.30の範囲に分布しており、その平均値及び標準偏差はそれぞれ1.00及び0.22である。これらの値から、ハステロイXRに対しては、ひずみ消費率則の適用性は累積損傷和則のそれよりも劣るとということが指摘できる。これは、既にTable 4に示したように、応力-クリープ破断伸び関係の方が、応力-破断時間関係よりもばらつきが大きいという事実に起因していると考えられる。

$$\sqrt{\frac{\Delta t_1}{t_{R1}} \cdot \frac{\Delta \epsilon_1}{\epsilon_{R1}}} + \sqrt{\frac{\Delta t_2}{t_{R2}} \cdot \frac{\Delta \epsilon_2}{\epsilon_{R2}}} \quad \text{の値は、0.63~1.23の範囲に分布しており、}$$

その平均値及び標準偏差はそれぞれ0.93及び0.14である。これらの値から、VoorheesとFreemanによって提案された混合則^(9,10)は、ハステロイXRの応力変動を伴うような条件下のクリープ破断寿命を推定する手法として、累積損傷和則と同程度の精度を有しているといえる。但し、累積損傷和則と比較すると、クリープひずみのデータを必要とするなどの点でその簡便性は劣ることから、この手法の適用性は累積損傷和則よりもわずかに劣るといえる。

一般に、高温保持中に生じる化学組成や金属組織の変化がクリープ強度に強い影響を及ぼさないような材料に対して、累積損傷和則は良好な適用性を示す⁽¹⁸⁾。本研究においては、高温保持中に生じて、クリープ強度に影響を及ぼす可能性のある現象として、

- ①炭素含有量の変化
- ②クロム含有量の変化
- ③炭化物の析出
- ④再結晶

といった現象を考慮すべきである。

ハステロイX Rのクリープ強度はその炭素含有量に強く依存し、ヘリウムガス中の不純物組成次第では、浸炭もしくは脱炭の生じることが知られている^(19, 20)。しかしながら、本研究で用いたHe-2'の雰囲気中では、ハステロイX Rは良好な耐食性を示し、クリープ強度には強い影響を及ぼさない程度のわずかな浸炭が生じるのみである⁽¹²⁾。

ハステロイX RをHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中で加熱すると、合金表面近傍にクロム欠乏領域が形成されることが知られている^(3, 21)。この現象がハステロイX Rのクリープ強度の低下をもたらす可能性も考えられるが、合金表面近傍に形成されるクロム欠乏領域の深さは、本研究における条件下では最大でも200 μ m以下(本研究で行った応力変動を伴う試験のうち、第1段階終了時におけるクロム欠乏領域が最大となる条件のものはNo.12である)であり、ここで用いたクリープ試験片直径6mmと比較して非常に小さい⁽²¹⁾。従って、この現象がハステロイX Rのクリープ強度を大きく低下させることにはならない⁽²²⁾。

ハステロイX Rを高温で保持すると、炭化物の析出、成長が起こる。炭化物の析出はこの合金のクリープ強度に寄与しており、この合金のクリープ強度は析出した炭化物の量及び寸法に依存する。析出物の量及び寸法は、温度と加熱時間には強く依存するものの応力水準に対する依存度は、温度や加熱時間に対するそれよりも小さい。従って、本研究の対象としているような、同一温度で応力水準のみを変化させた条件下では、この現象は、累積損傷和則の適用性に大きな悪影響をもたらすことはなかったものと思われる。

ハステロイX Rの1000℃でのクリープ試験結果によると、材料内部に再結晶が生じていると報告されている⁽²³⁾。この現象はハステロイX Rのクリープ強度の低下をもたらす可能性がある。この機構が作用する場合には、1段目の応力水準よりも2段目の応力水準が低くなるような条件下、即ち本研究におけるNo.14のような条件下では、2段目の寿命消費率が小さくなる。しかしながら、Table 6及びFig. 3から分かるように、そうした傾向は認められない。

結局、上に述べた4種類の現象はいずれも、ここで試験を行った条件の範囲内では、ハステロイX Rのクリープ強度に強い影響を及ぼさなかったことから、累積損傷和則が良好な適用性を示したものと考えられる。

HTTRの高温構造設計においては、累積損傷和則を適用することとしており⁽⁶⁾、本研究

の結果は Hastelloy X R 製の高温構造物の設計に累積損傷和則を適用することの妥当性を示したといえる。

5. 結 言

HTTRの高温構造用部材として開発したニッケル基耐熱合金 Hastelloy X R を供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴う2段クリープ破断試験を850~1000℃域のHTGR 1次冷却材模擬ヘリウムガス中で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則、即ち、累積損傷和則、ひずみ消費率則及びそれらの混合則の適用性を調べた。得られた結論は以下のとおりである。

- (1)本研究でその適用性を検討した3種類のクリープ損傷則の中で、累積損傷和則の適用性が最も優れていた。
- (2)累積損傷和則の適用性が良好であったのは、Hastelloy X R をHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中で加熱した時に生じる化学組成や金属組織の変化が、この合金のクリープ強度に強い影響を及ぼさなかったという事実に起因していると考えられた。
- (3)累積損傷和則は、Hastelloy X R 製高温構造物の設計に適用可能である。

謝 辞

本研究の遂行に当たり、科学技術庁金属材料技術研究所第2研究グループ総合研究官白石春樹氏及び日本原子力研究所燃料・材料工学部長近藤達男氏のご支援を頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

の結果は Hastelloy X R 製の高温構造物の設計に累積損傷和則を適用することの妥当性を示したといえる。

5. 結 言

HTTRの高温構造用部材として開発したニッケル基耐熱合金 Hastelloy X R を供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴う2段クリープ破断試験を850~1000℃域のHTGR 1次冷却材模擬ヘリウムガス中で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則、即ち、累積損傷和則、ひずみ消費率則及びそれらの混合則の適用性を調べた。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 本研究でその適用性を検討した3種類のクリープ損傷則の中で、累積損傷和則の適用性が最も優れていた。
- (2) 累積損傷和則の適用性が良好であったのは、Hastelloy X R をHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中で加熱した時に生じる化学組成や金属組織の変化が、この合金のクリープ強度に強い影響を及ぼさなかったという事実に起因していると考えられた。
- (3) 累積損傷和則は、Hastelloy X R 製高温構造物の設計に適用可能である。

謝 辞

本研究の遂行に当たり、科学技術庁金属材料技術研究所第2研究グループ総合研究官白石春樹氏及び日本原子力研究所燃料・材料工学部長近藤達男氏のご支援を頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

の結果は Hastelloy X R 製の高温構造物の設計に累積損傷和則を適用することの妥当性を示したといえる。

5. 結 言

HTTRの高温構造用部材として開発したニッケル基耐熱合金 Hastelloy X R を供試材料として、一連の荷重一定クリープ破断試験及び応力変動を伴う2段クリープ破断試験を850~1000℃域のHTGR 1次冷却材模擬ヘリウムガス中で行い、この合金に対する各種クリープ損傷則、即ち、累積損傷和則、ひずみ消費率則及びそれらの混合則の適用性を調べた。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 本研究でその適用性を検討した3種類のクリープ損傷則の中で、累積損傷和則の適用性が最も優れていた。
- (2) 累積損傷和則の適用性が良好であったのは、Hastelloy X R をHTGRの1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス中で加熱した時に生じる化学組成や金属組織の変化が、この合金のクリープ強度に強い影響を及ぼさなかったという事実に起因していると考えられた。
- (3) 累積損傷和則は、Hastelloy X R 製高温構造物の設計に適用可能である。

謝 辞

本研究の遂行に当たり、科学技術庁金属材料技術研究所第2研究グループ総合研究官白石春樹氏及び日本原子力研究所燃料・材料工学部長近藤達男氏のご支援を頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- (1) 日本原子力研究所：高温工学試験研究の現状(1991)
- (2) 高温ガス炉研究会実行委員会：日本原子力研究所レポート JAERI-M 90-078(May 1990)
- (3) M. Shindo and T. Kondo : in Proc. Conf. on Gas-Cooled Reactors Today, Bristol / UK, 1982 (British Nuclear Energy Society) Vol.2, p.179
- (4) 大洗研究所高温工学試験研究炉設計室, 東海研究所燃料・材料工学部, 東海研究所高温工学部：日本原子力研究所レポート JAERI-M 89-005(February 1989)
- (5) H. Tsuji, H. Nakajima and T. Kondo : in Proc. of a Specialists Meeting on High Temperature Metallic Materials for Gas-Cooled Reactors, Cracow / Poland, 1989(IAEA)p.81
- (6) K. Hada, I. Nishiguchi, Y. Muto and H. Tsuji : Nuclear Engineering and Design, 132(1991)p.1
- (7) E. L. Robinson : Trans. ASME, 60(1938)p.253
- (8) Y. Lieberman, Metallved, Term. Obrabotka Metal, 4(1962)p.6
- (9) H. R. Voorhees and J. W. Freeman, Wright Air Development Center, Technical Report 57-58. Part I, Preliminary Studies With A-286 and 17-7PH(TH 1050) Alloys, ASTIA Document No.118(May 1957)p.289
- (10) H. R. Voorhees and J. W. Freeman, Wright Air Development Center, Technical Report 57-58. Part II, Further Studies With A-286 Alloys, ASTIA Document No.207(January 1959)p.850
- (11) M. M. Abo El Ata and I. Finnie, Trans. ASME, Series D, J. Basic Eng., 94(1972)p.533
- (12) 岡田雅年, 田辺龍彦, 阿部富士雄, 坂井義和, 近藤達男, 中島 甫, 小川 豊, 辻 宏和, 倉田有司：日本原子力研究所レポート JAERI-M 87-193(November 1987)
- (13) J. Miller, ASTM STP 165(1954)p.53
- (14) P. N. Randall, Trans. ASME, Series D, J. Basic Eng., 84(1962)p.239

- (15) H. R. Voorhees, Ph.D. Thesis, The University of Michigan (1956)
- (16) R. M. Goldhoff and D. A. Woodford, ASTM STP 515(1972)p. 89
- (17) J. W. Freeman and H. R. Voorhees, ASTM STP 391(1965)
- (18) 大友 暁, 木原重光, 北川正樹, 明石正恒: 「プラント機器の損傷評価と余寿命予測技術・例」応用技術出版(東京)(1987)p. 28
- (19) 倉田有司, 小川 豊, 中島 甫: 鉄と鋼 74(1988)p. 380
- (20) 倉田有司, 小川 豊, 中島 甫: 鉄と鋼 74(1988)p. 2185
- (21) 塚田 隆, 新藤雅美, 鈴木富男, 近藤達男: 日本学術振興会第123委員会研究報告 26, 1(1985)p. 79
- (22) 田村 学, 小川 豊, 倉田有司, 近藤達男: 日本原子力研究所レポート JAERI-M 82-036(April 1982)
- (23) 横井 信, 門馬義雄, 近藤達男, 小川 豊, 倉田有司: 日本原子力研究所レポート JAERI-M 83-138(September 1983)

Table 1 Chemical composition of the material tested (mass%).

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Co	Mo	W	Fe	B	Al	Ti	N	Ni
Top	0.07	0.32	0.96	<0.001	<0.001	22.00	0.02	9.11	0.49	18.59	0.0002	0.01	0.01	0.007	Bal.
Bottom	0.07	0.33	0.93	<0.001	<0.001	21.96	0.03	9.11	0.49	18.62	0.0001	0.02	<0.01	0.006	Bal.

Table 3 Impurity levels in the test environment (vol ppm).

	H ₂	H ₂ O	CO	CO ₂	CH ₄
	300	3	100	1	15

Table 2 Tensile properties of the material tested at room temperature and at temperatures where creep rupture tests were conducted.

Test Temp.	Strain Rate	0.2% Proof Stress	Ultimate Tensile Strength	Total Elongation	Reduction of Area
R T	5×10^{-3} %/s (first stage)	301 to 323 MPa	688 to 697 MPa	57.1 to 62.8 %	62.8 to 64.6 %
	1.25×10^{-1} %/s (second stage)				
Strain rate was changed at a strain of 1.5 %. Frequency was four.					
850°C	5×10^{-3} %/s	188 MPa	203 MPa	116.3 %	75.2 %
	1.25×10^{-1} %/s	155 MPa	250 MPa	108.9 %	80.2 %
	2.5×10^{-1} %/s	147 MPa	274 MPa	84.6 %	74.3 %
900°C	5×10^{-3} %/s	153 MPa	172 MPa	126.2 %	69.2 %
	1.25×10^{-1} %/s	149 MPa	195 MPa	101.1 %	82.5 %
	2.5×10^{-1} %/s	146 MPa	217 MPa	101.5 %	78.5 %
950°C	5×10^{-3} %/s	117 MPa	137 MPa	94.6 %	67.2 %
	1.25×10^{-1} %/s	136 MPa	172 MPa	122.3 %	83.8 %
	2.5×10^{-1} %/s	143 MPa	171 MPa	101.7 %	80.7 %
1000°C	5×10^{-3} %/s	81 MPa	103 MPa	86.7 %	64.1 %
	1.25×10^{-1} %/s	123 MPa	136 MPa	132.7 %	84.0 %
	2.5×10^{-1} %/s	129 MPa	145 MPa	100.4 %	79.6 %

Table 4 Summary of constant load & temperature creep rupture test conditions and test results.

Temp. (°C)	σ (MPa)	t_R (h)	Ratio of t_R to value of regression equation	ϵ_R (%)	Ratio of ϵ_R to value of regression equation
850	31.4	7882.3	0.91	17.8	1.20
	34.7	5080.3	1.01	21.3	1.20
	46.5	850.5	0.84	15.5	0.59
	46.5	1378.3	1.36	21.3	0.81
	58.8	271.3	0.96	42.7	1.28
900	19.8	9331.3	1.10	11.7	1.32
	23.8	3488.6	0.90	17.6	1.21
	28.4	1576.0	0.87	15.7	0.78
	33.3	1067.4	1.16	16.5	0.66
	43.2	308.2	1.02	40.0	1.21
950	14.7	4544.3	1.02	18.7	1.03
	15.2	3600.5	0.92	17.7	0.95
	19.6	1491.3	1.03	21.5	1.00
	22.8	871.5	1.08	24.0	1.03
	32.1	203.6	0.96	26.8	0.99
1000	8.2	7063.3	1.03	11.3	0.99
	9.8	3312.2	0.89	16.7	1.17
	14.4	1120.7	1.15	16.0	0.78
	22.0	214.8	0.95	29.5	1.08

Table 5 Summary of varying stress creep rupture test conditions and test results.

Test No.	1st stage				2nd stage				Time to rupture $\Delta t_1 + \Delta t_2$ (h)	Rupture elongation $\Delta \epsilon_1 + \Delta \epsilon_2$ (%)
	Temp. (°C)	σ_1 (MPa)	Δt_1 (h)	$\Delta \epsilon_1$ (%)	Temp. (°C)	σ_2 (MPa)	Δt_2 (h)	$\Delta \epsilon_2$ (%)		
1	850	31.4	1961.0	2.0	850	46.5	694.3	30.3	2655.3	32.3
2	850	34.7	1250.0	2.1	850	46.5	955.2	31.2	2205.2	33.3
3	850	46.5	504.0	5.4	850	34.7	2894.3	10.9	3398.3	16.3
4	900	19.8	4250.0	3.9	900	28.4	486.6	13.1	4736.6	17.0
5	900	28.4	792.0	4.4	900	19.8	4662.0	8.1	5454.0	12.5
6	900	33.3	533.0	7.9	900	43.2	105.2	27.9	638.2	35.8
7	900	43.2	151.0	11.0	900	33.3	489.1	14.3	640.1	25.3
8	950	14.7	822.0	2.0	950	19.6	1017.7	19.8	1839.7	21.8
9	950	14.7	2040.0	3.0	950	22.8	327.5	18.3	2367.5	21.3
10	950	19.6	768.0	7.0	950	14.7	1202.5	5.7	1970.5	12.7
11	950	19.6	1008.0	9.3	950	15.2	208.4	3.0	1216.4	12.3
12	1000	8.2	3312.0	5.3	1000	14.4	235.5	15.5	3547.5	20.8
13	1000	9.8	840.0	1.4	1000	14.4	776.4	16.4	1616.4	17.8
14	1000	14.4	560.0	5.4	1000	8.2	2972.3	8.6	3532.3	14.0

Table 6 Results of application of creep damage rules under varying stress conditions. The values of t_{R1} and t_{R2} were calculated with eqs. (1) through (4), and the values of ϵ_{R1} and ϵ_{R2} were calculated with eqs. (5) through (8).

Test No.	$\frac{\Delta t_1}{t_{R1}}$	$\frac{\Delta \epsilon_1}{\epsilon_{R1}}$	$\frac{\Delta t_2}{t_{R2}}$	$\frac{\Delta \epsilon_2}{\epsilon_{R2}}$	$\frac{\Delta t_1}{t_{R1}} + \frac{\Delta t_2}{t_{R2}}$	$\frac{\Delta \epsilon_1}{\epsilon_{R1}} + \frac{\Delta \epsilon_2}{\epsilon_{R2}}$	$\sqrt{\frac{\Delta t_1}{t_{R1}} \cdot \frac{\Delta \epsilon_1}{\epsilon_{R1}}} + \sqrt{\frac{\Delta t_2}{t_{R2}} \cdot \frac{\Delta \epsilon_2}{\epsilon_{R2}}}$
1	0.23	0.14	0.68	1.15	0.91	1.29	1.06
2	0.25	0.12	0.94	1.18	1.19	1.30	1.23
3	0.50	0.20	0.58	0.61	1.08	0.81	0.91
4	0.50	0.44	0.27	0.65	0.77	1.09	0.89
5	0.43	0.22	0.55	0.91	0.98	1.13	1.02
6	0.58	0.32	0.35	0.84	0.93	1.16	0.97
7	0.50	0.33	0.53	0.57	1.03	0.90	0.96
8	0.18	0.11	0.70	0.92	0.88	1.03	0.94
9	0.46	0.16	0.41	0.79	0.87	0.95	0.84
10	0.53	0.33	0.27	0.31	0.80	0.64	0.71
11	0.69	0.43	0.05	0.16	0.74	0.59	0.63
12	0.48	0.47	0.24	0.76	0.72	1.23	0.90
13	0.23	0.10	0.79	0.80	1.02	0.90	0.95
14	0.57	0.26	0.43	0.76	1.00	1.02	0.96

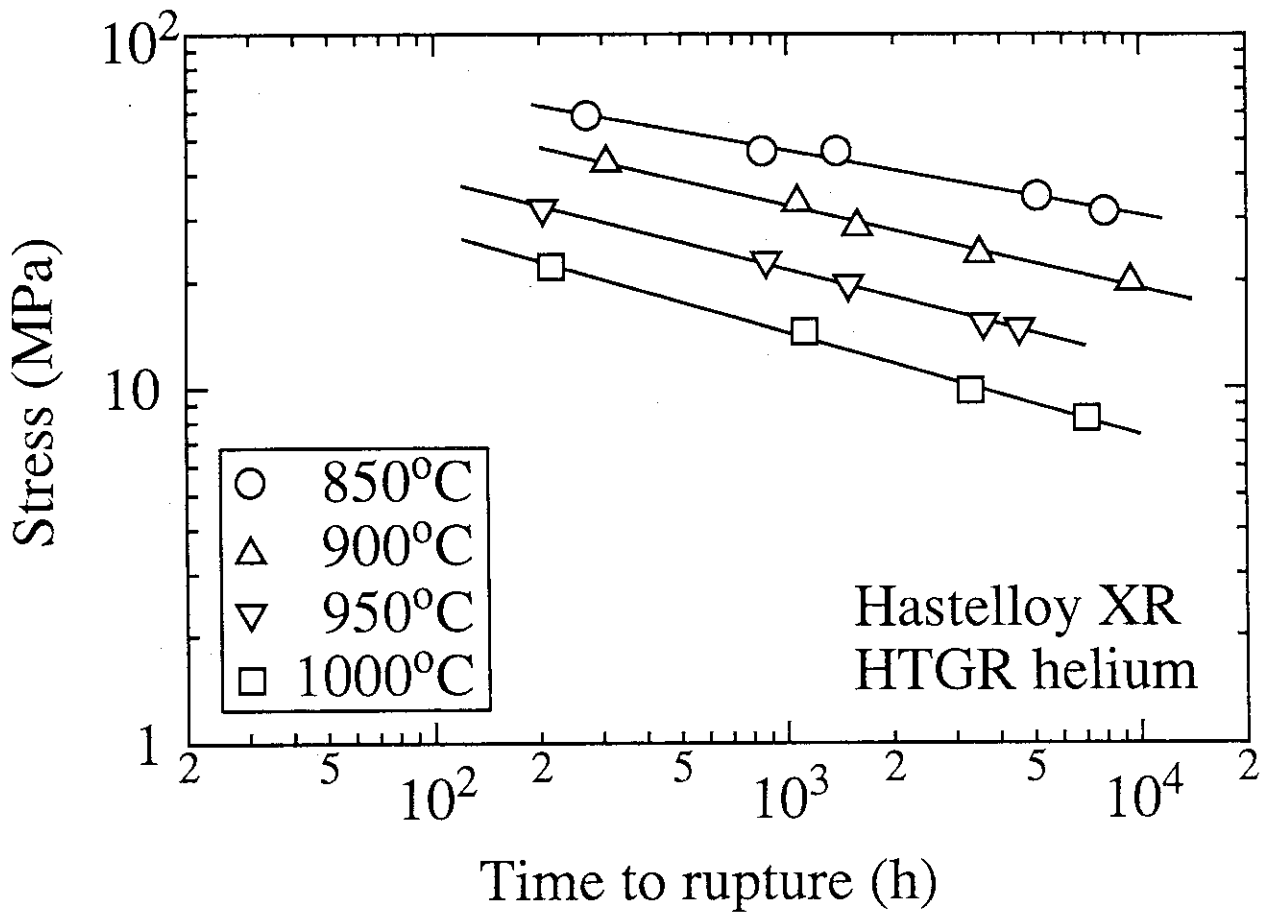


Fig. 1 Relation between applied stress and time to rupture obtained with constant load & temperature creep rupture tests.

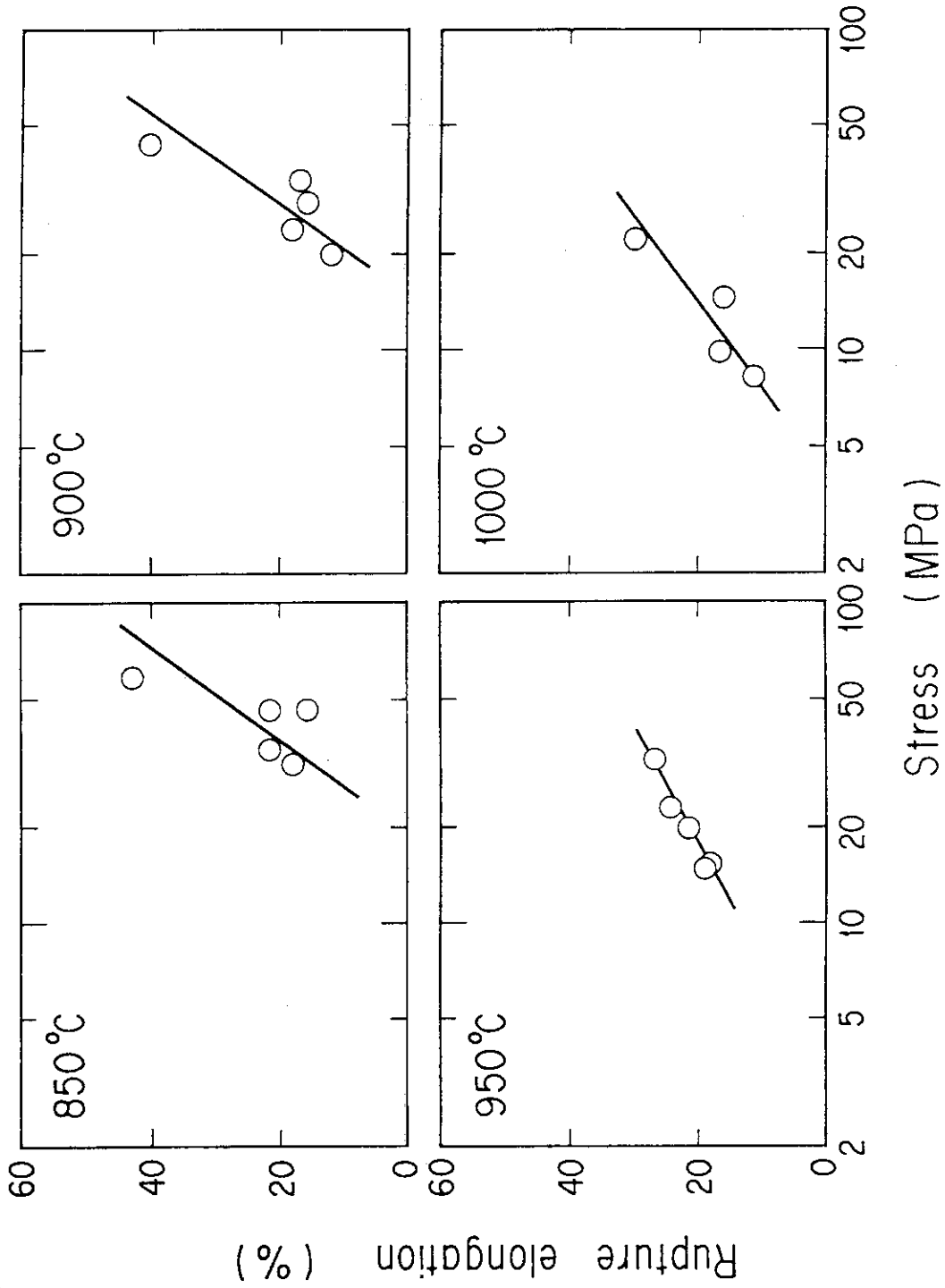


Fig. 2 Rupture elongation as a function of applied stress obtained with constant load & temperature creep rupture tests.

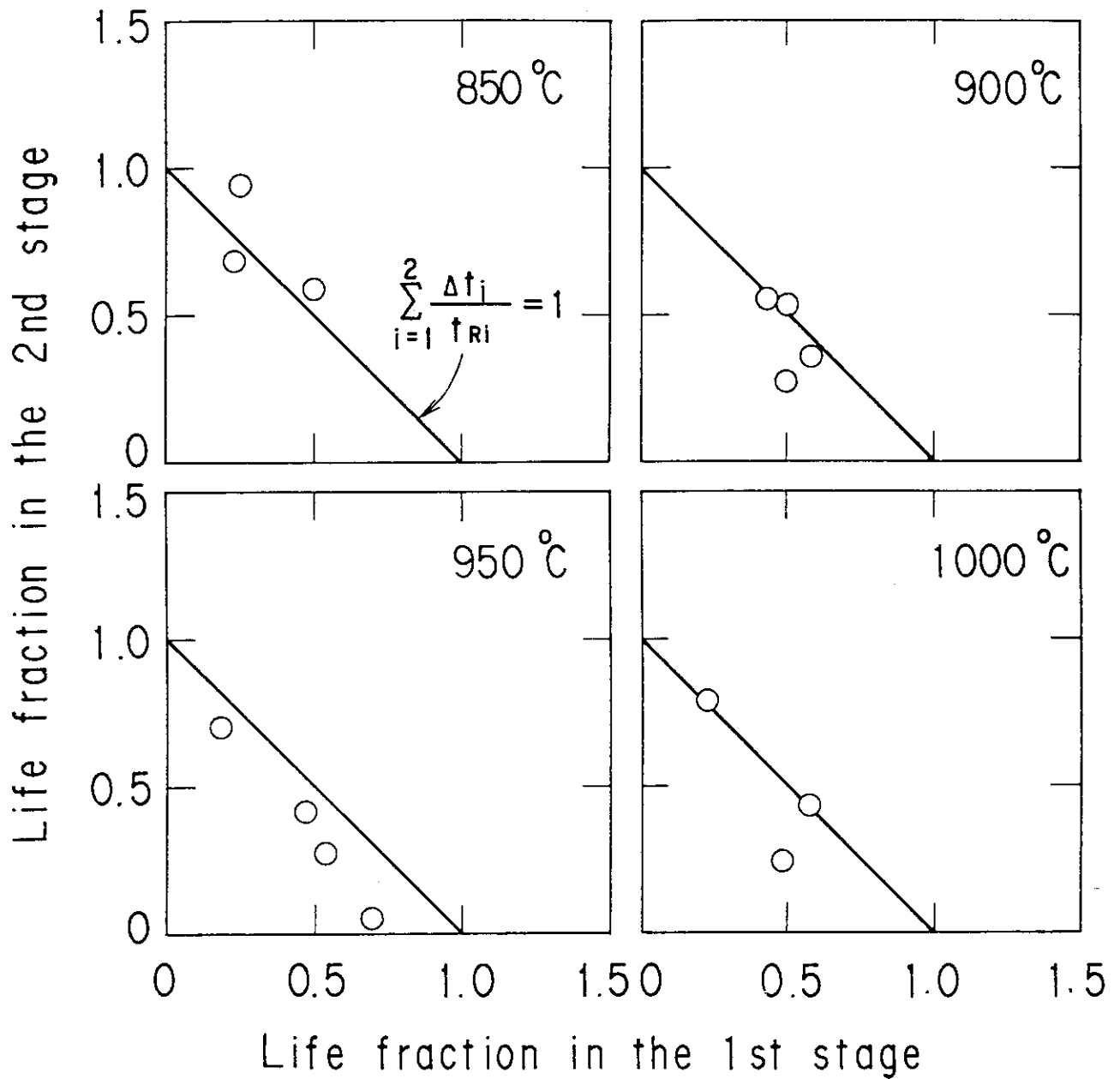


Fig. 3 Results of application of the life fraction rule.

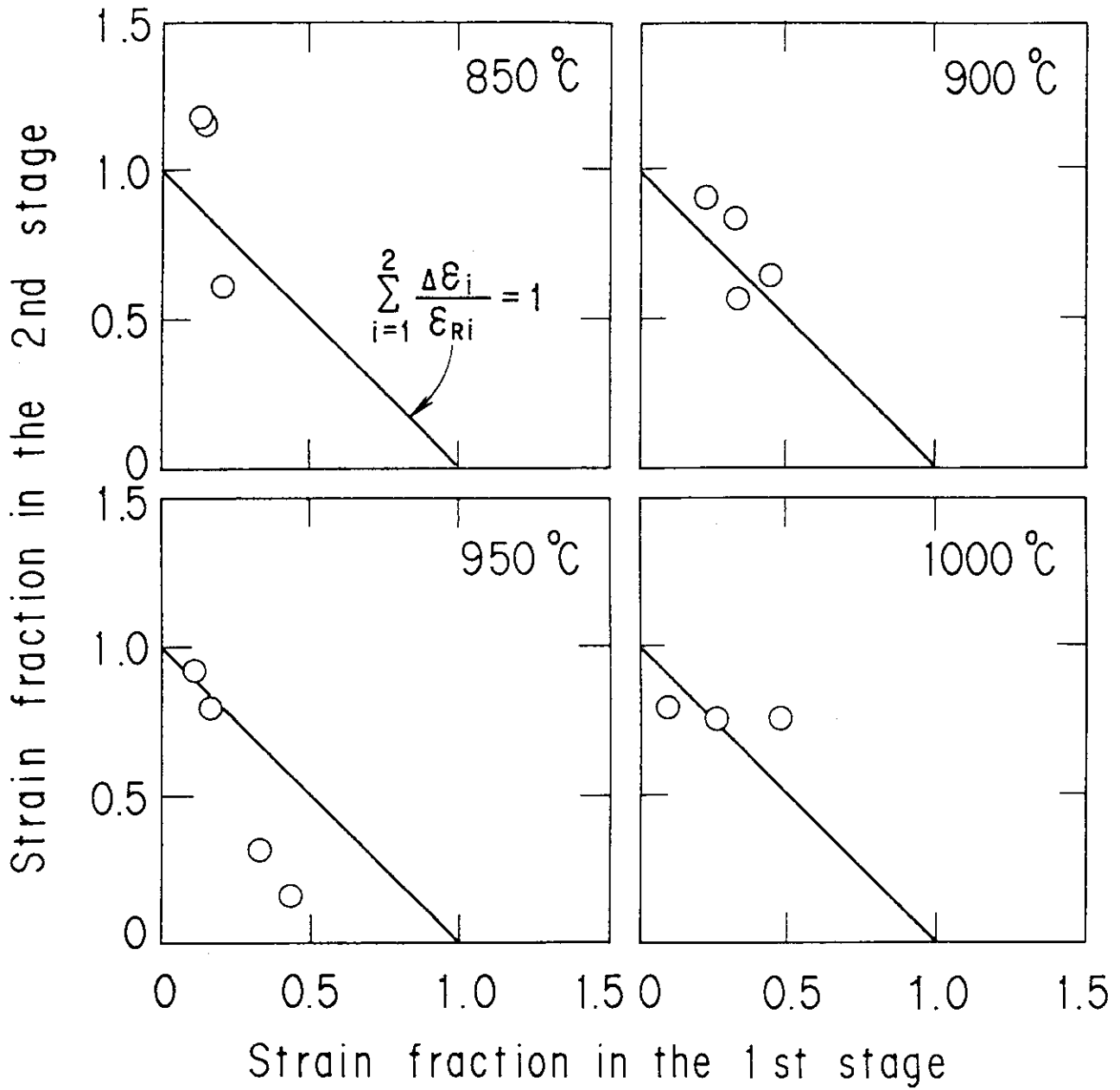


Fig. 4 Results of application of the strain fraction rule.

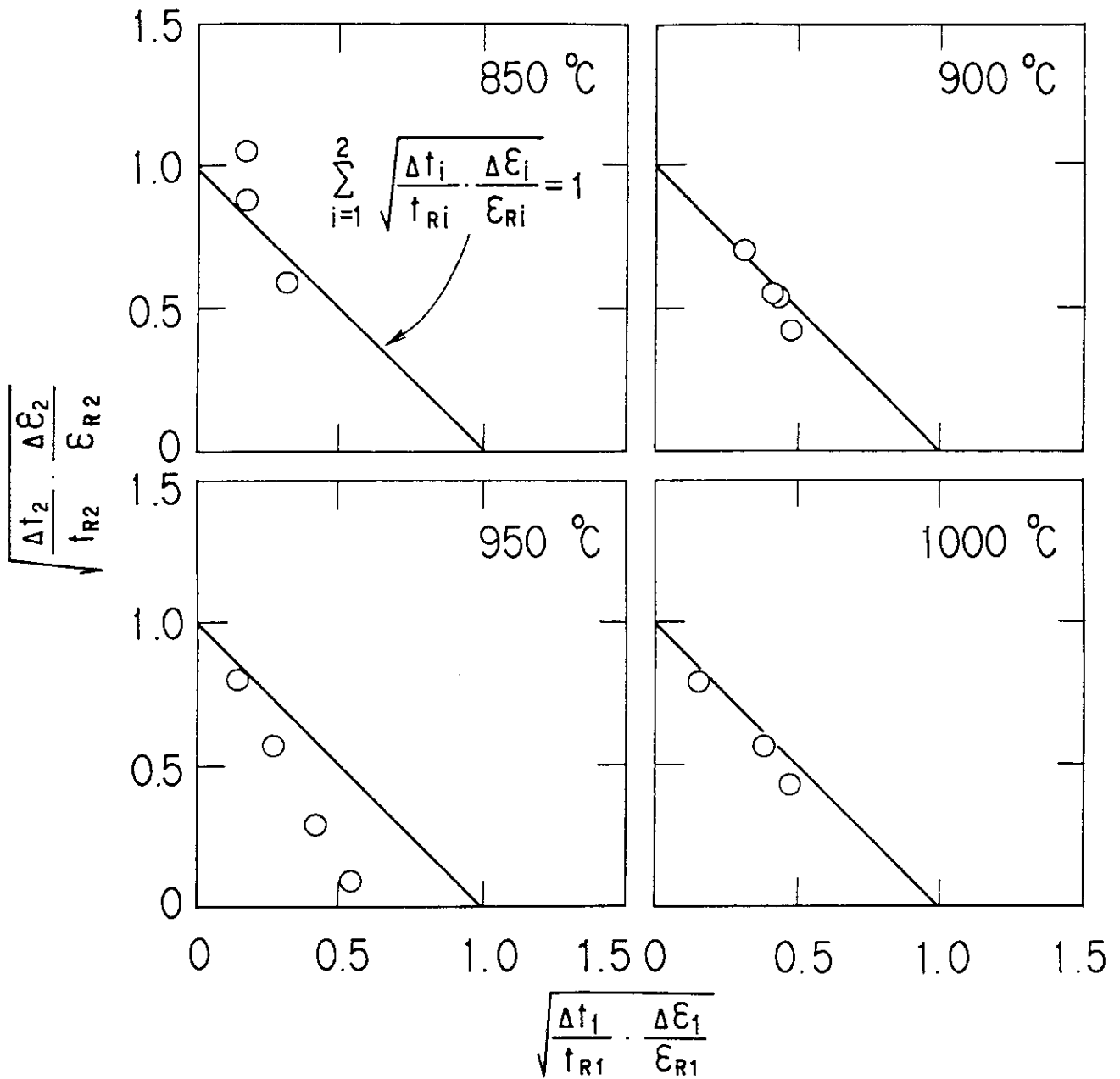


Fig. 5 Results of application of the mixed criterion of the life and the strain fraction rules.