

JAERI-M

88-099

高温ガス炉用Ni基耐熱合金の時間依存型
高温低サイクル疲労挙動

1988年6月

辻 宏和・近藤 達男

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）にて、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）で複写による実費領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, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319 11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日青工業株式会社

高温ガス炉用 Ni 基耐熱合金の時間依存型高温低サイクル疲労挙動

日本原子力研究所東海研究所燃料・材料工学部

辻 宏和 ・ 近藤 達男

(1988 年 5 月 11 日受理)

ハイテロイ X 及びハイテロイ X R の時間依存因子を考慮した高温低サイクル疲労挙動を調べるための一連の実験を、高温ガス炉の炉内環境を近似した不純ヘリウム中で行った。

対称三角波の試験では、ひずみ速度の低下に伴い、疲労寿命は著しく低下した。台形波の試験では、引張側にのみひずみ保持を与えた場合の疲労寿命低下が最も顕著であった。き裂の形態から、圧縮側でのひずみ保持は、内部粒界き裂やキャビティの発生、成長を抑制する効果及びき裂の枝分かれ傾向をもたらす効果のあることが示唆された。

繰り返し速度修正疲労寿命法及び破断延性値を用いた寿命予測法を、得られたデータに対して適用すると、いずれの方法も対称三角波のデータと引張側保持の場合のデータはほぼ満足に処理することができたが、圧縮側保持の入ってくる場合をも含めた統一的な整理はできなかった。累積損傷和則による評価の結果、クリープ・疲労損傷和の制限値を 1 に設定しておくことによって、安全性は確保できることがわかった。

Time-Dependent High-Temperature Low-Cycle Fatigue
Behavior of Nickel-Base Heat-Resistant Alloys for HTGR

Hirokazu TSUJI and Tatsuo KONDO

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

(Received May 11, 1988)

A series of strain controlled low-cycle fatigue tests at 900°C in the simulated HTGR helium environment were conducted on Hastelloy X and its modified version, Hastelloy XR in order to examine time-dependent high-temperature low-cycle fatigue behavior.

In the tests with the symmetric triangular strain waveform, decreasing the strain rate led to notable reductions in the fatigue life. In the tests with the trapezoidal strain waveform with different holding types, the fatigue life was found to be reduced most effectively in tensile hold-time experiments. Based on the observations of the crack morphology the strain holding in the compressive side was suggested to play the role of suppressing the initiation and the growth of internal cracks or cavities, and to cause crack branching.

When the frequency modified fatigue life method and/or the prediction of life by use of the ductility were applied, both the data obtained with the symmetric triangular strain waveform and those with the tensile hold-time experiments lay on the straight line plots. The data, however, obtained with the compressive and/or both hold-time experiments could not be handled satisfactorily by those methods. When the cumulative damage rule was applied, it was found that the reliability of HTGR components was ensured by limiting the creep-fatigue damage fraction within the value of 1.

Keywords: High-Temperature Low-Cycle Fatigue, Time-Dependent Low-Cycle Fatigue, Strain Rate Effect, Hold-Time Effect, Creep-Fatigue Interaction, Frequency Modified Fatigue Life Method, Cumulative Damage Rule, Hastelloy X, Hastelloy XR, HTTR, HTGR, Coolant

目 次

1. 緒 言	1
2. 実験方法	2
2.1 供試材料	2
2.2 試験装置及び試験手順	2
3. 実験結果及び考察	6
3.1 高温低サイクル疲労挙動	6
3.2 高温低サイクル疲労試験後の試験片観察	7
3.3 繰り返し速度修正疲労寿命法の適用	7
3.4 破断延性値を用いた寿命予測法の適用	8
3.5 累積損傷和則による評価	9
4. 結 言	19
謝 辞	19
参 考 文 献	20
付 録	21

Contents

1. Introduction	1
2. Experimental methods	2
2.1 Materials	2
2.2 Test apparatus and procedure	2
3. Results and discussion	6
3.1 Low-cycle fatigue behavior at high temperature	6
3.2 Observations of fractographic and metallographic features of the fatigued specimens	7
3.3 Frequency modified fatigue life method	7
3.4 Prediction of life by use of the ductility	8
3.5 Cumulative damage rule	9
4. Conclusions	19
Acknowledgements	19
References	20
Appendix	21

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、最初に建設を予定している高温工学試験研究炉 (High-Temperature Engineering Test Reactor, HTTR) の高温構造用部材としてハステロイ X の原子炉用改良合金であるハステロイ XR⁽¹⁾ を 800℃ を上回る温度域で使用することが予定されている⁽²⁾⁽³⁾。高温構造設計の観点から見ると、既存の高温構造設計コード⁽⁴⁾⁽⁵⁾ に対して、起用材料種においても、また運転温度域においても、その対象範囲を逸脱している。従って、HTTR の設計及び建設を行うに当り、設計データの取得、整備が急務となっている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

高温構造設計のために要求される材料データの中で、時間依存因子を考慮した高温低サイクル疲労に関するデータは、超高温域では非常に重要な意味を持つにもかかわらず、試験技術の困難さなどの理由から、取得、整備が遅れている分野の 1 つとなっていた⁽⁶⁾⁽⁷⁾。そこで、ハステロイ X, XR の時間依存因子を考慮した高温低サイクル疲労挙動を調べるための一連の実験を、高温ガス炉の炉内環境を近似した不純ヘリウム中で行い、ひずみ速度の影響に関する結果については先に報告した⁽⁸⁾。その後、ハステロイ XR の高温低サイクル疲労挙動に及ぼすひずみ保持の影響に関するデータ取得が進んだので、本報では、このひずみ保持の影響に関する知見を中心として述べるとともに、先に報告した⁽⁸⁾ ひずみ速度の影響に関するデータと併せて解析した結果についても報告する。

2. 実験方法

2.1 供試材料

供試材料は、Ni基耐熱合金の通常規格内ハステロイX及びそのHTGR用改良合金ハステロイXR（ただし、ひずみ速度の影響を調べるための一連の実験はハステロイX、XRの両方で行ったが、ひずみ保持の影響を調べるための一連の実験はハステロイXRでのみ行った。）で、その化学組成と900℃における引張性質をそれぞれTable 2.1及びTable 2.2に示す。

試験片は、Fig.2.1にその形状及び寸法を示したように、平行部20mm、標点間距離15mmで、直径10mmの平滑丸棒型である。試験に先立って、試験部表面を2.5 μmまでのダイヤモンドペーストで研磨し、さらに高純度アセトン中で超音波洗浄を施した。

2.2 試験装置及び試験手順

試験装置は、高周波誘導加熱装置（15kW，100kHz）及びヘリウムガスループ直結の雰囲気槽を有する、容量50kNの電気油圧サーボ型疲労試験機である。そのブロック線図をFig.2.2に示す。なお、本試験装置の詳細については、既に別に報告した⁽⁹⁾。

試験は全て完全両振りの軸ひずみ制御で行い、負荷ひずみ波形は対称三角波及び台形波とした。対称三角波におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は、 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \% / s$ 、 $1 \times 10^{-2} \% / s$ 及び $1 \times 10^{-1} \% / s$ の3水準とし、台形波におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は、 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ とした。また、台形波におけるひずみ保持時間は1 min及び10 minの2水準とし、ひずみ保持を、引張側、圧縮側、引張圧縮両側に入れた場合の3種類の負荷ひずみ波形を用いた。

試験雰囲気は、HTTRの炉内環境を近似した不純ヘリウム中であり、試験温度は900℃一定である。ヘリウム中の不純物組成は、HTTRと同型の原子炉の経験をもとにして、Table 2.3に示すような値に制御しながら、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、一般に便宜のため原研B型ヘリウムと呼ばれている標準仕様のものである。ヘリウム流量は、不純物の反応による消耗が試料表面において局所的な不純物組成の割合の変化を生じないように配慮し、2 l/minとした。この場合、試験セクションにおける気体のみかけの全量置換時間は約20 minとなる。ヘリウム中の不純物の分析には、H₂Oに対しては静電容量型センサー使用の露点計（SHAW AYGROMETER）、その他に対してはHID検出器付ガスクロマトグラフ（柳本G-1800-H型）を用いた。

Table 2.1 Chemical composition of specimen materials (wt%).

	C	Mn	Si	P	S	Cr	Co	Mo	W	Fe	B	Al	Ti	Ni
Hastelloy X	0.07	0.61	0.39	0.012	<0.001	21.26	1.71	8.89	0.57	18.98	0.00085	0.25	<0.01	Bal.
Hastelloy XR	0.07	0.83	0.32	<0.005	0.006	21.84	0.19	9.06	0.53	18.26	0.0001	0.02	<0.01	Bal.

Table 2.2 Tensile properties of specimen materials at 900°C.

	$\sigma_{0.2}$ MPa	σ_{UTS} MPa	Elongation %	Reduction of area %
Hastelloy X	171	206	98.5	85.6
Hastelloy XR	172	212	96.2	83.6

Table 2.3 Impurity levels in the test environment (Pa).

H ₂	H ₂ O	CO	CO ₂	CH ₄
20 to 21	0.08 to 0.12	10 to 11	0.2 to 0.3	0.5 to 0.6

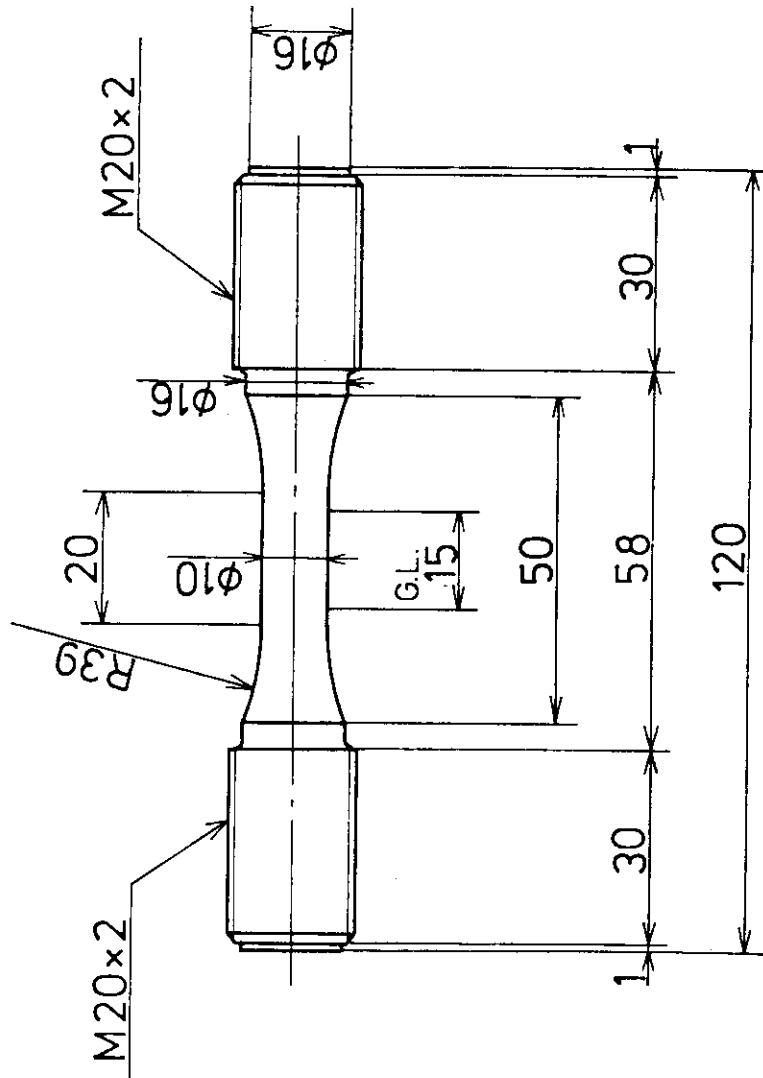


Fig. 2.1 Geometry of the specimen (mm).

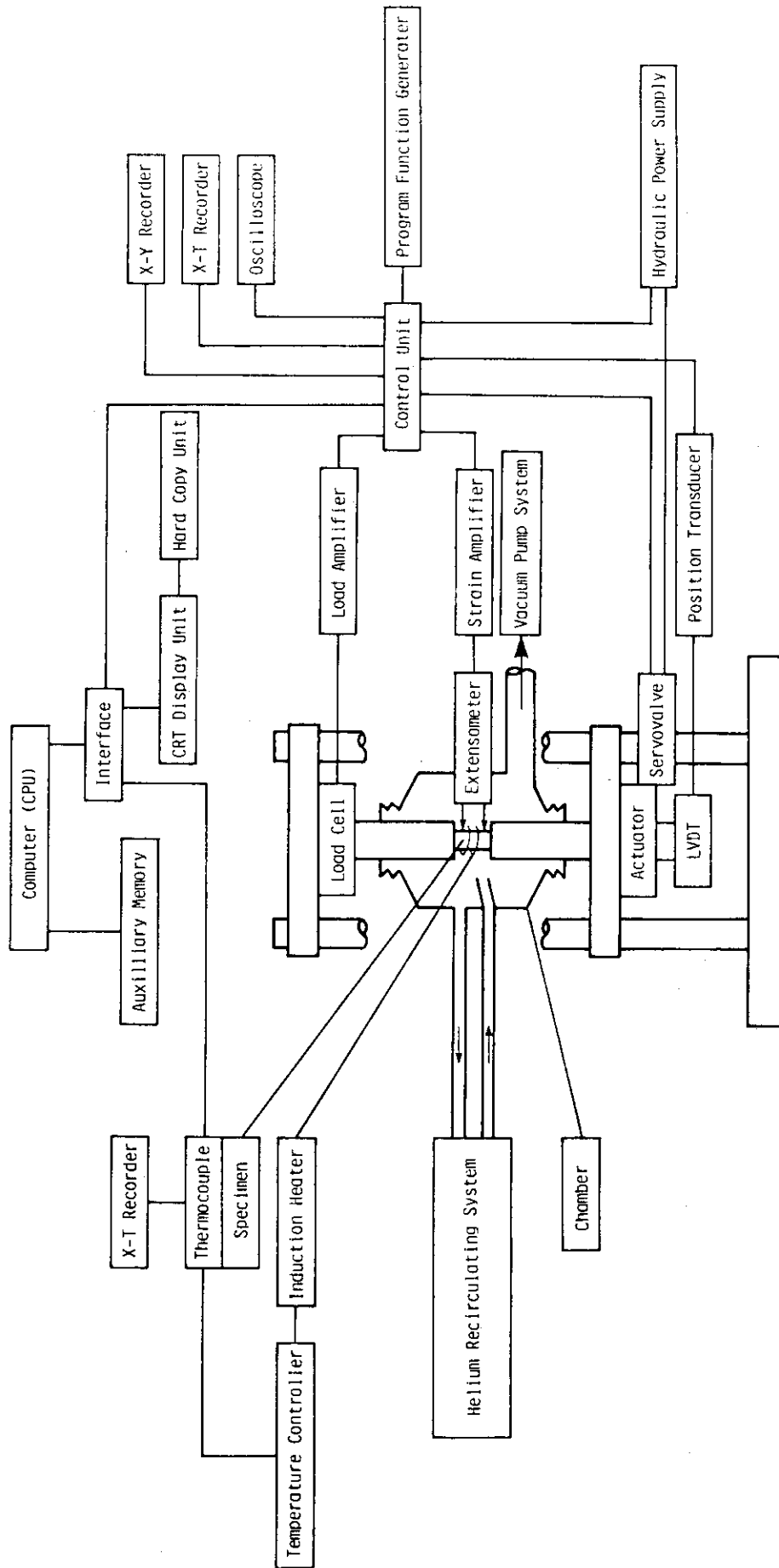


Fig. 2.2 Block diagram of the fatigue test apparatus.

3. 実験結果及び考察

3.1 高温低サイクル疲労挙動

Fig. 3.1 に、対称三角波で得られた全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ と破損繰り返し数 N_f の関係を示す。破損繰り返し数 N_f としては、引張側最大応力が定常値から25%減少時を採用した。ひずみ速度の低下に伴い、破損繰り返し数は著しく低下していることがわかる。これは、900℃という高温下での疲労には、時間依存因子（クリープや腐食（酸化、脱浸炭）の重畳効果）が大きな役割を果たすことを示している。なお、本実験条件におけるように、広範囲にひずみ速度水準を変化させた場合にも、ハステロイ X とハステロイ XR の高温低サイクル疲労強度には本質的な差は無いといえる。

Fig. 3.2 は、得られたデータをひずみ速度と破損繰り返し数の関係で整理したものである。図中の Regression とあるのは、Manson-Coffin の関係式⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾ で整理した場合の回帰曲線⁽⁸⁾上の値を示している。この図から、低ひずみ範囲条件下の場合の方が、ひずみ速度の低下に伴う疲労寿命の低下が著しいといえる。このような傾向は、高温低サイクル疲労試験における時間依存パラメーター（ひずみ速度やひずみ保持時間）の効果として他の幾種類かの材料で指摘されている⁽¹²⁾⁽¹³⁾ ことであり、本実験材料であるハステロイ X、XR でも同様の傾向を示すことが確認された。なお、ひずみ速度の低下に伴う破損繰り返し数の低下という傾向は、ここで試験を行ったひずみ速度の範囲内では、まだ飽和していない。

本実験で得られた繰り返し応力-ひずみ線図を単純引張の場合のものと併せて Fig. 3.3 に示す。繰り返し応力-ひずみ線図は、各疲労試験における $\frac{1}{2}N_f$ 時のヒステリシスループの最大及び最小ひずみ点を採用することにより求めたものであり、単純引張の場合の応力-ひずみ線図は、各疲労試験における $N=1$ の時のデータの平均値として求めたものである。この図からわかるように、 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ の場合には、ごくわずかなひずみ硬化及び繰り返し硬化の傾向を示すが、 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \% / s$ 、 $2 \times 10^{-3} \% / s$ という低ひずみ速度条件下では、ひずみ軟化及び繰り返し軟化の傾向を示している。また、ひずみ速度の低下に伴い、応答応力は著しく低下している。このように、ひずみ速度の低下に伴い、応答応力が著しく低下し、さらにひずみ軟化の傾向まで示すようになるのは、900℃という超高温域における特異な現象であり、これは著しいクリープ効果に起因している。実際、金材技研-原研共同研究⁽¹⁴⁾ で得られたハステロイ XR の 900℃におけるクリープデータから、最小クリープ速度と付加応力の関係を検討してみると、本実験で採用したひずみ速度に対応する付加応力は次のようになる。

$$\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \% / s \text{ に対応する付加応力 } \sigma \approx 120 \text{ MPa}$$

$$\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \% / s \text{ に対応する付加応力 } \sigma \approx 160 \text{ MPa}$$

$$\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s \text{ に対応する付加応力 } \sigma \approx 240 \text{ MPa}$$

これらの値を Fig. 3.3 と比較してみると、ひずみ速度の低下に伴う応答応力の著しい低下及びひずみ軟化という現象は、クリープそのものが現れたということがわかる。

Fig. 3.4 に、台形波で得られた破損繰返し数 N_f とひずみ保持時間 t_h の関係を示す。引張側保持では疲労寿命低下がみられるが、圧縮側保持では疲労寿命低下はみられない。両側保持の場合には、やや破損繰返し数は低下しているが、引張側保持の場合よりも長寿命を示している。寿命低下がみられる場合、ひずみ保持の導入に伴う初期の寿命低下が顕著で、その後のひずみ保持時間の長期化に伴う寿命低下はわずかなものとなっている。即ち、ここで試験を行った10min程度のひずみ保持で、ひずみ保持に伴う疲労寿命低下はほぼ飽和することができる。

台形波（引張側10min保持）で得られたヒステリシスループの例を Fig. 3.5 に示す。この図で、1s, 10s, 1min, 10min の各矢印は、最大ひずみ到達後 1s, 10s, 1min, 10min で、それぞれその応力水準まで緩和したことを示している。この図からわかるように、最大ひずみでの保持を行うと、900℃という超高温域では、極めて初期に急激な応力緩和を生じ、その後の応力水準は低くなっている。このような応力緩和挙動の結果、Fig. 3.4 にみられたように、ひずみ保持の導入に伴う初期の寿命低下が顕著で、その後のひずみ保持時間の長期化に伴う寿命低下は軽微であり、比較的短時間のひずみ保持で、ひずみ保持に伴う疲労寿命低下が飽和したものと思われる。

3.2 高温低サイクル疲労試験後の試験片観察

Photo. 3.1 及び Photo. 3.2 に、高温低サイクル疲労試験後の試験片の破面のSEM写真を示す。対称三角波で $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ の場合には、粒内破面及び粒界破面の両方が観察されるが、概して、延性ストライエーションを伴う粒内疲労破面の方が支配的である。 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \% / s$ 、 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \% / s$ といった低ひずみ速度条件の場合や、ひずみ保持のある場合には、粒界破面の方が支配的となり、クリープの効果が強く出てきていることが示唆されている。

Photo. 3.3 ~ Photo. 3.5 に、高温低サイクル疲労試験後の試験片の断面の組成像を示す。Photo. 3.3 に示すように、引張側保持の場合には、表面とは連結しない内部粒界き裂やキャビティが多数みられるが、対称三角波、圧縮側保持、両側保持の場合には、そのようなものは観察されない。表面からのき裂を観察すると、Photo. 3.4、Photo. 3.5 に示すように、圧縮側保持、両側保持の場合に、き裂の枝分かれの傾向が顕著に認められるが、引張側保持の場合には、そのような傾向は認められない。

上に述べたような、圧縮側保持が入った場合のき裂の枝分かれ傾向は、き裂の成長速度を低下させる効果があったと考えられる。また、引張側保持の場合に多数観察された内部粒界き裂やキャビティが、両側保持の場合にはほとんど観察されなかったことから、圧縮側でのひずみ保持は、内部粒界き裂やキャビティの発生、成長を抑制する効果があったと考えられる。以上のような機構で、Fig. 3.4 に示したように、両側保持の場合に、引張側保持の場合よりも長寿命を示したと思われる。

3.3 繰返し速度修正疲労寿命法の適用

高温低サイクル疲労特性の時間依存性に対する代表的な取り扱い法の1つに、Coffinの提案した繰返し速度修正疲労寿命法 (frequency modified fatigue life method) がある⁽¹⁵⁾。

これは、

$$\Delta \varepsilon_{in} = B (N_f \cdot \nu^{k-1})^{-b} \quad (1)$$

$\Delta \varepsilon_{in}$: 非弾性ひずみ範囲, N_f : 破損繰り返し数, ν : 繰り返し速度, B, b, k : 定数で表現されるものであり, $N_f \cdot \nu^{k-1}$ を繰り返し速度修正疲労寿命と呼ぶ。 $k = 1$ とすると (1) 式は Manson - Coffin の関係式となり, 繰り返し速度効果の無い場合を表わす。また $k = 0$ とすると完全に時間のみに依存する場合を表わすことになる。

この方法を Fig. 3.1, Fig. 3.4 のデータに適用してみた結果が Fig. 3.6 である。この図に見られるように, 対称三角波で得られたデータは, Coffin の提案した繰り返し速度修正疲労寿命を用いると, ほぼ満足以処理することができる。しかしながら, この方法では, 引張側保持の場合と圧縮側保持の場合の挙動の違いを表現することはできない。

3.4 破断延性値を用いた寿命予測法の適用

クリープ・疲労寿命の予測法として, 山口らの提案した方法⁽¹⁶⁾がある。これは、

$$\frac{\Delta \varepsilon_{in}}{D_p} = C N_f^{-\alpha} \quad (\text{ひずみ保持の無い場合}) \quad (2)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon_{in}}{D_c} = C N_f^{-\alpha} \quad (\text{ひずみ保持の有る場合}) \quad (3)$$

$\Delta \varepsilon_{in}$: 非弾性ひずみ範囲, D_p : 高温引張延性値 $\left(= \ln \frac{1}{1-RA_p} \right)$, RA_p : 引張試験に

おける絞り, D_c : クリープ破断延性値 $\left(= \ln \frac{1}{1-RA_c} \right)$, RA_c : 台形波の疲労試験での

寿命時間と同じ破断時間のクリープ試験における絞り, N_f : 破損繰り返し数, C, α : 定数

で表現されるものである。

この方法を Fig. 3.1, Fig. 3.4 のデータに適用してみた結果が Fig. 3.7 である。適用に際して, クリープ破断延性値は, 金材技研-原研共同研究⁽¹⁴⁾で得られた Hastelloy XR の原研 B 型ヘリウム中における絞りとクリープ破断時間の関係を用いた。この図にみられるように, 対称三角波で得られたデータと引張側保持の場合のデータは, 山口らの提案した方法でほぼ満足以処理することができる。しかしながら, この方法においても, 圧縮側保持の入ってくる場合をも含めた統一的な整理はできないことがわかる。

3.5 累積損傷和則による評価

クリープ・疲労損傷評価法として、クリープ損傷、疲労損傷を次式

$$\phi_c = \sum_{k=1}^q \left(\frac{\Delta t}{t_r} \right)_k \quad (4)$$

$$\phi_f = \sum_{j=1}^p \left(\frac{n}{N_f} \right)_j \quad (5)$$

ϕ_c : クリープ損傷率, t_r : 荷重状態 k のクリープ破断時間, Δt : 荷重状態 k の継続時間,
 ϕ_f : 疲労損傷率, n : 荷重状態 j の負荷繰返し数, N_f : 荷重状態 j の破損繰返し数
 で表現する方法が広く行われており, ASME Code Case N-47でもこの方法が採用されている⁽⁵⁾。

この方法を Fig. 3.4 のデータに適用してみた結果が Fig. 3.8 である。適用に際して、クリープ破断曲線は、金材技研-原研共同研究⁽¹⁴⁾ で得られた Hastelloy X R の原研 B 型ヘリウム中におけるクリープ破断寿命を示す(6)式を、疲労回帰曲線は、Fig. 3.1 のデータにおける $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ の場合の(7)式を用いた。また、応力値は実験で得られた値をそのまま解析に用いた。

$$Y + 1.35592 \times 10^{-2} T_k \\ = 20.70363 - 2.32877X - 1.97297 X^2 \quad (6)$$

$$Y = \log_{10} t_r, \quad T_k = 1173.15 (^\circ K) \\ X = \log_{10} S, \quad t_r : \text{クリープ破断時間 (h)} \\ S : \text{応力 (kgf/mm}^2\text{)}$$

$$\Delta \epsilon_t = \Delta \epsilon_e + \Delta \epsilon_{in} \\ = 0.00228 N_f^{-0.00732} + 0.447 N_f^{-0.604} \quad (7)$$

$$\Delta \epsilon_t = \text{全ひずみ範囲}, \quad \Delta \epsilon_e : \text{弾性ひずみ範囲} \\ \Delta \epsilon_{in} : \text{非弾性ひずみ範囲}, \quad N_f : \text{破損繰返し数}$$

Fig. 3.8 においては、通常このような実験データを評価する場合に行われているように、クリープ損傷はひずみ保持部でのみ評価することとし、ひずみ変動部については、疲労損傷のみを評価してある。この図からわかるように、損傷和の制限値を1としておくと、いずれもデータは適度の安全側にあり、比較的良好な評価結果を与えているといえることができる。しかしながら、900°Cという超高温域においては、 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ という比較的速いひずみ速度でのひずみ変動部においても、クリープ効果を完全に無視できるものではないと思われる。実際、既に3.2で述べたように、対称三角波で $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1} \% / s$ の場合にも粒界破面が観察されている。また、実機的设计では、ある特定のひずみ速度を境にして、低速側ではクリープ損傷を評価し、高速側ではクリープ損傷を無視するというような方法は採らない。なぜならば、その境となるひずみ速度を決定する根拠が無いからである。結局、安全性が第一に求められる原子力構造物の設計にお

いては、保守的な取り扱いをするという観点から、ひずみ変動部、ひずみ保持部といった区別なしに、全ての応力状態についてのクリープ損傷を加算していくという方法が採られている⁽¹⁷⁾。

そこで、ひずみ変動部におけるクリープ損傷も加算するという方法でFig. 3.1及びFig. 3.4のデータを評価してみた。その結果をFig. 3.9に示す。この図から明らかなように、クリープ損傷率は理論上の最大値である1を大きく上回っており、クリープ損傷を(4)式で評価すると過安全の評価結果となる。また、当然クリープ損傷が大きく現われるはずの低ひずみ速度領域のデータが必ずしもクリープ損傷率が大きいという傾向を示していない。これは、既にFig. 3.3に示したように、ひずみ速度の低下に伴う応答応力の著しい減少のため、現象としてはクリープ効果が顕著に現われているものであるにもかかわらず、(4)式の形でクリープ損傷を表現している限りにおいては、クリープ損傷は小さいという結果を与えてしまうからである。ここで示したように、クリープ・疲労損傷和の制限値を1に設定しておくことは、安定性確保の上からは保守的な扱いとなるが、クリープ・疲労損傷評価技術の向上を図るためにはFig. 3.3に見られるような、顕著な応力緩和そのものがクリープ損傷であるという視点（延性消耗則のような取り扱い）が有効と思われる。また、基準となるクリープ破断曲線の問題が以下のように挙げられる。

- 一方向への巨視的なひずみ蓄積がある場合とない場合の差。→Mansonらは、サイクリッククリープ破断曲線を基準とすることを提案している⁽¹⁸⁾。（付録参照）
- 定荷重クリープ破断試験では、試験片断面積の減少が大きい。→公称応力-破断時間曲線を基準とすると、クリープ損傷は過大評価となる。（脚注参照）
- 評価する上で、クリープ損傷の大部分を占めることになる高応力領域には、クリープ破断データが無い。→クリープ破断データの存在する低応力水準での疲労試験（即ち極低ひずみ速度領域の疲労試験）が必要となる。

なお、ハステロイX、XRの超高温域における低サイクル疲労試験において、(4)式で表現した場合のクリープ損傷率が1を大きく上回ることを示す2,3の報告例⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾⁽²¹⁾がある。

脚注：定応力クリープ破断試験で得られたクリープ破断曲線を基準とする試みも行われている⁽²⁾⁽²²⁾。

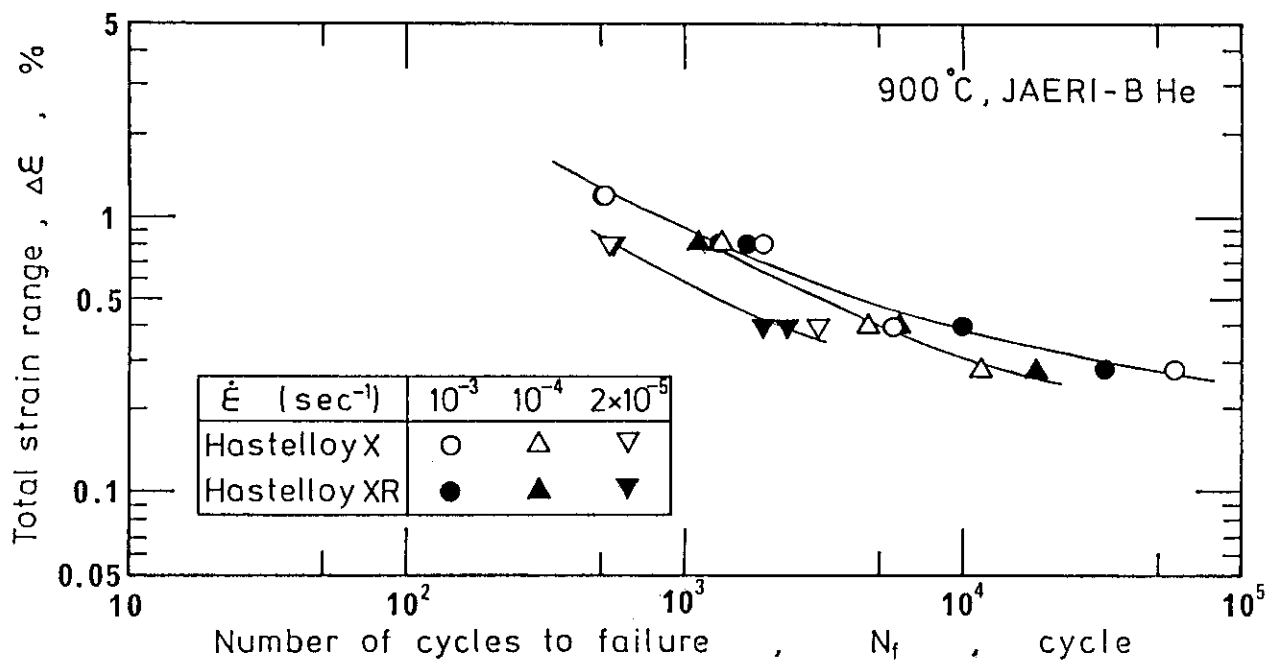


Fig. 3.1 Relation between total strain range and fatigue life under different strain rates.

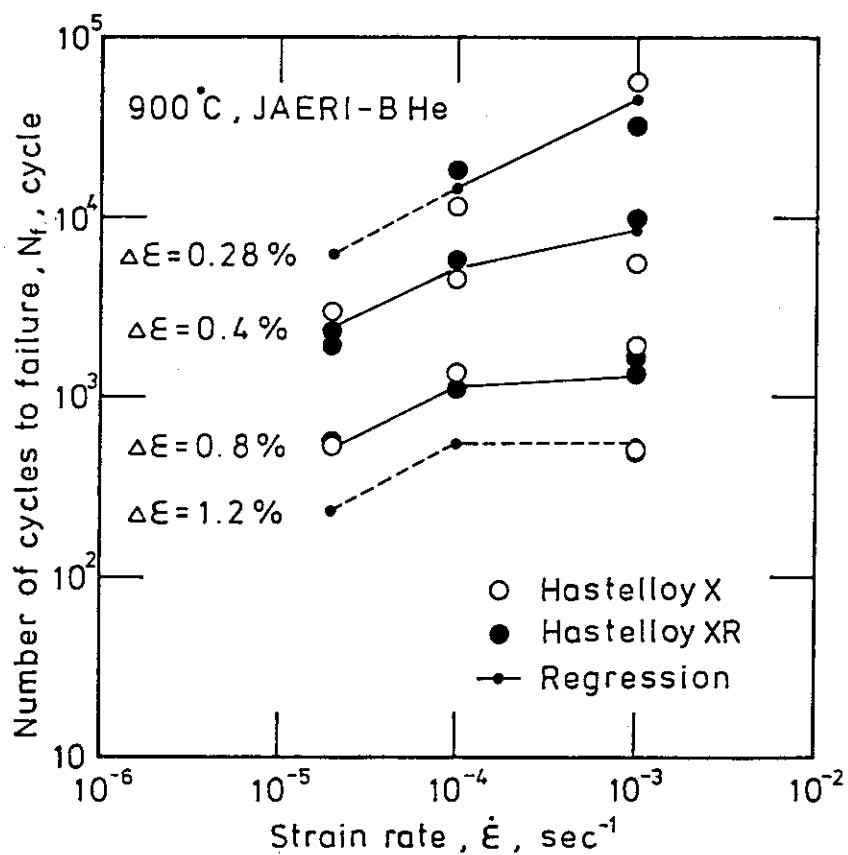


Fig. 3.2 Relation between fatigue life and strain rate.

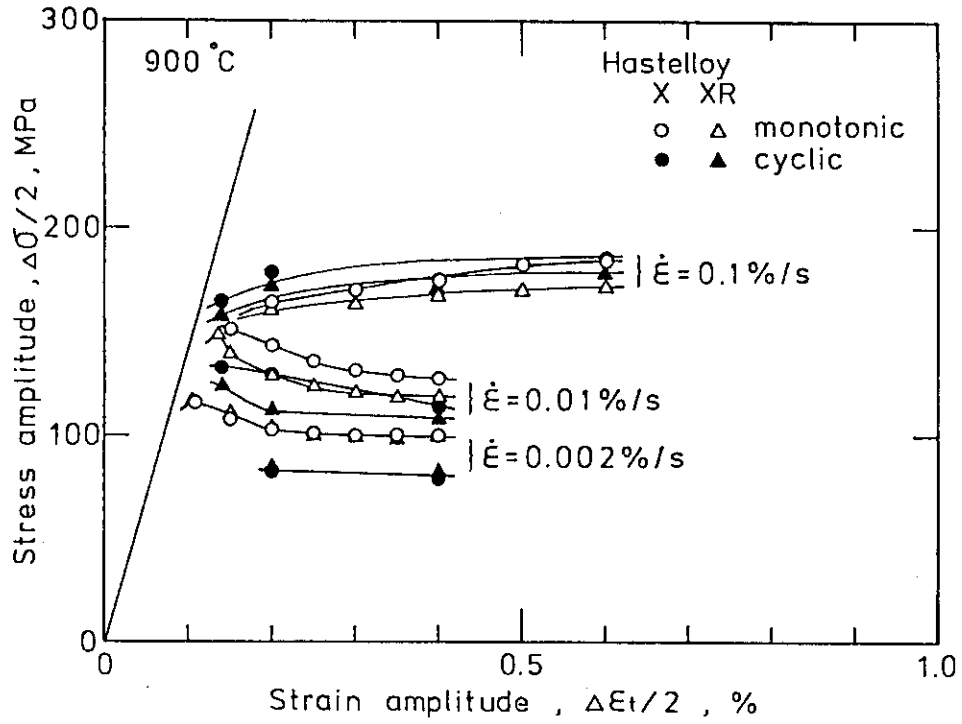


Fig. 3.3 Cyclic and monotonic stress-strain curves under different strain rates.

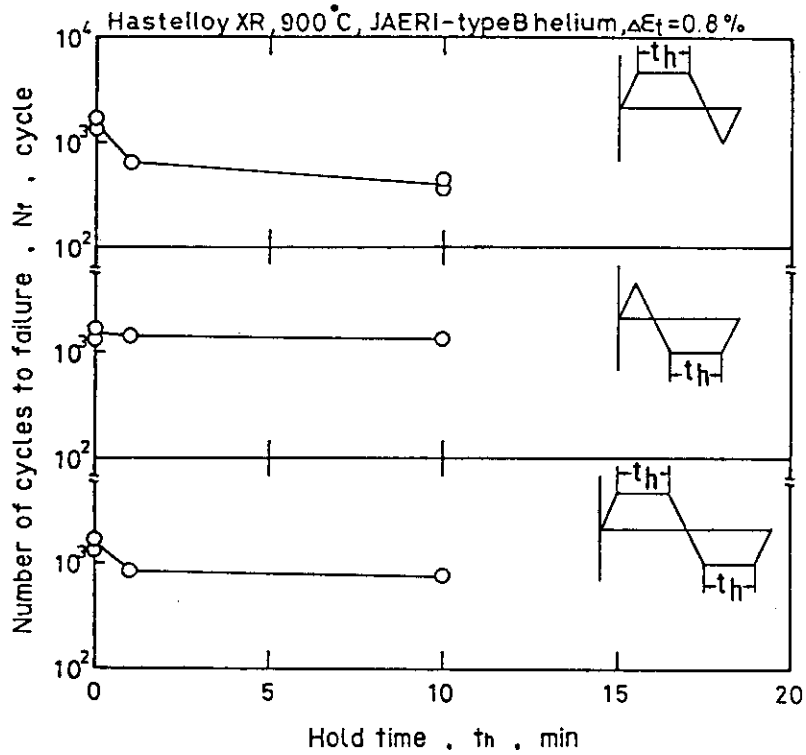


Fig. 3.4 Effect of hold time on low-cycle fatigue life.

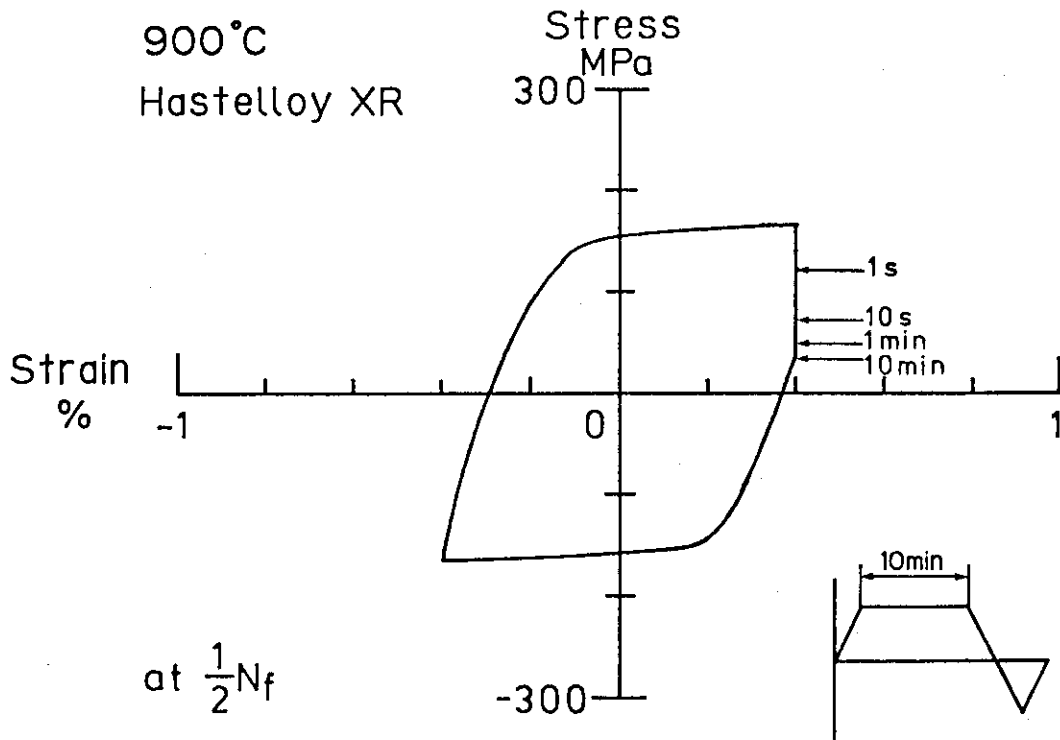


Fig. 3.5 Example of the hysteresis loop recorded in the tensile hold-time experiment.

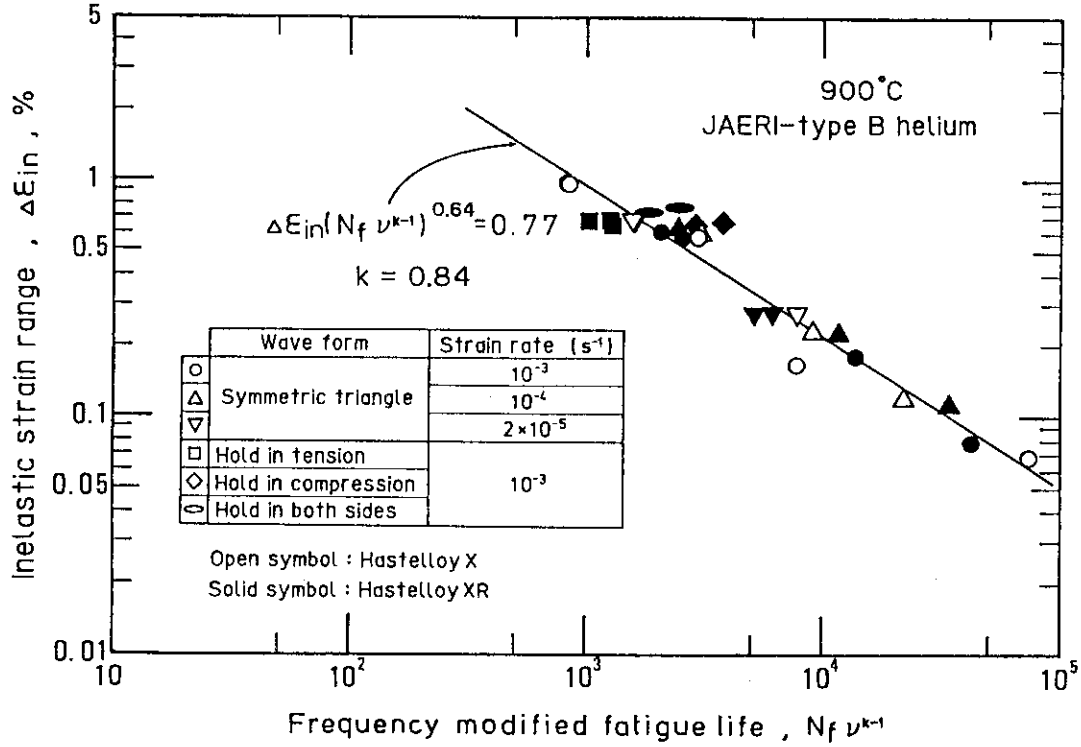


Fig. 3.6 Relation between inelastic strain range and frequency modified fatigue life.

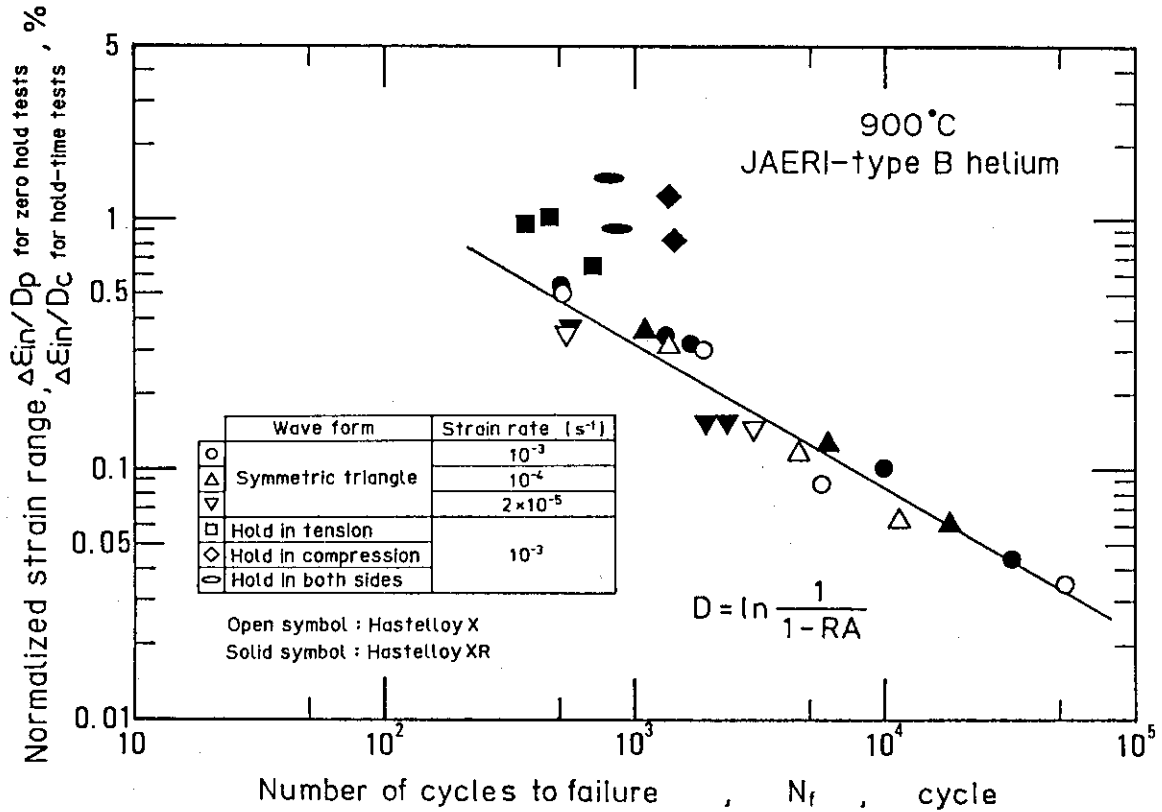


Fig. 3.7 Relation between normalized strain range and fatigue life.

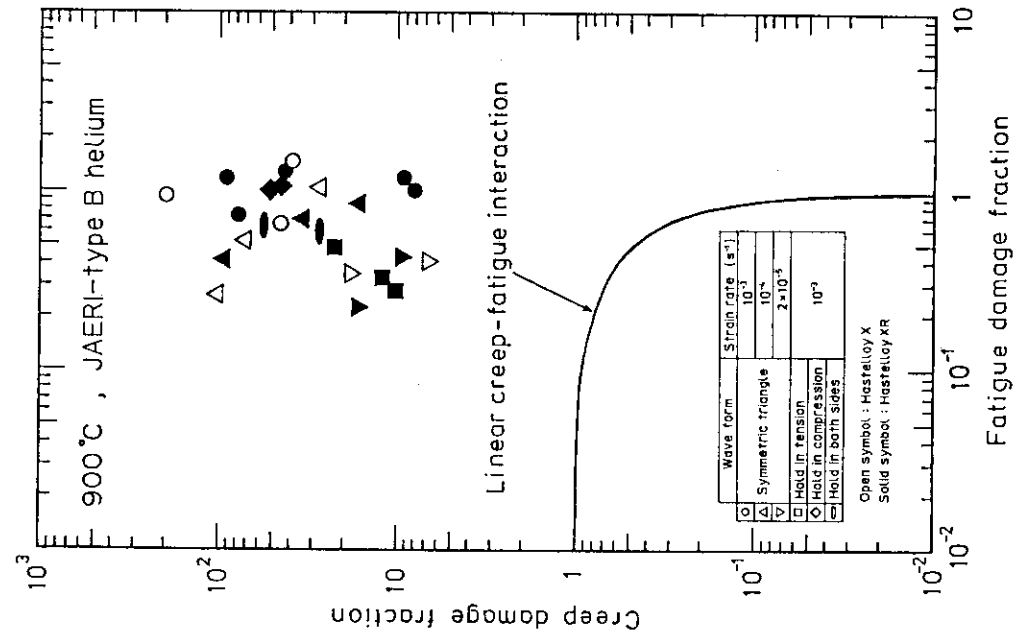


Fig. 3.9 Evaluations by the cumulative damage rule. (Creep damage is evaluated at strain hold and cyclic period.)

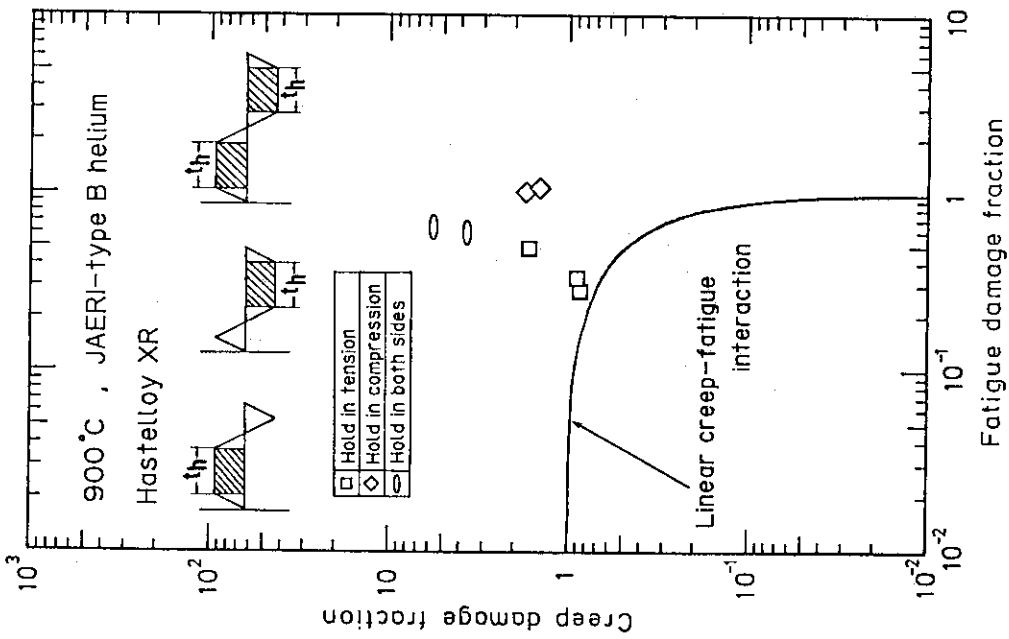
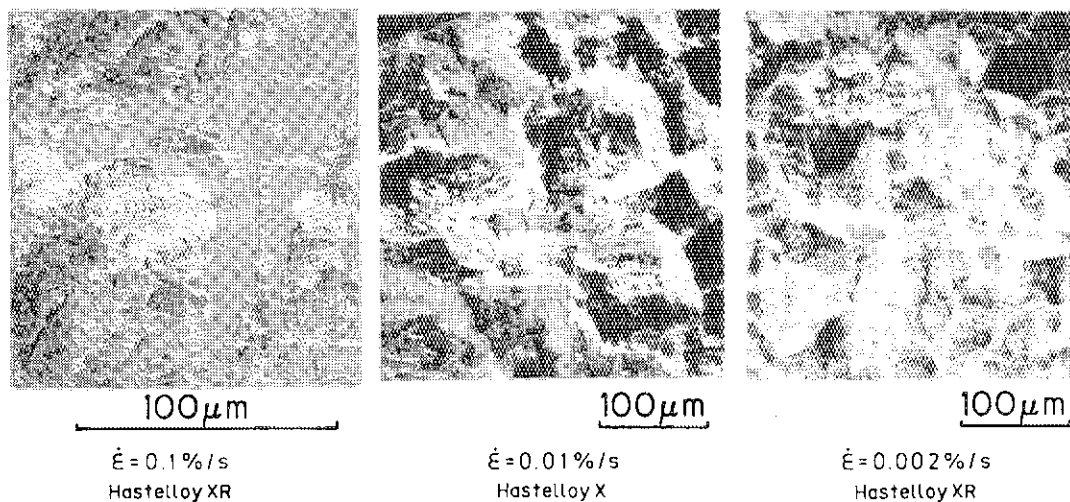


Fig. 3.8 Evaluations by the cumulative damage rule. (Creep damage is evaluated at strain hold period only.)



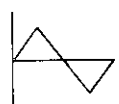
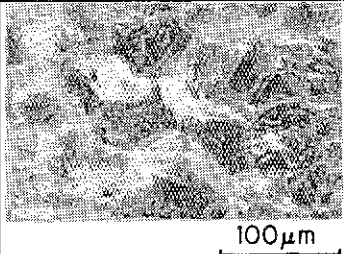
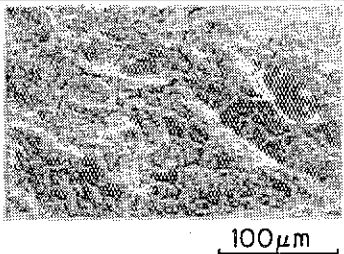
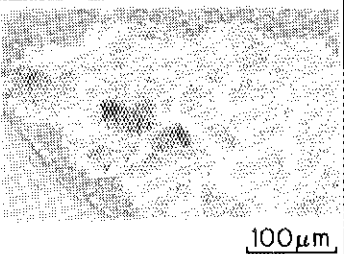
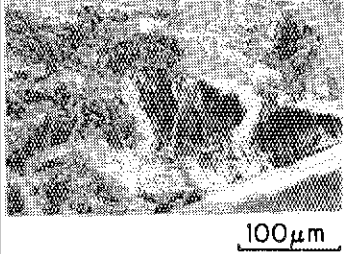
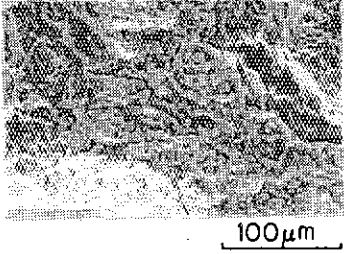
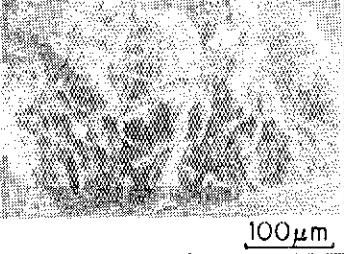

 $\Delta E = 0.4\%$
900°C , JAERI-type B helium

Photo. 3.1 Scanning electron micrographs of typical fracture surfaces (symmetric triangular strain waveform).

	Hold in tension	Hold in compression	Hold in both sides
$t_h = 1\text{min}$			
$t_h = 10\text{min}$			

Hastelloy XR , 900°C , JAERI-type B helium , $\Delta E = 0.8\%$, $\dot{\epsilon} = 0.1\%/s$

Photo. 3.2 Scanning electron micrographs of typical fracture surfaces (trapezoidal strain waveform).

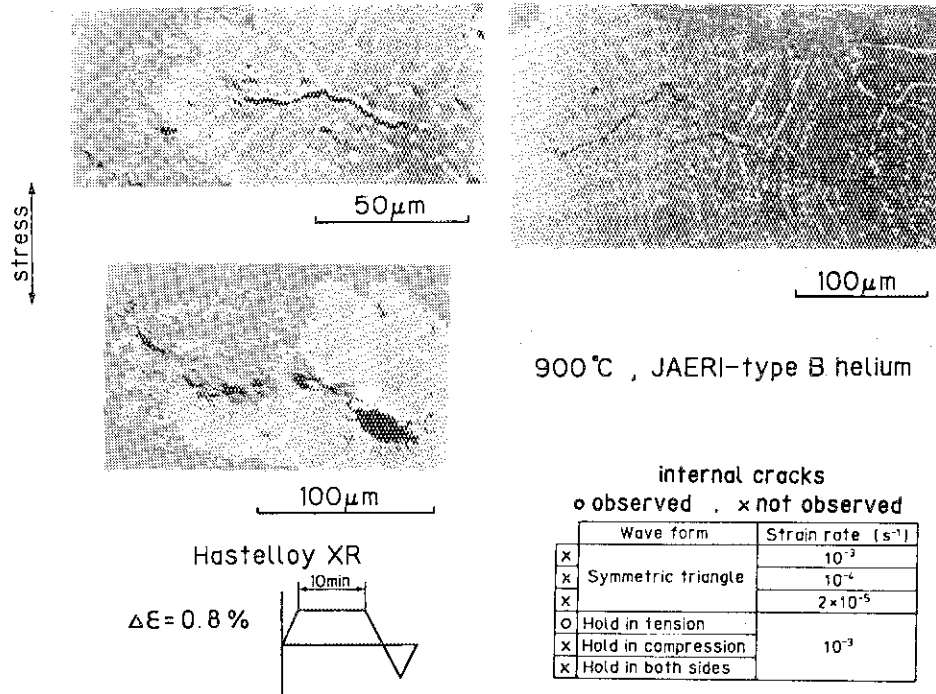


Photo. 3.3 Compositional images of near fracture regions after fatigue tests.

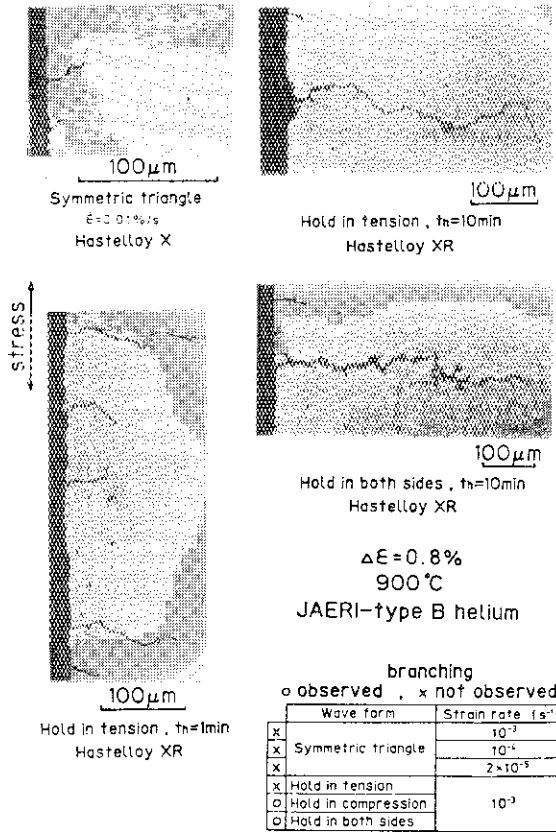
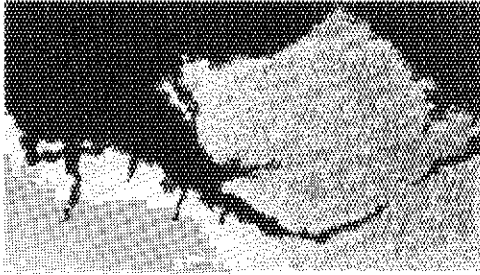
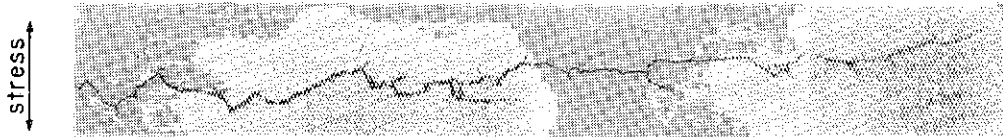


Photo. 3.4 Compositional images of near surface regions after fatigue tests.



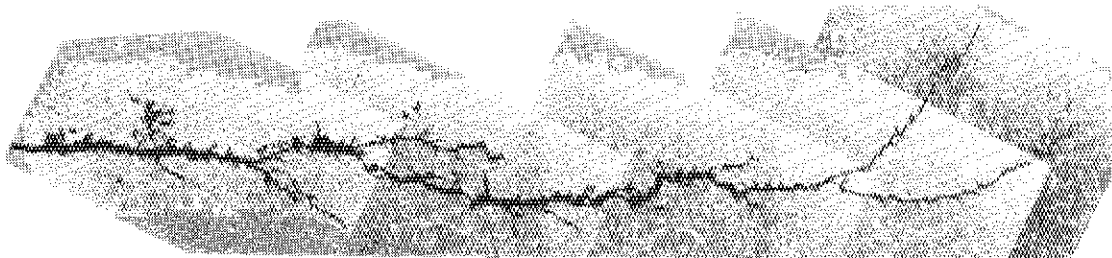
Hastelloy XR
 $\Delta E = 0.8\%$
900°C
JAERI-type B helium

Hold in compression, $t_h = 10\text{min}$ 100 μm



Hold in both sides, $t_h = 1\text{min}$

100 μm



Hold in both sides, $t_h = 10\text{min}$

100 μm

Photo. 3.5 Examples of branched cracks.

4. 結 言

ハステロイ X 及びハステロイ X R の時間依存因子を考慮した高温低サイクル疲労挙動を調べるための一連の実験を、高温ガス炉の炉内環境を近似した不純ヘリウム中で行い、次のような結論を得た。

- (1) 対称三角波の試験では、ひずみ速度の低下に伴い、疲労寿命は著しく低下した。応力-ひずみ線図及び破面性状から、低ひずみ速度条件下では、大きなクリープ効果の寄与があったことが示唆された。
- (2) 台形波の試験では、引張側にのみひずみ保持を与えた場合の疲労寿命低下が最も顕著であった。き裂の形態から、圧縮側でのひずみ保持は、内部粒界き裂やキャビティの発生、成長を抑制する効果及びき裂の枝分かれ傾向をもたらす効果のあることが示唆された。
- (3) 台形波の試験において、ひずみ保持の導入に伴う初期の寿命低下が顕著で、その後のひずみ保持時間の長期化に伴う寿命低下はわずかなものであった。このような挙動は、ひずみ保持期間中の応力挙動と対応していた。
- (4) 繰り返し速度修正疲労寿命法及び破断延性値を用いた寿命予測法を、得られたデータに対して適用すると、いずれの方法も対称三角波のデータと引張側保持の場合のデータはほぼ満足に処理することができたが、圧縮側保持の入ってくる場合をも含めた統一的な整理はできなかった。
- (5) 得られたデータを累積損傷和則で評価した結果、クリープ・疲労損傷和の制限値を 1 に設定しておくことによって、安全性は確保できることがわかった。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、高温工学部の深谷清氏には、走査型電子顕微鏡観察の便宜を図って頂いた。ここに感謝の意を表します。

4. 結 言

ハステロイ X 及びハステロイ X R の時間依存因子を考慮した高温低サイクル疲労挙動を調べるための一連の実験を、高温ガス炉の炉内環境を近似した不純ヘリウム中で行い、次のような結論を得た。

- (1) 対称三角波の試験では、ひずみ速度の低下に伴い、疲労寿命は著しく低下した。応力-ひずみ線図及び破面性状から、低ひずみ速度条件下では、大きなクリープ効果の寄与があったことが示唆された。
- (2) 台形波の試験では、引張側にのみひずみ保持を与えた場合の疲労寿命低下が最も顕著であった。き裂の形態から、圧縮側でのひずみ保持は、内部粒界き裂やキャビティの発生、成長を抑制する効果及びき裂の枝分かれ傾向をもたらす効果のあることが示唆された。
- (3) 台形波の試験において、ひずみ保持の導入に伴う初期の寿命低下が顕著で、その後のひずみ保持時間の長期化に伴う寿命低下はわずかなものであった。このような挙動は、ひずみ保持期間中の応力挙動と対応していた。
- (4) 繰り返し速度修正疲労寿命法及び破断延性値を用いた寿命予測法を、得られたデータに対して適用すると、いずれの方法も対称三角波のデータと引張側保持の場合のデータはほぼ満足に処理することができたが、圧縮側保持の入ってくる場合をも含めた統一的な整理はできなかった。
- (5) 得られたデータを累積損傷和則で評価した結果、クリープ・疲労損傷和の制限値を 1 に設定しておくことによって、安全性は確保できることがわかった。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、高温工学部の深谷清氏には、走査型電子顕微鏡観察の便宜を図って頂いた。ここに感謝の意を表します。

参考文献

- (1) M. Shindo and T. Kondo : Proc. Conf. on Gas - Cooled Reactors Today, Bristol/UK, 1982 (British Nuclear Energy Society) Vol. 2, p. 179
- (2) 日本原子力研究所 : 高温工学試験研究の現状 (1987)
- (3) 原子力安全研究協会 : 実験炉の安全設計・評価方針及び構造設計方針の検討 (1987)
- (4) 通商産業省告示第 501 号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」(1980)
- (5) ASME, Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Case N-47-23 (1986)
- (6) 日本原子力研究所 多目的高温ガス炉研究会議研究開発専門部会 高温構造設計指針ワーキンググループ報告書 (1982)
- (7) 日本原子力研究所 多目的高温ガス炉研究会議研究開発専門部会 実験炉材料ワーキンググループ報告書 (1984)
- (8) 辻 宏和, 近藤達男 : 日本原子力研究所レポート JAERI-M87-152 (1987)
- (9) 辻 宏和, 近藤達男 : 日本原子力研究所レポート JAERI-M82-082 (1982)
- (10) S. S. Manson : NACA TN 2933 (1953)
- (11) L. F. Coffin Jr. : Proc. of the 4th Sagamore Conf. (1957), p. 219
- (12) 山中一由, 鶴戸口英善, 朝田泰英, 三橋俊作 : 日本機械学会論文集, Vol. 46, No. 412 (1980), p. 1329
- (13) A. Coles and A. Chitty : Proc. Conf. on Thermal and High Strain Fatigue, London/UK, 1967 (Inst. Metals and Iron & Steel Inst.) p. 328
- (14) 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-M83-138 (1983)
- (15) L. F. Coffin Jr. : Proc. 2nd Inter. Conf. on Fracture (1969), p. 56
- (16) 山口弘二, 鈴木直之, 井島 清, 金沢健二 : 鉄と鋼, Vol. 71, No. 11 (1985), P. 1526
- (17) 菊地賢司, 辻 宏和, 西口磯春 : 材料, Vol. 37, No. 412 (1988), P. 94
- (18) S. S. Manson, G. R. Halford, and D. A. Spera : Advances in Creep Design, London (1971), p. 229
- (19) 清水茂樹, 池本喜和, 野中 武, 永井耕司 : 川崎技報, No. 69 (1979), p. 41
- (20) 清水茂樹, 池本喜和 : 材料, Vol. 26, No. 282 (1977), p. 255
- (21) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁 : 材料, Vol. 35, No. 390 (1986), p. 305
- (22) Japan Atomic Energy Research Institute : Present Status of HTGR Research & Development (1988)

付 録

A. 1 サイクリッククリーブ破断曲線を基準としたクリーブ損傷評価

3.5で述べたように、(4)式のクリーブ破断時間分数和でクリーブ損傷を評価する際、基準となるクリーブ破断曲線にはいくつかの問題がある。とはいえ、サイクリッククリーブ破断曲線や定応力クリーブ破断曲線を求めるには多くの労力を要する。そこで、便宜的に、対称三角波で得られた引張側応力と引張側応力時間の総和からサイクリッククリーブ破断曲線を求めるという方法が服部らによって提案された^(A.1)。

この方法で求めてみたサイクリッククリーブ破断曲線をFig. A.1に示す。その際、応力は $\frac{1}{2}N_f$ 時の最大応力を採用した。3.1で述べたように、 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \% / s$ 、 $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-3} \% / s$ とといった低ひずみ速度条件下では、繰り返し軟化の挙動を示していたので、この方法で求まるサイクリッククリーブ破断曲線は必ずしも厳密性を有しているものではない。

Fig. A.1のサイクリッククリーブ破断曲線を基準として、Fig. 3.1及びFig. 3.4のデータを累積損傷和則で評価した結果をFig. A.2に示す。その際、3.1で述べたように、圧縮側保持では疲労寿命低下がみられなかったことを考慮して、圧縮側応力時におけるクリーブ損傷を無視した。Fig. A.2からわかるように、損傷和を1とする曲線上に、データは比較的良くまとまっているといえる。こうした試みも、クリーブ・疲労損傷評価技術の向上を図る上で意義深いことと考えられる。

A. 2 データのまとめ

高温低サイクル疲労試験の結果をTable A.1及びTable A.2にまとめた。

参考文献

(A.1) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁: 材料, Vol.35, No.390 (1986), p. 305

Table A.1 Results of low-cycle fatigue tests with the symmetric triangular strain waveform.

Material	$\dot{\epsilon}$	$\Delta \epsilon_t$	$\Delta \epsilon_{in}$ (at $\frac{1}{2} N_f$)	N_f
Hastelloy X	$1 \times 10^{-1} \% / s$	0.28 %	0.07 %	56701
		0.40 %	0.17 %	5590
		0.80 %	0.58 %	1899
		1.20 %	0.97 %	512
	$1 \times 10^{-2} \% / s$	0.28 %	0.12 %	11535
		0.40 %	0.23 %	4535
		0.80 %	0.60 %	1351
	$2 \times 10^{-3} \% / s$	0.40 %	0.28 %	2974
		0.80 %	0.68 %	530
	Hastelloy XR	$1 \times 10^{-1} \% / s$	0.28 %	0.08 %
0.40 %			0.18 %	9978
0.80 %			0.62 %	1326
0.80 %			0.57 %	1664
1.20 %			0.98 %	511
$1 \times 10^{-2} \% / s$		0.28 %	0.11 %	18160
		0.40 %	0.23 %	5856
		0.80 %	0.64 %	1103
$2 \times 10^{-3} \% / s$		0.40 %	0.28 %	1918
		0.40 %	0.28 %	2326
		0.80 %	0.67 %	551

Table A.2 Results of low-cycle fatigue tests for Hastelloy XR
with the trapezoidal strain waveform.

Hold time		$\Delta \varepsilon_t$	$\Delta \varepsilon_{in}$ (at $\frac{1}{2} N_f$)	N_f
Tension side	Compression side			
1 min	0	0.80 %	0.64 %	641
10 min	0	0.80 %	0.67 %	451
10 min	0	0.80 %	0.67 %	365
0	1 min	0.80 %	0.65 %	1427
0	10 min	0.80 %	0.66 %	1349
1 min	1 min	0.80 %	0.74 %	837
10 min	10 min	0.81 %	0.76 %	786

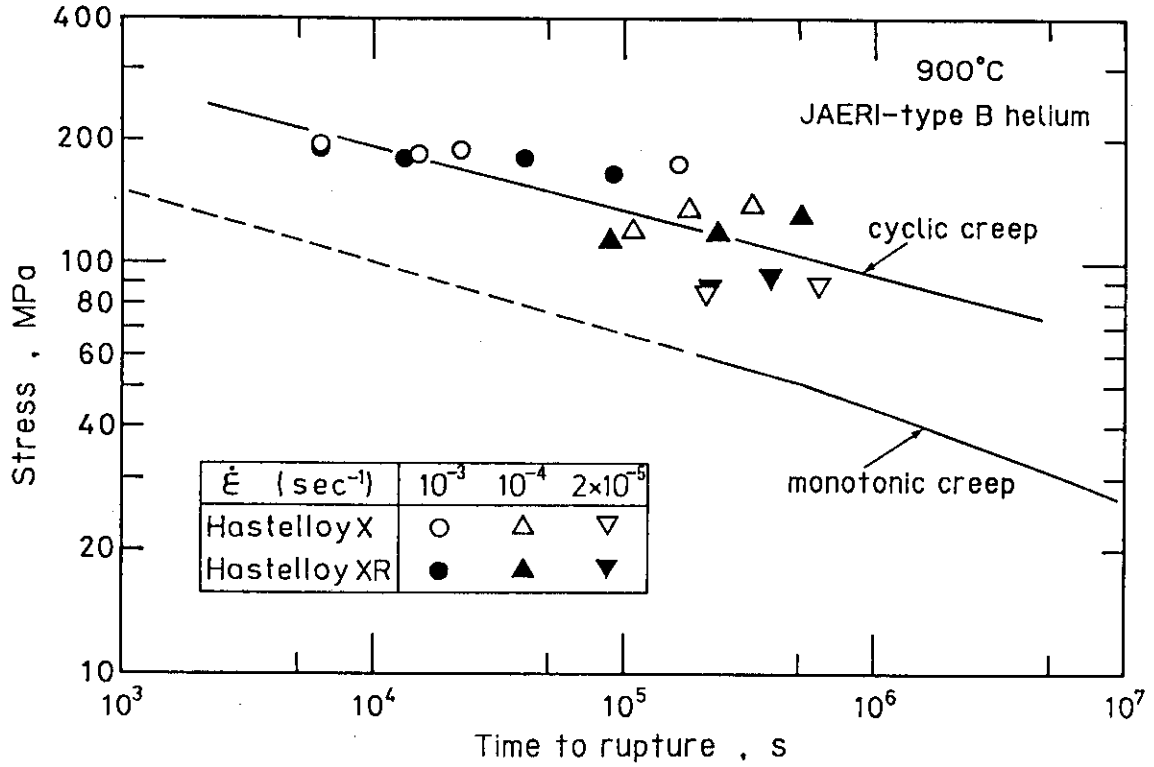


Fig. A.1 Cyclic and monotonic creep fatigue curves.

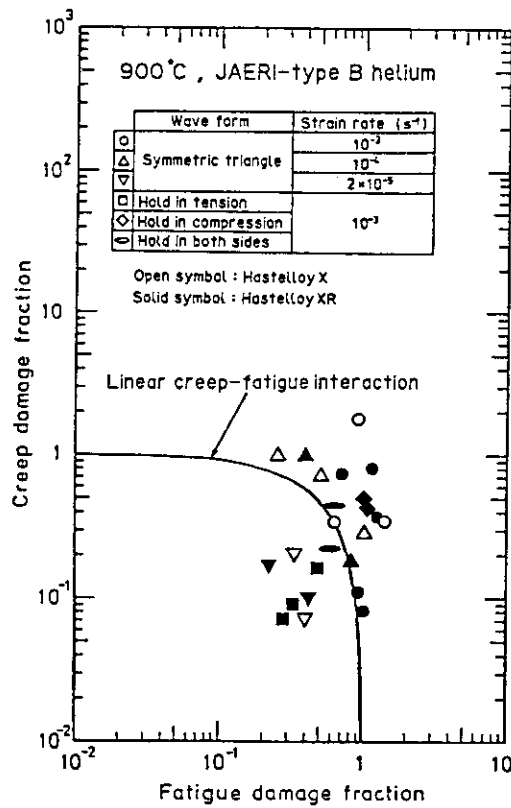


Fig. A.2 Evaluations by the cumulative damage rule by use of the cyclic creep rupture curve.