

技術資料

UDC 539.434 : 669.14.018.85 : 621.039.53 : 621.311.22

長時間クリープ破断強さの推定*

横井 信**・門馬 義雄**

Prediction of Long-time Creep-rupture Strength for High-temperature Materials

Shin YOKOI and Yoshio MONMA

1. 緒 言

発電用火力設備や原子力設備のように高温で長時間にわたって運転されるプラント機器の設計では、使用する高温部材（耐熱鋼・耐熱合金）の高温における機械的性質、特に時間依存性のクリープ特性の適確な把握が安全性、信頼性の向上のために必要不可欠である¹⁾。

一般に長時間のクリープ特性を必要とするのは次の分野であろう。

(1) 新材料の開発（要求される材料特性、類似した既存材料との比較）—具体例としては、原子力製鉄用耐熱合金の開発：1000°C のヘリウム雰囲気中で5万hのクリープ破断強さが1 kgf/mm² 以上で製管可能な新材料²⁾

(2) 設計許容応力強さ値の設定、現に使用されている材料のクリープ特性の評価—具体例としては、ASME ボイラ・圧力容器コード N-47 (Case 1592) に準拠した304 ステンレス鋼のクリープ破断特性の評価³⁾：高温クリープ域における時間依存性の設計許容応力強さ値 S_t の設定基準として、使用する材料の高温における荷重用時間 t での

- a) 最小クリープ破断強さの 2/3
- b) 第三期（加速）クリープ開始点の応力の 4/5
- c) 1% クリープひずみを生ずる応力

のうちの最小値を採用する。

(3) すでに長期間使用されたプラントにおける高温部材の余寿命の推定⁴⁾—具体例としては、ナフサ改質炉反応管の更新時期の判定：材料の劣化をクリープボイド測定値から推定し、クリープ破断強さ（余寿命）を確認する⁵⁾。

これらの分野はいずれも数万～数十万hの設計寿命である。一方、現実に試験によつて得られているクリープデータはたかだか数万hであり、このギャップを埋める

ためには、時間について少なくとも10倍程度は外挿を必要とする。従つて、比較的短時間のデータから長時間のクリープ特性を正確に推定する外挿法の研究は耐熱材料の評価や実的な活用に大きく寄与している。

最近、クリープデータの中でクリープひずみを含むものは非弾性解析のための高温構造設計データとして、必要性が強調されているが⁶⁾、これまで発表されたクリープひずみに関するデータ量は非常に限られており⁷⁾、データの整理方法についても多くの問題点が残されているので、本資料ではデータの量も多く、歴史的にも多くの試みがなされているクリープ破断データの外挿法を中心に最近の進歩について述べることにする。

2. クリープ破断データとその整理法

2.1 クリープ破断データ

これまでクリープ破断データとしてまとめて発刊されているものは ASTM⁸⁾、BSCC⁹⁾、VDEh¹⁰⁾、IRSID¹¹⁾、および ISO¹²⁾ などで国家的規模で収集されたものである。これはクリープ破断試験が多大な時間と設備費用を要するからであつて、わが国でも日本学術振興会・第129委員会・第3分科会¹³⁾、日本高圧力技術協会¹⁴⁾、およびステンレス協会¹⁵⁾からそれぞれ収集データが発表されており、現在では金属材料技術研究所において、国産の高温用金属材料について約10年前より組織的・計画的に試験が進められ¹⁶⁾¹⁷⁾、NRIM Creep Data Sheet シリーズとして発表されているほか、日本鉄鋼協会クリープ委員会（委員長：平修二教授^{***}、京都大学）で国内データの収集・出版が精力的に進められている¹⁸⁾。これまでに刊行された NRIM クリープデータシートの一覧を Table 1 に、データプロットの一例を Fig. 1 に示す。このように大量のデータが得られてはいるが、このデータから設計寿命の20～30年に相当するクリープ破断強さを決定する手続きはいまだ確立されていない。その理

* 昭和53年10月23日受付 (Received Oct. 23, 1978) (依頼技術資料)

** 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12, Nakameguro Meguro-ku 153)

*** 現在日本鉄鋼協会クリープ委員会の委員長は、平修二教授のご逝去 (昭和53年10月23日) にともない、田村今男教授 (京都大学) が就任した。

Table 1. NIRM creep data sheet numbers in publication.

Creep data sheet No.	Material	Material specification	Year of issue or revision
0	PROGRAM AND PROCEDURE OF THE TESTS		
1A	1Cr-0.5Mo(tube)	JIS STBA 22	1972
2A	1.25Cr-0.5Mo-Si(tube)	JIS STBA 23	1976
3A	2.25Cr-1Mo(tube)	JIS STBA 24	1976
4A	18Cr-8Ni(tube)	JIS SUS 304 HTB	1978
5A	18Cr-8Ni-Ti(tube)	JIS SUS 321 HTB	1978
6A	18Cr-12Ni-Mo(tube)	JIS SUS 316 HTB	1978
7	0.2C(tube)	JIS STB 42	1973
8	0.5Mo(tube)	JIS STBA 12	1973
9	1Cr-1Mo-0.25V(forging)	ASTM A470-8	1973
10	12Cr-1Mo-1W-0.3V(bar)	JIS SUH 616-B	1973
11	2.25Cr-1Mo(NT plate)	JIS SCMV 4 NT	1974
12	5Cr-0.5Mo(tube)	JIS STBA 25	1974
13	12Cr(bar)	JIS SUS 403-B	1974
14	18Cr-12Ni-Mo(plate)	JIS SUS 316-HP	1974
15	18Cr-12Ni-Mo(bar)	JIS SUS 316-B	1974
16	25Cr-20Ni-0.4C(tube)	JIS SCH 22-CF	1974
17	0.3C(plate)	JIS SB 49	1975
18	1.3Mn-0.5Mo(plate)	JIS SBV 1B	1975
19	9Cr-1Mo(tube)	JIS STBA 26	1975
20	0.5Cr-0.5Mo(tube)	JIS STBA 20	1976
21	1.25Cr-0.5Mo-Si(NT plate)	JIS SCMV 3 NT	1976
22	Fe base-15Cr-26Ni-Mo-Ti-V(disc)	(A 286)	1977
23	Fe base-20Cr-20Ni-20Co-W-Mo-(Nb+Ta)(bar)	(S 590)	1977
24	Ni base-15Cr-28Co-Mo-Ti-Al(bar)	(Inconel 700)	1977
25	High strength steel(plate)		1978
26	Fe base-21Cr-32Ni-Ti-Al(tube)	JIS NCF 2 TB	1978
27	Fe base-21Cr-32Ni-Ti-Al(plate)	JIS NCF 2 P	1978

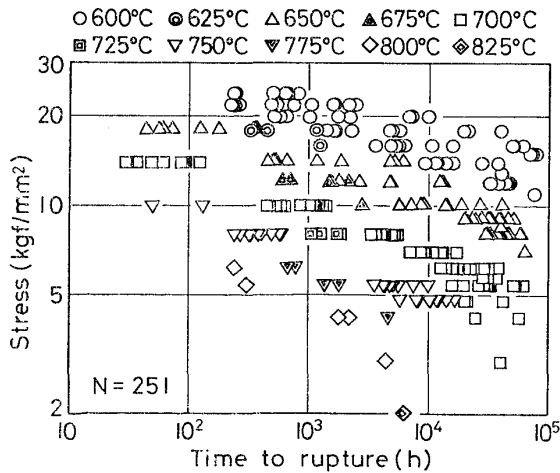


Fig. 1. NIRM creep-rupture data for nine heats of 304H steel tubes. The data includes additional data points to those published in NIRM/CDS/No. 4A (1978).

由としてまず第一にあげなければならないのは、図にみられるような破断データのばらつきである。この例では、JIS規格内にある同一鋼種で製造履歴の異なる9ヒートについて10万h目標の試験が行われているが、最終的にこのデータから決定しなければならないのは、指定する温度と時間に対応するクリープ破断強さの「平均値」および「最小値」である。

クリープ破断データのばらつき要因としては、大別して次の二つが考えられる。すなわち試験片の温度の測定制御や試験機の荷重精度・偏芯度などのように試験技術に関するものと、クリープ応力下で長時間加熱されることによるマイクロ組織変化の違いなどのように材料固有の内部因子に基づくものがある。試験技術の面からばらつきをさぐるために国内のみならず国際的な規模で共同研究が試みられている¹⁹⁾²⁰⁾。日本鉄鋼協会クリープ委員会では、わが国からの19機関を含めて9ヶ国、67試験研究機関が実施した国際共通クリープ破断試験に参加し、Cr-Mo-V鋼(500°C)と316鋼(650°C)を共通試料として最長約3万hの破断データを得ている。これまでの解析結果によると²⁰⁾、

- (1) 指定する時間に対して等温クリープ破断曲線から得られる破断応力値は±10%以内である。
- (2) 異なる国の中で試験結果に統計的な有意差はないが、一つの国の中では試験機関の間に有意差がある。
- (3) 単式と複式試験機、試験片の直径、中断回数、試験開始前の均熱時間などの試験技術に関する因子と破断時間との間に全般的に有意な関係はない。

クリープ破断試験の外部条件としては、雰囲気や環境などを別とすれば、温度と応力(荷重)だけであり、静的な荷重精度を±0.5%程度に入れるのは比較的容易である。問題は試験温度を決められた範囲内で長時間にわたってかたよりなく維持することである²¹⁾。比較的短

時間のクリープ破断試験技術を総合的にチェックする手段として日本鉄鋼協会クリープ委員会が頒布しているスペシメンバンク材による 100h 目標の試験が推奨される²²⁾。

2.2 クリープ破断データの外挿法

2.2.1 直接法

もしクリープ破断データの試験温度と設計温度が同一で、かなりの量のデータがあれば、設計に必要な特定の時間 (t_R) におけるクリープ破断強さ (S) は、単に等温クリープ破断データのプロットから求めればよい。具体的には次の形の多項式を最小二乗法によつてあてはめることが多い。

$$Y = a_0 + a_1X + a_2X^2 + \dots + a_KX^K \dots\dots(1)$$

あるいは

$$X = b_0 + b_1Y + b_2Y^2 + \dots + b_KY^K \dots\dots(2)$$

ただし、 $Y = \log t_R$, $X = \log S$, $S = P/A_0$ で、 t_R は破断時間、 P は試験荷重、 A_0 は試験片の初期断面積、そして a_0, a_1, \dots, a_K および b_0, b_1, \dots, b_K は回帰係数である。実験データとしての統計的な意味からは、また特定の時間における破断確率 50% の応力を求めるには式 (1) を使用すべきであるが、応力を求める容易さから式 (2) のあてはめもしばしば試みられている。しかし一般に、独立 (説明) 変数と従属 (目的) 変数のとりかたによつて、同一のデータに対して同じ次数の多項式近似でも全く異なる結果が得られる²³⁾。

等温クリープ破断曲線についてもう一つ指摘しておかなければならないのは、大部分のフェライト系耐熱鋼で認められる Fig. 2 にみられるような折れ曲がり²⁴⁾²⁵⁾である。この折れ曲がり点の位置は温度と時間に依存するよう²⁶⁾、短時間データを中心として式 (1) あるいは (2) で機械的にあてはめを行うことは、大きな誤差を生ずる恐れがある。

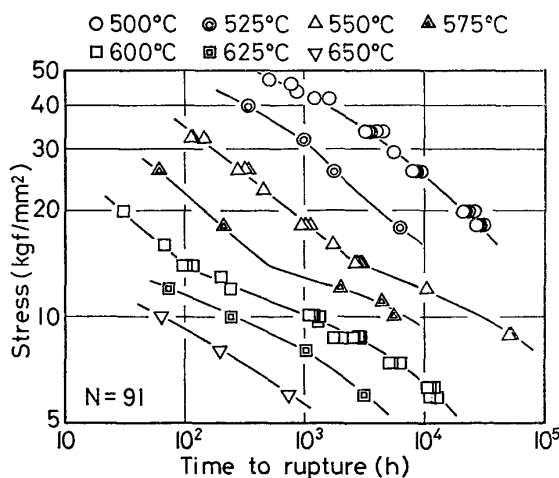


Fig. 2. Isothermal rupture curves for a heat of 2¹/₄Cr-1Mo steel showing points of inflection (YOKOI, et al. ²⁶⁾).

クリープ破断データは、多くの場合二、三の温度レベルごとの等温クリープ破断曲線を構成するデータプロットより成つているが、現実には得られるデータの試験条件と設計における温度・応力 (圧力) および寿命条件は大きく違つているのが普通で、時間のみならず温度についても内外挿を必要とする。このためクリープ破断データの整理には次に述べるパラメータ法が広く用いられている。

2.2.2 パラメータ外挿法

LARSON と MILLER が 1953 年に Hollomon-Jaffe の焼もどしパラメータ、すなわち時間・温度パラメータ (Time-Temperature Parameter, 以下 TTP とよぶ) の概念をクリープ破断現象に適用して以来、多くの種類の TTP が提唱されているが²⁷⁾²⁸⁾²⁹⁾、現在も標準的に広く用いられているものはあまり多くはなく、次の数種類である。

1) Larson-Miller³⁰⁾, (LM) : $P = T(C + Y) \dots (3)$

2) Orr-Sherby-Dorn³¹⁾, (OSD) :

$$\theta = t_R \exp(-Q/RT) \dots\dots(4)$$

実際には次の形で用いられることが多い。

$$P = Y - Q/2.3RT \dots\dots(5)$$

3) Manson-Succop³²⁾, (MS) : $P = Y + BT \dots (6)$

4) Manson-Hafner³³⁾, (MH) :

$$P = (Y - Y_a) / (T - T_a) \dots(7)$$

5) Manson-Brown³⁴⁾, (MB) :

$$P = (Y - Y_b) / (T - T_b)^r \dots(8)$$

ここで $C, Q, B, (Y_a, T_a)$, および (Y_b, T_b, r) はそれぞれのパラメータに固有の定数で、 $R = 1.986 \text{ cal/mol} \cdot \text{K}$ はガス定数である。なお、これらの式での温度 T は Rankine [$T(^{\circ}\text{F}) + 460$] または Kelvin [$T(^{\circ}\text{C}) + 273$] として用いられる。

実際にパラメータ法を破断データに適用する一般的な

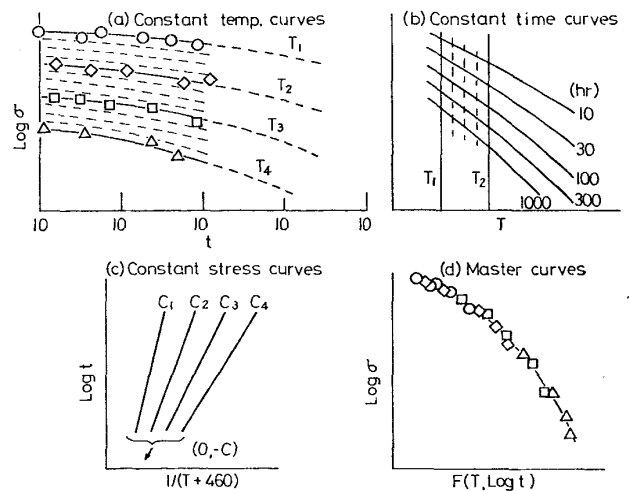


Fig. 3. Graphical procedures for determining Larson-Miller parameter constant and master rupture curve (MANSON³²⁾).

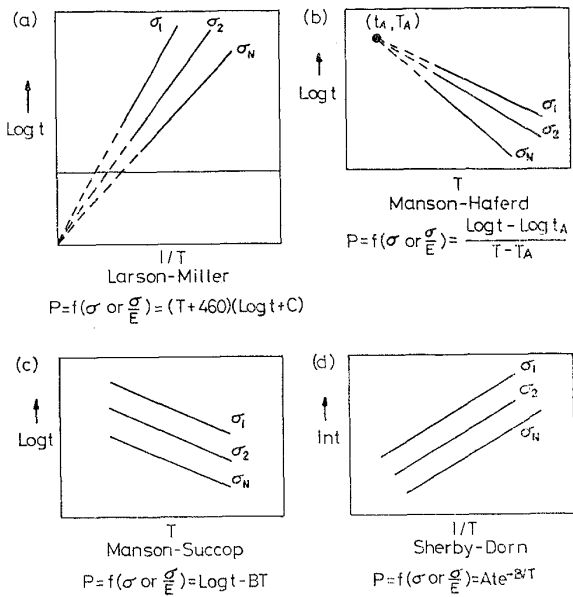


Fig. 4. Requirements for typical TTP models (GOLDHOFF³⁵).

手法は次のとおりである。(Fig. 3)²⁸

(1) 等温クリープ破断データから、等温クリープ破断曲線を描き、クロス・プロット法により等応力破断曲線(実際には直線群)を得る。

(2) 次にこの等応力破断曲線の傾向から、Fig. 4³⁵)によりどのパラメータ法が最適かを決定し、直線群の勾配あるいは交点よりパラメータ定数の値を求める。

(3) 応力(多くの場合、対数応力)とパラメータの値との関係は一本の主破断曲線を描く。

この方法はグラフ法あるいは目視法(manual/visual fit)と呼ばれ、簡便法として有用である。大部分の耐熱鋼について LM では $C=20$ 、OSO では $Q=100$ kcal/mol 程度となることが多いのでパラメータ定数の値を固定して直ちに主破断曲線のプロットを作成する場合も多い。しかし、ここに述べた方法は客観性を欠き、得られる結果には解析者による個人差があらわれ、またばらつきの定量的な評価ができないなどの難点があるため、最近では後述するように生の破断データを統計的に取扱つてパラメータ定数を最適化した主破断曲線に対する回帰分析という試みが広く用いられる傾向にある²⁸⁾³⁵⁾⁻³⁸⁾。

パラメータ外挿法としては上記の TTP の他に Stress-modified t-T パラメータ、時間-応力パラメータおよび時間-応力-温度パラメータ法などがあるが現在まで試みられているのは³⁷⁾³⁸⁾、次のものである。

$$\text{Murry}^{39)} : P = (Y + AS) / (C - T) \dots\dots\dots (9)$$

$$\text{Rabotnov}^{40)} : P = (1 + At_R^B) S \dots\dots\dots (10)$$

$$\text{Conrad}^{41)} : Y = A + B/T + f(T)S \dots\dots\dots (11)$$

ここで A, B, C はパラメータ定数、 $f(T)$ は温度の関数である。これらのパラメータ法は TTP 法ほど一般的でない。

2.2.3 クリープ変形理論と外挿法

材料のクリープ特性はいわゆる組織敏感性なので得られるデータは高温・応力下で長時間加熱による組織変化、例えば炭化物の析出凝集⁴²⁾、サブグレインの形成⁴³⁾、キャビティあるいはボイドの発生⁴⁴⁾などによつて大きく左右される。元来 TTP の基本的な考え方はこれらの組織変化をマクロ的な立場から反応速度論的に取扱つたものである。Orr-Sherby-Dorn のパラメータ定数 Q は粗い近似でクリープの活性エネルギーすなわち材料の自己拡散の活性化エネルギーに等しい (Hitzel and Sherby)²⁸⁾。従つて、もしクリープ変形および破壊過程が全体を通じてみかけ上ある一定の活性化エネルギーをもつ単一過程とみなすことができれば、クリープ破断データと定常クリープ速度データは、よい相関があるはずである。実際にクリープ破断寿命と定常クリープ速度($\dot{\epsilon}_m$)との間には広範囲な材料について

$$Y = C - m \log \dot{\epsilon}_m \dots\dots\dots (12)$$

ここで m および C は材料定数

なる Monkman-Grant の関係が成立することが知られている⁴⁵⁾。Fig. 5 はこのような関係の一例である。同様な関係は破断時間と第三期(加速)クリープ開始点(t_2)の間にも認められる (Fig. 6)⁴⁶⁾。すなわち

$$Y = A + B \log t_2 \dots\dots\dots (13)$$

ここで A および B は定数である。

このようにクリープ変形と破断時間との間にはよい相関があるが、クリープ変形による情報を取入れて長時間寿命を推定する試みはあまりなされていない。また、最近、実用材による非弾性構造解析を進める立場からクリ

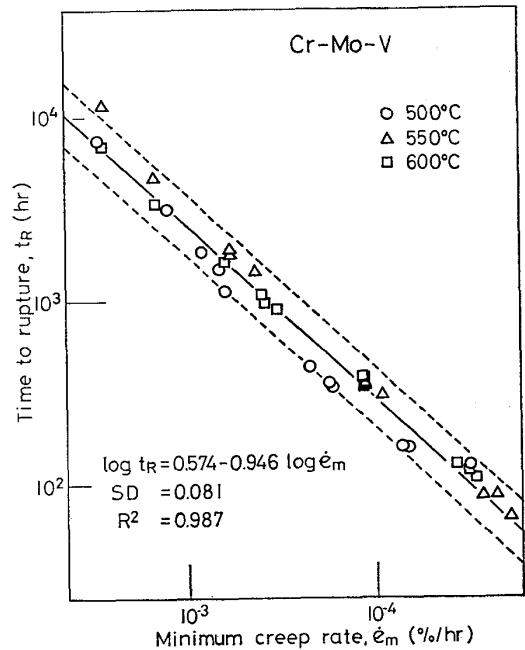


Fig. 5. Monkman-Grant relation for a heat of Cr-Mo-V steel (MONMA⁴⁶⁾).

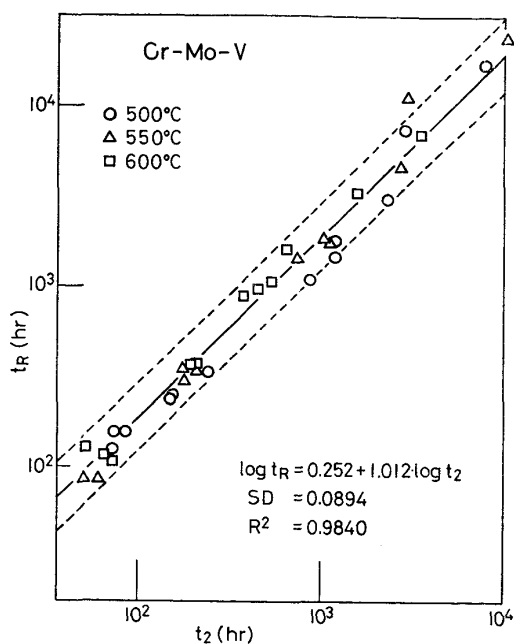


Fig. 6. Linear relationship between time to rupture and time to onset of tertiary creep for the same steel as Fig. 5 (MONMA 46).

ープの構成方程式の検討がさかんであるが⁶⁾、破断データと有機的に結びつくまでには至っていない。

3. クリープ破断データの整理例

3.1 ISO TC 17 の例^{47), 48)}

ISO の TC17 (鉄鋼) では高温の材料特性に関する作業グループ (WG10/ETP) があり、1966 年頃より国際的にデータを収集・整理を行つている¹²⁾。このグループではクリープ破断データを Manson-Brown パラメータ [式 (8)] を用いて解析している。

$$P_{MB} = (Y - Y_b) / (T - T_b)^r$$

$$= B_0 A_0(X) + B_1 A_1(X) + B_2 A_2(X)$$

$$+ \dots + B_k A_k(X) \dots \dots \dots (14)$$

ここで A_k は $X (= \log S)$ に関する K 次の直交多項式で、 B_k は直交係数である。式 (8) におけるパラメータ定数 Y_b , T_b および r の決定は、式 (14) が Y について非線型のためまず r と T_b に初期値とあるきざみを与え、 Y についての残差平方和を最少になるように Y_b を決める。最適なパラメータ定数を得るために、順次きざみを細かくしていく「Scan 法⁴⁹⁾」によつている。この方法によるパラメータ定数の最適化は計算機の能力によつてはかなりの時間を要する場合があるが、クリープ破断曲線に折れ曲がりがある場合や長時間で劣化を示すヒートに対しては、単純なパラメータ法 (LM や OSD) では大きな誤差が出ることが多いので、有効な方法である⁵⁰⁾。しかし ISO では多数のヒートから得られた大量のクリープ破断データを一括して扱つているため、ヒート間の大きなばらつきを含んだままで評価しており、最終的に

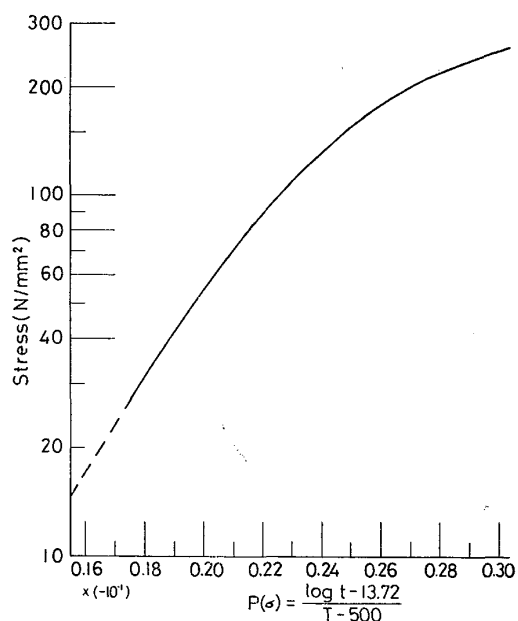


Fig. 7. ISO master rupture curve for 316 SS, temperature range 550-750°C¹²⁾.

Table 2. Test duration and minimum number of specimens to derive 100 000h rupture strength to meet ISO requirements⁵¹⁾.

Test series	Approximate test duration, h	Minimum total number of cast samples required
A	1 000	All samples
	3 000	//
	10 000	//
B	30 000	6
C	50 000	2

採用されている主破断曲線は Fig. 7 のように大部分が Manson-Haford パラメータ (Manson-Brown パラメータで $r=1$ とおいたもの) で表わされている [文献 12) の SG-53]。このような解析の結果から、ISO ではクリープ域で 10 万 h 以上も使用される圧力容器用鋼材の長時間寿命予測を確実にを行うためには少なくとも Table 2 のような A, B, C の段階的な長時間試験が必要であるとしている⁵¹⁾。

3.2 NRIM クリープデータシートの例⁵⁰⁾

NRIM (金属材料技術研究所) クリープデータシート試験では 1967 年以来、日本鉄鋼協会クリープ委員会 (担当分科会主査：田中良平教授、東京工業大学) からの要請を受けて、供試材のサンプリングの段階から、周到に計画し、系統的に 10 万 h 目標の長時間試験を実施している。得られたデータは約 1 万 h までの時点では生のまま、3 万 h の時点では予備的なデータ整理結果を含

めて増補改訂版 (このとき CDS 番号の末尾に A がつけられる) を刊行している (Table 1).

クリープ破断データの整理は原則としてそれぞれのヒートごとに、標準的な TTP 法である Larson-Miller, Orr-Sherby-Dorn, Manson-Haford および Manson-Brown パラメータ [式 (3), (5), (7), (8)] を用いて式 (14) のような対数応力の直交多項式で整理している. パラメータ定数 Y (対数破断時間) の残差平方和が最小となるように最適化している. すなわち $i=1, 2, \dots, n$ 個のデータに対して式 (14) のような X (対数応力) に関する直交多項式を考えたとき K 次の多項式係数は

$$B_K = \frac{\sum_{i=1}^n P_i \cdot A_K(X_i)}{\sum_{i=1}^n [A_K(X_i)]^2} \dots\dots\dots (15)$$

で与えられるので⁴⁹⁾, 式 (14) によるパラメータ値 P_i の推定値 \hat{P}_i は次式のようにになる.

$$\hat{P}_i = \sum_{j=0}^k B_j A_j(X_i) \dots\dots\dots (16)$$

従つて Y_i の推定値 \hat{Y}_i は Lerson-Miller あるいは Orr-Sherby-Dorn パラメータについては式 (3) あるいは (5) から次のようになる.

$$LM : \hat{Y}_i = \hat{P}_i / T_i - C \dots\dots\dots (17)$$

$$OSD : \hat{Y}_i = \hat{P}_i + Q / (2.303RT_i) \dots\dots\dots (18)$$

このとき Y に関する残差平方和は

$$S_E(K) = \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2 \dots\dots\dots (19)$$

これに式 (17) または (18) を代入して式 (16) を用いて整理すると

$$LM : S_E(K) = \sum_{i=1}^n [Y_i + C - (1/T_i) \sum_{j=0}^k B_j \cdot A_j(X_i)]^2 \dots\dots\dots (20)$$

$$OSD : S_E(K) = \sum_{i=1}^n \{Y_i - [\sum_{j=0}^k B_j \cdot A_j(X_i) + Q / (2.303RT_i)]\}^2 \dots\dots\dots (21)$$

式 (20) および式 (21) はいずれもパラメータ定数 C または Q に関する二次式なので, その最小値は

$$LM : C = \frac{\sum_{i=1}^n [-Y_i + (1/T_i) \sum_{j=0}^k B_j A_j(X_i)]}{\sum_{i=1}^n 1} \dots\dots\dots (22)$$

$$OSD : Q = 2.303R \frac{\sum_{i=1}^n T_i [Y_i - \sum_{j=0}^k B_j A_j(X_i)]}{\sum_{i=1}^n T_i} \dots\dots\dots (23)$$

のときである. このようにして最適化されたパラメータを用いた主破断曲線は X に関する K 次の直交多項式であるが, 最適な次数の決定は危険率 5% の F 検定によつて行われる. すなわち, 式 (14) の右辺の直交多項式の次数 K を 0 から最高 5 次まで順次上げて行き, 各ステップにおいて分散分析を行つて有意となつた最高の次数を採用している³⁶⁾.

パラメータ法によるあてはめの良さは, 一般に次式の標準誤差ではかられる.

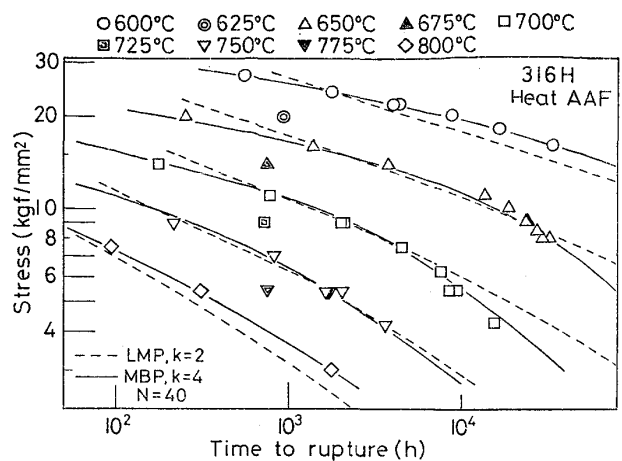


Fig. 8. Comparison of data fit with simple Larson-Miller and non-linear Manson-Brown parameters for Heat AAF of 316H steel tube (MONMA, et al⁵⁰⁾).

$$SEE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{n - k - 1 - m}} \dots\dots\dots (24)$$

ここで, $\hat{Y} = \log t_R$ の推定値, n = データ点数, k = 次数 m = パラメータに含まれる定数の数.

このような方法によつて多数のヒートを個別に扱うと, 大部分のヒートについて LM または OSD パラメータを用いて Y についての標準誤差が約 0.1 以下で良好なあてはめが可能であつたが Fig. 8 のように長時間側でクリープ破断特性の劣化が認められたヒートについては, より複雑な非線型パラメータを必要としている.

パラメータ法の有効性を示すもう一つの尺度である外挿性 (predictability) をはかる量として, 次式で与えられる長時間データによる Y の RMS (root-mean-squares) 値がある⁵²⁾.

$$RMS = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{n_L} (Y_j - \hat{Y}_j)^2}{n_L - 1}} \dots\dots\dots (25)$$

ここで n_L = 長時間データの数

式 (25) は一組の破断データのうち短時間側のデータ, 例えば 1 万 h 以内, のみを用いてパラメータのあてはめを行い外挿値と実測値との差をみるものである.

Table 3 は 3 種のオーステナイト鋼管材について得られている NRIM クリープ破断データのうち, 破断時間が 1 万 h 以下のデータのみを用いて主破断曲線のあてはめ (SEE) を行い, 得られた結果を外挿して, 1 万 h 以上の実測データとの比較 (RMS) を行つたものである. 十分な精度で外挿を行うためには, 特に長時間データに対するあてはめがうまく行くことが必要条件である. しかしこの例のようにあてはめ性 (SEE) と外挿性 (RMS) の傾向は必ずしも一致しないことがある.

3.3 53-P. FCI の例⁵³⁾

日本溶接協会 P. FCI 小委員会 (主査: 飯田国広教授, 東京大学) では高速炉構造材料の設計許容応力を評

Table 3. Results of regression analysis for two heats of 304H, 316H and 321H steels using short time data less than 10 000 hours. Degree of polynomial, calculated standard error of estimate (SEE), optimized parameter constants, and root mean squares (RMS) of long time data⁵⁰.

TTP method	Steel type	304H		316H		321H	
	Heat No.	ABA	ABE	AAF	AAL	ACC	ACM
	Data size	26	28	30	22	21	23
LMP	Degree	2	3	2	2	2	1
	SEE	0.1009	0.0878	0.1371	0.0786	0.0790	0.0834
	C	18.2317	19.8818	14.8002	21.6958	14.3805	15.1214
	RMS	0.5318	0.2731	0.3306	0.1073	0.1062	0.1167
OSDP	Degree	2	3	2	2	2	2
	SEE	0.0826	0.0624	0.1178	0.0617	0.0792	0.0709
	Q	96740	99665	81890	107075	79198	79639
	RMS	0.4715	0.1952	0.2232	0.0980	0.0925	0.1506
MHP	Degree	3	4	4	3	2	2
	SEE	0.0744	0.0387	0.0562	0.0487	0.0676	0.0689
	Y _a	11.1341	10.5915	6.8820	9.6952	16.2476	11.5115
	T _a	610.0	630.0	780.0	680.0	240.0	520.0
	RMS	0.2901	0.0843	0.1158	0.1744	0.0685	0.1320
MBP	Degree	3	4	4	3	2	2
	SEE	0.0744	0.0387	0.0534	0.0438	0.0574	0.0675
	r	0.4	1.1	0.7	0.1	9.0	0.5
	Y _b	21.5678	9.8897	8.4830	68.0486	7.6433	16.9948
	T _b	640.0	630.0	780.0	690.0	-1200.0	590.0
	RMS	0.3685	0.0849	0.0810	0.1589	0.1062	0.1511

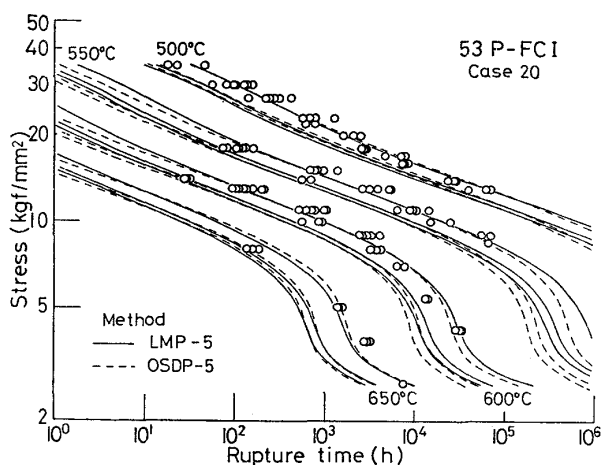


Fig. 9. TTP fit for nine heats of annealed #2 1/4 Cr-1Mo steel tubes (Case 20 of Table 4). Three curves at each temperature indicate average (50%), 95% and 99% lower prediction intervals. Two TTP models of Larson-Miller and Orr-Sherby-Dorn are applied to correlate the rupture data plotted³⁾.

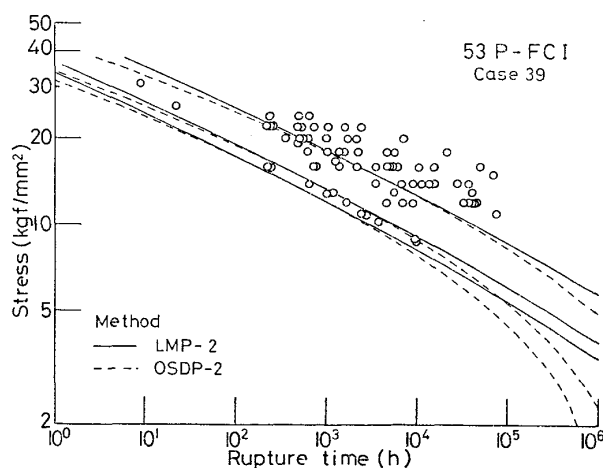


Fig. 10. TTP fit for 14 heats of 304 steel including weldment data, rupture curves at 600°C (Case 39 of Table 5)³⁾.

理している。

パラメータ定数の最適化および主破断曲線の決定には前節と同じアルゴリズムを用いているが、この解析ではさらにデータのばらつきに基づいて 95% および 99% の予測区間 (prediction intervals) を算出しているのが特徴である。Fig. 9 および 10 はその結果の一部で複数のヒートを一括して扱った場合を示している。2 1/4Cr-

価検討するため、国産材について大量のクリーブ破断データを、最も標準的な TTP である Larson-Miller および Orr-Sherby-Dorn パラメータを用いて統計的に整

Table 4. Summary of TTP correlation for 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel tubes³⁾.

Case No.	Input data	Data size	Larson-Miller method				Orr-Sherby-Dorn Method			
			Degree	C	SEE	CDO (%)	Degree	Q	SEE	COD (%)
1	Heat 1- 7 (Ann)	20	5	21.044	0.0898	99.46	5	93 187	0.0812	99.56
2	Heat 1- 8 (Ann)	22	3	20.690	0.1341	98.52	5	92 904	0.0831	99.49
3	Heat 1- 9 (Ann)	21	4	20.821	0.1040	99.15	4	92 761	0.0883	99.39
4	Heat 1-22 (Ann)	12	1	17.765	0.1072	98.58	1	80 856	0.0991	98.78
5	Heat 1-23 (Ann)	13	2	19.319	0.1266	98.14	1	80 212	0.1364	97.60
6	Heat 1-24 (Ann)	13	2	20.186	0.0961	98.67	2	87 110	0.0832	99.00
7	Heat 1-25 (Ann)	11	3	22.325	0.0697	99.10	1	89 507	0.1332	95.66
8	Heat 1-26 (Ann)	11	1	21.682	0.1804	92.56	1	93 650	0.1515	94.75
9	Heat 1-27 (Ann)	11	4	22.331	0.0402	99.75	4	96 338	0.0461	99.67
10	Heat 1- 1 (NT)	22	3	20.492	0.0935	99.08	3	91 970	0.0825	99.29
11	Heat 1- 2 (NT)	21	4	21.005	0.1237	98.73	5	93 825	0.0801	99.50
12	Heat 1- 3 (NT)	21	3	20.706	0.1286	98.23	3	92 369	0.1085	98.74
13	Heat 1- 4 (NT)	18	5	19.303	0.0952	99.37	4	86 398	0.0936	99.33
14	Heat 1- 5 (NT)	20	2	18.248	0.2057	96.31	2	84 151	0.1969	96.62
15	Heat 1- 6 (NT)	27	5	20.149	0.0896	99.22	5	89 878	0.0759	99.44
16	Heat 1-10 (NT)	16	3	20.032	0.1206	98.44	5	90 683	0.0649	99.63
17	Heat 1-11 (NT)	15	1	19.301	0.1542	96.48	5	92 154	0.0665	99.56
18	Heat 1-12 (NT)	16	3	20.454	0.1024	98.55	4	93 001	0.0765	99.26
19	Heat 1-29 (NT)	15	1	19.998	0.0862	99.07	2	85 931	0.0782	99.30
20	All Ann. heats	134	5	19.097	0.1693	96.64	5	85 252	0.1694	96.64
21	All NT heats	191	5	19.730	0.2293	93.62	5	88 310	0.2279	93.69
22	All heats	325	5	19.499	0.2220	94.20	5	87 126	0.2216	94.23

Table 5. Summary of TTP correlation for 304 steel³⁾.

Case No.	Input data*)	Data size	Larson-Miller method				Orr-Sherby-Dorn method			
			Degree	C	SEE	COD (%)	Degree	Q	SEE	COD (%)
23	Heat 2- 1 (P)	19	2	19.398	0.0550	99.31	2	85 306	0.0484	99.46
24	Heat 2- 4 (P)	16	2	20.490	0.0932	98.16	2	91 423	0.1172	97.08
25	Heat 2- 6 (P)	13	1	18.825	0.1482	96.35	2	84 714	0.1335	97.33
26	Heat 2- 9 (T)	38	2	14.162	0.1959	93.41	3	79 832	0.1596	95.75
27	Heat 2-10 (T)	25	1	18.806	0.1683	97.20	1	96 431	0.1533	97.68
28	Heat 2-11 (T)	26	1	19.296	0.1108	98.55	2	97 030	0.0862	99.16
29	Heat 2-12 (T)	21	1	18.338	0.1165	98.63	1	93 460	0.1005	98.98
30	Heat 2-13 (T)	44	1	17.682	0.1246	97.92	3	92 419	0.0941	98.87
31	Heat 2-14 (T)	23	1	20.096	0.1019	98.69	3	101 652	0.0826	99.22
32	Heat 2-17 (T)	29	1	20.142	0.2075	93.11	3	105 438	0.1437	96.95
33	Heat 2- 2 (W)	22	1	17.000	0.1202	97.18	2	79 481	0.0954	98.32
34	Heat 2- 3 (W)	15	1	17.786	0.1847	94.29	2	83 823	0.1479	96.64
35	Heat 2- 5 (W)	21	1	14.259	0.1358	94.11	4	72 959	0.1008	97.29
36	Heat 2-19 (W)	6	1	24.324	0.2167	95.06	1	100 959	0.2370	94.10
37	All base metals	254	2	16.077	0.3070	87.46	5	82 041	0.3077	87.56
38	All weldments	64	1	11.599	0.2924	85.27	3	57 919	0.2782	87.10
39	All heats	318	2	11.133	0.4297	74.53	2	59 031	0.4320	74.25

*) P=Plate, T=Tube, W=Weldment

1Mo 鋼でのクリープ破断曲線の折れ曲がり X (対数応力) の 5 次式ではめられている。

一般に複数のヒートによる大量のデータを一括して扱うと Table 4 および 5 の末尾に示すようにヒート内のばらつき ($SEE \leq 0.1$) よりもヒート間のばらつき ($SEE \geq 0.2$) の方が大きいので当然のことながら信頼区間の幅

も広がっている。このように多数のヒートのデータを一括して一つの母集団からのサンプルと考えた場合は、長時間側のデータは主として弱いヒートによるものが必然的に多くなり、各ヒート毎に独立して扱って「平均値」としたものより控え目の値となる⁴⁾。従つて、「欠測値」を含む長時間データの処理方法が問題となる。

4. クリープ破断寿命予測に関する最近の話題

4.1 余寿命の推定

近年、高温で長時間運転された機器における材料の損傷評価がプラントの安全性・信頼性を維持して行くために必要となつてきている⁴⁾。クリープによる材料の損傷については1938年にROBINSONが線型損傷則を提唱して以来、

$$\sum t_i/t_{Ri} \approx 1.0 \dots\dots\dots(26)$$

の線型寿命損傷則 (linear life fraction damage rule) によつて評価できるとされているが、いくつかの例外も示されている⁵³⁾。

式(26)の適用に当つては使用前の材料のクリープ破断特性が知られていること、ならびに温度、応力(圧力)および運転時間についての記録が必要である。HART⁵⁴⁾

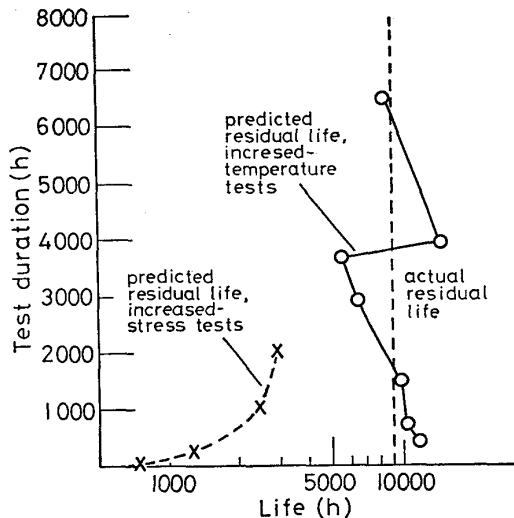


Fig. 11. Residual-life prediction from increased-stress tests compared with those from increased-temperature tests for 1Cr-1/2 Mo steel tube (HART⁵⁴⁾).

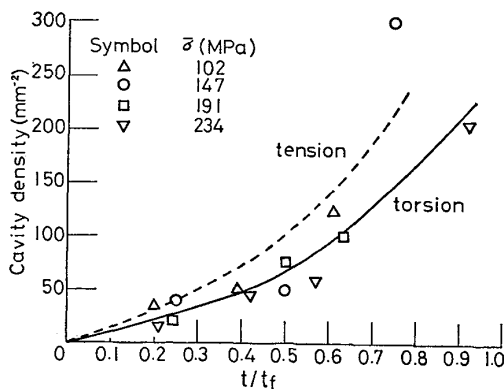


Fig. 12. Plot of cavity density vs. life fraction for nimonic 80A, where t_f is fracture life (DYSON and McLEAN⁵⁶⁾).

は寿命の8割(33000h)まで使用された1Cr-1/2Mo鋼ボイラ管について、加速的なクリープ破断試験を行い、結果を式(26)と比較している。使用後の加速クリープ破断試験は応力増加法と温度上昇法とを試み、応力増加法では式(26)による値は0.83~0.89となるが温度上昇法では0.93~1.09ではほぼ満足すべき結果を得ている(Fig. 11)。

式(26)をひずみについて書くと

$$\sum \epsilon_i/\epsilon_{Ri} \approx 1.0 \dots\dots\dots(27)$$

となり、Strain fraction ruleとなる。この方法は使用中のひずみ測定が困難あるいは不可能な場合が多いので、式(26)ほど一般的でないが、使用中の顕著なクリープ変形、例えばボイラ管のふくれ(膨出)は破壊に対する警告となり、非破壊的・現場的な推定法である⁵⁵⁾。しかしながら、長期間のクリープでは一般に材料は脆化し破壊様式も粒内から粒界へ変化し、破断延性が小さくなることが多いなどのため、最近クリープ損傷の評価をキャビティあるいはボイド量(密度変化)⁵⁶⁾、炭化物の析出状態の変化⁵⁷⁾、細束X線によるミスオリエンテーション測定⁵⁸⁾などマイクロ組織変化と結びつくと考えられる因子によつて行う試みも盛んである。

Fig. 12はNimonic 80Aについてキャビティ密度がクリープ変形と共に増加することを示したものである⁵⁶⁾。

4.2 TTP法以外の外挿法

これまでに得られているクリープ破断データはかなりの量になり、設計許容応力強さの設定のように信頼性工学的な立場からデータ解析を進め、より客観的な評価を行うため、計算機による統計的なデータ処理が一般的になりつつある。従つて、破断データを表現するモデル式もTTPにとらわれず、より複雑なモデルの適用が可能である。

米国では、MPC-ASTM-ASME共同でクリープデータの外挿法を研究しているグループ(主査: R. M. GOLDHOFF, GE)が1970年からTTP法のみならず、「MEGA (Manson-Ensign Generalized Analysis)」プログラム(最新版はMEGA-16)によるMCM (Minimum Commitment Method)や重回帰分析による検討を進めている³⁵⁾⁵²⁾。最新のMCMでは次の式を用いている。

$$Y + AP(T)Y + P(T) = G(S) \dots\dots\dots(28)$$

ここでAは材料の安定性を示す定数、P(T)は温度の関数、G(S)は応力の関数でTTP法の右辺に相当する。式(28)は広範囲な一般性を持ち、これまでに提唱されたほとんどすべてのTTP法を包含している。例えば材料定数Aは-0.2~0.1の範囲で代表的なパラメータ法に対して

- LM : A > 0
- OSD, MS : A = 0

MH : $A < 0$

のように決められる. MCM の特徴は関数 $P(T)$ および $G(S)$ を特定の温度 および 応力の数値の組合せ-station function-として定めることで, 解析はコンピュータとの対話により進められる³⁵⁾.

MCM とは別に最近の新しい試みとして変数選択型モデルによる重回帰分析がある. BOOKER (ORNL) はクリープ破断データ (T, S, Y) を

$$Y = B_0 + B_1 Z_1 + B_2 Z_2 + \dots + B_k Z_k \dots \dots \dots (29)$$

の線型回帰で分析している³⁵⁾. ここで説明変数 Z_k は T あるいは S の変数変換したものまたは組合せで, 例えば $\log T, 1/T, TS, X (= \log S), TX, \log TX, \dots$ etc, の中から有意なものを自動的に選択するプログラム (「SELECT⁵⁹⁾」) を使用している. 同様な試みは Rummeler によつて GIVAR (Generalized Interacting Variable) 法として適用されている⁶⁰⁾.

Booker らはさらに上記の T と S に高温引張強さ (U) を加えて多数の変数の組合せを式 (29) で検討した結果, 304 および 316 鋼について最終的に Table 6 のモデル式を選択している.

4.3 外挿法の比較, 今後の発展

前節で述べた TTP 法の複雑化・高度化と共に TTP 法の基本的な考察^{29) 61) 62) 63)} もいくつかあるが, 実用材料のような複雑な合金系で広い温度範囲にわたつて $\sim 10^5$ h までの現象を比較的単純な式で記述することは容易でない.

クリープ中の組織変化と破壊過程に関する完全な知識なしにはクリープ破断に関する表示式は得られないはずである.

これまで述べたように, よく計画された試験結果に対してはもしデータをヒートごとに扱えば標準的な TTP 法による曲線のあてはめにより, 対数破断時間の標準誤差は約 0.1 程度以下でほぼ満足すべきあてはめが可能である. ところが外挿の精度, 特に必要な 10^5 h 以上については現実にデータがないので, 現段階では「どの方法が最も良いか?」には確答できない. このようなオーダーでの寿命予測の精度を確認する手段としては実際の高

Table 6. Models chosen as optimum to describe rupture life for multiheat data sets of 304 and 316 SS (Booker³⁵⁾).

Model No.	Independent variables in Eq. (29)		
	Z_1	Z_2	Z_3
1	X/U	U/T	XU
4	U/T	$1/T$	X/T
7	$1/(UT)$	U	UX
27	X	S	$1/T$

$X = \log S, T = \text{temperature (K)}, S = \text{stress (MPa)}, U = \text{UTS at temperature (MPa)}$.

Table 7. Comparison of 100 000-h rupture strength (kgf/mm²) extrapolated by some experts using nine heats of NRIM rupture data for 304 SS ³⁵⁾.

Analysers	600°C	650°C	700°C
Conway	10.6	6.0	4.2
Booker	12.0	7.7	4.6
Manson/Ensign	8.4	5.6	3.5
NRIM*	11.8	6.8	—

* Based on Manson-Brown parameter method with more data points than other analysis, see NRIM/CDS/No. 4A (1978).

温機器による使用経験あるいは長時間破断データしかない訳で, データの蓄積による手法の再評価が今後ますます重要性をますますもつと思われる. また大きなばらつきを示す多数のヒートからのデータを扱う基準についても統計的な手法がまだ確立されていない.

最後に外挿法の現状を示すものとして最新の手法による 10^5 h クリープ破断強さの外挿値の比較を Table 7 に示す³⁵⁾. いずれの手法が最良であったかは, 今後 5 年以内に NRIM クリープデータが 10^5 h 範囲に入るのでその時に判定されるであろう.

5. 結 言

クリープ破断寿命を予測する手法について最近の主要な成果から得られた結果を要約すれば次の通りである.

(1) もしクリープ破断データをヒートごとに区別して整理すれば, 標準的な TTP 法による曲線のあてはめにより対数破断時間の標準誤差が約 0.1 以下で主破断曲線が得られる.

(2) TTP 法のみならず, 一般的な重回帰分析の手法でコンピュータと対話しながら解析を進めて行くことが可能となりつつある.

(3) クリープ破断寿命の予測を冶金学的な面から進めるためには実用材についてクリープ中の組織変化とクリープ破壊についての定量的な知見 (クリープダメージの評価) が必要である.

(4) 実際の高温機器で長時間使用された材料についての検討は一般に不十分であり, 今後はこの方面からのデータの供給が望まれる. これらの知見は余寿命の予測をより信頼性のあるものにするであろう.

(5) 外挿法の正当性をチェックするために組織的, 計画的な試験計画によつて得られる長時間データの蓄積は今後の発展に欠かせないものである.

文 献 (*印のものは総説あるいはシンポジウム 論文集など)

- * 1) 1978 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, [ASME]
- 2) 通商産業省工業技術院: 大型プロジェクトニュー

- ス, (1976), p. 33
- 3) 飯田国広 (主査): 53 P. FCI 報告書, (1978), [日本溶接協会]
 - 4) Proc. Intern. Symposium, Prediction of Residual-Life Time of Constructions Operating at High Temperature, The Hague, (1977), [Netherlands Institute of Welding (NIL)]
 - 5) 笠原晃明, 藤田利夫: 鉄と鋼, 63 (1977), 11, S. 855; および笠原晃明: 第 20 回腐食防食シンポジウム資料, (1978), p. 1, [腐食防食協会]
 - 6) 山田嘉昭 (主査): 非弾性構造解析法の実用化に関する研究 (I), (1977), [日本機械学会]
 - 7) BSCC: Proc. Symposium, "The Presentation of Creep Strain Data", (1972), [BSC]
 - 8) ASTM Data Series, 例えば DS 5 (オーステナイトステンレス鋼), DS 6 (Cr-Mo 鋼) など
 - 9) BSCC High-Temperature Data, London, (1973), [The Iron and Steel Institute]
 - 10) Ergebnisse deutscher Zeitsandversuche Langer Dauer, (1969), [VDEh]
 - 11) Results of High-Temperature Creep Test in French Steels, (1972), IRSID
 - 12) ISO/TC17/WG10/ETP-関係, 代表例として
 - SG31 (MG/QF/169/69) 304 鋼
 - SG32 (MG/QF/170/69) 316 鋼
 - SG11, -SG58 データ整理法
 - SG53 (MG/QF/301/71) 平均破断応力値表
 - 13) 日本学術振興会・第 129 委員会・第 3 分科会: 金属材料高温強度データ集 (平修二編), 第 1 編 低合金鋼編 (1964); 第 2 編 ステンレス鋼編 (1968), [養賢堂]
 - 14) 日本高圧力技術協会: 溶接継手 高温強度 データ集, (1967), [産報]
 - 15) 耐熱鋼高温特性 データ・シート (田中良平編), (1978) [ステンレス協会]
 - 16) T. KAWADA: Proc. of the 1971 International Conf. on Mechanical Behavior of Materials, Vol. III, (1972), p. 142
 - 17) 横井 信: 材料, 22 (1973) 234, p. 188
 - 18) 日本鉄鋼協会 金属材料高温強度データ集 第 1 編 低合金鋼編 (1972), 第 2 編 ステンレス鋼編 (1975), 第 3 編 炭素鋼及び鋳鉄編 (1977), 第 4 編 超合金編 (仮名, 近刊)
 - 19) D. COUTSOURADIS and D. K. FAURSHCHOU: Cooperative Creep Testing Programme, AGARD-R-581-71, (1971), [NATO]
 - 20) BSC Research Report, PROD/A/7891/-/76/B, International Collaborative Creep Rupture Programme: 4th Progress Report, (1976)
 - 21) J. GRANACHER and J. SCHOLZ: Materialprüfung, 15 (1973), p. 116
 - 22) 日本鉄鋼協会 クリープ委員会: 資料, (1968)
 - *23) G. V. SMITH: J. Mat. 4 (1969), p. 878
 - 24) J. H. BENNEWITZ: Joint Int. Conf. on Creep, (1963), Paper 69 [ASME/ASTM/IME]
 - 25) E. BROZZO: 同上, Paper 67
 - 26) 横井 信, 新谷紀雄, 田中秀雄: 学振 123 委耐熱金属材料研究報告, 15 (1974), p. 113
 - *27) H. P. van LEEUWEN: Predicting Material Behaviour under Load, Time and Temperature Conditions, AGARD Report 513 (1965), [NATO]
 - *28) R. M. GOLDHOFF et al.: Time-Temperature Parameters for Creep-Rupture Analysis, (1968), ASM Publ. No. D8-100
 - 29) M. GOUNES: Trans. ASME, Ser. D, March (1969), p. 59
 - 30) F. R. LARSON and J. MILLER: Trans. ASME, 74 (1952), p. 765
 - 31) R. L. ORR, O. D. SHERBY, and J. E. DORN: Trans. ASM, 46 (1954), p. 113
 - 32) S. S. MANSON and G. SUCCOP: ASTM, STP 174, (1956), p. 40
 - 33) S. S. MANSON and A. M. HAFERD: NACA, TN 2890, (1953)
 - 34) S. S. MANSON and W. F. BROWN, Jr.: Proc. ASTM, 53 (1953), p. 693
 - *35) G. V. SMITH (Ed.): Characterization of Materials for Service at Elevated Temperatures, 1978 ASME/CSME Montreal Pressure Vessel and Piping Conf., MPC-7 [ASME]
 - 36) 河田和美, 横井 信, 田中千秋, 門馬義雄, 新谷紀雄: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 1034
 - 37) P. K. RAUT and W. R. CLOUGH: Trans. ASME, Ser. D. (March, 1972), p. 7
 - 38) D. R. RUMMLER: Proc. Int. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temp. Applications, Paper 13 (1973-74), [IME]
 - 39) G. MURRY: Joint Int. Conf. on Creep, Paper 73 (1963), [IME]
 - 40) Yu. RABOTNOV: Creep Problems in Structural Members, (1969), [North Holland]
 - 41) H. CONRAD: Trans. ASME, 81D (1959)
 - 42) 例えば G. M. SELLARS: Creep Strength in Steel and High-Temperature Alloys, (1974), p. 20 [The Metals Soc.]
 - 43) O. D. SHERBY et al.: Met. Trans. 8A (1977), p. 843
 - *44) A. J. PERRY: J. Mat. Sci., 9 (1974), p. 1016
 - 45) F. C. MONKMAN and N. J. GRANT: Proc. ASTM, 56 (1956)
 - 46) Y. MONMA: Unpublished work
 - 47) ISO/TC17/WG10/ETP-SG (Secretariat-51) 58
 - 48) R. J. JHONSON and P. R. TAYLOR: Computational Techniques as an Aid in Physical Metallurgy, (1971), p. 11 [ISI]
 - 49) A. MENDELSON, et al.: NASA-TN-D 2975, (1965)
 - 50) 門馬義雄, 池田定雄, 馬場栄次, 宮崎昭光, 森下弘, 横井 信: 学振第 123 委耐熱金属材料委研究

- 報告, 18 (1977), p. 149
- 51) ISO/TC17/WG10/ETP (Secretariat-54), MG/Q/129/70
- *52) R. M. GOLDHOFF: J. Testing and Evaluation, 2 (1974), p. 387
- 53) J. W. FREEMAN and H. R. VOORHEES: ASTM STP 391, (1965) [ASTM]
- 54) R. V. HART: Metals Tech., (Jan. 1976), p. 1
- 55) 浅井幸一, 大友 暁, 雑賀喜規: 鉄と鋼, 64 (1978), 11, S. 866
- 56) B. F. DYSON and D. McLEAN: Metal Sci. J., 11 (1977), p. 37
- 57) 例えば C. M. SELLARS: Creep Strength in Steel and High-Temperature Alloys, (1972), p. 20 [The Metals Soc.]
- 58) 砂本大造ほか: 三菱重工技報, 14 (1977), p. 19
- 59) R. R. HOCKING and R. N. LESLIE: Technometrics, 9 (1967), p. 531
- 60) D. R. RUMMLER: ASTM STP 626, (1976), p. 110
- 61) L. C. HITZEL and O. D. SHERBY: Ref. (28), p. 115
- 62) R. B. CLOUGH: Scripta Met., 9 (1975), p. 1325
- 63) G. D. JOHNSON, J. L. STRAALSUND and G. L. WIRE: Mat. Sci. Eng., 28 (1977), p. 69