クリープ変形に基づく Cr-Mo-V 鋼の余寿命評価*

西野 精一^{*1}, 塩沢 和章^{*1}
齊藤 憲一^{*2}, 中久 文^{*2}

Remaining Life Estimation in Cr-Mo-V Steel Based on Creep Deformation

Seiichi NISHINO, Kazuaki SHIOZAWA,
Kenichi SAITO and Hisahumi NAKA

The remaining life estimation method based on creep deformation behavior was developed in this study. Constant load creep tests in Cr-Mo-V steel was used for 91 600 h experienced start/stop operation and 131 times in a turbine rotor were performed at 773 K, 823 K and 873 K in air. Creep strain curve was approximated by the modified theta-projection method, which was proposed by K. Maruyama et. al.⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾ as the following equation: $\epsilon = \epsilon_0 + A\{1 - \exp(-at)\} + B\{\exp(at) - 1\}$. A determination method for cut-off strain was proposed in this study and it is 2% offset strain due to stationary creep. From this investigation, the following conclusions were obtained. (1) Modified theta-projection method was able to express the entire creep region from primary stage to tertiary stage except just before the rupture of the material. (2) Coefficients A and B were invariable with tested conditions. Constant α was related to applied stress, tested temperature and degree of damage. It was found that the α is related to the vickers hardness of the material. (3) Estimation of creep curves up to the tertiary stage was possible from the knowledge of vickers hardness of the material, and remaining lives under actual conditions were estimated on the basis of the creep curve prediction.

Key Words: Creep, Cr-Mo-V Steel, Creep Deformation, Remaining Life Estimation, Theta-Projection Method

1. 緒 言

近年原子力発電プラントの基底運用に伴い火力発電プラントは頻繁に起動停止を行う苛酷な運用状況にさらされている。また、現在稼働中の火力発電プラントの多くは運転開始から相当期間を経ており、それらの安全性と経済的運用のためには強度部材の余寿命を精度よく推定する必要があると多くの研究が行われている⁽¹⁾。例えば、日本鉄鋼協会構造材料の信頼性評価技術部会では耐熱鋼の高温クリープおよびクリープ疲労損傷材のレプリカ法による非破壊的損傷量/寿命評価について系統的な研究が行われた⁽²⁾。高温構造物の設計においてはクリープ破断だけでなくクリープ変形に関する基準も重要であり、例えば ASME Boiler and Pressure Vessel Code では 1% の全ひずみの発生や第 3 期クリープの開始も基準とされている。しかし、これまでの研究の多くは破断寿命を基準とした損傷量の推定や寿命の推定が中心であり、クリープ変形を基準とした余寿命評価に関する研究はほとんど行われていない。高精度のクリープ損傷の評価を行うに当たっては

クリープ破断寿命を精度よく求めるだけでなく、一定のひずみが生じるまでの時間を使用限界として余寿命推定を行う必要があり、第 3 期クリープを含めたクリープ変形挙動を推定し、それに基づく余寿命評価技術の確立が重要である。

本研究では長期間使用した火力発電用タービンのロータから採取した試験片を用いてクリープ試験を行い、第 3 期までのクリープ曲線を数式的に近似し、近似式の係数を非破壊測定結果を用いて推定することによるクリープ曲線の推定および余寿命評価法の検討を行った。

2. 供試材および実験方法

2.1 供試材 本研究に用いた供試材は、運転時間 91 600 時間、起動停止回数 131 回の火力発電用タービンのロータから切り出した Cr-Mo-V 鍛鋼であり、その化学成分を表 1 に示す。試験片採取部は図 1 に示す高・中圧ロータ高圧側(H.P.)の高温部(H.T.)と中温部(M.T.)および高温にさらされていないカップリング部(CP.)である。高温部からは外周に近い表層側(H.T.S.)と中心孔に近い内面側(H.T.I.)の 2 箇所より試験片を採取した。試験片はその軸方向とロータの周方向が一致するように採取した。本研究ではカッ

* 原稿受付 平成 4 年 12 月 11 日。

^{*1} 正員, 富山大学工学部 (〒930 富山市五福 3190)。^{*2} 北陸電力(株)技術研究所 (〒930 富山市久方町 2-54)。

プリング部を未使用材に相当する材料として、他の部位との比較に用いた。本供試材の引張試験結果を表 2 に示す。表 2 より採取各部の機械的性質に大きな差がないことがわかる。なお、FEM 解析による本タービンの定常運転時の各部の応力および温度を図 1 中の表に示す。

2・2 実験方法 実験はレバー式クリープ試験機にて、大気中、温度 773 K, 823 K, 873 K のもとで一定荷重クリープ試験を行った。試験片は直径 10 mm の平滑丸棒試験片を用い、平行部標点間(距離 50 mm)のひずみを伸び計で計測した。また、各部の硬さはクリープ試験前の試験片を用いてビッカース硬度計(1 000 g)で計測した。

3. クリープ曲線近似方法

3・1 近似曲線 クリープ曲線を数式的に表現する方法は数多く提案されているが⁽³⁾、寿命あるいは損傷率の推定にクリープ曲線を利用する場合、第 3 期までのクリープ曲線の近似が必要である。第 3 期クリープまで近似する方法としては Evans ら⁽⁴⁾ による次式の Theta Projection 法が提案されている。

$$\varepsilon = \theta_1 \{1 - \exp(-\theta_2 t)\} + \theta_3 \{\exp(\theta_4 t) - 1\} \cdots (1)$$

ここで、 ε はひずみ、 t は時間、 $\theta_1 \sim \theta_4$ は温度と応力に依存する材料定数である。上式の第 1 項は第 1 期クリープ(遷移クリープ)に、第 2 項は第 3 期クリープ(加速クリープ)に対応する。上式は第 3 期までのクリープ曲線を比較的忠実に表現できるが、係数が多く計算が複雑である。丸山ら^{(5)~(7)} は上式に初期ひずみ ε_0 の項を加え、二つの指数項の係数を一つにした($\alpha = \theta_2 = \theta_4$) 次式の改良 Theta Projection 法を提案している。

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + A \{1 - \exp(-at)\} + B \{\exp(at) - 1\} \cdots \cdots \cdots (2)$$

表 1 供試材の化学成分(wt.%)

C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V
0.30	0.19	0.73	0.38	1.36	1.00	0.26

図 1 試験片採取部位および実働温度応力(FEM)

ここで、 A , B , α は温度と応力に依存する材料定数である。本研究では比較的計算の容易な式(2)を用いてクリープ曲線の近似を行った。

3・2 打ち切りひずみ 近似式を用いてクリープ曲線を表示する際には実験値と計算値の誤差ができるだけ小さいことが必要であるが、式(1)または式(2)で近似する場合、どこまでの実験値を近似計算で用いるのかによって誤差の程度が変化し、また式中の各係数値が異なり、それらの応力および温度依存性も異なることが知られている。したがって、打ち切りひずみの選定はクリープ曲線の近似に対して重要であるが、統一した見解は現在まで明らかにされていない。

式(2)によってクリープ曲線を近似するとき、前述したように二つの係数を一つに単純化しているため、最終破断までのクリープ曲線を対象に近似すると式(1)のそれに比較して誤差が大きくなる。丸山ら^{(5)~(6)} はあらかじめ式(1)を用いて近似計算を行い二つの係数 θ_2 と θ_4 が等しくなるひずみを求めておき、そのひずみを打ち切りひずみ(Cr-Mo-V 鋼で 5.3%程度)として採用し、それ以下のひずみの実測値を対象に $\theta_2 = \theta_4$ の値を α として式(2)に代入して近似計算を行う方法を提案している。しかし、この方法では打ち切りひずみを決定するためにあらかじめ数種の打ち切りひずみに対して式(1)の近似計算を行わねばならず、近似計算の容易さの立場からは不向きである。

一般に、設計や余寿命評価に必要なクリープ曲線は 4~5% のひずみまでのもので十分であることが知られている^{(7)~(8)}。本供試材並びに同等鋼種の第 3 期クリープ開始ひずみは 1~3% 程度であり第 3 期クリープ域までのクリープ曲線を記述するには第 3 期クリープ開始後数%までのひずみを打ち切りひずみに設定して精度良く近似できれば良いことになる。本研究では近似計算を容易に、かつ精度良く行うこと、余寿命推定に際して重要な近似式の各係数を統一的に決定することを目的として打ち切りひずみの選定を行った。すなわち、クリープひずみが第 3 期クリープ開始後一定の値に達したときを打ち切りひずみとするものである。換言すれば第 2 期クリープでのひずみと時間との直線関係から

表 2 供試材の機械的性質

	Temp. T(K)	Proof stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Reduction of area ψ (%)
H.T.S.	R.T.	655	793	15.8	51.0
	823	483	501	18.8	73.0
M.T.	R.T.	655	795	16.2	51.0
	823	471	497	19.6	86.5
C.P.	R.T.	645	794	18.6	54.4
	823	489	521	19.6	76.5

ずれた量(オフセットひずみ)を基準とする方法である。

図2は一例として高温部表層とカップリング部の温度 873 K, 応力 157 MPa の実験で得られたクリープ曲線を近似したときの標準誤差($\sum \Delta_i^2/N$)とオフセットひずみとの関係を示す。ここで、 Δ_i は実験で求めた i 番めのひずみと近似値との差を示し、 N はデータの総数である。また、図の横軸は第3期クリープ開始後のオフセットひずみである。同図より標準誤差はオフセットひずみが2%以下ではほぼ一定で小さく、2%以上で急に増加することがわかる。したがって、オフセットひずみが2%以下のデータで近似を行えば誤差は大きくないと判断される。以上より、本研究ではオフセットひずみが2%までのひずみの実測値を近似対象として式(2)の近似を行った。ちなみに、本研究における打ち切りひずみは4%~6%である。なお、初期ひずみの項 ϵ_0 は弾性計算で求めた。

4. 実験結果および考察

4.1 クリープ試験および硬さ測定結果 クリープ試験で得られた応力とラーソンミラーパラメータ LMP($C=20$)との関係を図3に示す。図よりカップリ

図2 標準誤差と打ち切りひずみの関係

図3 クリープ寿命線図

ング部と中温部の寿命に大差はないが、高温部の材料の寿命低下がみられ、内面側よりも表層側の寿命が短いことがわかる。本クリープ試験の範囲におけるカップリング部のクリープ破断寿命を基準とした高温部表層のクリープ破断寿命の低下率で与えられるクリープ損傷率は約60%である。また、図中の実線は実験点を最小二乗法で二次近似した曲線である。同曲線を用いてクリープ破断寿命を低応力域へ外挿した場合、カップリング部に比べて高温部の寿命が長くなるという推定寿命の逆転が生じるため、本クリープ寿命曲線を用いて実働条件である低応力域へ外挿することは困難と思われる。

表3に各部位から切り出した試験片の硬さ測定結果を示す。同表より高温表層部で最も軟化していることがわかる。カップリング部の硬さを基準に硬さの低下量を求め、桐原ら⁽⁹⁾の報告による硬さ低下量とクリープ損傷率との関係に当てはめると高温部表層および内面側で損傷率はそれぞれ最大44.5%と23.5%である。

4.2 クリープ曲線近似結果 3章で述べた方法により高温部表層側とカップリング部のクリープ曲線を近似した例を図4に示す。図より第3期クリープ域まで良く近似できていることがわかる。また、実験で得られた最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_{\min}$ と近似曲線から求めたそれとを比較した結果を図5に示すが、広範囲にわたってよく一致しており近似は妥当なものと判断される。

得られた近似曲線の係数 A , B および α の応力および温度の依存性を検討するため、図6, 7にそれぞれ

表3 ビッカース硬さ測定結果

	H.T.S.	H.T.I.	M.T.	C.P.
Hv	245	251	257	255

図4 クリープ曲線近似例(873 K, 157 MPa)

A , B と応力との関係を, また, 図 8 に $\alpha \exp(Q/RT)$ と応力との関係を示した。ここで, R は気体定数, T は温度 [K], Q は活性化エネルギー [kJ/mol] である。 Q は α と $1/T$ の線図の傾きから求めることができ, 高温部表層の一例を図 9 に示す。本実験結果より高温部表層では $Q=350$ kJ/mol, 中温部では $Q=358$ kJ/mol の値が得られた。これらの値は丸山ら⁽⁵⁾ が報告している値 (343 kJ/mol) とほぼ一致しており, 試験片採取部位による差はないと考えられ本解析では $Q=350$ kJ/mol 一定とした。

図 5 最小ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{\min}$ の実験値と近似値との比較

図 6 A と応力との関係

図 7 B と応力との関係

図 6 と図 7 より, A と B の値に応力, 温度の依存性, さらには損傷程度の影響はみられずほぼ一定値を示した。ここで, A と B の値の平均値はそれぞれ 1.75×10^{-2} と 9.83×10^{-4} である。丸山らによると式 (2) でクリープ曲線を近似した場合 A , B の値に温度の依存性はないが, 応力の依存性が存在することが報告されている⁽⁵⁾⁽⁶⁾。しかしながら, 本研究の場合, 温度の依存性だけでなく応力の依存性もみられていない。これは 3 章で述べた打ち切りひずみの決定法の違いによるものと考えられ, 本研究で採用した打ち切りひずみの決定法は計算が容易なだけでなく係数 A , B に温度や応力の依存性がないため実機条件のような低応力状態のクリープ曲線を推定する際に有用と考えられる。

図 8 からは, $\alpha \exp(Q/RT)$ と応力との間にはほぼ式 (3) の直線関係が成立し, その直線関係は試験片採取部位によって異なることがわかる。したがって, 試験片採取部位によるクリープ曲線の違いは α のみに表れると判断され, α を他の測定結果から推定することにより式 (2) からクリープ曲線が推定でき, さらに式 (2) 左辺にクリープ破断ひずみを代入することにより余寿命推定が可能となる。

図 8 $\alpha \exp(Q/RT)$ と応力との関係

図 9 α と温度 ($1/T$) との関係 ($\sigma/E=1.3 \times 10^{-3}$)

$$\alpha \exp(Q/RT) = a_0 + a_1 \sigma \dots\dots\dots (3)$$

ここではさらに α の推定方法について検討する。表 2 の結果より引張試験結果には試験片採取部位による差はほとんど表れていないが、表 3 に示した硬さには差がみられる。したがって、本研究では簡便な非破壊パラメータである硬さにより α を推定することを試みた。

$\alpha \exp(Q/RT)$ と応力との関係を最小二乗法により式 (3) で近似し、切片 a_0 および傾き a_1 と硬さとの関係を検討した結果を図 10 に示した。図より、多少ばらつきはあるが a_0 は硬さに関係なくほぼ一定値 ($a_0 = 11.7 \text{ s}^{-1}$) をとり、一方 a_1 と硬さとの間には次式の直線関係が成立することがわかる。

$$a_1 [\text{s}^{-1} \cdot \text{MPa}^{-1}] = 0.0649 - 1.81 \times 10^{-4} H_v \dots\dots (4)$$

4.3 クリープ変形に基づく余寿命推定 前節の結果を基にクリープ変形を硬さから推定することによるクリープ寿命の推定を行った。ここでの推定は (a) 1% のひずみの発生する時間 t_1 、(b) 最小クリープひずみ速度を生じる時間 t_2 および (c) クリープ破断時間 t_r について行った。なお、クリープ変形によるクリープ破断時間の推定にはクリープ破断延性 ϵ_r を推定しておく必要があるが、本実験におけるクリープ破断延性が 17~44% であり、クリープひずみが 10% 以上ではクリープひずみ速度が著しく大きいためクリープ寿命の推定値に差がほとんど生じないことからここでは $\epsilon_r = 10\%$ とした。

図 11 にクリープ実験から得られた寿命と本方法で推定した寿命との比較を示す。図よりいずれの場合にも広範囲にわたってほぼ Factor of 2 の精度で推定が可能となることがわかる。このことから、前述の方法を用いることにより任意のひずみまたはひずみ速度を基準とした余寿命推定が可能と思われる。

さらに、本方法を用いて実働条件に近い低応力域で

のクリープ破断寿命の推定を試みた。すなわち、 α の値を式 (3) より実働条件に近い低応力域まで外挿し、式 (2) 左辺に $\epsilon_r = 10\%$ を代入してクリープ破断寿命を求めた。得られたクリープ破断寿命とラーソンミラーパラメータとの関係を図 12 中の実線で示す。図 12 の実線は、図 3 に示したような低応力域での高温部とカップリング部の外挿データの逆転は生じず、実働条件下のような低応力域のクリープ寿命の推定も可能と

(a) 全ひずみが 1% となる時間 (t_1)

(b) ひずみ速度が最小となる時間 (t_2)

(c) 破断時間 (t_r)

図 10 $\alpha \exp(Q/RT)$ -応力線図の切片 a_0 および傾き a_1 と硬さとの関係

図 11 クリープ寿命の実験値と推定値の比較

図 12 クリープ変形を利用したクリープ寿命線図

思われる。例えば、高温部表層側の温度 796 K、応力 34 MPa のクリープ条件下での損傷率の推定結果は 13.4% となる。本方法による低応力域へのクリープ寿命の外挿については、今後低応力域のクリープ試験データを含めた検証が必要と思われる。

5. 結 言

約 10 万時間使用した火力発電用タービンのロータから採取した試験片を用いてクリープ試験を行い、クリープ曲線を改良 Theta projection 法で近似し、近似式の変数を硬さ測定結果を用いて推定することによる余寿命評価法の検討を行った結果、以下のことが明らかとなった。

(1) クリープ試験および硬さ測定結果から高温部表層での劣化が最も大きいことが明らかとなった。

(2) 第 2 期クリープからのひずみのずれを基準に打ち切りひずみを決定することにより第 3 期までのクリープ曲線を精度良く改良 Theta projection 法で近似

できることが明らかとなった。

(3) (2) の打ち切りひずみの決定法を採用することにより、改良 Theta projection 法の係数 A , B は温度や応力の依存性がなくほぼ一定値となり、指数 α は温度、応力および劣化度に依存して変化することが示された。

(4) 指数 α は硬さから推定することが可能なことが明らかとなった。したがって、硬さから本供試材のクリープ曲線の推定が可能であり、ひいては任意のひずみまたはひずみ速度を基準とした余寿命推定が可能であることが示された。

(5) クリープ変形に基づく余寿命推定法により実働条件に近い低応力域への外挿の可能性が示された。

終わりに、本実験に協力を得た、富山大学工学部技官・友坂敏信氏、卒業研究の一環として協力を得た当時富山大学学生・桶井昌春、谷内野秀雄、善甫敏彦の諸君に謝意を表す。

文 献

- (1) 例えば、日本機械学会編、動力プラント・構造物の余寿命評価技術、(1992)、36、技報出版。
- (2) 構造材料の信頼性評価技術部会、耐熱鋼の高温クリープおよびクリープ疲労損傷材のレプリカ法による非破壊的損傷量/寿命評価、(1991)、3、日本鉄鋼協会。
- (3) 例えば、大谷・駒井(編)、環境・高温強度学、(1984)、39、オーム社。
- (4) Evans, R. W. and Wilshire, B., *Creep of Metals and Alloys*, (1985), 197, The Institute of Metal.
- (5) 丸山・原田・及川, 材料, **34**(1985), 1289.
- (6) 及川, 日本金属学会会報, **25**(1986), 514.
- (7) 丸山・及川, 鉄と鋼, **73**(1987), 26.
- (8) (社)日本材料学会編, 材料強度学, (1990), 148, (社)日本材料学会。
- (9) 桐原・志賀・祐川・吉岡・浅野, 材料, **33**(1984), 1097.