

改良 9Cr-1Mo 鋼の クリープ軟化予測モデルを用いた余寿命評価

株式会社東芝 ○ 鈴木悠介, 犬飼隆夫, 深松彰一
東芝アイテック株式会社 北郷繁忠

Residual Creep Life Assessment for Modified 9Cr-1Mo Steels by Hardness Prediction Model

1 緒 言

600℃級超臨界蒸気火力プラントで使用される先進フェライト系耐熱鋼の一部で、低応力・長時間域でクリープ破断特性が低下し、短時間クリープデータから予測した破断特性を下回る現象（いわゆる腰折れ現象）が報告されている¹⁾。電力の安定供給の観点から、火力プラントの安全性評価、保守時期決定に用いられる余寿命評価の重要性がより増している。

先進フェライト系耐熱鋼の余寿命評価手法として、木村ら²⁾、増山³⁾などは硬さに着目した評価手法を提案し、その有効性を示している。しかし腰折れ現象など、長時間クリープ損傷下での硬さ変化挙動には、未だ不明な点も多い。このため実プラントへの適用には更なる知見が必要だと考えられる。

一方、丸山ら⁴⁾は腰折れ現象のメカニズム解明に向け、先進フェライト系耐熱鋼の長時間クリープ破断挙動を調査している。この結果として、先進フェライト系耐熱鋼の一部で破断時間の温度依存性（活性化エネルギー）が短時間/長時間クリープ破断で異なる現象を報告している。

そこで硬さを用いた余寿命評価の高精度化を目指し、本研究では丸山らの知見を反映したクリープ損傷中の軟化予測モデルを作成した。同モデルを用いてクリープ損傷による軟化を予測し、その内挿性、及び外挿性を検証したため報告する。

2 クリープ軟化予測モデル

クリープ軟化予測モデルは、「改良 9Cr-1Mo 鋼のクリープ軟化挙動が転位密度の減少により支配される」という仮定に基づき、木村らが開発したモデル²⁾を採用した。以下に同モデルを説明する。

転位密度の時間変化に対する物理モデルはDysonらが取り扱っており、以下(1)式で示される⁵⁾。

$$\frac{d\rho}{dt} = A_1 \cdot \rho - A_2 \cdot \rho^2 \quad (1)$$

A_1, A_2 : 実験的に求めた定数

ρ : 転位密度

(1)式において右辺第一項は転位の増殖項、第二項は転位の減少項を示す。ここで、改良 9Cr-1Mo 鋼は調質熱処理後に最も転位密度が高く、その後のクリープでは減少する傾向が支配的であると考え、第一項（増殖項）は無視する。(1)式 A_2 が定常クリープ速度の温度・応力依存性と等しい挙動になると仮定し、以下(2)式とする。

$$\frac{d\rho}{dt} = -\beta \cdot \left(\frac{\sigma}{E}\right)^\gamma \cdot \exp\left(-\frac{Q_c}{R \cdot T}\right) \cdot \rho^2 \quad (2)$$

β, γ : 材料定数

σ : 応力

E : ヤング率

R : 気体定数

T : 絶対温度

Q_c : 活性化エネルギー

一方、澤田らは改良 9Cr-1Mo 鋼において、硬さ HV と転位密度 ρ の関係が実験的に以下(3)式で表されることを明らかにしている⁶⁾。

$$HV = R_0 + \alpha \cdot \ln \rho \quad (3)$$

R_0, α : 組織観察結果から求めた定数

(2)式を時間 t について積分し(3)式を代入することで、クリープ損傷過程での応力、温度、及び時間における硬さ HV を示す(4)式が得られる。

$$HV = R_0 - \alpha \cdot \ln \left\{ \exp \left(\frac{R_0 - HV_0}{\alpha} \right) + \beta \cdot \left(\frac{\sigma}{E} \right)^\gamma \cdot \exp \left(-\frac{Q_c}{R \cdot T} \right) \cdot t \right\}$$

HV_0 : 初期硬さ (4)

(4)式は未知の材料定数として、 β 及び γ が含まれる。これを決定するため、(4)式を以下(5)式として書き直す。

$$Y = \gamma \cdot \ln \left(\frac{\sigma}{E} \right) + \ln \beta \quad (5)$$

$$Y = \ln \left\{ \exp \left(\frac{R_0 - HV}{\alpha} \right) - \exp \left(\frac{R_0 - HV_0}{\alpha} \right) \right\} + \frac{Q_c}{RT} - \ln t$$

(5)式は Y が応力 σ とヤング率 E の比（対数）に対して線形的な関係を持つことを示しており、試験データを回帰することで決定できる。

3 検討方法

3.1 軟化予測モデルの未定定数の決定、及び内挿性検証

未定定数 β 及び γ の決定と予測内挿精度の検証には、改良 9Cr-1Mo 鋼の単軸クリープ試験中断材、及び破断材から得たビッカース硬さデータを用いた。評価に用いたクリープ試験条件は全 12 条件（試験応力: 70~170 MPa, 試験温度 600~650 °C, 破断時間最長 20,000 hr）であり、一部データは遠藤らが報告⁷⁾したものを利用している。なお全 12 条件での硬さデータ数は $N=68$ である。

一方、これらの硬さデータは活性化エネルギーの異なるクリープ損傷モードが混在していると予想される。このため、クリープ強度線が屈曲する試験応力として木村ら⁸⁾が提案した“0.2%耐力の 1/2”を、両者を区分けする閾値として用いた。先のクリープ試験条件を上記閾値で区分けすると、クリープ活性化エネルギーが低い破断領域（長時間域）でのクリープ条件数は 8 条件、高い領域（短時間域）でのクリープ条件数は 4 条件であった。

これら短時間域/長時間域に対し各々 β 及び γ を決定し軟化予測モデルとした。なおこの際に用いた活性化エネルギー Q_c は丸山ら⁴⁾の報告より短時間域: 600 kJ/mol, 長時間域: 350 kJ/mol とした。また組織観察結果から求めた定数 R_0, α であるが、澤田ら⁶⁾の報告を(3)式で近似し、 $R_0 = -557.65$, $\alpha = 24.016$ とした。

3.2 軟化予測モデルの外挿性検討

軟化予測モデルの外挿性に対しては、比較的正しい使用条件（温度、及び応力）が得られている実プラントで

の硬さ計測データを真値として代用した。計測部位の使用温度は約 600℃, 応力は 35MPa 前後である。内挿精度の検証で用いたデータ群と比較し, クリープ応力が低応力側へ 1/2 の外挿となる。

4 検討結果・考察

4.1 軟化予測モデルの未定定数 β 及び γ の決定

Fig.1 に長時間域でのクリープ試験により取得した硬さデータを, (5)式で回帰した結果を示す。Fig.1 より様々なクリープ条件で取得した硬さの変化傾向が(5)式により概ね近似可能であることが判る。Fig.1 より $\beta = 4.915 \times 10^{14}$, $\gamma = 3.644$ という結果を得た。

4.2 軟化予測モデルの内挿性

Fig.2 に先に示した各パラメータを用いて軟化予測モデルから得たクリープ損傷中の硬さ変化と実験結果を比較した一例を示す。予測モデルが異なる温度, 応力条件での硬さ計測結果を良く再現できていることが判る。本検証で用いた全硬さデータ (HV_{act}^i) と予測結果 (HV_{est}^i) の差をクリープ寿命比 (t/t_r) で整理した結果を Fig.3 に示す。 $t/t_r = 1.0$, すなわち破断状態を除き, 何れも $\pm HV10$ 以内であることが判る。

4.3 軟化予測モデルの外挿性

Table.1 に軟化予測モデルから推定した硬さ HV_{est} と, 実機プラントで実測した硬さ HV_{act} の平均及び標準誤差を示す。差は約 HV 10 であり軟化予測モデルが外挿域での真値を良く再現していると言える。

5 まとめ

本報では改良 9Cr-1Mo 鋼において, 短時間/長時間域で活性化エネルギーが異なる点に着目し軟化予測モデルを作成した。またその内挿性, 外挿性を検討した。以下に得られた知見を示す。

- ・ 予測内挿性に関し, 軟化予測モデルで推定したクリープ損傷中の硬さと, 単軸クリープ中断・破断試験結果から得た硬さはクリープ破断寿命比 1.0 を除き, 何れも $\pm HV10$ 以内であった。
- ・ 軟化予測モデルのパラメータ (未定定数) 決定に用いたデータ群に対し低応力側へ約 1/2 の外挿となる硬さ実測データと, その予測値を比較した。両者の差は HV 10 であり, 軟化予測モデルが外挿域においても高精度で硬さを予測できる可能性が示された。
- ・ これら結果より, 本軟化予測モデルを用いることで高精度な余寿命診断が期待できる。

参考文献

- 1) K.Yoshida et al, Proc.Creep &, ASTM, New York, No.26512(2007).
- 2) 木村和成他, 日本機械学会論文集 (A 編), 66-647, 158(2000).
- 3) F.Masuyama, Mat. Sci. & Eng. A, 510, 154(2009).
- 4) 丸山公一他, 学振 123 委員会活動報告, 50-2, 193(2009).
- 5) B.F.Dyson et al, ISIJ Int., 30-10, 802(1990).
- 6) 澤田浩太他, 鉄と鋼, 83-7, 54(1997).
- 7) 遠藤孝雄他, 鉄と鋼, 88-9, 48(2002).
- 8) 木村一弘他, 材料, 52-1, 57(2003).

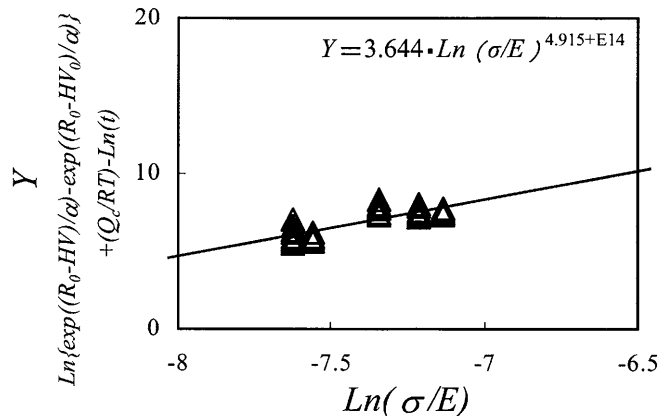


Fig.1 Relationship between $\ln(\sigma/E)$ and Y (refer to Eq.5) in long-term creep region, $Q_c = 350$ kJ/mol.

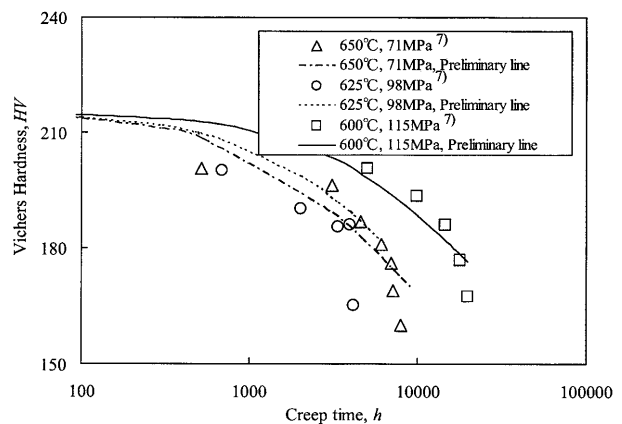


Fig.2 Comparison of prediction hardness to measured hardness⁷⁾ with creep time.

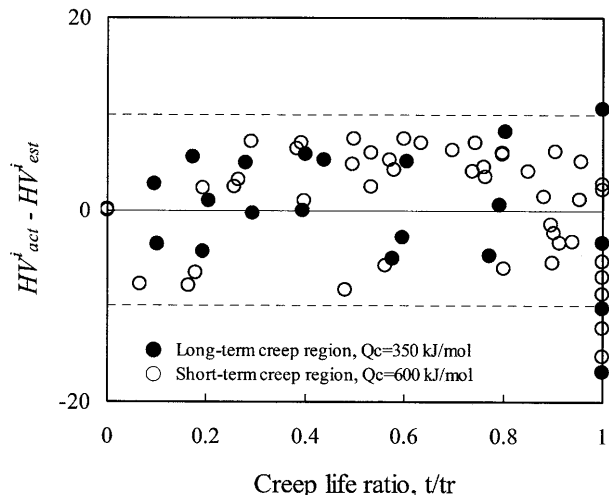


Fig.3 Relationship between Creep life ratio (t/t_r) and Estimated error ($HV_{act}^i - HV_{est}^i$).

Table.1 Result of measured hardness(HV_{act}) and prediction hardness(HV_{est}).

HV_{act}			HV_{est}
average	S.E.	※initial	
195	1.077	209	205