環状切欠材のクリープ変形挙動と寿命推定*

小林 謙一^{*1}, 横堀 壽光^{*2}, 菊地 賢司^{*3}Estimations of Creep Behavior and Failure Life
for a Circumferentially Notched Specimen

Ken-ichi KOBAYASHI, Toshimitsu YOKOBORI and Kenji KIKUCHI

No method with which to characterize and/or illustrate total creep behavior for specimens with notches, holes or cracks has been proposed. In this paper it is proposed that most creep curves can be drawn with a master curve for each creep test whenever test conditions and failure modes are similar to each other, and the lifetime ratio normalized by the rupture time is introduced. Using smooth and circumferentially notched specimens of 2.25 Cr-1 Mo steel, creep tests were performed at 600°C for examination of this concept. Furthermore, a θ projection method was used to describe creep curves for notched specimens and to extrapolate longer creep lives. Then, the whole creep curve shape for notched specimens could be easily drawn, except for that in the vicinity of the rupture point. However, longer creep lives of notched specimens were underestimated in comparison with a simple extrapolation of the experimental data. This resulted from the negative dependence of the parameter of θ_3 on the applied stress.

Key Words: Creep, Creep Curve, Circumferentially Notched Specimen, Constitutive Equation, θ Projection Method, Ferritic Steel, Extrapolation of Creep Lives

1. 緒 言

高温クリープ温度域で使用する実機機械構造物の設計/運転温度は、これら機器の効率的運用や高速増殖炉のような新型機器の開発等により常に上昇が求められている⁽¹⁾⁽²⁾。これら要望を満たすべく、高温用先進構造材料が各種開発されるとともに、これまで広く用いられてきた耐熱材料も使用限度の再評価が行われるようになってきた⁽³⁾⁽⁴⁾。

今日、耐熱材料の高温強度に関する基本的特性の評価は引張試験やクリープ試験、クリープ破断試験により行われるのが通例である。ASME B&P Vessel Code⁽⁵⁾をはじめ、クリープ温度域を対象とした高温構造設計指針では長時間クリープ試験に基づいて定められる指標が設計応力に大きく影響を与える。すなわち上記指針での設計応力は、ある設計温度 T 、指定時間 t において、次の 3 条件の中で最小値をとるように定められている⁽⁶⁾。

- (1) 1%の全ひずみを生じる応力の最小値
- (2) 第三次クリープが発生する応力の最小値の 80%
- (3) クリープ破断応力の 2/3

この設計指針は、従来から数多く行われてきたクリープ破断試験だけではなく、クリープ曲線の取得や解析が重要であることを示唆している。

クリープ構成式に関する研究は、これまで Norton 則を代表とする第二次クリープ領域と変形初期の第一次クリープ領域が主たる研究対象であった⁽⁷⁾。一方、第三次クリープ領域では材料内部にクリープキャビティやボイドが急速に成長・合体したり、顕著な粒界すべりや変形が加速度的に増加するため、高温機器の構造健全性が保てない可能性があり、第三次クリープ領域内での材料使用は認められていないのが現状である。また第一次および第二次クリープ領域と比較すると、第三次クリープ領域でのクリープ構成式に関する研究はこれまで十分なされていない。しかしながら上述のような新たに開発された耐熱材料の定荷重クリープ曲線⁽⁸⁾⁻⁽¹⁰⁾を見ると、第三次クリープ領域が全クリープ寿命の大半を占めるものが多くなり、現在の設計基準をそのまま適用すると、設計自体が困難になったり、高価な材料が十分生かされない可能性が生じてき

* 1996 年 3 月 29 日 第 41 回材料強度と破壊総合シンポジウムにおいて講演、原稿受付 1996 年 11 月 20 日。

*¹ 正員、千葉大学工学部(〒263 千葉市稲毛区弥生町 1-33)。

*² 正員、東北大学工学部(〒980 仙台市青葉区荒巻字青葉)。

*³ 正員、日本原子力研究所東海研究所(〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4)。

た。

このような状況の中、第三次クリープ領域を包含したクリープ構成式として θ プロジェクション法なる手法が10年ほどまえ Evans や Wilshire らによって提案された⁽¹¹⁾。この方法は、四つのパラメータで通常のクリープ曲線を破断直前まで表示できるばかりではなく、各パラメータを低応力や低温側へ外挿することにより、長寿命側のクリープ曲線やクリープ破断寿命をかなり良い精度で推定できる利点を有している⁽¹²⁾。丸山らはこれよりさらにパラメータを一つ減じて、クリープ曲線を系統的に表示する改良 θ プロジェクション法を提案した⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾。また横堀らは、実時間ではなく破断時間 (t/t_r) を基準にした無次元時間を採用すると、平滑材ばかりでなく、切欠材やき裂材のクリープ曲線解析にもこの手法を適用できる可能性を示唆した⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。さらに最近では Prager が各種耐熱材料のクリープ曲線を第三次クリープ領域だけで表す Ω 法を提唱している⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

ところで θ プロジェクション法は平滑材の定応力クリープ曲線を対象として提案されたものである。しかしながら機械構造物にはこれら一様応力場にある部材ばかりではなく、各種応力集中部が数多く含まれている。従来これら応力集中部のクリープ変形挙動は詳細な非弾性解析や全く別のパラメータにより評価、検

討されてきたが、これらを平滑材と一緒にかつ統一的に評価できるようなパラメータや解析手法が望まれている。

本報では、今日まで幅広い分野で使用実績があるフェライト系耐熱材料の中、2.25 Cr-1 Mo 鋼を対象として、従来平滑材に適用されてきた上記クリープ構成式を環状切欠部材に適用して、平滑材によるパラメータとの関係を求め、両者を統一的に評価できるものかについて検討を加えた。

2. θ プロジェクション法⁽¹²⁾

θ プロジェクション法では、クリープ変形中に定常クリープなる状態は存在せず、クリープ変形は材料の硬化過程である第一次クリープと、損傷等による弱化過程である第三次クリープの線形和で表される、という概念に基づいている。これを式で表すと次のようになる。

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

ここで左辺の ε_c はクリープひずみ [mm/mm] で、右辺に含まれる $\theta_1 \sim \theta_4$ はクリープ曲線の形状を規定するパラメータである。また t は時間 [h] を表す。式(1)中の各パラメータ θ_i は負荷応力や試験温度の関数として表すこともできる。なお本報での対象はクリープひずみのみとしたので、負荷直後の瞬間ひずみは解析対象からはずした。

式(1)は右辺の指数関数指数部に二つのパラメータ (θ_2, θ_4) を含むため、実験データをこの式にあてはめ、最適化するには非線形最小二乗法を適用する必要がある。これに関する計算手法、条件等の詳細は別報⁽¹⁹⁾に示したので、ここでの記述は省略する。

3. 供試材料および実験方法

3.1 供試材料・試験片 本研究で用いた材料はフェライト系耐熱鋼の代表的な SCM4 鋼 (2.25 Cr-1 Mo 鋼に相当；930°C で 45 分間焼ならし後、920°C で 110 分間焼戻し処理が施されている) である。その化学成分を表 1 に、また室温および試験温度 (600°C) での機械的性質を表 2 に示す。

試験片は、幅 500 mm・長さ 165 mm・厚さ 32 mm の圧延鋼板より圧延方向 (165 mm 方向) と単軸試験片の引張方向が一致するように切り出し、所定の形状・寸法に機械加工後、実験に供した。平滑クリープ試験片 (以後、平滑材) は $\phi 8 \times 38$ の平行部寸法を有し、切欠クリープ試験片 (以後、切欠材) は図 1 に示すように切欠先端半径が 1 mm、最小断面部の直径が 8 mm、肩部の直径が 10 mm の環状切欠丸棒試験片である。

Table 1 Chemical composition [Wt.%]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Al
0.10	0.23	0.43	0.004	0.005	2.15	1.00	0.017

Table 2 Mechanical properties of testing material

Temp. (°C)	0.2% Proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation δ (%)	Reduction of Area ϕ (%)
RT	422	569	21.6	80.1
600	272	312	37.0	89.9

Fig.1 Configuration and dimensions of circumferentially notched specimen

このとき弾性応力集中係数は2.05であった⁽²⁰⁾。

3・2 実験方法 クリープ試験はすべて定荷重形の単軸クリープ試験機を用い、大気中、試験温度600°C一定で行った。また試験片標点間内の温度差は4°C以内であった。

クリープ変形量は試験片標点間を一对の差動トランスにより炉外で計測した後、破断するまでペンレコーダで記録した。なお4章以降で述べる切欠材のクリープひずみは、切欠試験片肩部に付けたのび取り出し用つま間(標点長さ:38 mm, 図1参照)を基準に、その間の変形量を無次元化した公称ひずみである。

4. 実験結果および考察

4・1 クリープ試験結果 図2は、今回の実験で得た平滑材と切欠材の(a)クリープ破断線図と、(b)断面減少率と破断時間の関係である。

図2(a)では平滑材の破断時間に多少ばらつきがみられるが、本試験条件や材料組成が類似した金材研クリープデータシート⁽²¹⁾と比較しても、そのばらつき範囲内にあった。また同一の負荷応力において平滑材

(●印)より切欠材(○印)のクリープ破断寿命が長い、いわゆる切欠強化現象⁽²²⁾が現れた。なお図中の◇印は、切欠材のクリープ変形曲線と θ プロジェクション法を利用して切欠材の長時間側クリープ破断寿命を推定した結果である。推定の詳細については5・2節に述べる。

断面減少率の変化を表した図2(b)から、平滑材(●印)では破断時間が100時間以上となる試験で断面減少率は漸減するが、切欠材(○印)では試験した範囲内

(a) Relationship between applied stress and time to rupture

(b) Reduction of area vs time to rupture

Fig. 2 Creep test results of 2.25Cr-1Mo steel at 600°C using smooth and circumferentially notched specimens

(a) Plate L

(b) Plate M

(c) Plate N

Fig. 3 Creep curves normalized by creep rupture time t_r for smooth specimens, which are drawn for each plate tested

で破断寿命とともに急速に減少し、600 時間を越える試験では 10% 以下にまで低下した。

4・2 平滑材のクリープ変形曲線群 使用した試験鋼板には板ごとに L, M, N 等の名称をつけた。各鋼板から採取した試験片には、それぞれ低応力から高応力となるように負荷応力を設定した。

図 3(a)～(c)は、今回平滑材に使用した L, M, N の三つの鋼板ごとに、クリープ曲線を破断時間 t_r で無次元化して表したものである。ここで図中のカッコ内はクリープ試験での負荷応力とその破断時間を表す。

これらを見ると、図 3(c)の N 材では応力の大小にかかわらずほぼ 1 本の曲線で表されていることがわかる。一方、図 3(a), (b)もこれとは似ているが、図 3(c)ほどのまとまりは見られない。しかしながらこれらと図 2(a)のクリープ破断線図を比較すると、高応力側でクリープ試験をしたもののうち全体的にやや短寿命側となったクリープ試験結果が、図 3(a)および(b)中、同一の寿命比 (t/t_r) に対して大きめのひずみを生じていることがわかった(例えば 280.5 MPa の L12, 200 MPa の L11, 180 MPa の L06, 170 MPa の L05, 230 MPa の M10, 190 MPa の M12)。これらはクリープ試験中、若干曲げ応力の影響を受けた結果と思われ、これら 6 ケースを除けば、寿命比 (t/t_r) で表した平滑材のクリープ曲線は負荷応力の大小にかかわらず、ほぼ 1 本の曲線で表される。このような結果はハンダのような鉄鋼系以外の材料でも報告されている⁽²³⁾が、これが一般的に支持されるならば、その破断寿命さえわかれば、未知の応力下のクリープ曲線は極めて容易に求められることになる。

4・3 切欠材のクリープ変形曲線群 得られた切欠材のクリープ曲線群をまとめて図 4 に示す。横軸は図 3 と同様、寿命比 (t/t_r) で表した。これらクリープ

曲線も通常よくみられる逆 S 字形であり、前述した θ プロジェクション法の適用が可能と思われる。

図 4 では切欠材のクリープ曲線は 220 MPa と 200 MPa を境にほぼ二つの曲線群に大別されるように見える。このうち高応力側のクリープ曲線群は寿命中期から徐々に変形を加速させているのに対し、低応力側のクリープ曲線群は破断ひずみが高応力側でのその約半分と小さく、また破断直前で変形する割合が大きいことがわかる。境界となった応力は、切欠材の破断線図 [図 2(b)中、○印] を 2 直線で近似するとき、境界となる応力値に近いことより、変形/破壊モードの変曲点となっている可能性が高い。これは、切欠材の破断面を観察したとき、低応力側では著しい円すいコーン形の凹凸面を形成したのに対し、高応力側では引張軸に垂直な破面となったことから伺えた。特に破断時間が 400 h を越えた $\sigma=170$ MPa, 150 MPa では、破面に大きく明りょうな円すいコーンが形成されていた。一方、 $\sigma=300$ MPa, 260 MPa では図 2(b)の断面減少率の大きさからわかるように、切欠部は大きくくびれ、大きな塑性変形が認められた。また両者の中間の応力レベルでの破面は両者が混在した形になっていた。

以上より、平滑材では今回行われた試験条件下の破断延性がほぼ等しいため、寿命比で表したクリープ曲線はほぼ一致したが、切欠材では破断延性の低下とともに寿命比で表したクリープ曲線が大きく分かれたものと思われる。これは、図 4 の切欠材の低応力下のクリープ曲線が延性低下とともにひずみがさらに下側に移動していることからわかる。

平滑材や切欠材のクリープ曲線ばかりではなく、クリープ温度下におかれた DEN 試験片の切欠開口変位 $\Delta\phi$ や、CT 試験片の切欠開口変位 $\Delta\phi$ も、寿命比

Fig. 4 Creep curves of notched specimens normalized by creep rupture time t_r

Fig. 5 A master creep curve of notch opening displacement in DEN specimen vs life time ratio t/t_r ⁽¹⁵⁾

(t/t_r) に対してクリープ曲線は一つのマスターカーブで表されるといわれている⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。図5はその一例であり、試験条件が大きく変わらなければ、DEN試験片の切欠開口変位 $\Delta\phi$ も寿命比で表されることがわかる(試験材料は1Cr-1Mo0.25V鋼)。

今回実施した切欠材でのクリープ試験結果の中から、最も破断時間が長かった $\sigma=150$ MPa でのクリープ変形曲線を図6に示す。クリープひずみ量は平滑材のそれと比べるとかなり小さく、また標点間内の肩部、切欠部の長さを変形前後に測定したところ、大半のク

リープ変形は半円形状である幅2mmの切欠部に生じていた。このような低い応力下での切欠材のクリープ変形は非常に小さく、破断時間直前に急増するのが特徴的であった。

5. 切欠材の θ パラメータと

クリープ変形特性

5.1 θ パラメータ 式(1)を用いてクリープ変形曲線を推定する場合、各 θ パラメータは解析に用いた最大ひずみ(以後、打ち切りひずみ)に大きく依存する。本研究では、すべてのクリープ変形曲線を統一的に処理するため、(標準誤差)/(打ち切りひずみ)値が1%となる点を打ち切りひずみに設定した。この点は、破断直前の変形を除くと精度よく表示できること、またこれより小さくしてもクリープ変形曲線の推定が飛躍的に良くなること、などにより定めた。

図6中の実線はこうして推定したクリープ変形曲線の一例であり、 $\varepsilon=0.02$ 程度まで実験値とよく一致していることがわかる。こうして平滑材、切欠材の各クリープ変形曲線を数値解析して得た各 θ パラメータをまとめて示したものが図7(a)~(d)である。各図中の実線は、切欠材の θ パラメータ値(○印)に最小二乗法を適用した結果である。これらを見ると、 θ_1, θ_2 ,

Fig. 6 Creep curve of circumferentially notched specimen at the stress of 150 MPa. A solid line is estimated with θ projection method

(a) θ_1

(b) θ_2

(c) θ_3

(d) θ_4

Fig. 7 Relationship between applied stress and θ parameter in the θ projection method

θ_4 は応力に対して正の相関を有していることがわかる。特に図 7(d) の θ_4 には平滑材での $\sigma \sim \theta_4$ 相関を平行移動すれば、切欠材でのそれが得られる。一方、第三次クリープひずみ量を支配する θ_3 は大変ばらつきが大きく、また応力に対する相関も負となり、平滑材と切欠材の各 θ パラメータ間に明りょうな相関関係を見出すことはできなかった。 θ_3 の大きさは、第一次クリープ変形と、第三次クリープ変形を分岐させる変曲点をどこに設定するかにも依存するため、今後はその設定法についてもさらに検討する必要がある。

5・2 切欠材の破断寿命推定 平滑材の長時間クリープ破断寿命を推定にはこれまで Larson-Miller 法や Monkman-Grant 法等の各種パラメータ法が提案されてきた⁽²⁴⁾。しかしながら切欠部材のような平滑材以外の長時間クリープ破断寿命を推定する方法はこれまでほとんど提案されてこなかった。 θ プロジェクション法では θ パラメータを低応力側まで外挿することにより、また低応力側の破断ひずみを定義することで長時間クリープ破断寿命を高い精度で推定することに成功している⁽¹²⁾。5・2 節ではこれを利用して、切欠材の長時間クリープ破断寿命を推定してみた。

図 8 は今回 θ プロジェクション法を適用して得た切欠材の打ち切りひずみと破断時間の関係である。図中の実線はこれらの点に最小二乗法を適用した結果である。図 6 からわかるように実際の破断ひずみはこの打ち切りひずみとは多少異なる。しかしながら今回採用した打ち切りひずみに達する時間は破断時間とほぼ等しいため、5・2 節のクリープ破断寿命推定では図 8 の打ち切りひずみに達した時間を破断時間と定義した。すなわち任意の低応力での打ち切りひずみを図 8 より、またその応力での θ パラメータ値を図 7 よりそれぞれ求めて式 (1) に代入し、これを満足する時間を算出する。本報では $\sigma=130, 120, 110, 100$ MPa で推定した破断時間を図 2(a) に◇印で示した。これによれば、推定値は 1000 h までの実験値をそのまま対数最小二乗近似により外挿した実線よりかなり短寿命側となった。これは前述したように、図 7(c) の θ_3 値が応力と負の相関を有するため θ_3 値が低応力側で大きな値をとること、また図 8 に示したように低応力側で打ち切りひずみが小さくなるため、 θ プロジェクション法を用いて推定したクリープ破断時間は短くなったためと思われる。

6. 結 言

本研究では平滑材、切欠材等を統一的に同一の手法でクリープ変形曲線を推定する方法として、寿命比で

Fig. 8 Stress dependence of cut-off strain in the θ projection method

無次元化する方法を提案した。また代表的なフェライト鋼種である 2.25 Cr-1 Mo 鋼を試験材料に用いて、平滑材および切欠材のクリープ試験を実施し、これを実験的に検討した。その結果、破断寿命を用いてクリープ曲線を無次元化すると、試験片の形状、断面減少率の大小ごとにほぼ同一のクリープ曲線となることを示した。この無次元クリープ曲線を用いると、試験条件が大きく変わらない未知応力下で、試験時間とクリープひずみがわかれば、その後の余寿命や破断時間、クリープ曲線は容易に求められる。

また θ プロジェクション法により切欠材のクリープ曲線を推定してみると、個々のクリープ曲線は破断直前を除いてよい精度で表せることがわかった。ただし今回第三次クリープひずみ量を規定する θ_3 パラメータはばらつきが大きく、負荷応力とは負の相関となったため、 θ プロジェクション法を用いた長時間側のクリープ破断寿命推定は短寿命側からの単純外挿より短めの推定となることがわかった。今後は実験によりこれを検証するとともに、切欠先端半径の異なる切欠部材についても同様の検討を行う予定である。

最後に本研究は平成 7 年度日本学術振興会・共同研究支援事業「高温強度発現機構」プロジェクトの一部として実施したものである。研究遂行にあたり本研究プロジェクト代表者である帝京大学理工学部長(東北大学名誉教授)・横堀武夫先生をはじめ、学振・第 129 委員会委員各位より多大なご指導、ご助言をいただいた。ここに心よりお礼申し上げる。また実験の一部実施には千葉大学機械工学科学生・宮岡謙之君のご協力を得たことを付し、感謝の意を表す。

文 献

- (1) 田中良平, 機誌, 83-734 (1980), 83-90.
- (2) Viswanathan, R., *Damage Mechanism and Life Assessment of High Temperature Components*, (1989), 5, ASM International.

- (3) 高温構造安全技術研究組合, ISES-7917 (1979).
- (4) Ashby, M. F., *Materials Selection in Mechanical Design*, (1992), 49, Pergamon Press.
- (5) *Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1-Subsection NH*, (1995), ASME.
- (6) 安藤良夫・岡林邦夫, 原子力プラントの構造設計, (1982), 146, 東京大学出版会.
- (7) 例えば, 平修一・大谷隆一, 材料の高温強度論, (1980), 39, オーム社.
- (8) Udoguchi, T., *Proc. of Int'l Conf. on CREEP*, (1986), 1, Tokyo, JSME, IMechE, ASME, ASTM.
- (9) Prager, M. and Fujiyama, M., *Proc. of Int'l Conf. on Strength Materials*, (1994), 575-578, Sendai, JIM.
- (10) Kurata, Y. and Nakajima, H., *Nucl. Sci. Technol.*, **32** 6 (1995), 539-546.
- (11) Evans, R. W., ほか2名, *Proc. of Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures*, (1982), 135, Swansea, Pineridge Press.
- (12) Evans, R. W. and Wilshire, B., *Creep of Metals and Alloys*, (1985), 197, Institute of Metals.
- (13) 丸山公一・ほか2名, 材料, **34**-386 (1985), 1289-1295.
- (14) 及川洪, 金属誌, **25** 6 (1986), 514-519.
- (15) 横堀壽光・ほか3名, 材料強度誌, **29**-3 (1992), 97-110.
- (16) Yokobori, A. T., ほか3名, *Proc. of Japan Int'l SAMPE Symposium*, **2** (1993), 2019-2025, Chiba.
- (17) Prager, M., *Proc. of Int'l Conf. on Strength Materials*, (1994), 571-574, Sendai, JIM.
- (18) Prager, M., *Trans. ASME (J. of PVT)*, **117** (1995), 95-103.
- (19) 小林謙一・神林秀樹, 機論, **58** 546, A (1992), 268-274.
- (20) Peterson, R. E., *Stress Concentration Design Factors*, (1953), 35, John Wiley & Sons.
- (21) 金材研, クリープデータシート, No. 11A (1980), 5.
- (22) 宮川松男, クリープ変形理論と設計, (1963), 309, 日刊工業新聞社.
- (23) 横堀壽光・西入猛敏, 材料強度誌, **27**-4 (1993), 95-102.
- (24) Penny, R. K. and Marriott, D. L., *Design for Creep*, (1995), 206, Chapman & Hall.