クリープ負荷を受ける改良 9Cr-1Mo 鋼環状切欠き試験片の
損傷分布と破断時間予測法山田 勝貴^{*1}, 緒方 隆志^{*2}

Clarification of creep damage condition and rupture time prediction method for round notch bar specimens on Modified 9Cr-1Mo Steel under creep loading

Katsutaka YAMADA^{*1} and Takashi OGATA^{*2}^{*1} Graduate School of Engineering, Chiba Institute of Technology
2-17-1 Tsudanuma, Narashino-shi, Chiba 275-0016, JAPAN^{*2} Chiba Institute of Technology
2-17-1 Tsudanuma, Narashino-shi, Chiba 275-0016, JAPAN

Received: 6 November 2018; Revised: 17 July 2019; Accepted: 24 September 2019

Abstract

Creep damage preferentially extends at a stress concentration portion in components such as steam turbines and boilers. Therefore, in order to maintain reliable operation of these components, it is necessary to clarify the relationship between the creep damage extension process and the stress states in the stress concentration portion. In this study, creep tests using four kinds of round notch bar specimens with different notch radius (notch tip radius 0.1mm(R0.1), 0.5mm(R0.5), 2.0mm(R2.0) and 4.0mm(R4.0)) on a Mod. 9Cr-1Mo steel have been conducted to clarify influence of stress conditions on creep damage extension process and rupture time. Creep rupture time increases with increasing elastic stress concentration factor under the same nominal stress. Distribution pattern of measured void number density from notch root surface to specimen center was different depending on the notch radius. The void number density around the notch root surface is higher than that around the specimen center in R0.1 and R0.5, while the void number density increases toward the specimen center in R2.0 and R4.0. Finite element creep analyses of the round notch bar specimens indicate that triaxial tensile stress yields on the notch root section with different distribution of the triaxiality factor depending on the notch radius. The distribution of the triaxiality factor of each round notch bar specimen corresponded to the distribution of the void number density. Rupture time of the round notch bar specimens can not be predicted by applying the representative stress such as the maximum stress and Mises equivalent stress. A new rupture time prediction procedure using an area average creep damage evaluation method, in which total creep damage accumulated on the notch root section of the specimen was divided by area of the section, was proposed. Rupture times of the notch specimens were accurately predicted by the proposed procedure without showing any dependency of the elastic stress concentration factor.

Keywords : Round notch bar specimen, Modified 9Cr-1Mo steel, Creep void, Finite element analysis, Multiaxial stress states, Creep rupture time prediction

1. 緒 言

我が国の電力供給に占める火力発電の割合は、9割近くに上る。中でも蒸気温度 600℃ 程度の超々臨界圧火力発電は、電力各社の主要電源に位置付けられている。この超々臨界圧火力発電所のボイラや蒸気タービン高温機器には、高温強度、耐食性に優れた改良 9Cr-1Mo 鋼が使用されている。これまでに、実機プラントにおいて同鋼

No.18-00428 [DOI:10.1299/transjsme.18-00428], J-STAGE Advance Publication date : 1 October, 2019

^{*1} 学生員, 千葉工業大学大学院 工学研究科 機械サイエンス専攻 (〒275-0016 千葉県習志野市津田沼 2-17-1)^{*2} 正員, 千葉工業大学

E-mail of corresponding author: k.yamada.cita01@gmail.com

溶接部でのクリープ損傷事例が報告されており(Brett et al., 2005), 溶接部を対象とした損傷要因の解明や損傷評価法に関する研究が進められてきた. その結果, 溶接影響部細粒域での損傷の進行は, 同部位が多軸応力状態となり, 母材ではみられないボイドの発生・成長が優先的に生じるためであることが明らかにされている(Ogata et al., 2009)(Ogata et al., 2010). 一方で, 高温機器の構造や形状不連続部などの応力集中部では, 母材部においても応力勾配を有する多軸応力場となることによるクリープ損傷の進行が懸念される. 改良 9Cr-1Mo 鋼母材を対象に単軸応力下のクリープ強度に関するデータは取得されてきたが, 多軸応力勾配のある応力集中部におけるクリープ損傷の進行過程や損傷評価法についての研究は極めて限られているのが現状である.

高橋(2009)は, 改良 9Cr-1Mo 鋼母材に 1 種類 (切欠き先端半径 1.5 mm) の環状切欠きを導入した試験片を用いてクリープ試験を実施し, 同一公称応力において切欠き試験片に比べ破断時間が長くなる切欠き強化となることを示したが, 多軸応力下での損傷過程とそれに及ぼす多軸応力状態の影響については明らかにされていない. Goyal ら(2013)は, 同鋼母材を対象に種々の切欠き先端半径を有する環状切欠き試験片を用いてクリープ試験を実施し, クリープ破断特性に及ぼす切欠き形状の影響を調べているが, 切欠き形状が損傷進行に及ぼす影響や応力状態との関係は明らかにされていない. 著者ら(緒方, 池田, 2016)は, 1CrMoV 鍛鋼環状切欠き試験片を対象に, 切欠き最小断面でのボイド発生・成長過程ならびに応力状態との関係を明らかにしたが, 多軸応力勾配を有するクリープ条件下の破断時間の予測法については言及しなかった. 改良 9Cr-1Mo 鋼製高温機器の応力集中部での損傷の進行や余寿命を解析結果に基づいて的確に予測するには, 多軸応力下での損傷過程の把握とクリープ破断時間予測法の精度向上が必要不可欠である. また, 改良 9Cr-1Mo 鋼は, 溶接継手熱影響部においてはボイドの発生・成長が確認されている(Ogata et al., 2009)(Ogata et al., 2010)が, 母材の単軸クリープ条件下では明確なボイドの発生・成長が確認されておらず(緒方, 山本, 1995), ボイドを対象とした非破壊損傷評価法が適用できない. このような非破壊損傷評価法の適用性という観点からも, 母材が多軸応力を受ける場合の損傷過程を明らかにすることは有用である.

そこで本研究では, 切欠き先端半径の異なる 4 種の改良 9Cr-1Mo 鋼環状切欠き試験片を用いて, クリープ破断および中断試験, 弾塑性-クリープ有限要素解析を実施し, 損傷の進行過程に及ぼす応力状態の影響を明らかにするとともに, 多軸応力勾配下のクリープ破断時間予測法について検討する.

2. クリープ試験方法および解析方法

2.1 クリープ試験方法

供試材料は, 先に報告した(山崎, 緒方, 2019)蒸気温度約 600 °C の火力発電プラントで約 8 万時間使用された改良 9Cr-1Mo 鋼ボイラ主蒸気配管管台母材部である. 母材部の単軸クリープ破断強度は, 新材のそれと同等であることを確認している. これより作製した環状切欠き試験片の形状寸法を図 1 に示す. 平行部直径 10 mm 標点間長さ 50 mm の丸棒の試験片中央部に深さ 2 mm, 切欠き半径 R がそれぞれ $R=0.1$ mm (R0.1), $R=0.5$ mm (R0.5), $R=2.0$ mm (R2.0), $R=4.0$ mm (R4.0) の 4 種類の環状切欠きを加工した. 切欠き試験片の弾性応力集中係数は, それぞれ 5.12, 2.53, 1.54, 1.29 である. クリープ試験には, 最高温度 1200 °C, 最大荷重 50 kN, 重錘のてこ比が 1:10 のレバー式クリープ試験機を用いた. 試験条件は, 温度 650 °C, 切欠き最小断面の公称応力を 100 MPa~180 MPa とした. また, クリープ損傷過程における損傷状態を明らかにするため, クリープ損傷率を“(中断時間)/(破断時間)×100 %”と定義し, 試験を途中で中断して損傷率 25 %~90 %の損傷材を作製した. 公称応力条件は, 環状切欠き試験片間の破断時間が近くなるように R0.1 および R0.5 で 120 MPa で, R2.0 および R4.0 で 105 MPa とした, 中断条件と損傷値を表 1 に示す. 損傷材は, 切欠き底断面のボイド個数密度を計測するため, 切欠き底

Fig.1 Geometry of round notch bar specimens.

Table 1 Interrupted test conditions of round notch bar specimens.

Notch	Stress	Test time	Damage	Notch	Stress	Test time	Damage
R0.1	120 MPa	303 hour	25 %	R2.0	105 MPa	477 hour	30 %
		606 hour	50 %			954 hour	60 %
		913 hour	75 %			1433 hour	90 %
		1073 hour	90 %	R4.0	105 MPa	321 hour	30 %
R0.5	120 MPa	416 hour	30 %			577 hour	60 %
		835 hour	60 %			866 hour	90 %
		1221 hour	90 %				

最小断面を軸方向に沿って（縦断面）切断した．切断後，縦断面をアクリル樹脂に埋め込み，表面を耐水研磨紙で#400 から#2000 まで順次研磨し，さらに粒径 3.0 μm および 1.0 μm のアルミナ懸濁液で鏡面になるまでバフ研磨した．研磨した縦断面を，塩酸 5 cc，エタノール 100 cc，ピクリン酸 1 g を調合した腐食液で，腐食した．その後，走査型電子顕微鏡（SEM）を用い，切欠き底最小断面直径部に対して軸方向上下 100 μm （軸方向長さ 200 μm ）の範囲を，倍率 500 倍程度で切欠き底表面から中心部にかけて組織状態を観察した．

2・2 有限要素クリーブ解析方法

切欠き部の応力状態を明らかにするため，弾塑性クリーブ解析を実施した．解析モデルは試験片の対称性を考慮し 1/8 モデルとし，滑らかな応力分布を得るために切欠き底表面の分割数を切欠き先端半径が鋭い切欠き試験片ほど細かくした．節点間隔は，切欠き底表面から中心部にかけて大きくし，切欠き半径の小さい R0.1 および R0.5 では切欠き底近傍での節点間距離を 0.5 μm 程度とし，R2.0 および R4.0 はそれぞれ 15 μm ，36 μm とした．弾塑性解析における応力-ひずみ関係は，2 直線近似とし加工硬化係数は平滑試験片を用いて 650 $^{\circ}\text{C}$ の引張試験結果から決定した．クリーブ構成式は，次式の Bailey-Norton 則を用いた．

$$\dot{\epsilon}_{ceq} = B\sigma_{eq}^k + A\sigma_{eq}^l m t^{m-1} \quad (1)$$

ここで $\dot{\epsilon}_{ceq}$ は相当クリーブひずみ速度（1/hour）， σ_{eq} は相当応力（MPa）， B ， k ， A ， l ， m は材料定数である．定数は 650 $^{\circ}\text{C}$ の平滑試験片のクリーブ試験結果から決定し $B=2.11\times 10^{-20}$ ， $k=7.80$ ， $A=1.68\times 10^{-13}$ ， $l=5.07$ ， $m=0.31$ とした．解析コードは，汎用構造解析コード Marc(2017.1.0)を使用した．

3. クリーブ試験結果

3・1 環状切欠き試験片のクリーブ試験結果

代表例として，公称応力 120 MPa でクリーブ試験を実施した切欠き試験片のクリーブひずみと時間の関係を図 2 に示す．図中には，比較のために平滑試験片の 90 MPa のクリーブ曲線を示している．切欠き試験片は，平滑試験片に比べて公称応力が高いにも関わらず，クリーブ変形の進行が遅く，破断時の軸方向ひずみも平滑試験片は 10 % 以上であるのに対し，いずれの切欠き試験片も 2 % 未満であった．また，切欠き試験片間で比較すると弾性応力集中係数の大きい切欠き試験片ほどクリーブひずみ速度が小さくなった．このことは，平滑試験片に比べ，切欠き試験片では軸方向変形に対する拘束の影響が顕著になることを示唆している．切欠き試験片の公称応力と破断時間の関係を比較して図 3 に示す．図中には改良 9Cr-1Mo 鋼 pipe 材の単軸クリーブ平均破断曲線(Kimura and Yaguchi, 2016)を破線で示している．切欠き試験片のクリーブ破断時間は，同一公称応力の平滑試験片のそれより長く切欠き強化を示した．切欠き試験片間では，比較的高応力である公称応力が 180 MPa におけるクリーブ破断時間は弾性応力集中係数が大きいほど長くなることがわかった．また，公称応力が 120 MPa での実験結果からは最も弾性応力集中係数の大きい R0.1 がそれよりも小さい R0.5 に比べて破断時間が短くなっており，弾性応力集

Fig.2 Creep rupture strength of notch specimens. Under the same nominal stress, the notch specimens show slower creep deformation rate than the plain specimen.

Fig.3 Rupture properties of notch specimens. Creep rupture time increases with increasing elastic stress concentration factor under the same nominal stress.

中係数の差異からは切欠き試験片の相違を説明することができない。

3・2 破断材および損傷材の観察結果

クリープ試験で破断した試験片の破面を、切欠き底表面から中心部にかけて SEM で観察した。代表例として公称応力 120 MPa における、R0.5 および R2.0 の切欠き試験片の切欠き底表面および中心部近傍を観察した破面を図 4 に示す。R0.1 および R0.5 では、切欠き底表面近傍で粒界に沿って引張分離した粒界破壊を呈していた。また、内部にかけて粒内破壊が混在するようになり、中心部では延性的なディンプル破壊も確認された。R2.0 および R4.0 では、切欠き底表面近傍ではディンプルがみられる粒内破壊であったが、中心部にかけて粒界破壊が増加する傾向がみられた。このように、切欠き形状によって同一公称応力においても破壊形態が異なっていることが明らかとなった。

Fig.4 Fracture surface of R0.5 and R2.0. Intergranular fracture was observed in the near surface of the notch root section, transgranular fracture was observed in the center of the notch root section in R0.5. On the other hand, transgranular fracture was observed in the near surface of the notch root section, intergranular fracture was observed in the center of the notch root section in R2.0.

次に、損傷材の切欠き底断面における組織状態を SEM によって観察した。観察結果の代表例として R0.1 の 25 %～90 % 損傷材の切欠き底表面近傍での組織状態を図 5 に示す。比較的損傷率が小さい 25 % 損傷材においても、粒界上に擬球状ボイドが観察され、損傷が進むにつれてボイドの個数と大きさが増す傾向がみられた。同様なボイドは他の切欠き試験片においても観察され、単軸応力条件下の改良 9Cr-1Mo 鋼では観察されなかったクリープボイドが、後述するように多軸応力状態となる切欠き試験片においては観察されることが明らかとなった。75 % 損傷材で切欠き底表面から約 0.1 mm 近傍で負荷応力に対して垂直方向にボイドが合体成長した 200 μm 程度のき裂が、90 % 損傷材でも同様に切欠き底表面にかけて 400 μm 程度まで成長したき裂が確認された。このような微小き裂は R0.1 においてのみ観察された。各切欠き試験片の切欠き底断面におけるボイドの発生状態を定量的に調べるため、ボイド個数密度の計測を行った。ボイド個数密度の計測を、切欠き底最小直径に対して垂直方向上下 100 μm (軸方向長さ 200 μm)、切欠き底端部から 300 μm (総面積 0.06 mm^2) ごとに中心部まで行った。得

Fig.5 Typical voids observed around 0.1 mm from notch root surface in the creep damaged R0.1 notch specimen. Void length increases as creep damage progresses, and small cracks are observed near notch root surface in 75 % and 90 %.

Fig.6 Measurement results of void number density in the damaged notch specimens. Distribution pattern of measured void number density on the notch root section was different depending on the notch radius. The maximum value of the void number density increases as creep damage progresses.

られたボイド個数密度と切欠き底表面からの距離の関係を図6に示す。図には、切欠き底断面でのボイド個数密度が大きい側の表面から、試験片中心部の観察結果を示している。R0.1では、切欠き底表面でボイド個数密度がピークを示しており、中心部に向かうにつれて減少している。R0.5では切欠き底表面より、0.5 mm 近傍でボイド個数密度がピークを示し、R0.1と同様に中心部に向かうにつれて減少している。一方、R2.0およびR4.0では、切欠き底表面から中心部に向かうにつれてボイド個数密度が増大する傾向が認められ、R0.1およびR0.5とはボイド個数密度の分布傾向が大きく異なる。弾性応力集中係数が大きいほど、ボイド個数密度の最大値が増加する傾向にある。R4.0においてもボイドがみられたものの、他の切欠き試験片のボイド個数密度に比べてわずかであったことは、ボイドによる損傷に比べ、クリープ変形が優先して進行し、破断に至ったことを示唆している。このことから、単軸応力下でボイドが観察されなかった(緒方, 山本, 1995)のは、多軸応力下に比べ同一応力でのクリープ変形速度が速いことにより、ボイドが発生する前にクリープ変形が進行して破断に至ったためと考えられる。

4. 有限要素クリープ解析結果および考察

4・1 環状切欠き試験片の応力および多軸係数分布

有限要素クリープ解析によって得られた、公称応力 120 MPa の破断時間における各切欠き試験片の切欠き底断面の軸方向の応力分布を図7に示す。最大応力である軸方向応力は、いずれの切欠き試験片においても負荷直後では切欠きによる応力集中の影響により、切欠き底近傍で最大値を示すが、クリープ変形による応力の再分布を生じて、200 時間程度経過すると破断時間での分布と同様な応力分布となった。R0.1 および R0.5 では切欠き底表面から若干内部で軸方向応力が最大値を示し、中心部に向かうにつれて減少しているが、R2.0 および R4.0 では切欠き底表面近傍の軸方向応力が低く、中心部に向かうにつれて増大しており、切欠き形状が異なることにより軸方向応力の分布も異なることがわかる。切欠き底表面から中心部にかけての軸方向、周方向、径方向応力分布を図8に示す。R0.1では、切欠き底表面から 0.1 mm 近傍で、R0.5では切欠き底表面から 0.5 mm 近傍で3方向の応力が最大値を示し内部に向かって減少している。R2.0 および R4.0 では、切欠き底表面から内部にかけて3方向の応力は上昇し、中心部で最大値を示している。このように、負荷応力は単軸であるが切欠き底断面においては周方向ならびに径方向応力が引張応力となる3軸引張応力状態となっていることがわかる。上述した切欠き底断面におけるボイド個数密度の計測結果は、定性的にはこれらの応力分布状態と対応している。切欠き試験片間でボイド個数密度の分布傾向に差異が生じるのは、多軸応力の度合いが異なることによるものと考えられる。切欠き底断面の次式で表される Mises 相当応力分布を図9に示す。

$$\sigma_M = \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}^{1/2} / \sqrt{2} \quad (2)$$

ここで $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力(MPa)である。R0.1 および R0.5 では、切欠き底表面で Mises 相当応力がそれぞれ 102 MPa, 87 MPa と最も高くなり、内部に向かって急激に低下し中心部ではそれぞれ 58 MPa, 62 MPa となった。R2.0 では、切欠き底表面で 88 MPa と最も大きくなるが、中心部に向かって緩やかに低下して中心部では 80 MPa となった。R4.0 では、切欠き底表面から中心部にかけて応力勾配はなく、Mises 相当応力は 95 MPa 程度とほぼ一定となった。切欠き底中心部では弾性応力集中係数が大きいものほど Mises 相当応力が低い。また、いずれの切欠き試

Fig.7 Axial stress distributions around the notch root section. Higher axial stress yields near surface in R0.1 and R0.5, and it yields around center of the specimen in R2.0 and R4.0.

Fig.8 Distributions of stress components from notch root to center of the specimens. Triaxial tension stress yields through notch root section in spite of uniaxial applied stress.

試験片においても Mises 相当応力分布はボイド個数密度の分布，即ちクリープ損傷とは対応していないことがわかる。

次に，図 8 の応力成分分布状態に対する多軸応力の度合いを調べるため，Mises 相当応力と静水圧応力との比として次式で与えられる，多軸係数 TF を計算した。

$$TF = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_M \quad (3)$$

$TF=1$ のとき，単軸応力状態であり，それより大きくなるほど多軸応力状態の度合いが増すことになる。破断時間における切欠き底断面での TF を図 10 に示す。いずれの切欠き試験片においても， TF の分布は軸方向応力の分布と同様な傾向となり，R0.1 では切欠き底表面から 0.1 mm 近傍で，R0.5 では表面から 0.5 mm 近傍でそれぞれ $TF=4.9$ ， $TF=3.7$ とピークを示し，内部に向かって緩やかに低下している。また，R2.0 および R4.0 では内部に向かうにつれて上昇し，中心部ではそれぞれ $TF=3.1$ ， $TF=2.6$ となっている。図 6 に示すようなボイド個数密度分布になったのは，同部位で軸方向応力が高くなることに加え，多軸係数が最大となることに起因している。

4・2 環状切欠き試験片の軸方向クリープひずみ分布

有限要素クリープ解析によって得られた，公称応力 120 MPa の破断時間における切欠き底表面から中心にかけての軸方向クリープひずみ分布を図 11 に示す。R0.1 および R0.5 では，切欠き底表面で軸方向クリープひずみがそれぞれ 0.15，0.07 と最も大きく中心部に向かうにつれて急激に低下し，中心部では軸方向クリープひずみがほとんど生じていないことがわかる。R2.0 では，切欠き底表面で軸方向クリープひずみが 0.038 と最も大きく，中

Fig.9 Distributions of Mises equivalent stress components on the notch root section.

Fig.10 Distributions of triaxiality factor on the notch root section. Distributions of triaxiality factor corresponds to distributions of the maximum stress.

Fig.11 Distributions of axial creep strain on the notch root section. Axial creep strain takes the maximum value at notch root surface.

Fig.12 Rupture time prediction results by using three kinds of representative stresses. Rupture times can not be predicted by these stresses.

心部に向かうにつれて緩やかに低下し、中心部では 0.015 となっている。R4.0 では、他の切欠き試験片にみられた軸方向クリープひずみの勾配がなく、切欠き底表面から内部の軸方向クリープひずみは 0.04 とほぼ一定となっている。また、切欠き底最小断面での Mises 相当クリープひずみの分布は、図 11 に示す軸方向クリープひずみより全体的にわずかに高くなるものの、両者の傾向に顕著な差異はみられなかった。以上のことから R0.1, R0.5, R2.0 は、多軸係数が最も小さい切欠き底表面で局所的なひずみは生じるものの、切欠き底断面において 3 軸引張応力状態となり、軸方向の変形が抑制されていると考えられる。R4.0 も同様に 3 軸引張応力状態となっているが、他の切欠き試験片に比べて多軸係数が小さいことから切欠き底断面においてクリープひずみの勾配が存在せず、全体的にクリープひずみが一定となったものと考えられる。同一公称応力において、切欠き試験片の破断時間が平滑試験片のそれより長くなる切欠き強化を示すのは、切欠き底断面が 3 軸引張応力状態となり、軸方向変形が抑制されたことに起因するものと推察される。切欠き試験片間の弾性応力集中係数の相違による、クリープ破断強度の差異は、クリープ変形が支配的となる高応力下では、多軸係数の大きい切欠き試験片ほど軸方向変形の拘束度合いが大きくなり、破断時間が長くなったと考えられる。また、低応力下ではクリープ変形が遅く、図 6 に示したようにボイドが発生、成長することでクリープ損傷が支配的となるため、多軸係数ならびに軸方向応力が

Fig.13 Iso-creep rupture time lines. $\sigma_{I_{max}}$ increases with increasing TF .

Fig.14 Rupture time prediction results by using the derived equivalent stress. Creep rupture times are predicted by using the equivalent stress.

最も大きい R0.1 は、R0.5 に比べてクリープ変形が拘束され変形速度が抑制される一方で、公称応力より過大な軸方向応力が負荷されることにより、切欠き底断面での局所的なクリープ損傷の進行が速く、き裂が発生し短時間で破断したものと解釈される。

5. クリープ破断時間予測法の提案

5・1 代表点応力を用いた予測法

4 章で述べた解析結果より得られた、切欠き底最小断面における代表点に着目した切欠き試験片の破断時間の予測を試みる。一般的に、多軸応力場のクリープにおける変形や寿命特性の整理に最大主応力 σ_I や Mises 相当応力 σ_M が用いられることから、代表点での応力を、それぞれの試験片の切欠き底最小断面に分布する最大主応力の最大値 $\sigma_{I_{max}}$ と Mises 相当応力の最大値 $\sigma_{M_{max}}$ とする。また、クリープ解析過程において σ_M がほぼ一定となる骨格点での応力を参照応力 σ_r とし、 σ_r についても検討する。 $\sigma_{I_{max}}$ 、 $\sigma_{M_{max}}$ および σ_r に対して、図 3 中の破線で示す単軸クリープ平均破断曲線を用いて予測される切欠き試験片の破断時間を、実験で得られた破断時間と比較して図 12 に示す。 $\sigma_{I_{max}}$ を用いて予測された切欠き試験片の破断時間は、実験値に比べ過度に短時間の予測となった。これは、解析結果からもわかるように切欠き底断面での $\sigma_{I_{max}}$ の値が公称応力（単軸応力下の最大主応力）より大きいにもかかわらず、多軸応力による軸方向変形の抑制により破断時間が、同一公称応力の単軸応力下の破断時間よりも長くなることに起因している。 σ_r を用いた予測は、弾性応力集中係数が小さい切欠き試験片ほど実験値に近くなったが、 $\sigma_{I_{max}}$ と同様に実験値に比べ過度に短時間の予測となった。一方、 $\sigma_{M_{max}}$ を用いた予測では、R0.5 が実験値と近い予測結果となったものの、R0.1 では予測結果が実験値の 1/2 倍以下となり、R2.0 および R4.0 で実験値の 2 倍を超える予測結果が得られた。図 9 からわかるように、 $\sigma_{M_{max}}$ はすべての試験片で切欠き底表面が代表点となるが、同部位では多軸係数が小さく試験片間の多軸性の差異が反映されない。また、ボイド個数密度に代表されるクリープ損傷の顕著な部位とも対応しておらず、 $\sigma_{M_{max}}$ は、応力勾配を有する多軸応力下のクリープ破断時間を予測する適切なパラメータとは言い難い。

以上のように、代表点応力として $\sigma_{I_{max}}$ 、 $\sigma_{M_{max}}$ および σ_r を用いた切欠き試験片の破断時間の予測は困難である。そこで、切欠き底最小断面上でのクリープ損傷との対応がみられた $\sigma_{I_{max}}$ に着目して各切欠き試験片の $\sigma_{I_{max}}$ (Fig.8 での軸方向応力の最大値) と、破断時間の関係において同一破断時間（ここでは 500 時間と 3000 時間）となる $\sigma_{I_{max}}$ を求め、その $\sigma_{I_{max}}$ を生じる位置での多軸係数 TF との関係を図 13 に示す。両者の関係にはばらつきがあるものの、同一破断時間となる $\sigma_{I_{max}}$ は TF が大きくなるほど上昇することがわかる。このような関係を踏まえて、 TF が異なる場合に同一の破断時間を与える単軸応力との等価応力 σ_u を次式で表すことができる。

$$\sigma_u = \frac{\sigma_{1max}}{10^{0.0712(TF-1)}} \quad (4)$$

この等価応力を用いて、図 3 に破線で示す単軸応力下の平均破断曲線から、切欠き試験片の破断時間を予測して、実験結果と比較したものを図 14 に示す。単軸応力下の破断試験結果がほとんど存在しない 100 時間以下の短時間で破断したデータを除いては、予測破断時間は切欠き形状に依存することなく、実験による破断時間の 1/2 倍～2 倍の範囲内に入っており、概ね良好な予測結果が得られた。

5・2 面積平均損傷概念に基づく予測法

5・1 節では、代表点の応力を用いた切欠き試験片の破断時間予測法について検討したが、切欠き底最小断面においては応力勾配を有する多軸応力場となり、それに対応してクリープ損傷も分布することから、代表点 1 点の応力を用いた予測よりも、試験片断面に分布するクリープ損傷を考慮した予測法が妥当であると考えられる。そこで、応力勾配を有する環状切欠き試験片の破断時間を予測する方法として、以下の面積平均損傷に基づく方法を提案する。

今、切欠き底最小断面において試験片中心部（半径 $r=0$ ）から表面（ $r=r_F$ ）までを損傷評価領域とし、解析で得られる任意のクリープ時間 t での試験片中心部から表面にかけてのクリープ損傷の分布が、 r の関数として $D_c(r)$ と表されるとするとき、同時間までの面積平均クリープ損傷 D_{cm} は、以下の式より求められる。

$$D_{cm} = \frac{1}{A_T} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_F} D_c(r) r dr d\theta = \frac{2\pi}{A_T} \int_0^{r_F} D_c(r) r dr \quad (5)$$

ここで、 A_T は損傷評価領域全体の面積であり、ここでは切欠き底最小断面の面積である。上式により求まる D_{cm} が 1 となったときに破断すると仮定すると、破断時間 t_r は次式で予測される。

$$t_r = \frac{t}{D_{cm}} \quad (6)$$

本研究においては、有限要素解析結果を用いる近似的な方法として、試験片の有限要素モデルにおける切欠き底断面の節点位置に対応させて試験片中心に対して同心円に n 分割して評価することとする。分割した各区分においては応力あるいはひずみは一定として損傷を算出し、対応する面積を乗じて、これらの総和を全評価面積で除することによって損傷面積比を求める。この場合には、式 (5) は次式のように表すことができる。

$$D_{cm} = \frac{1}{A_T} \sum_{i=1}^n D_{ci} A_i = \frac{1}{r_F^2} \sum_{i=1}^n D_{ci} (r_i^2 - r_{i-1}^2) \quad (7)$$

ここで、 D_{ci} は n 分割した場合の i 番目の位置でのクリープ損傷で A_i は i 番目の領域、即ち半径 $r=r_i$ の円と $r=r_{i-1}$ の円で囲まれる面積である。

上述した面積比を用いた損傷評価を行うには、任意の均一な多軸応力状態に対して適切な損傷評価が可能な等価応力や等価ひずみを用いる必要がある。しかしながら、均一な多軸応力下でのクリープ破断データが限られており、過去に Hayhurst ら(2008)や Cane ら(1973)によって最大主応力と Mises 相当応力を組み合わせた等価応力が提案されているものの、その妥当性は十分に検討されておらず、本改良 9Cr-1Mo 鋼に対する材料定数は得られていない。このため、現状では応力を基準とした損傷面積比による多軸応力下での破断時間の予測は困難である。一方、クリープひずみに関しては、クリープ破断延性に及ぼす多軸応力の影響については、実験的にも明らかにされつつあり、ボイドの発生・成長に及ぼす多軸応力の影響を理論的に考慮した延性低下モデルも提案されている。Wen ら(2016)は、複数の鉄鋼材料で実験によって得られたクリープ破断延性と多軸係数の関係を調査し

Fig.15 Rupture time prediction results by using proposed average creep damage method. Predicted rupture times are within the factor of 2.

Fig.16 Rupture time prediction results considering stress dependency on the creep rupture ductility.

ている。同報告によると、材料による破断延性のばらつきはみられるものの、いずれの材料においても単軸応力下に比べ多軸係数が大きくなるほどクリープ破断延性が低下すること、延性低下と多軸係数との関係は延性低下モデル間によって大きくは異なることが示されている。そこで、本研究では多軸応力の影響を考慮したクリープひずみを基準とする損傷面積比による損傷評価を試みる。

Wen ら(2016)によってまとめられたデータにおいて、改良 9Cr-1Mo 鋼の単軸クリープ破断延性 ε_{fu} に対する多軸応力状態の破断延性 ε_{fm} の TF 依存性は、以下の式で近似することができる。

$$\varepsilon_{fm} = \{1.0 - 0.972 \log(TF)\} \varepsilon_{fu} \quad (8)$$

上式により任意の多軸応力状態に対する破断延性が求められる。本研究では、環状切欠き試験片に対して有限要素解析から得られる多軸応力下の軸方向クリープひずみとの整合を加味して、 ε_{fu} は単軸応力下の限界ひずみ(緒方他, 2009) (Monkman-Grant の関係から得られる係数)とした。切欠き試験片最小断面の試験片中心から r の位置における t 時間経過後の軸方向クリープひずみを $\varepsilon_c(r)$ 、同部位での破断延性を $\varepsilon_{fm}(r)$ とすると、クリープ損傷 $D_c(r)$ は次式で得られる。

$$D_c(r) = \frac{\varepsilon_c(r)}{\varepsilon_{fm}(r)} \quad (9)$$

上式で得られた $D_c(r)$ を、式 (6) ~ (7) に適用することにより、切欠き試験片のクリープ破断時間を予測することができる。このような手順で予測した、環状切欠き試験片の破断時間と実験値との関係を図 15 に示す。なお、切欠き底最小断面での有限要素モデルの分割数 n は、R0.1 および R0.5 では 200, R2.0 では 80, R4.0 では 50 とした。予測された破断時間は実験値の 1/2 倍~2 倍の範囲内にあり、弾性応力集中係数に対する依存性がみられない良好な予測結果が得られた。このように、多軸応力状態で表面から内部にかけて応力勾配を有するような環状切欠き試験片のクリープ破断時間の予測には、代表点の値にのみ着目するのではなく、式 (9) のようなクリープ損傷に及ぼす多軸応力の影響が考慮される損傷クライテリアを用いて、式 (5) あるいは式 (7) によって切欠き底最小断面全体にわたって損傷をとらえる、面積平均損傷による評価が有効である。

図 15 の破断時間の予測結果は弾性応力集中係数の依存性はみられないものの、同一切欠き先端半径の試験片、即ち同一弾性応力集中係数であっても高応力短時間側では予測値が実験値よりやや短く、低応力長時間側ではやや長くなる、負荷応力に依存する傾向がみられる。これは、高応力短時間で破断する場合に比べ、低応力長時間で破断する場合の破断延性が低くなる可能性を示唆している。このような傾向は、Wen ら(2016)の破断延性と破

断時間との関係から見受けられる。そこで、式 (9) による損傷評価において上述した切欠き底断面での最大主応力の最大値 σ_{1max} の依存性を考慮するため、以下の式によって $D_c(r)$ を導出することとした。

$$D_c(r) = \frac{\varepsilon_c(r)}{\varepsilon_{fm}(r)} \left(\frac{\sigma_{1max}}{\sigma_0} \right)^b \quad (10)$$

ここで、 σ_0 は基準主応力、 b は定数である。式 (9) を用いた環状切欠き試験片のクリーブ破断時間予測結果に対する σ_{1max} 依存性を考慮して、 $\sigma_0=138$ MPa、 $b=-1.43$ と決定した。上式で得られる $D_c(r)$ に対して、式 (6)、式 (7) を適用して破断時間を予測した結果を実験値と比較して図 16 に示す。推定破断時間は実験値に対して、2 倍～1/2 倍の範囲にあり、応力レベルに依存しない良好な推定結果が得られた。式 (10) の負荷応力依存性は、本研究における実験結果に対して決定したものであり、さらに低応力条件下での適用性はかならずしも明らかではない。一般的には、破断時間の増加に伴って破断延性の低下を生じるが、ある程度長時間側では破断延性が一定値に近づくことから、式 (10) による破断延性は破断時間の予測という観点からは安全側の結果を与えることとなる。また、式 (7) の適用では、分割数が予測結果に影響を与えることも考えられる。本研究における環状切欠き試験片の有限要素解析モデルは、切欠き底最小断面において表面近傍の節点間隔を $0.5 \mu\text{m}$ 程度と小さくすることにより、いずれの試験片においても滑らかな応力分布が得られた。上述した破断時間の予測では、解析モデルにおける節点数と分割数を同一としたが、破断時間の予測に用いる分割数を節点数の $(1/2)n$ として予想した破断時間の、分割数 n の場合の破断時間に対する誤差は、1%程度であり、分割数を $(1/3)n$ とした場合の誤差は 3%程度であった。よって、本研究で用いたモデルでは、分割数を 1/3 程度まで減少させても予測結果に与える影響は小さいと言える。

6. 結 言

改良 9Cr-1Mo 鋼を対象に、4 種の環状切欠き試験片（切欠き半径 $R=0.1 \text{ mm}$ (R0.1)、 $R=0.5 \text{ mm}$ (R0.5)、 $R=2.0 \text{ mm}$ (R2.0)、 $R=4.0 \text{ mm}$ (R4.0)) を用いてクリーブ試験を実施し、切欠き底断面のクリーブ損傷状態を把握するとともに、有限要素弾塑性クリーブ解析に基づいて切欠き形状による応力状態の相違およびクリーブ破断時間予測法を検討した。本研究で得られた主な結果を以下に要約する。

- (1) 切欠き試験片は、平滑試験片に比べてクリーブ変形速度が遅く、同一公称応力において破断時間が長くなる切欠き強化を示した。切欠き試験片間では、弾性応力集中係数が大きいほどクリーブ破断時間が長くなる傾向にあった。
- (2) 損傷材の縦断面を走査型電子顕微鏡で観察した結果、平滑試験片では観察されなかったボイドが観察され、ボイド個数密度は、R0.1 および R0.5 では、切欠き底表面から 0.1 mm および 0.5 mm 近傍で最も高い値を示し、試験片中心部に向かうにつれて減少した。一方、R2.0 および R4.0 では切欠き底表面から中心部に向かってボイド個数密度が上昇しており、切欠き先端半径によってボイド個数密度の分布が異なっていた。
- (3) 切欠き試験片の弾塑性クリーブ解析結果より、いずれの切欠き試験片も切欠き底断面においては、軸方向、周方向、径方向応力が引張となる 3 軸引張応力状態となることが明らかとなった。また、これらの応力の切欠き底断面における分布は、R0.1 および R0.5 では切欠き底表面近傍で最大となり、試験片中心部に向かって低下し、R2.0 および R4.0 では切欠き底表面から内部にかけて上昇しており、ボイド個数密度の分布と対応していた。
- (4) 環状切欠き試験片の破断時間を、最大主応力や Mises 相当応力などの最大値に着目した代表点の応力を用いて予測することはできなかった。切欠き底最小断面に分布する最大主応力の最大値に多軸係数依存性を考慮して導出した等価応力によって破断時間を概ね予測することができた。
- (5) 環状切欠き試験片の損傷状態と応力状態との関係を考慮して、切欠き底最小断面における面積平均損傷概念に基づくクリーブ破断時間予測法を提案した。同提案法によって、環状切欠き試験片の破断時間を弾性応力集中係数に依存することなく良好に予測することができた。

謝 辞

試験の実施にあたっては、(株)神戸工業試験場にご協力をいただいた。また、本研究の一部は、私立大学戦略的研究基盤形成支援事業 S1511002 の助成を受けた。これらを記して感謝の意を表する。

文 献

- Brett, S. J., Oates, D. L. and Johnston, C., In-service type IV cracking in a modified 9Cr header, Proceeding of ECCC creep conference, London(2005), pp.563-572.
- Cane, B. J., Creep damage accumulation and fracture under multi-axial stress, Proceedings of the 5th international conference on fracture(1973), pp.1285-1293.
- Goyal, S., Laha, K., Vijayanand, D., Panneera Selvi, S. and Mathew, M. D., Effect of multiaxial state of stress on creep rupture behaviour of 2.25Cr-1Mo steel, Proceeding of 6th international conference on creep, Fatigue and creep-fatigue interaction(2013), pp.510-516.
- Hayhurst, D. R., Lin, J. and Hayhurst, R.J., Failure in notched tension bars due to high-temperature creep: Interaction between nucleation controlled cavity growth and continuum cavity growth, International journal of solids and structures, Vol.45(2008),pp.2233-2250.
- Kimura, K. and Yaguchi, M., Re-evaluation of long-term creep strength of base metal of ASME grade 91 type steel, ASME 2016 pressure vessels and piping conference(2016), PVP2016-63355.
- 緒方隆志, 池田直人, CrMoV 鍛鋼環状切欠き試験片のボイド成長シミュレーションに基づくクリープ損傷評価 日本機械学会論文集, Vol.82, No.844(2016), DOI:10.1299/transjsme. 16-00259.
- Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Damage characterization of a P91 steel weldment under uniaxial and multiaxial creep, Materials science and engineering, Vol.510-511(2009), pp.238-243.
- 緒方隆志, 酒井高行, 屋口正次, 改良 9Cr-1Mo 鋼溶接継手の単軸クリープ破断特性と損傷評価法の提案, 材料, Vol.58, No.2(2009), pp.94-100.
- Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Damage evolution and life prediction of a P91 longitudinal welded tube under internal pressure creep, Journal of pressure vessel technology, Vol.132, No.5(2010), pp.051204-1-051204-9.
- 緒方隆志, 山本真人, FBR 蒸気発生器用材料改良 9Cr-1Mo 鋼の長時間クリープ疲労特性, 電力中央研究所 研究報告, T94042(1995).
- 高橋由紀夫, 改良 9Cr-1Mo 鋼の多軸応力下でのクリープ破壊挙動とそのモデル化, 材料, Vol.58, No.2(2009), pp.115-121.
- Wen, J., Tu, S., Xuan, F., Zhang, X. and Gao, X., Effects of stress level and stress state on creep ductility: evaluation of different models, Journal of materials science & technology, Vol.32, No.8(2016), pp.695-704.
- 山崎洋輝, 緒方隆志, 長期使用改良 9Cr-1Mo 鋼溶接継手のクリープ強度に及ぼす試験片形状の影響, 材料, Vol.69, No.2(2019), pp.91-98.

References

- Brett, S. J., Oates, D. L. and Johnston, C., In-service type IV cracking in a modified 9Cr header, Proceeding of ECCC creep conference, London(2005), pp.563-572.
- Cane, B. J., Creep damage accumulation and fracture under multi-axial stress, Proceedings of the 5th international conference on fracture(1973), pp.1285-1293.
- Goyal, S., Laha, K., Vijayanand, D., Panneera Selvi, S. and Mathew, M. D., Effect of multiaxial state of stress on creep rupture behaviour of 2.25Cr-1Mo steel, Proceeding of 6th international conference on creep, Fatigue and creep-fatigue interaction(2013), pp.510-516.

- Hayhurst, D. R., Lin, J. and Hayhurst, R.J., Failure in notched tension bars due to high-temperature creep: interaction between nucleation controlled cavity growth and continuum cavity growth, *International journal of solids and structures*, Vol.45(2008),pp.2233-2250.
- Kimura, K. and Yaguchi, M., Re-evaluation of long-term creep strength of base metal of ASME grade 91 type steel, *ASME 2016 pressure vessels and piping conference*(2016), PVP2016-63355.
- Ogata, T. and Ikeda, N., Creep damage assessment of circular notch specimen on a CrMoV forging steel based on the void growth simulation, *Transactions of the JSME(in Japanese)*, Vol.82, No.844(2016), DOI:10.1299/transjsme. 16-00259.
- Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Damage characterization of a P91 steel weldment under uniaxial and multiaxial creep, *Materials science and engineering*, Vol.510-511(2009), pp.238-243.
- Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Uniaxial creep rupture property of mod.9Cr-1Mo steel weld joint and proposal of creep damage evaluation method, *Journal of the society of materials science, Japan*, Vol.58, No.2(2009), pp.94-100(in Japanese).
- Ogata, T., Sakai, T. and Yaguchi, M., Damage evolution and life prediction of a P91 longitudinal welded tube under internal pressure creep, *Journal of pressure vessel technology*, Vol.132, No.5(2010), pp.051204-1-051204-9.
- Ogata, T. and Yamamoto, M., Long-term creep-fatigue life property of mod.9Cr-1Mo steel for steam generator material in FBR, *Denryokuchoukenkyujo, kenkyuhoukoku*, T94042(1995)(in Japanese).
- Takahashi, Y., Creep rupture behavior of modified 9Cr-1Mo steel under multiaxial stress and its modeling, *Journal of the society of materials science, Japan*, Vol.58, No.2(2009), pp.115-121(in Japanese).
- Wen, J., Tu, S., Xuan, F., Zhang, X. and Gao, X., Effects of stress level and stress state on creep ductility: evaluation of different models, *Journal of materials science & technology*, Vol.32, No.8(2016), pp.695-704.
- Yamazaki, H. and Ogata, T., Influence of specimen geometry on creep strength of long-term used mod.9Cr-1Mo steel welded joint, *Journal of the society of material science, Japan*, Vol.69, No.2(2019), pp.91-98(in Japanese).