タービンロータ材のクリープ損傷に及ぼす二軸応力の影響[†]

岡 崎 正 雄* 田 中 健 一**
大 澤 敏 幸*** 佐 藤 登 史***

Effect of Biaxial Stress Condition on Creep Damage of a Steam Turbine Rotor Material

by

Masao OKAZAKI*, Kenichi TANAKA**, Toshiyuki OSAWA*** and Takashi SATO***

A central hole of the steam turbine rotor can be degraded with creep damage during the operation. And it is important to measure the creep damage of this part to determine the replacement time. Usually the damage is measured with the hardness change, electric resistance change or the observation of the creep void (for example A parameter : damaged grain boundary parameter).

However, the inspected results of the replaced rotor indicate the measured damage is overestimated and too conservative. This is caused by the change of hardness and electric resistance with heat history during the operation not only with the creep damage. And furthermore the master curves to evaluate the creep damage are obtained from the uniaxial creep test results.

In this study biaxial creep tests to simulate the stress distribution of the central hole of the rotor under centrifugal force is conducted to clarify the effect of the biaxial stress on creep damage of a steam turbine rotor material. Micro creep cracks are proved to be initiated from a little inner location from the surface and the obtained A parameter is greater than that of uniaxial creep test under the equal creep damage ratio.

Key words : Creep, Biaxial creep test, Cr-Mo-V steel, Central hole of turbine rotor, A parameter

1 緒 言

蒸気タービンのロータ中心孔は、長時間の使用によりクリープ損傷を受けることが懸念される部位であり、¹⁾一定期間ごとに寿命診断を実施し、診断結果に基づきロータの取替えが行われている。

しかしながら、中心孔のクリープ損傷評価には、硬さの低下や電気抵抗値の変化が用いられているが、取り替えられたロータから切り出した試験片の調査によると、余寿命評価がかなり安全側になされているようである。

その原因として、硬さや電気抵抗値の初期値が製造時の熱履歴により変化することやこれらの値がクリープ損傷のみならず運転時の温度履歴の影響を受けて変化することが考えられる。また、損傷評価のベースとなるこれらの損傷評価パラメータと損傷度の関係を表すマスターカーブが単軸のクリープ試験データから作成されているため、多軸応力状態にある回転するタービンロータ中心孔付近のクリープ損傷評価に適切でないという事も考えられる。^{2)~5)}

そこで、ここでは取り替えられたロータの損傷度を調べるとともに、タービンロータ中心孔付近の二軸応力状態を模擬した応力集中部のクリープ試験を実施し、従来行われている単軸クリープ試験による損傷評価と応力集中を伴う二軸クリープ試験による損傷評価の比較を試みた。

さらに、単軸荷重で応力集中を伴う二軸クリープ試験に相当する応力分布が得られる試験片形状（以下簡易単軸試験片と呼ぶ）を考案し、クリープ損傷について検討した。

2 供 試 材

発電所の Cr-Mo-V 鋼製タービンロータの廃却材より試験片を切り出し供試した。

供試材は実機で約 152,000 時間使用された高圧ロータから採取した。このロータはクリープ損傷調査の結果、①クリープボイドは検出されなかった。②遠心力のかかる高圧ロータ中心孔付近と、遠心力が小さくクリープ損傷をほとんど受けないと考えられる高圧ロータの軸受け部の硬さ測定結果を比較したところ大差なく、供試材のクリープ損傷は低いと考えられる。ただし、③電気抵抗値の測定結果では、高圧ロータ部および中圧ロータ部は、高圧ロータの軸受け部よりも低下しており、低下の程度は中圧ロータのほうが大きく、この結果では遠心力の大きい部位の損傷が大きいようにみえる。

①および②に示すように、このロータから切り出した材料は、電気抵抗変化はみられるがほとんどクリープ損傷を受けていないと考えられる材料である。

供試材の化学成分および高温の機械的性質を Table 1 および Table 2 に示す。

† 原稿受理 平成 21 年 4 月 13 日 Received Apr. 13, 2009 ©2009 The Society of Materials Science, Japan

* 関西電力(株) 〒661-0974 尼崎市若王寺, Kansai Electric Power Co., Inc., Nakoji, Amagasaki, 661-0974

** 正 会 員 住友金属テクノロジー(株) 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Sumitomo Metal Tech., Inc., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

*** 住友金属テクノロジー(株) 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Sumitomo Metal Tech., Inc., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

Table 1 Chemical composition (mass %).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	W
0.29	0.25	0.84	0.0009	0.014	0.15	0.30	1.115	1.29	0.28	0.02

Table 2 Mechanical properties.

Temp. (°C)	0.2 % proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elonga- tion (%)	Reduction of area (%)
575	394	459	23.3	81.4
600	349	426	20.7	85.4

3 試験方法

3・1 円孔付き十字型試験片

実機の応力分布を再現する試験方法としては高温下での回転試験があり、回転円板のクリープ試験については古くから研究が行われている⁶⁾。しかしながら、クリープ損傷挙動を調べるためには、高温下で長時間の間、遠心力により試験片中心孔周辺に実機相当の応力を負荷し続けることとなるため、大型で大掛かりな試験設備が必要となり、設備の設計・製作にコストがかかる。

そこで、試験片を直交する2方向に引張り、試験片中央部に二軸応力場を負荷する十字型クリープ試験片⁷⁾に着目し、Fig. 1のようなロータ中心孔を模擬する円孔を試験片中央に設けた円孔付き十字型試験片を考えた。

FEMによる3次元弾性解析によって、遠心力を受ける実機中心孔近傍の応力分布にできるだけ近くなるように、円孔付き十字型試験片の板厚や肩部のRの形状を検討した。3軸拘束度を考えると肉厚は十分厚くすることが望ましいが、後述する二軸クリープ試験機の荷重容量の制限から試験部の肉厚は6mmとし、肩R部の肉厚は8mmとした。

FEM解析にはMSC.Marcを用い、試験片形状の板厚方向および二軸方向の対称性から1/8モデルで行った。試験片の円孔周辺の最大主応力分布をFig. 2に示す。等二軸荷重を負荷した場合、応力は二軸の荷重方向から

Fig. 1 Biaxial creep specimen.

Fig. 2 Maximum principal stress distribution of a biaxial creep specimen (1/8 model).

45°離れた円孔内面の肉厚中心で最大となる。この45°断面の応力分布と遠心力を受けるタービンロータ中心孔付近の応力分布⁸⁾の比較をFig. 3に示す。タービンロータ中心孔付近の応力分布は、外径670mm、中心孔直径100mmの超高压タービンロータが3600 rpmで回転する場合を想定したFEM解析結果である。両者のクリープ負荷に伴う応力再分布を含め、応力分布を完全に一致させるには板厚を複雑に変化させる等の特別なことをしないと困難であることが判明したが、Fig. 3に示すように実機の周方向応力/径方向応力比がほぼ実現できることからこの形状で試験を実施した。

3・2 二軸クリープ試験

二軸クリープ試験には、Fig. 1の円孔付き十字型試験片を用いた。試験片を水平に保持し、重錘にて直交する2方向に引張荷重を負荷する二軸クリープ試験機（最大荷重容量35 kN）を作製し使用した。

Fig. 3 Comparison of stress distribution of a biaxial creep specimen and a rotating rotor.

加熱炉は試験片の上下面を加熱できるように、箱型のニクロム線加熱炉を作製して使用した。

クリープ損傷による微視き裂の発生を検知するため、Fig. 4 のように試験片端部から定電流（直流 10A）を印加し、4 点間の電位差 V_{ab} , V_{bc} , V_{cd} , V_{da} の変化を測定した。

3・3 簡易単軸クリープ試験

二軸クリープ試験片に生ずる応力分布は、従来の丸棒試験片を用いた単軸クリープ試験よりも実機の遠心力負荷時の応力分布に近いと考えられるが、二軸クリープ試験機は場所を占有し、多数の試験片で荷重条件や温度条件を変えた試験を同時に行うには、複数台の試験機を製作する必要がある、コストがかかる難点がある。

一方、Fig. 3 の応力分布から、切欠きを設けた試験片でも二軸クリープ試験に近い応力分布が得られるのではないかと考えられる。そこで、単軸クリープ試験機で実機に近い応力分布を再現できる切欠き板状試験片形状（簡易単軸試験片）を FEM 解析で検討した。

FEM 解析で決定した試験片形状を Fig. 5 に示す。中央部に円孔を設けると実機に比較して応力勾配が大きくなり過ぎるため、長孔形状の応力集中部を設けると共に、両端に円弧状切欠きを設け、応力分布を調整した。

簡易単軸試験片（板厚 5mm）の 1/4 モデルによる FEM 解析で求めた主応力分布を Fig. 6 に、試験部断面の応力分布を Fig. 7 に示す。中央切欠きから 3mm 程度の領域で、簡易単軸試験片と二軸クリープ試験片の応力分布はほぼ一致する。このような試験片を用いると単軸のクリープ試験機で試験が可能であり、条件を変えた試

Fig. 6 Principal stress of a conventional uniaxial creep test specimen (thickness = 5mm).

Fig. 7 Comparison of stress distributions between a conventional uniaxial creep specimen (thickness 5mm) and a biaxial creep specimen.

Fig. 4 Electric potential measurement points a~d of a biaxial creep specimen.

Fig. 5 Conventional uniaxial creep specimen.

験を多数実施することが容易である。そこで、ここではこの試験片で二軸クリープ試験結果と同等の試験結果が得られるかどうか確認すると同時に、試験片の板厚を 5, 15mm の 2 種類変えた試験を行い板厚の影響も検討した。

4 試験結果および考察

4・1 二軸クリープ試験結果

二軸クリープ試験における中央円孔近傍 4 位置の電位差変化測定例を Fig. 8 に示す。ここで、 V_0 は試験開始時の電位差を示す。

電位の変化が直線的変化から約 3.6% 増加した時点で試験を中止し、調査をすると、Fig. 8 の中で変化の大きい電位測定点 ab 間および bc 間の位置で微視き裂が観察された。そこで、いずれの試験もこの程度の電位変化時点で試験を終了し、その試験時間 t を微視き裂発生時間 t_f とした。

試験応力は実機的设计応力を考慮し、切欠き底の最大主応力が弾性解析では 186MPa になる荷重 3,400kgf を二軸方向に負荷した。試験温度は試験時間を考慮した温度加速条件とし、635℃から 607℃の 4 条件で実施した。二軸クリープ試験結果を Table 3 および Fig. 9 に示す。二軸クリープ試験中の試験部の応力の変化を FEM 解析で

Fig. 8 Potential difference change and the micro crack initiation in biaxial creep test.

Table 3 Biaxial creep test results.

No.	Temp. (°C)	$\sigma_{\max}$ (MPa)	t_r or t_i (hr)	Note
T635	635	186	145	Fracture
T625	625	186	500	Crack
T617	617	186	781	Crack
T607	607	186	1,867	Crack

Fig. 9 Relation between temperature and failure time in biaxial creep test result.

求めた結果を Fig. 10 に示す。いずれの試験でも最大主応力は約 152MPa まで急速に応力緩和し、以降緩やかに漸減する。

単軸のクリープ破断試験結果（破断時間 $t_r \approx t_i$ ）と二軸クリープ試験結果を Larson-Miller パラメータ LMP で整理して比較した図を Fig. 11 に示す。二軸クリープデータは初期の急速なリラクゼーション期を除いた破断までの Fig. 10 に示す主応力の平均値 σ で整理すると単軸のクリープ試験結果とほぼ一致することが分かった。

二軸クリープ試験片の中央円孔部の表面には微視き裂の発生は見られなかったが板厚の中央断面で切断し、き裂の発生状況を観察したところ Fig. 12 に示すように円孔の縁から約 0.3mm の深さのところに微視き裂の発生が見られた。二軸応力下でボイドが発生しやすくなることは M. Fujimoto ら⁹⁾が報告しており、主応力と多軸度を考慮した損傷則も提案されている。⁴⁾これらのことから本報告の試験では二軸荷重下でも円孔表面部は単軸応力

Fig. 10 Principal stress variation obtained by FEM analysis.

Fig. 11 Biaxial creep test results compared with uniaxial creep test results.

状態であるため表面からはボイドが発生せず多軸応力度が高く、しかも応力集中による最大主応力の高い中央断面の円孔表面から少し内面に入った部位からボイドが発生し微視き裂になるものと考えられる。

4・2 簡易単軸クリープ試験結果

簡易単軸クリープ試験結果を Fig. 13 に示す。簡易単軸クリープ試験では実機温度を考慮して試験温度 575°C とし、試験時間を考慮して応力加速試験とし、公称応力 σ_N を 220MPa で試験を実施した。板厚 5mm の試験片と板厚 15mm の試験片は、それぞれ 1620 時間と 1733 時間

Fig. 12 Observed micro creep cracks in biaxial creep test ($\sigma_{\max} = 186\text{MPa}$, 607°C).

Fig. 13 Conventional uniaxial creep test results.

で第3期クリープのひずみの急増をほとんど伴わずに破断し、破断時間に大きな差は無い。またその間の伸びの変化にも大きな差は無いが、後者のほうが前者に比べ急速破断しており若干板厚の影響がみられる。

試験後の板厚中央部におけるき裂発生状況を Fig. 14 に示す。このように簡易単軸試験片においても応力集中部の表面にき裂が無くとも内部に微視き裂の発生する現象が見られた。

単軸の試験でも応力集中部があると二軸試験と同様に試験片内部からの微視き裂の発生が見られ、損傷の発生に対しては二軸度の影響が大きいことが分かった。

4・3 硬度測定結果

板厚 5mm および板厚 15mm の簡易単軸クリープ試験片を途中止めし、中央孔応力集中部近傍の硬度測定を実施した結果を Fig. 15 に示す。試験時間に伴い全体に硬度が低下するが中央孔表面近くの硬度が他の部位に比べ先行して軟化するようであり、硬度の低下は温度履歴の影響のみならずクリープ損傷の影響も反映していると考えられる。

また、板厚 15mm の試験片では、円孔の近傍よりも二軸度の高い 3 ~ 4mm 内部で硬度の低下が大きく、クリープ損傷が進んでいるとみられ、板厚 5mm の試験片に比べて二軸度の影響がより強く現れていると考えられる。

4・4 A パラメータ測定結果

二軸クリープ試験片の A パラメータ値の測定結果を Fig. 16 に示す。比較のために単軸丸棒試験片 (575℃) の測定結果をあわせて示す。

Fig. 14 Observed micro creep cracks in conventional uniaxial creep test ($\sigma_N = 220\text{MPa}$, 575°C).

Fig. 15 Change of hardness distribution in conventional uniaxial creep test.

Fig. 16 Change of A parameter values versus creep damage ratio.

二軸クリープ試験でも高温 (617℃および 625℃) の短寿命域では、クリープポイドが発生しにくく、A パラメータ値と損傷比の関係は単軸丸棒試験片 (575℃) の結果とほぼ等しい。これに対し 607℃とタービンの設計温度近くでは、単軸丸棒試験片よりも高温であるにもかかわらずポイドが発生しやすく、A パラメータ値と損傷比の関係は、図に示すように単軸試験片と大きく異なり A パラメータ値が高くなる。これらの結果は、Y. Takahashi の改良 9Cr-1Mo 鋼の結果¹⁰⁾と一致する。

一方、簡易単軸クリープ試験 (575℃) で得られた A パラメータ値は、Fig. 16 に示すように板厚 5mm の試験片も板厚 15mm の試験片も二軸クリープ試験の 607℃の結果とほぼ一致し高い A パラメータ値を示す。このようにクリープ損傷に及ぼす二軸応力の影響は大きく、遠心力の作用する部位の応力集中部であるタービンロータ中心孔のクリープ損傷を評価するには、Fig. 16 に示すような二軸応力を考慮した試験で得られた損傷パラメータのマスターカーブを用いる必要がある。従来の単軸の平滑試験片から得られたマスターカーブによる評価はかなり安全側の評価となり、クリープ損傷がかなり低いにもかかわらずロータが取り替えられるケースも考えられる。

5 結 言

タービンロータ中心孔のクリープ損傷を評価する手法を検討するために二軸応力下のクリープ試験を実施し、以下の結果を得た。

(1) 損傷評価のためのクリープ試験片は、円孔付十字型試験片とし、等二軸荷重を負荷したときに、遠心力を受ける多軸応力状態のタービンロータ中心孔に近い応力分布となるようにFEM解析により詳細形状を定めた。

(2) 電位差法により破断前の微視き裂の発生状況の観察を可能にした。中心孔を有する二軸クリープ試験では、円孔表面に微視き裂が観察されなくとも表面から0.3mm程度内部に入ったところに微視き裂が発生した。これは平滑の丸棒単軸試験では見られない現象であり、二軸応力の影響と考えられる。

(3) 微視き裂発生に対する二軸クリープ試験結果はLMPで整理すると単軸の試験結果とほぼ一致する。

(4) 十字型二軸クリープ試験に近い応力分布を単軸の試験片で再現するために、中心に円弧切欠きを有する両側切欠き付き板状試験片（簡易単軸試験片）を考案し、FEM解析で適切な各部寸法を決定した。この簡易単軸試験片でも途中止め試験の結果、切欠き部より0.3～0.4mm程度内部に入ったところに微視き裂が発生した。このように応力勾配を合わせた試験片を用いれば単軸試験でも二軸応力の影響が現れ、損傷に対する二軸応力の影響を評価できる。

(5) 途中止め試験による硬度分布の測定結果から簡易単軸試験片のクリープ損傷域の硬度は試験時間と共に低下し、円孔表面の応力集中部近くの硬度が他の部位に比べ先行して軟化することから、硬度低下は温度履歴の影響のみならず、クリープ損傷の影響も反映していると考えられる。板厚が15mmと厚い試験片では、円孔表面より3～4mm深さの位置で硬度が最小となり、二軸応力の影響が硬度変化に現れていると見られる。

(6) 途中止め試験片によるAパラメータ測定結果から、二軸クリープ試験片のAパラメータ値は $\phi 10\text{mm}$ 単軸クリープ試験片と比較して同じ損傷比でも大きく、二軸応力下では単軸応力下に比べてボイドが発生しやすくなる。簡易単軸試験片のAパラメータ値も二軸クリープ試験片と同様の傾向を示し、簡易単軸試験で二軸クリープ試験の代用をさせることが可能と考えられる。なお、温度加速条件化では二軸試験でもボイド生成が抑制されるため注意が必要である。

(7) タービンロータの中心孔のように多軸応力下の応

力集中を受ける部位の損傷評価には、それに近い応力分布を示すクリープ試験片の試験結果から得られた損傷パラメータと損傷比の関係をを用いる必要があり、その関係は単軸のクリープ試験結果とかなり異なるため注意が必要であることがわかった。

参 考 文 献

- 1) K. Imamura, T. Ogata and M. Yamamoto Proceedings of International conference on "Advanced in life assessment and optimization of fossil power plant", by EPRI, Florida (2002).
- 2) F. Masuyama and N. Nishimura, "Development of metallographic creep life assessment technique", Bulletin of the Japan Institute of Metals, Vol.27, No.4, pp.287-289 (1988).
- 3) S. Uemura, K. Sasaki, T. Konno, Y. Kawasaki, T. Tan and S. Sakurai, "Remaining life assessment for notched component of steam turbine", Proceedings of the 31th Symposium on Strength of Materials at High Temperatures, pp.16-20 (1993).
- 4) Y. Chuman, Y. Nonaka and M. Yamauchi, "Study on evaluation procedure of biaxial creep strength of low alloy steel", Proceedings of the 35th Symposium on Strength of Materials at High Temperatures, pp.174-178 (1997).
- 5) M. Sekihara and S. Sakurai, "Effect of stress relaxation behavior on creep crack initiation of CrMoV cast steel", Proceedings of the 41th Symposium on Strength of Materials at High Temperatures, pp.123-127 (2003).
- 6) M. Sakata and T. Seo, "Creep in rotating disks in transient period", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.32, No.240, pp.1207-1215 (1966).
- 7) S. Mukai, T. Takada, M. Sakane, M. Ohnami and T. Tsurui, "Development of multiaxial creep testing machine using cruciform specimen", Vol.45, No.5, pp.559-565 (1996).
- 8) F. K. G. Odqvist, "Creep stresses in a rotating disk", Proceedings of 4th International Congress of Applied Mechanics, pp.228-229 (1934).
- 9) M. Fujimoto, M. Sakane, S. Date and H. Yoshida, "Multiaxial Creep Rupture and Creep Damage Evaluation of 2-1/4Cr-1Mo Forged Steel", Proceedings of the 39th Symposium on Strength of Materials at High Temperatures, pp.116-120 (2001).
- 10) Y. Takahashi, "Creep Rupture Behavior of Modified 9Cr-1Mo Steel under Multiaxial Stress and Its Modeling", Vol.58, No. 2, pp.115-121 (2009).