多重歯翼溝の解析的クリープ破断寿命予測[†]

安 藤 清* 竹 田 頼 正* 金 子 晨*
竹 添 堅 三 郎** 中 島 慶 一* 川 本 和 夫***

Analytical Creep Rupture Life Prediction of Multiple-Lug Rotor Steeples

by

Kiyoshi ANDO*, Yorimasa TAKEDA*, Akira KANEKO*

Kenzaburo TAKEZOE**, Keiichi NAKASHIMA* and Kazuo KAWAMOTO***

An analytical prediction method of brittle and ductile creep rupture lives was proposed for 1CrMoV steel multiple-lug rotor steeples which have a tendency of degradation in creep ductility after long-term service. Rupture time was evaluated as a sum of crack initiation life and crack growth life with consideration of creep ductility and load-carrying factors of multiple-lugs in the steady creep state.

This method was experimentally verified by creep rupture tests of notched thick plate specimens and interrupted creep tests and microstructure observation of notched thick plate specimens and blade-root and rotor-steeple models at 600°C. Two kinds of 1CrMoV steel in creep ductility were tested. The main conclusions are as follows.

- 1) An estimation method of load-carrying factors of multiple-lugs in the steady creep state was proposed and a uniforming tendency of load-carrying factors was recognized in the present models.
- 2) An estimation method of creep stress at the lug root with consideration of the stress-dependent creep strain rate was proposed for damage analysis and its validity was verified.
- 3) Creep rupture life of 1CrMoV rotor steeples can be evaluated in a practically reasonable accuracy as a sum of creep crack initiation life and creep crack growth life with consideration of creep ductility and load carrying factors of multiple-lugs in the steady creep state.

Key words : Creep, Crack initiation, Crack growth, Rotor steeples, 1CrMoV steel

1 緒 言

既設火力プラントの長寿化に伴い、設備診断ならびに寿命延長技術の開発および精度向上の要求が強くなっている。歴史的に翼溝クリープ損傷事故例をみると、1CrMoV 鍛鋼を高中圧ロータ材として使用し始めた極く初期の1950年代の中頃に発生した Weadock ロータ破損事故等がある^{1)~5)}。その原因はクリープ破断における切欠き弱化によると考えられ、材料の熱処理改善による切欠き弱化傾向の軽減と許容応力の低減の2つの対策がなされた。これ以後、この種の大きな事故は起きていない。しかし、長時間使用されたユニットも増加しており、長時間使用によるクリープ破断延性の低下に起因する損傷も報告されている^{6),7)}。そこで、温度、応力ともに厳しい条件にさらされる 1CrMoV ロ

ータ翼溝部の高温クリープ破断寿命の解析的評価法について検討した。特にクリープ状態での多重歯の荷重分担率の変化ならびに応力レベルによって異なる破損モードの違いを考慮に入れた。また解析精度の実験的検証も実施した。

2 多重歯翼溝部の解析的クリープ破断寿命 評価法

Fig. 1 に多重歯翼溝部の解析的なクリープ破断寿命評価法の概要を示す。また Fig. 2 にぜい性クリープと延性クリープの違いを考慮した切欠き材のクリープ破断寿命評価法の概要を示す。なお、Fig. 2 の詳細説明は別報に譲る。

2・1 解析対象

高中圧ロータサイドエントリ翼の翼溝肩部を想定し、

† 原稿受理 平成元年2月27日 Received Feb. 27, 1989

* 正 会 員 三菱重工業(株)長崎研究所 長崎市飽の浦町, Nagasaki R & D Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Akunoura-machi, Nagasaki

** 三菱重工業(株)長崎研究所 長崎市飽の浦町, Nagasaki R & D Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Akunoura-machi, Nagasaki

*** 三菱重工業(株)原動機技術統括室 東京都港区芝, Power Systems Engineering Division, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Shiba, Minato-ku, Tokyo

Fig. 1. Analytical creep rupture life prediction of multiple-lug rotor steeples.

Fig. 2. Analytical prediction method of brittle and ductile creep rupture life of 1CrMoV notched thick plate.

Fig. 3. Blade root and rotor steeple model.

Fig. 3 に示す翼根翼溝組合せモデルを製作し、これを解析対象とした。ロータ翼溝部を試験体に、ブレード翼根部をホルダにした翼溝翼根モデルである。材料は、

ロータ翼溝モデルに 1CrMoV 鍛鋼を、ブレード翼根モデルに 12Cr 鍛鋼を用いた。ロータ翼溝モデルの供試材は 10 万時間使用後廃却した中圧ロータ

Table I. Chemical composition.

Material	(wt%)								
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
A, B	0.30	0.23	0.74	0.012	0.008	0.35	1.10	1.16	0.24

Table II. Heat treatment condition.

Material	Heat treatment	Remarks
A	970°C×22 hrs Fan.+665°C×67 hrs F.C. +630°C×47 hrs F.C.	As-Removed
B	1010°C×13 hrs Fan.+680°C×25 hrs A.C.	Re-Q. T. A

Note: After re-quenching, material B were cooled according to the cooling rate simulated at the surface of a 800 mm diameter forging.

(1CrMoV 鍛鋼)の低温部から採取したものである。よって、経年劣化はないと考えられる。以下 Material A と称する (Table I 参照)。また比較的短時間で切欠き弱化しやすくなるように熱処理し直した材料 Material B も供試した (Table II 参照)。

2・2 定常クリープ状態での多重歯の荷重分担率

高温クリープ変形による荷重分担率の変化は一般に無視できない。また、比較的早く定常クリープ状態になることから、Fig. 4 に示すように翼根と翼溝の歯と幹をそれぞれ梁にモデル化し、定常クリープ状態での翼遠心荷重による引張り荷重分担率を求めた。すなわち、第 j 歯と第 $j+1$ 歯の各接点間の定常クリープ変形速度が部材 1 (翼根) 側と部材 2 (翼溝) 側で等しいことから、荷重分担率 p_i ($i=1, M$) に関する方程式 (1) が得られる。ただし、簡単のためにクリープひずみ速度は Norton 則 $\dot{\epsilon} = B\sigma^n$ を仮定した。幹は引張り変形を、短いテーパ歯は曲げ変形、せん断変形と回転変形を生じる。ところで、定常クリープ状態での歯のせん断変形や歯の根元の回転変形に対する評価式は簡単には求まらない。そこで、短いテーパ歯を同一の弾性変形を生じる等価な一様断面梁にモデル化し、これの定常クリープ状態での曲げ変形評価式で近似評価した。

Fig. 4. Beam models for calculation of load-carrying-factors of lugs in the steady creep state.

$$\begin{aligned} & (p_{j+1})^{n_1} D_{j+1} + (1 - \sum_{i=1}^j p_i)^{n_1} C_{j+1} - (p_j)^{n_1} D_j \\ & = (p_j)^{n_2} D_{j+M} + (\sum_{i=1}^j p_i)^{n_2} C_{j+M} - (p_{j+1})^{n_2} D_{j+1+M} \end{aligned}$$

$$j=1, M-1 \quad (1)$$

ここで n_1 および n_2 はそれぞれ部材 1 と 2 の Norton 則の指数 n である。また D は幹のコンプライアンスを、 C は歯のコンプライアンスを表す。一方、定義から荷重分担率 p_i ($i=1, M$) に対して式 (2) が成り立つ。

$$\sum_{i=1}^M p_i = 1 \quad (2)$$

したがって、式 (1) と式 (2) から定常クリープ状態での M 個の歯の荷重分担率が求まる。Fig. 3 に示す翼根翼溝組合せモデルの 3 個の歯の荷重分担率は、弾性状態では $p_1 : p_2 : p_3 = 0.26 : 0.33 : 0.41$ であったが、定常クリープ状態では $0.32 : 0.35 : 0.33$ となり、ほぼ一様化した。定常クリープ状態で多重歯の引張り荷重分担率が一様化した理由は、定常クリープ状態では各歯の変形に比べて幹の変形が無視できることと、各歯の剛性に大きな差がない場合は Norton 則の指数 n が大きくなると各歯の荷重分担率は一様化するからである。

2・3 歯底のクリープ応力

歯底の局部弾性応力は各歯にかかる集中荷重によるもの $\alpha_b \sigma_b$ と幹にかかる一様引張り荷重によるもの $\alpha_m \sigma_m$ とがある。厳密にはそれぞれの最大応力発生位置は若干ずれるが、安全側にその和で評価した。

$$\sigma_{e, \max} = \alpha_b \sigma_b + \alpha_m \sigma_m \equiv K_t \sigma_0 \quad (3)$$

ここで α_b 、 α_m と K_t は応力集中率を表し、 σ_b 、 σ_m と σ_0 は歯底の曲げ、引張りそして全体としての公称応力を表す。

歯底のクリープ応力は、大路、久保によって提案された小規模クリープ条件下の切欠き応力ひずみ予測法^{9), 10)}、さらに日本鉄鋼協会高温強度研究委員会切欠き効果試験分科会の方法等¹¹⁾を参考にして式 (4) で評価した。

最大主応力 $\sigma_{1c} : K\sigma \equiv \sigma_{1c}/\sigma_0$

$$= \begin{cases} K_t & \tau \leq \tau_1 \\ f_{10} [K_t / \sqrt{ng_0 g_1 \tau}]^{2/(n+1)} & \tau_1 \leq \tau \leq \tau_2 \\ f_{10} [K_t]^{2/(n+1)} & \tau \geq \tau_2 \end{cases} \quad (4-a)$$

相当応力 $\bar{\sigma}_c : K^* \sigma \equiv \bar{\sigma}_c/\sigma_0$

$$= \begin{cases} K_t^* & \tau \leq \tau_1 \\ \bar{f}_0 [K_t / \sqrt{ng_0 g_1 \tau}]^{2/(n+1)} & \tau_1 \leq \tau \leq \tau_2 \\ \bar{f}_0 [K_t]^{2/(n+1)} & \tau \geq \tau_2 \end{cases} \quad (4-b)$$

ここで

$$\tau = BE \sigma_0^{n-1} t, \quad t: \text{時間}$$

$$\tau_1 = 1/[ng_0 g_1 (K_t^*)^{n-1}],$$

$$\tau_2 = 1/(ng_0 g_1)$$

Fig. 5. Creep stress at groove root in rotor steep model.

$$f_{10} = (1 - \nu + \nu^2)^{1/(n+1) - 1/2} \dots \dots \text{平面ひずみ}$$

$$\tilde{f}_0 = f_{10} \sqrt{1 - \nu + \nu^2}$$

$$g_0 = (1 - \nu + \nu^2)/(1 - \nu^2) \dots \dots \text{平面ひずみ}$$

$$g_1 = 9\pi/16$$

ν : ポアソン比

$$K_t^* = K_t \sqrt{1 - \nu + \nu^2} \dots \dots \text{平面ひずみ}$$

K_t : 最大主応力ベースの理論弾性応力集中率

なお, Norton 則の指数 n は, 定常クリープ応力でのクリープ損傷を重視して, 歯底の定常クリープ応力 σ_c での値を用いた. すなわち式 (5) から定めた.

$$\left. \begin{aligned} n &= n(\sigma) \\ \sigma &= K\sigma(n)\sigma_0 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

また, 厚肉モデルであるので, 平面ひずみ状態を仮定した.

Fig. 5 に 600°C でかつ $F=16$ kN の引張荷重下での翼溝モデルの翼溝底のクリープ応力を示す. 比較적으로定常クリープ状態になることがわかる.

2・4 翼溝のクリープき裂発生寿命

クリープ損傷は式 (6) で算出し, $D_c=1$ のときの時間をクリープき裂発生寿命 t_i と評価した.

$$D_c = \int dt/t_r \quad (6)$$

ここで

$$t_r = \text{Min}(t_{rD}, t_{rB})$$

$$t_{rD} = f_{EL}/(nB\sigma^n): \text{延性クリープ破断寿命}$$

$$t_{rB} = 1/((k+1)\bar{D}\sigma^k): \text{ぜい性クリープ破断寿命}$$

$$f_{EL} = 1 - (1 + EL)^{-n}: \text{有限クリープ伸びの影響係数}$$

$$B, n: \text{Norton 則 } \dot{\epsilon} = B\sigma^n \text{ の定数}$$

$$\bar{D}, k: \text{Kachanov の損傷発展式 } \dot{\omega} = \bar{D}\sigma^k/(1 - \omega)^k \text{ の定数}$$

$$EL: \text{クリープ破断伸び}$$

$$\bar{\sigma}: \text{von Mises の相当応力}$$

$$\sigma_1: \text{最大主応力}$$

2・5 翼溝のクリープき裂進展寿命

クリープき裂進展則は式 (7) で評価した.

$$\frac{da}{dt} = C_c(C^*)^{m_c} \quad (7)$$

ここで, C_c, m_c は材料定数

$$C^* = C_0^* f^{12,13}$$

$$C_0^* = aB[\sqrt{3}\sigma_{\text{net}}/2]^{n+1}\pi\sqrt{n} \dots \dots \text{平面ひずみ}^{14)}$$

$$f = (K_A + K_B)/K_0$$

$$K_0 = \sigma_{\text{net}}\sqrt{\pi a}$$

$$K_A = \sigma_A\sqrt{\pi a} f_A$$

$$K_B = \sigma_B\sqrt{\pi(a+d)} f_B$$

$$\sigma_{\text{net}} = (p+q)F/(2bW)$$

$$\sigma_A = (p/2+q)F/(2bW)$$

$$\sigma_B = (p/2)F/(2(b+d)W)$$

$$f_A = (1 + 0.122(\cos x)^4)\sqrt{\tan x/x}$$

$$x = \pi a/(2b)^{15)}$$

$$f_B = (2/(\pi y))(1.30 - 0.65y - 0.10y^2$$

$$+ 0.45y^3)/\sqrt{1-y}$$

$$y = (a+d)/(b+d)^{15)}$$

a : き裂長さ, b : 幹の半幅

d : 歯の荷重点から歯底までの距離

W : 板厚, pF : 歯の集中荷重

qF : 幹の一樣引張り荷重

また, クリープき裂進展寿命 t_p は, き裂発生から a_{cr} に至るクリープ破断までの寿命として式 (8) で評価した.

$$t_p = \Sigma(\Delta a/(C_c(C^*)^{m_c})) \quad (8)$$

ここで $a_{cr} = b(1 - \sigma_{\text{net}}/\sigma_0)$: 限界き裂長さ

σ_0 : 引張り強さ

2・6 翼溝のクリープ破断寿命

翼溝のクリープ破断寿命 t_r は, き裂発生寿命 t_i とき裂進展寿命 t_p の和として評価した.

$$t_r = t_i + t_p \quad (9)$$

3 実験的検討

3・1 供試材料の基本特性

供試材の基本特性の詳細は別報に譲る. なお Material B (1010°C 焼入れ) は Material A (970°C 焼入れ) に比べて, かなりクリープ延性が低下し, またクリープき裂進展速度は 2~7 倍である.

3・2 板状切欠き試験片による切欠きクリープ破断特性

Fig. 6 に平滑材および板状切欠き試験片の 600°C でのクリープ破断試験結果を示す. Material B は極短時間で切欠き弱化し, Material A も長時間側で切欠き弱化する傾向が認められる. Fig. 6 中の小さな塗りつぶしの印は中途止め試験片 ($t/t_r=1/4, 2/4, 3/4$) を表すが, これらの板中央断面を組織観察した結果を Fig. 7 に示す. クリープ破断寿命 t_r に対して $t/t_r=1/4$ でもクリープボイドが既に切欠き底のすぐ

Fig. 6. Estimated time to creep crack initiation and creep rupture of 1CrMoV steel double-edge-notched thick plate specimen.

内側に発生している。

$D_c = 3/4$ の時点でみると、高応力試験片では既に表面き裂になって進展している。一方、低応力試験片では Material A の場合によく表面き裂になった状態であり、一方 Material B の場合はまだ内部き裂の状態である。これらのことから応力が小さいほど、またクリープぜい化しやすい材料ほど、クリープ破断寿命 t_r に占めるクリープき裂発生寿命 t_i は大きいことがわかる。

また Fig. 6 には板状切欠き試験片のクリープ破断寿命逆解析結果も示した。推定値と実験値と良い対応があり、解析手法の妥当性が実証できた。なお解析的に求めたクリープき裂発生寿命 t_i は、クリープボイドが切欠き底表面から若干内側の部分に生じる時点に相当していた。

3・3 翼溝翼根組合せモデルのクリープ中途止め試験片の組織観察

3・3・1 5450 時間経過後の板表面と溝底（レプリカ観察） 板表面部のレプリカ観察結果によれば、Material A モデルの場合第3歯底が最もクリープ損傷が大きく、クリープボイドの発生 → 連結 → 微小内部き裂の発生過程まで進んでいる。一方、Material B モデルの場合はさらにクリープ損傷は進行し、第3歯底では内部き裂から表面き裂に成長している。また、翼溝の溝底面を 0.1~0.2 mm 研磨してレプリカを採取したところ、板表面レプリカ観察と同様クリープボイドが検出できた。

3・3・2 5450 時間後の板中央断面（実体観察）

Fig. 7. Creep damage process at and near the notch of 1CrMoV steel double-edge-notched thick-plate creep test specimen interrupted at 1/4, 2/4, 3/4 of the creep rupture life.

代表例として、Fig. 8 に損傷の大きい Material B モデルの板中央断面のクリープ損傷状況を示す。実体観察の結果、以下のことが明らかになった。

(1) 熱処理条件の影響 Material A と B とともに典型的なぜい性クリープ損傷形態であり、結晶粒界に沿ってクリープボイドが発生・連結し、内部き裂になった後に表面き裂に成長、進展している。また明らかに Material B の方がクリープ損傷がひどく進行している。第3歯底では表面き裂の進展段階であり、そのき裂長さは約 2 mm である。き裂進展に伴い、クリープボイドの発生域は次第に狭くなっている。一方、Material A の場合は第3歯底でもようやく微小内部き裂から表面き裂に成長した段階である。

Fig. 6 と Fig. 7 から Material B の方がクリープ破断寿命に占めるクリープき裂発生寿命が大きい傾向が認められており、このことから Material B モデルの第3歯はクリープ破断寿命の末期的な段階にあると考えられる。

(2) 応力状態の影響 板表面は板中央断面に比べると、クリープ損傷は小さい。その大きな理由は、板中央断面は平面ひずみ状態に近く、板表面は平面応力状態に近いと考えられる。応力ひずみ状態の場合にのみ、最大主応力のピーク値が歯底から若干内側に生じ、ぜい性クリープボイドの発生域と良い対応がある^{16), 17)}。一方、平面応力状態では最大主応力も相当応力も歯底に生じる。板表面でも歯底から若干内側に入った部分からクリープボイドが発生しているが、これはむ

Fig. 8. Creep damage at and near the groove root of 1CrMoV steel rotor steeply model interrupted at 5450 hr.

[600°C, Material B, $\rho=0.92$ mm, $F=16$ kN, at the mid-thickness].

しろ, 完全な平面応力状態でなく, 板内部の影響を受けて平面ひずみと平面応力との中間状態にあると考えられる。

(3) 応力レベルの影響 Fig. 5 に示したように歯底の応力レベルは第3歯が最大であり, 次いで第2歯, 第1歯となる。ただし第2歯と第1歯の応力レベルは大差はない。実際のクリープ損傷状態もこの順序であり, 推定値と実験値とは良い対応がある。

3・4 解析的な寿命予測と組織観察との対応

Fig. 9 に翼溝翼根組合せモデルの翼溝クリープ寿命消費率 t/t_r の予測結果を示す。き裂発生寿命 t_i とクリープ破断寿命 t_r を推定精度 $\frac{1}{2} \sim 2$ としてバンド表示した。なお, 応力状態は平面ひずみを仮定し, 有効

応力は最大主応力を仮定した。これと組織観察結果を比較すると, 各歯の解析的なクリープ破断寿命推定値は実験値と比較的良好に一致している。また解析的なクリープき裂発生寿命推定値はクリープボイドの発生時期と良い対応があることがわかった。

4 結 言

長期使用によってクリープ延性低下する 1CrMoV 高中圧ロータ翼溝のクリープ破断寿命予測法を検討した。また低クリープ延性材と高クリープ延性材の2鋼種を供試して 600°C で板状切欠きクリープ破断試験ならびに翼溝翼根組合せモデルクリープ中途止め試験を実施した結果, 下記のことが明らかになった。

1) 翼根と翼溝の歯と幹をそれぞれ梁にモデル化し,

Fig. 9. Analytical creep life prediction of rotor steeple models.

定常クリープ状態での翼遠心荷重による多重歯の引張り荷重分担率の簡易推定式を導いた。解析の結果、弾性状態とは異なり、定常クリープ状態では各歯の剛性に大きな差がない場合には多重歯の引張り荷重分担率は一様化の傾向があることが明らかになった。

2) 歯底の局部応力は各歯にかかる集中荷重によるものと幹にかかる一様引張荷重によるものの和である。そこで等価な応力集中率を導入し、大路、久保の小規模クリープ条件下の切欠き応力ひずみ予測法を拡張して用い、クリープ緩和過程を評価した。特に、定常クリープ状態でのクリープ損傷を重視し、Norton 則の指数 n は歯底の定常クリープ応力での値を用いた。このとき、クリープひずみ速度の応力依存性を考慮に入れたことがポイントである。その結果、歯底のクリープ応力とクリープ損傷量が詳細に評価可能となった。

3) 1CrMoV ロータ翼溝のクリープ破断寿命は、上記の定常クリープ状態での多重歯の荷重分担率と歯底のクリープ応力ならびに延性効果を考慮して求めたクリープき裂発生寿命とクリープき裂進展寿命の和として評価すれば、実用上十分な精度で合理的に評価できることが確認された。

4) 板状切欠きクリープ破断試験ならびに翼溝翼根組合せモデル中途止め試験の結果より、応力が小さいほど、またクリープぜい化しやすい低クリープ延性材ほど、クリープ破断寿命に占めるクリープき裂発生寿

命は大きいことが明らかになった。また、解析的に求めたクリープき裂発生寿命は、実験的にはクリープボイドが切欠き底表面から若干内側の部分に生じる時点に相当していることが明らかになった。

(昭和63年12月15日 第26回高温強度シンポジウムにて講演)

参考文献

- 1) J. D. Conrad and N. L. Mochel, Trans. ASME, **80**, 1210 (1958).
- 2) D. N. Frey, ASTM STP 128, 131 (1952).
- 3) W. Siegfried, ASTM STP 128, 93 (1952).
- 4) E. A. Davis and M. J. Manjoine, ASTM STP 128, 67 (1952).
- 5) M. J. Manjoine, Proc. of Joint International Conference on Creep, 7.37 (1963).
- 6) N. Cheruvu, W. E. Howard and O. W. Beasley, ASME 85-JPGC-Pwr-29 (1985).
- 7) V. P. Swaminathan, N. S. Cherubu, A. Saxena and P. K. Liaw, EPRI-86001-41 (1986).
- 8) K. Ando, Y. Takeda and K. Takezoe, ASME PVP-Vol. **163**, 115 (1989).
- 9) 大路清嗣, 久保司郎, 平原裕明, 日本機械学会論文集, **50**, 1583 (1984).
- 10) S. Kubo and K. Ohji, Proc. of JSME-IMEch E-ASME-ASTM International Conference on Creep, 417 (1986).
- 11) 日本鉄鋼協会, 切欠き効果試験分科会成果報告書 (1985).
- 12) H. C. Argo, J. E. De Long, K. Kadoya, M. Nakamura and K. Ando, ASME 84-JPGC-Pwr-15 (1984).
- 13) 角家義樹, 川本和夫, 中村 誠, 安藤 清, 後藤 徹, 岩本啓一, 藤田明次, H. C. Argo, 三菱重工技報, **21**, 5, 654 (1984).
- 14) M. Y. He and J. W. Hutchinson, Trans. ASME, Ser. E, Vol. **48**, 830 (1981).
- 15) H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", 2nd Edition (1985) Del Research Corporation.
- 16) 竹田頼正, 田北勝彦, 金子 晨, 竹添堅三郎, 日本材料学会第35期学術講演会前刷集, 232 (1986).
- 17) 竹田頼正, 田北勝彦, 金子 晨, 竹添堅三郎, 日本材料学会第24回高温強度シンポジウム前刷集, 137 (1986).