

Cr-Mo-V鋼タービンロータの使用焼戻し脆化特性

植村 啓美*・高野 正義*²

Temper Embrittlement Characteristic of Cr-Mo-V Steel Steam Turbine Rotors in Long Term Service

Hiromi UEMURA and Masayoshi KOHNO

Synopsis : Temper embrittlement is one of the typical material degradations of Cr-Mo-V steel high and intermediate pressure steam turbine rotors used at high temperature in thermal power plants, and so it is important to know the embrittlement characteristics of the turbine rotors serviced for a long term. For this purpose, FATTs (50% fracture appearance transition temperatures) at around the center hole of retired turbine rotors serviced for 150,000–240,000 h were investigated.

It was found that Cr-Mo-V turbine rotors were embrittled at the estimated service temperature of 350–460°C, and the maximum shift in FATT (Δ FATT) occurred at around 400°C. This embrittlement has been well correlated with an embrittling factor K_2 ($K_2=(2Si+Mn+Cu+Ni)\cdot\bar{X}$, where $\bar{X}=(10P+5Sb+4Sn+As)$). It is thus concluded that the reduction of impurities is effective to reduce the susceptibility to the embrittlement during the service.

With this findings, the equation, which could estimate the amount of embrittlement Δ FATT of Cr-Mo-V steel steam turbine rotor, was obtained as a function of the embrittling factor K_2 , the service time and the service temperature. According to the equation, it was estimated that the embrittlement increased rapidly until about 100,000 h, but slowly after about 150,000 h because of approaching the saturation of temper embrittlement.

Key words: Cr-Mo-V steam turbine rotor; temper embrittlement; FATT; Δ FATT; embrittling factor.

1. 緒言

火力発電所の高経年化が進み累積運転時間が20万時間を越える火力発電所が増加しつつある状況で、既設火力発電所の主要設備の経年損傷への対応が重要な課題となっている¹⁾。特にタービンロータは大型の高速回転機器であり、その使用中に万が一破壊するようなことがあると大惨事を引き起こすこととなるため、高い信頼性を確保しておくことが要求される。一方、経年火力プラントの高中圧タービンロータはCr-Mo-V低合金鋼製であり、その運転温度が焼戻し脆化の発生する可能性のある温度域に相当するため、長期間使用されている高中圧タービンロータにおいては脆化の進行する可能性がある。タービンロータの脆化が進行すると材料の靱性が低下し、大惨事に繋がる瞬時の脆性破壊によるロータバーストを引き起こす可能性が高くなるため、長期使用Cr-Mo-V鋼タービンロータの脆化度を評価することは、クリープ損傷や疲労損傷に対する評価と並んで重要である²⁾。

タービンロータの脆化が最も問題となる部位はロータ断面中心部に設けられている中心孔部である。このため、今回、設備更新により廃却された実機高中圧タービンロータ中心孔部数カ所から供試材を切り出し、シャルピー衝撃試験により長期間使用されたタービンロータの脆化の状態を

調査し、調査結果からCr-Mo-V鋼高中圧タービンロータの脆化特性を検討した。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は火力発電所にて長期間使用後廃却された8体のCr-Mo-V鋼高中圧タービンロータの中心孔部から採取した。対象タービンロータの型式、発電容量、取替までの累積運転時間をTable 1に示す。これら8体の使用開始時期は1964年~1974年で取替に至るまでの運転時間は15.2万~

Table 1. Investigated turbine rotors.

Rotor	Type ^{*)}	Generation capacity (MW)	Service time ($\times 1000$ hr)
A	HIP	250	152
B	IP	325	219
C	HIP	250	207
D	IP	600	152
E	IP	325	224
F	IP	250	244
G	HP	600	177
H	IP	600	177

Note: 1).

HP ; High pressure turbine rotor,
HIP ; High-intermediate pressure turbine rotor,
IP ; Intermediate pressure turbine rotor.

平成18年7月27日受付 平成18年11月7日受理 (Received on July 27, 2006; Accepted on Nov. 7, 2006)

* 関西電力(株)電力技術研究所 (Power Engineering R&D Center, The Kansai Electric Power Co., Inc., 3-11-20 Nakouji Amagasaki 661-0974)

* 2 (株)コベルコ材料技術部 (Material Engineering Division, Kobelco Research Institute, Inc.)

Table 2. Chemical compositions and embrittlement factors of samples.

Sample	Chemical compositions													Embrittlement factor				
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Al	Sn	As	Sb	J ^(*)	\bar{X} ⁽²⁾	K ₂ ⁽³⁾	K ⁽⁴⁾
A	0.29	0.17	0.70	0.0038	0.006	0.07	0.48	0.97	1.31	0.25	<0.003	0.007	0.009	0.002	94	8.5	13.5	7.4
B	0.29	0.26	0.59	0.014	0.012	0.09	0.46	1.07	1.06	0.31	<0.003	0.010	0.012	0.002	204	20.2	33.5	17.2
C	0.30	0.25	0.75	0.011	0.009	0.21	0.35	0.97	1.14	0.26	<0.003	0.029	0.045	0.004	400	29.1	52.7	29.1
D	0.29	0.24	0.76	0.008	0.014	0.16	0.29	1.15	1.28	0.26	<0.003	0.025	0.014	0.005	330	21.9	37.0	21.9
E	0.31	0.28	0.73	0.015	0.009	0.11	0.18	0.92	1.31	0.24	<0.003	0.011	0.009	0.002	263	21.3	33.7	21.5
F	0.33	0.38	0.74	0.018	0.018	0.09	0.49	1.10	1.45	0.31	<0.003	0.016	0.018	0.003	381	27.7	57.6	31.0
G	0.28	0.22	0.71	0.007	0.007	0.15	0.24	1.17	1.27	0.25	<0.003	0.024	0.016	0.005	288	20.7	31.9	19.3
H	0.29	0.24	0.76	0.005	0.007	0.17	0.45	1.07	1.28	0.26	<0.003	0.021	0.018	0.004	260	17.2	32.0	17.2

Note: 1); J=(P+Sn)(Si+Mn)×10⁴, 2); \bar{X} =(10P+5Sb+4Sn+As)×10², 3); K₂=(2Si+Mn+Ni+Cu)· \bar{X} , 4); K=(Si+Mn)· \bar{X}

24.4万時間であった。

8体の各タービンロータの化学成分分析結果を Table 2 に示す。Cr-Mo-V 鋼タービンロータの使用中の脆化は焼戻し脆性によるものと言われているが³⁾、脆化の原因となる不純物元素 P, Sb, Sn, As および促進元素 Si, Mn, Cu, Ni を組み合わせた各種脆化係数を用いて評価する試みが行われており、Table 2 にこれらの脆化係数、 $J=(P+Sn)(Si+Mn) \times 10^{4(4)}$ 、 $\bar{X}=(10P+5Sb+4Sn+As) \times 10^{2(5)}$ 、 $K_2=(2Si+Mn+Ni+Cu) \cdot \bar{X}^{6(7)}$ 、 $K=(Si+Mn) \cdot \bar{X}^{8(9)}$ を合せて示した。

2.2 各タービンロータ材の FATT 測定

運転中のタービンロータの温度は部位により異なるため、当該部位の運転中の温度に従って長期使用に伴う脆化量が異なる。このため各対象タービンロータの軸方向数カ所を輪切り後、Fig. 1 に示すように中心孔部より円周方向に JIS Z 2202 の 2mm V ノッチシャルピー衝撃試験片 18 本を採取し、中心孔部の 50% 破面遷移温度 (FATT) を求めた。

各タービンロータ中心孔部の使用前の初期 FATT が不明であるため、各タービンロータから採取した供試材に脱焼戻し脆化熱処理 (600°C×1h/炉冷, 冷却速度: 30°C/h) を施し、前記と同様にその FATT を求めてその差 Δ FATT を各タービンロータの長期使用による脆化量の評価に用いた。

2.3 オージェ分析

FATT を求めた供試材の内、A, B, C, D 材の各 1 試料、E 材の 2 試料の粒界破面に対して、焼戻し脆化に寄与するといわれている不純物元素についてオージェ分析を行った。

2.4 恒温脆化処理

A, B, C 材の脱焼戻し脆化熱処理材を対象に、450°C にて 650, 2500, 5600, 10000 および 14000 h 保持の恒温脆化処理を実施し、各材料のシャルピー衝撃試験を実施して FATT を求めた。

3. 実験結果と考察

3.1 各タービンロータ材の FATT 測定結果

各タービンロータの FATT 測定結果を運転温度との関係で整理したものを Fig. 2 に示す。各試験片採取位置の実際

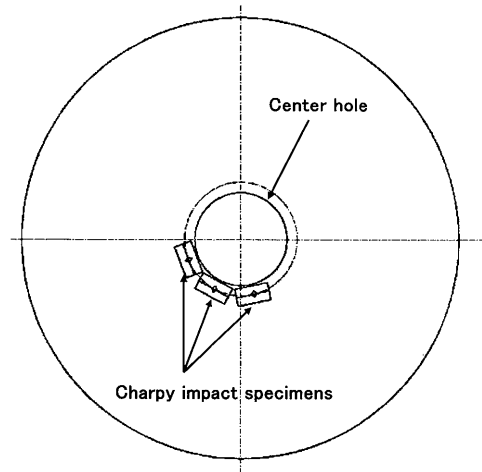


Fig. 1. The sampling location of the Charpy impact specimens from the retired turbine rotors.

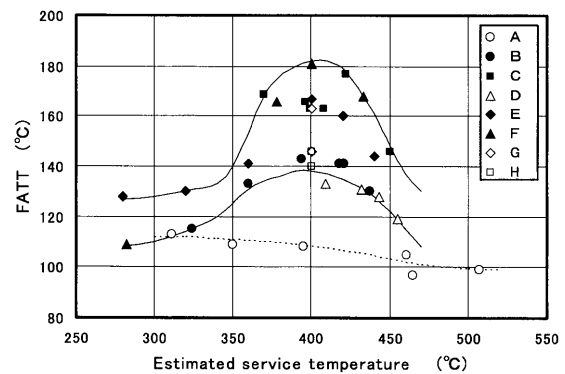


Fig. 2. Relationship between FATT and the estimated service temperature of each turbine rotor after long term service.

の使用温度は不明であるため、解析により求められている各タービンロータ中心孔部の温度分布からその位置の温度を推定した。FATT は 100°C から 180°C 程度で分布し、高中圧タービンロータの中心孔の温度分布は Table 1 に示した型式、発電容量や製造メーカー等により異なっているが、A 材を除いたいずれのロータも推定使用温度が約 350~460°C の間において FATT が上昇し、焼戻し脆化が生じていることを示している。

各タービンロータの焼戻し脆化量 Δ FATT と推定使用温度の関係を Fig. 3 に示す。脆化は約 350~460°C の間で生じ、特に 370~440°C で大きく、今回の試験結果では 400°C 近傍

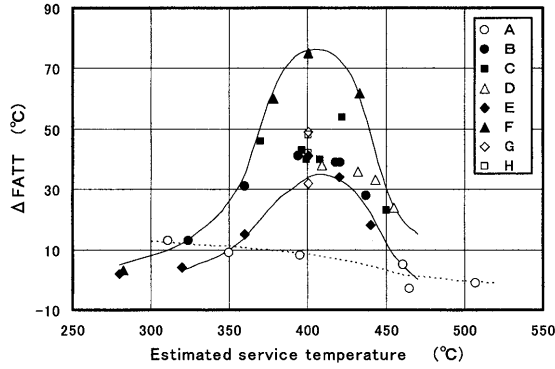


Fig. 3. Relationship between $\Delta FATT$ and the estimated service temperature of each turbine rotor after long term service.

でピークを示した。また、各温度における脆化量はロータにより異なり、400°Cにおける $\Delta FATT$ は0~75°Cであった。なお、A材では $\Delta FATT$ が一部マイナス値となっているが、これはA材全体に脆化量が小さいため、大形鍛鋼品であることによる各部位毎のパラッキやFATT測定の影響が影響したことによるものと思われる。

最大 $\Delta FATT$ は運転時間が最も長く、脆化に寄与する不純物量の多かったF材から、最小 $\Delta FATT$ は不純物量の最も少ないA材から採取した供試材にて測定された。そこで、Table 2に示した各供試材の脆化係数 J 、 \bar{X} 、 K_2 、 K と推定使用温度が350~460°Cにおける $\Delta FATT$ との関係をFig. 4~Fig. 7に示す。 $\Delta FATT$ はいずれの脆化係数においても係数が大きくなるに伴って増加する傾向を示している。今回の試験結果では全 $\Delta FATT$ 値との相関係数が K_2 で0.74、それ以外は0.65~0.69、また各脆化係数値に対する最大 $\Delta FATT$ との相関係数が K_2 で0.91、それ以外は0.85~0.89であったことから、 $\Delta FATT$ については K_2 との相関が最も良さそうであり、Fig. 6から $K_2 \leq 23$ 程度に抑制すると $\Delta FATT$ を30°C程度以下に抑えることができると推定される。A材ではこれらの焼戻し脆化温度域を含めたいずれの温度においても他に比べて $\Delta FATT$ が低い値を示しているが、これはTable 2に示すように、A材のいずれの脆化係数とも他の供試材の1/2~1/4程度と非常に低い値であり、他の供試材と比べて脆化に寄与する不純物元素量が少ないためと思われる。従って、焼戻し脆化感受性の比較的低いCr-Mo-V鋼においては、不純物元素を制限すれば使用中の焼戻し脆化量を軽減できるものと思われる。

各タービンロータの推定使用温度が350~460°Cにおける $\Delta FATT$ と運転時間との関係をFig. 8に示す。同一タービンロータ材での異なった運転時間でのデータがないこともあり、 $\Delta FATT$ と運転時間との相関は明確ではない。

3.2 オージェ分析結果

オージェ分析は、6試料それぞれの10点程度の粒界破面について、Table 2に示した各脆化係数算出元素を分析した。Fig. 9にPの分析結果について相対強度と $\Delta FATT$ との関係

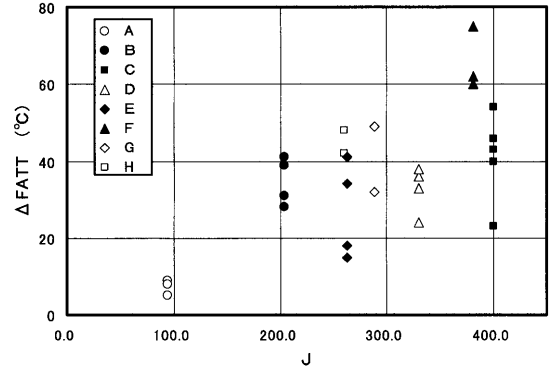


Fig. 4. Relationship between $\Delta FATT$ and J of each turbine rotor.

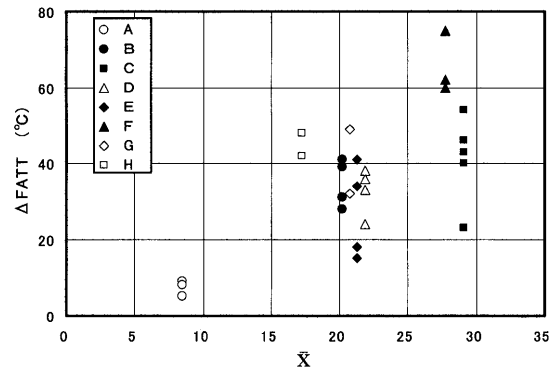


Fig. 5. Relationship between $\Delta FATT$ and \bar{X} of each turbine rotor.

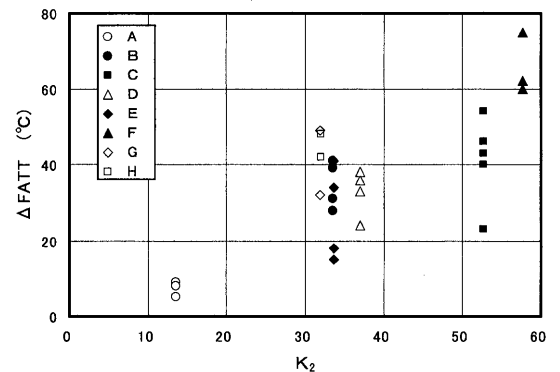


Fig. 6. Relationship between $\Delta FATT$ and K_2 of each turbine rotor.

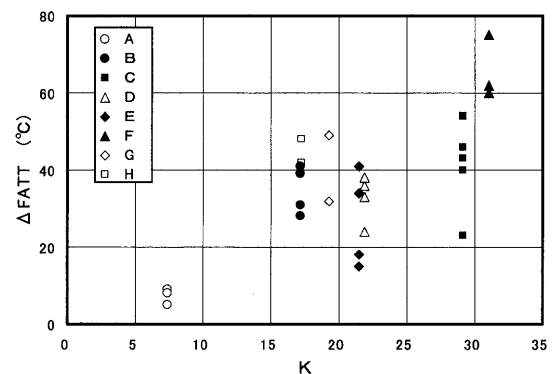


Fig. 7. Relationship between $\Delta FATT$ and K of each turbine rotor.

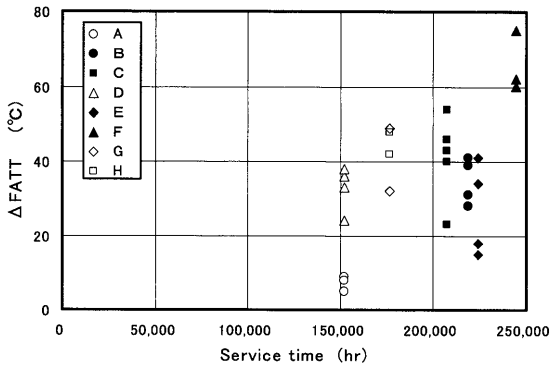


Fig. 8. Relationship between $\Delta FATT$ and the service time of each turbine rotor.

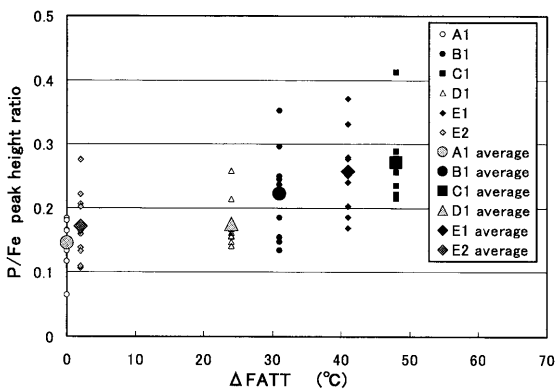


Fig. 9. Relationship between measured peak height ratio of P in the fracture surfaces by AES and $\Delta FATT$.

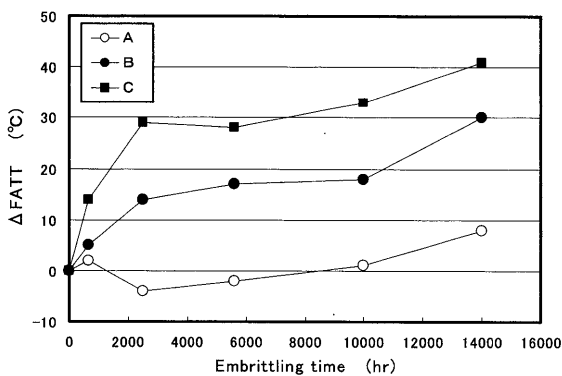


Fig. 10. Variation of $\Delta FATT$ with isothermal embrittling time at 450°C .

で整理したものを示す。同図には各粒界破面での相対強度とその平均値の相対強度をプロットしたが、粒界破面の相対強度と $\Delta FATT$ との相関が認められる。一方、P以外の元素についての分析結果からはこのような明確な相関は認められず、脆化量への影響はPの粒界への偏析量の影響が最も大きいことが確認された。

3.3 恒温脆化処理材の FATT 測定結果

A, B, C材の脱焼戻し脆化熱処理材について実施した 450°C 恒温処理材の $\Delta FATT$ と保持時間との関係を Fig.10 に示す。脆化量は不純物元素の多いものが大きな値を示し、保持時間の増加に伴って大きくなっている。なお、A材の

$\Delta FATT$ が一部マイナス値となっているのは、前述の原因と同じと思われる。

3.4 使用中脆化量の推定

恒温焼戻し脆化量は、材料の化学成分、使用温度、使用時間により異なってくるが、これらを考慮した压力容器用 2.25Cr-1Mo鋼の恒温焼戻し脆化量の推定法が高野らによって提案されており^{6,7)}、この方法を Cr-Mo-V鋼タービンロータ材の使用脆化量の推定に適用してみた。

焼戻し脆化量は不純物元素の粒界偏析量に比例すると仮定すると、D.Mcleanの二元合金の平衡粒界偏析の時間依存性を表す式から次式が成立する¹⁰⁾。

$$\frac{C_{gt}-C_{g0}}{C_{g\infty}-C_{g0}} = 1 - \exp(x^2) \operatorname{erfc}(x) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$= \frac{\Delta FATT_T}{\Delta FATT_{T\infty}} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$x = 2\sqrt{Dt}/\alpha d \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、

C_{gt} : 不純物元素の t 時間後の粒界偏析量

C_{g0} : $t=0$ での粒界偏析量

$C_{g\infty}$: $t=\infty$ での粒界偏析量

D : 偏析元素の母相中での拡散係数

t : 恒温保持時間

α : $C_{g\infty}/C_0$

C_0 : 偏析元素の母相中での濃度

d : 粒界の厚さ ($8.5 \times 10^{-8} \text{ cm}$ と仮定)

$$\operatorname{erfc}(x) = 1 - \operatorname{erf}(x)$$

$\Delta FATT_T$: 温度 T で t 時間恒温保持した場合の脆化量

$\Delta FATT_{T\infty}$: 温度 T における飽和脆化量

T : 恒温保持温度

(1), (2)式から

$$\Delta FATT_T = \Delta FATT_{T\infty} \{1 - \exp(x^2) \operatorname{erfc}(x)\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

したがって D , α を求めることにより (3) 式の x が定まり、 $\Delta FATT_{T\infty}$ が推定できれば各温度および保持時間における恒温脆化量 $\Delta FATT_T$ が (4) 式から推定できる。

D. Mcleanによると、粒界厚さを3原子層と仮定すると $C_{g\infty}$ は次式で表される¹⁰⁾。

$$C_{g\infty} = \frac{(1/3)C_0 \exp\{Q/R(T+273)\}}{1 + C_0 \exp\{Q/R(T+273)\}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、

Q : 偏析元素が母相に固溶した時と粒界に偏析した時のエネルギー差 (10500 cal/mol)

R : ガス定数 (1.98 cal/mol · K)

すなわち、

$$\alpha = \frac{(1/3)\exp\{Q/R(T+273)\}}{1+C_0 \exp\{Q/R(T+273)\}} \dots\dots\dots(6)$$

オージェ分析の結果、今回のCr-Mo-V鋼タービンロータ材についても使用中焼戻し脆化量への影響はPの偏析量の影響が最も大きいことから、等価P量を P_{eq} として不純物元素が、

$$P_{eq} = (10P + 5Sb + 4Sn + As) / 10 \quad (= \bar{X} \times 10^{-3}) \dots\dots\dots(7)$$

の形で拡散して粒界に偏析し脆化すると仮定すると C_0 は P_{eq} の原子濃度表示として次式となる。

$$C_0 = 1.79\bar{X} \times 10^{-5} \dots\dots\dots(8)$$

したがって、式(6)と式(8)から所定の温度 T での α が求まる。

また、 D については2.25Cr-1Mo鋼の恒温焼戻し脆化試験のデータから得られた⁶⁾次式の関係を使用した。

$$D = 1750 \exp\{-33200/(T+273)\} \dots\dots\dots(9)$$

各供試材の $\Delta FATT_{T_{\infty}}$ が不明であるため、(4)式から

$$\Delta FATT_{T_{\infty}} = \Delta FATT_{T_t} / \{1 - \exp(x^2) \operatorname{erfc}(x)\} \dots\dots\dots(10)$$

として、今回実験した各供試材の、推定使用温度あるいは恒温保持温度 T と、使用時間あるいは恒温保持時間 t について試験で求めた各 $\Delta FATT_{T_t}$ から $\Delta FATT_{T_{\infty}}$ の推定値を求めた。また、脆化係数と脆化量の関係では K_2 に最も良い相関が認められるため、脆化係数としては文献6)と同様に次の K_2 を使用した。

$$K_2 = (2Si + Mn + Ni + Cu) \times \bar{X} \dots\dots\dots(11)$$

上記で求めた $\Delta FATT_{T_{\infty}}$ と温度 T 、 K_2 の関係を重回帰分析より求めると

$$\Delta FATT_{T_{\infty}} = 425.0 + 1.778 K_2 - 0.9643 T - 0.001990 K_2 T \dots\dots(12)$$

となった。

(12)式を用いて(4)式から各温度、時間での $\Delta FATT_{T_t}$ を計算した結果と実機より求めた $\Delta FATT$ との関係を図11に示す。両者の関係は、相関係数90.2%、標準偏差 σ : 8.6°C となり、実機使用材の推定としては良い相関が得られた。

Fig.12に450°Cの恒温脆化試験結果と(3)、(4)、(12)式から求めた計算値を比較して示す。計算値は実測値と傾向的には一致しているが、最大15°C程度の差が認められた。これらの誤差は部位によるバラツキ、実機使用温度、使用時間の不正確さおよび見掛けの拡散係数 D を2.25Cr-1Mo鋼の文献値をそのまま使用していることなどによるものと思われる。

本計算方法により各タービンロータの使用時間での各使用温度における脆化量 $\Delta FATT_{T_t}$ を計算した結果を実測値と

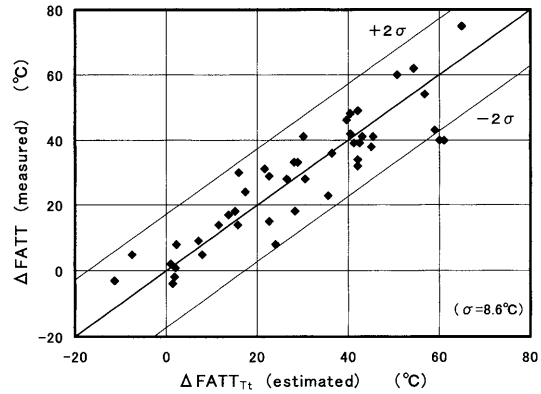


Fig. 11. Relationship between measured $\Delta FATT$ and estimated $\Delta FATT_{T_t}$.

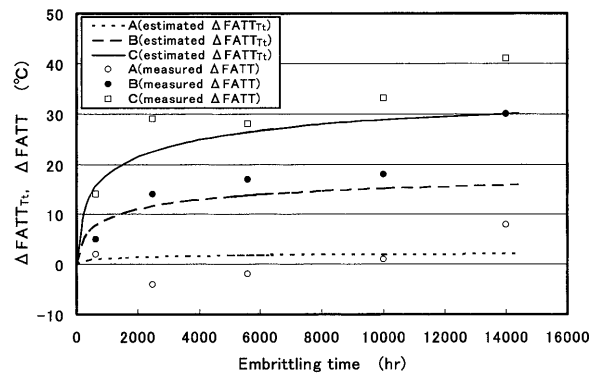


Fig. 12. Comparison of calculated $\Delta FATT_{T_t}$ and measured $\Delta FATT$ with embrittling time at 450°C.

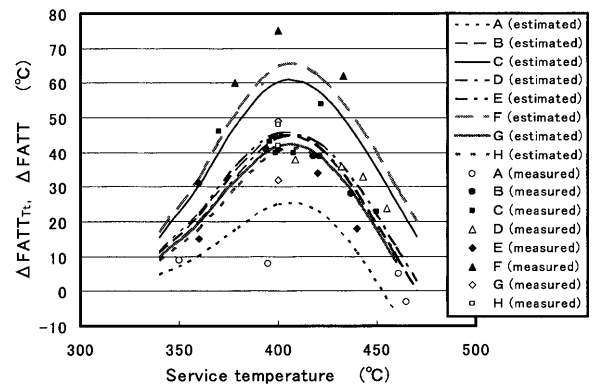


Fig. 13. Comparison of calculated $\Delta FATT_{T_t}$ and measured $\Delta FATT$ of each turbine rotor after long term service.

ともに Fig.13 に示す。 $\Delta FATT$ は 350~460°C 程度の温度域において明確な脆化を示し、その前後の温度域では脆化は認められないことが、計算結果からも得られた。今回の場合、最大脆化は410°C近辺に認められる。焼戻し脆化は不純物元素の粒界への拡散によるもので、

①飽和脆化量は低温程大きい^{6,7,9)}

②拡散速度は低温程遅くなる

ためある温度でピークが現れるが、今回のタービンロータ材の場合は使用時間が15~24万時間と非常に長いため、

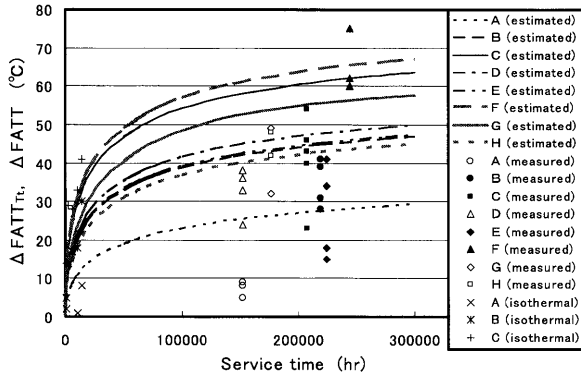


Fig. 14. Relationship between calculated $\Delta FATT_{Tr}$ at 410°C and the service time of each turbine rotor.

比較的低温にピークが生じたものと思われる。

各タービンロータの 410°C における $\Delta FATT_{Tr}$ の時間変化の計算結果と推定使用温度が $350\sim 460^{\circ}\text{C}$ の実測値を比較してFig.14に示す。同一タービンロータ材についての使用時間の異なるデータが 450°C -14000hの結果しかないため、保持時間の影響の精度は落ちると思われるが、実機においても使用時間が10万時間程度までは時間と共に脆化量が增大するが、15万時間以上では脆化は飽和に近く、それ以降の脆化量は急激には増加しないことが予想される。

5. 結言

Cr-Mo-V鋼実機廃却タービンロータ材のシャルピー衝撃試験による長時間使用後の脆化度調査と、Pの粒界偏析に脆化量が比例すると仮定した恒温焼戻し脆化量推定法に基づく長時間での脆化挙動を検討し、次の結論を得た。

(1) 長期使用Cr-Mo-V鋼タービンロータは使用温度

$350\sim 460^{\circ}\text{C}$ 程度の間で脆化し、特に $370\sim 440^{\circ}\text{C}$ で脆化量が大きく 400°C 近傍で最も大きかった。今回調査した部位での最高FATTは 181°C であり、最大 $\Delta FATT$ は 75°C であった。

(2) 脆化量はこれまでに提案されている各種の脆化係数 J , $\bar{\alpha}$, K_2 , K とある程度の相関性が認められ、今回の測定結果では K_2 と最も良い相関を示した。従って、脆化量軽減には不純物元素の制限が有効である。

(3) 粒界破面のP偏析量と脆化量の相関が認められ、長期使用Cr-Mo-V鋼タービンロータ材の脆化への影響はPの粒界偏析の影響が最も大きいことが確認できた。

(4) 2.25Cr-1Mo鋼などに適応された恒温焼戻し脆化量推定法に基づいた長期使用Cr-Mo-V鋼タービンロータ材の脆化量推定の計算結果は実機と良い一致を示した。その結果、実機タービンロータでは運転時間が10万時間程度までは時間と共に脆化量が增大するが、15万時間程度以上以降では急激な脆化量の増加はないと推定される。

文 献

- 1) Ex. Introductory Lecture: *Therm. Nucl. Power*, **52** (2001), 362.
- 2) Ex. Introductory Lecture: *Therm. Nucl. Power*, **51** (2000), 1005.
- 3) Y.Kadoya, T.Goto, M.Takei, N.Haruki, T.Ikuno and Y.Nishimura: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **57**-537 (1991), 1085.
- 4) K. Miyano and T.Adati: *Tetsu-to-Hagané*, **56** (1970), 153.
- 5) R Bruscate: *Weld. J.*, **49** (1970), 148S.
- 6) M.Kohno and M.Katsumata: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 296.
- 7) M.Kohno and M.Katsumata: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1593.
- 8) T.Wada: Climax Molybdenum Co. Progress Report, No. 32-74-03, (1975), 43.
- 9) M.Kohno, T.Tsutyama, M.Miyagawa, S.Kinoshita and A.Suzuki: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 510.
- 10) D.McLean: *Grain Boundary in Metals*, Oxford Univ. Press, London, (1957), 116.