

ボイラで使用した2.25Cr-1Mo鋼の炭化物間隔に基づくクリープ強度の推定

隅田 武男*・生野 健*・佐分利 敏雄*²

Estimation of Creep Strength based on Interparticle Spacing in
2.25Cr-1Mo Steels Used in Actual Boilers

Takeo SUMIDA, Takeshi IKUNO and Toshio SABURI

Synopsis : In order to ascertain that a method to evaluate a creep strength based on the interparticle spacing between carbides is applicable, creep strength measurements were made on about 14 kinds of 2.25Cr-1Mo steel used in actual boilers operated at up to 870K and compared with those estimated by calculation. The results of this study are as follows :
(1) The creep rupture curve obtained by the calculation, which is based on the change in interparticle spacing added by connections considering decrease in the cross section area of the test piece due to oxidation and creep deformation, well fit the result of creep rupture test.
(2) The creep rupture time obtained by this calculation is in the range of 2/3 to 3/2 times of that obtained by creep rupture test.

Key words : 2.25Cr-1Mo steel ; creep ; creep rate ; actual boiler ; interparticle spacing ; computer.

1. 緒言

火力発電用ボイラにおいて高温高圧力に曝される部位の構造材料として広く用いられている2.25Cr-1Mo鋼は、長期間の使用によりクリープ損傷を受ける。それゆえ、ボイラ鋼管(伝熱管)の信頼性確保の観点から、実機より鋼管を切り出してクリープ試験を行うことにより長時間使用された後のクリープ強度が評価される(破壊検査)。しかし、この破壊検査は検査結果が得られるまでに時間を要すると共にコストも高い。また、破壊検査ができない大型の部位(管寄せ、蒸気管)では、金属組織観察により非破壊的にクリープ強度の評価がなされる。ところが、金属組織観察によるクリープ強度評価の精度は必ずしも高くなく、今後も継続して使用できる部位を取り替えてしまうことが起こりうる。それ故に、長時間使用した部材の強度をクリープ試験と同等な精度で評価できる非破壊的な手法の開発が望まれている。

2.25Cr-1Mo鋼のクリープ特性と金属組織の関係については多くの研究がなされている¹⁻⁷⁾が、非破壊検査により定量的に測定可能な金属組織的因子とクリープ歪み速度とを直接関係付けている研究は少ない。また、非破壊的に測定可能な炭化物間隔よりクリープ歪み曲線を算出し、クリープ強度を比較的高精度に評価できる手法が提案されてい

る⁸⁾が、種々の条件で使用された実機ボイラ鋼管についてこの手法が適用できるかは明らかではない。本研究では、ボイラで長時間使用された14種類の2.25Cr-1Mo鋼について、炭化物間隔より非破壊的にクリープ強度を推定するとともに、クリープ試験により実測した値と比較することにより、上記の提案されている手法の有効性を検討した。

2. 供試材及び実験方法

2.1 供試材

供試材は火力発電所でボイラ鋼管(伝熱管)として93,000h(335Ms)以上使用された14種類の2.25Cr-1Moボイラ用鋼管(JIS STBA24)である。Table 1に供試材の外形、肉厚および使用された条件を示す。また、Table 2に供試材の化学組成を示す。Table 1において、符号がA1~A8の供試材は管肉厚が6mmより大きいので、平行部の直径が6mm、標点間の距離が30mmであるつば付き丸棒状クリープ試験片に切削加工した。また、試料符号がB1~B6の供試材は管肉厚が6mm以下であるので、管肉厚に応じた3mm~4.3mmの厚さで幅が6mm、標点間の距離が30mmであるつば付き板状クリープ試験片に切削加工した。これら14種類の供試材を用いて、以下に述べる抽出レプリカの透過型電子顕微鏡(TEM)観察を行い、炭化物間隔よりクリープ強度

平成8年11月25日受付 平成9年4月11日受理 (Received on Nov. 25, 1996; Accepted on Apr. 11, 1997)

* 関西電力株式会社総合技術研究所 (Technical Research Center, The Kansai Electric Power Company, Ins., 3-11-20 Nakoji Amagasaki 661)

* 2 大阪大学工学部 (Faculty of Engineering, Osaka University)

Table 1. The nominal dimensions and served conditions of 2.25%Cr-1%Mo steels used in this study.

No	Nominal dimension (mm×mm)	Used temperature (K)	Steam pressure (Designed) (MPa)	Cumulative operating time (Designed) (Ms)
A1	φ57.0×t7.5	843	9.32	358
A2	φ31.8×t6.1	774	29.03	335
A3	φ57.0×t9.7	782	18.93	437
A4	φ57.0×t12.5	844	19.02	468
A5	φ50.8×t9.5	863	14.61	494
A6	φ57.0×t9.0	813	19.52	500
A7	φ57.0×t9.0	813	19.52	500
A8	φ54.0×t9.5	844	19.42	544
B1	φ57.0×t4.0	866	3.33	358
B2	φ54.0×t4.3	853	19.22	413
B3	φ57.0×t6.0	816	3.73	468
B4	φ50.8×t5.0	853	3.10	494
B5	φ45.0×t4.5	866	4.90	500
B6	φ50.8×t5.2	835	4.53	540

Table 2. Chemical compositions of 2.25%Cr-1%Mo steels used in creep test.

Chemical composition (mass%)									
No.	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
A1	0.12	0.39	0.43	0.012	0.005	0.03	0.06	2.19	0.94
B1	0.10	0.41	0.41	0.011	0.006	0.03	0.05	2.17	0.95

Table 3. Chemical compositions of a 2.25%Cr-1% Mo steel used in oxidation test.

Chemical composition (mass%)							
No.	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
C1	0.10	0.26	0.37	0.028	0.008	2.08	0.90

を推定した。さらに、これらの供試材をクリープ試験することにより得られたクリープ強度と上記推定クリープ強度を比較することにより、炭化物間隔に基づいてクリープ強度を評価する手法の有効性を検討した。

なお、クリープ試験は大気中で行うため、酸化により試験片が減肉し、負荷応力が増大する。この影響を定量的に評価するために、高温の大気中で試験片を酸化させ、減肉量を測定した。この試験の供試材は市販の2.25Cr-1Moボイラ用鋼管(JIS STBA24)である。その外径は50.1mm、肉厚は12.5mm、化学組成はTable 3に示したものである。以降、この試料の符号をC1とする。

2.2 炭化物間隔の測定

Table 1に示した試料符号A1～A8およびB1～B6の計14種類の供試材について、抽出レプリカのTEM像より、単位面積当たりの炭化物の個数 N_A (m^{-2})および総面積 S_A ($m^2 \cdot m^{-2}$)を画像処理技術を用いて測定した。炭化物粒子の形状を球状とみなし、その投影像(TEM像)の平均面積(S_A/N_A (m^2))より次式^{8,9)}に基づき、粒子の平均半径 r (m)を求めた。

$$r = (S_A / (\pi \cdot N_A))^{1/2} \dots \dots \dots (1)$$

2つの隣接する炭化物粒子の中心間の平均距離は $N_A^{-1/2}$ (m)で与えられるので、炭化物間隔 λ (m)は次式^{8,9)}により求められる。

$$\lambda = N_A^{-1/2} - 2 \cdot r \dots \dots \dots (2)$$

式(1)および式(2)に基づいて、抽出レプリカのTEM観察の結果得られる N_A (m^{-2})および S_A ($m^2 \cdot m^{-2}$)より炭化物間隔 λ を求めた。

2.3 クリープ試験

金属材料技術研究所(NRIM)クリープデータシートNo. 3B¹⁰⁾には種々化学組成ならびに熱履歴を有する2.25Cr-1Mo鋼について773K～923Kの温度範囲でクリープ破断試験を行った結果が報告されている。この試験結果はLarson-Miller法¹¹⁾により整理できることが、我々が行った事前調査により明らかになっている。また、ボイラで使用された鋼管の破壊検査においては、923K程度まで温度加速してクリープ試験を行うことがよく行われる。そこで、本研究では923Kでクリープ試験を行うこととした。

クリープ試験はJIS Z 2271¹²⁾に準拠して行った。クリープ試験は最大荷重が3tのシングルレバー式クリープ試験機を用いて行った。Table 1で述べた14種類の供試材について、炭化物間隔とクリープ速度の関係を調べる目的で応力108MPaの下でクリープ試験を行った。また、これらの供試材について、炭化物間隔より推定したクリープ強度と実際のクリープ強度を比較する目的で、60MPaの下でクリープ試験を行った。2.2で述べた炭化物間隔の測定の結果、炭化物間隔が最も大きかった供試材A1については、上記の試験の他に、負荷応力と最小クリープ速度の関係を調べることを目的として74MPa、41MPaおよび29MPaの3条件の試験を追加して行った。さらに、クリープ破断線図を作製することを目的として823Kで108MPaの1応力、873Kで108MPaと74MPaの2応力、計3条件の試験を追加して行った。また、炭化物間隔が最も小さかった供試材B1については、クリープ破断線図を作製することを目的として、先に述べた2条件(923Kで108MPaおよび60MPa)の試験に加え、823Kで132MPaの1応力、873Kで132MPa、108MPa、93MPaの3応力、923Kで93MPaと46MPaの2応力、973Kで39MPaの1応力、計7条件の試験を追加して行った。

クリープ伸びの計測には精度1 μ mの差動トランスを用いた。また、JIS Z 2271¹²⁾に従い、クリープ試験前の均熱時間は 8.64×10^4 sとした。

2.4 高温大気中での酸化減肉量の測定

高温大気中で酸化させた試験片は、Table 3で述べた供試材C1を厚さ10mm程度の輪状に切断した後、全周を8等分に切断して作製した。試験条件は温度823Kで 5.62×10^7 s、 8.60×10^7 s、 1.73×10^8 s、 2.19×10^8 sおよび 3.12×10^8 sの5種類の時間、温度873Kで 8.64×10^5 s、 2.59×10^6 s、 8.64×10^6 sおよび 1.73×10^7 sの4種類の時間、温度923Kで8.64

$\times 10^5$ s, 2.59×10^6 s, 3.89×10^6 sおよび 8.64×10^6 sの4種類の時間, ならびに温度973Kで 1.08×10^4 s, 3.6×10^4 s, 1.08×10^5 sおよび 3.6×10^5 sの4種類の時間, 合計17条件である。試験片を大気中で先に述べた条件で保持した後, 光学顕微鏡を用いて酸化スケールの厚さを測定した。また, 一部の試験片については, X線マイクロアナライザー(EPMA)を用いて試験片表面に生成した酸化スケールの形態ならびに構成元素を調査した。

3. 結果及び考察

3.1 炭化物間隔と最小クリープ強度の関係

Fig. 1 に供試材A1とB1から抽出したレプリカのTEM写真を示す。ここで, A1はTable1で述べた14種類の供試材の中で炭化物間隔が最も大きく, B1は炭化物間隔が最も小さい供試材である。Table 1 に示すとおりA1は843Kにおいて, B1は866Kにおいて, それぞれ同一の時間(358 MPa)使用された後, 実機から取り出されている。A1はB1に比べ低温で使用されていたにもかかわらず炭化物間隔が大きい。従って, A1とB1の間における炭化物間隔の



Fig. 1. Transmission electron micrographs of extraction replicas of 2.25Cr-1Mo steels used in an actual boiler.
(a) Sample A1 used at 843K for 3.58×10^8 s.
(b) Sample B1 used at 866K for 3.58×10^8 s.

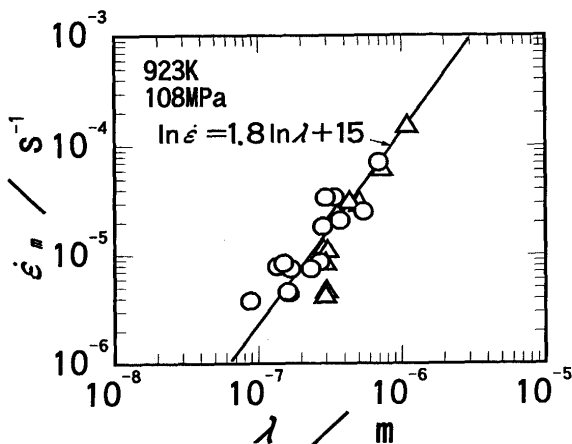


Fig. 2. Correlation between interparticle spacing between carbides, λ and minimum creep rate, $\dot{\epsilon}_m$ of 2.25Cr-1Mo steels held at 923K under a stress of 108 MPa.
○ : 2.25Cr-1Mo steels used in an actual boiler.
△ : 2.25Cr-1Mo steels held in high temperature⁸⁾.

相違は, 実機で使用されていた時の環境の相違に起因するのではなく, 鋼管製造時に受けた熱履歴の相違に起因するものと考えられる。

Fig. 2 に温度 923K, 応力 108MPaのクリープ試験を行った時の最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ (s^{-1})と炭化物間隔 λ (m)の関係を示す。Fig. 2 において, 丸印は実機で使用した供試材の実験結果を示しており, 三角印は高温保持処理により炭化物間隔を調節した2.25Cr-1Mo鋼の実験結果⁸⁾を示している。実機で使用した供試材の炭化物間隔 λ の対数と最小クリープ速度の対数の関係は, 高温保持により炭化物間隔を調節した2.25Cr-1Mo鋼における炭化物間隔 λ の対数と最小クリープ速度の対数の関係⁸⁾と同一の直線に乗っているものと見なし, 次式により表せるものと考えられる。

$$\ln \dot{\epsilon}_m = 1.8 \ln \lambda + 15 \quad \dots \dots \dots (3)$$

2.25Cr-1Mo鋼における炭化物間隔 λ の温度および時間依存性は, 未使用の同鋼を高温保持した実験結果から, 炭化物間隔が $2 \mu m$ 以下の場合, 負荷応力の有無にかかわらず次式により表される⁸⁾。

$$\ln \lambda = 1.0 \times 10^{-3} \cdot LMP_\lambda - 37 \quad \dots \dots \dots (4)$$

ここで, LMP_λ は炭化物間隔に関する Larson-Millerパラメータ^{8,11)}($LMP_\lambda = T_H(\log t_H + C)$)であり, 試験片がそれまで受けてきた熱履歴に基づいた温度 T_H (K)と時間 t_H (s)により得られ, 本鋼種では $C=17$ ⁸⁾と実験的に得られている。実機で使用した供試材についてはクリープ試験前における炭化物間隔 λ_0 を測定することにより, 供試材が製造されて以来受けた熱履歴に相当する LMP_λ 値(LMP_{λ_0})が式(4)より得られる。クリープ試験温度 T (K)において LMP_{λ_0} に相当する時間 t_a (s)は, $LMP_{\lambda_0} = T(\log t_a + 17)$ の関係より得られる。クリープ試験において, 昇温完了時点から任意の時間 t (s)が経過した時の LMP_λ 値は, 次式により得られる。

$$LMP_\lambda = T \{ \log(t_a + t) + 17 \} \quad \dots \dots \dots (5)$$

式(5)を式(4)に代入することにより次式が得られる。

$$\ln \lambda = 1.0 \times 10^{-3} \cdot T \{ \log(t_a + t) + 17 \} - 37 \quad \dots \dots \dots (6)$$

従って, 炭化物間隔 λ が $2 \mu m$ 以下である場合, 式(6)より, クリープ試験中の任意の時間における λ を求めることができる。

3.2 負荷応力と最小クリープ速度の関係

Fig. 3 に供試材A1を923Kでクリープ試験した時の負荷応力 σ_a と最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ の関係を示す。なお, 供試材A1の炭化物間隔 λ_{A1} は $6.7 \times 10^{-7}m$ である。Fig. 3より負荷応力 σ_a の対数と最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ の対数は直線関係にあることがわかる。この直線関係は, 最小2乗法により次式

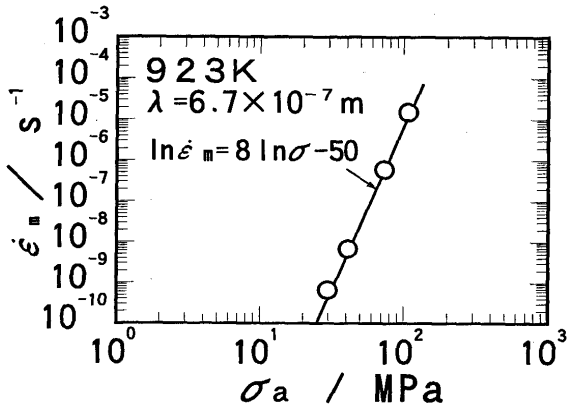


Fig. 3. Correlation between creep test stress, σ_a and minimum creep rate, $\dot{\epsilon}_m$ of Sample A1 held at 923K under 4 kinds of stress after used in an actual boiler.

で表される。

$$\ln \dot{\epsilon}_m = 8.0 \ln \sigma_a - 50 \dots \dots \dots (7)$$

式(7)は、未使用の2.25Cr-1Mo鋼管を923Kでクリープ試験して得られる炭化物間隔の変化の影響を取り除いた最小クリープ速度と負荷応力の関係⁸⁾とほぼ一致する。これは、供試材A1の炭化物間隔(6.7×10⁻⁷m)が十分大きいため、最小クリープ速度に達するまでの炭化物間隔の変化が小さく、最小クリープ速度に及ぼす炭化物間隔の変化の影響が小さいことに起因するものと考えられる。従って、式(7)には炭化物間隔の変化が最小クリープ速度に及ぼす影響は含まれていないものと考えられる。

3.3 試験片の断面積減少に関する補正

3.3.1 酸化による減肉

大気中においてクリープ試験を行う場合、試験片の酸化減肉に伴い真応力が増加する。従って、炭化物間隔から推定したクリープ強度とクリープ試験結果を比較検討する場合、クリープ試験中の酸化による試験片の減肉を考慮する必要がある。そこで、2.25Cr-1Mo鋼の酸化速度を測定し、酸化減肉による真応力の増分を求め、応力の補正を行った。

Fig. 4に923Kにおいて8.64Msの期間、大気中に曝した2.25Cr-1Mo鋼の表面に生成した酸化スケールのEPMA分析結果を示す。酸化スケールは、FeおよびOで構成される外層スケール、ならびに、Fe, O, CrおよびMoで構成される内層スケールに分かれている。ここでは示さないが、外層スケールおよび内層スケールのX線回折図形より、外層スケールは若干のFe₂O₃を含むFe₃O₄であり、内層スケールは(Fe, Cr, Mo)₃O₄であることがわかっている。Fe以外の合金元素はTable 3に示すとおり微量であるので無視して考えると、Feが酸化してFe₃O₄に変化する場合、その体積は約2倍^{13,14)}になる。従って、外層スケールと内層スケールの厚さの合計(酸化スケールの厚さd)の1/2が酸化による減肉厚さと考えられる。

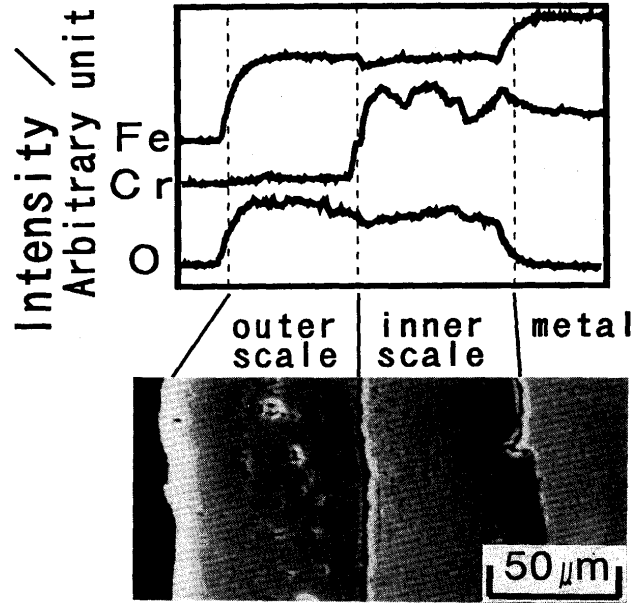


Fig. 4. Concentration profiles of Fe, Cr and O across oxide scale on a 2.25Cr-1Mo steel after exposure at 923K for 8.64×10⁶ s in air.

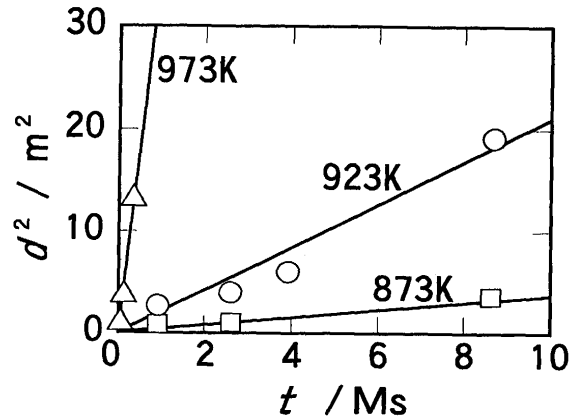


Fig. 5. Correlation between the square of scale thickness, d^2 , and exposure time, t , at three kinds of temperature in air. □: 873K ○: 923K △: 973K

Fig. 5に2.25Cr-1Mo鋼を873K, 923Kおよび973Kの大気中に曝した時に生成する酸化スケールの厚さdの2乗と暴露時間tの関係を示す。dの2乗はtに比例して増加することがわかる。Fig. 5には示していないが823Kの場合もFig. 5と同様の実験結果が得られており、dの2乗とtの関係は次式で表すことができる。

$$d^2 = k_p \cdot t \dots \dots \dots (8)$$

これは、酸化皮膜中の格子拡散が律速であるような酸化反応についてWagnerが明らかにした放物線則¹⁵⁾にほかならない。ここで、 k_p は酸化速度定数(m²・s⁻¹)であり、酸化反応を律速している格子拡散の拡散定数に依存した値を示す。823K, 873K, 923Kおよび973Kにおけるdの2乗とtの

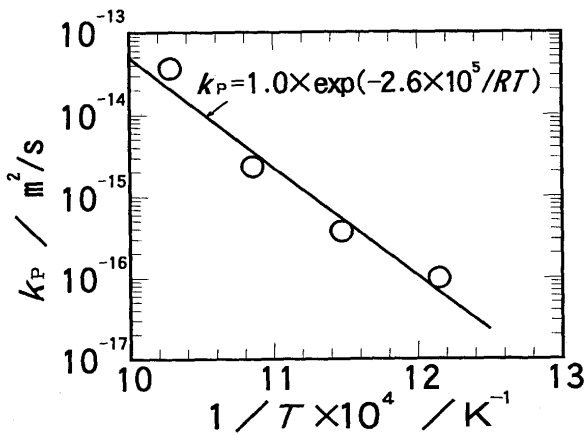


Fig. 6. Correlation between oxidation constant k_p and oxidation temperature T .

実験結果から、最小2乗法を用いて各温度毎に k_p を求めた。Fig. 6 に k_p と温度 T の関係を示す。 k_p の対数と温度の逆数 $1/T$ は直線関係にあり、最小2乗法を用いて、この関係を式に表すと次式となる。

$$k_p = 1.0 \cdot \exp(-2.6 \times 10^5 / RT) \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 R はガス定数で $8.314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ である。式(9)を式(8)代入することにより、スケール厚さ d は酸化温度 t および時間 T によって次式により表される。

$$d^2 = 1.0 \cdot \exp(-2.6 \times 10^5 / RT) \cdot t \quad \dots\dots\dots (10)$$

酸化による減肉厚さ b (m) は d の $1/2$ であると考え、式(10)より次式が得られる。

$$b = 0.5 \cdot \exp(-1.3 \times 10^5 / RT) \cdot t^{1/2} \quad \dots\dots\dots (11)$$

試験片の断面積が A_0 (m^2) より b (m) だけ酸化減肉することにより A (m^2) になる場合、負荷応力 σ_a に対する真応力 σ の割合 $f_{ox} (= \sigma / \sigma_a)$ は A_0 / A である。従って、直径が D (m) の丸棒試験片に対する f_{ox} は次式により得られる。

$$f_{ox} = \pi (D/2)^2 / \pi \{ (D-b)/2 \}^2 = D^2 / (D-b)^2 \quad \dots\dots (12)$$

また、幅が w (m)、厚さが a (m) の板状クリープ試験片に対する f_{ox} は次式により得られる。

$$f_{ox} = w \cdot a / \{ (w-b) \cdot (a-b) \} \quad \dots\dots\dots (13)$$

式(12)および式(13)における減肉厚さ b (m) は、所定の温度に保持されている時間より、式(11)に基づいて求めることができる。従って、クリープ試験中における試験片の酸化減肉による応力の増加は、式(12)および式(13)に基づいて求められる。

3.3.2 クリープ変形に伴う断面積減少

クリープ変形に伴って減少する試験片の断面積について考える。負荷応力 σ_a に対する真応力 σ の割合を $f_\epsilon (= \sigma / \sigma_a)$ とすると、歪みが ϵ の時、 f_ϵ は次式により得られる⁸⁾。

$$f_\epsilon = \exp(\epsilon) \quad \dots\dots\dots (14)$$

3.4 炭化物間隔の評価によるクリープ破断時間の推定

3.1 から 3.3 の検討結果をふまえ、14種類の供試材について、クリープ変形中に起きる炭化物間隔の変化に加え試験片断面積の変化の影響を考慮して、試験温度 T (K)、負荷応力 σ_a (MPa) でクリープ試験した時の破断時間 t_f (s) を推定した。

クリープ速度 $\dot{\epsilon}$ は、最小値を示した後、炭化物間隔 λ の変化ならびに試験片断面積の減少による真応力 σ の増加に伴って増加すると考えられ⁸⁾ 次式により求められる。

$$\ln \dot{\epsilon}(\lambda, \sigma) = \ln \dot{\epsilon}_m(\lambda_0, \sigma_a) + \partial \ln \dot{\epsilon}_m / \partial \ln \lambda \cdot \Delta \ln \lambda + \partial \ln \dot{\epsilon}_m / \partial \ln \sigma \cdot \Delta \ln \sigma \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 λ_0 は最小クリープ速度を示す時点での炭化物間隔であり、1次クリープ領域を無視した場合、応力を負荷した時点における炭化物間隔である。 $\lambda_0 = \lambda_{A1}$ の時、任意の負荷応力 σ_a における最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ (右辺第1項) は、式(7)より得られる。また、右辺第2項の $\partial \ln \dot{\epsilon} / \partial \ln \lambda$ は式(3)より1.8であり、 $\Delta \ln \lambda (= \ln \lambda / \lambda_{A1})$ は式(6)より得られる。さらに、右辺第3項 $\partial \ln \dot{\epsilon} / \partial \ln \sigma$ は式(7)より8.0である。最後に、 $\Delta \ln \sigma (= \ln \sigma / \sigma_a)$ は、3.3の検討結果より $\Delta \ln \sigma = \ln f_{ox} + \ln f_\epsilon$ で与えられ、歪みの値 ϵ が得られれば求められる。すなわち、時間 t における歪みの値 ϵ が与えられると、式(15)よりクリープ速度が得られ、時間 $t + \Delta t$ における歪みの値 $\epsilon + \Delta \epsilon$ が $\epsilon + \Delta \epsilon \cdot \Delta t$ により得られる。従って、適当な時間増分 Δt を与え、この計算を繰り返すことにより、クリープ歪み曲線が得られる。さらに、歪みが10%に達したときが歪みが急速に増加し破断する⁸⁾ものと考え、破断時間 t_f は歪みが10%に達する時間により得られる。

Fig. 7 に供試材A1およびB1における負荷応力 σ_a とクリープ破断に関する Larson-Miller パラメータ¹¹⁾ LMP_c ($LMP_c = T(\log t_f + C)$, $C=17$) の関係を示す。Fig. 7において丸印は炭化物間隔が最も小さい供試材B1のクリープ試験の結果であり、三角印は炭化物間隔が最も大きい供試材A1のクリープ試験結果である。これらのクリープ試験結果は、 LMP_c における C の値を17とした時、最小の誤差で放物線回帰できた。従って、 $C=17$ として解析を行った。図中にドットで塗った範囲はNRIMクリープデータシートNo.3 B¹⁰⁾ におけるデータを Larson-Miller 法で整理した場合の99%信頼区間であり、一点鎖線がその平均値である。供試材B1はほぼ全応力範囲でNRIMのデータバンド内に入っている。一方、供試材A1は、60MPa以上の応力ではNRIMのデータバンドよりもクリープ強度が低いことがわかった。Fig. 7に示した曲線は式(15)に基づいて、計算した結果である。計算結果は、実験結果をよく再現している。供試材A1においては、 LMP_c の増加に伴い、負荷応力 σ_a の対数

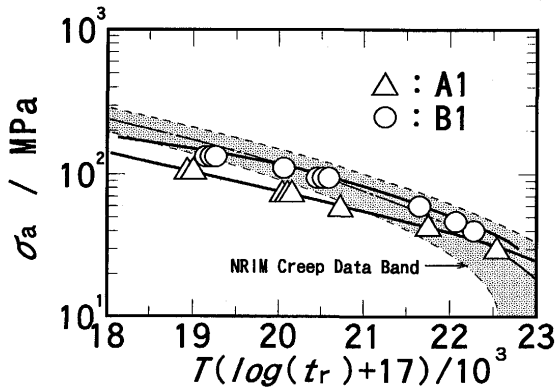


Fig. 7. Correlation between creep test stress and Larson-Miller parameter, $T(\log t_r + 17) / 10^3$ of sample A1 and A2.
 \triangle : A1 \circ : B1

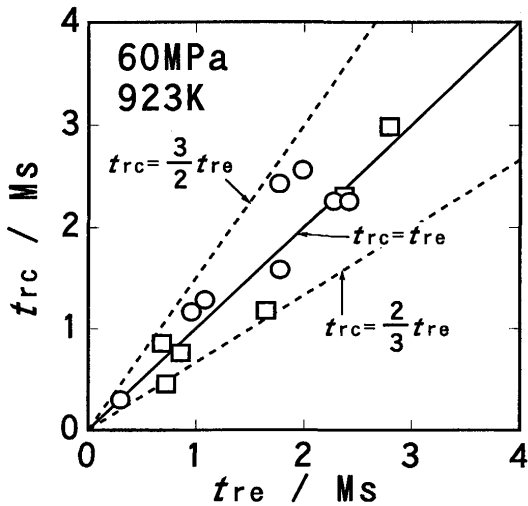


Fig. 8. Correlation between experimental data of time to rupture, t_{re} and the result of calculation, t_{rc} .
 \circ : Round bar type test piece
 \square : Plate type test piece

は直線的に減少している。一方、供試材B1においては、 LMP_c の増加に対する負荷応力 σ_a の対数の減少の割合は、 LMP_c 値が大きくなるほど増加している。これは、クリープ試験中における炭化物間隔の変化が供試材A1では小さいが、供試材B1では大きいことに起因していると考えられる。なお、Fig. 7に示した応力よりもさらに低い応力で長時間のクリープ試験条件では、クリープ試験中に炭化物間隔

が十分大きくなり、供試材A1とB1の差は顕著でなくなるものと考えられる。

Fig. 8に、923K、60MPaの条件下におけるクリープ破断時間の計算結果と実験結果の関係を示す。図中に示した丸印はクリープ試験片形状が丸棒状である供試材(A1~A8)を示しており、四角印は試験片形状が板状である供試材(B1~B6)を示している。試験片の形状にかかわらず、式(15)に基づいて予測した破断時間 t_{rc} は実験より得られた破断時間 t_{re} の2/3倍から3/2倍の範囲内にあり、比較的精度よくクリープ強度を表しているものと考えられる。

4. 結論

炭化物間隔よりクリープ強度を評価する手法の有効性を確かめるために、実機ボイラで使用された14種類の2.25Cr-1Mo鋼についてクリープ強度を測定し、炭化物間隔に基づく推定値と比較した。得られた結果は次のとおりである。

(1) 炭化物間隔の変化に加え酸化およびクリープ変形による試験片断面積の減少を考慮して計算したクリープ破断線図は、実験結果をよく再現した。

(2) この計算により得られたクリープ破断時間は、実験結果の2/3倍から3/2倍の範囲内であった。

文 献

- 1) 戴 国政, 増山不二光, 遠藤孝雄: 鉄と鋼, **79** (1993), 1115.
- 2) 村上晃一, 木原重光, 中代雅士, 中川幸也: 石川島播磨技報, **31** (1991), 353.
- 3) 増山不二光, 西村宣彦, 横山知充, 佐田哲朗, 前原誠児: 三菱重工技報, **28** (1991), 26.
- 4) O.Kanemaru, M.Shimizu, T.Ohba and K.Yagi: Int. J. Pres. Ves. & Piping, **48** (1991), 167.
- 5) 西村宣彦, 増山不二光, 馬田政寛, 今里敏幸: 三菱重工技報, **29** (1992), 1.
- 6) R.W. Evans and B.Wilshire: Creep of Metals and Alloys, The Inst. Metals, London, (1985), Chsp.6.
- 7) 丸山公一, 原田千里, 及川 洪: 材料, **34** (1985), 1289.
- 8) 隅田武男, 生野 健, 佐分利敏雄: 鉄と鋼, **82** (1996), 92.
- 9) 高橋康夫, 中川浩一, 山根壽己, 孫 東昇, 高橋純造: 高温学会誌, **17** (1991), 165.
- 10) 金属材料技術研究所クリープデータシートNo.3B, (1986).
- 11) F.R. Larson and J.Miller: Trans. ASME, **74** (1952), 765.
- 12) JISハンドブック 鉄鋼 I: 日本規格協会編, 東京, (1995), 166.
- 13) 金属材料の高温酸化と高温腐食, 腐食防食協会編, 丸善, 東京, (1982), 50.
- 14) T.Sumida, T.Ikuno, N.Otuka and T.Saburi: Mater. Trans., JIM, **36** (1995), 1336.
- 15) C.Wagner: Z.Phys. Chem, **21** (1933), 25.