

長時間使用された1.25Cr-0.5Mo鋼の クリープ変形の Ω 法による解析

藤林 伸平*・遠藤 孝雄*²

Creep Analysis of a Service-exposed 1.25Cr-0.5Mo Steel Using the Omega Method

Shimpei FUJIBAYASHI and Takao ENDO

Synopsis : In recent years, a more sophisticated methodology to predict the remnant creep life is demanded as the operating duration of existing high temperature components have exceeded their design lives in various industries. In that sense, the strain rate based life assessment could lead to a better solution than conventionally applied methods relying upon hardness measurements, observation of microstructures and so on because strain rate is the one of the most sensitive indicator of damage accumulation by creep. In the present work, authors have examined the applicability of the omega method to creep curve description and life assessment using a service exposed 1.25Cr-0.5Mo steel operated for twenty three years in a refinery. The materials examined were two kinds of parent materials (a normalized and tempered plate and a forged flange) and a weld metal fabricated by a Shield Metal Arc Welding technique. Despite relatively large cast to cast variations in magnitudes of the parameters termed $\dot{\epsilon}_0$ and Ω in the Omega method, consistent correlation between these parameters and the creep properties such as rupture life, a magnitude of strain and ductility were found. As reported in the previous works, $\dot{\epsilon}_0$ and Ω can be expressed by the equation which is similar to that for Norton's law. Using these relationships, the creep behavior in terms of time-strain correlation from a low strain regime to rupture and time to rupture was predicted with satisfactory accuracy in the testing conditions in the present work.

Key words : 1.25Cr-0.5Mo steel; omega method; service-exposed material; creep; life assessment.

1. 緒言

国内外の各種プラントの多くは設計寿命である10万時間を超過して稼動されており、従来よりも高い精度を有する余寿命評価法の確立が急がれている。昨今では材料の特性に応じた寿命評価法が開発されつつある。例えば、損傷が早い段階で顕在化することの多い溶接部のクリープ損傷は、しばしば粒界におけるクリープ・ボイドの発生をとまなうが、ボイドの出にくい母材のクリープ特性を基に溶接部のクリープ寿命を評価することは難しい。このような場合、クリープ・ボイドの個数密度から非破壊的に余寿命評価ができるとする報告もあり¹⁾、著者らも本研究に供した材料を用いて同様の事象を確認している²⁾。

一方、比較的延性に富むフェライト系母材では、供用中にクリープ・ボイドが認められる例は稀であり、非破壊的な余寿命評価法として、硬度測定³⁾、炭化物の観察⁴⁾あるいは歪の測定⁵⁾などが提案されている。しかし、これらの諸量を測定、定量化して精度良くクリープ寿命と関係づけることは一般に困難である。これらを考慮すると、組織の劣化に敏感な歪速度と歪との関係に着目したクリープ寿命の予測手法が、クリープ・ボイドの有無にかかわらず有効

と考えられる。

また、溶接継手を構成する各材料のクリープ特性には差があり、近接する組織のクリープ特性の差により発生する付加的な応力が原因で早期に割れなどの損傷が発生する場合がある⁶⁾。本研究は、継手に発生する応力解析に必要な基礎資料を得る目的で行った母材および溶接金属のクリープ変形に関するものである。

対象とした供試材は石油精製、電力プラントなどで幅広く使用されている1.25Cr-0.5Mo鋼の母材と溶接金属で、クリープ変形の解析には Ω 法を採用した。 Ω 法は2つの定数でクリープ変形を標記する比較的単純な手法であるが、長期使用材の低歪域から破断に至るクリープ変形が精度良く再現できることがわかった。また、実験に供した長期使用材はクリープ強度、変形特性、延性などに顕著な差が認められたが、 Ω 法によりこれらのクリープ特性が統一的に整理できたので、その結果を報告する。

2. 供試材および試験方法

2.1 供試材

供試材は、石油精製設備で23年間使用した外径660mm、

平成13年9月26日受付 平成14年3月4日受理 (Received on Sep. 26, 2001; Accepted on Mar. 4, 2002)

* 出光エンジニアリング(株)技術部 (Engineering & Technology Center, Idemitsu Engineering Co., Ltd., 37-24 Shinden-cho Chuo-ku Chiba 260-0027)

* 2 横浜国立大学工学部 (Faculty of Engineering, Yokohama National University)

板厚22mmの1.25Cr-0.5Mo鋼製配管で、試験片はその周溶接部から採取した。当該溶接部は、板材からなるパイプと鍛造製のフランジからなっており、溶接には被覆アーク溶接が適用されている。今回実験に供した長期使用材の設計・運転温度は550°C、500°Cであり、設計・運転圧力は2.65MPa、1.2~2.5MPaである。フランジ、パイプの相当規格および硬度などの測定結果をTable 1に、各母材および溶接金属の化学成分をTable 2に示す。

2.2 試験法

試験は、定荷重型試験機を用いて大気環境で実施した。試験片は平行部の直径が6mm、ゲージ長さが30mmの標準型試験片である。フランジおよびパイプの試験片は主に長手方向から、溶接金属のそれは周方向から採取した。試験温度は600~670°C、(初期)応力は30~110MPaである。

3. 試験結果

3.1 クリープ破断寿命

Fig. 1に600°C、(初期)応力60MPaのクリープ曲線を示す。3種の材料間で寿命、歪量に顕著な差が認められる。各材料の破断寿命は、処女材平均強度から想定される5,700hに対し、フランジ材でこれの140%、溶接金属でほぼ同等、パイプ材では50%以下である。これら3種類の材料の破断時間をManson-Haferd Parameterを用いて整理した結果をFig. 2に示す。比較のため、1.25Cr-0.5Mo鋼焼ならし焼もどし材に関する物質・材料研究機構(NIMS)のデータNRIM21B⁷⁾の平均値および信頼限界(平均値-3σ)を併記した。いずれの材料も、高応力側では処女材に比べ短寿命となるが、低応力側においてフランジ材、溶接金属では処女材並みかそれ以上の強度を示しているものもある。3種の材料中、最も短寿命のパイプ材であっても、実プラントで想定される80MPa以下の応力においては処女材の信頼限界とほぼ等しい寿命である。Fig. 2から、当該配管の設計条件(550°C、許容応力47MPa)におけるパイプ材の余寿命は、 $t_r=112,000$ h程度と推定される。このことは、(とくに溶接部に対し)適正なメンテナンスを行えば、10万時間の設計寿命よりもはるかに長期間の運転が可能であることを示唆している。

なお、フランジ材とパイプ材のクリープ強度には顕著な差が認められるが、Table 1に示すように、Vickers硬度はほぼ同等な数値である。常温硬度によるクリープ強度の推定については多くの研究がなされているが、この例は硬度を基にしたクリープ寿命評価の精度あるいは適用限界に関する検討の必要性を示唆している。

3.2 クリープ破断延性

本研究の試験範囲では各材料に共通して、破断時間の増加にともない延性が低下する傾向が認められる。クリープ強度が低く短寿命となるパイプ材は20%以上の伸びを示

Table 1. Characteristics of parent materials.

	Material specification	Hv (10kg)	Grain size (μm)
Pipe	ASTM A387Gr.C	139.1	53
Flange	ASTM A182 F11	144.6	45

Table 2. Chemical compositions (wt%).

	C	Si	Mn	Cr	Mo	S	P
Flange	0.12	0.43	0.51	1.31	0.54	0.015	0.015
Weld Metal	0.066	0.43	0.61	1.37	0.57	0.009	0.009
Pipe	0.10	0.65	0.47	1.21	0.45	0.004	0.012

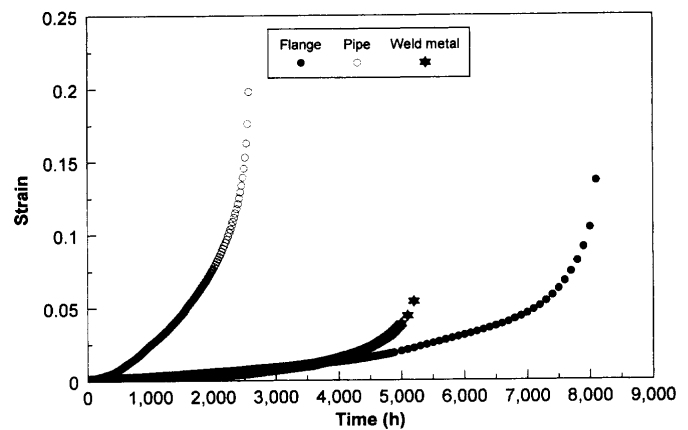


Fig. 1. Creep curves of service exposed materials (600°C, 60 MPa).

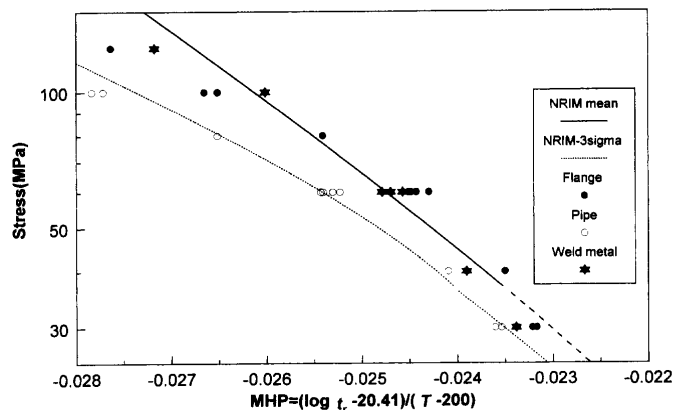


Fig. 2. Manson-Haferd Parameter-stress correlation for service-exposed 1.25Cr-0.5Mo steels and NIMS data.

したが、フランジ材および溶接金属は1,000時間以上の試験で10%程度までに伸びが低下するケースが認められた。

クリープ破断延性は、材料の切欠感受性あるいはクリープ亀裂伝播速度を決定する重要な材料特性の一つである。また、前述のように、溶接熱影響部はクリープによる損傷が発生しやすいが、Parkerらは1.25Cr-0.5Mo鋼におけるタイプIV損傷の感受性が母材のクリープ延性に依存すると指摘している⁸⁾。タイプIV損傷とは、溶接熱影響部において、溶接時、 A_{c1} 変態点と A_{c3} 変態点の中間の温度にさら

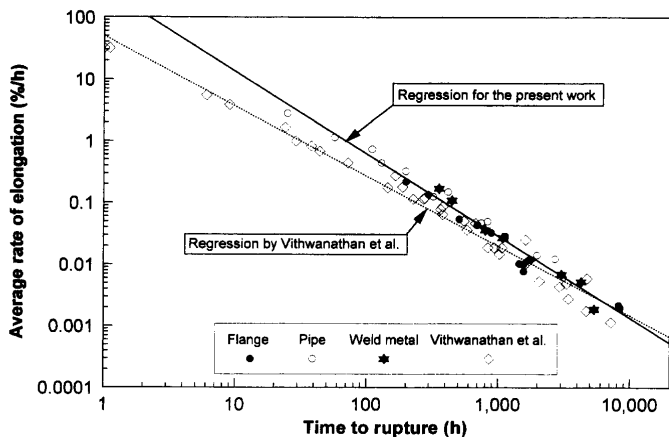


Fig. 3. Variation of average elongation rate with time to rupture.

された組織を有するインタークリティカル・リージョン (Intercritical Region) に発生するクリープ損傷である。著者らが行った溶接継手のクリープ挙動に関する研究においても、溶接熱影響部の粒界損傷感受性は、クリープ強度は高いがクリープ延性の低いフランジ側で高かった²⁾。

1.25Cr-0.5Mo鋼のクリープ延性を予測するため、Vithwanathanらは当該鋼種処女材の破断時の伸びを破断時間で除した平均伸び率 (Average rate of elongation, %/h) と破断時間との関係から、破断伸びを推定する式を導いている⁹⁾。本研究における試験結果と Vithwanathanらの試験結果 (試験温度 510~620°C) の比較を Fig. 3 に示す。破断時間が 100 時間以内の短時間データでは本研究の結果と若干の違いがあるが、1,000 時間を超える領域ではよい一致を示している。本研究における平均伸び率 $\dot{\epsilon}$ と破断時間 t_r との間には、式(1)の関係が認められる。

$$\ln \dot{\epsilon} = 5.622 - 1.322 \ln t_r \quad \dots \dots \dots (1)$$

なお、Vithwanathanらの結果も式(1)と同様であるが、定数に若干の差がある。

式(1)で表記される関係は、クリープ歪が材料およびクリープ試験条件に固有なある敷居値に達した時点でクリープ破断が発生することを示唆している。

3.3 Ω法によるクリープ変形挙動と余寿命の推定

本研究では、クリープ曲線および余寿命を予測する手法として近年注目されているΩ法を採用した。これは The Materials Properties Council (MPC) の Prager により提唱されたもので¹⁰⁾、先頃発行となった API RP579 “Fitness for Service”においても各種使用材に関する代表値が記載されており、今後Ω法が適用される模様である。[†]

なお、Prager とほぼ同時に遠藤らは歪と歪速度の対数との線形関係に着目し、Ω法と同等な手法を開発している¹¹⁾。

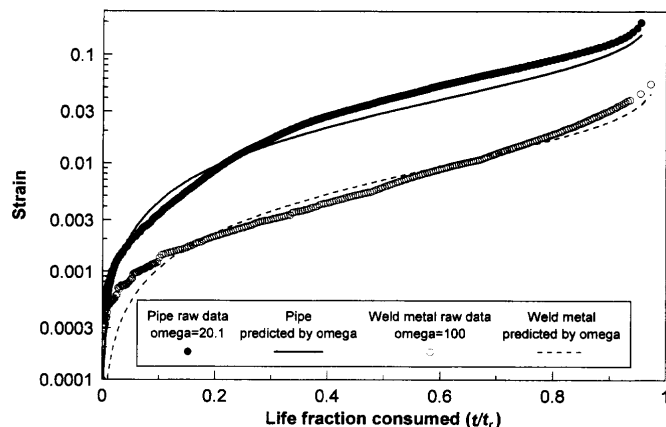


Fig. 4. Comparison between the normalized creep curves and those predicted by omega method.

遠藤らは、後述するΩ値を歪速度加速因子、 $\dot{\epsilon}_0$ を仮想的初期歪速度と名付けたが、本稿では、Ω値についてはMPCの呼称を用いるものとする。

本研究では定荷重型のクリープ試験機を用いているため、歪速度が時間に対し一定となるいわゆる“定常クリープ領域”は現れないが、クリープ変形にともなう真応力の増加が無視できる低歪領域から歪速度の増加が認められる。Pragerが指摘しているように、今回調査した長期使用材は明瞭な一次クリープを示さない場合が多く、この傾向は実機の運転状態に近い低応力側ほど顕著である。

Ω法によれば、時間 t における歪 ϵ は式(2)で、(余)寿命 t_r は式(3)で与えられる。

$$\epsilon = -1/\Omega \ln(1 - \dot{\epsilon}_0 \Omega t) \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$t_r = 1/\dot{\epsilon}_0 \Omega \quad \dots \dots \dots (3)$$

各試験条件における $\dot{\epsilon}_0$ およびΩ値を Table 3 に示すが、同一条件におけるこれらの値には、3種の材料間で顕著な差が認められる。クリープ強度の低いパイプ材のΩ値は他の材料に比べ小さくなり、逆に $\dot{\epsilon}_0$ は大きい。

またΩ値は、応力および温度の増加にともない低下するという、負の応力および温度依存性を示している。

一方、 $\dot{\epsilon}_0$ についてはこの逆となり、正の応力および温度依存性を示す。Fig. 4に、パイプ材と溶接金属に関して得られた実験結果と式(2)から得られる規格化クリープ曲線を示す。Ω法により再現されたクリープ曲線は、低歪域から高歪域にかけて実験値とよい一致を示している。Ω値が低く(Ω=20.1)破断強度の低いパイプ材は変形量が大きく、破断時の伸びも33.3%と高い。一方、高いΩ値(Ω=100)を有する溶接金属は、50%の寿命消費時であっても、Fig. 4に示すように1%以下の歪となり、破断延性も

[†] API RP579において現在作成中の“SECTION10-Assessment of Components Operating in The Creep Regime”では、長期間使用した当該鋼種に関するΩ値と $\dot{\epsilon}_0$ の代表値が示されているが、焼ならし焼もどし材のΩ値は、本研究を含めたこれまでの報告結果と異なり、正の応力依存性を示しており、見直しの余地があるものと考えられる。

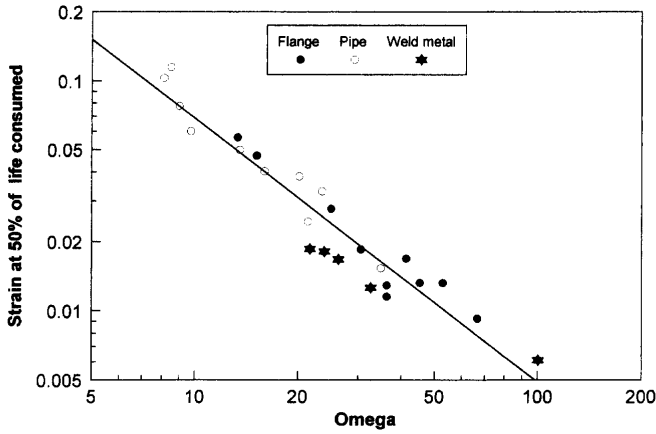


Fig. 5. Relationship between Ω and the strain at $t/t_r=0.5$.

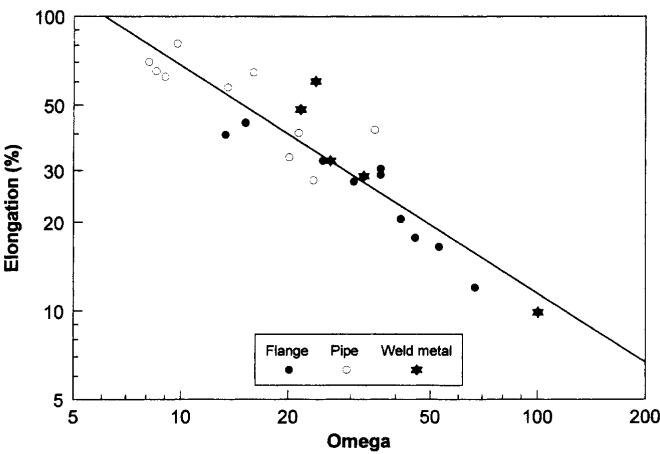


Fig. 6. Relationship between Ω and elongation.

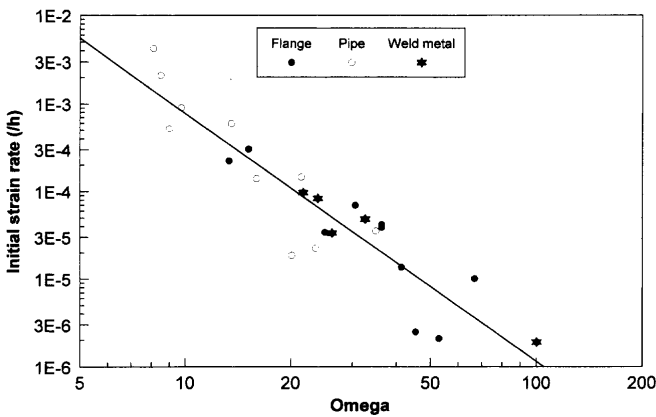


Fig. 7. Relationship between Ω and the initial strain rate.

9.9%と低い値となっている。 Ω 値と50%の寿命を消費した時点での歪との関係をFig. 5に、 Ω 値と破断伸びとの関係をFig. 6に示す。 Ω 値の増加とともに変形量が減少する傾向が認められる。

Fig. 7に Ω 値と $\dot{\epsilon}_0$ の関係を示す。クリープ強度が大きく異なるフランジ材、パイプ材および溶接金属の Ω と $\dot{\epsilon}_0$ の間には、比較的良好な相関が認められ、 Ω 値と $\dot{\epsilon}_0$ が互いに独立した変数ではなく、式(2)が1つの変数で表記可能で

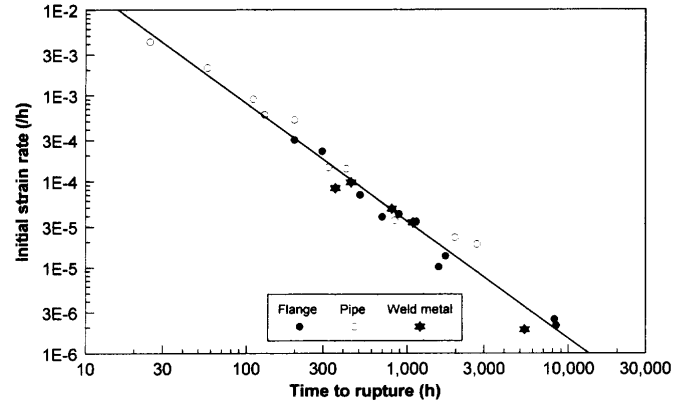


Fig. 8. Correlation between the time to rupture and the initial strain rate.

あることを示唆している¹²⁾。このことは、Fig. 8に示すように、 $\dot{\epsilon}_0$ と破断時間にMonkman-Grant型の関係が認められることから首肯できる。

ところで、式(2)、式(3)を用いてクリープ挙動あるいは寿命の予測をするためには、 Ω 値と $\dot{\epsilon}_0$ に関する温度および応力依存性を明らかにする必要がある。Pragerは炭素鋼における Ω 値の温度および応力依存性について報告している¹⁰⁾。また、遠藤らは2.25Cr-1Mo鋼の Ω 値と $\dot{\epsilon}_0$ を以下に示す式(4)および式(5)で表記している^{11,13)}。

$$\Omega = A\sigma^{-ns} \exp(Q/RT) \dots \dots \dots (4)$$

$$\dot{\epsilon}_0 = A'\sigma^n \exp(-Q'/RT) \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 $A, ns, Q, A', n, -Q'$ は温度と応力に依存しない定数、 R はガス定数、 T は絶対温度である。Table 3に示した各試験条件における結果を回帰分析し、両母材および溶接金属に関する定数を求めた。これらの定数をTable 4に示す。仮想的初期歪速度は最小歪速度とほぼ同等な値となり、また、応力指数、活性化エネルギーについても、最小歪速度に対する数値とほぼ同じである。

式(4)から求めた Ω 値と各試験条件で得られた実測値との比較をFig. 9に示すが、両者は傾き1の直線で整理でき、よく一致する。また、 $\dot{\epsilon}_0$ についても同様な結果が得られた。そこで、式(4)、式(5)から得られた Ω 値および $\dot{\epsilon}_0$ を式(3)に代入して予想寿命 $t_{r,pre}$ を求め、実破断寿命と比較した結果をFig.10に示す。両者は傾き1の直線からファクター・オブ2の精度で一致し、この手法を用いて寿命予測が可能であると言える。

4. 考察

4.1 実機運転条件におけるΩ法の適用性

3.3において示したように、 Ω 値および $\dot{\epsilon}_0$ の温度、応力に関する構成方程式と式(2)および式(3)を用いると、測定範囲におけるクリープ挙動を首尾よく表すことができ

Table 3. Experimental results on creep rupture properties, Ω and $\dot{\epsilon}_0$.

T (K)	Stress (MPa)	flange				pipe				weld metal			
		t_r (h)	El (%)	$\dot{\epsilon}_0$ (/hour)	Ω	t_r (h)	El (%)	$\dot{\epsilon}_0$ (/hour)	Ω	t_r (h)	El (%)	$\dot{\epsilon}_0$ (/hour)	Ω
873	60	8210	17.7	2.48×10^{-6}	45.3	2701	33.3	1.87×10^{-5}	20.1	5348	9.9	1.89×10^{-6}	100
873	60	8416	16.5	2.09×10^{-6}	52.9	1974	27.8	2.25×10^{-5}	23.5				
873	100	296	39.7	2.23×10^{-4}	13.3	57	65.3	2.12×10^{-3}	8.50	800	28.7	4.84×10^{-5}	32.6
883	80	1135	32.4	3.43×10^{-5}	25.0	199	62.5	5.21×10^{-4}	9.00				
883	100	199	43.6	3.04×10^{-4}	15.2	25	70.1	4.25×10^{-3}	8.11				
903	60	1725	20.5	1.36×10^{-5}	41.3	418	64.6	1.40×10^{-4}	16.0				
923	60	508	27.5	6.98×10^{-5}	30.6	130	57.4	5.98×10^{-4}	13.5	357	60.3	8.35×10^{-5}	23.9
923	60	697	30.4	3.91×10^{-5}	36.3	110	81.1	9.06×10^{-4}	9.74				
943	30	1563	12.0	1.01×10^{-5}	66.7	834	41.3	3.55×10^{-5}	34.9	1085	32.4	3.36×10^{-5}	26.3
943	40	888	29.0	4.18×10^{-5}	36.3	323	40.3	1.46×10^{-4}	21.4	447	48.4	9.75×10^{-5}	21.7

Table 4. Parameter values for Ω and $\dot{\epsilon}_0$.

	Ω			$\dot{\epsilon}_0$		
	A	-ns	Q(kJ/mol)	A'	n	Q'(kJ/mol)
Flange	4.67	1.79	69.6	1.96×10^{11}	6.46	473
Pipe	0.903	1.87	78.7	1.19×10^{11}	7.80	493
Weld metal	6.16×10^{-8}	1.46	196	7.84×10^{17}	4.68	531

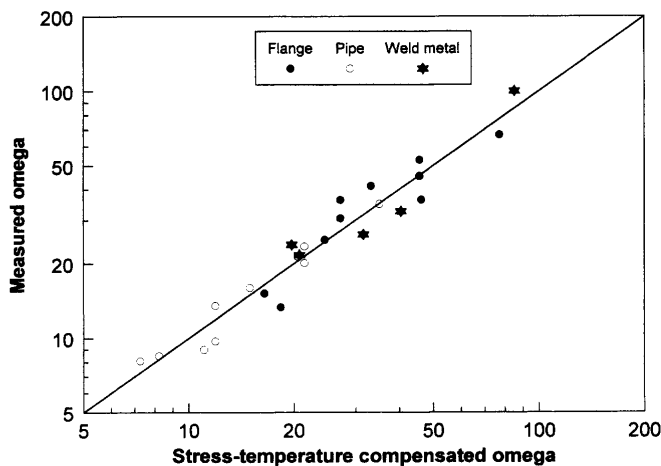


Fig. 9. Comparison of the predicted Ω with the measured values.

る。このことは、 Ω 法がクリープ変形にともない応力が再配分される溶接継手など、実構造物に関する有限要素法解析に対しても有効であることを示唆している。

これらの結果を基に、実機環境における適用性について以下で検討する。3.3では、 Ω 値と $\dot{\epsilon}_0$ の温度と応力依存性について述べたが、Table 4の数値を用いて、式(4)、式(5)をどの程度まで低温側に外挿できるであろうか。

例えば、式(4)、式(5)の関係式を設計条件 (550°C, 47 MPa) まで外挿した場合、パイプ材において $\Omega=65.4$, $\dot{\epsilon}_0=5.91 \times 10^{-8}$ /h が得られる。これらの数値を用いて式(3)から破断寿命を求めると、 $t_r=259,000$ h となる。一方、前述のように、Fig. 2 から推定される余寿命は $t_r=112,000$ h 程度と、 Ω 法による推定値の1/2以下となる。したがって、式(4)、(5)による外挿は非安全側の評価となることがわか

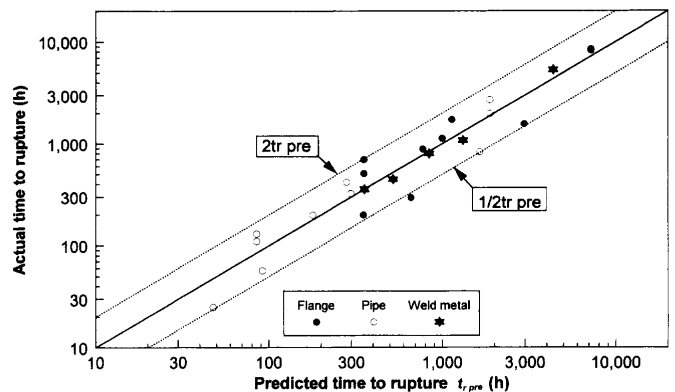


Fig. 10. Comparison of predicted lives using stress-temperature compensated Ω values with the actual lives in 1.25Cr-0.5Mo steel.

る。

本研究では、試験片本数に制限があるため低温側でのデータがなく、また、試験を行った温度範囲も比較的狭い。外挿時の誤差の原因として活性化エネルギー (Q, Q') などの定数と真値との差などが考えられるが、今後、低温側での検証が必要である。

本研究における Ω 法適用の主たる目的はクリープ歪の推定であるが、実プラントで稼働される機器に想定されるクリープ歪は、通常の加速試験で得られるものよりもかなり低い。実際、ASME Sec. III Subsection NHでは、压力容器の膜歪の制限を1%としており、余寿命評価のためには1%以下の低い歪に至る時間を精度良く推定する必要がある。

以上の観点より、機器の寿命を10万時間または25万時間とした場合のクリープ変形の Ω 法による推定を試みると以下の結果が得られる。

Fig. 8の関係から、10万時間および25万時間における $\dot{\epsilon}_0$ を、寿命および $\dot{\epsilon}_0$ に相当する Ω 値を式(3)から推定すると、これらの値はそれぞれ10万時間に対しては $\dot{\epsilon}_0=6.37 \times 10^{-8}$ /h, $\Omega=157$, 25万時間に対しては $\dot{\epsilon}_0=1.82 \times 10^{-8}$ /h, $\Omega=220$ と見積もられる。これらの数値を用いて得られた規格化クリープ曲線および本研究における実験結果をFig.

11に示す。前述したように、Ω値が高くなるにつれて変形量の低下が認められ、10万時間、25万時間寿命の材料に想定される歪は極めて小さい。10万時間の寿命の場合、1%歪に到達した時点での寿命消費率は80%となり、25万時間の場合では、1%歪の到達時で90%の寿命が消費されていることになる。Fig. 12に本研究で得られたΩ値と1%歪到達時の寿命消費率との関係を示す。本研究におけるΩ値の最大値は、溶接金属から得られた100であるが、この場合、1%歪到達時の寿命消費率は60%程度である。一方、Ω値が8.11と最小値をとるケースでは5%以下となる。1%歪到達時の寿命消費率は材料、試験条件で大きく異なり、Ω値と比較的良好な関係が認められる。上述したΩ=157、Ω=220に相当するケースでは、1%の歪到達時の寿命消費率はそれぞれ70%、80%程度となる。この結果をFig.11の結果と比べると、両者の見積もりはよく一致する。

ところで、高いΩ値が想定される場合においては1%歪到達時の寿命消費率が高いため、余寿命評価の観点からはさらに低い歪に対する推定精度が必要とされる。

そこで、Ω法による低歪領域の精度を確認した。式(4)、

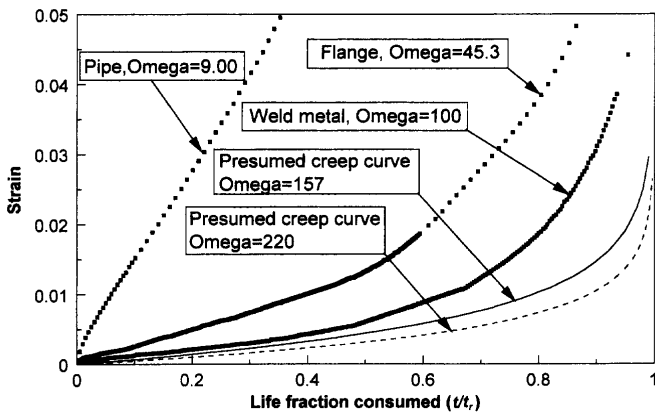


Fig. 11. Predicted creep curves with various magnitudes of Ω together with measured ones in 1.25Cr-0.5Mo steel.

式(5)によるΩおよびε₀を用いて算定した1%歪への到達時間については、ファクター・オブ2の精度で予測可能であった。次に、0.5%歪への到達時間 t_{0.5% pre} に対して同様の関係を求めた。歪量が0.5%に低下すると、到達時間の予測精度はFig.13に示すようにファクター・オブ2以下となる。Fig.13では、0.5%到達時間の増加とともに予測精度

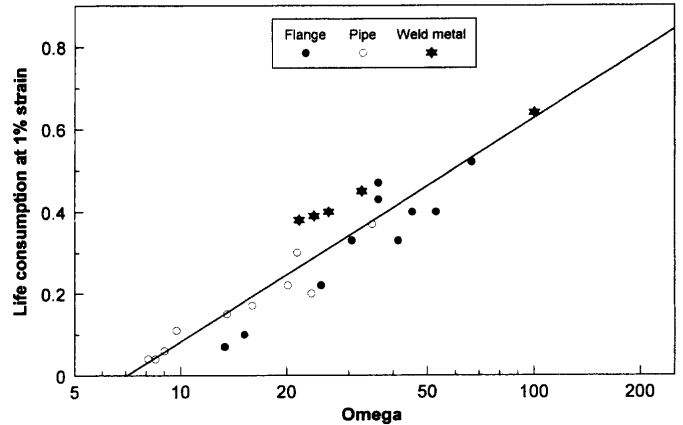


Fig. 12. Relationship between Ω and life consumption at 1% strain in 1.25Cr-0.5Mo steel.

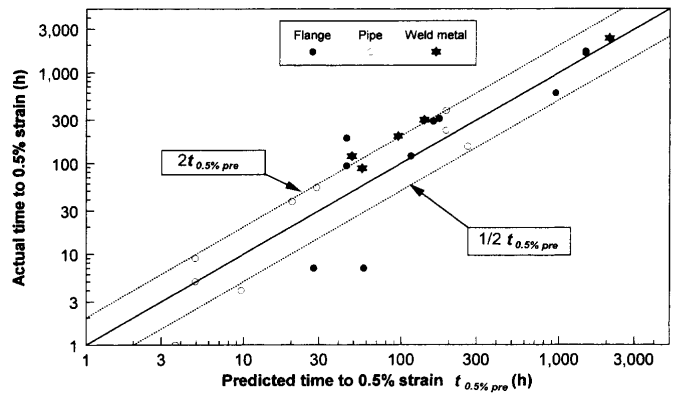


Fig. 13. Comparison of the predicted time to 0.5% strain by Ω values with the actual time to 0.5% strain in 1.25Cr-0.5Mo steel.

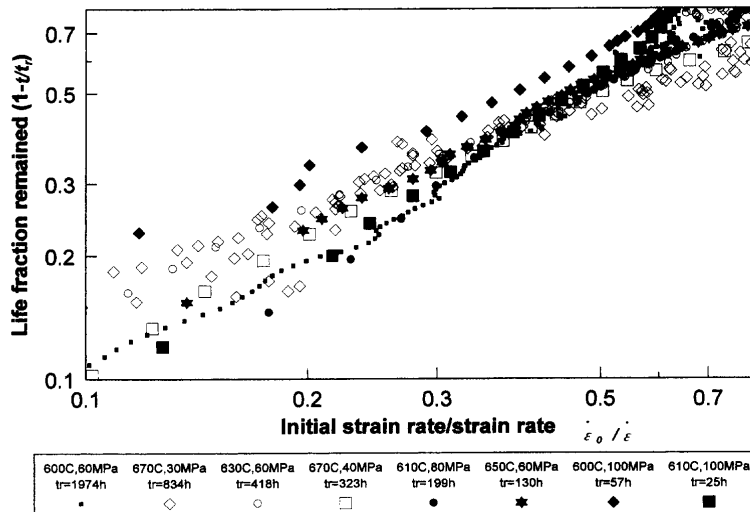


Fig. 14. Remained life fraction versus ε₀/ε.

が改善される傾向が認められるが、式(4)、式(5)で得られた関係式から実機稼動条件における微小歪を推定することには前述した低温側への外挿の問題もあり、大きな誤差をとまう可能性がある。

また、実プラントにおける機器は製作当初の寸法がわからないものがほとんどであり、酸化などによる寸法変化も無視できない。実装置に想定される歪は極めて小さく、実機における歪計測および精度の高い寿命予測は困難となる。

4.2 歪速度による余寿命評価の可能性

歪測定による寿命評価には上述したような問題点がある。そこで、歪の絶対値よりも敏感で測定が容易な歪速度と寿命消費率の関係を調べた。式(2)を微分して得られる歪速度は下式で表記できる。

$$\begin{aligned} d\epsilon/dt &= \dot{\epsilon} = 1/\Omega \times \dot{\epsilon}_0 \Omega / (1 - \dot{\epsilon}_0 \Omega t) \\ &= \dot{\epsilon}_0 / (1 - \dot{\epsilon}_0 \Omega t) = \dot{\epsilon}_0 / (1 - t/t_r) \end{aligned}$$

つまり、残存寿命率 $1 - t/t_r$ は、簡単な式(6)で表記できる。

$$1 - t/t_r = \dot{\epsilon}_0 / \dot{\epsilon} \dots \dots \dots (6)$$

Fig.14に、パイプ材における残存寿命率と仮想的初期歪速度と当時歪速度の比 ($\dot{\epsilon}_0/\dot{\epsilon}$) との関係を示す。式(6)で示される関係は、実験結果でよく再現できている。このことは、歪速度のモニタリングが余寿命評価の有効な手段となりうることを示唆している。実際、運転中の歪のモニタリングはすでに一部のプラントで行われており、ある程度の時間をかければ実機の歪速度および非破壊的な Ω 値の計測も可能であろう。材料劣化あるいは温度、応力などの環境因子の変化に対して最も敏感に反応するのは歪速度である。仮想的初期歪速度 $\dot{\epsilon}_0$ を Fig. 7 の Ω と $\dot{\epsilon}_0$ との関係から求めることにより、式(6)で示す歪速度の変化に注目したモニタリングも可能と考えられる。

5. 結論

実プラントで23年間(約18万時間)稼動された1.25Cr-0.5Mo鋼のクリープ挙動を調査し、以下の結論を得た。

(1) 設計寿命を2倍近く超過して運転された母材および溶接金属は、実運転で想定される応力に対し、いまだ十

分な余寿命を有していた。

(2) フランジ材、パイプ材、溶接金属の Ω 、 $\dot{\epsilon}_0$ を計測したが、同一試験条件において顕著な差が認められた。

(3) 温度、応力と関連付けた Ω 、 $\dot{\epsilon}_0$ により、本研究の測定範囲における破断寿命および1%歪到達時間をファクター・オブ2の精度で予測できた。このことは、 Ω 法がクリープ変形にともない応力が再配分される溶接継手などの有限要素法解析にも有効であることを示唆している。

(4) 3種の材料における破断時間、変形特性、クリープ延性といったクリープ特性と Ω 法におけるパラメーターとの間には、以下の関係が認められた。

Ω 値の増加にともない破断時間は増加し、変形量およびクリープ延性は低下する。

とくに、 Ω 値と変形能との関係は重要である。高い Ω 値が想定される実機では、1%の歪が発生した時点で寿命の大部分が消費されていると推定される。

(5) 仮想的初期歪速度と当時歪速度の比と残存寿命率には線形関係が認められる。実機に想定される低い歪を考えた場合、歪の絶対量から余寿命を評価することは難しいが、歪速度変化のモニタリングが可能であれば、有効な余寿命評価法になり得る。

文 献

- 1) N.Walker, D.Smith and S.Kimmins: Proc. of 6th Int. Conf. on Creep and Fatigue, IMechE, London, (1996), 341.
- 2) S.Fujibayashi and T.Endo: Proc. of 9th Int. Conf. on Creep & Fracture of Engineering Materials & Structures, The Institute of Materials, London, (2001), 603.
- 3) B.J.Cane, P.F.Aplin and J.M.Brear: *J. Press. Vess. Tech.*, **107** (1985), 147.
- 4) M.C.Askins: Proc. of Int. Conf. Life Assessment and Extension, Nederlands Institute voor Lastechniek, The Hague, (1988), 238.
- 5) T.Helmut: *Mater. Eval.*, **49** (1991), 123.
- 6) G.R.Stevick and I.Finnie: IUTAM Symp., Springer-Verlag, London, (1991), 629.
- 7) NRI Creep Data Sheet, No. 21B, NRI, Tsukuba, (1994).
- 8) J.D.Parker and G.C.Stratford: *Mater. High Temp.*, **13** (1995), 37.
- 9) R.Vithwanathan and R.D.Fardo: Ductility and Toughness Considerations in Elevated Temperature Service, ASME MPC, Vol. 8, ASME, New York, (1978), 11.
- 10) M.Prager: Service Experience and Reliability Improvement: Nuclear, Fossil and Petrochemical Plants, ASME PVP Vol. 288, ASME, New York, (1994), 401.
- 11) T.Endo and J.Shi: *Tetsu-to-Hagané*, **80** (1994), 795.
- 12) J.Shi and T.Endo: *Scr. Metall. Mater.*, **32** (1995), 1159.
- 13) J.Shi, K.Tai and T.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **81** (1995), 839.