異種金属電子ビーム溶接継手のクリープ・疲労強度とその推定[†]

岡崎 正 和* 武藤 睦 治* 池田 裕 二**

Creep-Fatigue Stength and Its Prediction of Dissimilar Metal Electron Beam Welded Joint

by

Masakazu OKAZAKI*, Yoshiharu MUTOH* and Yuuji IKEDA**

Creep-fatigue tests of dissimilar metal electron beam welded joint between A387 Gr. 22 steel and SUS316 steel (A387-SUS316) were carried out under strain-controlled cycling over the welded joint at a temperature of 873 K in air. The creep-fatigue life of A387-SUS316 was shorter than those of base metals. In order to discuss the creep-fatigue fracture behavior of A387-SUS316, the change of strain distribution with strain cycling was investigated by using the specimen on which heat-resisting Moiré grid was inscribed. A higher strain was produced on SUS316 side at the early stage of fatigue life, and the strain concentration occurred on A387 side during the subsequent strain cycling. It was also found that the hardness distribution was one of the most important measures on which the strain distribution was reflected. Furthermore, a new prediction method for creep-fatigue life of dissimilar metal welded joint was proposed by combining the inelastic analysis and strain range partitioning approach. The predicted creep-fatigue life approximately agreed with the experimental results.

Key words : Dissimilar metal electron beam welded joint, Creep-fatigue, Strain distribution, Life prediction, Strain range partitioning approach, Inelastic analysis

1 緒 言

高温機器に使用されている異種金属溶接継手においては、プラントの起動・停止あるいは負荷変動時の温度変化にともない、継手部材の熱膨張係数および熱伝導率の不均一から、溶接部近傍に大きな熱応力が発生し、その繰返しに起因して疲労破壊に至ることがある^{1)~8)}。この場合の破壊挙動は、継手部材の強度的不均一と金属学的不均質とが重畳されるため、また、溶接部近傍には複雑な分布を持った熱ひずみが発生するため、きわめて複雑である。このような問題に対処するため、溶接継手の一定温度下における疲労強度、すなわち、高温低サイクル疲労強度に関する研究が行われているが^{1)~8)}、実機溶接継手の設計等に重要なクリープ・疲労強度に関する情報はきわめて少なく^{5),8)}、したがって設計基準も明確でないのが現状であろう。

本研究では、上述のような破壊に関する基礎的な情報を得るため、異種金属溶接継手に生じる熱ひずみを機械的ひずみで代用させた高温低サイクル疲労実験を行った。すなわち、SUS316 鋼と A387, Gr. 22 鋼からなる異種金属電子ビーム溶接継手を対象として、一定温度下におけるひずみ制御のクリープ・疲労実験を

行い、その強度特性を調べた。また、単純重ね合せモデルによる非弾性解析とひずみ範囲分割法を組合せることにより異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命を推定する方法についても検討した。

2 実験方法

供試材は A387, Gr. 22 鋼 ($2 \cdot \frac{1}{2}\text{Cr}-1 \cdot \text{Mo}$ 鋼)、SUS316 鋼、およびこれらの材料からなる異種金属電子ビーム溶接継手である。以後、これらの母材をそれぞれ A387, SUS316 と、異種金属溶接継手を A387-SUS316 と略記する。各母材の化学成分および熱処理条件を Table I に示す。これらの材料を Table II に示す条件により電子ビーム溶接、溶接後熱処理し

Table I. Chemical compositions and heat treatments of base metals.

Chemical compositions (wt. %):

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
A387	0.14	0.03	0.54	0.006	0.006	—	2.38	1.04
SUS316	0.06	0.49	0.83	0.028	0.003	11.67	16.59	2.16

Heat treatment:

A387: 1203 K×80 min. A. C. …… 963 K×90 min. A. C.

SUS316: 1323 K×60 min. W. C. …… 963 K×90 min. A. C.

[†] 原稿受理 昭和63年3月22日 Received Mar. 22, 1988

* 正 会 員 長岡技術科学大学機械系 長岡市上富岡町, Department of Mechanical Engineering, Technological University of Nagaoka, Kamitomioka-cho, Nagaoka

** 学生会員 長岡技術科学大学大学院 長岡市上富岡町, Graduate Student, Technological University of Nagaoka, Kamitomioka-cho, Nagaoka

Table II. Conditions of electron beam welding and post weld heat treatment.

Electron beam welding condition :			
Welding voltage (KV)	Welding current (mA)	Welding speed (mm/min.)	Vacuum (torr)
150	250	550	$<10^{-4}$

Post weld heat treatment: 963 K×90 min. A. C.

Fig. 1. Geometry of specimen used (Dimensions in mm).

た継手から、Fig. 1 に示すような溶接金属（幅：約 4 mm）を標点部の中央に含み、その一部に平面部を有する直径 10 mm の丸棒試験片を採取した。なお、試験片中の各母材の圧延方向は疲労試験における負荷方向と一致している。

実験は、電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、温度 873K、大気中で、溶接金属を中央に含んだ継手全体の軸ひずみ制御（標点距離：20 mm）のもとで行った。用いたひずみ波形は、引張側と圧縮側のひずみ速度が $2 \times 10^{-3}/s$ の fast-fast 波形、および引張側と圧縮側のひずみ速度がそれぞれ $10^{-4}/s$ 、 $2 \times 10^{-3}/s$ の slow-fast 波形である。これらの波形は完全両振りの鋸歯状波形であり、ひずみ範囲は 1.5% から 0.35% 程度に変化させた。実験条件を Table III に示す。寿命は引張側の荷重が定常値の 3/4 に減少したときの繰返し数とした。

溶接継手表面のひずみ分布を測定するため、Fig. 1 に示した試験片標点部の平面部表面に 500 個/inch のモアレ格子を焼付け、電解研磨を行い耐熱モアレ格子とした。溶接継手における負荷方向のひずみ範囲、 $\Delta \varepsilon_z$ の分布は、これらのモアレ格子の幾何学的な間隔の変化から測定した。すなわち、まず、目的とする繰

Table III. Summary of test condition.

Specimen	Test temperature (K)	Strain range (%)	Strain wave shape*
A387	873	1.5, 1.0, 0.7, 0.5	fast-fast
		1.0, 0.7, 0.5	slow-fast
SUS316		1.5, 1.0, 0.7, 0.5	fast-fast
		1.5, 1.0, 0.5	slow-fast
A387-SUS316		1.0, 0.7, 0.5, 0.35	fast-fast
		1.0, 0.5, 0.4	slow-fast

* fast-fast: Tension side strain rate = $2 \times 10^{-3}/\text{sec}$.Compression side strain rate = $2 \times 10^{-3}/\text{sec}$.slow-fast: Tension side strain rate = $10^{-4}/\text{sec}$.Compression side strain rate = $2 \times 10^{-3}/\text{sec}$.

Fig. 2. Hardness distribution of A387-SUS316 before creep-fatigue test.

返し数の最大圧縮ひずみに達した後に除荷し、継手表面のモアレ格子 10 個分の間隔 l_c の分布を測定した。つぎに、最大引張ひずみに達するまで再負荷、除荷を行い、モアレ格子間隔 l_t の分布を測定し、 l_t 、 l_c の値から次式により $\Delta \varepsilon_z$ の分布を求めた。

$$\Delta \varepsilon_z = (l_t - l_0) / l_0 + (l_0 - l_c) / l_0 + \Delta \sigma / E \quad (1)$$

ここで l_0 は試験前のモアレ格子 10 個分の間隔であり、 $\Delta \sigma$ 、 E は応力幅、縦弾性係数である。

3 異種金属溶接継手のクリープ・疲労破壊特性

3・1 溶接継手の硬さ分布

Fig. 2 に A387-SUS316 の溶接後熱処理後の硬さ分布を示す。A387-SUS316 における溶接金属部の硬さは各母材部のそれらに比べて高い。また、A387 母材部の硬さは SUS316 母材部のそれより高い。

本研究に供した A387, SUS316 はそれぞれ繰返し軟化、硬化挙動を示した。このような各母材の特性を反映し、A387-SUS316 の硬さ分布は繰返しとともに変化した。その代表例を Fig. 3, 4 に示す。なお、これらの図中の I は各母材部における硬さのばらつき範囲を表わしている。これらの図より、fast-fast, slow-fast 両波形下において、各母材部の硬さの大小関係は繰返し途中で処女試験片のそれと反転することが

Fig. 3. Variation of hardness on base metal sides with fast-fast strain cycling ($\Delta \varepsilon_t = 1.0\%$).

Fig. 4. Variation of hardness on base metal sides with slow-fast strain cycling ($\Delta\epsilon_t=0.4\%$).

Table IV. Summary of N_e and N_{H_v} .

$\Delta\epsilon_t$ (%)	fast-fast		slow-fast	
	N_e^*/N_t (%)	$N_{H_v}^*/N_t$ (%)	N_e^*/N_t (%)	$N_{H_v}^*/N_t$ (%)
1.00	0.03~0.30	0.03~0.30	0~0.05	0~0.05
0.70	0.40~0.60	0.40	—*	—*
0.50	—*	—*	—*	—*
0.40	—*	—*	0.20~0.30	0.20~0.30
0.35	0.60~0.90	none*	—*	—*

N_e : Intersection cycle of ϵ_s on both base metals side.

N_{H_v} : Intersection cycle of H_v on both base metals side.

—: Not examined.

none: No intersection.

わかる。各母材部の硬さの大小関係が反転するときの繰返し数 N_{H_v} を寿命 N_t で無次元化して Table IV に示す。Fig. 3, 4 中には各母材試験片における硬さの変化も破線で示してあるが、同一ひずみ範囲における SUS316 母材の硬さと A387-SUS316 中の SUS316 の硬さを比較すると、前者は後者より高い。また、SUS316 の最終硬さは高ひずみ範囲ほど高い。以上のことは、A387-SUS316 において、繰返しの大部分の期間中 A387 側がひずみの大部分を負担したため、SUS316 側は小さなひずみの繰返ししか受けなかったことを示唆している。

3・2 クリープ・疲労寿命特性

Fig. 5 に各母材および A387-SUS316 のひずみ範囲と疲労寿命の関係を示す。fast-fast, slow-fast 両波形下における各試験片の寿命を比較すると、SUS316 の寿命は A387 の寿命より長いこと、および、A387

Fig. 5. Creep-fatigue life properties.

Table V. Material constants in $\Delta\epsilon_{ij} - N_{ij}$ relationship of base metals.

	fast-fast		slow-fast	
	α	C_1	γ	C_2
A387	0.606	0.420	1.307	19.50
SUS316	0.770	1.292	0.547	0.108

$$\Delta\epsilon_{pp} \cdot N_{pp}^\alpha = C_1, \quad \Delta\epsilon_{cp} \cdot N_{cp}^\gamma = C_2$$

Fig. 6. Macroscopic photograph of failed A387-SUS316.

-SUS316 の寿命は対応する各母材のそれらに比べ短くなることがわかる。また、slow-fast 波形下の各試験片の寿命は fast-fast 波形下のそれらに比べ低下している。ひずみ範囲分割法と Interaction damage rule¹⁰⁾

$$1/N_t = \sum (F_{ij}/N_{ij}) \quad i, j = c, p \quad (2)$$

を用いて評価した各母材の $\Delta\epsilon_{ij} - N_{ij}$ 関係を

$$\Delta\epsilon_{pp} \cdot N_{pp}^\alpha = C_1, \quad \Delta\epsilon_{cp} \cdot N_{cp}^\gamma = C_2 \quad (3)$$

と表示したときの材料定数 α , γ , C_1 , C_2 の値を Table V に示す。

Fig. 6 に A387-SUS316 の破損写真を示す。破損箇所を理解し易くするため、図中には最終的に最も大きなき裂が存在した箇所が矢印により示されている。fast-fast 波形下において、ひずみ範囲が 1.0%, 0.35% の場合には A387 側の溶接ボンド部で、0.7%, 0.5% の場合には A387 母材部で最も大きなき裂が発生している。なお、このような試験片の縦断面観察結果によれば、前者のひずみ範囲下では A387 母材部にも、後者のひずみ範囲下では溶接ボンド部にも数ミリメートル程度のき裂が認められた。したがって、fast-fast 波形下においては、その破損箇所に特定のひずみ範囲依存性はないと考えられる。一方、slow-fast 波形下の場合、すべて A387 母材部で破損している。なお、破損後の縦断面観察結果によれば、slow-fast, fast-fast 両波形下とも SUS316 側には全くき裂の発生は認められなかった。また、破面観察結果によれば、fast-fast 波形下においては striation をともなう粒内破壊であり、slow-fast 波形下においては粒界破壊であった。

3・3 ひずみ分布測定結果

前項で示した A387-SUS316 の破壊挙動を検討す

Fig. 7. Strain distribution in A387-SUS316 with fast-fast cycling ($\Delta\epsilon_1=1.0\%$).

るため、溶接継手表面の負荷方向のひずみ範囲、 $\Delta\epsilon_2$ の分布を測定した。A387-SUS316におけるひずみ分布測定結果の代表例を fast-fast 波形下の場合について Fig. 7 に示す。Fig. 7 より、繰返し初期には SUS316 側に大きなひずみが生じているが、中期から後期にかけては A387 側に大きなひずみが生じていることがわかる。すなわち、A387-SUS316 のひずみ分布は、A387, SUS316 がそれぞれ繰返し軟化、硬化挙動を示すことを反映し、繰返しとともに変化する。また、溶接金属にはほとんどひずみが生じていない。上述のような挙動はほとんどの実験条件下の A387-SUS316 において認められた。Fig. 7 のような結果から得られた繰返しにともなう A387, SUS316, および溶接金属部における平均ひずみ範囲の変化の代表

Fig. 8. Variation of average strain range on both base metal sides with fast-fast cycling ($\Delta\epsilon_1=1.0\%$).

Fig. 9. Variation of average strain range on both base metal sides with slow-fast cycling ($\Delta\epsilon_1=0.4\%$).

例を Fig. 8, 9 に示す。なお、これらの図中の 2 本の破線については 4 節で述べる。Fig. 8, 9 より、本研究に供した A387-SUS316 のひずみ分布は繰返しとともに変換することが明らかである。このような測定結果から得られた A387 側と SUS316 側におけるひずみ範囲の平均値の大小関係が反転するときの繰返し数 N_e を Table IV に示す。Table IV より、低ひずみ範囲下に比べ高ひずみ範囲下の方が、また、fast-fast 波形下に比べ slow-fast 波形下の方が、より早期に各母材部に生ずるひずみ範囲の大小関係の反転が生じることがわかる。

3・4 異種金属溶接継手の破壊挙動の特徴

前項まで得られた実験結果から、A387-SUS316 の破壊挙動に関し以下の特徴が見出される。第 1 に、A387-SUS316 の寿命は各母材のそれらに比べて短く、A387 側で破損したが、これは、1 つ目には A387 の寿命が SUS316 のそれより短いからであり、2 つ目には繰返しの大部分で A387 側にひずみ集中が生じるからである (Fig. 5 ~ Fig. 9, Table IV)。第 2 に、ひずみ分布と硬さ分布の間には、fast-fast, slow-fast 両波形下とも、良い対応関係がある。具体的には、Fig. 3, 4 および Table IV に示したように、A387 側の硬さが SUS316 側のそれより低くなる時の繰返し数は、A387 側に大きなひずみが生じる時の繰返し数とほぼ対応している。また、相対的に常に硬さが高い溶接金属にはほとんどひずみが生じていない (Fig. 7)。したがって、硬さ分布からひずみ分布の概略が推定されると期待される。ただし、この場合、処女継手の硬さ分布だけでは不十分であり、繰返しに伴う硬さ分布の変化も把握する必要があることに留意すべきであろう。なお、上述のような硬さ分布とひずみ分布の関係は、fast-fast 波形下より slow-fast 波形下の方が良い対応関係を有しているようである。

4 異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命推定

4・1 異種金属溶接継手の簡素化と寿命推定方法の概略

本研究の主目的の 1 つは、異種金属溶接継手を構成する各母材のクリープ・疲労強度特性から異種金属溶接継手のクリープ・疲労強度を簡便に推定することにある。このような目的から、Fig. 10 に模擬的に示すように、異種金属溶接継手を各母材、 q , r の 2 要素からなると近似し、ひずみ範囲分割法を用いて異種金

*1 より正確には、溶接金属を含めた 3 要素により近似する必要がある。一方、異種金属溶接継手の寿命推定のためには溶接金属の変形抵抗等の情報が不可欠であるが、本研究で対象としている電子ビーム溶接継手における溶接金属の幅は小さく、溶接金属単体を取り出してこれらの情報を得ることはきわめて困難である。そこで、本研究では溶接金属のこれらの特性は SUS316 母材と同等であるとした。

Fig. 10. Simple model used for life prediction.

属溶接継手のクリープ・疲労寿命を簡便に推定する方法について検討した。なお、以下に示す推定方法においては、溶接部近傍の塑性拘束の影響やそれに伴う応力の多軸性を無視しているが、本研究では簡便さに主眼を置いた。

Fig. 10 のように簡素化した異種金属溶接継手において、本研究のような継手全体のひずみ制御下のクリープ・疲労実験下では、(i) 各母材部の応力幅、 $\Delta \sigma_q$ 、 $\Delta \sigma_r$ は等しい (ii) 各母材の変位幅の和は継手全体の変位幅に等しい (iii) 各母材部の引張側の変位速度の和は継手全体の変位速度に等しい (iv) 1 サイクル中の引張側の時間は各母材において等しく、この値は実

験で設定した継手全体の引張側の時間にも等しいことから、次式が満足されなければならない (Fig. 10 参照)。

$$\Delta \sigma_q = \Delta \sigma_r \quad (4)$$

$$\Delta \epsilon_q l_q + \Delta \epsilon_r l_r = \Delta \epsilon_t (l_q + l_r) \quad (5)$$

$$\dot{\epsilon}_q l_q + \dot{\epsilon}_r l_r = \dot{\epsilon}_t (l_q + l_r) \quad (6)$$

$$\Delta \epsilon_q / \dot{\epsilon}_q = \Delta \epsilon_r / \dot{\epsilon}_r = \Delta \epsilon_t / \dot{\epsilon}_t \quad (7)$$

これらの式中の $\Delta \epsilon_t$ 、 $\dot{\epsilon}_t$ は実験で設定した継手全体のひずみ範囲、および引張側のひずみ速度であり、 $\Delta \epsilon_q$ 、 $\Delta \epsilon_r$ および $\dot{\epsilon}_q$ 、 $\dot{\epsilon}_r$ は、それぞれの母材部におけるひずみ範囲および引張側のひずみ速度である。また、 l_q 、 l_r は継手に占める q 、 r 材の長さである。本研究では、上述の条件が満足されるように単純重ね合せモデルによる非弾性解析¹¹⁾を行い、異種金属溶接継手中の各母材部に生ずるひずみ範囲を計算し、それらの情報とひずみ範囲分割法を組合せ異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命の推定を行った。なお、厳密には各母材の繰返し硬化・軟化特性を考慮に入れた非弾性解析を行うべきであるが、本研究の主対象である slow-fast 波形下においては、繰返しの初期から A387 側にひずみ集中が生じ、ひずみ分布の変化が顕著でなかったことから (Table IV 参照)、本研究では簡便的に 1 サイ

Fig. 11. Flow chart of inelastic analysis.

Table VI. Summary of material constants used for life prediction.

	C_3	n	A_1	n_1	m_1	A_2	n_2
A387	869.8	0.106	5.887×10^{-15}	4.578	0.410	3.051×10^{-21}	6.444
SUS316	1925	0.205	7.670×10^{-17}	4.642	0.561	2.404×10^{-27}	7.812

$$\Delta\sigma \text{ at } N_f/2 = C_3(\Delta\epsilon_p)^n, \quad \epsilon_c = A_1\sigma^{n_1}t^{m_1} + A_2\sigma^{n_2}t$$

$$\Delta\sigma, \sigma: \text{MPa} \quad \Delta\epsilon_p, \epsilon_c: \text{mm/mm} \quad t: \text{sec.}$$

クル分の解析を行い、各母材部に生じるひずみ範囲を計算した。

4・2 クリープ・疲労寿命の具体的な推定手順

各母材部に生じるひずみ範囲の計算過程を Fig. 11 に、寿命推定の具体的手順を以下に示す。

第1ステップ: 実験より求めた各母材の fast-fast 波形下の $N_f/2$ (N_f : 疲労寿命) における応力-ひずみ関係を、塑性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_p$ の関数として次式で近似する。

$$\Delta\sigma = C_3(\Delta\epsilon_p)^n \quad (8)$$

上式中の C_3 , n は材料定数であり、3節の結果から得られたこれらの値を Table VI に示す。一方、各母材の単軸負荷下におけるクリープ変形特性を

$$\epsilon_c = A_1\sigma^{n_1}t^{m_1} + A_2\sigma^{n_2}t \quad (9)$$

と近似する。ここで、 A_1 , A_2 , n_1 , n_2 , m_1 は材料定数であり、本研究では、ほぼ同一の熱処理を施した同鋼種材料に対して同一試験温度で得られた結果を引用して (A387 に対しては本学会、高温強度部門委員会、非弾性解析ワーキンググループの共通試験で¹¹⁾、SUS316 に対しては金属材料技術研究所で得られた特性) これらの定数を求めた (Table VI)。

第2ステップ: 単純重ね合せモデルに従い、全ひずみ増分 $d\epsilon$ は、弾性ひずみ増分 $d\epsilon_e$ 、塑性ひずみ増分 $d\epsilon_p$ 、クリープひずみ増分 $d\epsilon_c$ の和で表わされるとす¹¹⁾る。

$$d\epsilon = d\epsilon_e + d\epsilon_p + d\epsilon_c \quad (10)$$

$$d\epsilon_p = d\sigma/H \quad d\epsilon_c = (\dot{\epsilon}_c/\sigma) \sigma dt \quad (11)$$

式(11)中の H は応力-塑性ひずみ曲線の勾配、 σ は相当応力、 $\dot{\epsilon}_c$ は相当クリープひずみ速度である。詳細は文献11)と同様である。式(8)~(11)を用いて1サイクル分の非弾性解析を行い、slow-fast 波形下の各母材のヒステリシスループを計算する。この場合の各母

Table VII. F_{cp} on each base metal side in slow-fast cycling obtained by inelastic analysis.

Total strain range (%)	$\Delta\epsilon$ (%)		$F_{cp} = \Delta\epsilon_{cp}/\Delta\epsilon_{in}$	
	on A387	on SUS316	on A387	on SUS316
1.0	1.813	0.458	0.686	0*
0.5	0.657	0.395	0.366	0*
0.4	0.464	0.357	0.214	0*

* 0 represents F_{cp} not more than 0.001.

Fig. 12. Comparison between predicted life and experimental result.

材部におけるひずみ速度は式(6)が満たされるように適当な初期値を選ぶ。この計算過程は Fig. 11 中のループ①に対応しており、詳細は文献11)と同様である。第3ステップ: 式(4), (5)が満足されるように各母材部に生じるひずみ範囲を求める。

第4ステップ: 第3ステップで求めたひずみ範囲と第2ステップで与えたひずみ速度が式(7)を満足するかどうか判定する。満足しない場合には、各母材部のひずみ速度を微小量変化させ、満足するまで第2, 3ステップの計算を繰返し、各母材部のひずみ範囲とヒステリシスループを計算する。この計算過程は Fig. 11 中のループ②に相当する。

第5ステップ: 第4ステップまでに得られた計算から各母材部の非弾性ひずみ範囲および Interaction damage rule (式(2)) 中の F_{ij} を計算し、それらを式(2), (3)に代入し、各母材の寿命を推定する。より短い方の寿命が継手の推定寿命であり、継手はより短い寿命を示した材料側で破損すると予想される。これらの計算には、Table V で示した各材料定数を用いた。

4・3 寿命推定結果

以上の手順により得られた A387-SUS316 における各母材部のひずみ範囲の計算結果の代表例を Fig. 8, 9 中に破線で示す。なお、fast-fast 波形下に対しては、非弾性解析の際のクリープひずみ増分の項 (式(10) 参照) を無視することにより計算されたものである。本研究では母材の繰返し硬化、軟化挙動を考慮に入っていないため、たとえば Fig. 7 に示したような繰返しに伴うひずみ分布の変化は計算されていないが、計算を行った $N_f/2$ 近傍の各母材部におけるひずみ範囲は、ある程度の精度で予測されていることがわかる。4・2

節の手順により計算された式(2)中の F_{cp} の値を slow-fast 波形下の場合について Table VII に示す。また、これらの値を用いて得られた推定寿命と実測寿命の比較を Fig. 12 に示す。Fig. 12 より、fast-fast, slow-fast 両波形下に対し、推定寿命は比較的良好な精度で実測寿命と一致することがわかる。また、破損箇所もすべて A387 側と予測され、実験結果と一致した。したがって、本研究で提案した推定方法は、比較的簡便に異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命を推定できる手法としてはほぼ妥当なものと言えよう。なお、fast-fast 波形下の推定寿命は常に安全側の推定寿命を与えているが、この原因の1つは、各母材の繰返し硬化、軟化挙動を無視したことに起因して、たとえば Fig. 7 に示したような fast-fast 波形下の繰返しの前半における SUS316 側に生ずるひずみ集中を無視したことによるものと思われる^{*2}。一方、本研究で提案した異種金属溶接継手の寿命推定方法においては、母材のクリープ・疲労強度特性とクリープ変形特性を必要とし、推定に必要な材料定数の数が比較的多いものとなっている。しかし、これらの情報については現在急速にデータベース化が進められており、本推定法における上述のような難点は解消されるものと期待される。

5 結 言

SUS316 鋼と A387, Gr. 22 鋼 ($2 \cdot \frac{1}{4}\text{Cr}-1 \cdot \text{Mo}$ 鋼) からなる異種金属電子ビーム溶接継手の一定温度下、ひずみ制御下におけるクリープ・疲労強度特性を調べるとともに、その破壊挙動についても検討した。また、単純重ね合せモデルによる非弾性解析とひずみ範囲分割法を組合せることにより、異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命を簡便に推定する方法についても検討した。

その結果、以下の結論を得た。

(1) A387-SUS316 のクリープ・疲労強度は、A387, SUS316 各母材のそれらに比べ低下する。これは、繰返しの大部分を通じ、相対的に低いクリープ・疲労強度を示す A387 側にひずみ集中が生じ、そこで破損するためである。

(2) 硬さ分布はひずみ分布を反映している重要な指標の1つである。すなわち、A387, SUS316 がそれ

ぞれ繰返し軟化、硬化挙動を示すことを反映し、A387-SUS316 のひずみ分布は繰返しとともに変化した。A387 側により大きなひずみが生じるときの繰返し数は、A387 側の硬さが SUS316 側のそれより低下するときの繰返し数とほぼ対応した。

(3) 単純重ね合せ法による非弾性解析とひずみ範囲分割法を用いて、異種金属溶接継手のクリープ・疲労寿命を推定する方法を提案した。本研究に供した異種金属溶接継手に対して、本推定方法により比較的良好な寿命推定を行うことができた。

本研究の遂行にあたり昭和 62 年度文部省科学研究費(奨励研究(A))の援助を受けた。また、溶接継手の製作に対し、石川島播磨重工(株)技術研究所、貝原正一郎氏を始めとする関係各位の協力を得た。記して謝意を表する。

(昭和62年12月17日 第25回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) R. L. Klueh, J. F. King and J. L. Griffith, Welding J., **62**, 154-S (1983).
- 2) C. D. Lundin, Welding J., **16**, 58-S (1982).
- 3) 清水茂樹, 池本喜和, 材料, **28**, 441 (1979).
- 4) 野中 勇, 北川正樹, 大友 暁, 材料, **31**, 578 (1982).
- 5) 野中 勇, 北川正樹, 大友 暁, 和田雄作, 材料, **35**, 229 (1986).
- 6) 岡崎正和, 武藤睦治, 田畑正義, 畠山孝一, 伊藤義康, 材料, **36**, 281 (1987).
- 7) 岡崎正和, 武藤睦治, 山口正夫, 伊藤義康, 材料, **36**, 286 (1987).
- 8) 岡崎正和, 武藤睦治, 矢田敏夫, 山口正夫, 材料, **36**, 1239 (1987).
- 9) 島田平八, 小幡充男, 非破壊検査, **22**, 627 (1973).
- 10) S. S. Manson, ASTM STP 520, 658 (1973).
- 11) 日本材料学会高温強度部門委員会非弾性解析ワーキンググループ, “ $2 \cdot \frac{1}{4}\text{Cr}-1 \cdot \text{Mo}$ 鋼の高温における非弾性構成式と寿命評価に関する共同研究, I 部”, p. 93 (1986) 日本材料学会.
- 12) 金属材料技術研究所データシート, NRIM/CDS/No.6B (公表予定).

*2 その他の原因として、溶接金属近傍の塑性拘束の影響を無視したこと、溶接金属の変形抵抗およびクリープ・疲労強度特性は SUS316 母材と同等であると近似したことが考えられる。