パルセイティングストレスクリープ特性に関する研究 (II)*

—1Cr-1/2 Mo 鋼およびその溶接継手の破断特性について—

渡辺 正紀** 小川 清六***

A Study of Pulsating Stress Creep Characteristics (II)*

—Rupture properties of 1Cr-1/2 Mo steel and their welds—

by Masaki Watanabe** and Seiroku Ogawa***

Abstract

The previous report⁽¹⁾ has shown the rupture characteristics of mild steel at 450°C under the stress conditions of a relatively small pulsating stress being superimposed on the static tensile stress which is sufficient to produce a creep rupture.

The work described in this paper is concerned with the rupture properties of 1Cr-1/2 Mo steel and their welds at 550°C under the similar conditions of stress to those mentioned above.

The amplitude-to-mean stress ratios A (σ_a/σ_m) selected for this experiment were 0(static), 10, 20 and 40%.

The results obtained are summarized as follows:

1. The mean stress versus time for rupture diagram in log-log plots showed that the rupture life decreased with an increasing stress amplitude ratio A and the static stress rupture had the longest life.

2. The stress-rupture diagram plotted on the basis of maximum (crest) stress in the stress cycle in view of fatigue behavior showed that the rupture life increased with an increasing stress ratio A and the static stress rupture had the shortest life, being incompatible with fatigue behavior.

3. Rupture characteristics under pulsating stress were investigated from creep behavior by the same method of analysis as reported in previous paper⁽¹⁾. The superposition of alternating stress resulted in a decline of rupture strength, supposedly due to the dynamic effect, for the base metal but in no decline in the welded joint except for the short-life tests.

4. Ductilities of test specimen, determined by true strain at the fractured section, did not show remarkable difference in static and pulsating stress rupture between base metal and welded joint.

Welded joint showed lower ductilities than base metal.

5. There was no remarkable difference in situation of fracture in welded specimens between static and pulsating stress rupture. Most of their fractures occurred at the base metal adjoining the heat affected zone in short-life test and approached the deposit metal with an increase of rupture life.

1. 緒 言

高温下でクリープ挙動が顕著にあらわれるような引張り応力に、比較的小さい繰り返し応力が脈動的に重畳されるいわゆるパルセイティング ストレス下の材料の変形ならびに破断に関する一連の研究を行なうに当たって、まずその基礎研究として、前報¹⁾で軟鋼に対して450°Cで行なった実験の結果を報告した。それによるとパルセイティング ストレスの平均応力 σ_m に対する応力振幅 σ_a の比 σ_a/σ_m であらわされる応力比が30%てい

どといったように、片振り疲れに比べて比較的小さい場合、その破断がパルセイティング ストレスによる静的なクリープ損傷の累積によって起こると仮定して求めた等価静応力 σ_{eq} をパルセイティング ストレス下の材料の破断強度とすると、静クリープ破断強度にはほぼ等しくなり、両者の応力-破断時間線図は比較的良好一致するという結果が得られた。このことから、軟鋼では、450°Cといった高温でクリープ現象が顕著にあらわれる条件下では、静応力に応力比 σ_a/σ_m が30%ていどのパルセイティング ストレスが重畳されても、その破断挙動を支配するものは主としてクリープ挙動であると考えられるのであって、繰り返し応力による疲れ挙動あるいは動応力の影響、たとえば応力繰り返しに伴う過渡的な歪あるいは損傷の累積といったようないわゆる静的

* 原稿受付 昭和43年1月22日 (39年度溶接学会春季大会にて発表)

** 正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering
Osaka University

*** 正 員 大阪府立大学工学部 Member, University of
Osaka Prefecture

クリープ損傷以外の損傷の影響はほとんど認められないことが明らかにせられた。

本報では高温用材料として広く用いられている 1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼およびその溶接継手について、550°C において同様な実験を行ない、軟鋼に比べて静クリープ抵抗が高いともくされている Cr-Mo 鋼が、パルセイティング ストレス下でどのような破断特性を示すかをみるとともに、軟鋼と比較して、その破断特性に異なるところがあるかどうかを検討した。また溶接継手に対する実験から、溶接継手の破断特性を求め、母材のそれと比較するとともに、パルセイティング ストレスが溶接部に対してどのような影響を及ぼすか、すなわち溶接継手のパルセイティング ストレス下の破断が、とくにその破断寿命あるいは破断位置からみて、静クリープ破断と異なるところがあるかどうかを検討した。この場合溶接前後の熱処理によって溶接部の組織が改善され母材のそれに近くなると、パルセイティング ストレスに対する溶接の影響をみるうえにあまり効果がないと考えられるので、第一着手としてとくに溶接のままの試験片だけについて実験を行なった*。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は Table 1 に示すような組成の 1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼で、本実験用として 1 m $\times$ 10 cm $\times$ 13 mm の寸法にとくに圧延されたものをあらかじめ 930°C 45 分加熱後 150°C/h の冷却速度で炉冷の熱処理を施したのち使用した。

Table 1 Chemical composition of Cr-Mo steel

Elements %							
C	Si	Mn	Cr	Mo	Cu	P	S
0.12	0.29	0.58	0.90	0.47	0.12	0.011	0.020

2.2 母材試験片

母材試験片は、静クリープ、パルセイティング ストレス クリープ両試験とも、Fig. 1 に示すような形状のクリープ試験片を板の圧延方向に採取した。

Fig. 1 Test specimen

2.3 溶接継手試験片

溶接継手試験片は、母材を圧延方向に、約 70 mm、そ

れと直角方向に約 100 mm の大きさに切り出したものを 2 枚突き合わせ溶接した溶接継手から採取した。溶接継手の形状ならびに試験片の採取位置は Fig. 2 に示すとおりである。

Fig. 2 Joint design and location of test specimen

溶接は Table 2 に示すような組成の 1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼用被覆アーク溶接棒を用い手動アーク溶接で行なった。溶接条件はつぎのとおりである。

Table 2 Chemical composition of welding rod used

Elements %						
C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S
0.09	0.22	0.40	1.05	0.50	0.015	0.005

層数：6 層，溶接電流：{ 1～5 層 180 Amp
最終層 160 Amp

なお溶接継手試験片の形状寸法は母材試験片とまったく同様であるが、試験片平行部中心に溶接部がくるように、また平行部における母材部と、熱影響部を含めた溶接部の寸法比率がほぼ 1 : 1 になるようにしている。

2.4 実験方法

1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼の最高使用温度は一般に 500°C ぐらいまでとされているが、本実験では、クリープ現象が顕著にあらわれて、比較的短時間で破断が起るようになり、実験温度を 550°C とした。母材ならびに溶接継手について、静クリープ破断試験およびパルセイティング ストレス クリープ破断試験を行ない、各応力に対する破断時間を求めるとともに途中のクリープ歪量も測定した。

パルセイティング ストレス クリープ試験の場合は、繰返し応力の平均応力 σ_m に対する応力振幅 σ_a の比

* 溶接後の熱処理を行なったものについては別に報告する予定である。

σ_a/σ_m であらわされる応力比 A が10, 20, 40%の3種類について実験を行なった。応力繰り返し速度は軟鋼の実験と同様 380 r.p.m である。

使用試験機は筆者らが試作したパルセイティング ストレス クリープ試験機である。

3. 実験結果ならびに考察

前報の軟鋼に対する実験と同様な観点にたつて本実験結果の検討ならびに考察を試みる。

3.1 母材の破断特性について

3.1.1 繰り返し応力の平均応力 σ_m による静クリープ破断特性との比較

パルセイティング ストレス下の材料の破断において、脈動的な繰り返し応力が材料の破断寿命にどのような影響を及ぼすかをクリープ挙動の見地から検討し、静クリープ破断特性と比較するに当たって問題となるのは、比較基準応力として、パルセイティング ストレスのどの値をとるかということである。すなわち、前報でものべたように、静クリープにおける破断寿命は応力の指数関数としてあらわされるから、本実験のように、正弦波状のパルセイティング ストレスをうける材料では、その平均応力 σ_m を境として、それ以上の応力によるクリープ挙動あるいはクリープ損傷は、それ以下の応力による場合よりも、指数関数的に加速されるから、パルセイティング ストレス下の静的クリープ挙動を代表するは応力パルセイティング ストレスの平均応力 σ_m とはならない。したがって静クリープ破断特性と比較する場合、比較基準応力として平均応力 σ_m をとることにはあまり意味がないわけであるが、ある応力を基準として、応力振幅 σ_a が零の静クリープに対して、応力振幅 σ_a を順次大きくしていったときの破断寿命がどのように変わるかを現象論的に考察するのに便利である。

このような観点から、軟鋼の実験の場合と同様パルセイティング ストレスによって破断したものについては平均応力 σ_m —破断時間の関係を両対数値をとって求め、その破断特性を静クリープのそれと比較したのが

Fig. 3 Mean stress versus time to rupture diagram

Fig. 3 である。Cr-Mo鋼も軟鋼とまったく同様な傾向を示し、静クリープの応力—破断時間線図と同様、パルセイティング ストレス下のそれも、応力比 A をパラメータとしておのおの一本の直線であらわされ、各直線はいずれも静クリープの直線とほぼ平行となるようであるが、応力比 A の大きいものほど静クリープに比べて急激に破断寿命が低下している。すなわち、静引張り応力に繰り返し応力を脈動的に重畳させたときの破断寿命を繰り返し応力の大きさとの関係においてみると、繰り返し応力の平均応力 σ_m 一定で静クリープさせたときの破断寿命がもっとも大きく、応力振幅が大きいものほど破断寿命が著しく低下することがわかる。

3.1.2 繰り返し応力の最大応力 σ_{max} による静クリープ破断寿命との比較

Fig. 4 は疲れ挙動の観点から、繰り返し応力の最大応力 σ_{max} と破断時間の関係を両対数値をとって図示したものである。軟鋼の特性と同様、パルセイティング ストレス下の破断寿命はいずれも最大応力 σ_{max} で静クリープさせたときよりも長くなり、しかも応力比 A が大きいものほど破断寿命が大きくなっている。これはクリープ挙動の観点からすると、最大応力が等しければ応力比の大きいものほど平均応力も小さくなるから、最大応力 σ_{max} 一定で静クリープさせたときの破断寿命よりも長くなるのは当然のことであるが、疲れ挙動の見地からすれば、応力振幅の大きいものほど破断寿命が長くなるという矛盾した結果となっている。

Fig. 4 Maximum stress versus time to rupture diagram

3.1.3 クリープ挙動の見地からした静クリープ破断との比較

以上のような結果からすれば、550°C の Cr-Mo 鋼の場合、応力比 A が40%でいどといった比較的小さいパルセイティング ストレス下の破断に対しては、クリープ挙動が支配的なようである。したがってクリープ挙動

の見地からその破断特性を検討し、静クリープ破断特性と比較してみる。

前報でのべたようにパルセイティング ストレス下の破断は繰り返し応力による静的クリープ損傷の累積によって起こると仮定し、この静的クリープ挙動を代表する応力すなわちパルセイティング ストレス下の破断の静クリープ破断に対する等価静応力 σ_{eq} を求め、この等価静応力 σ_{eq} と破断時間の関係から静クリープ破断特性と比較したのが Fig. 5 である。パルセイティング ストレスによって破断したものはいずれも破断時間が短いところでは静クリープ破断寿命とそれほど変わらないが、破断時間が長いものでは明らかに静クリープよりも破断寿命が低下している。しかも両者の破断寿命の差は長時間破断のものほど大きくなる傾向を示している。

このように等価静応力 σ_{eq} で静クリープ破断強度と比較して破断寿命の低下が認められるということは、パルセイティング ストレス下の破断が単に繰り返し応力による単なる静的クリープ損傷の累積だけでなく、“疲れ挙動”あるいは応力変動に伴う“過渡的なクリープ挙動”などのいわゆるパルセイティング ストレスによる静的クリープ損傷以外の損傷によって破断が促進されたものと考えられるのであって、前報でのべた 450°C の軟鋼の場合には認められなかった現象¹⁾である。

Fig. 5 Equivalent static stress versus time to rupture diagram

3.1.4 静動両クリープの破断にいたるまでの変形量ならびに材料の延性。

前節までは破断強さからパルセイティング ストレス下の破断特性を静クリープのそれと比較したものであるが、破断後の試験片の破断部真歪から破断にいたるまでの材料の伸びあるいは延性度を静・動両クリープ破断と比較してみると Fig. 6 のようになる。図は破断時間と破断部真歪の関係を示したものであるが、まず静クリープ破断についてみてみると、図中の点線で示した軟鋼に

Fig. 6 Relation between rupture time and strain at fractured part

比べて歪量はすべてかなり高くなっているが、破断時間に対する破断部歪の低下の傾向は軟鋼と同様であって、長時間破断のものほど破断部真歪は小さくなり、破断時の局部収縮量が小さくなることを示している。

これに対してパルセイティング ストレスにより破断したものの破断部真歪—破断時間の関係は、450°C の軟鋼の場合ほとんど静クリープ破断と等しくなった¹⁾のに比べると、550°C の Cr-Mo 鋼ではそのバラツキはかなり大きい。しかし破断時間が長いものほど歪が低下する傾向は静クリープの場合と同様である。また応力比 A の小さいものでは静クリープの破断歪よりも小さくなる傾向があるが、応力比 A が高いものでは逆に静クリープのそれよりも大きくなる傾向がみられる。

しかし破断部真歪からみたパルセイティング ストレス クリープならびに静クリープの両破断挙動の差は、Fig. 5 でみられるような等価静応力 σ_{eq} であらわしたパルセイティング ストレス下の破断強度と静クリープ破断強度の差のように明確ではない。これは両破断形式に巨視的な相違があらわれるほどパルセイティング ストレスの影響が大きいことを示しているものと思われる。

3.2 溶接継手の破断特性

前項には母材の破断特性についてのべたが、溶接のままの溶接継手の破断特性を母材の場合と同様な観点にたって検討した結果についてのべる。

3.2.1 繰り返し応力の平均応力 σ_m による静クリープ破断特性との比較。

Fig. 7 は母材の場合と同様、パルセイティング ストレス下の破断時間と応力の関係を、繰り返し応力の平均応力 σ_m をとって両対数目盛に図示し、静クリープ破断における応力—破断時間線図と比較したものである。

Fig. 7 Mean stress versus time to rupture diagram

溶接継手の場合には母材に比べると溶接に伴う試験片の不均一性からいずれも実験点自体のバラツキが大きいのであるが、パルセイティング ストレス下の破断寿命はいずれもその平均応力 σ_m による静クリープ破断寿命よりも短くなり、応力比 A の大きいものほどその低下率は著しいという現象は軟鋼および前述の Cr-Mo 鋼母材の場合と同様である。ただし異なるところは、軟鋼および Cr-Mo 鋼母材では応力比 A が等しいものは破断寿命の長短にかかわらず静クリープに対する低下率はほとんど一定かあるいは差があってもきわめてわずかであったのに比べると、溶接継手の場合には応力の高い短時間破断のものは長時間破断のものに比べて破断寿命の低下が著しいということである。したがってパルセイティング ストレス下の破断寿命はいずれも応力が小さくなるほど静クリープ破断寿命に近づく傾向を示している。

3.2.2 繰り返し応力の最大応力 σ_{max} による静クリープ破断寿命との比較。

これを疲れの観点から繰り返し応力の最大応力 σ_{max} と破断時間の関係を両対数値をとって図示すると Fig. 8

Fig. 8 Maximum stress versus time to rupture diagram

のようになる。100時間以下の短時間側をのぞけば母材の場合と同様いずれも静クリープ破断寿命よりも長く、また応力比 A が大きいものほど破断時間が長くなっている。したがって溶接継手の場合も軟鋼あるいは Cr-Mo 鋼母材と同様パルセイティング ストレス下の破断に対してはクリープ挙動が支配的であると考えられる。

3.2.3 クリープ挙動の見地からした静クリープ破断との比較。

Fig. 9 はクリープ挙動の見地から静クリープ破断特性と比較し、パルセイティング ストレスが溶接継手の破断にどのような影響を及ぼすかをみるために、等価静応力 σ_{eq} —破断時間の関係を両対数値をとって示したものである。

母材の特性とは異なり、短時間側では静クリープ破断寿命よりも短い長時間側では応力比 A のいかにかわらず静クリープ破断時間とはほぼ等しくなっている。

このことは負荷応力の低い長時間破断のものでは、母材と異なり、パルセイティング ストレスによるクリープ挙動以外のいわゆる“疲れ挙動”あるいは応力変動に伴う“過渡的なクリープ挙動”などの影響による破断寿命の低下現象はあらわれないことを示しているものと思われる。

Fig. 9 Equivalent static stress versus time to rupture diagram

これに対し短時間側の50~150時間附近では、母材の場合とは異なり、静クリープ破断寿命よりもかなり顕著な破断寿命の低下が認められるのは、継手試験片の強度的不均一性による冶金の切欠きによって繰り返し応力に敏感となったためではないかと考えられる。すなわち継手試験片の場合はFig.10に示すような硬度分布を試験片の中心に対して左右対称にもっているわけであるが、この硬度差を形状的な断面変化とおきかえればそこにはいわゆる冶金の切欠きが存在することになって²⁾、これがパ

Fig. 10 Hardness distribution in welded joint

ルセーティング ストレスがもつ疲れ因子に対して感受性を示し、そのために破断寿命の低下をきたしたのではないかと考えられる。この硬度不均一による冶金的切欠きはその温度における弾性域の応力状態に対しては効果をもたないが、降伏点をこえた塑性域で負荷応力が大きいほどその効果は大となる。応力の小さい長時間破断のものにパルセーティング ストレスによる顕著な破断寿

命の低下がみられないのは、このような冶金的切欠き効果がほとんどあらわれないためであろうと考えられる。

Photo. 1 の破断後の試験片の外観写真でもわかるように、短時間破断のものは溶接部はほとんど変形せず、溶接部の両側にクビレ現象が認められるのであって、静、動応力をとわず、いずれも破断時間の短いものでは組織的に変形抵抗の小さいところに変形が集中して形状的にも断面変化を示している。

3.2.4 静・動両クリープの破断にいたるまでの変形量ならびに材料の延性。

Fig. 11 は、母材の場合と同様、破断後の試験片について破断部真歪と破断時間の関係を求めたものであり、Fig. 12 は静クリープだけについて母材と溶接継手のそれを比較したものである。まず静クリープについていえることは母材に比べて歪がかなり小さくなっていることであって、長時間側では軟鋼のそれよりも小さくなっている。静クリープにおける破断時間と破断部真歪の関係は、破断時間が長くなるほど歪は小さくなっており、この傾向は母材の場合もまったく同様であるが、Fig. 11に示すように、パルセーティング ストレス下の破断点はいずれも母材の場合よりもさらにバラツキは大きく、静クリープ破断との比較あるいは破断部歪に及ぼすパルセーティング ストレスの影響をみることは困難である。しかしパルセーティング ストレス下の破断の場合も

Photo. 1 Welded joint specimens after fracture at various stress in both static creep and pulsating stress rupture tests at 550°C

Fig. 11 Relation between rupture time and strain at fractured part

Fig. 12 Relation between rupture time and strain at fractured part for static creep of base metal and welded joint

長時間破断のものほど歪は小さくなっており、静クリープ破断と同様な傾向を示している。

3.2.5 静、動両クリープの破断位置について

以上は溶接継手の破断特性についてのべたものであるが、静クリープならびにパルセイティング ストレス下の破断において、溶接継手のどこで破断がおこるかということと比較検討することは、パルセイティング ストレスが溶接部に対してどのような影響を及ぼすかを知らるうに、また溶接継手の実用上の見地からもまことに重要である。Table 3 は、このような観点から、溶接継手試験片の静クリープ破断ならびにパルセイティング

Table 3 Location of fracture in weld specimens

Mean stress σ_m (kg/mm ²)	Stress ratio A (%)	Rupture time tr (hr)	Location of fracture
32	0	93	B.M. ①
30	"	140	B.M. ①
28	"	149	B.M. ①
26	"	352	H.A.Z. ①
22	"	767	H.A.Z. ②
20	"	1139	H.A.Z. ②
30	10	44	B.M. ①
28	"	107	B
26	"	232	H.A.Z. ①
24	"	597	B
20	"	834	H.A.Z. ②
28	20	54	B.M. ②
26	"	63	B.M. ①
24	"	269	B
22	"	607	B
20	"	709	D ①
24	40	134	B.M. ①
22	"	165	B.M. ②
20	"	583	H.A.Z. ①
18	"	1263	H.A.Z. ②

Note: B.M. ①: Base metal neighbouring heat affected zone.

B.M. ②: Base metal distant from heat affected zone.

H.A.Z. ①: Heat affected zone near base metal-spheroidized pearlite structure,-

H.A.Z. ②: Heat affected zone-fine grain structure.-

B: Bond.

D ①: Deposit metal neighbouring heat affected zone.

ストレス破断における破断位置を示したものであり、Photo. 2 はその破断部の顕微鏡写真である。

まず静クリープの場合には、破断はいづれも母材熱影響部に隣接した原質部あるいはそれに近い熱影響変質部で起っているが、応力の高いものから低いものへと順次破断位置が溶接部に近づく傾向を示している。すなわち応力の高い 32 kg/mm² 93時間破断のものは熱影響部に隣接した母材原質部で破断が起こり、30 kg/mm² 140時間破断および 28kg/mm² 149時間破断のものはともにそれよりもさらに熱影響部に近い、わずかにパーライトの粒状化傾向のある母材部で破断しているが、26 kg/mm² 352時間破断のものになると明らかにパーライトの粒状化が認められる熱影響変質部で破断している。応力がもっと小さくなって破断時間が長くなるとさらに溶着金属部の方へ近づく、22 kg/mm² 767時間破断のものでは熱影響細粒部で、また 20 kg/mm² 1139 時間のものはずかではあるがそれよりもさらに溶着部寄りと思われる熱影響細粒部で破断している。これは Fig. 10 の硬度分布に示すように、常温における溶接部の硬度が

(a)

(b)

Photo. 2

ら推定した変形能とはあまり関係がないようで、かならずしも硬度の低いところで破断するとは限らず、応力の高い場合には母材と同程度の硬度の低いところで破断しているが、応力が低くなるとむしろ硬度の高い熱影響細粒部で破断している。これは長時間破断の場合は粒界破断の傾向が強くなるために³⁾熱影響細粒部で破断しやすくなるものと考えられる。

パルセイティング ストレス下の破断の場合には、応力比Aが10%および20%のものはその破断位置が熱影響部に近い原質部、熱影響部で粒状パーライト化した部分およびボンド近傍の3種類があり、応力比Aが40%のものは母材原質部、熱影響部の粒状パーライト部および細粒部となっている。この場合も静クリープと同様応力が高いものでは硬度の低い母材部で破断する傾向にあり、応力が低く破断時間が長くなると、応力比Aが10および20%のものでは熱影響部またはボンドで破断している

が、応力比Aが40%では熱影響部で破断しており、ボンドで破断したものは認められない。

いずれにしてもパルセイティング ストレス下の破断の場合も、静クリープ破断の場合と同様、破断時間の長いものほど破断位置が溶着部に近ずき、結晶粒の細かいところで破断する傾向があらわれている。したがって静クリープ破断ではパルセイティング ストレス下の破断のようにボンド部で破断した例はないが、応力が高いときには粒内すべりを主体とした塑性流動的なクリープ挙動によって³⁾、硬度の低い変形抵抗の小さい母材部で破断し、応力が低くなって破断時間が長くなると、粒界破壊の傾向が強くなって、むしろ硬度は高くても結晶粒の細かい熱影響部へと破断位置が移動してくる傾向は両者ともよく似ている。しかし溶接熱影響部あるいはボンド部がとくにパルセイティング ストレスに対して敏感であるという傾向は認められないようである。

Photo. 2 Micrographs of longitudinal section through fracture of both static creep and pulsating stress rupture specimens of welded joint at 550°C; $\times 150$

4. 結 言

1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 鋼およびその溶接継手について 550°C におけるパルセイティング ストレス クリープ破断試験を行ない、応力比 A が 40% までの比較的小さい場合の破断特性を静クリープ破断特性と比較し、パルセイティング ストレスが母材ならびに溶接継手の破断に対してどのような影響を及ぼすかを検討したが、本実験によってえられた結果を要約するとつぎのとおりである。

1) 550°C における Cr-Mo 鋼のパルセイティング ストレス下の破断強度と破断時間の関係を繰り返し応力の平均応力 σ_m に対して求めてみると、平均応力 σ_m 一定で静クリープさせたときの破断寿命がもっとも大きく、同じ平均応力に対して応力振幅が大きいものほど破断寿命が著しく低下する。この現象は前報の 450°C における軟鋼の場合とまったく同様である。

2) パルセイティング ストレス下の破断特性をクリープ挙動の見地から静クリープ破断特性と比較してみる

と、前報でのべた 450°C の軟鋼の場合とは異なり、静的クリープ損傷の累積によって破断すると考えたときの破断寿命よりも明らかに低下する現象が認められ、またその低下度は破断時間が長くなるほど大きくなるようである。この破断寿命の低下は、パルセイティング ストレスによる静的クリープ損傷のほかに、疲れ損傷などが重畳されたためであると考えられる。

3) 破断後の試験片の破断部真歪が破断時間の長いものほど低下する傾向は、静クリープ破断、パルセイティング ストレス破断とも同様であるが、歪量はいずれも軟鋼に比べてかなり大きくなっている。またパルセイティング ストレス下の破断の場合には、バラツキがかなり大きいためにその特性を明確にすることは難しいが、破断部真歪と破断時間の関係からは、パルセイティング ストレス下の破断特性と静クリープ破断特性の差は、等価静応力 σ_{eq} による静クリープ破断強度との差のように明確にはあらわれない。

4) 溶接継手のパルセィティング ストレス下の破断をクリープ挙動の見地から静クリープ破断特性と比較してみると、母材の場合とは異なり、短時間破断のものは破断寿命の低下は認められるが、長時間破断のものは静クリープのそれにほぼ等しくなる。

5) この長時間側で静クリープ破断寿命との差がほとんどみられないのは、溶接継手の静クリープ破断における破断部真歪が母材に比べて著しく小さく、軟鋼のそれに近くなることからみて、450°C の軟鋼の破断特性と同様な特性を示したものと考えられる。

6) 溶接継手の破断位置は静クリープ破断およびパルセィティング ストレス破断とも顕著な相違は認められず、短時間破断のものは熱影響部に隣接した常温硬度のもっとも低い原質部で破断するようであるが、破断時間が長くなるほどいずれも硬度の高い熱影響細粒部へと破断位置が移行する傾向がある。したがって長時間破断のものの破断強度は継手の硬度分布とあまり関係がないようである。これはその破壊形式が粒界破壊の傾向が強くなるためであろうと考えられる。

7) 本実験の結果からすれば、溶接熱影響部あるいは溶着金属部がとくにパルセィティング ストレスの影響をうけ、静クリープに比べて破断寿命が著しく低下するというような現象は認められない。

8) 550°C の Cr-Mo 鋼は 450°C の軟鋼に比べてパルセィティング ストレスに対する感受性が高いようであり、長時間破断のものほどその傾向は大きい。これに対し継手の場合は、短時間破断のものに破断寿命の低下が認められるが、長時間破断のものには認められず、軟鋼と同様、パルセィティング ストレスに対してはあまり敏感ではないと考えられる。

謝 辞

本研究に際して種々便宜を計って頂くとともに実験結果に対する討議の場を設けて頂いた関西電力株式会社、材料の提供を頂いた住友金属株式会社ならびに溶接継手の製作その他実験に便宜を計って頂いた汽車製造株式会社に対して深く謝意を表するしだいである。

また本研究を行なうに当たり当時学生の間本善一郎、松本保治両君の熱心な御協力を得た。ここに併せて謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 渡辺, 小川, “パルセィティング ストレスクリープ特性に関する研究 (1)” 溶接学会誌 Vol. 35, No. 12, 1966
- 2) 峰久, “軟鋼溶接継手の疲れに関する研究” 学位請求論文 (昭和37年)
- 3) 例えば G.V. Smith “Properties of Metals at Elevated Temperatures” N.Y. MCGRAW-HILL BOOK CO, INC. (1950)

「溶 接 の 自 動 化」

工学博士 寺井 清著 (産報)

寺井清博士がこれまでの論文にさらに一文を加え、「溶接の自動化」という単行本をまとめられた。これはただ、あれこれの自動溶接法の解説書ではない。「哲学的方法論の技術革新への適用」とでも呼ぶべき内容のものである。

ただし、だからといって難解な哲学書ではない。具体的な写真を豊富に収録した溶接技術に関係した本である。

溶接技術の発達が10年前の状況から、今日を推論したのと同じような延長線上に10年後が想像されれば、このような本は書かれなかったであろう。われわれの社会が神の摂理のままに動くと考えられた時代に、科学的な哲学が必要でなかったのと同じように。

しかし、社会の急激な変革の時、明日の日を予測し、明日の日に備え得るのは、変革の中にある客観的な法則性を理解し、それに対処する正しい方法を見出した人だけである。

技術の世界にも同様なことがあることを、溶接の自動化を例に具体的に示したのが、この本である。そしてこの本の説得力は、寺井博士がその方法論にもとづいて、今日のもっとも合理的溶接技術の管理を造船所で確立し、それを基礎にすでに明日の造船所を創り出す努力を、日夜第一線で続けられていることにある。

同博士は、この業績に対し、昨大河内記念賞を受賞され、また本年第1回の溶接学会田中亀久人賞を受けられている。

この本は、溶接自動化のためのハンド・ブックではない。しかし技術者が自分で考えて何かを生み出すためには、かならず参考になる本である。(益本 功)