

流体安定化局所空洞形成方式により水中で溶接された継手の人工海水中における疲労特性

Fatigue strength of underwater welded joints in artificial sea water

鈴木博之*・堀川浩甫**

By Hiroyuki SUZUKI and Kohsuke HORIKAWA

As many kinds of underwater welding procedures are developing, welding is not unable to do in water. However, there is few study of mechanical performance of the underwater welded joints.

In this paper, fatigue tests of joints welded in the air and under water are performed in the air and in artificial sea water. Fluid stabilized cavity formation process is adopted as a underwater welding. In addition, observation near the bead of the welded joints is done. And measurement of a dimension of the bead and the Vickers hardness of the joints are also carried out. Moreover, a fracture surface is observed using a scanning electron microscope and micro structure of a fractured specimen is examined by an optical microscope. The fatigue crack initiation and propagation in the underwater welded joints in artificial sea water are discussed on the basis of the results.

1. 緒 言

今日、陸上における資源の枯渇化から、海洋開発の重要性が取り上げられてきている。そのため、大型海洋構造物が建造されるようになり、それに伴って、その現地据付工事において一部を水中で接合する技術の開発が強く望まれている。また、海水中は腐食環境であるので、海洋構造物においては、腐食雰囲気と波の繰返しとの相乗効果によって、腐食疲労亀裂が発生する可能性が高い。万一、亀裂が生じた場合、その補修は経済性と作業性から考えて、水中で行われることが望ましい。このような観点から、多くの水中溶接法が研究、開発され、水中での溶接施工は不可能ではなくなったとはいえ、その継手性能に関するデータは未だきわめて乏しいといわなければならない^{1, 2)}。

腐食疲労の研究はMcAdamによって本格的に始められた。腐食疲労は大気中疲労と違い、疲労限がはっきりわからず、ある指定繰返し数に対する疲労強度を用いて評価される。しかし、腐食疲労は支配因子が非常に多く、実験条件が異なると疲労強度も大きく変わると言われている³⁻⁶⁾。

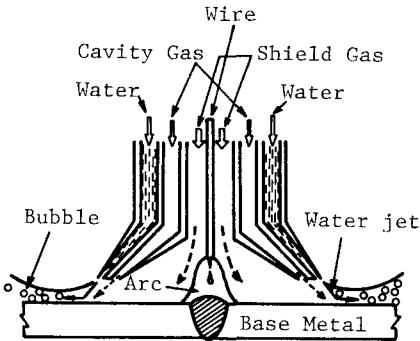
本研究は、大気中で溶接された継手と水中で溶接された継手の大気中および人工海水中における疲労試験を実施し、水中で溶接された継手の腐食環境下における疲労特性を明らかにしようとするものである。また、これらの溶接継手におけるビード付近の観察、ビード形状およびビッカース硬さの測定と、疲労破壊した試験片のSEMによる破面観察ならびに光学顕微鏡によるミクロ組織観察を行い、水中で溶接された継手の人工海水中における疲労破壊について考察する。

* 工博 大阪大学 助手 溶接工学研究所 (〒567 茨木市美穂ヶ丘11-1)

** 工博 大阪大学 教授 溶接工学研究所 (〒567 茨木市美穂ヶ丘11-1)

2. 試験片の作製

試験片の作製に使用した水中溶接施工法としては、既に提案されている各種の水中溶接施工法を比較・検討した結果、当研究所における施工実績の最も多い“流体安定化局所空洞形成方式”を採用することとした。この方式はその原理図を図1に示すように、3重管のノズルを用い、その最外筒より高圧水ジェットを、中間筒より空洞安定化のためのガスを噴出することにより、海水中に安定した局所空洞を形成せしめ、空洞中でイナートガス・アーク溶接を施工しようとするものである。



供試鋼板は板厚25mmの40kg/mm²級米国船級協会規格材(A 図1 流体安定化局所空洞形成方式の原理図 EN)であり、機械的性質および化学組成を表1に示す。

溶接は図2、3に示すように鋼板に角度 $\theta=90^\circ$ 、深さ $d=4\text{mm}$ の開先を切り、MIG溶接を施した。これは疲労試験を3点曲げで行うので、亀裂の発生点となる溶接ビード趾端部の組織や形状が再現されるならば、溶接作業の容易なこの方法で十分だからである。なお、溶接方向に対し、左をA側、右をB側とした。溶接ワイヤには1.2mm ϕ の軟鋼・50kg/mm²級鋼用MIGワイヤを用い、シールドガスはAr+20%CO₂(体積比)である。溶接ワイヤの化学組成も表1に示す。溶接条件を表2に示す。溶接環境は水道水中と大気中

表1 供試鋼板および溶接ワイヤの化学組成ならびに機械的性質

	化学組成 Wt(%)					機械的性質	
	C	Mn	Si	P	S	σ_B (kg/mm ²)	El. (%)
鋼板	0.12	0.92	0.19	0.016	0.007	43	32
溶接ワイヤ	0.08	1.12	0.53	0.017	0.015		

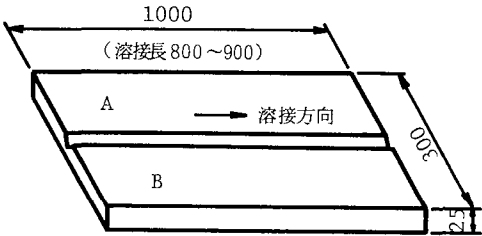


図2 供試鋼板

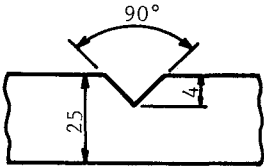


図3 開先形状

表2 溶接条件

記号	環 境	電流I (A)	電圧E (V)	速度V _M (cm/min)	入熱 (J/cm)
W-1	水 中	330	32	25.0	2.5×10 ⁴
W-2		200	25		1.2×10 ⁴
W-3				12.3	2.5×10 ⁴
L-1	大氣中	330	32	25.0	2.5×10 ⁴
L-2		200	25		1.2×10 ⁴
L-3				12.3	2.5×10 ⁴

使用ノズル外径:100mm ϕ
ノズル高さ:8~10mm
水噴流量:70ℓ/min
ガス流量:150~200ℓ/min
水深(水道水):50cm
大気中溶接は通常のノズルを使用し、ガス流量25ℓ/min

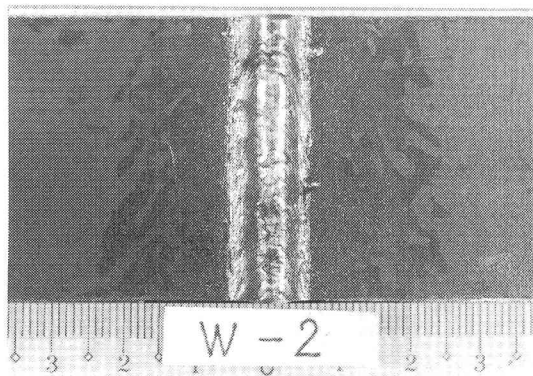


写真1 W-2 のビード外観

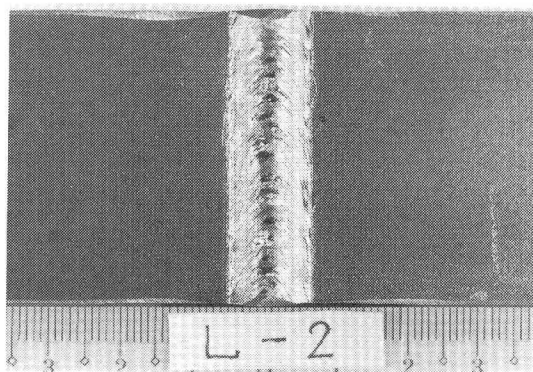


写真2 L-2 のビード外観

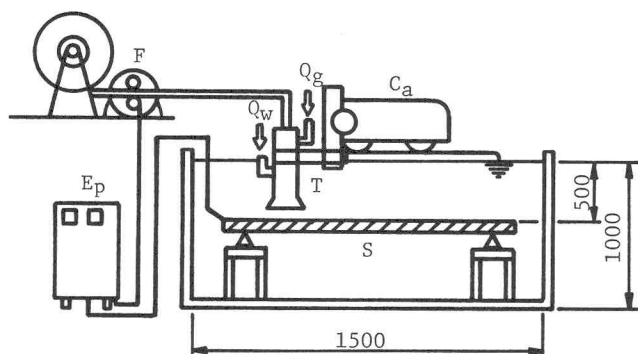


図4 装置の配置図

- F : 送給装置
- E_p : 溶接電源 (DC, CP)
- S : 被溶接物
- C_a : 走行台車
- T : 溶接用ノズル
- Q_g : シールドガス
- Q_w : 水噴流

の2種類であり、それぞれの環境において電流、電圧および速度を変えた3種類の条件で溶接施工を行った。W-1, W-3, L-1, L-3 の入熱は W-2, L-2 の入熱 $1.2 \times 10^4 \text{ J/cm}$ に比べておよそ2倍の $2.5 \times 10^4 \text{ J/cm}$ であったが、それぞれの試験片のビード外観は良好であった。W-2, L-2 のビード外観を写真1, 2に示す。W-2 においてはビード近傍の黒皮が剥離している。これは W-1, W-3 においても認められたもので水中溶接特有の現象である。水中溶接装置の配置図を図4に示す。疲労試験に用いた試験片は、図2に示した鋼板を短冊状に切ったもので、図5に示すように長さ 260mm、幅40mm、板厚25mmである。

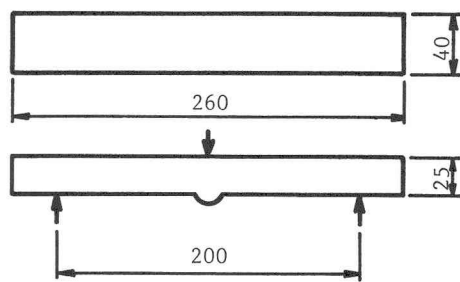


図5 疲労試験片形状

3. ビード形状の測定

(1) ビード形状の測定方法

W-1, L-1, W-2, L-2 の試験片のビード形状を調べるために、それぞれの試験片のビード形状を印象材に移し取り、ビード高さ h 、ビード幅 l 、曲率半径 ρ 、フランク角 θ を測定した。曲率半径 ρ は微視的に、フランク角 θ は巨視的にビード趾端形状を評価するものである。ビード高さ h 、ビード幅 l は印象材を 8mm

表3 ビードの幅および高さ

	W-1	L-1	W-2	L-2
ビード幅 ℓ (mm)	15.0	17.4	9.9	11.2
ビード高さ h (mm)	4.74	3.14	2.69	2.07

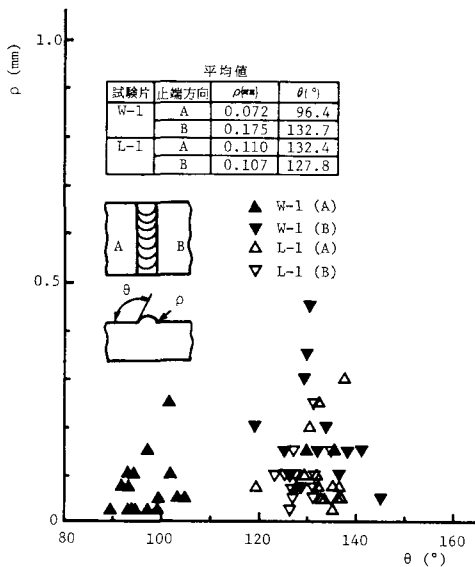


図6 W-1, L-1 の曲率半径 ρ とフランク角 θ

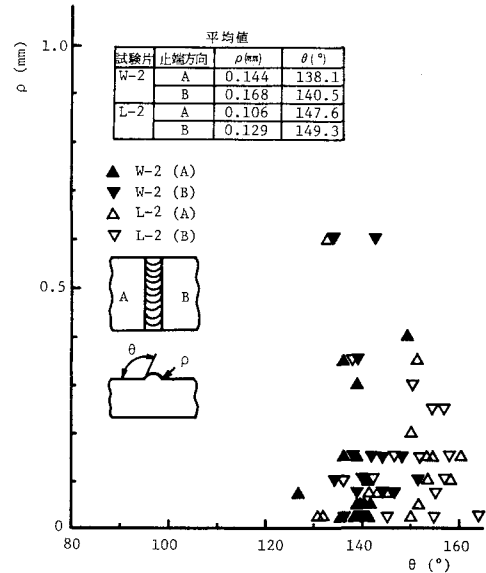


図7 W-2, L-2 の曲率半径 ρ とフランク角 θ

間隔に切断し、拡大投影機で10倍に拡大して測定した。曲率半径 ρ 、フランク角 θ は印象材を2mm間隔に切断し、拡大投影機で20倍に拡大して測定した。 ρ は溶接趾端部のごく近傍で最小となるものを測定し、 θ はビード高さ h の20%までのところで最小となるものを測定した。

(2) ビード形状の測定結果および考察

ビード高さ h 、ビード幅 ℓ の測定結果を表3に示す。ビード高さ h とビード幅 ℓ は試験片の両端面を除いた4ヶ所の平均である。これより、同一入熱であれば水中溶接継手の方が大気中溶接継手に比べてビード幅 ℓ は小さく、ビード高さ h は大きくなるのがわかる。これは水中溶接継手が水により急冷されるためである。

曲率半径 ρ とフランク角 θ の測定結果を図6、7に示す。W-1 では溶接トーチが若干傾斜していたようであるが、A側とB側の平均をとってみると、W-1の方がL-1に比べてフランク角 θ が小さくなっており、巨視的にはW-1とL-1のビード趾端形状に違いが認められるが、曲率半径 ρ には有意差がなく、微視的にはビード趾端形状に違いが認められない。W-2, L-2 では曲率半径 ρ 、フランク角 θ ともに違いがある。また、入熱の大きいW-1 ($Q=2.5 \times 10^4 \text{ J/cm}$)の方が入熱の小さいW-2 ($Q=1.2 \times 10^4 \text{ J/cm}$)よりもフランク角 θ は小さくなっている。W-1, L-1, W-2, L-2の断面マクロを写真3、4に示す。

4. ビッカース硬さ試験

(1) ビッカース硬さ試験方法および測定箇所

溶接継手の組織を表わす指標としてビッカース硬さ試験を行った。試験機にはマイクロビッカース硬さ試験機を使用し、荷重は1kgである。測定方法はJIS Z 2244に基づいた。測定箇所は試験片表面から深さ1mmの溶接継手部およびB側趾端部から100mmまでの試験片表面である。

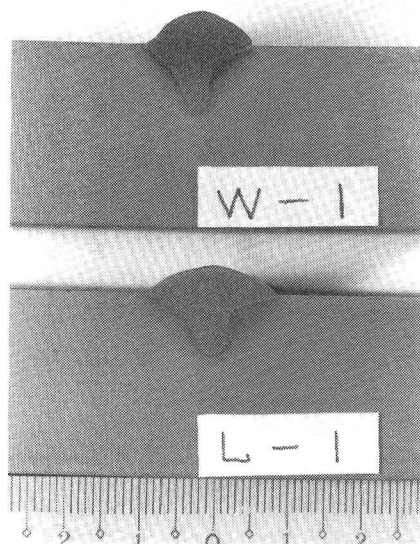


写真3 W-1,L-1 の断面マクロ

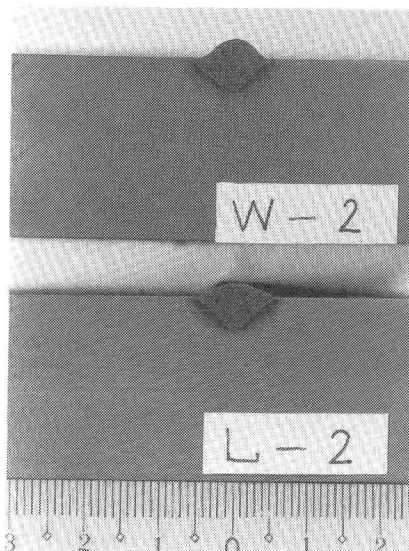


写真4 W-2,L-2 の断面マクロ

(2) ビッカース硬さ試験結果および考察

W-1,L-1,W-2,L-2 における試験片表面から深さ1mmの溶接継手部の硬さ分布を図8, 9に, 試験片表面の硬さ分布を図10, 11に示す。図8より, $2.5 \times 10^4 \text{ J/cm}$ の入熱で溶接された W-1,L-1の熱影響部(HAZ), 溶接金属部(WM)においては, W-1の方が L-1より硬度が高く, L-1の約1.5倍となっていることがわかる。水中溶接された W-1の場合, 溶接熱の逃散がはげしく冷却速度が速くなったためである。W-1,L-1 の約1/2 ($1.2 \times 10^4 \text{ J/cm}$) の入熱であるW-2,L-2 の場合には, 溶接環境によらずほぼ同一の硬さ分布を示している。したがって, 水中溶接継手の硬化の度合は入熱量に依存すると言える。図10より, W-1ではビード趾端より20mm付近で硬度が高くなっていることがわかる。また, 趾端部から50mm以上離れたと W-1,L-1に違いはなくなり, $H_v=120 \sim 130$ となっている。W-2,L-2 に違いはなく, $H_v=120 \sim 130$ である。W-2 に硬化域は生じていないことから, W-1における硬化域の生成は水中溶接の熱伝導の特殊性を表わしているものと推察され, 溶接入熱, 溶接速度等の溶接条件の影響と, 入熱に比べてノズル外径が小さすぎたことが関与しているものと考えられる。

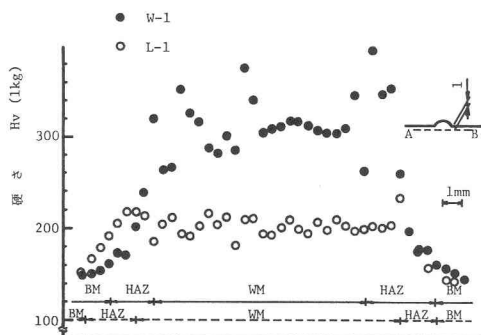


図8 試験片表面から深さ1mmの溶接継手部の硬さ分布(W-1,L-1)

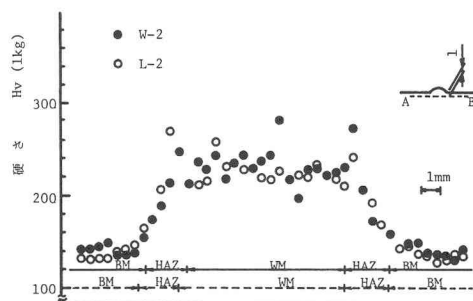


図9 試験片表面から深さ1mmの溶接継手部の硬さ分布(W-2,L-2)

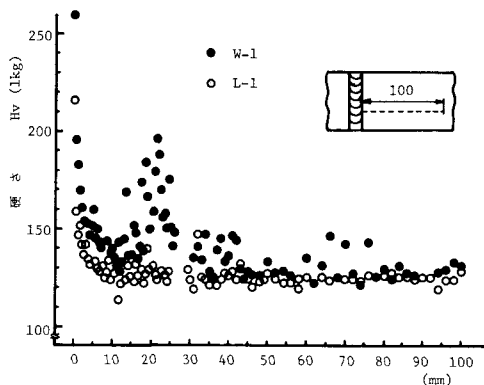


図10 試験片表面の硬さ分布 (W-1, L-1)

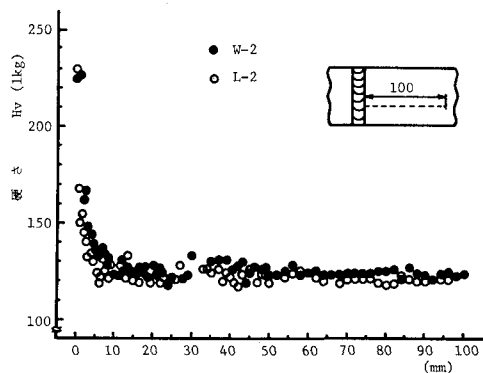


図11 試験片表面の硬さ分布 (W-2, L-2)

5. 疲労試験

(1) 疲労試験方法

試験装置を図12に示す。試験はスパン $l=200\text{mm}$ の3点曲げ方式で行った。繰返し速度は20Hzで、荷重波形は正弦波とした。大気中疲労では高応力や特別の場合を除いては応力の繰返し速度の影響はみられないが、腐食疲労では速度効果が大きい。この速度効果を腐食効果 k なるものを用いて説明すると、従来の実験結果がよく説明され、任意の繰返し速度における $S-N$ 曲線を求めることができる⁵⁾。最小荷重はすべて 0.1t であり、片振りとした。試験機には電気油圧式疲労試験機を使用した。試験環境は大気中と人工海水中とし、人工海水中の試験においてはエアポンプによって試験片中央に空気を吹上げた。試験中の人工海水のpHは $6.9\sim 7.4$ に保った。人工海水中では繰返し数が 1×10^7 回程度まで、大気中では 3×10^6 回程度まで試験を行った。

(2) 疲労試験結果および考察

W-1, L-1 の結果を図13に、W-2, L-2 の結果を図14に、W-3, L-3 の結果を図15に示す。これらの図の縦軸

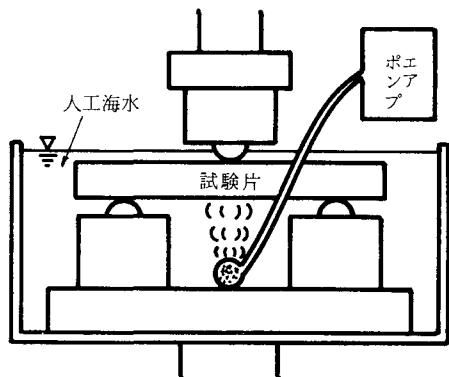


図12 試験装置

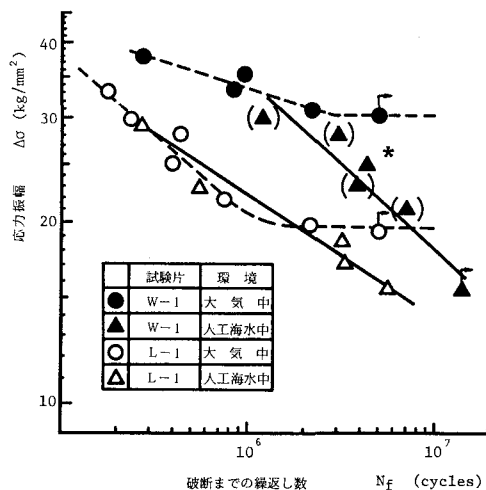


図13 W-1, L-1 の疲労試験結果

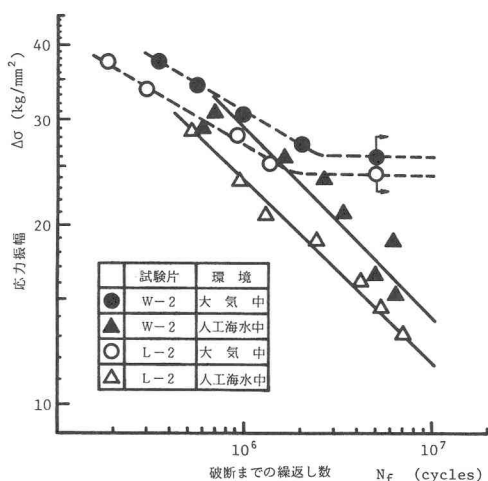


図14 W-2,L-2 の疲労試験結果

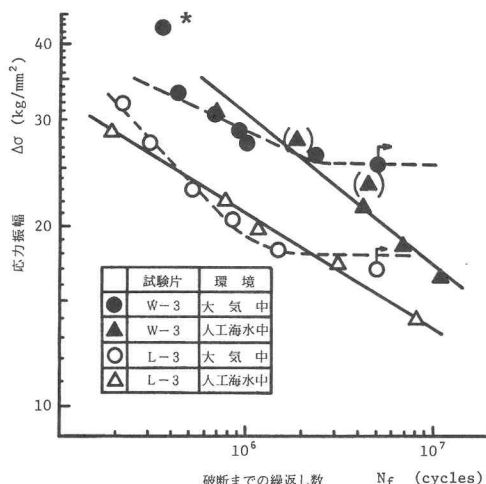


図15 W-3,L-3 の疲労試験結果

はビード趾端における公称応力範囲である。図13,15 においてカッコを付したシンボルはビード趾端で破断せずに母材で破断したものである。後述するように、これらの試験片のビード趾端にも亀裂は発生していたが、最終破断に至った亀裂は母材に発生した亀裂であった。図13において*を付したシンボルは試験片表面の黒皮を除去して試験したものであり、図15の*を付したシンボルは余盛削除後 $\Delta\sigma=28\text{kg/mm}^2$, 36kg/mm^2 で 1×10^7 回まで試験を行ったが、破断しなかったので、 $\Delta\sigma=44\text{kg/mm}^2$ に応力を上げたものである。

図13～15より、溶接条件および試験環境が同じであれば、水中溶接継手(W-1,W-2,W-3)の方が、大気中溶接継手(L-1,L-2,L-3)より疲労強度が高いことがわかる。

図13において、大気中疲労試験の疲労限はW-1が $\Delta\sigma\approx 30\text{kg/mm}^2$, L-1が $\Delta\sigma\approx 20\text{kg/mm}^2$ であり、約 10kg/mm^2 の差が生じている。人工海水中疲労試験結果もW-1の方がL-1より高い疲労強度を示しているが、いずれにおいても疲労限を有していないので、 5×10^6 回疲労強度で比較すると、 $\Delta\sigma\approx 5\text{kg/mm}^2$ の違いがある。W-1は長寿命域になるにしたがって疲労強度の低下は著しく、L-1との差は徐々に小さくなっている。母材破断したものが多くW-1の人工海水中のS-N曲線は、大気中のS-N曲線とまったく異なる曲線となっている。L-1は 2×10^6 回までの領域では試験環境によらず類似の曲線を示しているが、 2×10^6 回以上になると試験環境の違いが表われている。

母材破断が溶接ビードのA側あるいはB側に限られているのかどうかを調べたところ、写真5に示すように母材破断は必ずしもA側、B側に限られるものではなかった。写真5は母材破断した試験片を溶接方向を一致させたものである。母材破断した試験片を観察したところ、ビード趾端にも亀裂が認められた。A側、B側のいずれにおいても破断に至った亀裂はビード趾端より約10mm離れた母材から発生している。この位置はビッカース硬さ試験結果におけるビード趾端とビード趾端から約20mm離れた硬化域の谷間に大略一致し、さらに、ビード近傍の黒皮剥離部にも一致している。

黒皮のスジ状剥離により黒皮のある箇所とない箇所での局部的に電池が形成され、腐食されやすくなっている可能性が考えられる。これを検証するためにこの黒皮を除去して疲労試験を行ったところ、母材部で

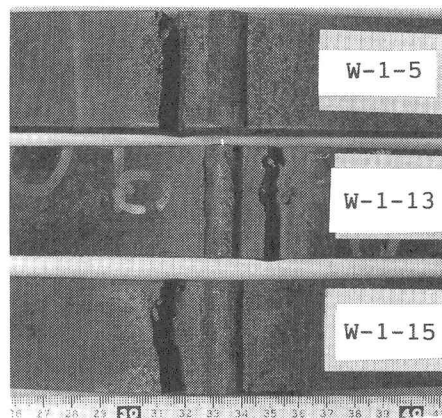


写真5 母材破断した試験片(W-1)

破断した。したがって、黒皮のスジ状剥離の影響はないものと考えられる。硬化域との関係については後述する。

図14において、大気中疲労試験の疲労限は W-2が $\Delta\sigma \approx 26\text{kg/mm}^2$ 、L-2 が $\Delta\sigma \approx 24\text{kg/mm}^2$ であり、その差は $\Delta\sigma \approx 2\text{kg/mm}^2$ である。人工海水中疲労試験結果も W-2の方が L-2より高い疲労強度を示しており、いずれにおいても疲労限を有していない。 5×10^6 回疲労強度で比較すると $\Delta\sigma \approx 3\text{kg/mm}^2$ の違いがある。この W-2では母材破断したものはなかった。W-2, L-2 の大気中のS-N曲線と人工海水中のS-N曲線はまったく異なった曲線となっている。

図15において、大気中疲労試験の疲労限は W-3が $\Delta\sigma \approx 26\text{kg/mm}^2$ 、L-3 が $\Delta\sigma \approx 18\text{kg/mm}^2$ である。この差は同一入熱であった W-1, L-1にほぼ等しい。人工海水中疲労試験結果も W-3の方が L-3より高い疲労強度を示し、いずれも疲労限を有していない。 5×10^6 回疲労強度で比較すると、 $\Delta\sigma \approx 6\text{kg/mm}^2$ の違いがある。W-3 は長寿命になるにつれて若干疲労強度の低下を招き、L-3との差は徐々に小さくなっている。W-3の人工海水中疲労試験のうち、2体は母材破断しているが、これを含めたS-N曲線は繰返し数 2×10^6 回以上の長寿命側で腐食の影響と考えられる違いが表われている。また、L-3 もほぼ同様の傾向を示し、 3×10^6 回程度から試験環境の違いが表われている。

W-3 において母材破断した試験片を溶接方向を一致させて写真6に示す。このシリーズでは W-1と異なり、ある応力範囲に限られた試験において母材破断を生じ、溶接方向に対して片側だけから亀裂が発生した。この位置はビード趾端より5mm程度離れた位置である。母材破断した試験片を観察したところ、ビード趾端にも亀裂が認められた。

W-3 はW-1 のような硬化域の存在は確認されなかったが、母材破断が生じた。したがって、母材破断の原因は硬化域の影響ではなく、他の原因であると思われる。大気中で、かつ、ビード趾端部の応力集中がない状態における破壊モードを検討するために、余盛を削除し、大気中で疲労試験を行った。その破断後の試験片を写真7に、その破面を写真8に示す。破断位置は人工海水中疲労試験同様ビード趾端部よりわずかに離れた母材であった。その破面を観察したところ、試験片表面の微小な欠陥を起点として亀裂が進展していた。

W-1, 2, 3 の人工海水中疲労強度を比較すると、入熱の等しい W-1 と W-3 は類似なS-N曲線を示しているが、W-2 はこれらと異なり、疲労強度の低いS-N曲線となっている。 5×10^6 回疲労強度は W-1; $\Delta\sigma \approx 21\text{kg/mm}^2$ 、W-2; $\Delta\sigma \approx 18\text{kg/mm}^2$ 、W-3; $\Delta\sigma \approx 21\text{kg/mm}^2$ である。

L-1, 2, 3 の人工海水中疲労強度を比べると、L-1 と L-3 は類似のS-N曲線を示している。これに対して、L-2 のS-N曲

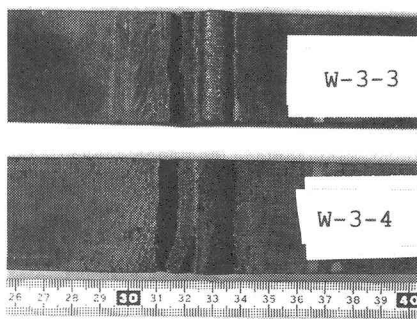


写真6 母材破断した試験片 (W-3)

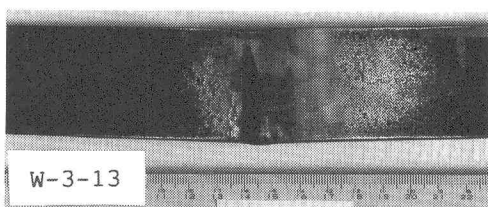


写真7 余盛を削除した試験片の疲労試験後の状況

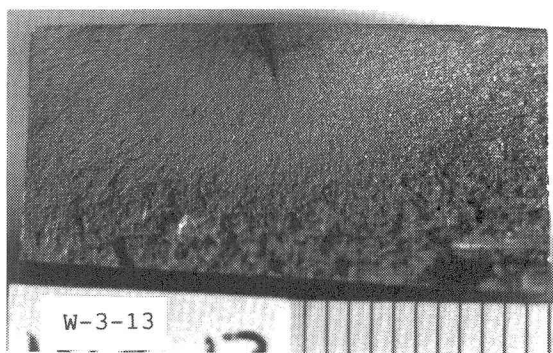


写真8 余盛を削除した試験片の破面

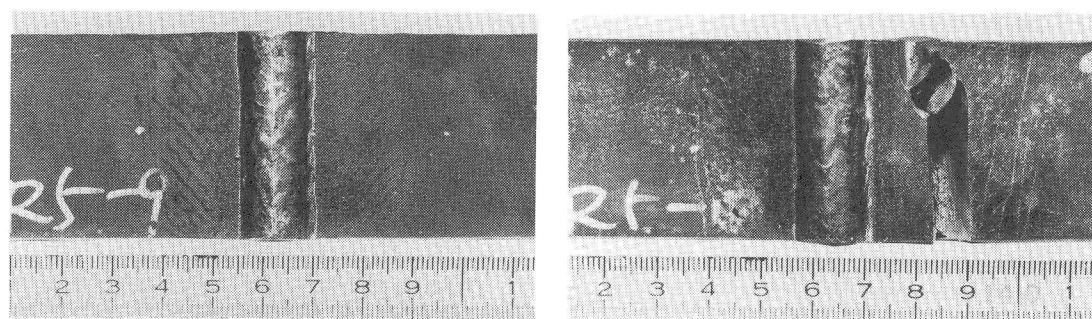
線は短寿命側ではこれらより疲労強度は高く、長寿命側では低くなり、L-1 とL-3 のS-N曲線と途中で交叉する曲線である。しかし、W-1,2,3 ほど顕著な違いではなく、 5×10^6 回疲労強度は L-1が $\Delta \sigma \approx 16 \text{ kg/mm}^2$ 、L-2 が $\Delta \sigma \approx 15 \text{ kg/mm}^2$ 、L-3 が $\Delta \sigma \approx 15 \text{ kg/mm}^2$ である。

以上の疲労試験において母材破断が生じたのは水中溶接継手の人工海水中疲労試験だけであり、大気中溶接継手の人工海水中疲労試験においては母材破断を生じることはなく、水中溶接継手、大気中溶接継手の大気中疲労試験においても母材破断を生じることはなかった。したがって、この母材破断は水中溶接および腐食疲労の特殊性を表わしているものと考えられる。

ところで、応力腐食割れは環境、材料、応力が特定の組合せのときに生じる現象であり、腐食疲労と別の現象であるが、繰返し応力下で作用するとき、疲労強度に大きい影響を与える。また、水溶液腐食による応力腐食割ればかりでなく、腐食条件によっては水素原子を発生し、水素脆化として疲労強度に影響を与えることが知られている⁴⁾。W-2 では母材破断が生じていないこと、および W-3における母材破断はある応力範囲に限られていることは、応力腐食割れの寄与を示唆しているように思われる。

6. SEMによる破面観察

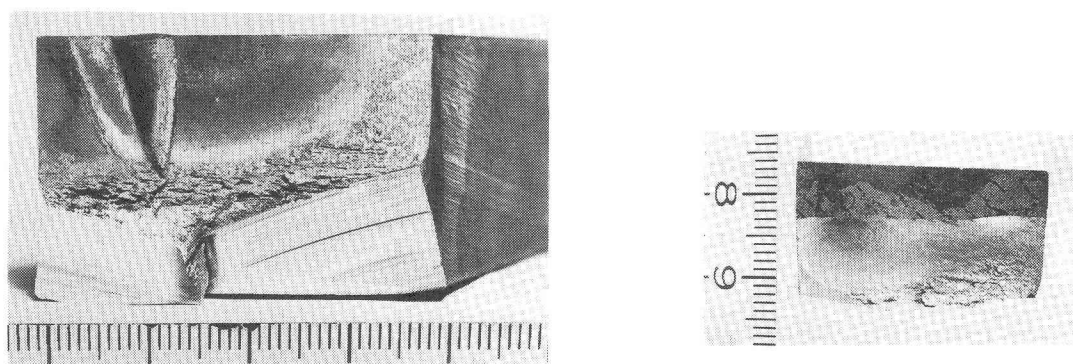
W-1 の人工海水中疲労試験の結果、母材破断した試験片の破面をSEMにより観察した。疲労試験前後の試験片を写真9に、破面と表面スケールの状況を写真10に、破壊の起点と腐食ピットの発生状況を写真11,12 に示す。写真9,10 からわかるように、疲労亀裂は水中溶接によりスケールが縞状に剥離した部



a) 疲労試験前

b) 疲労試験後（人工海水中）

写真9 疲労試験前後の試験片の状況



a) 破面の状況

b) 破壊の起点と表面スケールの状況

写真10 破面と表面スケールの状況

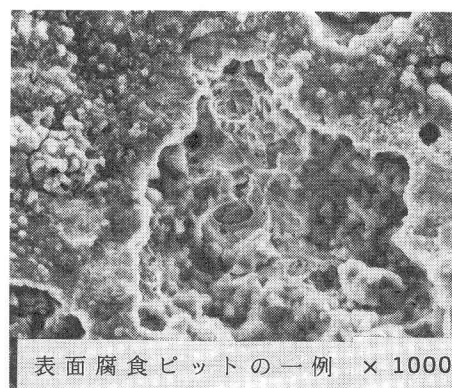
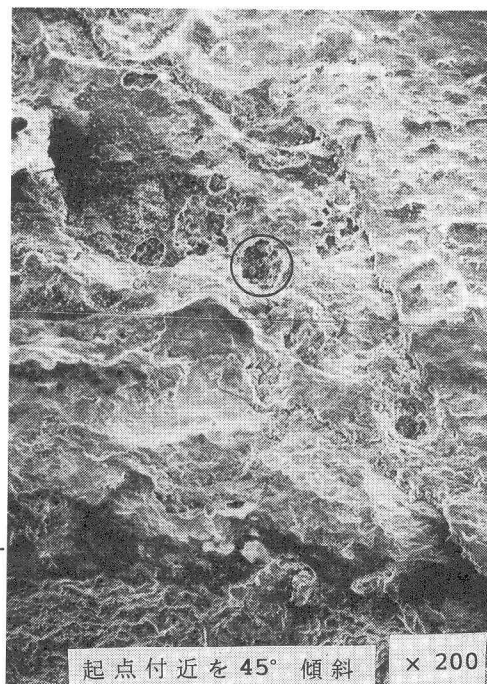
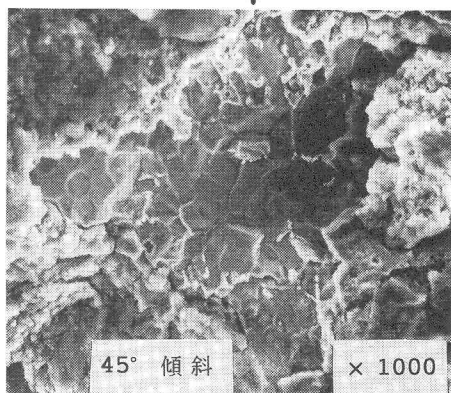
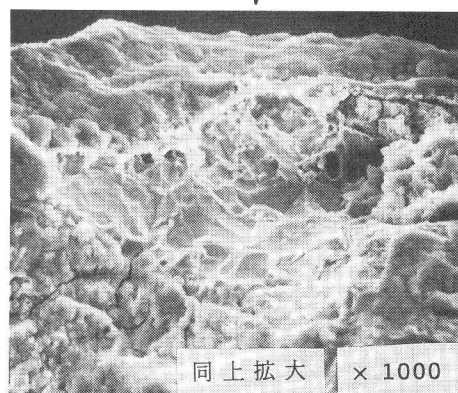
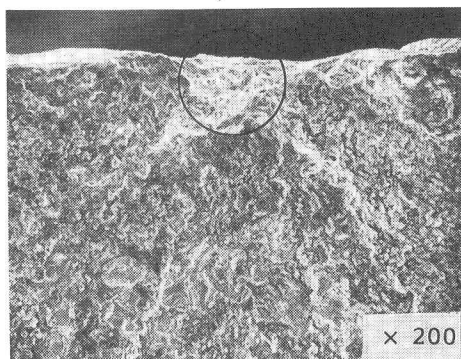
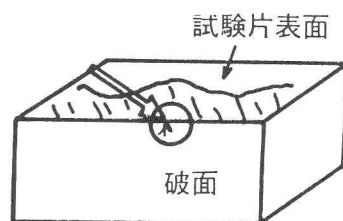
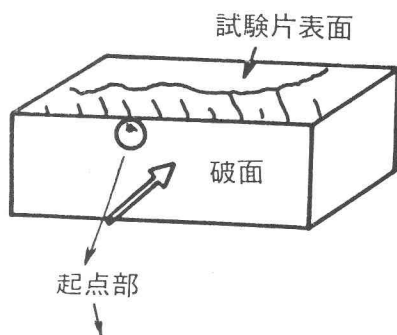


写真11 破壊の起点と腐食ピットの発生状況（酸洗前）

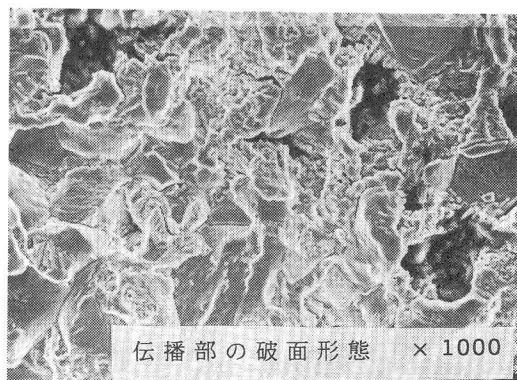
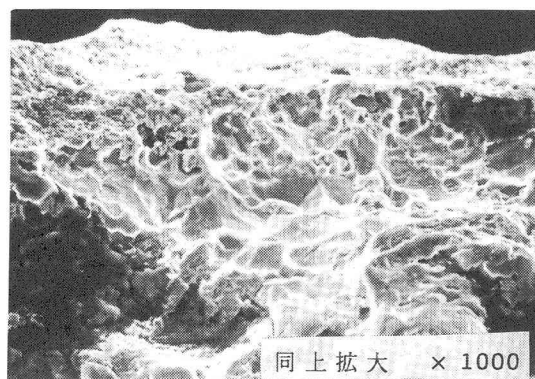
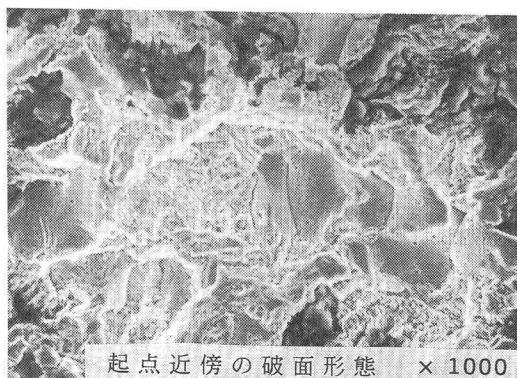
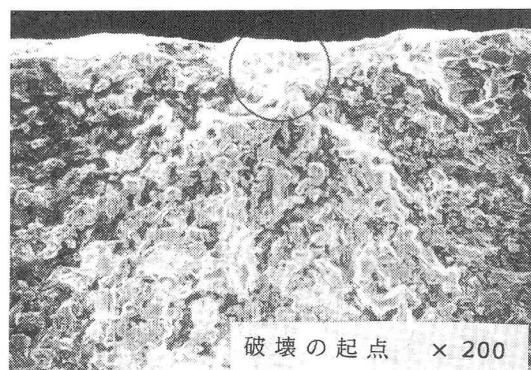


写真12 破壊の起点と破面状況（酸洗後）

分から発生している。その破面をSEMにより観察したところ、写真11,12 に示すように亀裂の発生点には $125\mu\text{m}$ 幅 $\times 50\mu\text{m}$ 深さの脆性の破面を示す欠陥の存在が認められる。腐食ピットは写真11の下に示すようなものであり、この欠陥は腐食ピットとは言えない。また、この欠陥だけに腐食生成物が発生していないということも疑問であり、SEM観察のための試験片を製作する過程で腐食生成物が剥離したものと考えるのが妥当であろう。スケール剥離部には多数の腐食ピットが認められた。破面には腐食疲労破面に特有の粒界破面が混在していた。

スケール剥離部と正常部のX線回析を行った。スケール剥離部と正常部ともその性状は Fe_3O_4 と Fe_2O_3 であり、差はなかったが、スケール剥離部ではFeのピークが高くなっていた。これは母材の影響が強くなったためである。

以上より、水中溶接継手の人工海水中（空気吹上げ）疲労試験において溶接部からやや離れた母材に亀裂が発生する理由は、水中溶接によって発生したスジ状のスケール剥離部に疲労試験前から存在していた微小な欠陥を起点として疲労亀裂が発生したものと推定される。また、この亀裂の発生には応力腐食割れあるいは水素脆化などが大きな影響を与えていたものと考えられる。

7. ミクロ組織

母材破断したW-1 のミクロ組織を観察した。写真13にビード趾端部の亀裂の例を示す。これは試験片表面の写真である。この写真より、ビード趾端部の亀裂は主に粒界に発生していることがわかる。写真14に母材部の表面亀裂の発生例を示す。これは溶接方向に垂直な断面であり、ビード趾端と母材破断面の間の写真である。この写真より、母材部には破断箇所以外にも亀裂が発生していることがわかる。写真15に写真14の左側の亀裂の拡大写真を示す。亀裂は大部分が粒界を伝播し、顕著な枝分れは認められない。ビード趾端部の断面における亀裂を写真16に示す。このように母材破断した試験片のすべてにおいてビード趾端部にも亀裂の発生が認められた。ビード趾端部の亀裂は粗粒域から発生して細粒域に伝播している。また、粗粒域において既に亀裂は枝分れしており、細粒域では枝分れが著しい。

ここで、母材破断について考察する。ビード趾端部は母材破断した位置に比べて公称応力も高く、応力集中も受けているので、疲労亀裂は母材部よりビード趾端部に先に発生する。しかし、引張残留応力を有する溶接継手部ほど腐食の影響を受けやすいので、腐食の影響により、この亀裂に枝分れが生じる^{4,7)}。亀裂が枝分れすることにより、実効の応力拡大係数は低下し、亀裂の伝播速度が低下する。この間に、疲労試験前から母材部に存在していた微小な欠陥を起点としてここに疲労亀裂が発生する。この亀裂は単相の粒界に発生するものであり、主引張応力の影響で下方へ伝播する。引張残留応力のない母材に発生したこの亀裂は腐食の影響を受けにくく、枝分れを生じないので、伝播速度は低下しない。その結果、母材部に発生した亀裂の伝播速度がビード趾端部の亀裂の伝播速度より大きくなり、母材部より破断するものと考えられる。

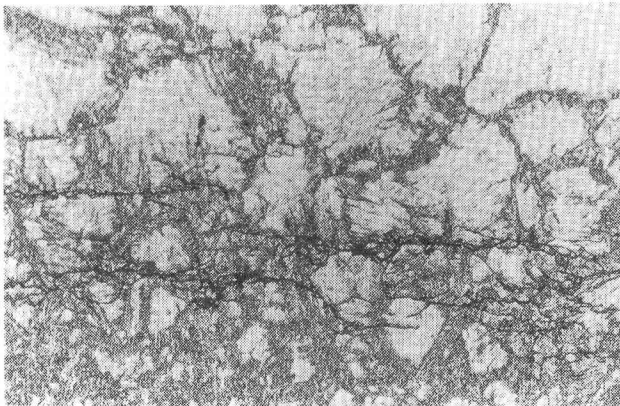


写真13 ビード趾端部の亀裂の例

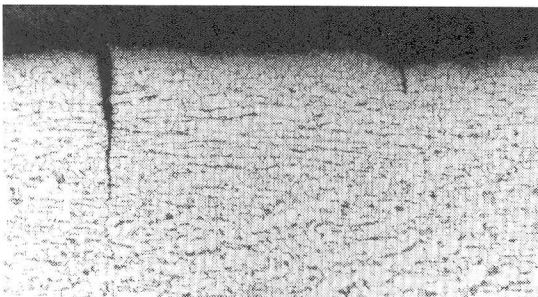
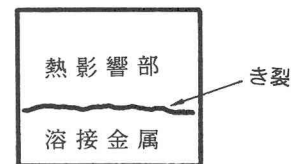
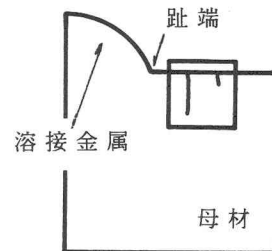


写真14 表面亀裂



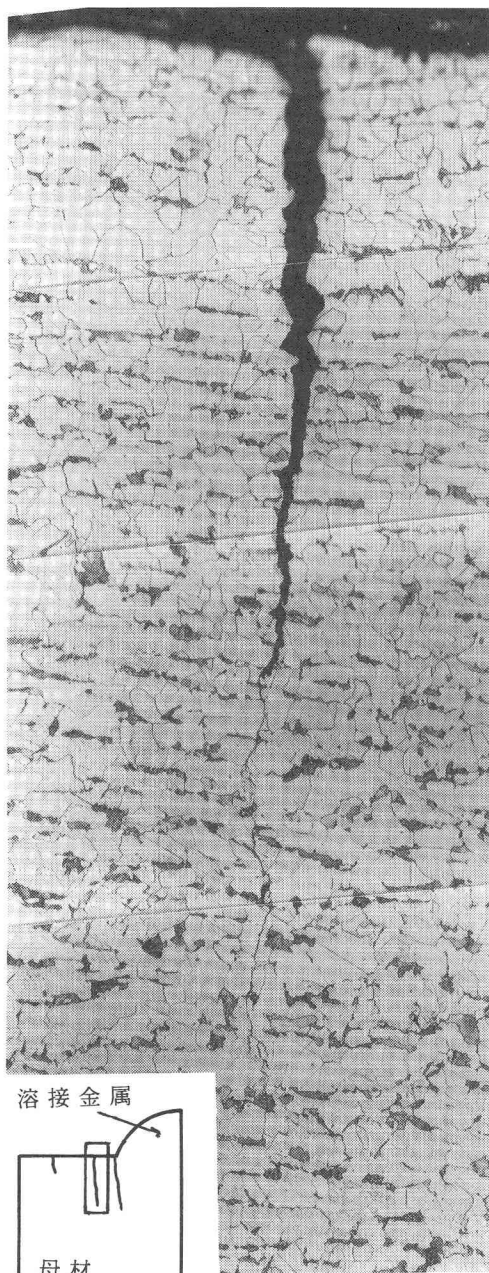
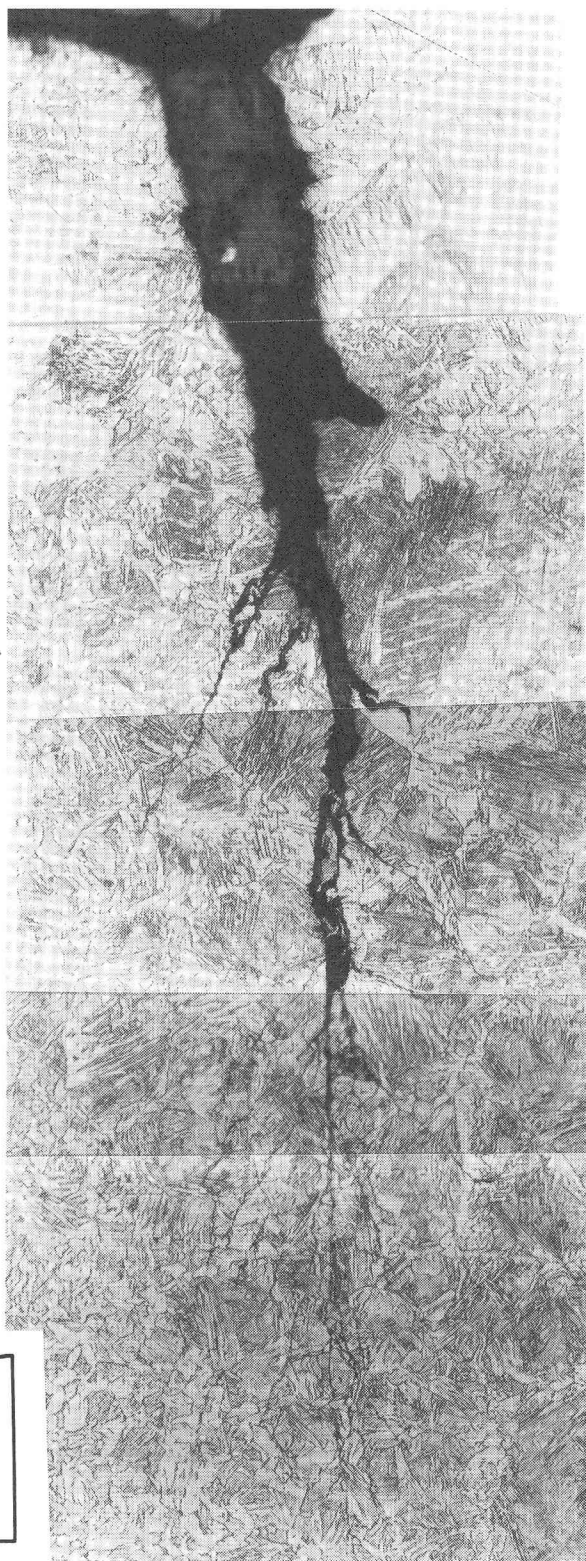


写真15 表面亀裂



写真16 ビード趾端部の亀裂



8. 結 言

流体安定化局所空洞形成方式により水中で溶接された継手と大気中で溶接された継手の大気中および人工海水中（空気吹上げ）における疲労試験を実施し、ビード形状の測定、ピッカース硬さ試験、破面観察、ミクロ組織について検討を加え、以下の結論を得た。

- (1) 水中溶接継手は水による急冷作用のためビード形状が大気中溶接継手に比べて凸形になった。
- (2) 水中溶接継手においては入熱量によりビード趾端から離れたところに硬化域を生じることがあった。
- (3) 溶接条件および試験環境が同じであれば、水中溶接継手の方が大気中溶接継手より疲労強度は高かった。
- (4) 過大な入熱で溶接された水中溶接継手の人工海水中疲労試験においては、疲労亀裂はビード趾端およびビード趾端から離れた母材の両方に発生し、ビード趾端以外のところで破断することがあった。
- (5) この理由を検討し、推察した。引張残留応力を有するビード趾端部は腐食の影響を受けやすく、ここに発生した亀裂は分岐し、亀裂の伝播速度は低下する。一方、母材に存在していた微小な欠陥を起点とした亀裂も発生、伝播するが、引張残留応力のない母材部はビード趾端より腐食の影響を受けにくく、亀裂は分岐せず、亀裂の伝播速度は低下しない。その結果、母材部の亀裂の伝播速度がビード趾端部の亀裂の伝播速度より速くなり、母材破断する。

本研究を実施するにあたり、研究課題「人工礁等海洋構造物の耐久・耐食性」の研究分担者として堀川が文部省科学研究費補助金の交付を受けた。また、本研究所松縄 朗教授に有益な御助言、御討論を頂いた。ミクロ組織の観察については、本研究所片山聖二教官、疲労試験については中辻義弘技官の協力を得た。記して謝意とする。

参 考 文 献

- 1) 安藤精一；水中溶接における冶金的問題点，溶接技術，Vol.27, p.12, 1979-7.
- 2) 蓮井， 菅；水中溶接技術の現状，鉄と鋼，Vol.69, No.2, pp.1-9, 1983.
- 3) D.W.Hoepfner; Corrosion fatigue - chemistry, mechanics and microstructure, McEvily and Staehle (Ed), NACE 3, 1972
- 4) 遠藤吉郎；腐食疲労，防食技術，Vol.26, pp.583-592, 1977.
- 5) 遠藤吉郎，宮尾義治；腐食疲れにおける応力繰返し速度の影響，日本機械学会論文集，Vol.24, No.139, pp.167-171, 1958-3.
- 6) 永井欣一ら；軟鋼の塩水中疲労き裂伝播速度に及ぼす荷重繰返し速度，平均応力，温度および陰極防食の影響，日本造船学会論文集，No.140, pp.241-247, 1976-12.
- 7) 向井，村田；オーステナイト系ステンレス鋼ならびにその溶接継手における応力腐食割れ伝播特性の破壊力学的評価に関する研究（第3報），Vol.48, No.8, pp.74-81, 1979.
- 8) 岡本，井上；腐食と防食，大日本図書，1977.
- 9) 事口寿男ら；海水環境下における鋼材の腐食速度と腐食疲労，土木学会第44回年次学術講演会，I-194，平成元年10月。
- 10) 事口寿男ら；鋼材の腐食速度と腐食疲労について，土木学会第46回年次学術講演会，I-195，平成3年9月。

(1991年9月30日受付)