

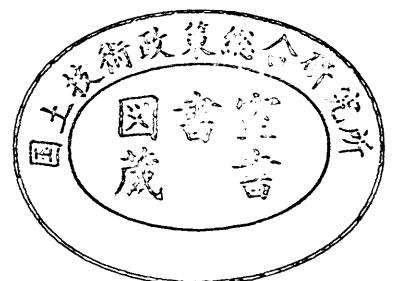
運輸省港湾技術研究所

港湾技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH
INSTITUTE
MINISTRY OF TRANSPORT

VOL. 36 NO. 4 DEC. 1997

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



港湾技術研究所報告 (REPORT OF P. H. R. I)

第36巻 第4号 (Vol.36, No. 4), 1997年12月 (Dec. 1997)

目 次 (CONTENTS)

1. 潮位変化を考慮した防波堤堤体の被災遭遇確率
.....河合弘泰・高山知司・鈴木康正・平石哲也 3
Failure Probability of Breakwater Caisson for Tidal Level Variation
Hiroyasu KAWAI, Tomotsuka TAKAYAMA, Yasumasa SUZUKI, and Tetsuya HIRAISHI

2. 水中溶接された鋼矢板構造物の破断メカニズムと破断モードの改善に関する材料学的研究
.....福手 勤・阿部正美・長谷川博行・松田史朗 43
A Study on Fractural Mechanism and Its Improvement
for Underwater-Welded Steel Sheet Pile Structures
Tsutomu FUKUTE, Masami ABE, Hiroyuki HASEGAWA, and Shirou MATSUDA

水中溶接された鋼矢板構造物の破断メカニズムと 破断モードの改善に関する材料学的研究

福手 勤*
阿部正美**
長谷川博行***
松田史朗****

要 旨

鋼矢板は港湾施設の建設資材として不可欠な材料であるが、海中部では電気防食を施しながら使用される。過去の大規模な地震において、背後が液状化した鋼矢板式岸壁で、電気防食用のアルミニウム合金陽極を水中溶接で取り付けられた部位で鋼矢板が折損した例が報告されている。その一つの原因に、水中溶接により陽極を取り付けたことによる鋼矢板の脆化が挙げられている。

このような背景から、本報告では以下の事項に関する検討を行った。

- (1) 日本海中部地震及び釧路地震等の大規模地震での鋼矢板岸壁の被災概要のレビュー
- (2) 実規模の水中溶接実験の実施
- (3) 水中溶接された鋼矢板の破断メカニズムの実験的確認
- (4) 破断モードを改善するために効果的な鋼の化学成分の実験的確認
- (5) 鋼矢板に適切な化学成分の規格値の提案

キーワード

鋼矢板、水中溶接、脆性破断、化学成分、衝撃値、硬度

* 港湾技術研究所構造部材料研究室長

** 港湾技術研究所構造部主任研究官

*** 鋼管杭協会

**** 電気防食工業会

〒 239-0826 横須賀市長瀬 3-1-1

TEL: 0468-44-5033; FAX: 0468-44-0255; E-mail: fukute@phri.go.jp

A Study on Fractural Mechanism and Its Improvement for Underwater–Welded Steel Sheet Pile Structures

Tsutomu FUKUTE*
Masami ABE**
Hiroyuki HASEGAWA***
Shirou MATSUDA****

Synopsis

Steel sheet piles are indispensable material for construction of harbor structures and have been used with cathodic protection in submerged zone.

It is reported that in the case of large scale earthquake, liquefaction of backfill materials behind quay walls damaged some steel sheet piles at the portions where aluminum alloy anode were underwater–welded.

One of the major causes of that damage may be the brittleness of sheet piles ascribed to underwater welding.

Under this background, the following items are studied in this paper.

- (1) Review of the damages of steel sheet piles found in past large scale earthquakes;
Nihonkai–Chubu Earthquake and Kushiro–Oki Earthquake
- (2) Full–scale execution test of underwater welding
- (3) Experimental confirmation of fractural mechanism of underwater–welded steel sheet piles
- (4) Experiment to find chemical composition of steel effective to improve the fractural mode of underwater–welded steel sheet piles
- (5) Proposition of new standard of chemical composition suitable for steel sheet piles

Key Words: steel sheet pile, underwater welding, brittle fracture, chemical composition, impact value, hardness

* Chief of Materials Laboratory, Structural Engineering Division, Port and Harbour Research Institute

** Senior Research Engineer, Structural Engineering Division, Port and Harbour Research Institute

*** Japanese Association for Steel Pipe Piles

**** Japan Association of Cathodic Protection

1-1, 3-chome, Nagase, Yokosuka

Tel: 0468-44-5033; Fax: 0468-44-0255; E-mail: fukute@phri.go.jp

目 次

要 旨	43
1. まえがき	47
2. 大規模地震による鋼矢板構造物の災害事例	47
2. 1 秋田港大浜地区-10m・2号岸壁	47
(1)被災概要	47
(2)鋼矢板の材質	48
2. 2 釧路港漁港地区南側-7.5m岸壁	48
(1)被災概要	48
(2)鋼矢板の材質	49
3. 水中溶接鋼矢板の材質試験	50
3. 1 溶接試験に用いた鋼矢板	50
3. 2 溶接施工方法	50
(1)試験体	50
(2)作業内容	51
(3)溶接電流・電圧	52
(4)水中溶接における実溶接時間の解析	54
3. 3 水中溶接の施工の実態	54
3. 4 材質試験方法	54
4. 材質試験結果および考察	56
4. 1 材質試験	56
(1)母材の化学成分	56
(2)母材の引張試験	56
(3)母材の衝撃試験	56
(4)溶接部の放射線透過試験	57
(5)溶接部の引張試験	57
(6)溶接部の衝撃試験	58
(7)溶接部の硬度試験	60
(8)溶接部における浸透探傷試験	60
4. 2 成分基準に関する検討	62
(1)Mn/C比の影響	62
(2)炭素当量の影響	63
(3)窒素(N)の影響	64
(4)銅(Cu)に関する検討	66
(5)鋼矢板用の新しい成分(試案)	66

5. 溶接作業における留意点	67
6. 結論	67
7. あとがき	67
参考文献	68

1. まえがき

JIS A 5528 に規定される鋼矢板（熱間圧延鋼矢板）は、岸壁、物揚場、護岸などの港湾施設の重要な資材であるが、海洋環境下での使用に際しては腐食対策が必要不可欠である。なかでも海中部ではアルミニウム合金陽極による流電陽極方式の電気防食が採用されることがほとんどである。しかし日本海中部地震（1983年）、釧路地震（1993年）において、背後地盤が液状化した鋼矢板式岸壁で、電気防食用のアルミニウム合金陽極を水中溶接で取り付けられた部位で鋼矢板が折損した例が報告されている。その主要原因は、背後地盤の液状化による過大な圧力が矢板に作用したことであるが、水中溶接により陽極を取り付けたことによる鋼矢板の脆化も間接的な原因であるとも推定されていた。

しかしながら、これまでにその現象が実験的に確認されたことはなく、また実工事においてその対策も採られていないため、今後同様な被害が再発することが懸念されていた。

このような背景から、港湾技術研究所、鋼管杭協会、電気防食工業会の3者は、以下の項目に関する検討を行うことを目的として共同研究を行った。

- (1) 日本海中部地震及び釧路地震等の大規模地震での鋼矢板岸壁の被災概要のレビュー
- (2) 実規模の水中溶接実験の実施
- (3) 水中溶接された鋼矢板の破断メカニズムの実験的確認
- (4) 破断モードを改善するために効果的な鋼の化学成分の実験的確認
- (5) 鋼矢板に適切な化学成分の規格値の提案

本報告は上記に関する検討結果を取りまとめたものである。

2. 大規模地震による鋼矢板構造物の災害事例

日本海中部地震及び釧路沖地震における鋼矢板岸壁の鋼矢板の水中溶接部で破損していた事例は以下の通りである。

2.1 秋田港大浜地区-10m・2号岸壁^{1), 2)}

(1) 被災概要

a) 地震規模

1983年5月26日正午頃、秋田県能代沖の深さ14kmを震源とするマグニチュード7.7の地震が発生した。秋

田県、青森県及び北海道南部の各地に激しい震動をもたらした。

秋田港では、南北成分191gal、東西成分209gal、鉛直成分40gal、水平方向最大合成加速度222galが観測された。また、継続時間は初期微動ののち50gal以上の地震動が50秒以上続いた。

地震により、各地で住宅の倒壊、道路の陥没、港湾施設の被災等大きな災害が発生した。港湾施設については、青森県北西部から秋田県西南部にわたる各港において、係留施設を中心に被害が生じた。

b) 鋼矢板岸壁の被災概要

被災した鋼矢板岸壁の中で、秋田港大浜地区で被災を受けた-10m・2号岸壁は、鋼矢板が海側に大きく湾曲し、水面下6m付近の広範囲にわたりクラックあるいは折損が発生した。折損矢板の破断は、写真-2.1に示すように、電気防食用の陽極が矢板へ溶接された部分で起きているものが多いが、それ以外の部分でも破断しているところがあった。



写真-2.1 大浜-10m・2号岸壁の電気防食用陽極の溶接部における鋼矢板の破断

岸壁構造は、1975年に完成した控え直杭を有するU型矢板（IV）型式であり、図-2.1のような断面をもつものである。

背後地盤は、海砂を陸上まき出しによって造成されており、上部には $D_{50} = 0.5 \sim 0.6\text{mm}$ 程度の細粒分が少ない砂が堆積している。（図-2.2 参照）

今回の地震により、この背後地盤に液状化が発生し、それによって増大した鋼矢板に作用する地震時土圧は、鋼矢板の曲げあるいは引張応力度以上の応力を発生させるような過大な外力となり、鋼矢板にクラックや折損を生じさせた。また、被災した箇所のタイロッドの周囲を掘り起して調査した結果によると、タイロッドが破断し

源とするマグニチュード7.8の地震が発生した。本地震は、震央距離約15kmにある釧路で震度VIを記録したのをはじめとして、北海道及び東北の各地に激しい地震動をもたらした。釧路港では、南北方向に最大加速度469galの記録が得られ、大規模な液状化現象が発生したことが報告されている。

この地震により、北海道東部太平洋沿岸の釧路港、霧多布港、十勝港、根室港、浦河港の港湾、厚岸漁港等の漁港、釧路空港等で被害が発生した。

b) 鋼矢板岸壁の被災概要

被災後の潜水調査により、釧路港漁港地区南側-7.5m岸壁では、写真-2.2に示すように電気防食陽極の溶



写真-2.2 漁港地区南側-7.5m岸壁における鋼矢板の破断

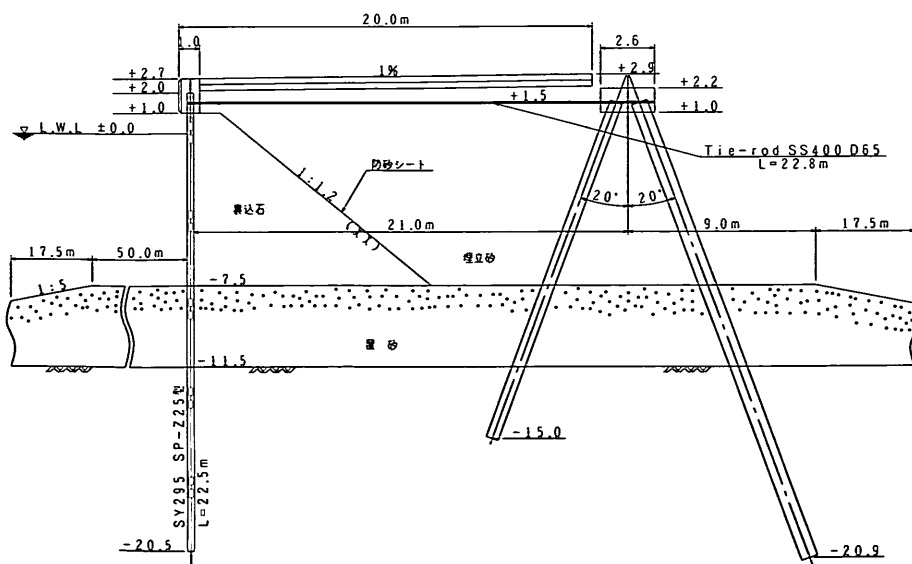


図-2.3 漁港地区南側-7.5m岸壁標準断面図

接取付け部から亀裂が発生し、折損していた。

本施設は、1980年度に完成した控え組杭を有するZ型鋼矢板形式であり、図-2.3.に断面図を示す。

全延長200mにわたり、本体矢板が水深-3~-4mの位置で折損しており、堤体自体が不安定な状態となり構造的に重大な被害を被った。

被害の主な原因は、エプロンが大きく沈下しコンクリートの亀裂から噴砂現象が確認されていることから、液状化現象により矢板背後に過大な土圧が作用したためと考えられる。なお、矢板の折損した位置は、電気防食の陽極の設置点に対応しており、電気防食による材料の劣化と矢板の折損に因果関係の有無に関する調査が必要となった。

図-2.4に土質柱状図を示すが、埋立られた砂はN値が10以下の均質な細砂であり、液状化を裏付けるものである。

(2) 鋼矢板の材質

試料として折損した鋼矢板の他に、折損していない部位から溶接部及び非溶接部のサンプルを採集し、成分分析、引張試験等を実施した。これらの調査結果として以下の報告がなされている。⁴⁾

・鋼矢板の化学成分はJISの規定通りであった。

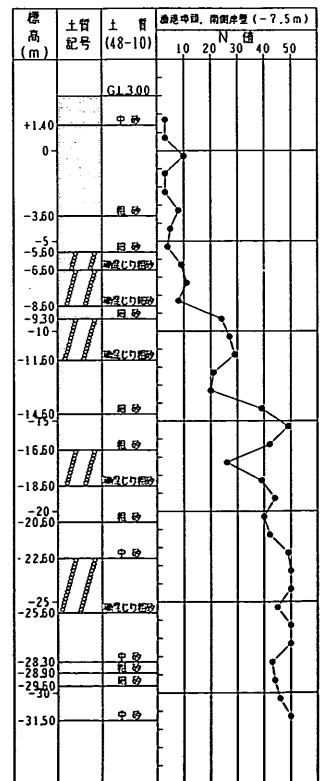


図-2.4 釧路港 土質柱状図

- ・引張試験では、水中溶接による強度変化が確認されたが、降伏強度、引張強度ともに JIS の規定値を満足しており、通常応力下では問題ない範囲であった
- ・試料断面のビッカース硬度分布調査から、水中溶接部で硬度上昇が認められた。
- ・引張試験破断面から水中溶接部では水素脆化割れ破面が認められた。

以上のことより、鋼矢板の電気防食用陽極の溶接部からの折損は、設計荷重を大きく上回る地震力による大きな応力（液状化圧力を考慮した構造計算によると-3.5mの位置で最大曲げモーメントが発生し、応力として470N/mm²）の発生下で起きたものと考えられた。しかしながらこの応力は矢板の引張強度である 490N/mm²よりは小さいため、水中溶接（急熱冷、水素侵入）による溶接熱影響部の材質硬化と、溶接作業性に起因する溶け込み不足などによる溶接部への応力集中が主因で発生した脆性破断と推定された。

3. 水中溶接鋼矢板の材質試験

水中溶接された鋼矢板の破断モードの確認、また破断モードに及ぼす鋼材の化学成分の影響を検討するために、現行の JIS 規格品と化学成分を調整した鋼矢板を対象に、実規模で水中溶接実験ならびに気中溶接実験を行い、そこから採取したサンプルを用いて各種材料試験を行った。

3. 1 溶接試験に用いた鋼矢板

試験に使用した鋼矢板は、現行 JIS 製品（以下、従来材と称す）と溶接性等を改善するために化学成分を変化させた鋼材（以下、改良材と称す）であり、表-3.1に示す化学組成を有するものである。

改良材の目標成分は、釧路沖地震等により発生した鋼矢板の折損が水中溶接による鋼矢板溶接熱影響部の材質劣化に起因していると想定し、以下の観点から設定したものである。

①溶接熱影響部の材質劣化を化学成分面から軽減するには、Si-Mn系フェライト・パーライト鋼における従来の知見から、炭素当量の低減（C、Si、Mn等の個別成分値の上限値制限）、Mn/C比の向上、窒素の低減が有効であること。

②改良材の目標成分設定においては、これらの対策を考慮して設定されている既存他規格を参考に設定すること。

③具体的には、C、Si、Mn等の個別成分値は鋼管杭、鋼管矢板の規格を、炭素当量については建築構造用圧延鋼材、道路橋示方書等の規格を参考に目標レベルを設定すること。

④窒素については、供試材が高炉材であることより40ppm以下を目標とすること。

3. 2 溶接施工方法

(1) 試験体

図-3.1に示すように、長さ 3.5m の鋼矢板に、電気防食用陽極取付金具を想定した取付板を、水中溶接と気中溶接により取り付けた。なお、鋼矢板のサイズとしては、冷却速度等の点で溶接熱影響部材に不利に作用するウェブ厚みの大きいサイズである V L または VI L（ウェブ厚み 24～28mm）を選定した。

①試験鋼矢板

規格：SY295 従来品および改良品（写真-3.1）

型式：V L および VI L

長さ：3.5m

試験枚数：24 枚（表-3.2）

②溶接取付板

規格：SS400

品種：平鋼 16×50×5.5mm

形状：16mmt×50mm×150mm（写真-3.2）

使用枚数：120枚

取付板は鋼矢板1枚あたり5枚を溶接取り付けした。

表-3.1 溶接試験に用いた鋼材の成分値

鋼材の種類	値の区分	化学成分							本数
		C (X10 ⁻² %)	Si (X10 ⁻² %)	Mn (X10 ⁻² %)	P (X10 ⁻³ %)	S (X10 ⁻³ %)	Ceq. (X10 ⁻² %)	N (ppm)	
改良材	目標値	≤18	≤55	≤150	≤40	≤40	≤44	≤40	—
	実績値	10~16	13~33	131~150	13~21	4~12	35~41	19~30	12本
従来材	規格値	—	—	—	≤40	≤40	—	—	—
	実績値	26~35	16~23	74~111	18~24	11~16	46~52	33~49	12本

$$Ceq. = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

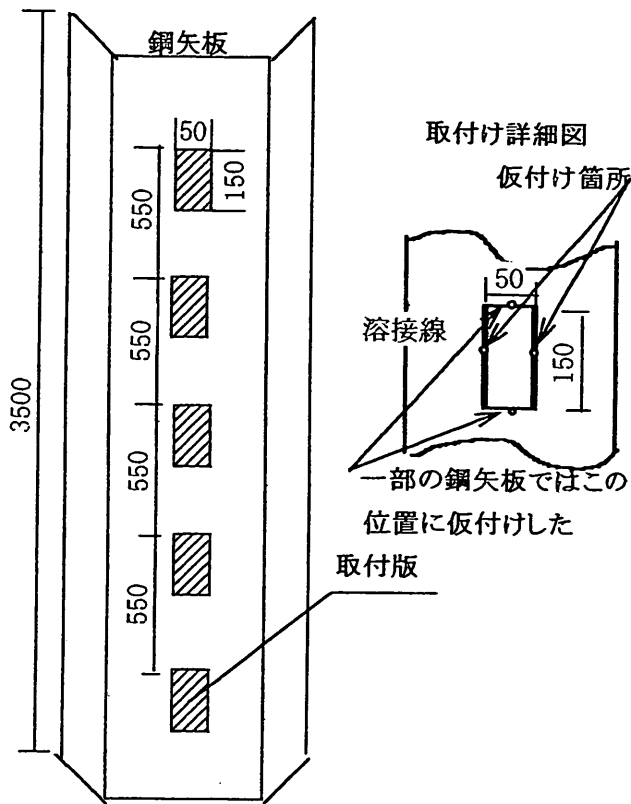


図-3.1 取付板の溶接位置

表-3.2 試験鋼矢板

溶接条件	規格	型式	試験枚数
気中溶接	SY295 従来品	VL	2枚
		VI L	2枚
	SY295 改良品	VL	2枚
		VI L	2枚
水中溶接	SY295 従来品	VL	4枚
		VI L	4枚
	SY295 改良品	VL	4枚
		VI L	4枚
合計			24枚

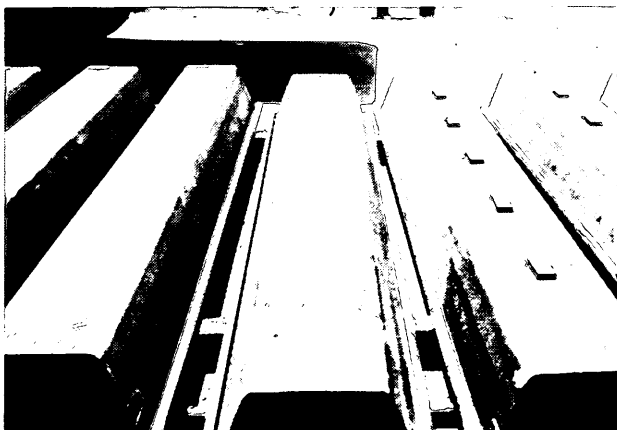


写真-3.1 試験鋼矢板

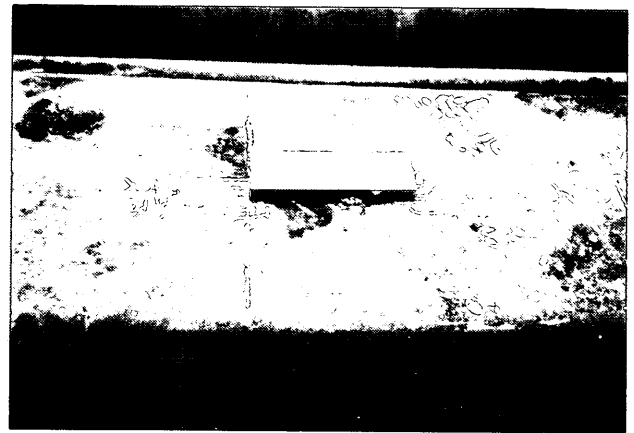


写真-3.2 取付板を仮付けした状態

(2) 作業内容

① 作業手順

溶接の作業手順は図-3.2の通りである。水中溶接は千葉県君津市の東京湾に面する岸壁の前面海中中部で、また気中溶接は同じくその岸壁上で行った。

② 溶接条件

溶接作業は以下の条件で行った。

脚長：6mm 目標、隅肉両側面溶接

溶接長：150mm × 2列（取付板1枚当たり）

溶接工：JIS Z 3801 溶接技術検定合格者

専門級 A-2V

溶接棒：JIS Z 3211

軟鋼用被覆アーク溶接棒 φ 4.0mm

（ビニールテープ巻き 写真-3.5）

溶接機：エンジン付き溶接機 DC280 A（写真-3.6）

溶接姿勢：水中溶接 立向き溶接

気中溶接 下向き溶接

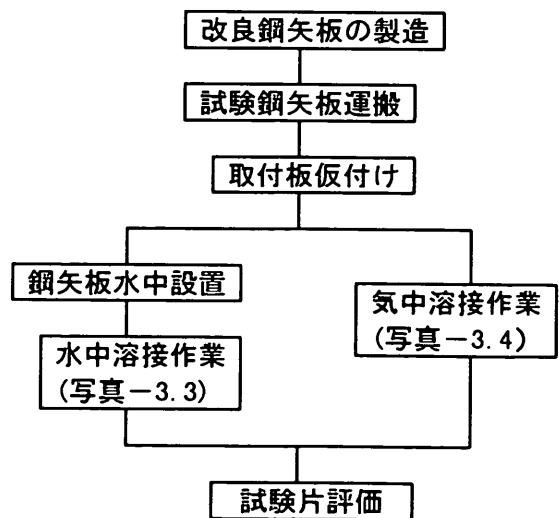


図-3.2 溶接作業の手順

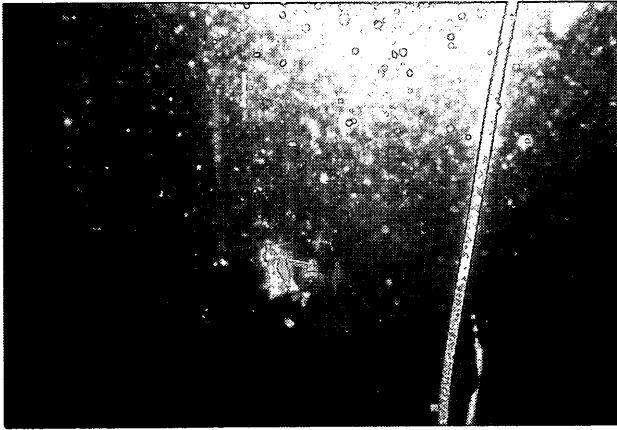


写真-3.3 水中溶接の施工状況

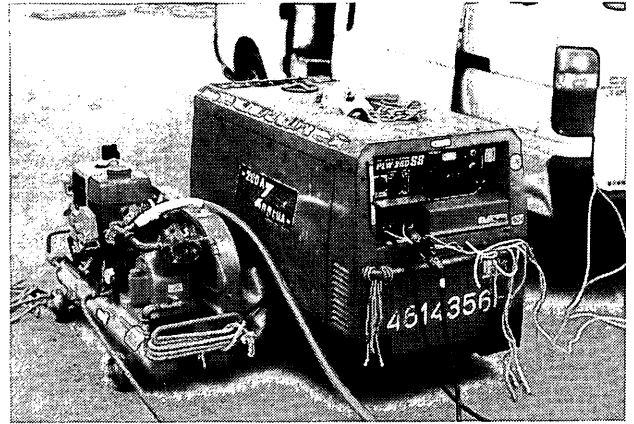


写真-3.6 エンジン溶接機(右)

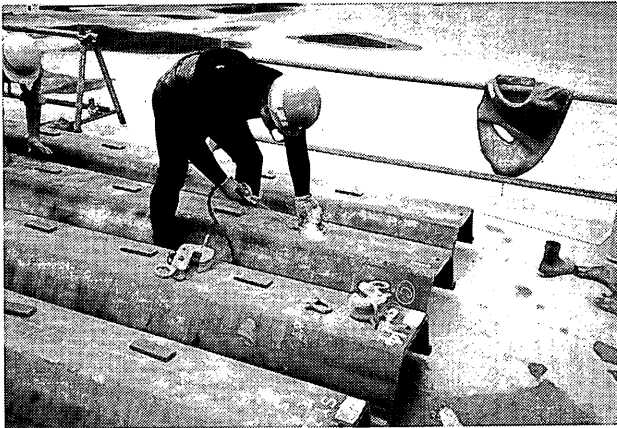
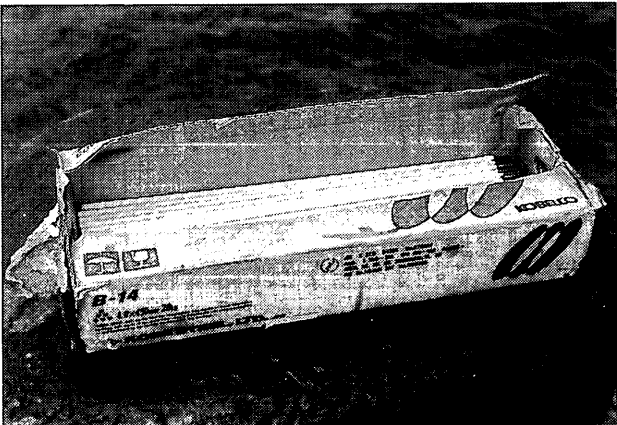


写真-3.4 気中溶接の施工状況



(3) 溶接電流・電圧

気中溶接および水中溶接作業中の代表的な電流・電圧測定チャートを図-3.3に示す。図-3.3より、気中溶接では電流が約 60A、溶接電圧は約 30V であるのに対し、水中溶接の場合は電流が断続しながら溶接されていることがわかる。電流が流れている時の電流値は約 190A 程度である。電圧チャートからも電流の断続が繰り返されながら溶接されていることがわかり、溶接電圧は約 40V である。

溶接開始から完了までの長さでチャートスピードから求めた溶接時間は、気中溶接で 0.84 分、水中溶接で 1.86 分であった。ただし、水中溶接の場合、電流は ON-OFF 繰り返して溶接されているため、実際の溶接時間はチャートから読みとった時間より短いものと判断される。そのため、次項(4)に示す確認実験をおこない、実際の溶接時間(実溶接時間)を算出した。

水中溶接した取付板のビード形状を写真-3.7に、気中溶接した取付板のビード形状を写真-3.8に示す。気中溶接に比べ水中溶接部材のビードには多くの「横縞」が確認され、ビードの形状が電流の断続と対応していることがわかる。

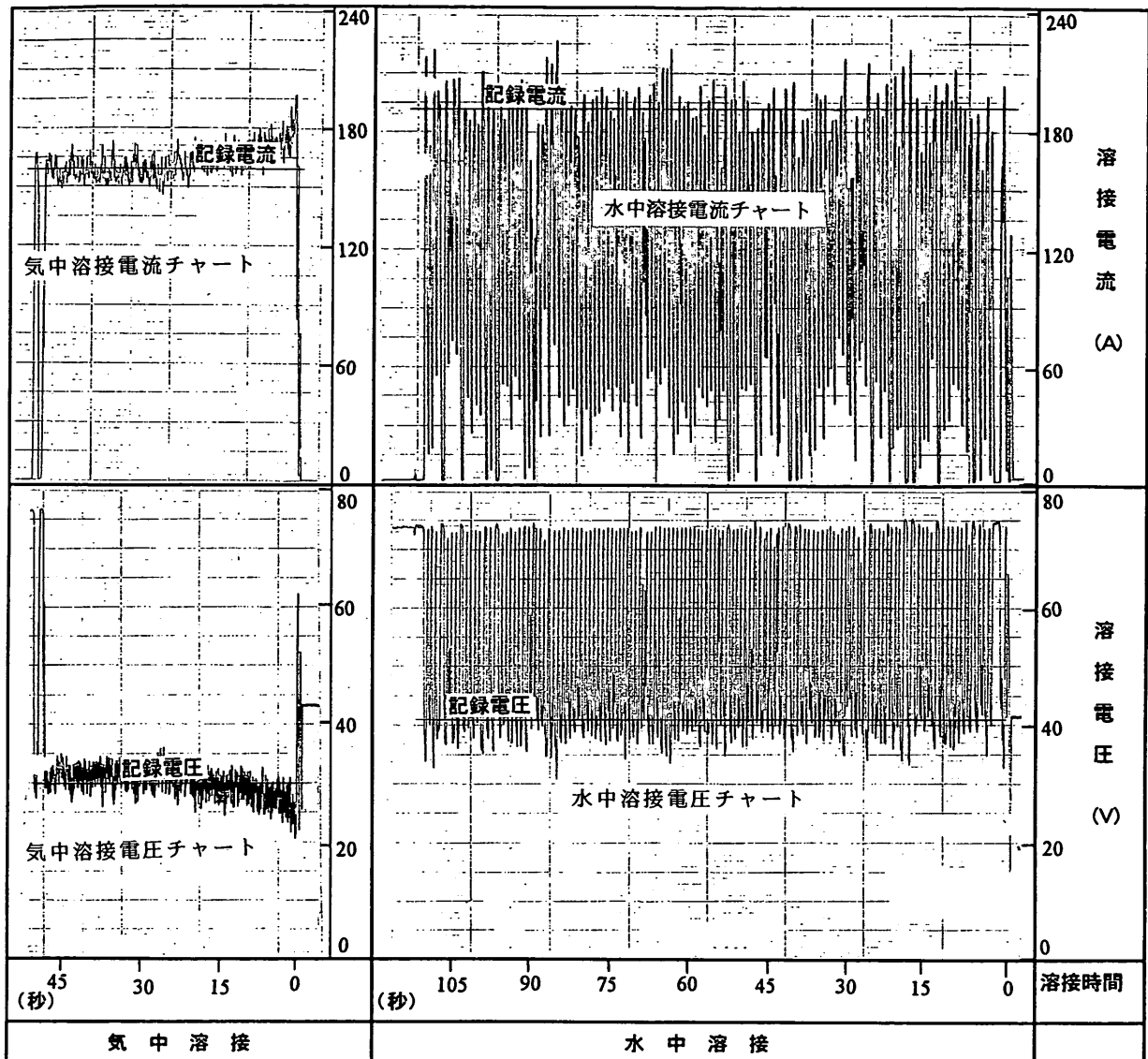


図-3.3 代表的水中溶接および気中溶接の溶接電流・溶接電圧チャート

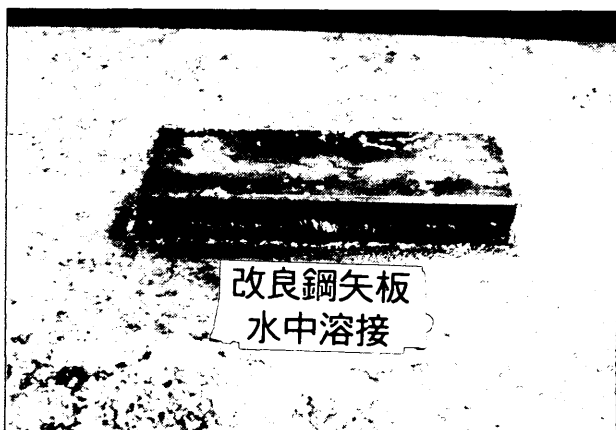


写真-3.7 水中溶接した取付板

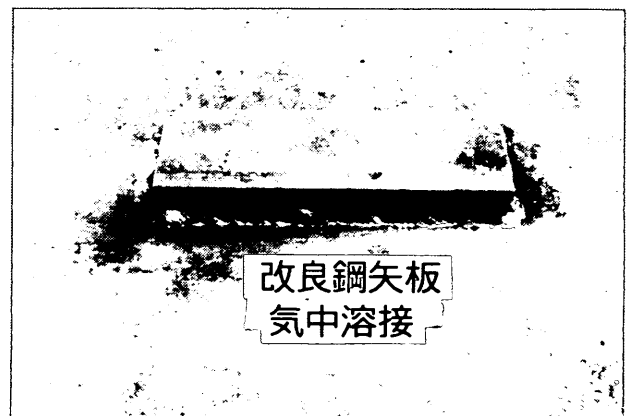


写真-3.8 気中溶接した取付板

(4) 水中溶接における実溶接時間の解析

水中溶接作業における、実溶接時間を求めるため、図-3.4に示す回路を設置し、チャートから求めた溶接時間と電力積算計から推定される溶接時間を比較した。

水中溶接は上記(2)と同じ条件で、4回行った。実験結果は表-3.3に示す通りで、水中溶接実時間は溶接開始から完了までの溶接時間(チャートから求めた時間)の0.611倍であった

- 抵抗R1=1.667×10⁻⁴ (Ω)
(300A-50mV抵抗器)
- 抵抗R2=1.272 (Ω)
(カパノスタートで測定 30.1mA-38.3mV)
- C: 電力積算計 クーロン値で表示
1C(クーロン)=1A・S(秒)
- A: 記録電流計 チャートにて記録

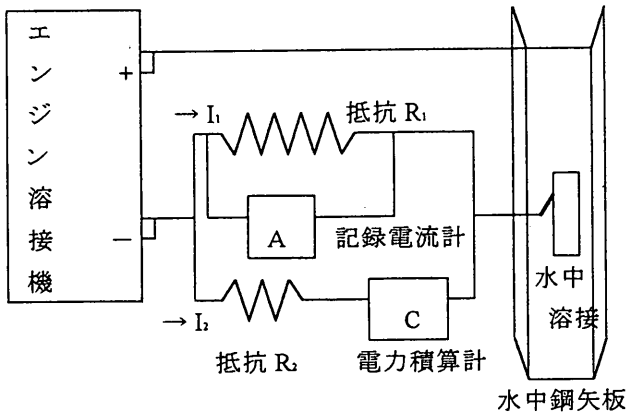


図-3.4 水中溶接における実溶接時間の解析用回路

表-3.3 水中溶接における実溶接時間

	試験回数				平均
	1	2	3	4	
I1 (A)	174	171	171	171	172
I2 (mA)	22.8	22.4	22.4	22.4	22.5
電力量 (c)	1.39	1.33	1.34	1.34	1.35
実溶接時間 (s)	61.0	59.4	59.8	59.8	60.0
溶接時間 (s)*	101.7	94.5	99.8	96.8	98.2
比率	0.600	0.629	0.599	0.618	0.611

*溶接開始から完了までの時間

3.3 水中溶接の施工の実態

気中および水中溶接作業中の溶接電流・電圧等は表-3.4の通りである。入熱の算定には、式(3.1)を用いた。また、その算定に必要な水中溶接の溶接時間は、上記3.2(4)の結果をもとに換算した実溶接時間を用いた。

入熱 H(J/cm) = 60 × E(V) × I(A) ÷ v(cm/min) …式(3.1)

ここに、E(V):溶接電圧, I(A):溶接電流, v(cm/min):溶接速度である。

水中溶接および気中溶接での溶接電流、電圧、速度を図-3.5に示す。水中溶接は気中溶接に比較して溶接電流、溶接電圧ともに大きく、溶接速度は遅いことがわかった。

また水中溶接および気中溶接における入熱計算の結果を図-3.6に示す。水中溶接は気中溶接に比較して入熱が高く、なおかつバラツキも大きいことがわかる。

これらのことから、気中溶接に比べ、水中溶接における施工管理は難しく、また溶接部の材質の変化のバラツキは大きくなることも予想される。

表-3.4 溶接条件

	水中溶接 (n=80)	気中溶接 (n=40)
溶接電流 I (A)	180~213	150~165
溶接電圧 E (V)	37~43	28~33
溶接時間 T (min/15cm)	1.44~2.18	0.77~1.09
溶接速度 v (cm/min)	6.88~10.42	13.76~19.48
実溶接時間* T' (min/15cm)	0.88~1.33	—
実溶接速度** v' (cm/min)	11.28~17.05	—
入熱 (J/cm)	26,000~43,500	15,300~19,900

*電流の断続を考慮した溶接時間

**実溶接時間から算出した溶接速度

3.4 材質試験方法

3.2に示した要領で行った水中溶接部および気中溶接部から各種試験用試料を採取し、鋼矢板の溶接熱影響部と母材部(溶接熱影響を受けていない鋼矢板本体)に対し、表-3.5に示す材質試験を実施した。

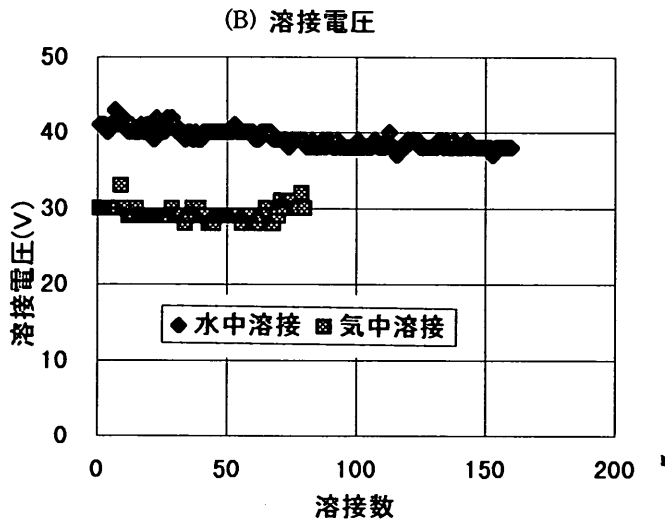
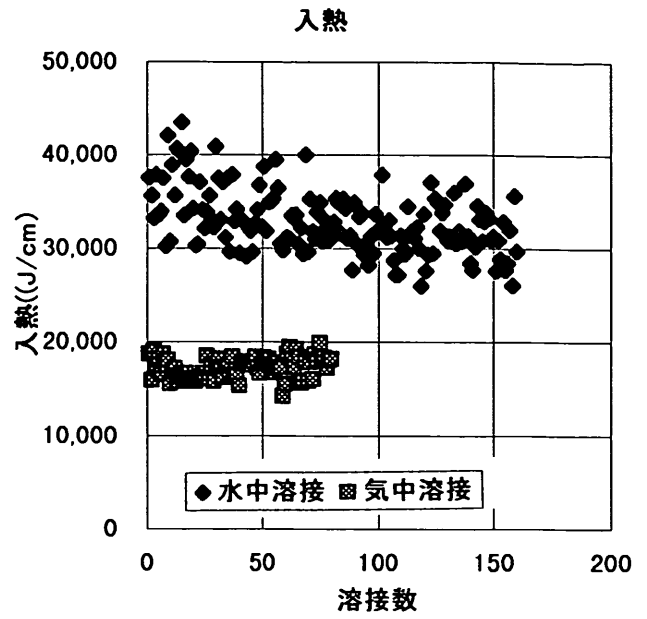
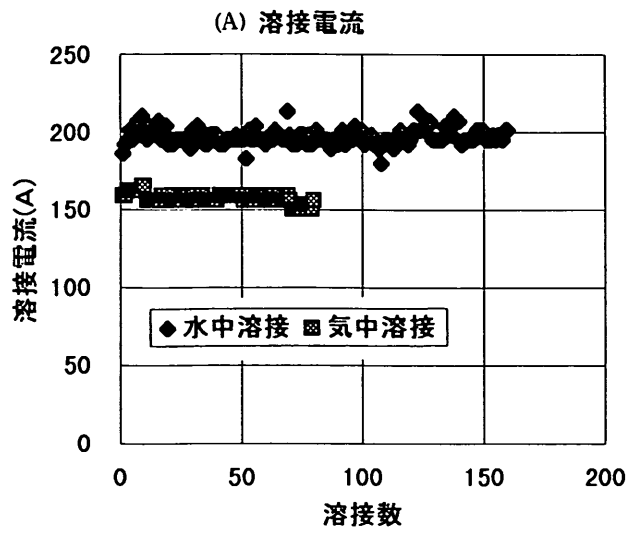


図-3.6 溶接方法別の入熱量の違い

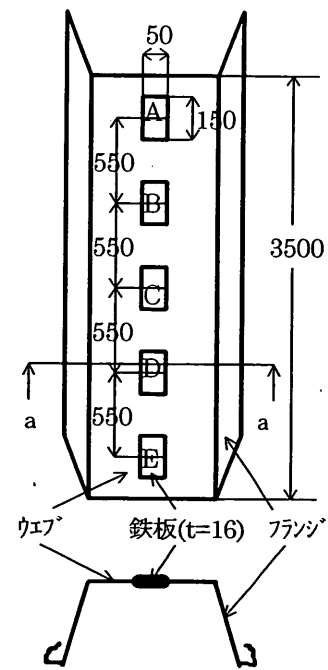
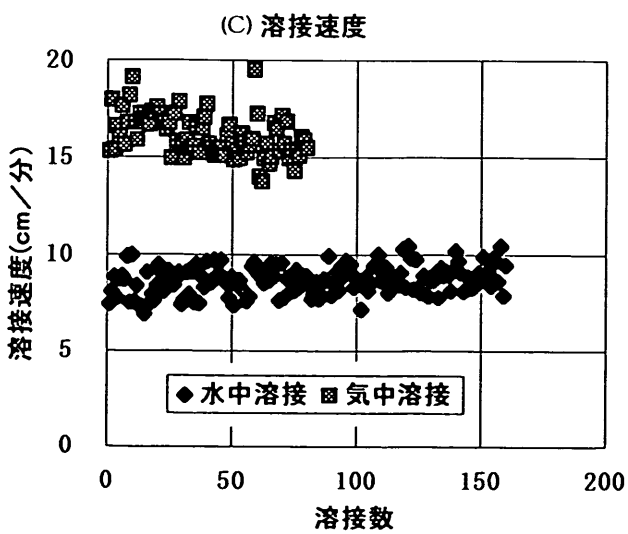


図-3.7 供試材の概略図

図-3.5 溶接方法別の溶接電流, 溶接電圧, 溶接速度の違い

表-3.5 鋼材の試験項目と試験方法

区分	試験項目	方法 (準拠規格)	調査部位 (図-3.7)	備考
母材部	化学分析試験	JIS G 0321	F ウェブ部	分析元素; C, Si, Mn, N. その他Ce _q 式内元素
	引張試験	JIS Z 2241	F 1/4 ウェブ部	試験片寸法; JIS Z 2201 1 A号
	衝撃試験 (シャルピー試験)	JIS G 2242	F ウェブ部	試験片寸法; JIS Z 2202 4号
溶接部	放射線透過試験	JIS G 0581	A~E 熱影響部	熱影響部; 図-3.9
	引張試験	JIS Z 2241	A	試験片寸法; 図-3.8
	同上破断面観察試験	-	熱影響部	
	衝撃試験 (シャルピー試験)	JIS G 2242	B, C 熱影響部	試験片寸法; JIS Z 2202 4号
	硬度試験 (ビッカース硬さ)	JIS G 2244	D 熱影響部	荷重; 10kgf
	組織観察試験	-		光学顕微鏡による観察
	浸透探傷試験	JIS G 2343	E 熱影響部	

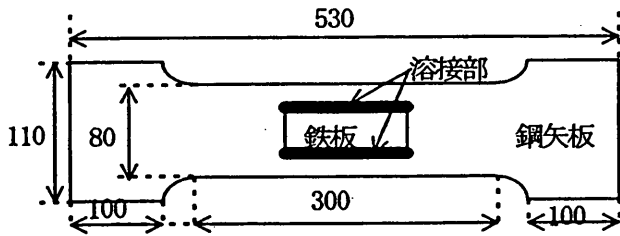


図-3.8 溶接部引張試験片形状

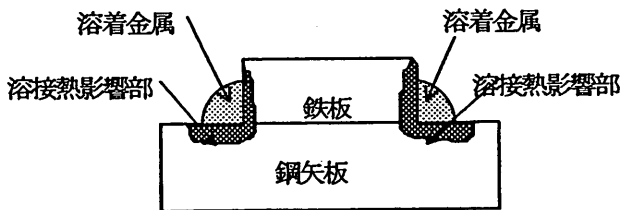


図-3.9 溶接熱影響部概略図 (図-3.7のa-a断面)

4. 材質試験結果および考察

4.1 材質試験

本節では各材質試験について、水中溶接と気中溶接、従来材と改良材との比較を行いながら、水中溶接が鋼材の破断モードに及ぼす影響を示し、考察を加える。

(1) 母材の化学成分

化学成分値と各材質試験との関係を解析するため、サ

ンプル1本ごとに化学成分分析試験を実施した。その主要化学成分分析結果を溶鋼分析値とともに表-4.1に示す。溶鋼分析値と製品分析値の間には大きな差異はないが、化学成分と鋼材の力学特性との関係の考察には、後者の値を用いた。

(2) 母材の引張試験

溶接の熱履歴を受けていない母材の引張試験結果を図-4.1、図-4.2に示す。改良材についても従来材と同様 JIS A 5528 に規定されている機械的性質(降伏点: 295N/mm², 引張強度: 490N/mm²)を満足しており、成分変更による母材保有強度上の問題はないことがわかる。なお、改良材の引張強度が従来材に比べて低いのは、溶接性向上等の観点からC(炭素)を低減したことに起因している。

(3) 母材の衝撃試験

釧路沖地震等で発生した鋼矢板の水中溶接部からの破断は、鋼矢板を寸断する方向に発生している。この破断エネルギーに対する母材の抵抗度(衝撃値)を調査するため、母材の長さ方向(L方向)に衝撃試験片(ノッチは鋼矢板を寸断する方向に付与)を採取し、0℃における母材の吸収可能エネルギーとその破断面形態を調査する衝撃試験を実施した。その結果を図-4.3に示す。Cの低減、Mn(マンガン)の増量等の成分変更により、改良材の吸収可能エネルギー(衝撃値)は増加し、また脆性破面率は低下していることから、改良材の靱性レベルは従来材に比べ大幅に改善されていることがわかる。

表-4.1 サンプルの化学分析試験の結果

鋼材の種類	分析値の種類	化 学 成 分						
		C ($\times 10^{-2}\%$)	Si ($\times 10^{-2}\%$)	Mn ($\times 10^{-2}\%$)	P ($\times 10^{-3}\%$)	S ($\times 10^{-3}\%$)	Ceq. ($\times 10^{-2}\%$)	N (ppm)
改良材	溶鋼分析値	10~16	13~33	131~150	13~21	4~12	35~41	19~30
	製品分析値	10~17	13~35	124~153	13~23	7~11	35~42	21~37
従来材	溶鋼分析値	26~35	16~23	74~111	18~24	11~16	46~52	33~49
	製品分析値	26~37	15~23	70~113	18~30	10~14	45~53	43~54

Ceq (炭素当量(%)) = $C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$

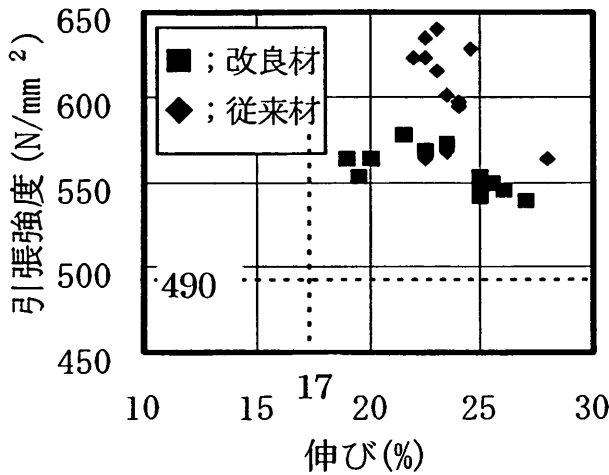


図-4.1 母材部の伸びと引張強度の関係

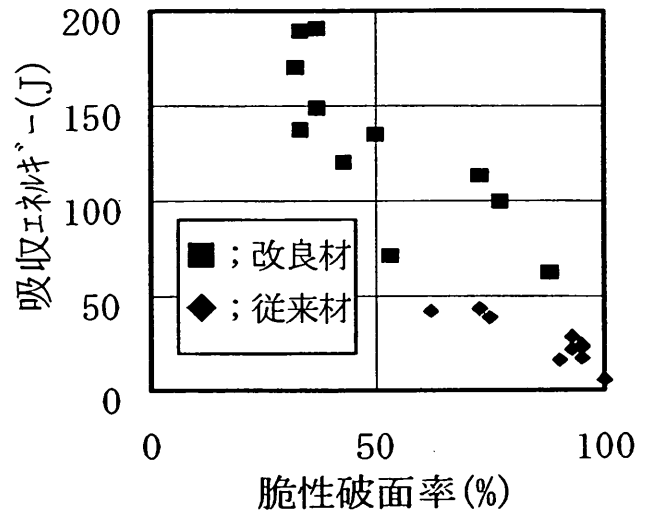


図-4.3 母材の衝撃試験結果

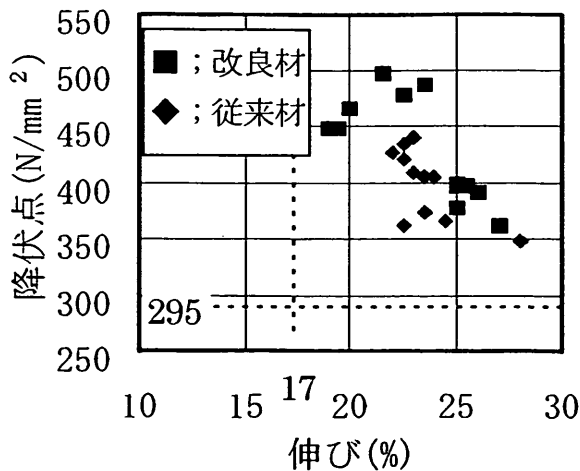


図-4.2 母材部の伸びと降伏値の関係

(4) 溶接部の放射線透過試験

溶接部材質性能試験の事前準備として、溶接部の溶接欠陥有無を調査する放射線透過試験を実施した。その結果、水中溶接の影響と想定されるブローホールが大気溶接に比べ数多く溶着金属中に散見されたが、材質性能に影響を及ぼす溶け込み不良等の重大欠陥は検出されなかった。

(5) 溶接部の引張試験

溶接部の保有強度を調査するために実施した溶接部の引張試験結果を図-4.4、図-4.5に示す。図中の記号に関し、□、◇は大気中溶接、■、◆は水中溶接のものである。

構造物の設計に使用される降伏強度については、溶接後においても改良材、従来材ともほぼ同レベルで、かつ母材の規格である JIS A 5528 の規定値(295N/mm²以上)を満足しており、弾性変形範囲での応力状態であれば水中溶接後の従来材においても材質性能として何ら支障がないと考えられる。

しかし、溶接後の引張強さ、破断伸びについては、改良材に比べ従来材の低下量が大きく、一部において、母材規格 JIS A 5528 の規定値 (引張強さ：490N/mm²以上、伸び：17%以上) を下回っている。大規模地震における護岸背後の地盤の液状化等で、電気防食用陽極を取り付けた鋼矢板に材料の降伏強度を遥かに超える応力が作用した場合 (釧路沖地震での液状化による鋼矢板への作用応力 470N/mm²)、鋼矢板が破断に至る可能性があることが今回の試験結果から示唆される。

この低下の原因は、水中溶接による溶接熱影響部を中

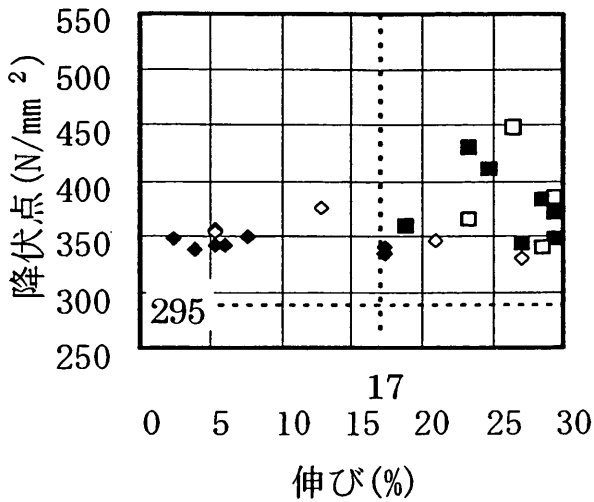


図-4.4 溶接部の伸びと引張強度の関係

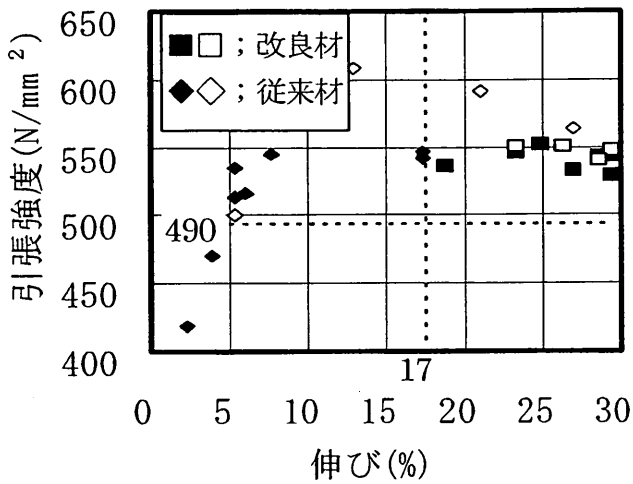


図-4.5 溶接部の伸びと降伏値の関係

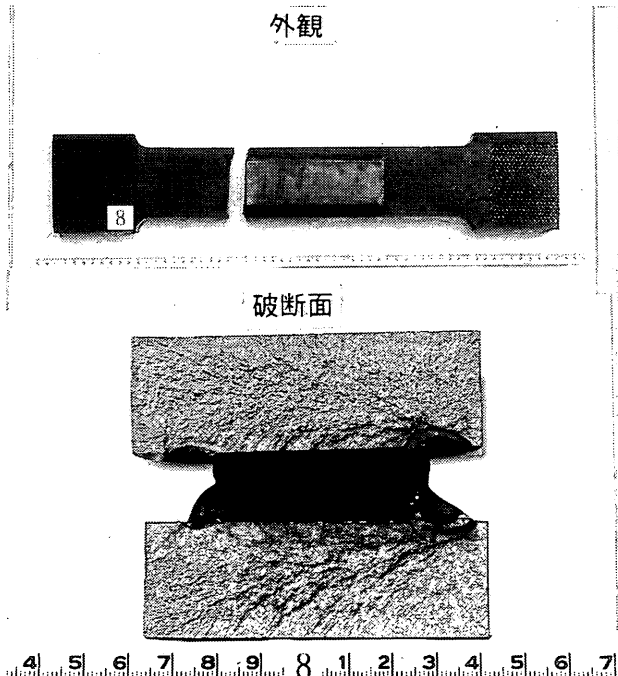


写真-4.1 溶接部引張試験片破断面外観 (従来材)

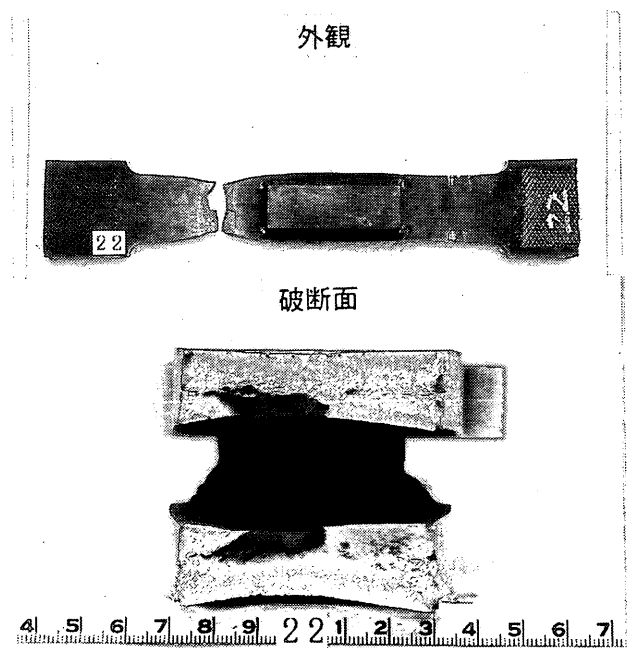


写真-4.2 溶接部引張試験片破断面外観 (改良材)

心とした後述する衝撃値低下、硬度上昇等の材質劣化に伴う脆性破断と考えられる。引張試験実施後の破断面観察試験において、改良材が健全な「延性破面」を呈しているのに対し、従来材の破面が脆性破断を裏付ける「へき開破面」を呈していることから容易に推定される。写真-4.1、写真-4.2に引張試験実施後の破断面外観を写真-4.3、写真-4.4にその破断起点部の走査型電子顕微鏡組織を示す。

また図-4.5では、大気溶接においても従来材の一部で伸び値の低下が見受けられる。

(6) 溶接部の衝撃試験

釧路沖地震等で発生した鋼矢板の破断は、水中溶接部を起点として発生した亀裂が母材に伝播し、破断に至った現象と考えられる。したがってこのような破断を防止するには、母材部と溶接熱影響部の衝撃値レベルを改善することにより、亀裂伝播の抑制を図る必要がある。

このような観点から、母材の衝撃試験と同様に、溶接熱影響部の破断エネルギーに対する抵抗度（衝撃値）を調査するため、溶接熱影響部から鋼矢板長さ方向（L方向）に衝撃試験片（ノッチは鋼矢板を寸断する方向に付与）を採取し、0℃における溶接熱影響部の吸収可能エネルギーと破断面形態を調査する衝撃試験を実施した。その結果を図-4.6に示す。図中の□、◇は大気溶接の結果である。(3)に示した母材部と同様に、Cの低減、Mnの増量等により、改良材の衝撃値レベル（吸収エネルギー）は従来材に比べ大きく改善されている。

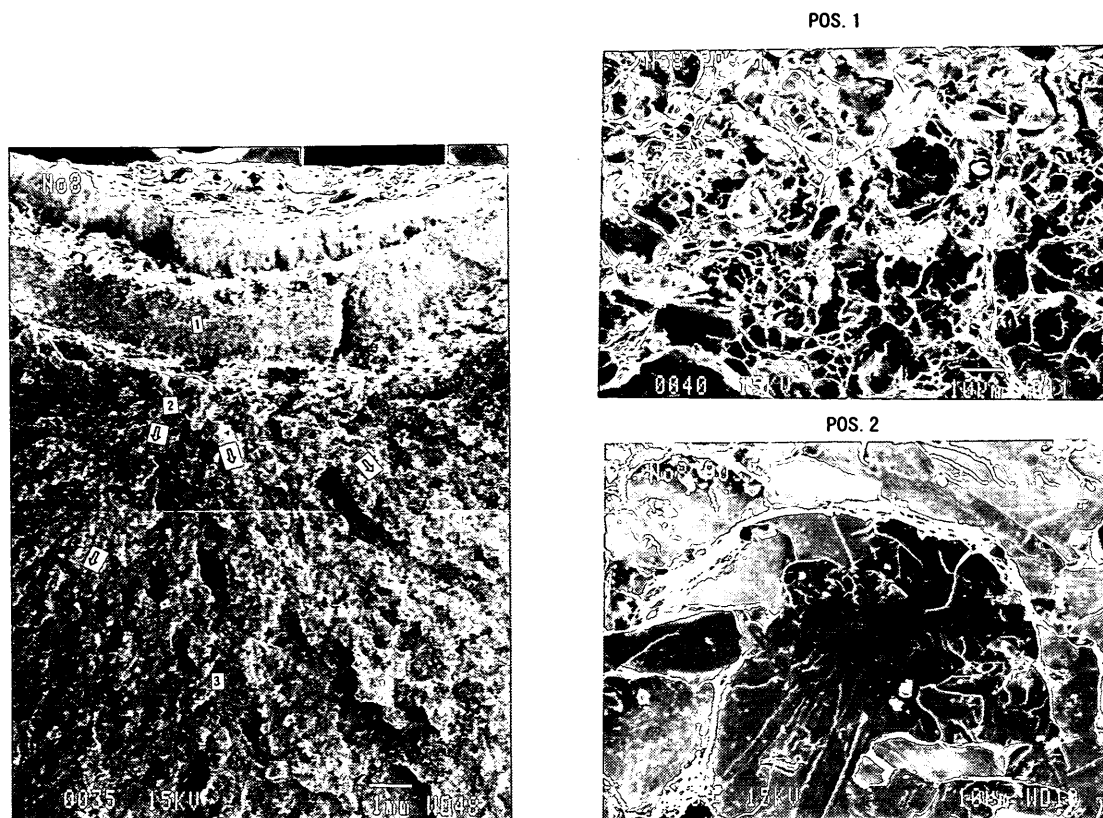


写真-4.3 破断起点部の電子顕微鏡組織（従来材）

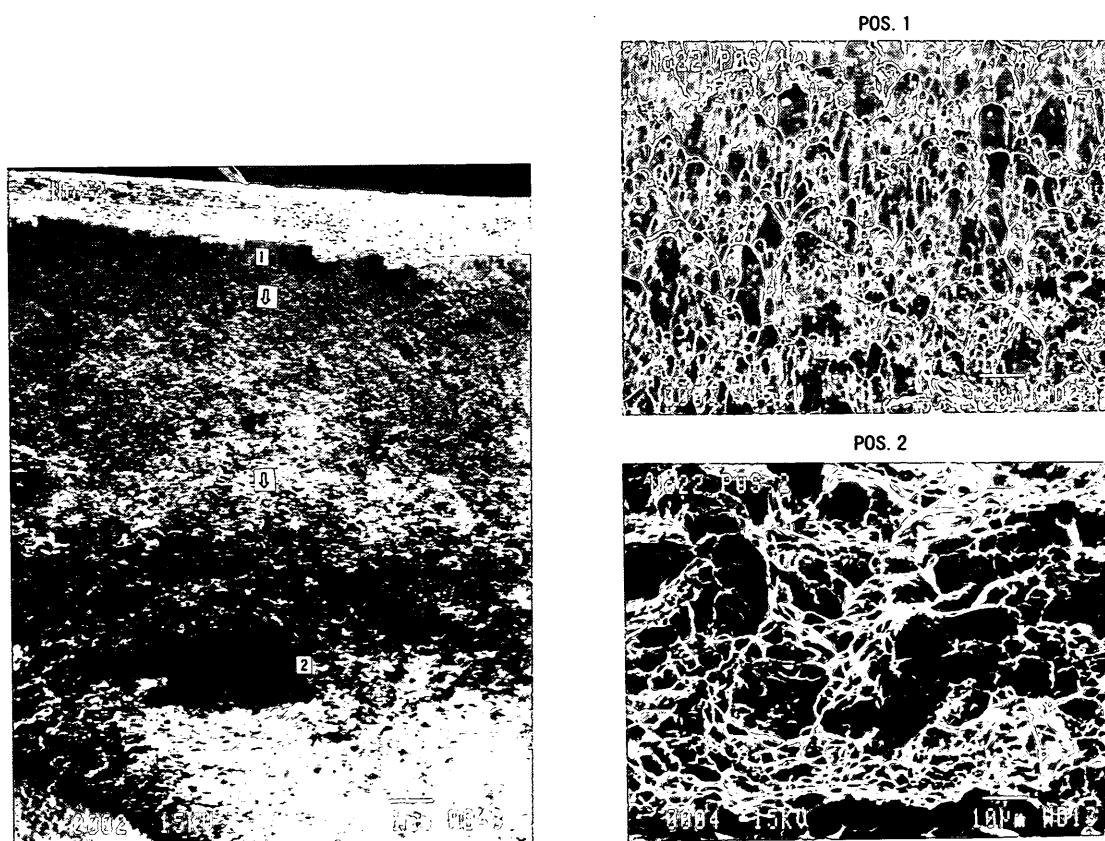


写真-4.4 破断起点部の電子顕微鏡組織（改良材）

なお、従来材の気中溶接部の衝撃値レベルは水中溶接部と同レベルであり、気中溶接においても材質の改善の必要性が認められる。

(7) 溶接部の硬度試験

溶接熱影響部を起点とする破断発生要因として、溶接による急熱急冷熱サイクルで溶接部周辺の鋼材金属組織が非常に硬くて脆い組織に変化することが挙げられている。写真-4.5は水中溶接熱影響部周辺の光学顕微鏡組織を示したものであり、溶接熱影響部周辺にペーナイト、マルテンサイト等の硬い組織が生成していることがうかがえる。

これら組織の生成による溶接熱影響部周辺の硬化の程度を把握するために実施した「溶接熱影響部最高硬さ」を「母材平均硬さ」との関係で図-4.7に示す。水中溶接された従来材の最高硬さが500～650の範囲であったのに対し、改良材では450以下となり、Cの低減効果等により従来材に比べ大きく改善されている。

(8) 溶接部における浸透探傷試験

放射線透過試験では検出困難な平面状の溶接欠陥有無を調査するため、溶接部を溶接線方向に分割し、分割面の浸透探傷試験を実施した。その結果、溶接ビード直下に写真-4.6に示すような割れが観察された。これは、写真

写真倍率：×100

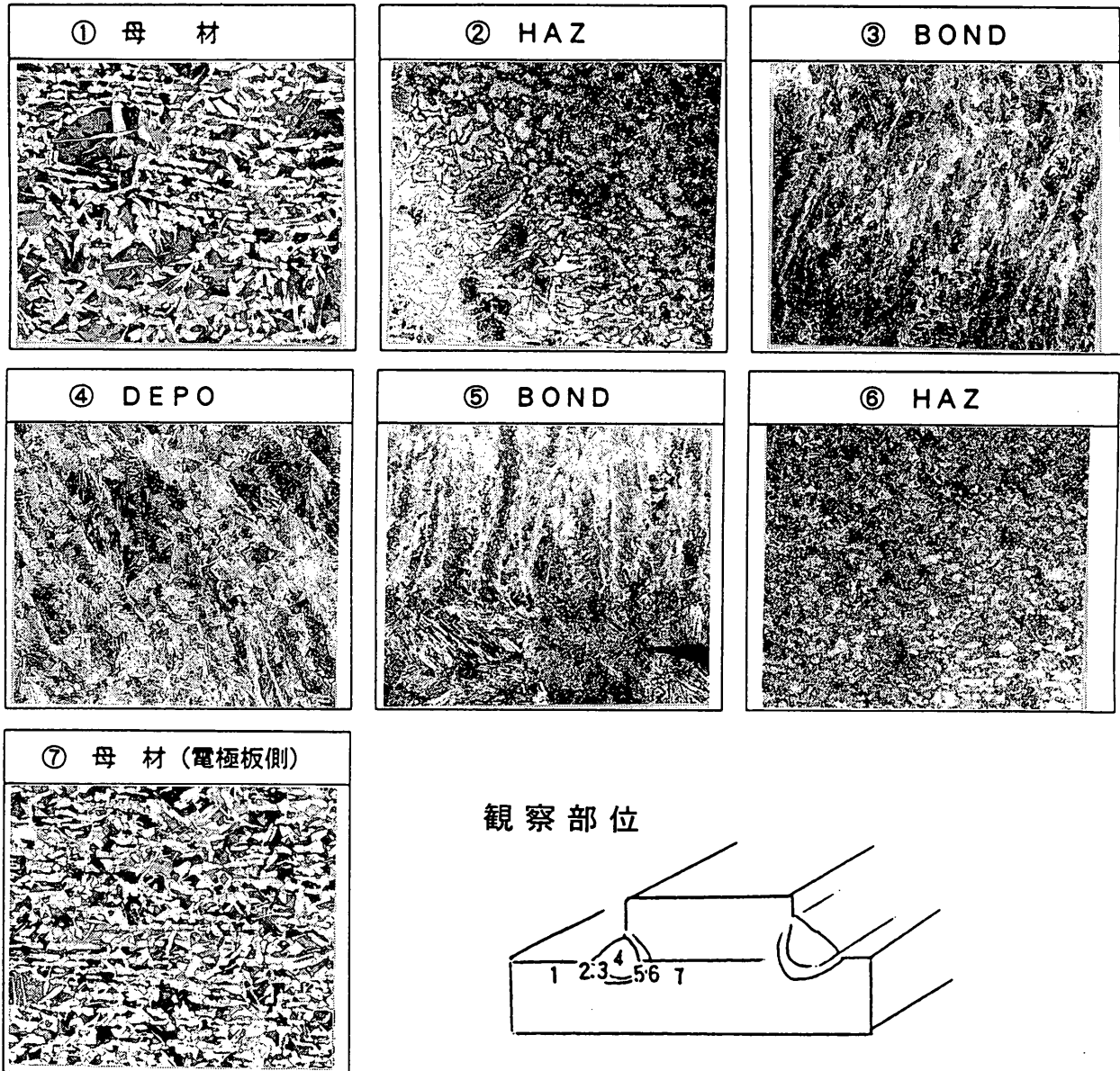


写真-4.5 水中溶接熱影響部の光学顕微鏡組織

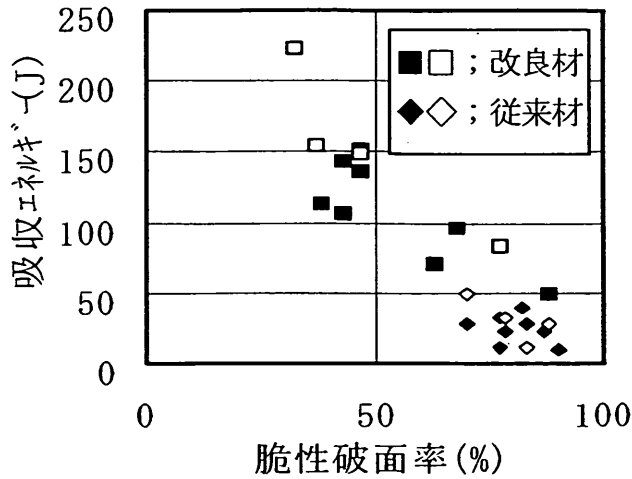


図-4.6 溶接部の衝撃試験結果

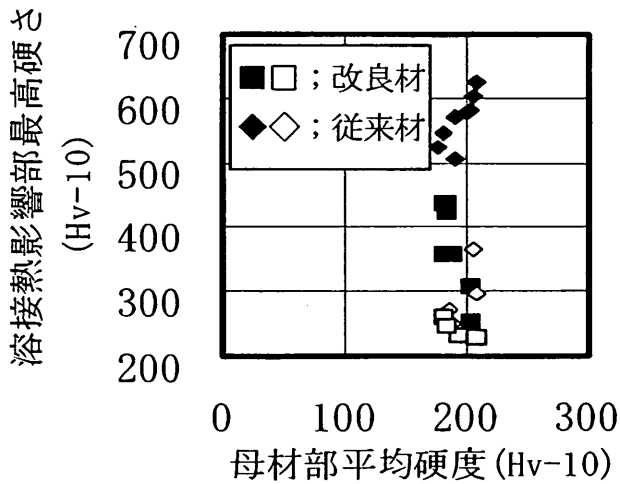
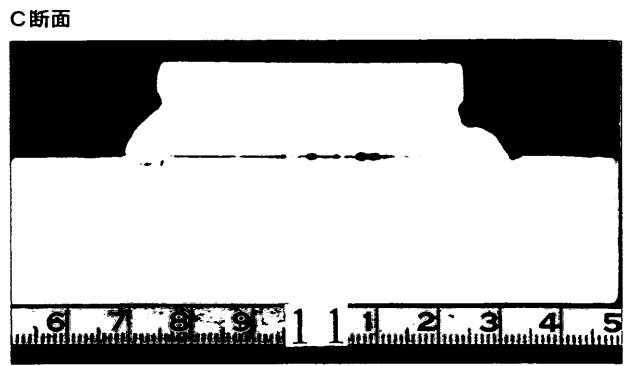


図-4.7 溶接熱影響部の最高硬さと母材の平均硬さ

-4.7に示す溶接部引張試験破断面の走査型電子顕微鏡においても一部の試験材で観察されており、破面形態から判断して海水、溶接棒等からの水素浸入による溶接後の水素による遅れ割れと考えられる。

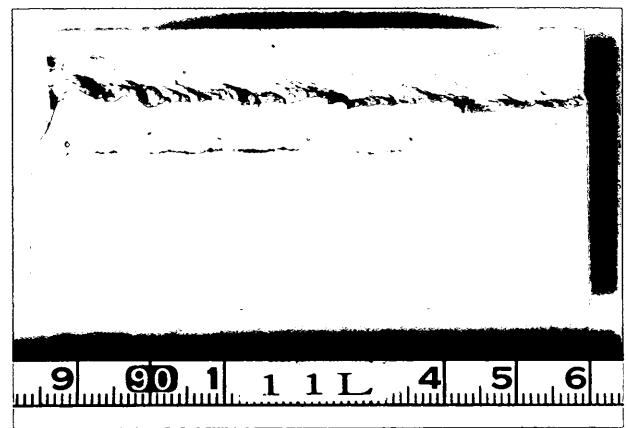
この防止のためには、溶接部に海水などからの水素浸入を防ぐことが重要となる。しかしながら、現状の溶接作業方法を採用する限り、水素浸入を回避し、水素遅れ割れを防止することは極めて困難と考えられるため、水素遅れ割れ存在下においてもこれを起点とする脆性破断進展に繋がらないように、母材および溶接部の靱性レベルを向上させた鋼矢板の開発と使用が不可欠と考えられる。

今回の試験における改良材については、このような水素遅れ割れの存在下においてもその破断形態は延性破断で、材料強度等も確保されている結果が得られているため、次節で述べる成分基準を満足する鋼矢板とすることで、脆性破断は抑制できるものと考えられる。



L断面

Left side



Right side

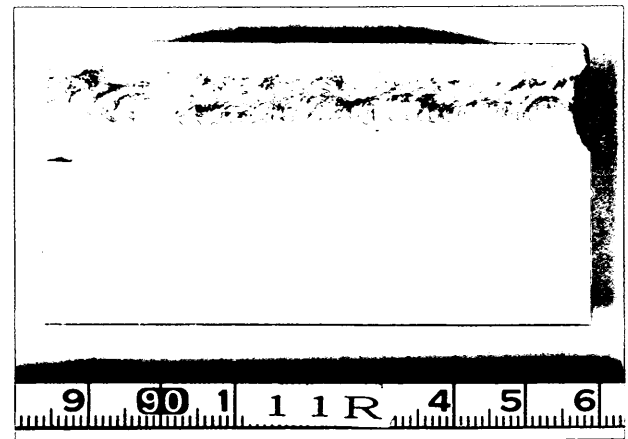


写真-4.6 溶接部の浸透探傷試験の外観

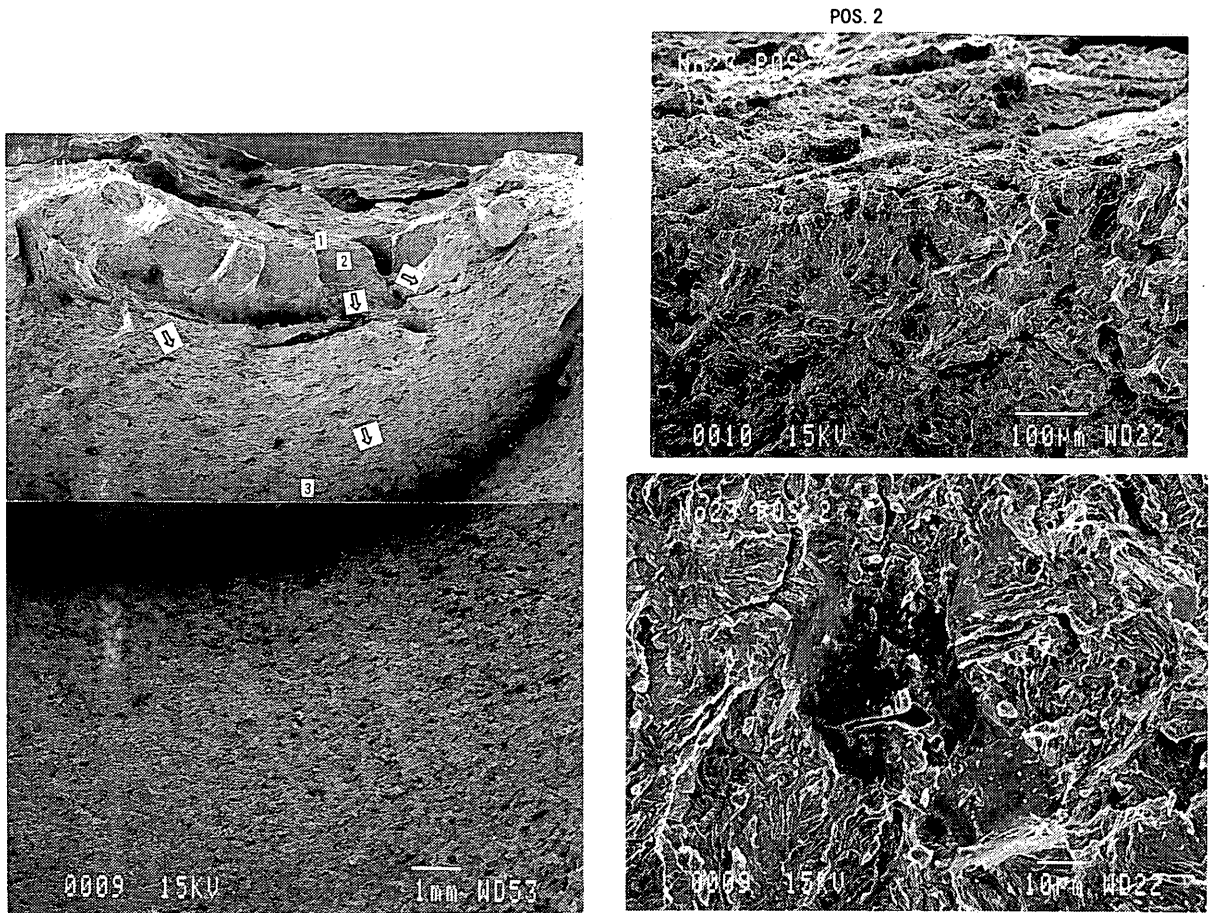


写真-4.7 溶接部水素割れ部の電子顕微鏡組織

4.2 成分基準に関する検討

本節では、溶接の熱履歴を受けた鋼材の力学性質に、鋼材の化学成分が及ぼす影響を検討する。なお解析における各化学成分値には表-4.1に示した溶鋼分析値と製品分析値のうち、製品分析値を使用した。

(1) Mn/C比の影響

釧路沖地震等で発生した鋼矢板の脆性破断は、今回の試験における従来材の脆性破断に見られるよう、溶接熱影響部の材料靱性レベル（衝撃値）の低下がひとつの原因と考えられる。したがって、このような脆性破断を防ぎ健全な延性破断に移行させるには、鋼材の衝撃値を改善することが重要である。また、釧路沖地震等で発生した脆性破断は、鋼矢板を寸断する方向に発生していたため、鋼矢板長さ方向（L方向）の衝撃値が支配的であると考えられる。

図-4.8は水中溶接部引張試験における引張破断面の破断形態をパラメーター（脆性破断、延性破断）として伸びと母材衝撃値（L方向 0℃）の関係を示したものであり、図-4.9は同様に伸びと溶接熱影響部衝撃値（L方向 0℃）の関係を示したものである。

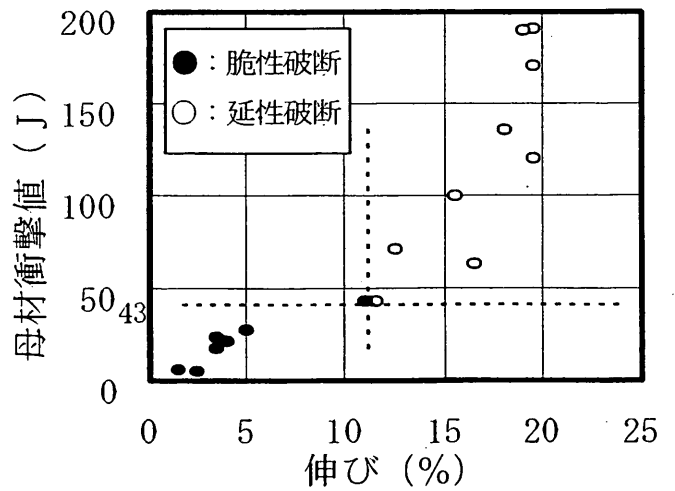


図-4.8 溶接部引張試験片破断形態と母材衝撃値

図-4.8,図-4.9より、L方向0℃の母材衝撃値で43J以上、溶接熱影響部衝撃値で29J以上であれば、延性破断、すなわち健全な破断性状とすることができることがわかる。

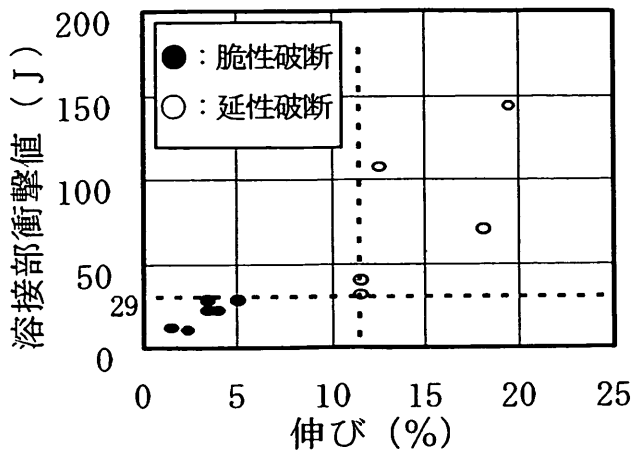


図-4.9 溶接部引張試験片破断形態と溶接部衝撃値

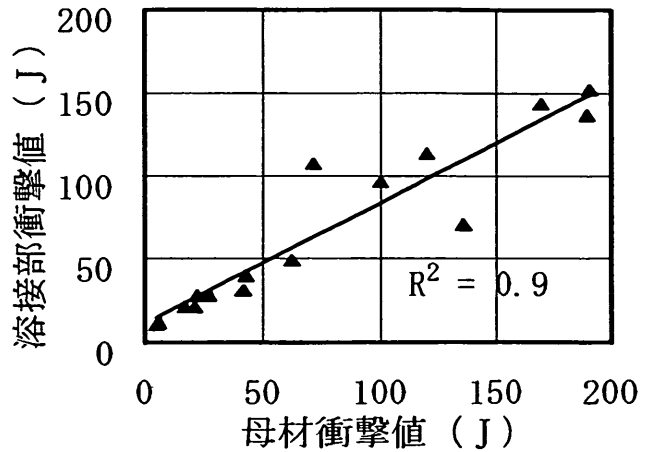


図-4.10 母材衝撃値と水中溶接部衝撃値の関係

一方、図-4.10は母材衝撃値と水中溶接部衝撃値の関係を示したものであり、相関係数が0.9と高いことから両者には強い相関がある。したがって、溶接熱影響部からの破断を健全な延性破断にするには、母材の衝撃値を改善すればよいことがわかる。

また、Si-Mn系鋼材の母材衝撃値は、一般的にMn/C比と強い関係にあることが従来の知見からわかっている。図-4.11は今回の試験におけるMn/C比と母材衝撃値の関係を示したものであり、相関係数0.7であることから両者には強い相関があると言える。

以上より、溶接熱影響部の健全な延性破断を得るためのMn/C比は、既存他規格との整合性を勘案した母材衝撃値(L方向 0℃)を47 J以上とした場合、図-4.11からMn/C比を8.5以上(安全をみて今回データの下限近傍で設定)とする必要がある。

参考として図-4.12にMn/C比と溶接熱影響部衝撃値との関係を示す。図-4.12において等しいMn/C比で水中溶接と気中溶接で差が生じている原因は、3.2および3.3に示したような溶接入熱量と冷却速度の差にあると考えられる。すなわち、表-4.2に示すように水中溶接では大量の熱が溶接部に供給された後に急速に冷却されるため、熱劣化が著しくなるものと推定される。

(2)炭素当量の影響

溶接熱影響部の脆化程度を定量的に表す指標である溶接熱影響部の最高硬さは、一般的に炭素当量値との相関が強く、建築・橋梁等の分野で溶接性が重要視される鋼材(SM材)に対しては炭素当量値規制が付けられている。

図-4.13は溶接熱影響部の最高硬さと炭素当量との関係を示したものであり、従来の知見通り強い相関がある。水中溶接による溶接熱影響部の最高硬さが大気溶接に比

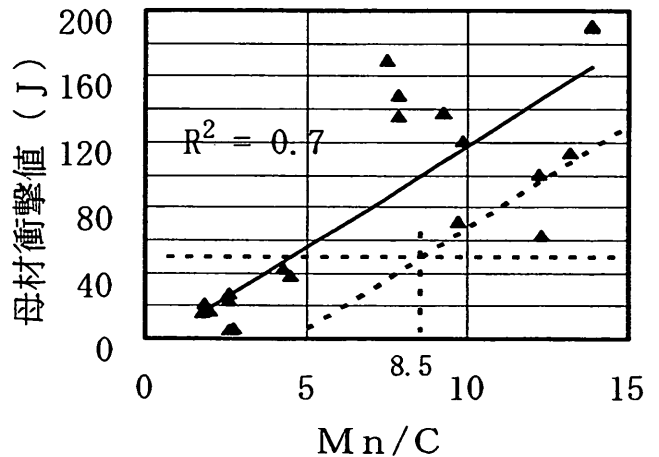


図-4.11 Mn/C比と母材衝撃値の関係

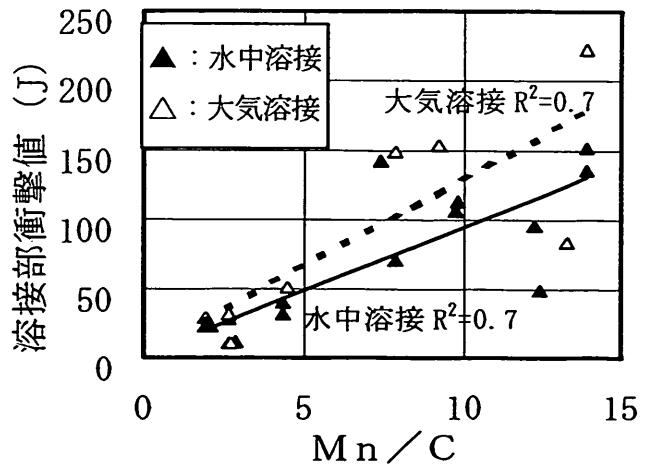


図-4.12 Mn/C比と溶接部衝撃値の関係

表-4.2 溶接法による入熱, 冷却条件の違い

溶接方法	溶接入熱量 (KJ/cm)	800/500℃冷却速度 (℃/Sec)
水中溶接	26~43.5	80~200
気中溶接	15.3~19.9	40~60

べ上昇する原因は(1)に述べた溶接条件の差によるものである。

次に炭素当量値の上限値について検討する。前述したように建築・橋梁等分野で溶接性が要求される鋼材（50キロ級）に対しては、炭素当量値で0.44～0.46%以下、溶接熱影響部最高硬さで350～370以下（この値を超える場合は予熱が必要）の規制が実施されている。これらの数値は、溶接による熱影響部の材料硬化（脆化）を含む溶接欠陥の発生を防止するために過去の技術的経験に基づき設定された数値である。したがって、検討においてはこれら既存規格値を参考にしながら、溶接熱影響部からの破断を脆性破断から延性破断に移行できる溶接熱影響部最高硬さ値と炭素当量値を今回の試験から見出すことが重要である。

図-4.14は溶接熱影響部最高硬さと炭素当量の関係を溶接部引張試験における引張破断面形態をパラメーター（脆性破断、延性破断）として整理したものである。この図より、溶接熱影響部の健全な延性破断を得るには、最高硬さ値が500以下になるよう、炭素当量値で0.46

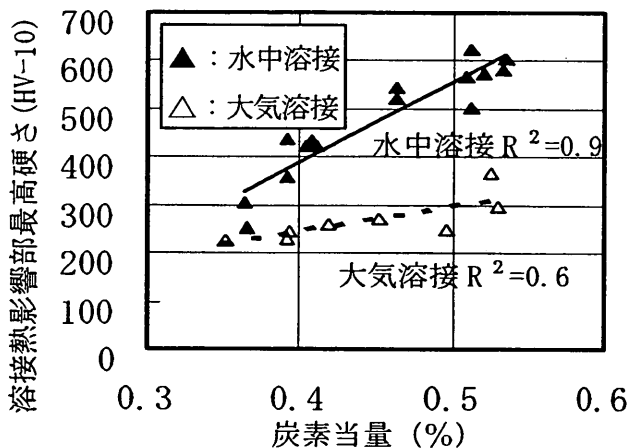


図-4.13 溶接法別の炭素当量と溶接熱影響部最高硬さとの関係

%以下とすることが有効であることがわかる。

以上より、炭素当量値の上限値は既存規格との整合性等を勘案し、種類記号SY295を0.44%以下に、種類記号SY390を0.46%以下とすることが妥当であると考えられる。なお、炭素当量値に影響するC、Si、Mn等の個別元素については、鋼管杭・鋼管矢板（50キロ級）の規格値を踏襲することで、前項で述べたMn/C比も含め満足できるものと考えられる。表-4.3に鋼管杭・鋼管矢板（50キロ級）、溶接構造用圧延鋼材、鋼矢板の成分規格値を示す。

(3)窒素(N)の影響

鋼中の窒素は鋼材の強度を上昇させると同時に溶接熱影響部の材質劣化を誘発させる元素として知られており、多くの研究がなされている。例えば、Pickeringはフェライト・パーライト鋼における衝撃試験の破面遷移温度Trs(Transition temperature of surface)を以下の式で示しており、特に窒素による靱性低下が著しいことを指摘している⁵⁾。

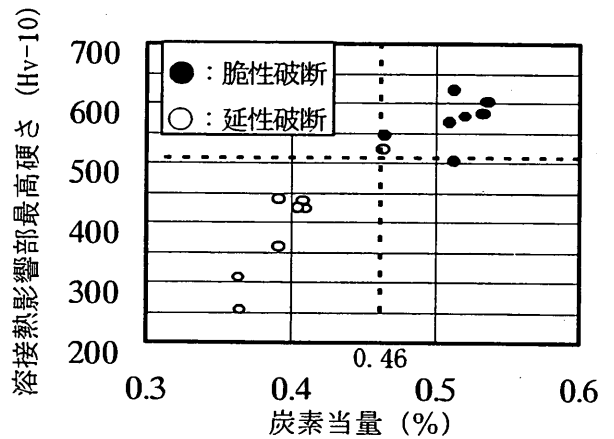


図-4.14 破断形態別の炭素当量と溶接熱影響部最高硬さとの関係

表-4.3 鋼管杭・鋼管矢板、建築構造用圧延鋼材、鋼矢板の成分規格値（50キロ級）
（単位 %）

品 種	化 学 成 分						
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ceq.
鋼管杭・鋼管矢板 JIS A 5525	≤0.18	≤0.55	≤1.50	≤0.04	≤0.04	—	—
建築構造用圧延鋼材 JIS G 3136	≤0.18	≤0.55	≤1.60	≤0.03	≤0.015	—	≤0.44~0.46
鋼 矢 板 JIS A 5528	—	—	—	≤0.04	≤0.04	≥0.25	—

$$Ceq（炭素当量（%））=C+Si/24+Mn/6+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14$$

$$\text{Trs} (\text{°C}) = -19 + 44 (\text{Si}\%) + 700 (\sqrt{\text{N}\%}) + 2.2 (\text{バ-ライト}\%) - 11.5d^{-1/2}$$

ここに、N：固溶窒素量 (mass%)，d：フェライト粒径 (mm)である。

図-4.15は厚鋼板における溶接熱影響部の韌性に及ぼす窒素の影響を調査したデータ (C eq.= 0.38%, Mn/C = 9.5, 溶接入熱 = 100KJ/cm) であり、窒素の増加により溶接熱影響部の破面遷移温度 Trs が上昇し鋼材が脆化する結果が得られている^(9)・7)。

その報告では固溶状態の窒素は鋼を脆化させ、この現象は母材及び溶接熱影響部を問わず共通の原則であり、母材についてはアルミニウム等で窒素を固定することが可能であるが、溶接熱影響部は窒化アルミニウムが再固溶し、固溶窒素が増大するため、韌性は低下すると結論付けている。

このような知見に基づき実施した鋼矢板の水中溶接部における再現実験結果 (Ceq.=0.44 ~ 0.46 %, Mn/C=7.6 ~ 8.3, 溶接入熱 = 23 ~ 33KJ/cm) を図-4.16に示す。従来からの知見と同様、窒素による溶接熱影響部の脆化 (衝撃値の低下) が顕著に認められる。

以上より、水中溶接における鋼矢板溶接熱影響部からの脆性破断を防止するには、Mn/C比、炭素当量値のほかに、窒素の上限値を規定することが重要であるといえる。

今回の試験において、Mn/C比、炭素当量の規制値の検討に使用した鋼矢板の窒素レベルは 19~49ppm であるため、50ppm 以下の窒素量であれば前述した規制を行うことで溶接熱影響部の破断韌性に優れた鋼矢板とすることができるものと判断される。

窒素量が 50ppm を超える鋼材は図-4.15, 図-4.16に示すように溶接熱影響部の衝撃値が大幅に低下する。したがって、このような窒素含有量の高い鋼材に対しては、今回の基準値を適用することはできない。また、窒素は残留歪みの作用による時効硬化現象で鋼材が脆化 (衝撃値が大幅に低下) する元素であることが過去から知られている。^(8)・9)・10)

図-4.17は、このような観点から、従来材の鋼矢板の5%歪み付与による20℃における母材衝撃値の低下率と窒素の関係を整理した実験室での実験結果である。本結果から窒素含有量が60ppmを超えると母材衝撃値が大幅に低下することがわかる。また、釧路沖地震での液状化による鋼矢板への作用応力 (470N/mm²) からすると鋼矢板には数%オーダーの塑性歪みが鋼矢板に作用していたと推察される。このことは、大規模地震等で窒素

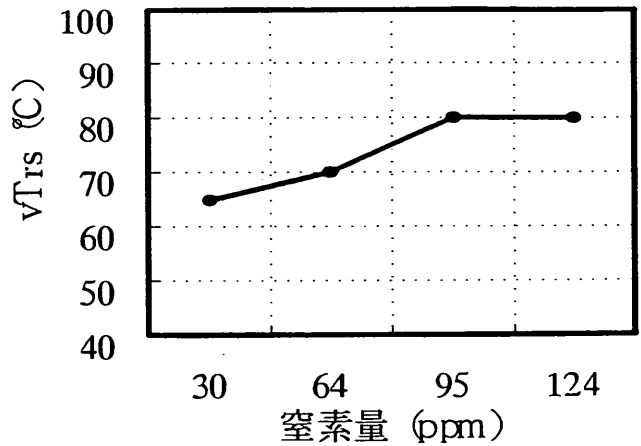


図-4.15 破面遷移温度におよぼす窒素の影響

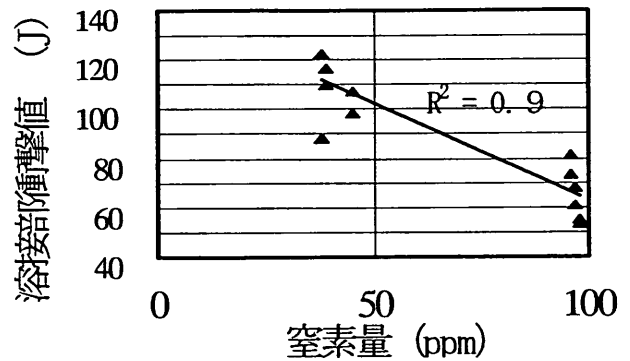


図-4.16 溶接熱影響部衝撃値におよぼす窒素の影響

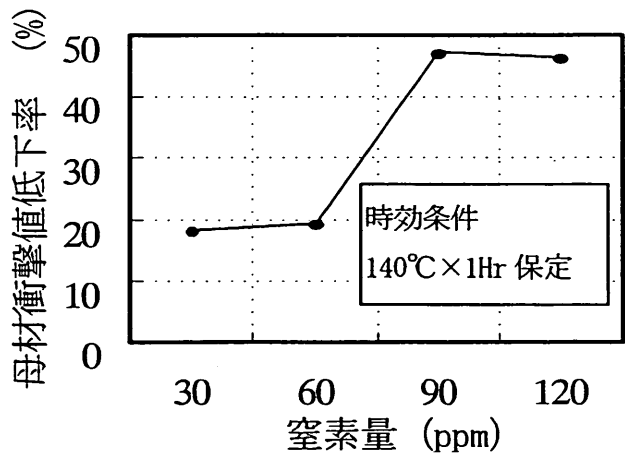


図-4.17 母材の衝撃値の低下率におよぼす窒素の影響

含有量の高い鋼矢板に塑性歪みが作用した場合、その時点で破断に至らなかったとしても、歪み時効硬化による経年材質劣化 (衝撃値低下) により、それ以降の比較的小規模な地震等による応力で鋼矢板が破断に至る可能性があることを示唆している。

以上より、窒素の基準値としては 50ppm 以下にすることが妥当であると考えられる。

(4)銅(Cu)に関する検討

表-4.3に示したように、現行の鋼矢板のJIS規格ではCuを0.25%以上含むよう規定されている。この背景として、JIS A 5528-1967の解説に、「……耐食性に対するCu添加の効果のほどがどの程度か明確ではないが、現行では鋼管形を除いてはCu添加鋼であり、……現状どおりCu添加鋼を規定した。」との記述がなされている。

一方、屋外の鋼構造物の耐食性を高めるために開発された「耐候性鋼」では、その耐食性を高めるためにCuを添加している。しかしながらその耐候性は、大気腐食の場合で、しかも海塩粒子のないところではじめて発揮されるものであって、水中浸漬の状態や塩分の存在下ではその耐候性は普通鋼と変わらないといわれている¹⁴⁾。

また表-4.4はこれまでに公表されている文献^{15)~19)}から抽出した、Cuを含まない鋼管杭とCuを含む鋼矢板の腐食速度を、スプラッシュゾーンと水中部に分けて比較したものである。この結果からは、鋼管杭と鋼矢板とを比較して、腐食速度に優位な差は認められないといえる。

さらに現在では鋼材を永久構造物の構造部材用の資材として使用する場合は、電気防食や塗覆装などの防食法を用いることが一般的となっている。

このように、現行の鋼矢板のJIS規格にあるCuの規格値の制定の背景、ならびにわが国での腐食実態調査の結果、さらには防食を施しながら矢板を使用する現在の使用実態から判断すれば、現行の鋼矢板のJIS規格からCuの規格を削除しても問題はないものと考えられる。

(5)鋼矢板用の新しい成分(試案)

今回の試験結果から、電気防食用陽極取り付けに伴う水中溶接のみならず、大気溶接に対しても鋼矢板溶接熱影響部からの脆性的破断を抑制する鋼矢板の新たな成分基準の試案を表-4.5に示す。

なお、現行の鋼管杭・鋼管矢板のJIS規格では、Mn/C比、炭素当量、窒素の規格値はないが、これまでのところ脆性破断の事例は報告されていない。この理由は実態調査の結果、これら3つのパラメータが表-4.5に示した範囲に入っていることがわかっているためと推定される。厳密にはこれらのパラメータも規格値として取り入れることが妥当であると考えられるため、表-4.5に入れたものである。

なお、成分規格の検討においては、関連する他の鋼材の規格も参考にして定めたものではあるが、JISの改訂など今後の新たな規格の設定にあたっては、生産ロットの細分化に伴う弊害の検討などが必要となろう。

表-4.4 鋼管杭と鋼矢板の腐食速度の比較(銅の効果)

(単位: mm/年)

引用文献番号	鋼管杭		鋼矢板	
	スプラッシュゾーン	水中部	スプラッシュゾーン	水中部
15	0.065-0.134	0.074-0.099	0.066-0.135	0.072-0.096
16	—	—	0.038-0.24	0.080-0.159
17	—	—	0.054-0.135	
18	0.14-0.25	0.10-0.16	—	—
19	—	—	0.02-0.13	
上記のレンジ	0.065-0.25	0.074-0.16	0.038-0.24	0.072-0.159

表-4.5 新たな鋼矢板の成分基準の試案

(単位 %)

	化学成分								
	C	S	Mn	P	S	Cu	Mn/C	Ceq*1	N
試案	≤0.18	≤0.55	≤1.50	≤0.04	≤0.04	—	≥8.5	≤0.44~0.46	≤50ppm
現行JIS	—	—	—	≤0.04	≤0.04	≥0.25	—	—	—

*1: SY295 ≤0.44%, SY390 ≤0.46%

5. 溶接作業における留意点

4. で述べた材質調査結果から、水中溶接作業では以下事項に留意すれば鋼矢板の溶接性に関する信頼度は材質改善と相まってさらに向上すると考えられる。

①溶接開始と終了位置について。

今回の溶接部引張試験における破断は、溶接ビード終始端位置に多く発生していた。このような破断の原因は、アークストライクの急熱・急冷に起因する材質劣化、クレーターおよび陽極芯金端部への応力集中等が考えられる。したがって、その要因を取り除くため、溶接開始・終了位置を陽極の芯金上で実施する必要がある。

②仮付け溶接位置について。

今回の材質試験の溶接部引張試験において、本溶接の部位と異なる部位に仮付け溶接した試験体で、仮付け溶接箇所からの破断が発生したものがあった。このひとつの原因として、仮付け溶接部は本溶接部以上に急熱・急冷、高拘束状態になりやすく、この影響で材質劣化を誘発させたことが考えられる。したがって、仮付け溶接による材質劣化を防止するためには、仮付け溶接を本溶接部位に限定する必要がある。

③溶接入熱管理について。

今回の試験における水中溶接の入熱は、26~44KJ/cmの範囲であった。実作業における溶接入熱が今回の試験値以上になれば、今回の試験結果から設定した鋼材基準レベルが適用できなくなる恐れがある。今回の試験における溶接電圧は、通常の実作業における施工電圧より高めに設定したため、今回試験値以上の溶接入熱条件になることは現実問題としてあり得ないと考えられるが、溶接入熱の管理については留意が必要である。

6. 結論

本報告では、日本海中部地震及び釧路沖地震における鋼矢板岸壁の被災を背景に、水中溶接による熱履歴を受けた鋼矢板の破断モードと鋼の化学成分の関係を把握し、破断モードの改善に関する知見を得るための一連の材料実験を行った結果、以下の結論を得た。

(1) 鋼矢板（現行の JIS 規格品および化学成分の改良品）の水中溶接および気中溶接のフルスケール実験により、水中溶接では、入熱が高く、急冷される傾向を確認した。

(2) 水中溶接した鋼矢板は気中溶接したものに比べ、引張強度、伸びともに低下し、JIS の規格値を満足しない

ようになる。その結果、外力の吸収エネルギーが低下し、脆性破断の確率が急増する。

(3) 鋼材中の Mn/C 比が水中溶接後の鋼材の破断モードに大きな影響を及ぼすことを確認し、健全な延性破断モードとするためには、その値を 8.5 以上とすることが必要である。

(4) 水中溶接された鋼材の溶接熱影響部を延性破断モードとするためには、ピッカース最高硬さ値を 500 以下に、炭素当量値を 0.46 % とする必要がある。

(5) 溶接による鋼材の「歪み時硬効果による経年材質劣化（衝撃値の低下）」を改善するためには、鋼材中の窒素の含有率を 50ppm 以下とすることが必要である。

(6) 腐食実態調査の結果から、現行の鋼矢板に含まれる銅成分は、河川や海洋に用いられる鋼矢板の腐食低減に有意な効果は認められない。

(7) 水中溶接実験の結果から、水中溶接に伴う鋼材の材質劣化を最小にするための作業上の留意点を明らかにした。

(8) 以上のことを総合し、鋼矢板の水中溶接に伴う鋼材の材料劣化を有害なものとし、新しい鋼矢板の成分を提案した。

7. あとがき

腐食などの経時的に徐々に進行する材料劣化や、地震や台風などの一時的な強大な外力による公共性の高い港湾施設の破壊は、社会活動に深刻な影響をもたらす。今回の試験研究では、港湾鋼構造物の防食対策として必要不可欠な電気防食の陽極の取付けと地震時の矢板の破断モードに関連があることを明らかにするとともに、鋼矢板の破断靱性を高めるための方策を実験的に検討し、その解決策を得ることができた。

現在の鋼矢板の JIS に規定される化学成分は、矢板を溶接しながら使うことを想定していないため、溶接、なかでも水中溶接をすることは、材質の劣化につながるということがわかった。電気防食用の陽極の取付位置の工夫、溶接の方法などに十分な配慮をすることによって、材質の劣化を最小限にすることも可能であるが、前者に対しては均一な電流分布を確保する上から自由度はそれほど大きくないし、また後者に関しては水中溶接という施工環境から人為的要因を必ずしも排除できないため、鋼矢板の材質を溶接が行われても劣化しないものとするのが重要である。

今後の大規模地震等による鋼製構造物の被害を最小限

に止めるための方策として、本研究で得られた鋼矢板の成分基準案をもとに、JIS 規格等の見直しを含めた一般化を図ることが強く望まれる。

また今回の研究テーマと関連する課題として、すでに陽極が取り付けられている既設の鋼矢板式構造物の破断モードの改善策に関する検討も今後の課題である。

最後に、本共同研究の実施にあたりご協力頂いた鋼管杭協会の河原繁夫、是永正、および電気防食工業会の戸村寿一、土居一幸、桜井清の各氏に対し、厚くお礼申し上げます。

(1997年9月30日受付)

参考文献

- 1) 土田肇 他：1983年日本海中部地震港湾被害報告、港湾技研資料、No.511、1985.3
- 2) 第一港湾建設局新潟調査設計事務所：日本海中部地震による秋田港の鋼矢板岸壁の被災について、第22回管内工事報告会資料、昭和59年2月
- 3) 上田茂 他：1993年釧路沖地震港湾施設被害報告、港湾技研資料、No.766、1993.12
- 4) 新日本製鐵(株)：釧路港漁業埠頭折損鋼矢板調査結果、平成6年5月
- 5) 早田成康、熊井浩、野田龍彦：レスリー鉄鋼材料学、丸善、p.176、昭和60年5月
- 6) 渡辺征一：厚鋼板の特性に及ぼすマイクロアロイの効果と問題、第104・105回西山記念技術講座「マイクロアロイ技術の最近の動向」資料、pp107-137、昭和60年5月
- 7) 植森龍治 他：HT 490 鋼の溶接部靱性に及ぼす鋼中窒素の影響、溶接構造シンポジウム'95 資料、1995
- 8) 長谷川博行、片山猛、山本広一：鋼矢板の溶接性及び曲げ靱性におよぼす成分の影響、第51回土木学会年次学術講演会資料、IV-120、1996.9
- 9) 鉄鋼と合金元素(上) 日本学術振興会製鋼第19委員会編/誠文堂新光社
- 10) 鋼材の性質と試験 日本鉄鋼協会編/地人書館
- 11) 鉄鋼工学講座 鉄鋼材料/朝倉書店
- 12) J I Sハンドブック 鉄鋼I/日本規格協会
- 13) J I Sハンドブック 鉄鋼II/日本規格協会
- 14) 伊藤伍郎：腐食化学と防食技術 標準金属工学講座 16、コロナ社、pp.346-350
- 15) 運輸省港湾技術研究所構造部材料研究室：港湾鋼構造物の腐食調査資料(その2)、昭和59年度全国調査、研究室資料、1989.6
- 16) 東京都江東治水事務所：鋼矢板腐食調査(隅田川外5河川)報告書、昭和59年3月
- 17) 東京都江東治水事務所：鋼矢板腐食調査(中川外9河川)報告書、昭和59年11月
- 18) 運輸省港湾技術研究所、沿岸開発技術研究センター、鋼管杭協会：鋼管杭の防食法に関する研究 総括報告書、平成7年4月
- 19) 先端建設技術センター：河川護岸用鋼矢板耐久性検討業務報告書、平成9年3月