

一般構造用鋼管へのあて板湿式水中溶接補修の継手挙動のモデル化

Modeling of joint behavior of steel pipes repaired with steel plate by underwater wet welding

渡邊尚彦*, 北根安雄**, 伊藤義人***

Naohiko Watanabe, Yasuo Kitane, Yoshito Itoh

*工修, 名古屋大学大学院後期博士課程, 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8623 名古屋市千種区不老町)

**Ph.D., 名古屋大学大学院助教, 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8623 名古屋市千種区不老町)

***工博, 名古屋大学大学院教授, 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8623 名古屋市千種区不老町)

It is known that underwater wet welding shows inferior properties of joints to the open air welding due to hardening by rapid cooling and weld defects from difficult welding conditions. This study was performed to understand mechanical behavior of welded connections in steel pipe repaired with cover plate by underwater wet weld. The weld shape and hardness distribution in the weld were measured, and strength tests of front fillet and side fillet welded connections were performed. Experimental results show that weld shape and hardness affect the mechanical behavior of fillet welds. Finite element analysis shows a different concentration of strain in the yield zone affects the ductility of the connection.

Key Words: underwater wet welding, fillet weld, heat affected zone, steel pipe, repair

キーワード: 湿式水中溶接, すみ肉溶接継手, 熱影響部, 鋼管, 補修

1. はじめに

1.1 港湾鋼構造の維持管理

栈橋の鋼杭や港湾の鋼矢板などの海洋・沿岸環境下に置かれた鋼構造物は、その激しい環境のため腐食し、補修が必要とされる場合が多い。2007年4月に「港湾の施設の技術上の基準」¹⁾が改訂され、その設計理念は仕様規定型から性能規定型へと変わった。それに合わせて維持管理に関する事項も拡充され、構造物は供用期間中に要求性能を満足するよう初期の段階で維持管理計画を適切に行うものとしている。

今後、維持管理手法の選択肢が多様化することに伴い維持管理手法の情報の蓄積も急務となる。文献1)で参照されている港湾鋼構造物防食・補修マニュアル²⁾では、腐食した港湾鋼構造に対する補修工法として被覆工法、充填工法及び部材交換工法を挙げており、被覆工法として鋼板溶接工法と鉄筋コンクリート被覆工法を挙げています。補修工法は構造物の特性や施工性、経済性を考慮して選択されるが、これらの工法のうち、特に湿式の鋼板溶接工法は安価で容易に行えることから、栈橋の杭など多くの鋼構造物で適用される事例が多い。一方、1.2

で後述するように水中溶接が溶接部の材料特性に与える影響についてはよく知られており、文献2)でも設計時に参照するための資料として、湿式水中溶接された継手試験が行われている。しかし、補修部材の耐荷力性能を定量的に評価するためのデータとしては未だ十分でない。本論文は海洋・沿岸鋼構造の代表的補修法の一つである湿式水中溶接補修に関する基礎的なデータを提示することを目的としている。

1.2 水中溶接に関する既存の研究

湿式水中溶接の溶接部の引張強度や伸びなどの機械的特性が気中溶接の溶接部と異なることは、これまでの実験から確認されている³⁾⁴⁾。例えば気中溶接よりも水中溶接継手のほうが低強度だといわれる場合もあるが、その差はばらつきが大きく明確ではない。これは、水中溶接の行われる溶接条件が多様であるため、その影響因子が複雑に絡み合った結果といえる。

湿式水中溶接の問題点は、材料的要因と人的要因を合わせて次のようにまとめられる⁵⁾。(1)急冷されることによる溶接部の硬化、(2)溶接金属に水から分解した水素によって誘起される溶接部の水素脆化⁷⁾、(3)水深

が深い場合、水圧の上昇に伴って生成される溶接金属内の気孔⁸⁾、(4)不安定な作業環境による溶接部の欠陥、である。

(1)について、大気中での冷却は母材への熱伝導主体であるのに対し、水中では接している水への熱伝達が主体となる。従って、入熱量が同じでも冷却速度は気中溶接より速くなり、水中溶接のために入熱量から冷却速度を算定する式が気中溶接とは別に提案されている⁶⁾。一般に、冷却速度が速くなることによる熱影響部の硬化は母材が中・高炭素鋼であるほど著しく、本論文で扱うような一般構造用鋼管の場合、その影響はそれほど大きくないが、それでも溶接部の材料的特性の変化は、水中では気中より大きいと見られるため、継手特性に与える影響を把握する必要がある。

(2)については菅ら⁷⁾が拡散性水素捕集試験を行うことで溶接金属 100 g に対する水素量 H_D が水中溶接は気中溶接のおよそ 1.5~1.9 倍であることを確認しており、溶接部の機械的性質に及ぼす影響も確認している。

(3)については、作業の水深が大きくなるほど気孔の生成率が高くなり、継手強度へ与える影響も大きくなることが報告されている。ただし、本論文で扱う鋼管杭の補修では比較的水深の浅い海中を対象としているので、その影響はほとんどない。

(4)は作業環境の悪さから生じるビード形状のばらつき、コーナー部の溶け込み不良及びアンダーカットなどの溶接欠陥、母材に対する溶込み浅さなどが報告されている²⁾。

以上を考慮すると、これまでの実験で気中溶接継手より水中溶接継手が一般に低強度だとされる理由は、溶接部内の気孔や溶込み不良などの溶接欠陥など溶接形状に起因するものと、母材との組合せにより伸びが低下し、破断が脆性的になるためといえる。しかし、急冷効果により硬度が高くなれば一般に強度は高くなることから、条件によっては水中溶接継手のほうが高強度となることがあるといえる。

本研究では(1)急冷によって変質した熱影響部の材料特性及び(4)ビード形状が、水中溶接継手静的挙動特性に与える影響を評価することを目的とする。

1.3 継手強度に関する既存の研究

鋼板溶接補修は、加工された鋼板を鋼管の腐食減肉部位を覆う形式でなされ、すみ肉溶接を通して母材一般部からあて板鋼板へと荷重が伝達される。従って設計耐力まであて板鋼板へ荷重が伝達されるように、溶接サイズと溶接長の設計がなされる。

すみ肉溶接継手の静的強度についての理論的研究の例として、1)佐藤らの局部収縮理論に基づく強度解析⁹⁾、2)溶接を様な応力が作用する微小三角形と仮定し、等価な作用外力を考慮して強度を求める Kamtekar の解析¹⁰⁾、3)平面応力場に Tresca の降伏条件を用いた上下界を

求める Jensen の解¹¹⁾、4)破壊角度と最大耐力の関係を、Mises の破壊条件を仮定し上界定理により導いた安井らの研究¹²⁾などがある。

しかし、実際の溶接部の強度に影響を与える因子は複雑であり、均質な材料特性をもつ幾何形状が様な応力状態によって破断するとする仮定より導かれた理論解は、実際の実験結果を全て説明することは困難であるといわれている。一様応力モデルでの説明が困難な因子として、1)母材と溶接金属との強度差、2)溶接金属の加工硬化、3)溶接金属内の材料特性の不均一性、そして4)ビード形状のばらつき及び溶込み量の差などが挙げられる。

一方、水中溶接されたすみ肉継手強度に関する実験の例として、文献 13)では3種の母材へ水中溶接された突合せと十字すみ肉継手の引張試験が行われている。文献 2)では水槽内で溶接された前面すみ肉及び側面すみ肉溶接の継手試験が行われている。そこでは一般構造用鋼管のような、炭素含有量 0.3%以下の低炭素鋼を母材とするものでは水中と気中に関わらず溶接金属 (DEPO) での破断が主となり、気中溶接と同じ、またはより高い引張強度が得られている。また、鋼矢板のような中炭素鋼を母材とするものでは境界(ボンド)部での破断が顕著となり、水中溶接継手は気中溶接継手に比べて破断強度が小さくなることなどが報告されている。

低炭素鋼では中・高炭素鋼の場合のようにボンド部で破断することは少なく、強度の低下が大きく現れない。したがって、強度の観点からは水中溶接継手は気中溶接継手と同等であるといえるが、変形能の低下は考慮しなければならない。また、溶接金属部で破断することから、溶接金属部の形状とのど厚が耐力に与える影響が大きいと考えられ、気中溶接継手と水中溶接継手の溶接金属の形状特性を明らかにする必要がある。

本研究では、鋼管へのあて板湿式水中溶接補修を対象として、すみ肉溶接継手実験を行い、気中溶接継手と比較する。また、弾塑性有限要素解析によって、継手挙動へ影響を与える因子を検討し、補修鋼管の解析において簡易に溶接部をモデル化する際に考慮すべき点を明らかにする。特に、急冷による材料特性変化と、水中溶接時のビード形状に影響因子として着目する。

2. 実験概要

2.1 供試体寸法

本研究では鋼管の水中溶接によるあて板補修を対象としているため、供試体は曲率を持ったものとし、JIS Z3131 と Z3132 に規定されている前面すみ肉溶接継手引張試験と側面すみ肉溶接継手せん断試験を行い、すみ肉溶接継手挙動を検討した。

母材は一般構造用炭素鋼鋼管 STK400 (JIS G3444、板厚 12.7mm、 ϕ 216.3mm) から切り出し、あて板には 9mm

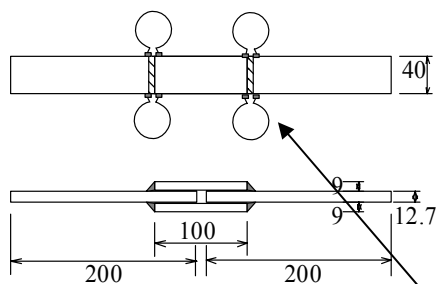


図-1 前面すみ肉溶接供試体

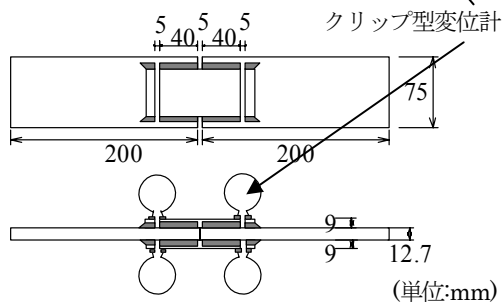


図-2 側面すみ肉溶接供試体

厚の鋼種 SM400B の鋼板を塑性加工により曲率を持たせたものを使用した。供試体の詳細を図-1 と図-2 に示す。前面と側面すみ肉溶接継手を気中溶接と水中溶接の 2 種類で製作し、4 グループの実験供試体を準備した。供試体一覧を表-1 に示す。母材は鋼管の縫合部でない部分を使用した。設計寸法は母材板厚 12.7mm、あて板板厚 9mm、脚長は 6mm である。各供試体は 4 体ずつであり、計 16 体を製作した。

なお、JIS で定められた溶接強度試験では、今回使用される母材板厚($t=12.7\text{mm}$)では前面すみ肉で脚長 3mm、側面すみ肉で脚長 6mm と定められている。しかし、水

表-1 供試体名称と供試体数

	気中	水中
前面すみ肉	FA1,2,3,4 (4 体)	FW1,2,3,4 (4 体)
側面すみ肉	SA1,2,3,4 (4 体)	SW1,2,3,4 (4 体)

*F: 前面すみ肉, S: 側面すみ肉, A: 気中溶接, W: 水中溶接

表-2 各材料の化学成分

	鋼種, 溶接棒名	化学成分 (%)				
		C	Si	Mn	P	S
鋼管	STK400	0.12	0.10	0.56	0.013	0.006
あて板	SM400B	0.12	0.23	1.02	0.013	0.003
溶接棒*	B-14	0.10	0.10	0.43	0.015	0.007

*溶接棒についてはカタログ値

表-3 引張試験により得られた特性値 (溶接棒はカタログ値)

鋼種, 溶接棒名	ヤング率 E(GPa)	ポアソン 比 ν	降伏応力 σ_y (MPa)	引張強度 σ_t (MPa)	伸び (%)
STK400(3 体)	203	0.283	362	394	0.41
SM400B(3 体)	213	0.281	290	416	0.46
B-14	—	—	410	440	0.3

表-4 溶接条件

	I(A)	E(V)	v (mm/min)
FA	100~110	20~30	88
FW	90~100	20~40	
SA	120~140	20~40	79
SW	120~140	20~40	

中では 3mm の脚長で溶接を行うことは困難なため、脚長を 6mm に統一した。使用鋼材の化学成分を表-2 に、引張試験により得られた各鋼板の材料特性値を表-3 に示す。表-3 では、STK400 及び SM400B 材のそれぞれ 3 体ずつの試験を行って得た平均値を示している。引張試験において STK 材は鋼管を切り出したものを使用したため、試験体端部約 100mm を MTS 油圧グリッパでつかみやすくするため平坦に加工した。

2.2 溶接条件

溶接は気中と水中ともに被覆アーク溶接であり、水中溶接は新日本製鐵株式会社の海水循環水槽内で行った。海水は天然海水であり、水温は 25.6°C、塩化ナトリウム濃度は 2.1%、pH は 8.2 であった。溶接棒は気中と水中溶接ともに神戸製鋼製 B-14 (JIS Z3211 D4301, 降伏応力: 410MPa, 引張強度: 460MPa) の棒径 4.0mm を使用した。溶接棒のフラックスが湿気を含むと、1)アークが不安定になる、2)ブローホールが発生しやすくなる、および 3)溶接金属に水素が取り込まれるなどの不都合が生じるため、水中溶接では気中溶接に用いる溶接棒にビニールテープを巻きつけて防水した。この方法は、通常の水の中溶接補修時の際に用いられる方法である。気中溶接士及び水中溶接士の熟練度はそれぞれ 22 年と 25 年であり、水中溶接はアクアラングをつけて水中で行われた。気中前面すみ肉溶接の下向き溶接部分のみ、アンダーカット防止のため 2 層溶接としたが、他の部分は 1 層溶接である。施工中に測定された溶接電流(I)と電圧(E)、及び平均溶接速度(v)を表-4 に示す。

2.3 計測項目

すみ肉溶接継手実験の前に、各供試体について放射線透過検査、浸透探傷検査及びレーザー深度計による形状計測を行った。形状計測には高精度レーザー深度計 (測定精度 0.1 μm , (株) KEYENCE 社製 LE-4010) を使用した。測定間隔は文献 24)を参考に十分な形状精度が得られる 0.3mm とした。

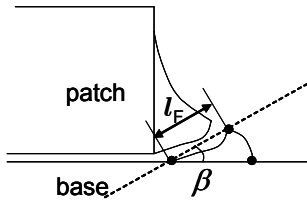


図-3 破断角度の定義

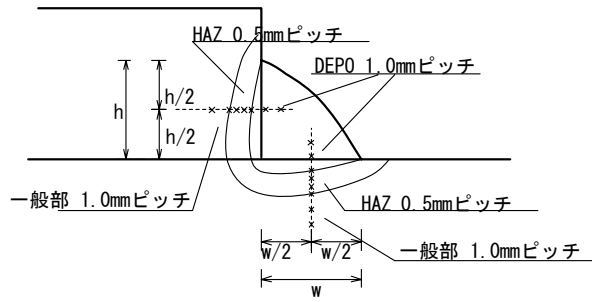


図-4 硬さ試験位置

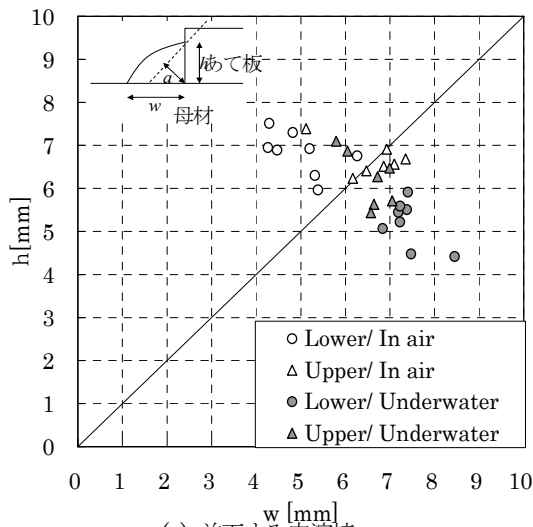
表-5 放射線透過検査及び浸透探傷検査により検出された溶接欠陥

前面すみ肉溶接		側面すみ肉溶接	
FW2	凸下：ル 18mm 凸上：ピφ 1mm	SW1	凹下：ピ 2mm×1mm 凹上：融合不良 4mm
FW3	凹下：ブφ 2mm	SW2	凹下：ブφ 1.2mm 凸下：ル 21mm 凸上：ル 28mm, ピφ 3mm×2
FW4	凹上：ル 30mm, ピφ 1mm 凸下：ピφ 1mm	SW4	凹下：ル 12mm, 凹上 15mm 凸上：ピφ 4mm

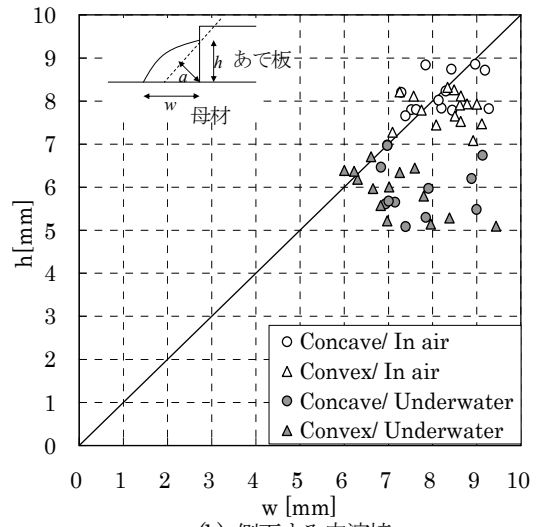
ル：ルート部溶込み不良，ブ：ブローホール，ピ：ピット

	気中溶接	水中溶接
前面すみ肉 (下側)	FA2	FW2
前面すみ肉 (上側)	FA2	FW2
側面すみ肉	SA2	SW2

図-5 溶接形状の例



(a) 前面すみ肉溶接



(b) 側面すみ肉溶接

図-6 レーザー深度計によって測定された脚長

表-6 破断と最大耐力に関する測定値 (β, ℓ_F は図-3 に定義)

供試体名	破断位置	破断部	β ($^{\circ}$)	ℓ_F (mm)	P_{max} (kN)	供試体名	破断位置	破断部	β ($^{\circ}$)	ℓ_F (mm)	P_{max} (kN)
FA1	凸上	DEPO	17.8	3.4	133	SA1	凸上	DEPO	50.3	3.7	248
FA2	凸下	DEPO	15.7	4.9	180	SA2	凸上	DEPO	56.1	4.7	267
FA3	凹下	DEPO	14.7	4.3	179	SA3	凸下	DEPO	61.9	3.9	272
FA4	凹下	DEPO	17.7	3.7	176	SA4	凸上	DEPO	45.8	4.5	261
FW1	凸上	DEPO	22.0	3.7	167	SW1	凹下	ボンド /DEPO	44.0	4.4	269
FW2	凸上	DEPO	15.5	3.3	181	SW2	凹上	DEPO	37.9	4.7	247
FW3	凸上	DEPO	26.1	4.9	189	SW3	凹上	DEPO	60.2	4.8	221
FW4	凹上	ボンド	19.8	5.3	174	SW4	凸上	DEPO	73.0	3.8	228

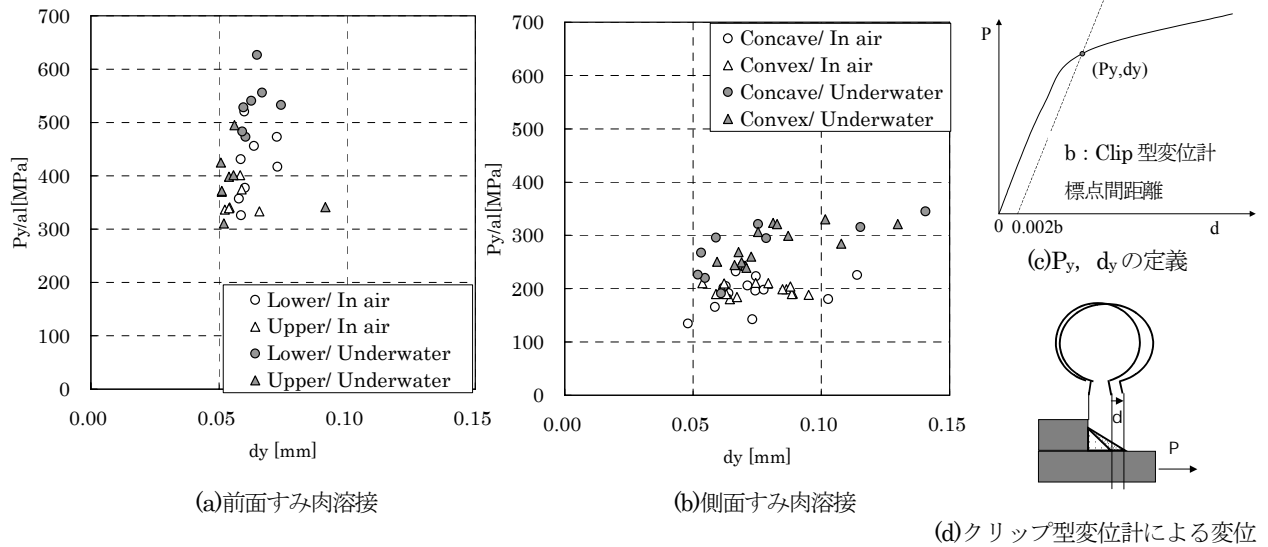


図-7 クリップ型変位計 0.2% オフセット応力と変位

測定されたビード形状から JIS Z3001 の定義に従い、すみ肉溶接の脚長、サイズ、及びのど厚を求めた。あて板側トウ部から母材に対して垂線を下ろした足をルート部とし、トウ部とルート部との距離によって脚長を定義した。

2.4 溶接継手実験

すみ肉溶接継手実験は名古屋大学社会基盤工学専攻の MTS 材料試験機 (最大荷重 500kN) により母材の両端に引張荷重を載荷することにより行った。8 個のクリップ型変位計により溶接部の変位を測定した。クリップ型変位計取り付け位置を図-1 と図-2 に示す。

引張試験後、レーザー深度計により破断箇所をビードに沿って 3 点計測し、破断角度と破断面長さを求めた。計測した破断角度を図-3 に示すようにして求めた。

2.5 硬さ試験

溶接継手実験終了後の 4 体の供試体について、図-4

に示す溶接金属部、熱影響部、および母材部分について Vickers 硬さ試験を行い、断面内の硬さ分布を調べた。また、このときに断面マクロ写真とミクロ写真を撮影した。

3. 実験結果

3.1 非破壊試験

(1) 溶接欠陥

溶接強度継手実験の前に行われた放射線透過検査と浸透探傷検査の結果を表-5 に示す。これらは水中溶接継手のそれぞれ 3 体ずつについて行ったものである。浸透探傷検査において割れは見られなかったが、気孔は全ての供試体に観察された。

(2) 脚長とのど厚

図-5 にビード形状の例として、供試体 FA2, FW2, SA2, SW2 の写真と対応する位置におけるレーザー深度計により測定された形状を示している。図の上 2 段

は前面すみ肉の下側および上側、また、図の下段は側面すみ肉を示す。ここで、母材側の脚長を w 、あて板側の脚長を h として図-6 の図中に示すように定義する。溶接部の測定形状データより求められた各溶接脚長を図-6 に示す。これらの値は各位置におけるビードに沿って計測された脚長値を平均したものである。前面すみ肉継手では上向き溶接が行われた下側で等脚直角三角形からのずれが大きいことが分かる。前面すみ肉溶接では気中溶接は上側が $w < h$ (平均で $h/w = 1.43$) であり、水中溶接は下側で $w > h$ (平均で $h/w = 0.72$) であった。また、側面すみ肉溶接では、水中溶接であて板側脚長が小さくなり、平均で $h/w = 0.81$ であった。

3.2 溶接継手実験結果

(1) 溶接継手強度と降伏応力

気中及び水中で溶接された前面すみ肉継手と側面すみ肉継手のそれぞれの継手試験から得られた、降伏応力とその時のクリップ型変位形により得られた溶接部の変位を図-7 に、溶接強度と最大荷重時変位を図-8 に示す。ここで、降伏応力は、荷重-変位関係において降伏荷重を図-7(c) のようにクリップ型変位計 2 点間距離をもとに 0.2% オフセット値として定義し、その溶接線のビードののど断面積 (のど厚 $a \times$ 溶接長 l) あたり

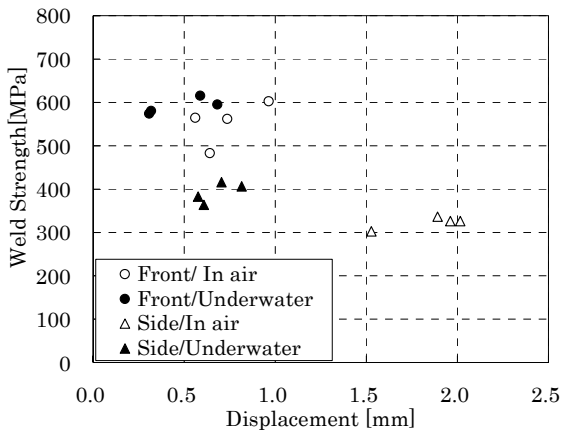


図-8 継手強度と最大荷重時変形

の値で定義した。

同様に、溶接強度は最大荷重 P_{max} を溶接長 $l \times$ 平均ののど厚 a で割った値とした。変位はそれぞれの位置でクリップ型変位計で計測された値とした。また、各供試体の最大荷重 P_{max} の値を表-6 に示す。0.2% オフセット応力算定時 (図-7) には各溶接線に関する値を示しているが、最大荷重は全溶接線が影響するため図-8 でののど厚は全溶接線の平均値をとっている。

まず、各溶接強度を平均値で比較する。前面すみ肉溶接では極端に小さい気中溶接の 1 体を除いて気中溶接と水中溶接で差は小さく、変形能を比較すると水中溶接継手は気中溶接継手に対し 35% 小さかった。一方、側面すみ肉溶接では水中溶接は気中溶接に対して強度は 20% 大きく、変形能は 65% 小さかった。ただし、側面すみ肉継手ののど厚は水中溶接継手は気中溶接継手に比べて 24% 小さかったため、継手の平均最大荷重は気中溶接が 8% 高くなっていた。

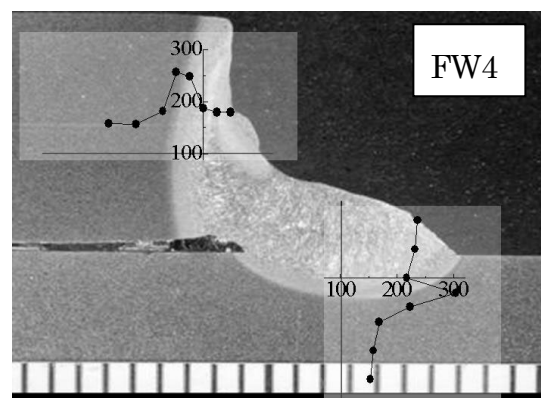
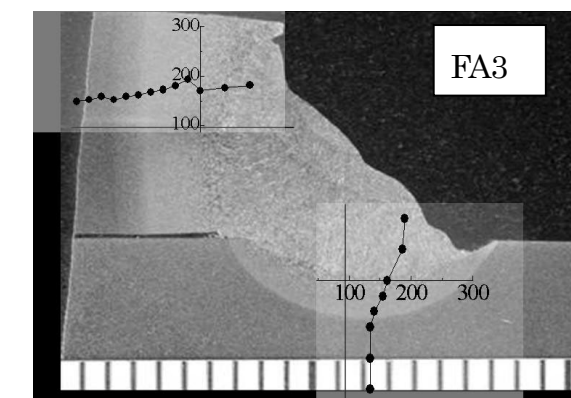
クリップ型変位計 0.2% オフセット応力に関しては側面すみ肉溶接継手では水中溶接継手が気中溶接継手に対して約 1.5 倍となっているが、前面すみ肉溶接継手ではばらつきが大きかった。

(2) 破断位置及び破断形状

各供試体の破断位置を表-6 に示す。気中溶接継手は全て溶接金属部で破断したが、水中溶接継手では FW4 と SW1 のようにボンド部で破断したのも見られた。前面すみ肉溶接継手については、上向きと下向きといった溶接姿勢によってビード断面形状が異なり、それが破断位置や破断角度に影響を与えたと考えられる。破断面角度は母材に対して 15~30 度であることから、母材側脚長 w が破断面面積及び強度に与える影響が強いと考えられ、従って気中溶接では相対的に w の小さい下側で、水中溶接では上側での破断が多く見られたと考えられる。

3.3 Vickers 硬さ試験結果

硬さ試験を行った供試体 4 体 (FA2, FW4, SA2, SW4)



*写真下のスケール 1 目盛は 1 mm を示す

図-9 断面マクロと Vickers 硬さ分布 (数値は Vickers 硬さ値)

のうち、前面すみ肉溶接継手の2体について、断面マクロ写真と Vickers 硬さ分布を図-9 に示す。マクロ写真からは熱影響部の幅が気中溶接で 1.5~5mm であるのに対し、水中溶接継手では 0.5mm と小さくなっていることが確認できる。また、気中溶接熱影響部は Vickers 硬さ Hv150~200 であるのに対し水中溶接継手では熱影響部粗粒域で Hv270~300 と高い硬さを示していることが分かる。これは側面すみ肉溶接継手でも同じ傾向である。

断面ミクロの観察からは熱影響部と溶接金属部は、フェライト及びペーナイト組織を示していた。気中では上部ペーナイトが形成されたが、水中では下部ペーナイトが、また一部マルテンサイトが形成されているため、硬さの差となって現れたといえる。マルテンサイトは顕微鏡写真からは判別し難いが、Hv300 に達している部分があることはマルテンサイト生成を示唆しているといえる。

4. 溶接形状と継手挙動の関係

等脚三角形からのずれが大きかった前面すみ肉継手を対象に溶接形状と破断角度について考察する。母材と溶接金属で材料特性の差が小さい場合、溶接金属部内にひずみ集中帯が生じるが、このひずみ集中帯が母材となす角は溶接形状に依存する。

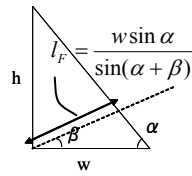


図-10 脚長モデル

溶接金属の形状を幅 w 高さ h の直角三角形と仮定し、形状とひずみ集中帯が母材となす角度の関係を考察する。ここで、溶接金属部内は応力が一様分布すると仮定して破断角度を解析的に求めた解と、実験結果とを比較する。使用した破断条件の仮定は、(a)最大主応力²³⁾、(b)最大せん断応力²³⁾、(c)Mises 破壊式¹²⁾、及び(d)IIW 式²³⁾であり、これらは通常等脚すみ肉の強度を算定するために用いられるが、本研究では不等脚直角三角形に拡張して用いた。

図-10 に示す l_f を破断線とし、破断時荷重を最小化するすべり線を解としてその破断角度を求めた。それぞれ破断角 β と単位溶接線あたりの耐力 P は各破壊条件に対し次のように求まる。

(a) 最大主応力法

$$2 \sin(\alpha + 2\beta) \sqrt{1 + 3 \sin^2 \beta} + 3 \cos(\alpha + 3\beta) + 5 \cos(\alpha + \beta) = 0 \quad (1)$$

式(1)をみたす β に対して

$$P = \frac{w \sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)} \frac{2}{\sin \beta + \sqrt{1 + 3 \sin^2 \beta}} \sigma_{cr} \quad (2)$$

(b) 最大せん断応力

$$\beta = \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) \quad (3)$$

$$P = \frac{w \sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta) \cos \beta} \tau_{cr} \quad (4)$$

(c) von Mises 破壊基準

$$\tan \beta = \frac{1}{4 \tan \alpha} \quad (5)$$

$$P = \frac{\sqrt{1 + 3 \sin^2 \beta} \sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)} \frac{w \sigma_{cr}}{\sqrt{3}} \quad (6)$$

(d) IIW 実験式

$$1.4 \cos(\alpha + \beta) - 0.4 \cos(\alpha + 3\beta) = 0 \quad (7)$$

式(7)を満たす β に対して

$$P = \frac{\sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)} \frac{1}{\sqrt{1.4 + 0.4 \cos 2\beta}} w \sigma_{cr} \quad (8)$$

これらの式を実験で計測された破断角度及び 0.2% オフセット応力と比較する。式中で σ_{cr} は降伏応力又は引張強度を示し、 $\tau_{cr} = \sigma_{cr} / \sqrt{3}$ である。

図-11 に溶接形状（立ち上がり角 α を指標とする）と破断角度の関係を示す。破断角度は、最大せん断応力及び Mises 基準を仮定して求めた理論値が実験結果と近いことがわかる。

図-12 に溶接形状とクリップ型変位計 0.2% オフセッ

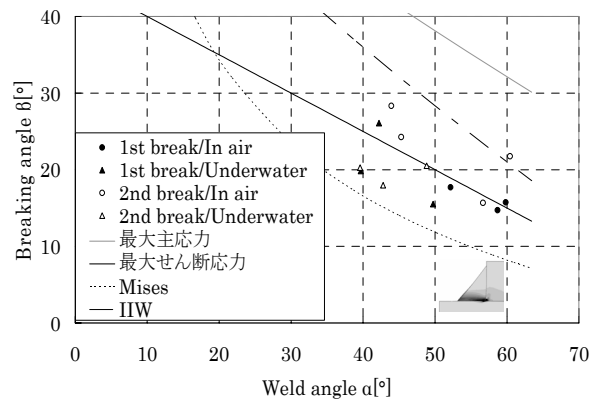


図-11 形状と破断角度（前面すみ肉溶接）

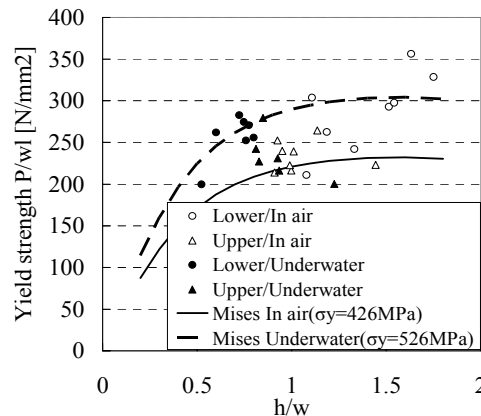


図-12 溶接形状と 0.2% オフセット応力

ト応力との関係を示す。横軸に h/w で示した溶接形状、縦軸に荷重を脚長 w の等脚三角柱を仮定したときとの断面で割った値を取った。式中の降伏応力は Vickers 硬さから求まる値を用いた。ここで、図-7 で示したように、のど厚で脚長を定義した場合、ばらつきが大きくなるが、のど厚の代わりに w を使用した場合、ほぼ一定の値となったことに着目できる。なお、前面の気中溶接はやや高い値を示しているが、これはルート部

に溶込みがあり、実のど厚が計測値より大きかったためである。

5. すみ肉溶接継手の有限要素解析

5.1 継手試験の解析モデル

溶接継手引張試験の挙動に影響を与える因子を詳細に検討するため、3次元ソリッド要素による弾塑性有

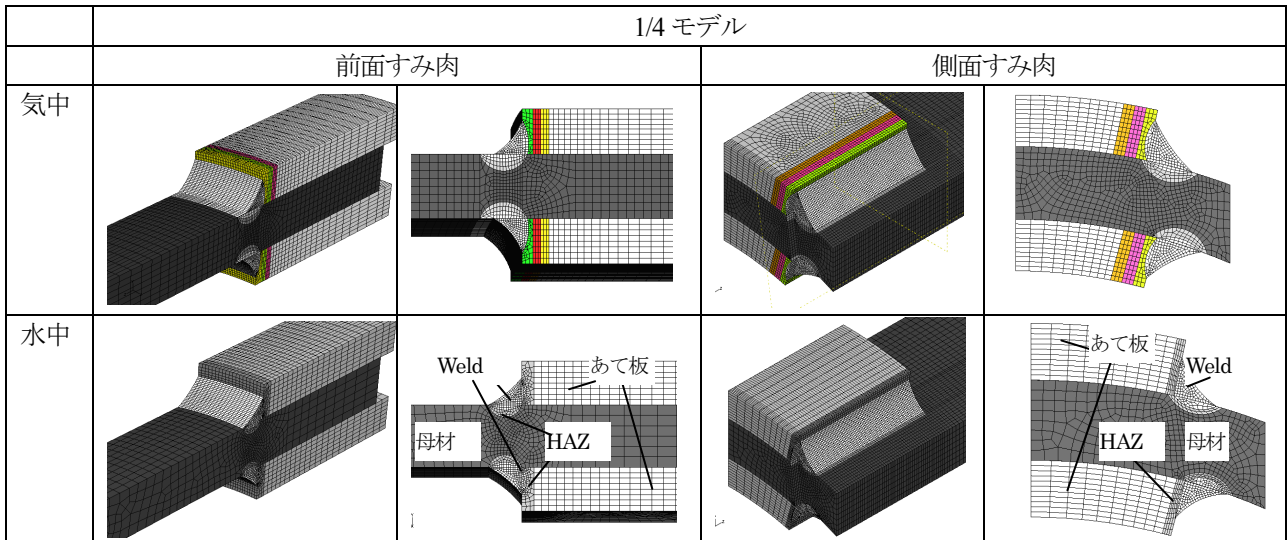


図-13 1/4 モデル

表-7 1/4 モデルにおける溶込み量及び HAZ 幅

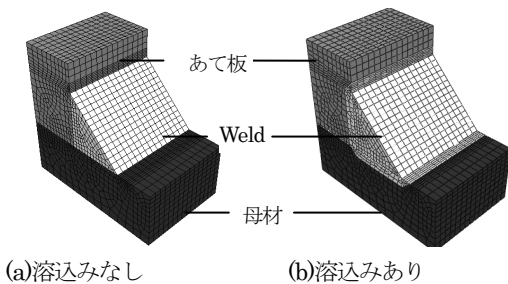


図-14 簡易モデル

	溶接形状			溶込み量		HAZ 幅	
	w	h	a	patch	base	patch	base
FA3	7.0	6.6	4.4	2.5	1.5	4.0	1.5
FW4	6.8	5.6	3.9	1.0	1.5	1.5	1.5
SA2	8.2	7.3	4.8	1.0	1.0	5.0	1.5
SW2	7.0	6.1	3.7	0.5	1.0	1.0	1.5

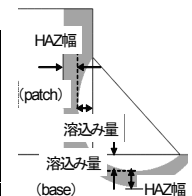


表-8 解析で用いた材料諸元

		冷却時間	硬さ	硬化係数	硬化指数	降伏応力	引張強度	一様ひずみ	破断ひずみ
		$t_{8/5}$	Hv	A	n	σ_f [MPa]	UTS[MPa]	$\epsilon_{u(true)}$	$\epsilon_{fr(true)}$
HAZ	FA3-あて板	9.8	168	626	0.096	340	454	0.096	1.442
	FA3-母材	5.46	148	523	0.087	298	388	0.087	1.561
	SA2-あて板	12.62	157	582	0.100	304	418	0.100	1.507
	SA2-母材	8	140	494	0.093	268	361	0.093	1.610
	FW4-あて板	3.5	231	870	0.080	541	656	0.080	1.080
	FW4-母材	0.68	248	898	0.061	633	713	0.061	0.977
	SW2-あて板	2.59	246	928	0.076	595	706	0.076	0.989
	SW2-母材	3.24	224	839	0.079	524	634	0.079	1.119
Weld	気中	9	177	722	0.094	402	526	0.094	1.313
	水中	3	212	839	0.082	527	636	0.082	1.116

限要素解析を行い、実験結果と比較した。ここで水中溶接と気中溶接、また、溶接部位と継手形式の違いによって異なる、溶接形状、熱影響部範囲、および材料特性が継手挙動へ及ぼす影響を検討する。解析は汎用構造解析プログラム ABAQUS²²⁾を使用した。要素には8節点線形レンガ型低減積分アワグラス制御 (C3D8R) 要素を使用し、母材とあて板との間に接触条件を定義した。解析モデルは図-13,14 に示すように供試体挙動を模擬するために「1/4 モデル」、溶込みの影響を評価するため単位溶接幅の「簡易モデル」を作成した。

(1) 使用した構成則

弾塑性解析において、母材とあて板の一般部の材料特性については板の引張試験より得られた材料パラメータを使用し、溶接部の材料特性については Vickers 硬さ試験より得られた結果より以下のように仮定した。溶接部の構成則に n 乗硬化則 $\sigma = A\varepsilon^n$ を仮定すると、熱影響部および溶接金属の降伏応力、引張強度、破断伸びは Vickers 硬さと n 値により求まる。また、 n 値は材料によらず冷却時間によって決まるとされ^{16),17)}、式(9)で表される。

$$n = 0.065(t_{8/5})^{0.17} \quad (9)$$

$$UTS_{(HAZ)} = 0.35Hv(1-n)\left(\frac{12.5n}{1-n}\right)^n - 92 \quad (10)$$

$$UTS_{(WM)} = 0.35Hv(1-n)\left(\frac{12.5n}{1-n}\right)^n - 50 \quad (11)$$

ただし、 $t_{8/5}$ は 800°C から 500°C への冷却時間、UTS(MPa) は引張強度 (HAZ は熱影響部、WM は溶接金属)、Hv は Vickers 硬さ値(kgf/mm²)である。

ここで、冷却時間を推定するため鋼材の化学組成と冷却速度が熱影響部最高硬さに与える影響について arctan 回帰式¹⁹⁾を用いる。

$$Hv = \frac{H_M + H_B}{2} - \frac{H_M - H_B}{2.2} \arctan(x) \quad (12)$$

$$x = 4 \frac{\log(t_{8/5}/t_M) - 2}{\log(t_B/t_M)} \quad (13)$$

ここに、

H_M : 100%マルテンサイト Vickers 硬さ

H_B : 0%マルテンサイト Vickers 硬さ

$t_{8/5}$: 800°C から 500°C への冷却時間

t_M : 溶接金属組織が 100%マルテンサイトになる最大の $t_{8/5}$

t_B : 溶接金属組織が 0%マルテンサイトになる最小の $t_{8/5}$

ここで H_M , H_B , t_M , t_B は化学成分で決まる値である。前述の arctan 式を利用し、鋼材の化学成分と得られ

た熱影響部 (HAZ) の最高硬さの情報から冷却速度を逆に推定し、そこから式(9)を用いて硬化指数 n を求めて、熱影響部の応力-ひずみ関係を求めた。

なお、arctan 式を用いて冷却速度を逆推定する方法は冷却時間が大きくなればなるほど誤差が大きくなるので、入熱量により冷却速度を求める実験式 (気中溶接: 文献 20)、水中溶接: 文献 6) を併用して、その出された結果の妥当性を確認している。この計算手法により得られた値の妥当性については、過去の実験データとの比較 (例えば文献 3), 6), 18)) により確認している。得られた材料諸元を表-7 に、また、応力-ひずみ関係を図-15 に示す。

(2) 溶込み量

断面マクロから気中溶接と水中溶接の差は HAZ 領域の差にも現れていることが分かる。また、溶接金属のあて板母材への溶け込みは、断面マクロを参考にし表-8 のようにモデル化を行った。

5.2 解析結果

(1) 溶込み量の影響

簡易モデルによる解析を行った結果、溶接金属部の降伏応力が母材やあて板鋼板の降伏応力に比べて大きいとき、溶込みなしのモデルではひずみ集中は母材と溶接金属との境界部で生じる結果となったが、溶込みをモデル化することによって図-16 に示すように、溶接金属部内に塑性ひずみの集中帯が現れた。従来、水中

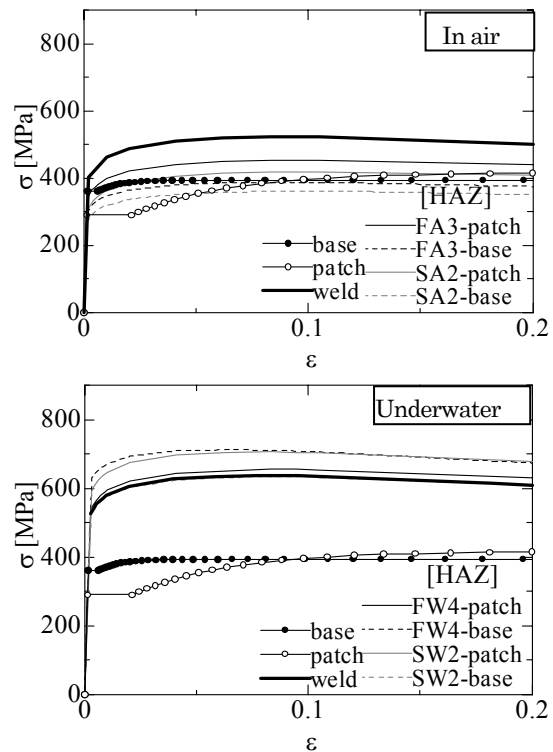


図-15 使用した構成則 (公称応力-公称ひずみ)

溶接が気中溶接に比べてボンド部で破断しやすいとされるのは、熱影響部と溶接金属部との強度比が大きいに加え、溶込み量が小さいことによると考えられる。

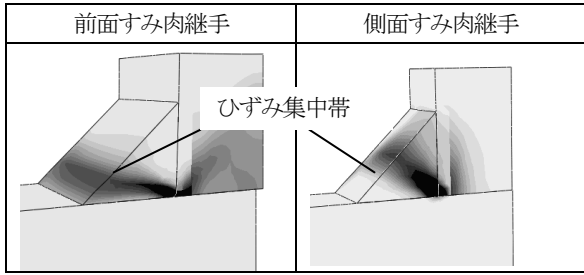


図-16 ひずみ集中帯

(2) 実験結果と解析結果の比較

継手挙動の実験値と解析値の比較を図-17 に示す。図

-17には、実験における最大耐力時における相当塑性ひずみ分布を併記している。

いずれのモデルも溶接部にルート部から表面にいたる塑性ひずみが集中する帯が入った時点で、継手挙動としての塑性化が開始し、それ以降、溶接断面内のひずみ集中帯における塑性ひずみ増加に従って、継手変位は増加した。いずれも溶接金属部内の塑性ひずみ集中帯は形状に依存してその角度が変化していることが分かる。荷重-溶接部変位曲線を比較すると、水中溶接モデルは塑性化初期段階までは一致しているがその後最大荷重点までの挙動はやや高めになっている。

水中溶接と気中溶接とで最大荷重時伸びが前面すみ肉継手よりも、側面すみ肉継手で顕著に見られた理由

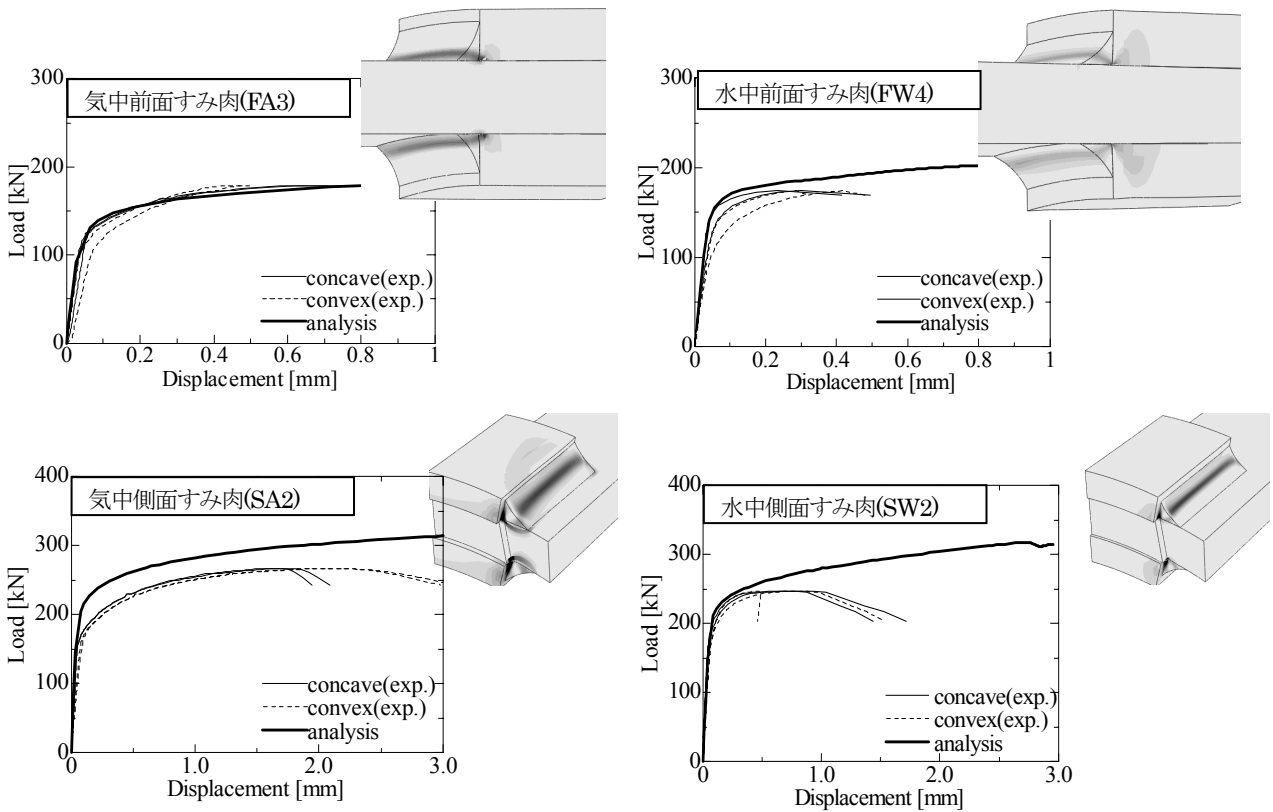


図-17 実験値と解析値の比較 (荷重-変位関係, ひずみ集中領域)

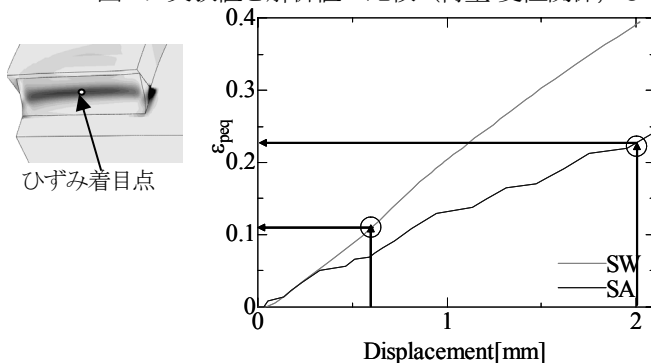


図-18 側面すみ肉の相当塑性ひずみ

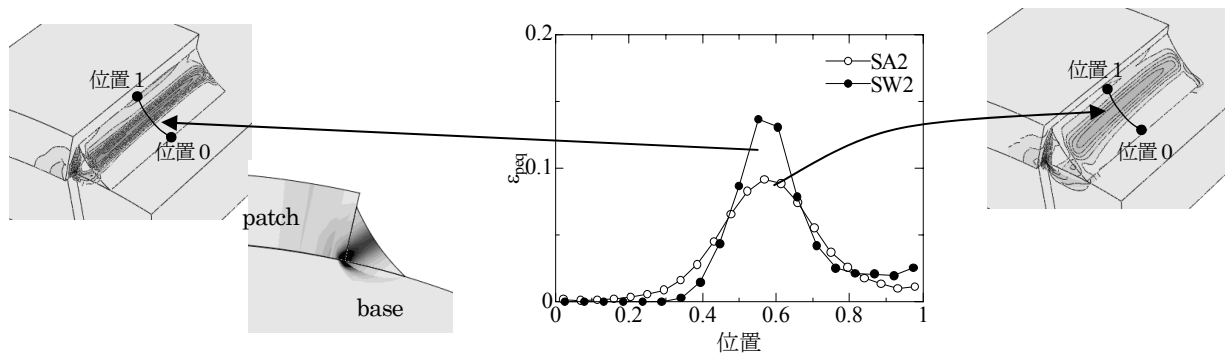


図-19 継手変形0.7mmのときの側面すみ肉溶接表面ひずみ分布

を考察する。ここではビード中央位置における溶接金属表面位置の相当塑性ひずみ ϵ_{peq} を指標にする。各供試体の継手変位量 d と ϵ_{peq} を両軸にとって、プロットしたものを図-18に示す。図中に、実験で得られた各供試体の最大荷重時の点を示した。継手変位量が同じであるときの着目点におけるひずみ量は、水中溶接継手の方が気中溶接継手を上回っている。

側面すみ肉継手の変位量 d が0.7mmのときの周囲の相当塑性ひずみ分布を図-19に示す。図-19は横軸にビード中央における溶接表面位置をとっている。なお、ビード表面長さを1に正規化している。水中溶接では、ひずみ集中領域線での塑性ひずみ集中率が高く、ひずみ最大位置では気中溶接の場合の約1.5倍の値を示しているが、溶接表面母材側で塑性化していない領域がある。同じ継手変形量であっても水中溶接の方がひずみ集中率が高いため、先に限界ひずみに達し、継手として最大耐力時の伸びが小さく現れたと考えられる。

6. まとめ

本研究で、水中溶接による鋼管のあて板補修をモデル化することを目的とし、溶接継手実験、及び材料特性と形状特性に着目した弾塑性解析によって以下のような結論を得た。

- (1) 一般構造用鋼管では水中溶接の熱影響部の硬さの上昇はVickers硬さでHv300程度までであり、水中溶接でも境界(ボンド)部ではなく、ほぼ溶接金属部での破断となった。
- (2) 水中溶接と気中溶接の耐力の差を生む支配的な要因はその形状(のど厚、等脚三角形からのずれ、溶接欠陥)と溶込み量である。母材と溶接金属の材料的特性の差があり、溶込み量の少ない水中溶接であっても一般構造用鋼管を母材とする場合ボンド部での破断となることは少ないが、ボンド部で破断しても溶接継手強度が大きく変化することはない。
- (3) 前面すみ肉継手では溶接姿勢によって溶接形状が異なり、それが破断位置や耐力の差となって現れた。水中溶接では、上向き溶接された部位の溶

接が、当て板側脚長が小さい不等脚三角形の形状を示した。そこでは母材側脚長 w とあて板側脚長 h の比 h/w は0.7~0.8となった。不等脚直角三角形の形状となる前面すみ肉継手では降伏応力・強度はのど厚よりも母材側脚長 w の影響が強い。

- (4) 継手挙動として水中溶接が気中溶接との差が現れるのは、溶接金属表面まで塑性ひずみ集中帯が入る全面降伏状態以降である。最大荷重時の伸びを比較すると、特に側面すみ肉継手において最大荷重時の伸びが水中溶接は気中溶接の1/3~1/4となった。これは気中溶接では、母材側溶込み部及び熱影響部も溶接金属と共に塑性化しているのに対し、水中溶接で母材側はほぼ変形せず、溶接金属内のひずみ集中帯にひずみが集中し、さらに水中溶接では塑性ひずみの限界値が小さいため水中溶接の伸びが極端に小さくなったためと考えられる。

謝辞

本研究は、(社)土木学会構造工学委員会「沿岸環境における鋼・複合構造物の防食および耐久性評価に関する研究小委員会(委員長:渡邊英一)」の研究成果をまとめたものである。委員の方々から有益な助言をいただいた。また、本研究の一部は、日本鉄鋼連盟による鋼構造研究・教育助成事業における2007年度一般研究助成(研究代表者:伊藤義人)および学生研究助成(助成対象者:渡邊尚彦)を受けて行ったものである。ここに記して謝意を申し上げる。

参考文献

- 1) 国土交通省港湾局監修: 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 日本港湾協会, 2007.
- 2) 財団法人沿岸開発技術研究センター: 港湾鋼構造物防食・補修マニュアル, 1997.
- 3) Rowe, M. and Liu, S.: Recent development in underwater wet welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.6, No.6, pp.387-396, 2001.
- 4) Brown, R.T. and Masubuchi, K.: Fundamental research on

- underwater welding, *Welding Journal*, Vol.6, No.6, pp.178-188, 1975.
- 5) 蓮井淳, 菅泰雄: 水中溶接技術の現状, 鉄と鋼, Vol.69, No.2, pp.187-195, 1983.
 - 6) 蓮井淳, 菅泰雄: 水中溶接継手の冷却について, 溶接学会論文集, Vol.48, No.2, pp.1077-1083, 1979.
 - 7) 菅泰雄: 水中溶接継手の性能に及ぼす水素の影響, 溶接学会論文集, Vol.2, No.4, pp.677-681, 1984.
 - 8) 蓮井淳, 菅泰雄, 栗原幹: 水中溶接部の気孔生成について—気孔生成に及ぼす水圧の影響, 溶接学会誌, Vol.50, No.12, pp.1225-1231, 1981.
 - 9) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 局部収縮理論に基づくすみ肉溶接継手の強度解析, 溶接学会誌, Vol.41, No.4, pp.403-414, 1972.
 - 10) Kamteker, A.G.: A new analysis of the strength of some simple fillet welded connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.2, No.2, pp.33-45, 1982.
 - 11) Jensen, A.P.: Limit analysis of welds, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.11, No.3, pp.205-235, 1988.
 - 12) 安井信行, 吹田啓一郎, 井上一朗: 斜方隅肉溶接継目の破壊機構と最大耐力, 日本建築学会構造系論文集, No.579, pp.111-118, 2004.
 - 13) West, T.C., Mitchell, G., and Lindberg, E.: Wet welding electrode evaluation for ship repair, *Welding Journal*, Vol.69, No.8, pp.46-56, 1990.
 - 14) 福手勤, 阿部正美, 長谷川博行, 松田史朗: 水中溶接された鋼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, 港湾技術研究所報告 36-4, pp.43-68, 1997.
 - 15) ANSI/AWS D3.6-83, Specification for Underwater Welding, 1999.
 - 16) Akselsen, O.M., Rorvik, G., Onsoien, M.I., and Grong, Ø.: Assessment and predictions of HAZ tensile properties of high-strength steels, *Welding Journal*, Vol.68, No.9, pp.356-362, 1989.
 - 17) Akselsen, O.M. and Grong, Ø.: Prediction of weld metal Charpy V notch toughness, *Materials Science and Engineering*, A159, pp.187-192, 1992.
 - 18) 百合岡信孝, 児島一浩: 溶接金属引張強さの予測式, 溶接学会論文集, Vol.22, No.1, pp.53-60, 2004.
 - 19) Kasuya, T., Yurioka, N., and Okumura, N.: Methods for predicting maximum hardness of heat affected zone and selecting necessary preheat temperature for steel welding, *Nippon Steel Technical Report*, Vol.65, No.4, pp.7-14, 1995.
 - 20) 稲垣道夫: 鋼材の溶接諸条件と冷却時間—被覆アーク溶接の場合の冷却時間の推定—溶接学会誌, Vol.28, No.1, pp.32-38, 1959.
 - 21) Svensson, L.E.: Control of Microstructures and Properties in Steel Arc Welds, CRC Press, 1994.
 - 22) Dassault Systems: ABAQUS/Standard user's manual, version 6.7., 2007.
 - 23) 仲威雄, 加藤勉, 森田耕次: 溶接継手の耐力, 日本建築学会論文報告集, No.146, pp.29-35, 1968.
 - 24) 山沢哲也, 野上邦栄, 伊藤義人, 渡邊英一, 杉浦邦征, 藤井堅, 永田和寿: 19.5年海洋曝露された鋼アンクル材の腐食形態, 土木学会論文集 A, Vol.64, No.1, pp.27-37, 2008.

(2008年9月18日受付)