

水中溶接鋼板添接補修された断面欠損鋼管の耐荷力実験

Compressive and Flexural Tests of Thickness-Reduced Steel Pipes Repaired with Patch Plates Using Underwater Wet Welding

北根安雄*, 伊藤義人**, 渡邊尚彦***, 松岡和巳****

Yasuo Kitane, Yoshito Itoh, Naohiko Watanabe, Kazumi Matsuoka

*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 (〒464-8603 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 (同上)

***工修, 名古屋大学大学院博士後期課程, 工学研究科社会基盤工学専攻 (同上)

****工博, 新日本製鐵株式会社, 鉄鋼研究所鋼構造研究開発センター (〒293-8511 千葉県富津市新富 20-1)

This paper summarizes an experimental study of steel pipes repaired with patch plates using underwater wet welding to evaluate strength and ductility. In this study, the thickness of a portion of steel pipes was reduced by half to simulate corrosion damage, and steel patch plates were fillet-welded to cover the reduced thickness area. For one set of specimens patch plates were welded in the open air, and for the other they were welded in the underwater wet environment to understand effects of welding environments on strength and ductility of repaired steel pipes. The specimens were tested in flexure or compression until failure. Based on the experimental results, recoveries of stiffness, strength, and ductility were evaluated, and the effectiveness of patch plates was also examined.

Key Words: repair, steel pipe, underwater wet welding, strength recovery, patch plate, corrosion damage

キーワード: 補修, 鋼管, 湿式水中溶接, 耐荷力性能回復, 添接板, 腐食劣化

1. はじめに

1.1 背景

日本では, 年間約 30 億トンもの貨物が港湾施設で取り扱われ, 港湾施設が円滑な貨物の流通および日本の経済活動に与える影響は非常に大きい. 港湾施設の社会資本ストックは, 1998 年度に約 27.5 兆円 (1995 年価格換算) に達し, これらの多くは戦後から高度経済成長期の 1960 年代に建設されており, 建設後 40 年以上が経過している¹⁾. 1998 年以降港湾事業費は年々減少しており²⁾, 今後, 港湾施設の高齢化がますます進むため, 既存施設の維持管理 (更新や補修・補強) が非常に重要となっている. 港湾空港技術研究所の試算では, 2030 年度には, 維持補修費および更新費の合計が 2003 年度の約 4 倍に達し, 港湾事業費全体の約 8 割を占めるまでになると報告されている¹⁾.

2007 年に改定された「港湾の施設の技術上の基準³⁾

は, 性能規定型の基準となり, 建設時だけでなく, 設計供用期間中にも要求性能を満たすよう維持管理計画等を設計時に作成することを求めている. このような背景の中, 適切な予防保全および補修や更新を行うことにより, 既存構造物の延命化を可能にし, また維持管理費の不必要な増大を抑制しライフサイクルコスト (LCC) を低減する技術として, ライフサイクルマネジメント (LCM) が注目されている. 栈橋の鋼管杭や矢板式係船岸の鋼矢板などの海岸・海洋環境下に置かれた鋼構造物は, その厳しい環境のため腐食により劣化する. それら鋼構造物の LCM は, 点検・調査, 構造性能の評価・判定, 対策案の提示, LCC の算定と対策工法の決定, 対策の実施という流れからなるが, 構造物や環境条件に応じて適切な LCM を実現するために必要な技術課題として以下のものが挙げられる: (1) 海岸・海洋環境における鋼構造物の防食対策, (2) 点検技術, (3) 点検データに基づく構造保有性能の評価, (4) 構造性能劣化の進行予測, およ

び(5)補修・補強対策が施された構造物の構造性能評価。

腐食劣化した鋼矢板、鋼管杭、H形鋼などの補修・補強法については、構造物毎に腐食劣化の程度やその重要度も異なることから、それぞれの場合で考えていく必要がある。これまでに実施されてきた港湾鋼構造物の代表的な補修工法や設計法については、港湾鋼構造物防食・補修マニュアル⁴⁾にまとめられているが、補修・補強された鋼部材の性能評価については、その評価法が必ずしも十分には体系化されていないのが現状である。

本研究では、腐食劣化した鋼構造物の補修・補強による延命化技術を取り上げ、補修・補強された鋼構造物の補修後性能評価に着目する。鋼構造部材の補修・補強技術のうち、鋼板添接補修工法、特に湿式水中溶接による鋼板添接補修工法に注目し、水中溶接補修部材の耐荷力性能を実験的に検討する。

1.2 水中溶接による鋼板添接補修工法

鋼板添接補修工法は、腐食損耗部分を添接鋼板で被覆し、既設鋼材と添接鋼板とをすみ肉溶接にて接合し、母材と添接板間で力の伝達が十分に行なえるようにした工法で、基本的に鋼構造としての設計となる。海洋環境におかれた鋼構造物は、飛沫帯において最も腐食損耗が激しくなる⁵⁾ことが知られているが、腐食損耗部分が海中にある場合、湿式水中溶接を行うことが多く、湿式水中溶接による鋼板添接補修工法は、腐食した鋼管杭や鋼矢板の補修・補強方法として代表的な工法である⁴⁾⁶⁾。

水中で行う溶接は近年に始まった技術ではないが、近年、エネルギー資源の探査や掘削に必要な鋼構造物の維持管理には欠かせない技術となっている⁷⁾⁸⁾⁹⁾。水中溶接は大きく分けて、乾式水中溶接と湿式水中溶接に分けられる⁷⁾¹⁰⁾。乾式水中溶接では、溶接部周辺をドライチャンバーで覆うことによりドライな溶接環境を実現し、気中で溶接を行う。一方、湿式水中溶接では、溶接部が直接海水にさらされた状態で潜水士が溶接を行う。このため、湿式水中溶接は、乾式水中溶接と比較して、ドライチャンバーの建設の必要がなく、大きな建設機械も不要であることから、施工速度も早く、非常に経済的であることが知られている⁹⁾。また、ドライチャンバーの建設が難しい箇所においても施工ができるという利点がある。

しかし、湿式水中溶接にも欠点がある。まず、海中で潜水士が施工することから、海流や波の影響下および視界の悪い環境での施工となることが挙げられる。また、溶接金属が直接海中にさらされることから、溶接部の冷却速度が速くなり、その影響で材料引張強度は高くなるが、硬さ値が高くなるため靱性および衝撃に対する抵抗が低下する¹¹⁾¹²⁾。また、周囲の水分子から分解によって出来た水素が熱影響部に侵入することにより、微細なクラック（水素遅れ割れ）の原因となる¹¹⁾¹³⁾。

乾式と湿式の溶接環境の違いが、溶接部特性に与える

影響については、これまでにさまざまな研究成果があげられており^{例えば4),12),14)}、主なものを以下に挙げる。

- (a) 水中溶接は気中溶接と比較して、ビード形状や脚長のばらつきが大きい。
- (b) 水中溶接は気中溶接と比較して、溶接欠陥が多くなる。
- (c) 水中溶接による溶接部の硬度は、気中溶接の場合に比べて高くなる。
- (d) 水中溶接による溶接部の破断伸びは、気中溶接のものに比べて低下する。
- (e) 水中溶接による溶接継手強度は、気中溶接のものに比べて若干低下する。

これらの原因として、前述したように水中溶接作業が気中溶接作業に比べて作業環境が悪いという人的問題と、水中溶接では溶接部が急冷されるためもろくなることや、溶融した鋼の部分に水素が吸収されることにより溶接割れが入りやすいことなどの材料的問題が挙げられている。過去の地震で、鋼矢板の水中溶接部で矢板が折損した事例も報告されている¹⁴⁾。また、溶接作業の水深が大きくなり水圧が高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¹⁵⁾が、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、水圧の影響は小さい。

1.3 本研究の目的

現在、腐食劣化した鋼部材の耐荷力性能に関する研究成果が少しずつ発表されつつある¹⁶⁾¹⁷⁾。腐食劣化した鋼構造物を水中溶接による鋼板添接で補修する場合、その設計方法は、港湾鋼構造物防食・補修マニュアル⁴⁾に示されているが、補修・補強効果を十分に評価できるまでには至っていない。今後、補修した鋼部材の耐荷力性能の評価を正確に行うことが可能となれば、適切な維持管理手法を選択することができる。そこで、本研究では、水中溶接による鋼板添接補修を施した鋼管の圧縮および曲げ耐荷力性能を実験的に明らかにし、現行設計法により要求されている補修部材の耐荷力および耐荷力性能回復率の妥当性を検証することを目的とする。また、溶接条件の違い（気中または水中）が補修後の耐荷力性能に与える影響を明らかにする。

2. 補修鋼管の耐荷力実験概要

2.1 供試体の設計

本研究では、栈橋などで使用される鋼管杭の補修を対象とする。JIS A5525で規定されている鋼管杭は、機械的性質の違いによってSKK400とSKK490に分類されているが、今回実験可能な寸法を考慮して、JIS G3444に規定されるSTK400（一般構造用炭素鋼鋼管、外径=216.3mm、板厚=12.7mm、電縫鋼管）を使用した。SKK400とSTK400は、JISでの化学成分の規定値が同じである。本実験で

表-1 鋼管 STK400 の材料・構造パラメータ

諸量	実測値 (KNOC)
降伏応力 (MPa)	362
外径 (mm)	216.7
板厚 (mm)	12.1
長さ ^{※1} (mm)	1,500
断面積 (mm ²)	7,786
断面2次モーメント (mm ⁴)	4.323×10 ⁷
断面2次半径 (mm)	74.52
径厚比	8.447
径厚比パラメータ	0.02499
細長比 ^{※2}	10.06
細長比パラメータ ^{※2}	0.1353

※1 圧縮実験で用いた鋼管の長さ

※2 有効座屈長係数0.5にて計算

用いた STK400 の実測値を用いた材料・構造パラメータを表-1 に示す。JIS A5525 に規定されている鋼管杭の径厚比は 15~50 の範囲にあるため、本研究で使用した鋼管は、一般的な鋼管杭より径厚比が小さい。しかし、径厚比が 15~50 の鋼管杭は、その大部分が、圧縮強度が降伏応力に等しい領域にあり、本研究の鋼管も同様であるため、両者の構造特性の違いは大きくないと考えた。

本実験では、腐食による板厚減少を模擬するため、長さ方向に 150mm の部分を周方向に様に切削し、板厚を 6mm 減少させ、断面欠損した鋼管を用意した。港湾鋼構造物防食・補修マニュアル⁴⁾では、平均肉厚が 5mm 以下の場合には、軸力に対して局部座屈を起こす危険性があることや溶接の信頼性が確保できないため、残存耐力は無いものとしている。そのため、本研究では、減肉後の板厚を約 6mm 確保した。本研究で使用した鋼管寸法の場合、圧縮荷重下において、6mm 減肉後も減肉部では塑性座屈を起こし、その時の座屈波長は 75mm 程度と予想されたため、減肉部長さを約 2 倍の 150mm とした。

鋼板添接補修工法による補修設計は、港湾鋼構造物防食・補修マニュアル⁴⁾に従って許容応力度設計を行い、添接板の必要板厚および必要溶接長を決定した。設計では、載荷条件として、純圧縮と 4 点曲げの 2 通りを考えた。設計に使用した条件と仮定を以下にまとめる。

- 圧縮または曲げのそれぞれの載荷条件に応じて、圧縮耐荷力または曲げ耐荷力を無欠損の鋼管の耐荷力まで回復させる。
- 添接板は、鋼管にすみ肉溶接され、設計溶接脚長は 6mm とする。
- すみ肉溶接の設計はすべてせん断力による。
- 文献 4)では、水中溶接部の許容応力度は、母材のせん断に対する許容応力度の 60%程度とすることを推奨しているが、溶接条件の違いによる比較を行うため、水中溶接部の許容応力度は、

表-2 許容応力度 (MPa)

	鋼管 STK400	添接板 SM400B	溶接部 (現場溶接)
軸引張/圧縮	137	137	—
曲げ引張/圧縮	137	137	—
せん断	78.5	78.5	62.7

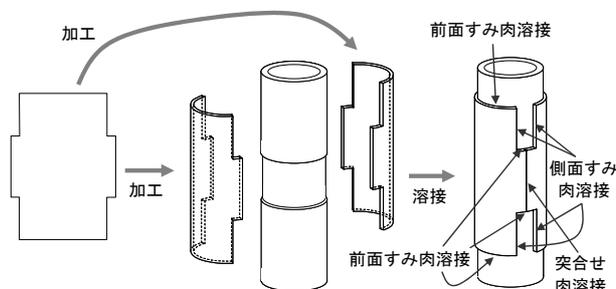


図-1 本実験における鋼板添接補修の概念図

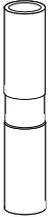
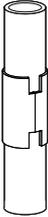
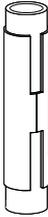
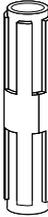
気中の現場溶接部と同じとする(母材のせん断の 80%)。

- 添接板は、平板からプレス加工によって曲率をつけ、2 枚の添接板で減肉部の全周を覆い、添接板同士は突き合わせ溶接により接合する。開先は 60°V 形で、のど厚は 6mm の裏当て金なし開先溶接とした。

補修設計で使用した許容応力度を表-2 に、鋼板添接補修の概念図を図-1 に示す。

実験で使用した供試体は、表-3 に示すように、合計 5 種類 (Type 0~Type 4) である。Type 0 は無欠損の鋼管であり、Type 1 は 150mm の長さにとわって板厚を 6mm 減肉したものである。Type 2, Type 3, および Type 4 は、150mm の長さにとわって板厚を 6mm 減肉した鋼管に添接板を溶接して補修したものである。Type 3 は、6mm 厚の添接板を使用し、側面すみ肉溶接長として補修設計で計算された必要溶接長をとったものである。Type 2 は、同様に 6mm 厚の添接板を使用したが、溶接長が短い場合の耐荷力に与える影響を見るため、側面すみ肉溶接長を必要溶接長の約 1/4 としたものである。最後に Type 4 は、添接板にスリットを入れることで側面すみ肉溶接線の数を増やし(溶接線数は Type 2 および Type 3 の 2 倍)、側面すみ肉溶接長は必要溶接長とし、12mm 厚の添接板を使用した。今回の補修設計では、スリットを入れることは必ずしも必要ではなかったが、実構造物では、設計溶接長が非常に長くなり、図-1 のような添接板形状では 1 本の側面すみ肉溶接長が長くなり不合理な設計となってしまう場合に、スリットを入れることで側面すみ肉溶接線数を増やし、設計溶接長を満たすための 1 本の側面すみ肉溶接長を短くすることが行われる。ただしその場合、スリットによって添接板断面積が減少してしまうため、Type 4 では添接板が 12mm 厚となっている。

表-3 供試体概要

供試体タイプ	Type 0		Type 1		Type 2		Type 3		Type 4		
											
減肉量 (mm)	0		6		6		6		6		
補修の有無	No		No		Yes		Yes		Yes		
添接板厚 (mm)	--		--		6		6		12		
載荷荷重 ^{※1}	C	B	C	B	C	B	C	B	C	B	
1 溶接線の側面すみ肉溶接長 (mm)	--		--		140	80	--		300	380	370
側面すみ肉溶接線数 ^{※2}	--		--		4		4		8		
供試体名	KN0C	KN0B	KN1C	KN1B	KA2C KW2C	KA2B KW2B	--	KA3B KW3B1 KW3B2	KA4C KW4C	KA4B KW4B	

※1 C : 圧縮, B : 4 点曲げ

※2 2 枚の添接板のうちの 1 枚での溶接線数

表-4 使用鋼材の化学成分と降伏応力および引張強度

材料	JIS 規格	化学成分 (%)					降伏応力 (MPa)	引張強度 (MPa)
		C	Si	Mn	P	S		
鋼管	STK400	0.12	0.10	0.56	0.013	0.006	362	394
添接板 (t=6 mm)	SM400B	0.11	0.18	0.99	0.022	0.005	269	406
添接板 (t=12 mm)	SM400B	0.15	0.15	0.71	0.013	0.006	271	391
溶接棒 ^{※1} (φ=4 mm)	D4301	0.10	0.10	0.43	0.015	0.007	410	460

※1 溶接棒の化学成分と降伏応力と引張強度はカタログ値である。

実験供試体は、圧縮実験用に 6 体、曲げ実験用に 9 体製作した。表-3 に示した供試体名において、2 文字目は気中溶接 (A) または水中溶接 (W) を、3 文字目は供試体タイプ (0~4)、4 文字目は載荷方法の曲げ (B) または圧縮 (C) を表している。基本的にそれぞれの条件に 1 体の供試体を準備したが、Type 3 については、圧縮条件に対して必要溶接長が長くなりすぎたため、圧縮用供試体は製作しなかった。また、曲げ実験用には、Type 3 が基本的な補修設計であるため、水中溶接の場合のみ 2 体準備した。

2.2 使用鋼材

本実験で使用した鋼管 STK400 と添接板 SM400B および溶接棒の化学成分を表-4 に示す。また、鋼管と添接板の材料引張試験より得られた降伏応力と引張強度も同表に示す。材料引張試験では、JIS 5 号引張試験片をそれぞれの材料に 3 体ずつ準備した。鋼管から切り出した材料は曲率がついているため、つかみ部をプレスによって平坦にした。鋼管の降伏応力は、製造過程のひずみ履

歴の影響により、JIS 規格値 (235MPa 以上) よりかなり高くなっている。

2.3 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、潜水具を装着した潜水溶接技術者が海水循環水槽内で行った。水質は天然海水であり、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・水中溶接共に、神戸製鋼製 B-14 (JIS Z3211 D4301、降伏強度：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、3)溶接金属に水素がとりこまれる、などの不都合が生じてしまうため、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。これは、通常の水中溶接補修で用いられる方法である。

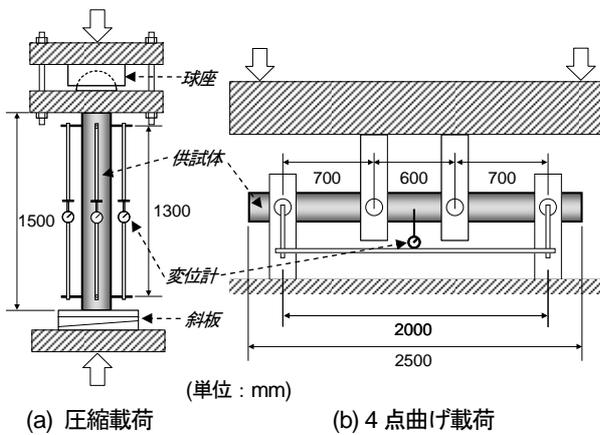
溶接施工条件を表-5 に示す。また、現場にて KA4C および KW3B2 の溶接中に計測された溶接電流・電圧条件を表-6 に示す。水中溶接の方が明らかに電流および

表一5 溶接施工条件

溶接環境	溶接機	溶接棒	目標脚長	溶接者
気中	エンジンウェルダ	4.0×450mm D4301	6mm	溶接士 A 経験 22 年
	DC300A	神戸製鋼 B-14		
水中	エンジンウェルダ	4.0×450mm D4301	6mm	溶接士 B 経験 25 年
	DC300A	神戸製鋼 B-14		

表一6 溶接電流・電圧条件

溶接環境	供試体	溶接電流 (A)	溶接電圧 (V)	平均溶接速度 (mm/min)
気中	KA4C	70~90	20~35	88
水中	KW3B2	150~160	25~45	79



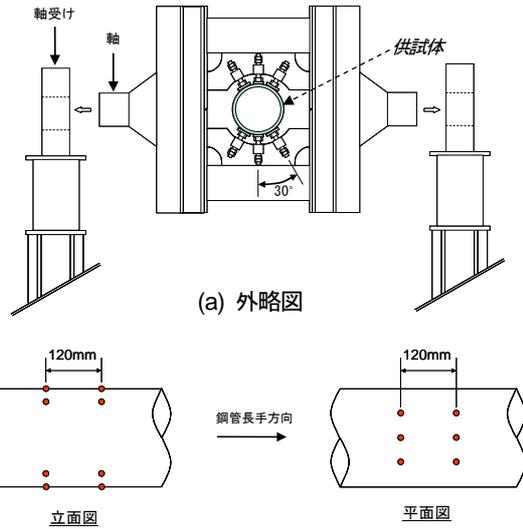
図一2 荷重方法概要

電圧ともに高くなっており、平均溶接速度は水中と気中で大差がないことから、入熱量は水中溶接の方が高くなっていることがわかる。添接板の溶接は鋼管を立てた状態で行ったため、前面すみ肉溶接は横向溶接、側面すみ肉溶接は立向溶接となった。ただし、添接板の上側の前面すみ肉溶接は下向溶接に、添接板の下側の前面すみ肉溶接は上向溶接に近い溶接姿勢となる。

2.4 荷重方法

荷重方法の概略図を図一2に示す。純圧縮と4点曲げ荷重の2種類の耐力実験を行った。圧縮では単調荷重を行い、曲げでは最大荷重を過ぎて、最大荷重の90%に荷重が至るまで単調荷重を行った後、荷重が0になるまで除荷し、その時の変位を基準として、降伏変位整数倍漸増による正負交番繰返し荷重を行った。本稿では、頁数制限の都合上単調荷重により得られた結果のみ報告する。

圧縮実験は、6MN短柱圧縮試験装置（前川試験機製作所製）を使用し、荷重上昇域は荷重制御により、除荷域は変位制御により荷重を行った。中心圧縮を実現するため、鋼管の上下それぞれの端部から150mmの位置にお



図一3 4点曲げ実験鋼管支持方法

いて、周方向に8枚のひずみゲージを貼付し、降伏荷重の約1/3の荷重載荷時にそれらのひずみ値が約10%以内になるよう供試体下に設置した斜円板を調節し偏心を除去した。その状態で供試体上の球座を固定した後、除荷を行い、両端固定の条件で圧縮実験を行った。圧縮実験は溶接時の鋼管を立てた状態と上下の向きを同じにして行った。

4点曲げ実験では、4MNアクチュエータ（理研精機株式会社製）を2本使用し、変位制御により荷重を行った。支点間距離は2,000mm、荷重点間距離は600mm、支点-荷重点間距離は700mmである。支点および荷重点では、鋼管を外側から上下それぞれ6本、計12本のボルトにより拘束する形式で支持および荷重を行った。支持点における鋼管の支持方法を図一3に示す。

2.5 水中すみ肉溶接継手の性能評価

補修鋼管の耐力実験に先立ち、JIS Z3131 および Z3132 で規定されている前面すみ肉溶接継手引張試験および側面すみ肉溶接継手せん断試験を行うことにより、すみ肉溶接継手の強度を評価し、同様の試験体を気中および水中溶接で製作することで、溶接環境の違いの影響を検討した。前面と側面ともに気中と水中溶接の試験体をそれぞれ4体、計16体の試験を行い、荷重、母材と添接板のひずみ、および溶接部の変位を計測した。本試験より得られた結果は文献18)に詳細に報告しているが、以下に簡単にまとめる。

- (a) 水中溶接部は、気中溶接部に比べビード形状のばらつきが大きく、ブローホール、ピットおよび角部溶込不良などのきずも見られた。
- (b) 側面すみ肉ののど厚が、水中溶接の場合、気中溶接に比べて20%程度小さかった。
- (c) 断面マクロ観察の結果、水中溶接の熱影響部の

- 幅が気中溶接に比べ小さくなっており、特に、その傾向は添接板側の熱影響部で大きかった。
- (d) 熱影響部でのビッカース硬さ値 (Hv) を気中と水中で比較すると、前面で 75 程度、側面で 60 程度水中溶接の方が高くなっているが、水中溶接での最高硬さが Hv300 程度であるので、問題となる硬さではなかった。これは、鋼管および添接板が低炭素鋼であることが理由であると考えられる。
 - (e) JIS Z3131 および Z3132 の計算法による最大荷重をのど断面積で割ったすみ肉溶接強度は、前面すみ肉で 8%、側面すみ肉で 15%、水中溶接が気中溶接より高くなっていた。しかし、試験体の最大荷重と比較すると、前面すみ肉では水中溶接が気中溶接より 6% 高くなっているのに対し、側面すみ肉では水中溶接が気中溶接より 8% 低くなっていた。
 - (f) 最大荷重時の溶接部の伸びは、気中溶接に比べ水中溶接の方が小さい。前面すみ肉では水中溶接が気中溶接に比べて 35% 小さく、側面すみ肉では水中溶接が気中溶接に比べて 63% 小さくなっており、その傾向は側面すみ肉溶接継手において顕著であった。
 - (g) 得られた側面すみ肉溶接強度は、表-2 に示す現場溶接許容応力度に比べて、気中溶接で 4.5 倍、水中溶接で 5.2 倍となった。

2.6 初期計測

(1) 実験供試体溶接脚長

载荷実験前に、ノギスにより溶接脚長を計測した。各溶接線を約 40mm 間隔で計測した。すべての供試体で設計脚長と設計のど厚は、それぞれ 6.0mm と 4.2mm である。目視によると、気中溶接では、Type 4 の供試体の側面すみ肉で 5mm 以上ののど厚になっている以外は、ほ

ぼ全ての溶接部でのど厚が 4mm 程度となっていた。水中溶接では、前面すみ肉の下側で気中溶接ののど厚よりも小さくなっていたが、その他は気中溶接とほぼ同様の傾向であった。

(2) 圧縮実験供試体の初期たわみ

圧縮载荷実験供試体の初期たわみを測定するため、レーザー変位計 (KEYENCE 社製 LB-080, 分解能: 8 μ m) を用いて、図-4(a)に示すような測定システムにより、鋼管の形状を測定した。図-4(b)にレーザー変位計による測定点を示す。それぞれの測定点での管径をノギスにより測定し、管径とレーザー変位計測定データから、最小二乗法により、レーザー変位計から回転中心までの距離、回転中心と管断面の中心との偏心距離と偏心角度を求め、軸方向 15 断面での断面中心位置を同定した。

表-7 に得られた最大初期たわみを示す。溶接により補修を行った供試体においても最大初期たわみは $3.8 \times 10^{-4} L$ (L は供試体長) であり、道路橋示方書が規定する圧縮部材の許容初期たわみ ($L/1000$) 以下であった。

(3) 供試体寸法

各供試体の寸法を計測した結果を、圧縮供試体は表-8 に、曲げ供試体は表-9 に示す。これらの表には、実測寸法と表-4 に示す降伏応力から求められる理論降伏

表-7 圧縮実験供試体最大初期たわみ

供試体	最大初期たわみ (mm)	最大初期たわみ / L
KN0C	0.084	6.25×10^{-5}
KN1C	0.447	3.31×10^{-4}
KA2C	0.142	1.05×10^{-4}
KW2C	0.519	3.84×10^{-4}
KA4C	0.256	1.90×10^{-4}
KW4C	0.226	1.67×10^{-4}

L = 供試体長

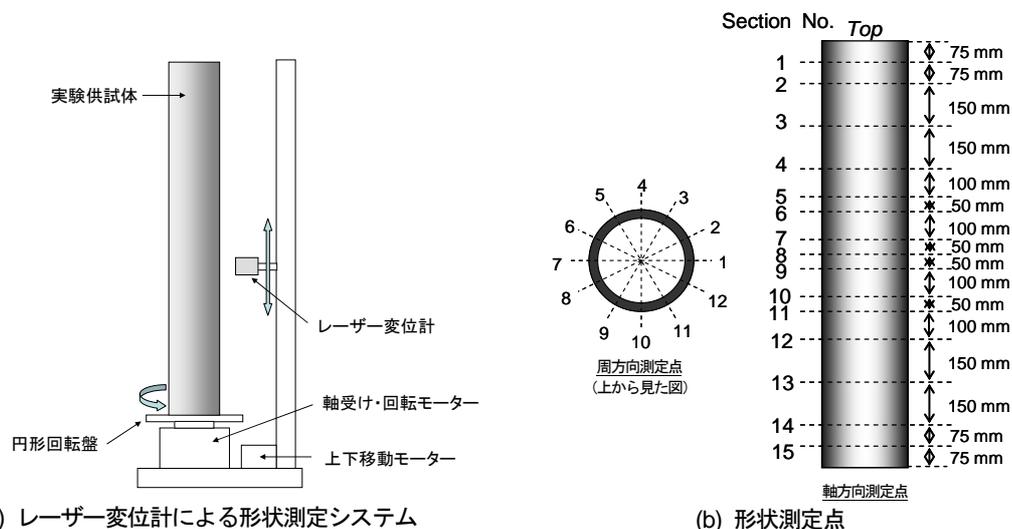


図-4 初期たわみ測定システム

荷重も示す。4点曲げ実験では、載荷点が2点あるが、表中の降伏荷重は2点での荷重の合計である。寸法実測値によるKNOCの構造パラメータは表-1に示している。

6mm厚の添接板で補修されたType 2とType 3の供試体の理論降伏荷重が無補修・無欠損のType 0よりも小さ

表-8 圧縮実験供試体寸法計測値と理論降伏荷重

	KN0C	KN1C	KA2C	KW2C	KA4C	KW4C
鋼管外径 (mm)	216.7	216.7	216.7	216.7	216.4	216.5
鋼管板厚 (mm)	12.1	12.1	12.3	12.2	12.2	12.2
減肉部板厚 (mm)	—	6.55	6.66	6.61	6.52	6.62
添接板厚 (mm)	—	—	6.06	5.82	11.6	11.7
鋼管断面積 (mm ²)	7,786	7,805	7,896	7,839	7,800	7,833
減肉部断面積 (mm ²)	—	4,097	4,155	4,122	4,069	4,128
添接板断面積 (mm ²)	—	—	4,235	4,071	8,287	8,382
理論降伏荷重 (MN)	2.81	1.48	2.64	2.59	2.82	2.83

くなっているのは、材料試験によって得られた添接板の実測降伏応力が鋼管材料の降伏応力より小さいことに起因する。

3. 実験結果と考察

3.1 圧縮実験

(1) 崩壊形式

圧縮実験供試体の典型的な崩壊形式を図-5に示す。Type 0では鋼管母材が降伏後、端部での局部座屈が発生し、その後、全体座屈へと進行した。Type 1では、減肉部が降伏後に局部座屈を示した。Type 2では、減肉部で降伏後、母材の局部座屈、そして母材が中から押し出す形で、添接板も座屈をはじめ、上側の前面すみ肉と側面すみ肉にき裂が入った。水中溶接を行ったKW2Cでは、添接板を接合している突合せ溶接にもき裂が入った。Type 4では、気中溶接・水中溶接に関わらず、補修部外側の鋼管母材で降伏し、その後、供試体端部での局部座屈へと進行した。

表-9 曲げ実験供試体寸法実測値と理論降伏荷重

	KN0B	KN1B	KA2B	KW2B	KA3B	KW3B1	KW3B2	KA4B	KW4B
鋼管外径 (mm)	217.3	216.4	216.2	216.2	216.3	216.3	216.2	216.1	216.6
鋼管板厚 (mm)	12.0	12.1	12.0	12.1	12.1	12.1	12.0	12.0	12.0
減肉部板厚 (mm)	—	6.49	6.48	6.65	6.67	6.78	6.53	6.52	6.69
補修部外径 (mm)	—	—	228.4	228.6	228.5	229.2	228.3	240.8	240.0
添接板厚 (mm)	—	—	5.69	5.76	6.04	5.93	6.05	11.8	11.7
鋼管断面係数 (mm ³)	3.76×10 ⁵	3.75×10 ⁵	3.74×10 ⁵	3.74×10 ⁵	3.75×10 ⁵	3.74×10 ⁵	3.73×10 ⁵	3.72×10 ⁵	3.74×10 ⁵
減肉部断面係数 (mm ³)	—	1.95×10 ⁵	1.94×10 ⁵	2.00×10 ⁵	2.00×10 ⁵	2.04×10 ⁵	1.96×10 ⁵	1.96×10 ⁵	2.02×10 ⁵
添接板+減肉部断面係数 (mm ³)	—	—	4.05×10 ⁵	4.15×10 ⁵	4.11×10 ⁵	4.28×10 ⁵	4.05×10 ⁵	6.48×10 ⁵	6.30×10 ⁵
理論降伏モーメント (kN·m)	136	70.5	109	112	111	115	109	176	171
理論降伏荷重 (kN)	388	202	312	320	316	329	312	502	488



図-5 圧縮実験供試体の崩壊形式

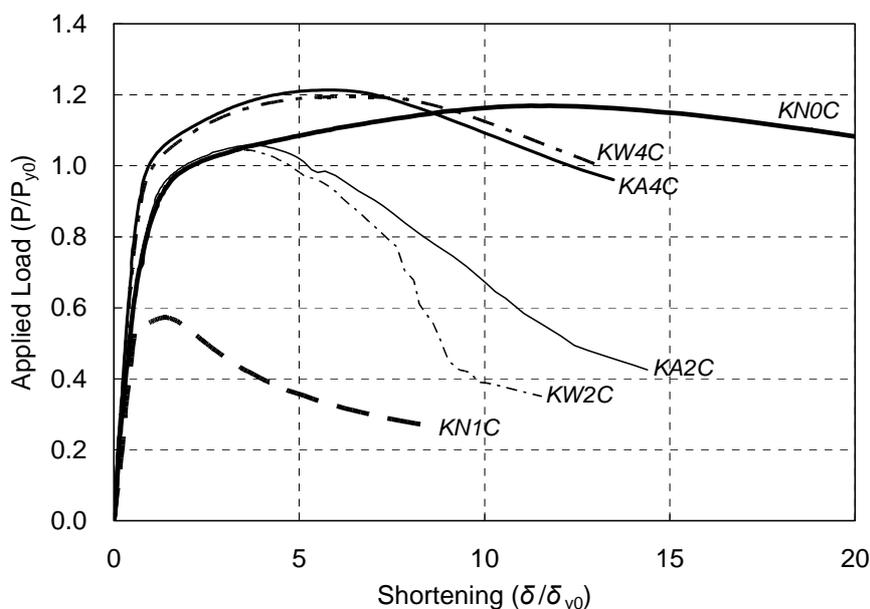


図-6 圧縮実験荷重-変位関係

表-10 圧縮実験結果まとめ

	Type 0	Type 1	Type 2		Type 4	
	KN0C	KN1C	KA2C (気中)	KW2C (水中)	KA4C (気中)	KW4C (水中)
K_I (MN/mm)	1.23	1.09	1.37	1.35	1.83	1.79
理論値からの誤差	+1.0%	-0.78%	+1.5%	+1.2%	+4.3%	+1.3%
P_{max} (MN)	3.29	1.61	2.98	2.94	3.42	3.36
δ_{max} (mm)	26.1	3.11	8.61	8.25	13.1	14.5
δ_{95} (mm)	42.3	4.59	12.4	11.4	19.7	22.6
P_{max}/P_{y0}	1.17	0.57	1.06	1.04	1.21	1.20
δ_{max}/δ_{y0}	11.3	1.34	3.72	3.56	5.65	6.27
δ_{95}/δ_{max}	1.62	1.48	1.43	1.38	1.50	1.56

K_I : 初期剛性

P_{max} : 最大荷重

δ_{max} : 最大荷重時変位

δ_{95} : 95% 荷重時変位

P_{y0} : Type 0 の理論降伏荷重

δ_{y0} : Type 0 の理論降伏変位

(2) 荷重-変位関係

図-6 に圧縮実験より得られた荷重-軸方向変位関係を示す。変位は、供試体軸方向 1,300mm の長さで測定された縮み量であるが、前述したように端部で局部座屈を生じた KN0C, KA4C および KW4C では、供試体軸方向 1,300mm の長さで測定された縮み量は、変位計の設置方法の影響で座屈発生後（最大荷重後）正確な縮み量を測定することができなかつたため、最大荷重 P_{max} 以降は供試体全長 (1,500mm) の縮み値に置き換えた。荷重、変位ともに、KN0C の理論降伏荷重 P_{y0} (=2.81MN), 理論降伏変位 δ_{y0} (=2.32mm) で、それぞれ無次元化している。

また、初期剛性 K_I , 最大荷重 P_{max} , 最大荷重時の縮み量 δ_{max} , 最大荷重から 5% 荷重低下時の縮み量 δ_{95} を表-

10 に示す。初期剛性は、それぞれの供試体で表-8 に示す理論降伏荷重 P_y の 60% の時の剛性と定義した。

最大荷重については、KA4C と KW4C が KN0C とほぼ同じ値となっており、これは図-5 に示した崩壊形式からも分かるように、母材の降伏後、供試体端部での局部座屈という同じ崩壊形式であることによる。KA2C と KW2C の最大荷重は、KN0C に比べて約 10% 低くなっており、これは 3.3 に示すように添接板の荷重分担率が 40% 程度で、残りの 60% を減肉部母材が分担しており、減肉部母材が添接板より先に降伏し、さらに降伏後、減肉部母材に先に局部座屈が発生することによる。しかし、Type 2 に関しては、側面すみ肉溶接長は、現行設計法で要求される溶接長の 1/4 程度であったにもかかわらず、最大荷重は KN0C の理論降伏荷重 P_{y0} 以上となった。

気中溶接と水中溶接を比較すると、最大荷重については、Type 2 と Type 4 の供試体ともに、水中溶接により補修された供試体がわずかに 1% 程度小さくなっているのみで、ほとんど差はないと言える。Type 2 の最大荷重時の縮み量を比較すると、溶接部の破断が激しかった KW2C が KA2C に比べて約 4% 小さくなっている。

3.2 4点曲げ実験

(1) 崩壊形式

代表的な 4 点曲げ実験供試体の崩壊形式を図-7 に示す。KN0B は、全断面塑性化による曲げ破壊であった。KN1B は、減肉部で降伏後、減肉部の圧縮側において局部座屈が発生した。Type 2 と Type 3 は、降伏後、圧縮側の添接板が内側の前面すみ肉近傍で少しずつ膨れ始め (図-7(d)参照)、その後、最大荷重前後で、引張側の内側前面すみ肉が破断した (図-7(c), (d)参照)。溶接部に設置したクリップ型変位計を参照すると、水中溶接では

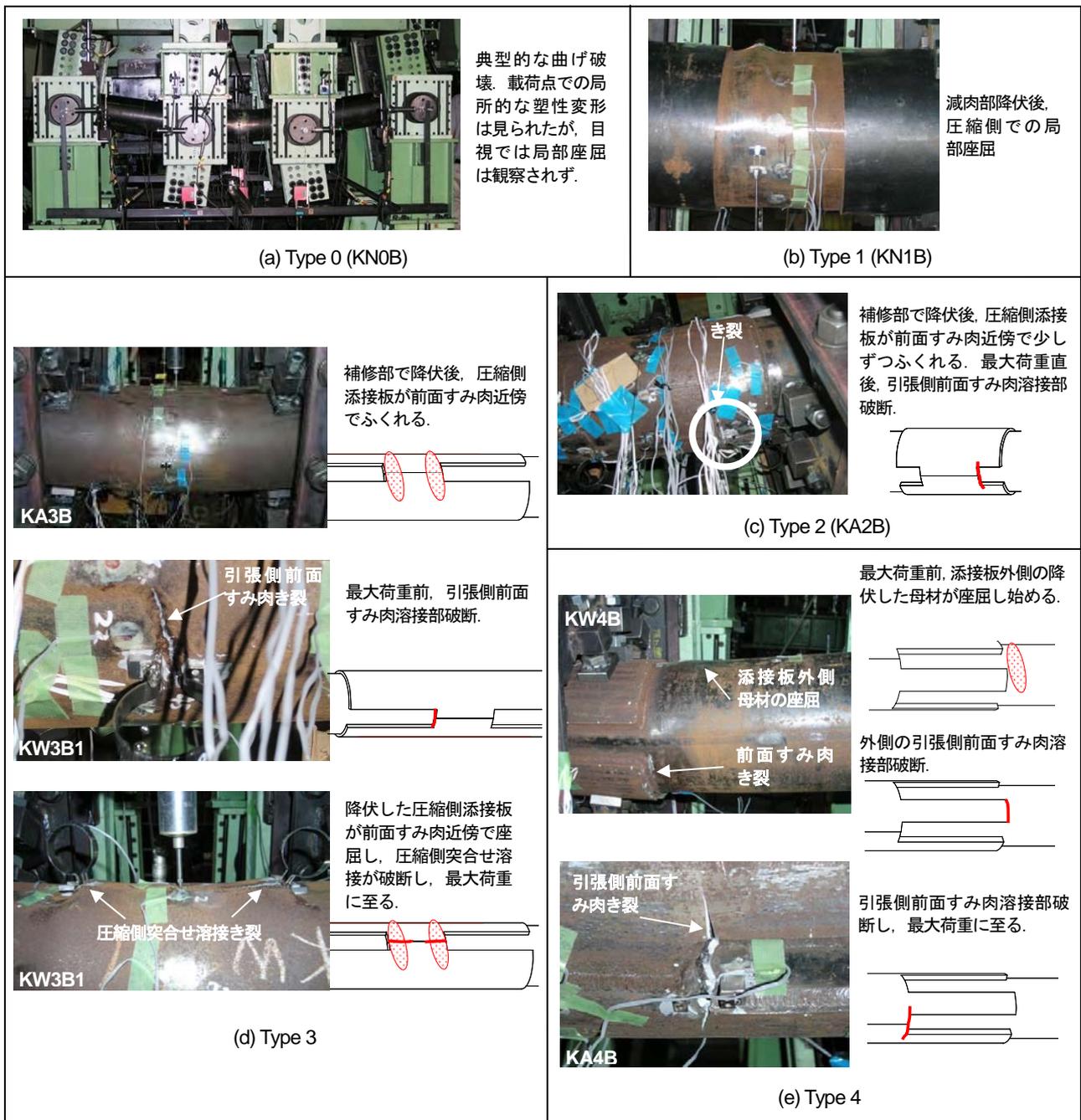


図-7 曲げ実験供試体の崩壊形式

最大荷重直前に、気中溶接では最大荷重直後に前面すみ肉が破断していた。KW2B, KW3B1 および KW3B2 では最大荷重直前または直後に突合せ溶接の破断 (図-7(d)参照) も観察された。Type 4 では、最大荷重前に、添接板の外側で鋼管が圧縮側で座屈し、その後内側の引張側前面すみ肉が破断して最大荷重に至った (図-7(e)参照)。実験後の目視で、外側の引張側前面すみ肉が破断していることが確認されたが、その発生時期は不明である。

(2) 荷重-変位関係

図-8 に 4 点曲げ実験より得られた荷重-変位関係を示す。ここで、荷重 P は、2 本のアクチュエータの載荷荷重の合計で、変位 δ は図-2 に示すように供試体中央

での鉛直変位である。荷重 P と変位 δ は、無欠損無補修鋼管供試体 KN0B の理論降伏荷重 P_{y0} 、理論降伏変位 δ_{y0} でそれぞれ無次元化されている。また、初期剛性 K_i 、最大荷重 P_{max} 、最大荷重時の変位 δ_{max} 、最大荷重から 5% 荷重除荷時の変位 δ_{95} を表-11 に示す。初期剛性は、それぞれの供試体で理論降伏荷重 P_y の 60% の時の剛性と定義した。

最大荷重 P_{max} について比較すると、Type 2 と Type 3 の供試体では、Type 0 と比べて KW3B2 の 90% が最小であり、補修により耐荷力が回復していることが分かる。Type 2 と Type 3 では大きな差が見られなかったが、溶接長を短くした Type 2 においても側面すみ肉溶接の破断が生じ

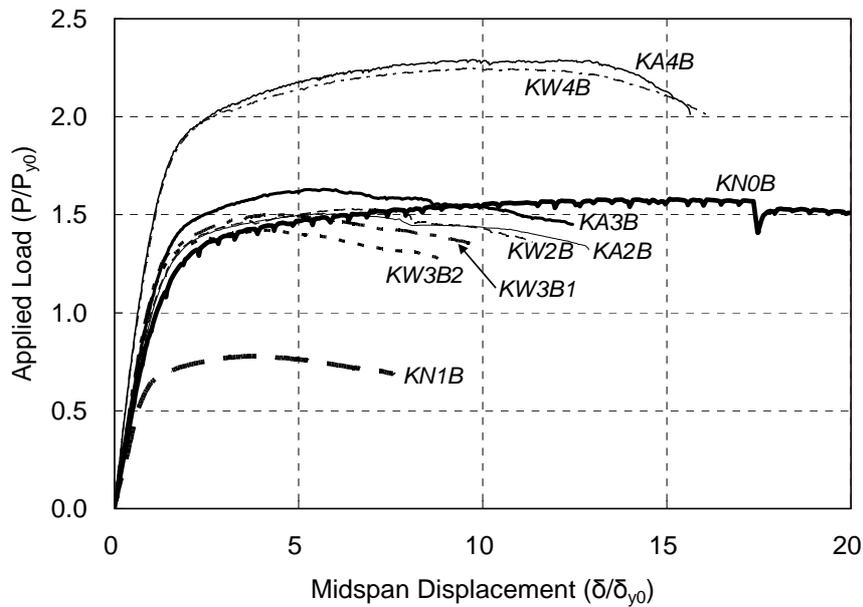


図-8 曲げ実験荷重-変位関係

表-11 曲げ実験結果まとめ

	Type 0	Type 1	Type 2		Type 3		Type 4		
	KN0B	KN1B	KA2B (気中)	KW2B (水中)	KA3B (気中)	KW3B1 (水中)	KW3B2 (水中)	KA4B (気中)	KW4B (水中)
K_I (kN/mm)	58.5	45.1	60.4	62.8	68.5	69.9	68.7	94.8	94.3
理論値からの誤差	+3.2%	-5.4%	-2.3%	+1.0%	-3.3%	-3.0%	-2.2%	-2.0%	-1.2%
P_{max} (kN)	614	303	585	595	633	583	552	890	873
δ_{max} (mm)	103	25.6	39.0	44.0	38.9	29.5	28.5	66.5	67.4
δ_{95} (mm)	124	39.9	71.0	58.6	59.5	52.2	45.1	100	100
P_{max}/P_{y0}	1.58	0.78	1.51	1.53	1.63	1.50	1.42	2.29	2.25
δ_{max}/δ_{y0}	15.1	3.73	5.69	6.41	5.67	4.31	4.16	9.70	9.82
δ_{95}/δ_{max}	1.19	1.56	1.82	1.33	1.53	1.77	1.58	1.50	1.48

なかったことが原因である。また、Type 4 では、 P_{max} が Type 0 に比べて約 40% 増となっていた。ただし、 δ_{max} を比較すると、全ての補修タイプで無加工の Type 0 より小さくなっており、Type 2 および Type 3 では Type 0 の 30~40%、Type 4 では Type 0 約 65% となった。つまり、今回採用した鋼板添接補修設計では、変形性能は完全な回復はしていない。

気中溶接と水中溶接を比較すると、Type 2 と Type 4 の供試体では、 P_{max} 、 δ_{max} ともに大きな差は出ていない。ただし、Type 3 については、 P_{max} が約 10%、 δ_{max} が約 25% 小さくなっている。これは、KW3B1 と KW3B2 では、添接板の突合せ溶接部が破断したためと考えられる。

3.3 添接板の荷重分担率

添接板への荷重伝達状況を明らかにするために、添接板中央で得られた軸ひずみより添接板の供試体中央断面内の荷重分担率を求めた。ここでは、添接板内のひず

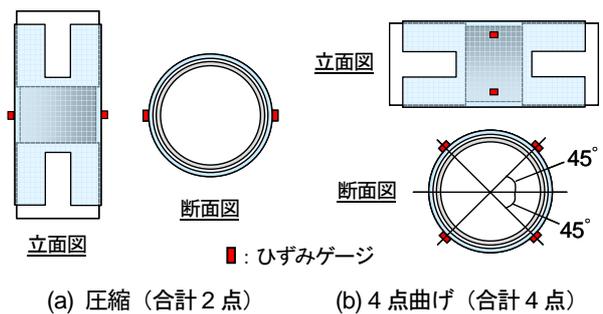
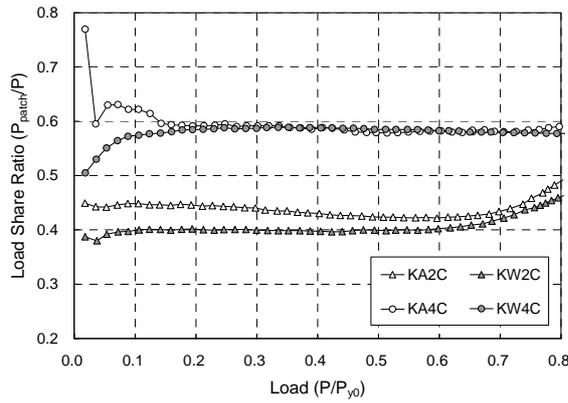
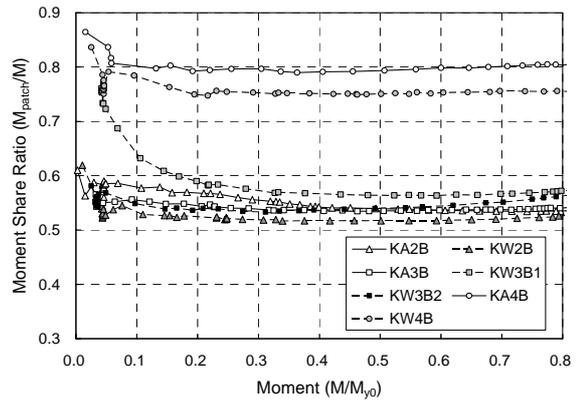


図-9 荷重分担率計算に用いた軸ひずみ計測位置

みが同様であると仮定している。荷重分担率算定に用いたひずみゲージの位置を図-9 に示す。圧縮荷の場合は、計測されたひずみから推定される添接板が分担する荷重の全荷重に対する比を圧縮荷重分担率と定義した。曲げ荷の場合は、計測ひずみから推定される添接板が分担する曲げモーメントの載



(a) 圧縮実験



(b) 4点曲げ実験

図-10 実験より求められた添接板の荷重分担率

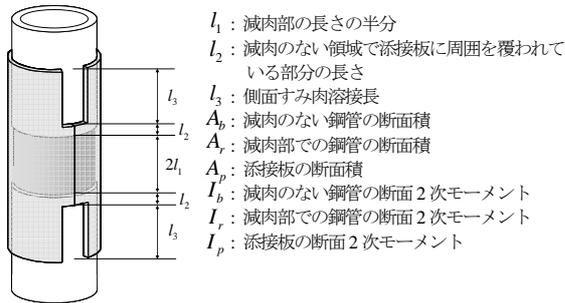


図-11 添接板荷重分担率の簡易計算に用いる諸元

荷重から求められる供試体中央での曲げモーメントに対する比を、曲げモーメント分担率として定義した。それらの分担率を鋼材が弾性範囲内でのみそれぞれの供試体について図-10にプロットした。また、圧縮実験において $0.2P_{y0}$ から $0.6P_{y0}$ の範囲、または曲げ実験で $0.2M_{y0}$ から $0.6M_{y0}$ の範囲で得られた荷重分担率を平均した値を表-12に示す。

圧縮実験での荷重分担率は、KA2C と KW2C でそれぞれ 43% と 40% となり、KA4C と KW4C ではともに 59% となった。曲げ実験での曲げモーメント分担率は、KA2B と KW2B で 55% と 52% となり、KA3B, KW3B1 および KW3B2 でそれぞれ 54%, 57%, 54% であり、KA4B と KW4B ではそれぞれ 79% と 75% であった。これらから同じ厚さの添接板を添接した場合、曲げ荷の方が添接板の分担率が高くなっていることが分かる。

次に、添接板の荷重分担率を簡易的に計算することを試みる。簡易計算に使用する諸元を図-11に示す。圧縮荷において、内側の前面すみ肉の間つまり $2(l_1+l_2)$ の領

域で母材鋼管と添接板の縮み量が等しいと仮定して、添接板の荷重分担率を計算すると、以下のような式で表すことができる。

$$\frac{P_p}{P_b + P_p} = \frac{1}{1 + \frac{A_b A_r}{A_p} \frac{l_1 + l_2}{A_b l_1 + A_r l_2}} \quad (1)$$

ここで、 P_b 、 P_p はそれぞれ鋼管および添接板が分担する荷重である。曲げ荷の場合も同様に、内側の前面すみ肉の間つまり $2(l_1+l_2)$ の領域で母材鋼管と添接板のたわみ角の変化量が等しいと仮定すると、添接板の曲げモーメント分担率は以下の式で表すことができる。

$$\frac{M_p}{M_b + M_p} = \frac{1}{1 + \frac{I_b I_r}{I_p} \frac{l_1 + l_2}{I_b l_1 + I_r l_2}} \quad (2)$$

ここで、 M_b 、 M_p はそれぞれ鋼管および添接板が分担する荷重である。これら式(1)と(2)から求めた添接板荷重分担率を表-12に簡易計算値として示している。圧縮荷では、式(1)による荷重分担率は Type 2 で 48%、Type 4 で 65% となる。式(2)による曲げ荷の場合 Type 2 と Type 3 で 54%、Type 4 で 72% となる。曲げ荷では、Type 4 の供試体で 10% 程度低く見積もられているものがあるが、概ね簡易計算で実験値をとらえられている。しかし、圧縮荷では、全ての供試体で 10% 程度実験値の方が低くなっており、簡易計算では添接板の分担を過剰に見積もってしまうことが分かる。これは、簡易計算において

表-12 荷重分担率の実験値と簡易計算値との比較

	圧縮実験				4点曲げ実験							
	KA2C	KW2C	KA4C	KW4C	KA2B	KW2B	KA3B	KW3B1	KW3B2	KA4B	KW4B	
実験値	0.43	0.40	0.59	0.59	0.55	0.52	0.54	0.57	0.54	0.79	0.75	
簡易計算値	0.48	0.47	0.65	0.65	0.54	0.54	0.53	0.54	0.53	0.72	0.71	
実験値/計算値	0.91	0.85	0.90	0.90	1.02	0.97	1.01	1.06	1.01	1.10	1.06	

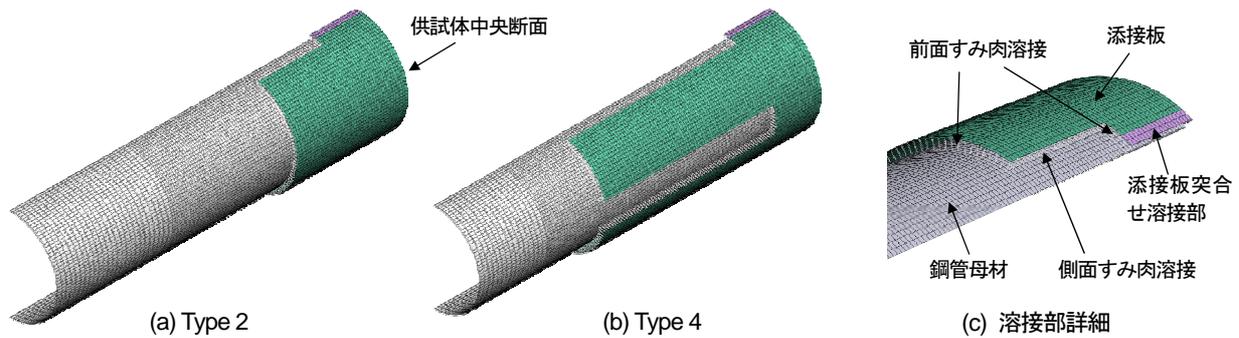


図-12 圧縮実験供試体の1/4モデル

図-11に示す l_3 の領域での添接板の変形を無視していることが原因と考えられ、今後の検討課題である。

設計計算では、現在、圧縮荷重の場合には補修断面での断面積により、曲げ荷重の場合には断面2次モーメントにより、補修部材の剛性と添接板の荷重分担が決定される。今回の設計では、圧縮の場合、添接板荷重分担率は、Type 2で50%、Type 4で67%と計算され、曲げの場合は、Type 2およびType 3で57%、Type 4で74%となる。曲げのType 4を除いては、圧縮または曲げに関わらず式(1)と(2)による簡易計算法の方が実験値により近い添接板荷重分担率を示しており、添接板への荷重を計算する上で式(1)と(2)は有効であることが分かる。

4. 有限要素解析

4.1 解析目的

本研究で行った補修部材の耐荷力実験は、鋼管の寸法および想定した減肉量も1通りであった。今後、様々な鋼管の寸法や腐食減肉量に対して全て実験を行い、その耐荷力性能を検討することは困難である。そのため、水中溶接鋼板添接補修工法による補修部材の耐荷力性能を幅広く評価するためには、その力学的挙動を正確に表現できる有限要素モデルを作成し、解析的に検討することが非常に有効な手段となる。

本研究では、耐荷力実験に使用した供試体に対し、有限要素法を用いて弾塑性解析を行い、得られた荷重-変位関係を実験結果と比較し、水中溶接鋼板添接補修工法による補修部材の耐荷力性能を予測可能とする解析モデルに必要な条件を検討することを目的とする。

4.2 解析モデルと解析条件

解析には汎用有限要素解析プログラム ABAQUS ver. 6.7¹⁹⁾を使用した。図-12に曲げ実験供試体の解析モデル例を示す。供試体の対称性を利用し、解析モデルは1/4モデルとした。鋼管と添接板は4節点シェル要素(S4)でモデル化し、すみ肉溶接部は、鋼管と添接板を接合する弾性梁として2節点ティモシェンコ梁要素(B31)によりモデル化した。図-12(c)にすみ肉溶接部の拡大図を

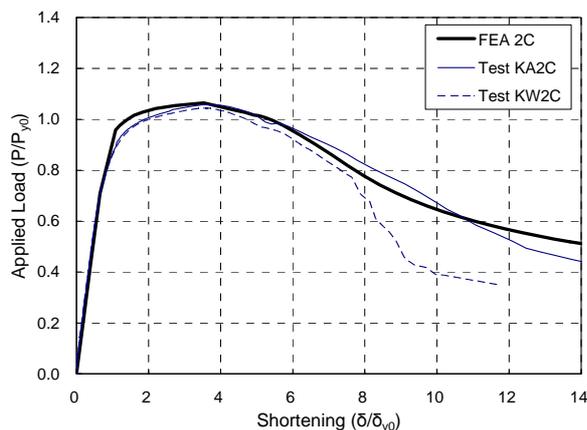
示している。すみ肉溶接部をモデル化した弾性梁要素には、ソリッド要素を用いてすみ肉溶接継手部のみの弾性解析によって得られた溶接部の弾性剛性(溶接長1mm当たり59.4kN/mm)を用いた。そのため、このモデルでは溶接部の亀裂を表現できない。鋼管および添接板には、材料引張試験より得られた応力-ひずみ関係を使用した。また、突合せ溶接部は、気中溶接、水中溶接に関わらず降伏応力600MPa(ビッカース硬さHv200程度)と仮定して、応力ひずみ関係にバイリニアモデルを用いた。

境界条件として、対称面には対称境界条件を用いた。圧縮荷重では、端部の節点の水平方向の変位を拘束し、鉛直方向(供試体軸方向)に変位を与えた。また、曲げ荷重では、図-2に示す荷重点や支持点では、図-3に示す2列のボルト間距離120mmの中間断面にある節点に境界条件を与え、支持点では鉛直方向の変位を拘束し、荷重点では鉛直方向に変位を与えた。

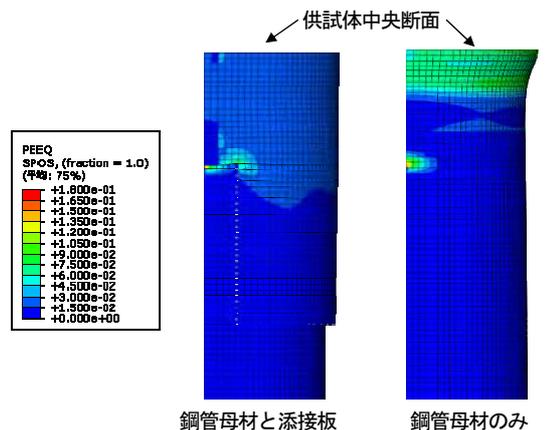
4.3 解析結果と考察

図-13にType 2供試体の圧縮解析を、図-14にType 3供試体の曲げ解析結果を示す。また、表-13に解析から得られた最大荷重および最大荷重時変位を示す。図-13、図-14および表-13に示す荷重と変位は、無欠損無補修の鋼管(Type 0)の理論降伏荷重および理論降伏変位により無次元化している。

これらの結果より、最大荷重については、解析により概ね予測できることが明らかとなった。解析と実験結果との誤差は、圧縮荷重で最大4%、曲げ荷重で最大8%であった。曲げで8%の誤差が出たのは供試体KW3B2で、最大荷重前に突合せ溶接が破断した供試体である。また、図-13(b)に示すように、Type 2の圧縮供試体で、減肉部母材でまず座屈が生じ、膨れた母材が中から添接板を押し出す現象も捉えることが出来た。減肉部母材で座屈が生じた時が、最大荷重となっていた。曲げ供試体においても、Type 2またはType 3において、図-14(b)に示すように内側の前面すみ肉近傍で添接板が膨れ、減肉部母材が座屈し、添接板と接触する現象が捉えられた。また、Type 4の曲げ供試体では、図-7(e)に示した添接板外側での母材の座屈も再現することができた。

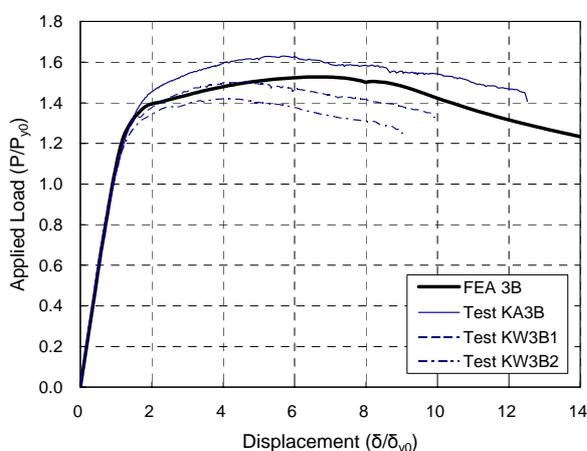


(a) 荷重-変位関係

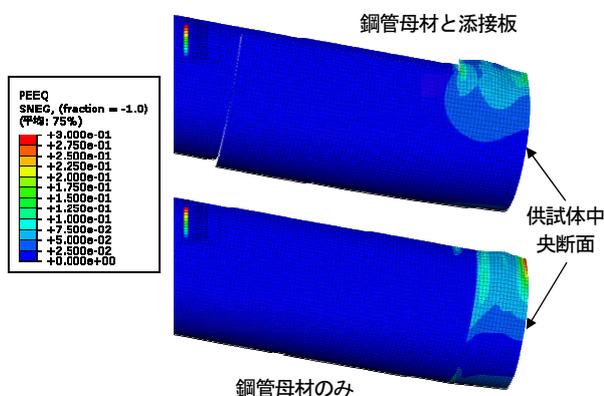


(b) 変形図 (最大荷重後 95%耐力時の相当塑性ひずみ)

図-13 供試体 Type 2 の圧縮解析結果



(a) 荷重-変位関係



(b) 変形図 (最大荷重後 95%耐力時の相当塑性ひずみ)

図-14 供試体 Type 3 の曲げ解析結果

表-13 最大荷重および最大荷重時変位 (解析結果)

(a) 圧縮解析				
	Type 0	Type 1	Type 2	Type 4
P_{max}/P_{y0}	1.19	0.59	1.06	1.19
δ_{max}/δ_{y0}	15.9	1.58	3.53	5.91

(b) 曲げ解析					
	Type 0	Type 1	Type 2	Type 3	Type 4
P_{max}/P_{y0}	1.54	0.79	1.52	1.53	2.30
δ_{max}/δ_{y0}	19.0	4.25	9.01	6.66	18.7

しかし、最大荷重時の変位については、圧縮荷重では誤差が小さかったものの、曲げ荷重では 90%以上解析値の方が大きくなる場合も見られた。これは、溶接部の破断を考慮していないことと、前面すみ肉の亀裂が添接板周方向に進展する現象を捉えられていないことに原因があると考えられる。そのため、変形性能を十分に評価するためには、溶接部および溶接部近傍の亀裂を捉えられるモデルの開発が必要である。そのためには、気中および

水中の溶接環境の違いによる溶接部の力学特性を解析に反映することが今後重要となる。

5. まとめ

本研究では、腐食により劣化した鋼管の補修方法としてよく採用される水中溶接による鋼板添接補修工法によって補修された鋼管の耐力性能を明らかにするために、長さ 150mm にわたって一様に 6mm 切削した一般構造用炭素鋼鋼管の STK400 (外径=216.3mm, 板厚=12.7mm, 電縫鋼管) に、添接板を気中および水中で溶接し、補修鋼管の圧縮実験と 4 点曲げ載荷実験を行なった。さらに補修鋼管の耐力性能を正確に予測できる解析モデル構築を目的として、補修鋼管実験供試体の有限要素解析を行った。以下に本研究により得られた結論をまとめる。

- (1) 現行の設計法によって設計された鋼板添接補修によって、圧縮および曲げ荷重に対する剛性および耐力を腐食劣化前とほぼ同程度の耐力に回復できる。

- (2) 水中溶接補修鋼管は、気中溶接補修鋼管とほぼ同程度の耐荷力性能を有する。しかし、水中溶接補修部材の曲げ実験では、突合せ溶接部が最大荷重前に破断したものが存在し、その場合、最大荷重は気中溶接補修部材の90%程度となった。
- (3) 添接板の荷重分担率および曲げモーメント分担率を簡易計算により概ね算出可能である。
- (4) 溶接部を弾性梁としてモデル化した有限要素解析により、補修部材の最大荷重については概ね予測可能であるが、最大荷重時変位の予測に課題が残っている。

今後、すみ肉溶接継手試験から得られた溶接部の力学特性を考慮できる溶接部モデルを開発し、最大荷重時変位も正確に予測できる有限要素モデルを完成させることにより、実験で検討していない寸法の鋼管および腐食減肉状態の補修鋼管を解析的に検討し、合理的な補修設計法の検討を行う予定である。また、補修すべき数十年前の鋼管杭の化学成分や腐食による凹凸が溶接部強度に与える影響を明確にすることも今後の課題である。

謝辞

本研究の一部は、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）」で扱ったものである。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。

本研究の構造実験は、愛知工業大学耐震実験センターおよび都市環境学科構造実験室で行い、愛知工業大学の青木徹彦教授には、実験方法に関して非常に貴重な助言をいただいた。また、愛知工業大学の鈴木博氏および青木研究室の学生の皆さんには、実験に多大なサポートをいただいた。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 横田弘, 宮崎正治, 西園勝秀: 港湾施設のライフサイクルマネジメントに関する研究, 平成17年度国土交通省国土技術研究会, 指定課題報告, 2005.
- 2) 高橋宏直, 横田弘, 岩波光保: 港湾施設のアセットマネジメントに関する研究—構造性能の低下予測とアセットマネジメントの試行例—, 国土技術政策総合研究所報告, 第29号, 2006.
- 3) 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, (社)日本港湾協会, 2007.
- 4) 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 (改訂版), 1997.
- 5) 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グル材の腐食形態, 土木学会論文集 A, Vol. 64, No. 1, pp. 27-37, 2008.
- 6) 清宮理, 野口孝俊, 横田弘: 腐食鋼矢板の補修工の耐力特性, 港湾技術研究所報告, 第28巻, 第3号, pp. 147-198, 1989.
- 7) Nixon, J. and Billingham, J.: A survey of underwater welding techniques, Endeavour, New Series, Vol. 11, No. 3, pp. 143-148, 1987.
- 8) Wernicke, R. and Pohl, R.: Underwater wet repair welding and strength testing on pipe-patch joints, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 120, pp. 237-242, 1998.
- 9) Perez-Guerrero, F. and Liu, S.: Maintenance and repair welding in the open sea, Welding Journal, Vol. 84, No. 11, pp. 54-59, 2005.
- 10) American Welding Society: Specification for Underwater Welding, AWS D3.6M: 1999, American Welding Society, Miami, FL, 1999.
- 11) Ibarra, S., Grubbs, C.E., and Olson, D.L.: Metallurgical aspects of underwater welding, Journal of Metals, Vol. 40, No. 12, pp. 8-10, 1988.
- 12) Brown, R.T., and Masubuchi, K.: Fundamental research on underwater welding, Welding Journal, Vol. 54, No. 6, pp. 178-188, 1975.
- 13) de Medeiros, R.C. and Liu, S.: A predictive electrochemical model for weld metal hydrogen pickup in underwater wet welds, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 120, pp. 243-248, 1998.
- 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, 港湾技術研究所報告, 第36巻, 第4号, 1997.
- 15) 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.
- 16) 藤井堅, 近藤恒樹, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿: 海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力, 構造工学論文集, Vol. 52A, pp. 721-730, 2006.
- 17) 杉浦邦征, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄, 永田和寿: 腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討, 土木学会論文集, Vol. 63, No. 1, pp. 43-55, 2007.
- 18) 渡邊尚彦, 北根安雄, 伊藤義人: 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, 構造工学論文集, Vol. 55A, 2009.
- 19) Dassault Systèmes: ABAQUS/Standard User's Manual, ver. 6.7, 2007.

(2008年9月18日受付)