

信州大学審査学位論文

鉄骨梁端現場接合部の性能向上をはかる 溶接施工法と溶接材料に関する実験的研究

2015年3月

鈴木 励一

目次

	頁
第1章 序論	1
1.1 本研究の目的	2
1.2 背景	2
1.3 本論文の構成	7
1.4 既往の研究	11
1.4.1 梁端が抱える問題の大別	11
1.4.2 幾何学的応力集中の問題に対する既往の研究	11
1.4.3 材質的問題に対する既往の研究	16
1.4.4 ガスシールドアーク溶接におけるシールド性に関する既往の研究	21
1.4.5 鉄骨建築分野における狭開先化に関する既往の研究	25
1.4.6 凝固割れ(高温割れ)に関する既往の研究	27
第2章 スカラップ底の応力集中を緩和するための肉盛工法	31
2.1 はじめに	32
2.2 第2章の目的	32
2.3 スカラップ底問題を改善するための実用的工法の検討	32
2.4 スカラップ底肉盛工法による柱梁実大モデルの塑性変形能力向上効果	36
2.4.1 試験体形状	36
2.4.2 梁端突合せ溶接	37
2.4.3 スカラップ底肉盛溶接の適用	40
2.4.4 繰返し載荷試験方法	43
2.4.5 変形能力の解析手法	46
2.4.6 実験結果	46
2.4.7 実験結果の考察	49
2.4.8 スカラップ底肉盛工法による変形能力向上機構の考察	51
2.5 第2章まとめ	53
第3章 裏当て金の応力集中を緩和するための肉盛工法	57
3.1 はじめに	58
3.2 第3章の目的	58
3.3 裏当て金問題を改善するための実用的工法の検討	58
3.4 バックングレス上向肉盛工法の狙い	61
3.5 バックングレス上向肉盛工法に適した溶接材料と効果	63
3.5.1 必要性能	63
3.5.2 従来ワイヤの課題	63
3.5.3 上向専用溶接ワイヤの開発と特徴	63
3.5.4 上向専用溶接ワイヤのルートギャップ対応範囲	65
3.5.5 上向・下向混用積層法の検討	66
3.5.6 上向溶接性の従来溶接材料との比較	68

	頁
3.6 バックングレス上向肉盛工法の継手引張強度、靱性性能	69
3.6.1 目的	69
3.6.2 試験方法と条件	69
3.6.3 試験結果	70
3.7 バックングレス上向肉盛工法による疲労性能向上効果	72
3.7.1 目的	72
3.7.2 試験方法と条件、計算方法	72
3.7.3 試験結果	73
3.7.4 考察	73
3.8 第3章まとめ	76
第4章 スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用	79
4.1 はじめに	80
4.2 第4章の目的	80
4.3 スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法を同時適用した柱梁実大モデルの塑性変形能力	80
4.3.1 試験体形状	80
4.3.2 梁端突合せ溶接	81
4.3.3 スカラップ底肉盛溶接	81
4.3.4 繰返し載荷試験方法	85
4.3.5 変形能力の解析手法	86
4.3.6 実験結果	86
4.3.7 考察	87
4.4 第4章まとめ	90
第5章 現場溶接に適したディテールに対する肉盛工法	93
5.1 はじめに	95
5.2 第5章の目的	94
5.3 上フランジ側にノンスカラップ工法を同時適用する狙い	94
5.4 上フランジ：ノンスカラップ、下フランジ：スカラップ底肉盛工法と両フランジにバックングレス上向肉盛工法を同時適用した柱梁実大モデルの塑性変形能力	95
5.4.1 試験体形状	95
5.4.2 梁端突合せ溶接	97
5.4.3 スカラップ底肉盛工法の管理条件	100
5.4.4 繰返し載荷試験方法	103
5.4.5 変形能力の解析手法	104
5.4.6 実験結果	104
5.4.7 考察	107
5.5 第5章まとめ	112

	頁
第 6 章 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための防風管理とシールドガス流量	115
6.1 はじめに	116
6.2 第 6 章の目的	116
6.3 シールド不良が塑性変形能力に与える問題と、管理指針提案の狙い	117
6.4 多層溶接金属を前提とした、溶接材料の種類、風速、シールドガス流量、窒素量、 気孔欠陥、衝撃吸収エネルギーの基本的相関	118
6.4.1 溶接試験方法	118
6.4.2 シールドガス可視化試験方法	119
6.4.3 溶接試験結果	120
6.4.4 シールドガス可視化試験結果	124
6.4.5 考察	127
6.5 鉄骨建築業界特有の溶接条件において 70J を確保するための大流量シールドガスと防風管理	129
6.5.1 従来ガス流量範囲での現場施工の現実的課題	129
6.5.2 大流量シールドガスに関する実態	129
6.5.3 調査目的	129
6.5.4 実験方法	130
6.5.5 実験結果	131
6.5.6 考察	134
6.6 第 6 章まとめ	137
6.6.1 基礎的知見	137
6.6.2 建築鉄骨特有の条件	138
第 7 章 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための狭開先用溶接材料	141
7.1 はじめに	142
7.2 第 7 章の目的	142
7.3 梁フランジを考慮した凝固割れ評価法の開発	143
7.3.1 梁フランジ特有の凝固割れ助長要因と、梁フランジ凝固割れ定量評価法の必要性	143
7.3.2 折返し凝固割れ試験方法の開発と概要	144
7.3.3 開先角度と梁フランジ凝固割れ性の関係	145
7.4 狭開先に対応した溶接材料の開発	148
7.4.1 溶接ワイヤの各組成が梁フランジの耐凝固割れ性能に及ぼす影響	148
7.4.2 狭開先対応開発ワイヤの組成と耐凝固割れ性能	149
7.5 開発溶接材料を用いた狭開先溶接適用による溶接金属の靱性向上効果確認	151
7.5.1 実験方法	151
7.5.2 実験結果	152
7.6 第 7 章まとめ	153

	頁
第 8 章 総括と結論	155
8.1 本研究の目的	156
8.2 現場特有の問題	156
8.3 実用的提案として必要な要素	156
8.4 研究対象と作用	157
8.5 研究の流れと相関	157
8.6 研究成果	158
8.6.1 第 2 章) スカラップ底の応力集中を緩和するための肉盛工法	158
8.6.2 第 3 章) 裏当て金の応力集中を緩和するための肉盛工法	160
8.6.3 第 4 章) スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用	162
8.6.4 第 5 章) 現場溶接に適したディテールに対する肉盛工法	163
8.6.5 第 6 章) 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための防風管理とシールドガス流量	165
8.6.6 第 7 章) 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための狭開先用溶接材料	167
8.7 結論	169
参考文献	171
謝辞	186
本研究に関する発表論文	187

(全 188 頁)

第 1 章

序 論

第1章 序論

1.1 本研究の目的

本研究の目的は、鉄骨建築構造物における柱梁接合部の脆性破壊を防止し、塑性変形能力を向上させることによって、耐震性の向上を図り、安全な建築物を世に提供することである。その適用対象として現場接合部を、手段としてアーク溶接に着目し、溶接肉盛による応力集中の緩和と溶接金属の材質的性能向上、そしてこれらに必要な溶接材料の開発と施工管理指針策定によって達成しようとするものである。

1.2 背景

日本は地震国であり、過去から幾度と無く大きな地震災害に見舞われてきた。それゆえ、建築物の耐震性向上は永遠の課題とも言えるテーマである。

建築物には、鋼構造(S 造)、鉄筋コンクリート造(RC)、これらを組合せた混用構造(SRC, CFT)、木造などの材料と構造様式があり、製造コスト、規模、耐震性要求、材料入手性、施工納期などを考慮して使い分けられている。本論で研究対象として取り上げる鋼構造(S 造)形式は、鋼の強靱性、加工性、軽量性、リサイクル性など多くの技術的長所とコストバランスを有し、特に高層・超高層ビルディングや工場建屋などに広く採用されている。海外では地震が少ない国が多いため、鋼構造建築物の比率は日本に比べて高くなく、これらの大型構造体も鉄筋コンクリート造やレンガ構造で作られている場合が多いとされる。多様な鋼構造は国内鉄鋼メーカー、設計会社、総合建設業者(ゼネコン)、鉄骨製作ファブリーケータが歩みを共にして研究開発、実用化してきた、独特かつ世界に誇るべき様式と言える。

鋼構造の最も基本的な構造形式は、柱と梁を剛接合した、いわゆるラーメン架構形式である。その柱と梁の接合部は地震時に受ける応力の伝達において、マクロ的な応力集中箇所となることから、その品質確保は最も大事な耐震性確保因子となる。

柱梁接合の手段としては、溶接、ボルト、およびこれらの混用が用いられている。溶接接合とボルト接合を比較すると、お互い長所と短所を有し、今後も使い分けがされると思われるが、摩擦力を強度担保要因とするボルト法に対し、強固な原子間結合力を強度担保要因とする溶接法は、健全性を確保できれば、より高い接合性能を発揮するとされる。特に、溶接は板厚依存性が小さく、設計自由度が高いことから¹⁻¹⁾、今後進むとされるさらなる超高層化、柱間大スパン化などの設計要求に対し、その適用箇所の拡大と重要性が増すと思われる。

しかし、国内近代建築の歴史における最も大きな事件として、1995年1月に発生した兵庫県南部地震(阪神・淡路大震災)において、多くの建築物が損傷あるいは崩壊したことがあげられる。本来、柱梁接合部は地震時の大きな繰り返し応力を受けた場合、塑性ヒンジの役割を呈し、梁の塑性変形によって地震エネルギーを吸収して建物の崩壊を防ぐ概念となっている。しかし、当地震後の調査結果²⁻¹⁻⁴⁾において、この概念とは異なり、脆性的に破断していた例が複数見つかっている。(Photo 1.1)

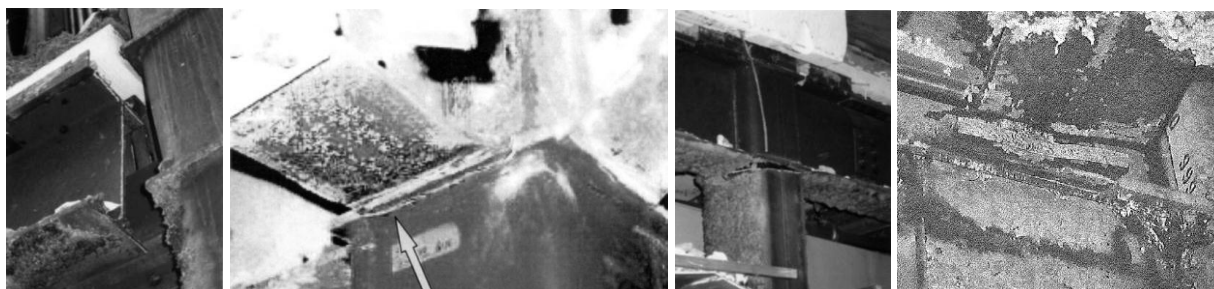


Photo 1.1 Example of fractures at the column-to-beam joint in South Hyogo earthquake 1995^{1-1, 1-4)}

これを契機に、梁端接合部の品質・塑性変形能力向上の必要性の機運が高まり、例えば 1996 年に旧建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発」(通称：破断総プロ)の産官学共同研究組織が創設、1998 年まで精力的に取り組みが行われ、代表的成果として、梁端溶接部の脆性破壊を防ぐためには衝撃吸収エネルギーが従来の 0°C:27J に対して 70J 以上必要という指針が取りまとめられている³⁻¹⁻²⁾。さらに、その実現手段の検討組織として、1997 年から 2001 年度にかけて建築研究所、(社)日本鉄鋼連盟、(社)日本溶接協会による「建築構造用溶接材料と溶接接合部性能評価法の確率」委員会が発足、活動した⁴⁻¹⁾。当委員会の要請を受けて、70J を得るために必要な高靱性ガスシールドアーク溶接材料の開発が(社)日本溶接協会 溶接棒部会(現：溶接材料部会)を中心に行われ⁵⁻¹⁻⁷⁾、1999 年に JIS Z3312:1999「軟鋼及び高張力鋼用マグ溶接ソリッドワイヤ」の改正と共に YGW18 規格として追加されるに至った。また、兵庫県南部地震前より指摘されていた、溶接時の条件である入熱・パス間温度の上昇に伴う強度や靱性低下の問題と、防止策としての管理基準の必要性⁶⁻¹⁻¹²⁾が同 JIS 解説に取り入れられ、同基準の遵守活動が精力的に行われた。2003 年にはこれらの一連の活動の集大成および、実務的な技術指針として、日本建築センター「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」が発行された。このような精力的な取り組み⁷⁻¹⁾により、溶接部の機械的性能確保、そのために必要な入熱・パス間温度管理の重要性が認知されるようになり、材料面では高強度かつ 70J 保証鋼の登場と採用増⁸⁻¹⁻³⁾、溶接材料の YGW11(490MPa 級)から YGW18(550MPa 級)への主役交代⁹⁻¹⁻³⁾と、1995 年から 2005 年頃までの 10 年間は鉄骨建築技術の歴史に残る改革が行われた期間であったということができよう。(Fig.1.1)

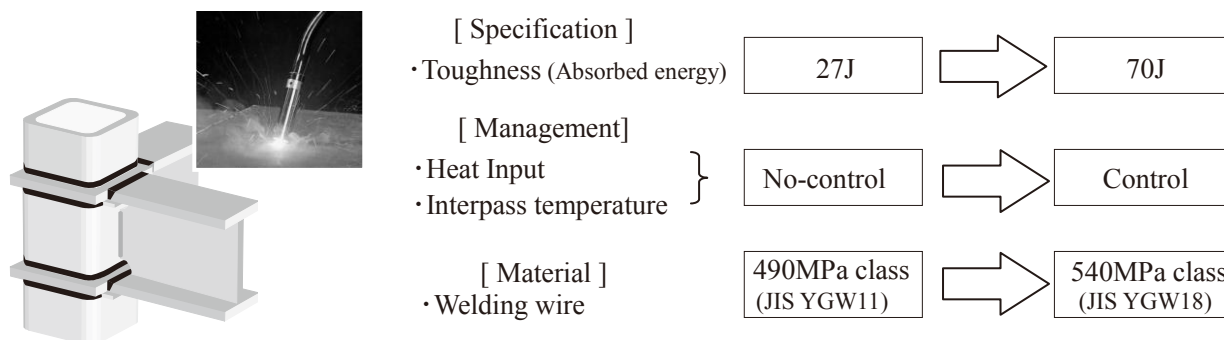


Fig.1.1 Change of the welding technology in the steel frame architecture from 1995 to 2005

鉄骨の製造手段もこの間に大きく変化した。厚肉の冷間成形角形鋼管¹⁰⁻¹⁾、円形鋼管の生産能力が向上し、小径の箱型断面構造に取って代わるようになった。鋼管柱はロボットによる溶接¹¹⁻¹⁻²⁾に好適な形式であったことから、大量生産・低コスト製造手段の切り札として溶接ロボットが積極的に工場に導入されていった。かつて鉄骨製作工場大臣認定制度 S グレードのファブリーケータは溶接組立箱型断面柱(四面ボックス柱)を主力商品としていたが、現在はほとんど本構造を生産しないファブリーケータも現れている。コストだけでなく、品質面でもロボットは人手に比べて技量ばらつきが存在しないことから、安定性が高い。入熱やパス間温度の信頼性、トレーサビリティ(追跡性)が高く、設計者や管理者側も安心できるという利点がある。ロボット導入については、ロボット自体の信頼性確保のための制度として、(社)日本ロボット工業会の建築鉄骨溶接ロボット型式認証制度、ロボット操作の技量として、(社)日本溶接協会の建築鉄骨ロボット溶接オペレータ資格、あるいは AW 検定協議会のロボット溶接オペレータ資格が整備されている。さらに最近では、ロボット溶接のさらなる能率向上、製作品質向上を目指して、開先角度を狭くした、いわゆる狭開先溶接¹²⁻¹⁻³⁾を実用化しようとする活動も見られる。1999 年には国家プロジェクト「住宅・建築関連先導技術開発助成事業」

のテーマ「鉄骨造構造物の安全性向上に資する新自動溶接技術の開発」がスタート、2014年には「25度狭開先ロボット溶接マニュアル」が発行されており、さらなるロボット溶接の進化が期待されている。(Fig.1.2)

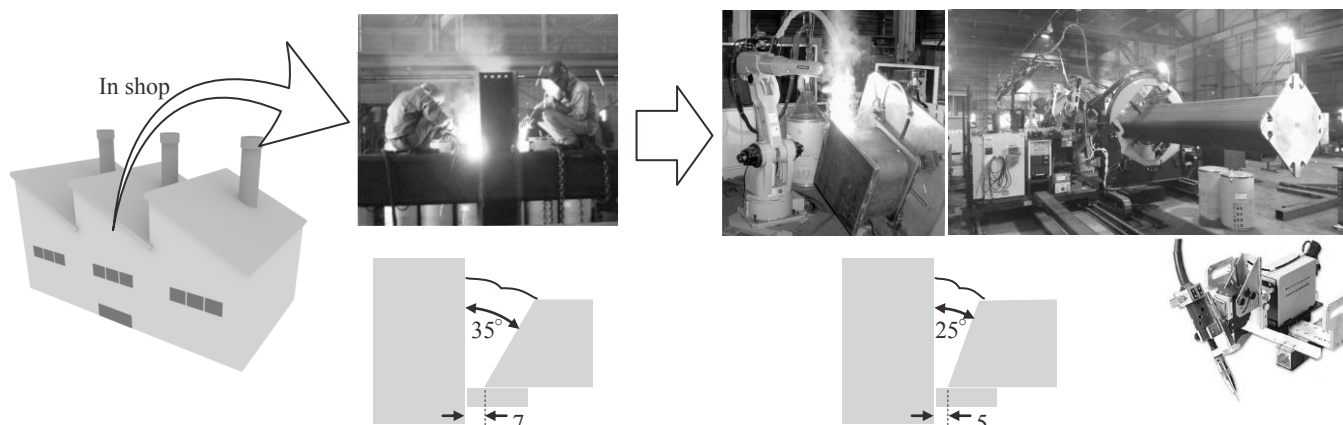


Fig.1.2 Changing from manual welding to automatic welding by robot, and welding groove shape in factory manufacture

一方、設計面からは柱梁接合部を塑性ヒンジと定義することが、そもそも塑性変形能力確保策として不安定と考え、梁拡幅(ハンチ)と呼ばれる手法で、柱梁接合部から離れた梁母材を積極的に塑性変形させようとする設計手法が増えている。また、詳細後述するように、重大な応力集中箇所であるスカラップを廃したノンスカラップ工法も採用が増えている。さらには、高層、超高層といった高級建築物には柱梁接合部に対して地震の応力を伝達させないために、免震、制振と呼ばれる構造様式と、これらを実現するための各種ダンパ部材の開発が行われている。

以上述べたように、鉄骨の工場製作では、ロボット溶接の技術的進展と適用比率の増加、梁拡幅法やノンスカラップ工法の採用が大きく普及しつつあり、また高級建築物には免震、制振構造の採用などによって、耐震性は確実に向上してきていると考える。

一方、相対的に現場溶接の設計と品質の問題が取り沙汰されるようになってきている¹³⁻¹⁻²⁾。例えば、2009年の日本建築学会大会では、大会パネルディスカッション(PD)テーマとして、「梁端現場溶接接合が抱える課題」が取り上げられている。この中で問題視されている点は以下のとおりである。

従来、工場では柱部材の製造の一環として、現場で梁と接合するための短尺梁部材であるブラケットを溶接する。(Fig.1.3 (a)(b))ブラケット付きの柱をトラックに積載輸送し、現場でボルトあるいはさらに溶接を組合せて梁と接合する。(Fig.1.3 (c))この場合、ブラケットは工場で作成するので、天地反転が可能であり、ノンスカラップ形式の採用が可能となる。裏当て金も梁内側に取り付けることが出来る。しかし、本手法は、ブラケット付の柱部材をトラックに載せるので占有体積を多く必要とし、積載本数が少なくなる。運搬効率が悪く、コスト面で不利である。また、柱と梁の接合は、工場ですべて、現場で1回と計2回必要となる。



Photo 1.2 On-site construction of steel frames and beams

そこで、付加価値付けが難しく、収益的に厳しい案件が多い低中層建築物、または、柱部材の大型化でト

ラック積載が困難となる高層建築物、共に理由は異なれど、工場製作はブラケットレスとし(Fig.1.4(a))、現場にて梁と柱を直接接合(Fig.1.4(b))する製作法が採用される場合がある。この場合、トラックへの柱積載効率が向上し、また、柱と梁の接合は現場での1回のみと、ブラケット様式に比べてコストダウンを図りやすくなる。しかし、ブラケットレス様式は、現場での天地反転が不可能なため、下フランジ側が梁ウェブ側となる内側開先となる。内側開先にするには、スカラップを必須とするため、ノンスカラップ工法は採用できなくなる。また、下フランジ側の裏当て金は外側に取り付くことになり、地震時の応力として曲げ変形が加わった場合に、内側取り付けよりも大きな応力集中箇所として作用するとされている¹⁴⁻¹⁾。

このように、現場溶接ではスカラップと外側裏当て金がほぼ不可避となっており、地震時の塑性変形能力を低下させる問題を抱えている。

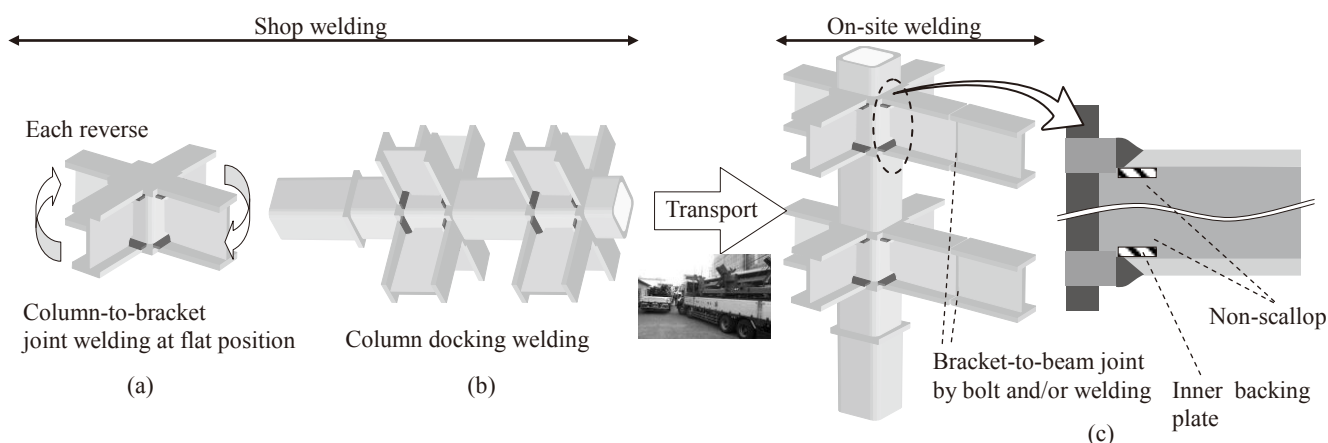


Fig.1.3 Bracket type manufacture method in general

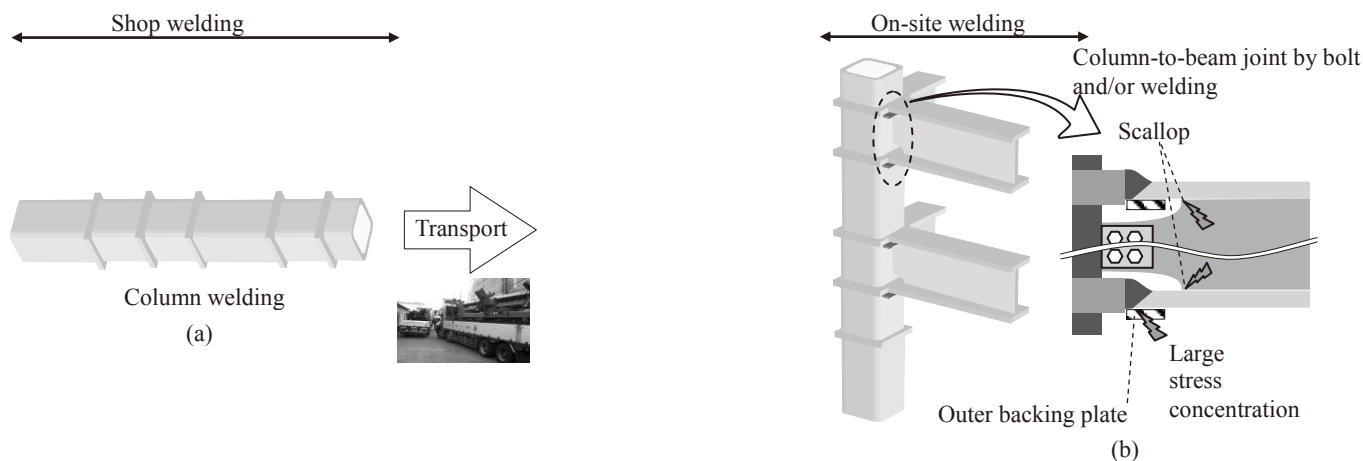


Fig.1.4 Bracket-less type manufacture method

さらに、まだ注目されていないが、現場溶接特有の問題があることを本研究では指摘する。現場溶接では、簡易的な風除けの養生¹⁵⁻¹⁻³⁾はされているものの(Photo 1.3)、工場と異なり、外の環境に近いと言ってよい。現在、アーク溶接の主力はガスシールドアーク溶接法であるが、本法は歴史的に古い被覆アーク溶接法やサブマージアーク溶接法よりも、原理的にシールド性が脆弱であり、風の影響を受けて、靱性および延性の劣化や気孔欠陥(ブローホール、ピット)(Photo1.4)の発生を起しやすいとされている¹⁶⁻¹⁻²⁾。上述のとおり、梁端溶接部に求める吸収エネルギーは70J以上として設計・要求したとして、工場では実現が可能としても、

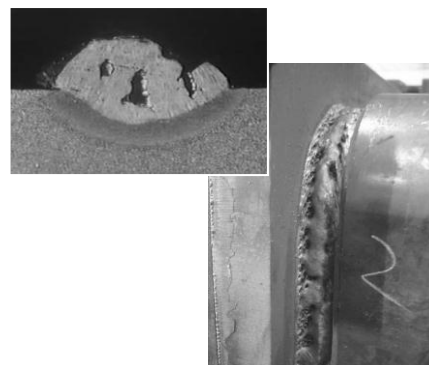
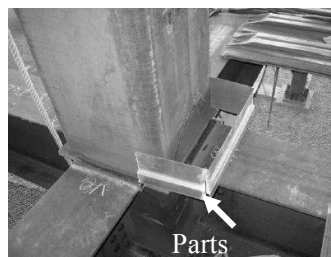
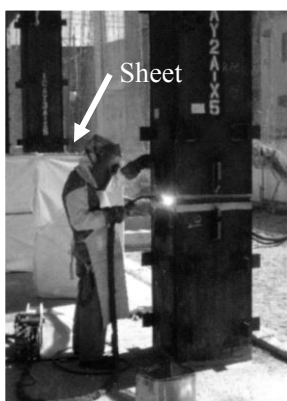


Photo 1.3 Wind shield sheets and parts for welding in the on-site building construction

Photo 1.4 Example of porosity defect (Blowholes and pits)

現場では難易度が高くなる。溶接にとって窒素の混入は出来るだけ避けなければならないものであり、靱性確保のためには入熱・パス間温度管理以上に重要である¹⁷⁻¹⁻¹⁰⁾。日本建築学会 鉄骨工事技術指針・工場製作編および工事現場施工編には風速 2m/sec 以下、あるいは大流量シールドガスを用いた場合に 4m/sec 以下にするように管理指針¹⁸⁻¹⁻²⁾が設けられているが、これは後に述べるように多層溶接金属に対しての管理基準ではなく、また靱性を考慮した指針ではない。現場溶接で得られる溶接金属の性能品質確保のためには、特有の問題として、多層溶接金属を前提としたシールド性に関する研究を行い、管理指針を提案する必要がある。

また、開先角度については、日本鋼構造協会(JSSC)から「溶接開先標準」規格が制定されているものの、35°レ形・ルートギャップ 7mm 形状が建築鉄骨における現在事実上の標準となっている。いつから何を根拠として標準化されていったのか経緯がはっきりしないが、近年、これが今も最適なのかの投げかけと同時に、狭開先化による入熱・パス間温度の低減効果による溶接金属の品質向上と施工能率向上の両立が目指されている。そして、その実現手段はまずは工場溶接のロボット対象であることは述べた^{12-1-3), 19-1)}。しかし、現在まだその動きは具体化していないものの、将来的に半自動溶接にも適用したいという意欲的提案がなされるのは時間の問題であり、既に 30° 開先は半自動でも実用化が始まっている²⁰⁻¹⁻²⁾。しかし、さらに 25° にもなってくると、凝固割れの発生懸念が高まってくる。梁端溶接金属の凝固割れはタブ側面から中央に向かって進展するが、この欠陥の入り方は応力集中の見地から悪性度が高い²¹⁻¹⁻²⁾。したがって、溶接後に検知、補修することを目指して、日本鋼構造協会(JSSC)から「建築鉄骨梁端溶接部の超音波探傷検査指針」が発行されている。

現場溶接ではロボット溶接はほとんど適用されていないことから、半自動溶接前提として、事前の技量確認で適用許可を判断することになるだろうと思われる。しかし、合格率の向上、普及拡大をはかるには、難易度を下げたための取り組みが望まれることになり、その手段として、狭開先に対応した溶接材料の開発が必要となると考える。現在主力の YGW18 ワイヤは、高強度、高靱性、あるいはロボット用であれば低スラグ性²²⁻¹⁻²⁾を重視して成分が最適化されているが、新たに狭開先に対応した、機械的性質と耐欠陥性の両面を担保する溶接ワイヤの開発も現場溶接の品質向上の一環として必要となるであろう。

以上述べた如く、建築物の耐震性向上は、工場溶接のみならず、現場溶接の品質を底上げして、なし得るものである。**現場溶接特有の複数の問題を、溶接に係る要素である形状・材質・管理の総合的手法により改善することが本研究の目指す目的である。**

また、その手段として、新たな耐震性改善のための部材、機材を投入するのではなく、既に現場に揃っているアーク溶接機器を積極的に活用することを提案する。

アーク溶接は一般的に素材同士の接合のために用いられているが、その他の使い道として、肉盛があげられる。肉盛の一般的な目的は、耐食性または耐摩耗性の改善とした表面改質²³⁻¹⁾である。しかし、その他にもアーク溶接肉盛は自由に溶接金属形状を整形できる「造形」技術の一つでもある。(Fig.1.5) 最近、新たな産業革命を導くのではないかと注目されている 3D プリンタは、今は素材として樹脂がほとんどであるが、金属材料への適用も進むのは必然である。3D プリンタ用の金属材料としては、粉末とワイヤがあるが、ワイヤを用いた 3D プリンタはアーク溶接の原理と基本的に同じであり(Photo1.5)、精密分野への適用の研究が進んでいる^{24-1~3)}。一般のアーク溶接法は 3D プリンタ技術に対しては到底精度が及ばないが、ある程度造形能力があるのは経験的に理解される場所である。

本研究の重要なアイデアは、スラップや裏当て金といった応力集中箇所を、アーク溶接の造形機能を用いることで応力分散あるいは移動させ、継手としての塑性変形能力を向上することである。

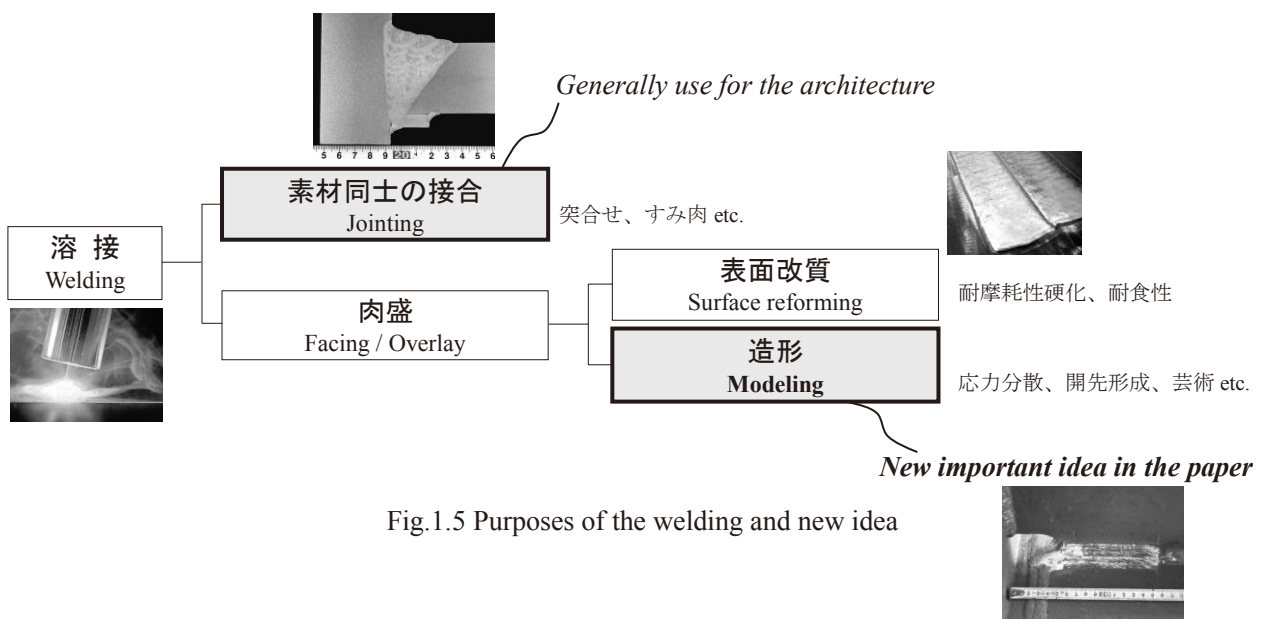


Fig.1.5 Purposes of the welding and new idea



Photo.1.5 The latest free-design modeling technology by arc welding ; Metal 3D Print^{24-1~3)}

1.3 本論文の構成

本論文は、工場溶接と異なり、現場溶接にて発生する特有の課題に着目し、溶接接合された鉄骨柱梁継手の脆性破壊を防止、そして塑性変形能力を向上させるための施策を、アーク溶接を共通項とする [幾何学的形状]、[材料設計]、[施工管理] の各面から総合的に提案するものである。

着目した課題と柱梁継手の部位、章の関係を Fig.1.6 に模式的に示す。また、各章の相関図を Fig.1.7 に示す。

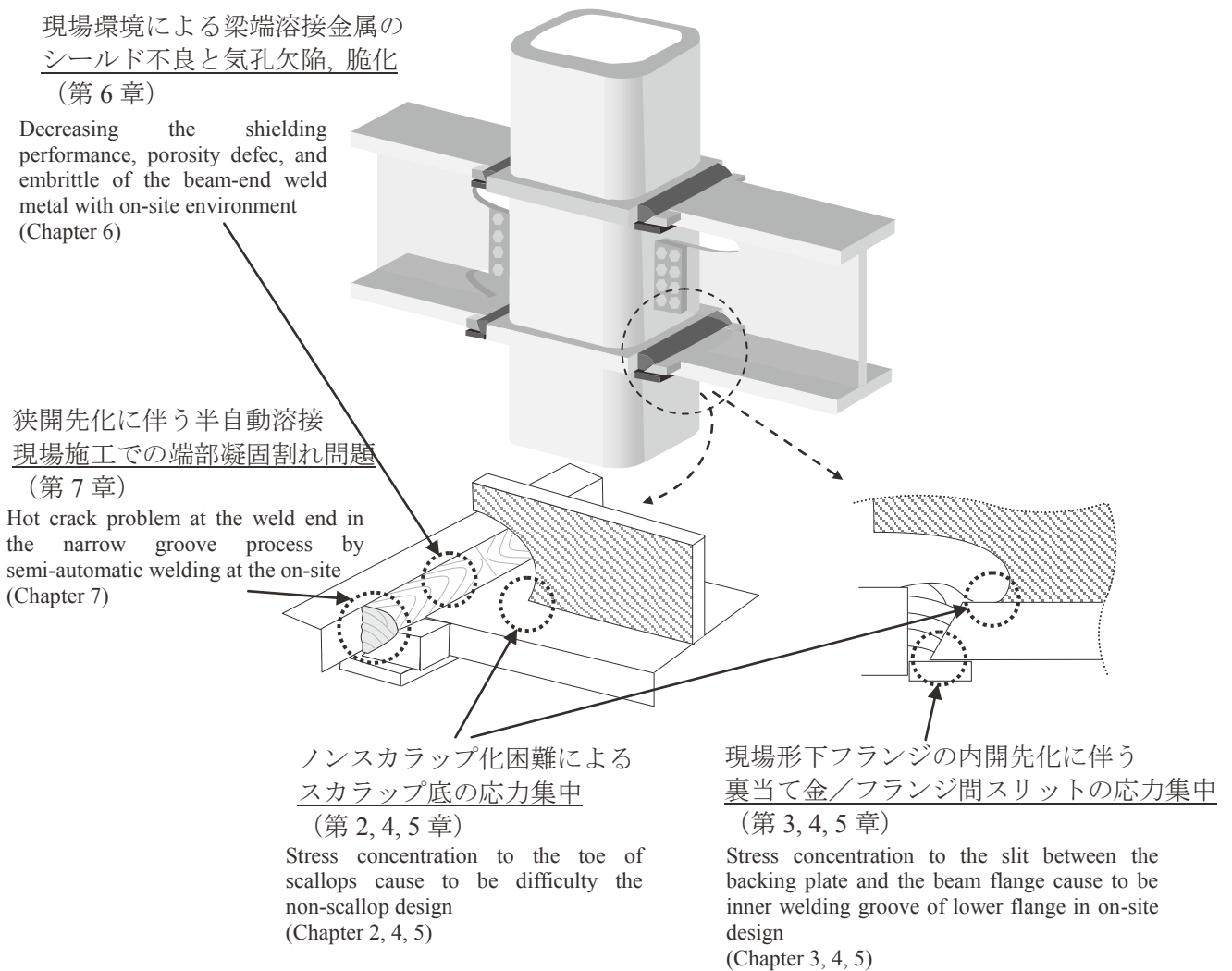


Fig. 1.6 Some problems in on-site joint and each chapter considered in this paper

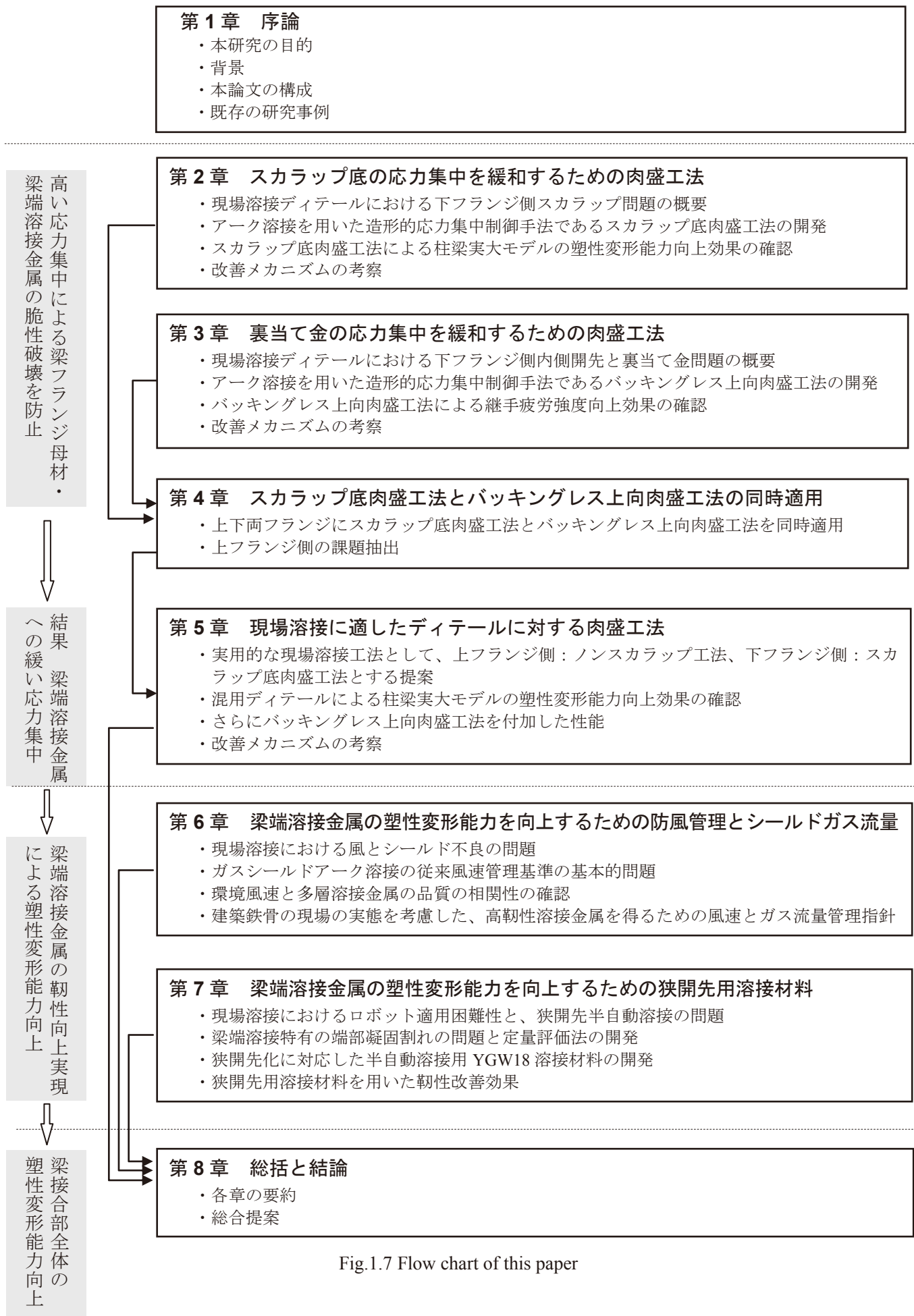


Fig.1.7 Flow chart of this paper

本論文を構成する各章の要約は次のとおりである。

第1章は序論であり、本研究の目的、背景として現場溶接特有の課題に着目する理由、本研究を行うに至った経緯、技術的・社会的意義を示す。さらに、鉄骨建築の耐震性向上を目的とした近年の技術的動向についてレビューする。

第2章はスカラップ問題について取り上げる。工場溶接ではノンスカラップ工法が既に定着しているが、現場接合ではノンスカラップ工法採用が困難なこと、ゆえにスカラップ底への応力集中が著しく、脆性的破断をもたらす問題があることを課題とする。その解決策として、アーク溶接による自由曲面の造形機能を利用して、スカラップ底周囲を適切なサイズで肉盛り、応力集中の緩和と剛性補強を同時に行うスカラップ底肉盛り工法について、機構説明と実大実験による効果の確認を行う。その管理パラメータとして、肉盛り溶接の長さについても検討する。

第3章は裏当て金問題について取り上げる。工場溶接では、部材の天地反転が可能ゆえに上下フランジ接合は外側開先、内側裏当て金形式が可能であるが、現場溶接では反転できないことから、内側開先、外側裏当て金が不可避である。外側裏当て金形式では、地震時の曲げ応力によって裏当て金とフランジ面の間に存在する狭隙部が応力集中箇所となり脆性破壊要因となることが問題視される。これに対して、上向姿勢で良好な作業性を有する専用溶接材料を開発することで、裏当て金を廃したバックングレス工法を実用化しやすくした。さらに、第2章と同じくアーク溶接による自由曲面の造形機能を利用して、上向ルートギャップ閉塞パスに続けてフランジ面側に肉盛り溶接することによって、応力集中の緩和と亀裂発生および伝播の経路を制御し、脆性破壊を防止する組織的改善効果を有するバックングレス上向肉盛り工法を開発した。その機構と継手疲労強度の改善効果の確認を行う。

第4章は上述のスカラップ底肉盛り工法とバックングレス上向肉盛り工法を従来現場型ディテールに適用した場合に生じる問題について、実大実験による確認を行う。その結果、上フランジ側はスカラップ底肉盛り工法が能率的に適用困難であるばかりでなく、バックングレス上向肉盛り工法のビード上にスカラップ底肉盛り工法のビードが重なることによる新たな応力集中問題を明らかとした。

第5章は第4章で得られた問題を鑑みて、現場溶接に適用可能な提案形状として、上フランジ側を実績のあるノンスカラップ工法、一方、下フランジ側を従来の内側開先およびスカラップ有としたディテールとし、下フランジ側のみをスカラップ底肉盛り工法適用とする案を提案する。本案の塑性変形能力を実大実験にて確認する。その結果、スカラップ底肉盛り工法の脚長が大きいほど塑性変形能力は向上し、工場形式の両側ノンスカラップ工法に近い性能が得られることがわかった。さらにまた、裏当て金を廃し、バックングレス上向肉盛り工法を組み合わせることで、より塑性変形能力が向上した。これらの変形能力向上メカニズムとしては、梁幅における中央部と、エンドタブ／フランジ間スリット部近傍の歪バランスの改善が支配的要因であることを明らかとした。

ここまで第2章から第5章の検討によって、梁端に存在する代表的応力集中が緩和され、脆性破壊が防止される。スカラップや裏当て金の下位順位にあたる応力集中箇所は形状的不連続面である梁端突合せ溶接金属となる。そこで、梁全体の塑性変形能力をさらに向上させる策として、梁端溶接金属の靱性を安定的に高める手段を第6章、第7章で検討する。

第6章は梁端溶接金属の材質的品質担保について取り上げる。現場溶接では工場溶接と異なり、簡易な養生しか出来ないことから、風を完全に避ける事が困難である。梁端溶接金属に高い塑性変形能力を発揮させるためには、高い靱性が必要であることが近年の指針から周知されているが、風による窒素の巻込みは靱

性低下の最大原因である。したがって、現場溶接の溶接品質を担保するには、防風管理とシールドガス流量に対する正しい認識が必要である。しかし、従来の知見は多層溶接を対象にしておらず、正しいとは言えなかった。そこで、多層溶接前提でシールドガス流量、靱性、気孔欠陥の基本的相関性について調査を行い、その結果、現在の管理基準は緩いことを明らかとした。そして、鉄骨建築の要求品質を考慮した、新たな風速の許容限界と必要シールドガス流量の目安について指針作りと確認を行った。

第 7 章は梁端溶接金属の凝固割れ欠陥について取り上げる。溶接のために必要とされる開先は、狭いほど各パスおよび総入熱が減少し、溶接金属や母材熱影響部(HAZ)の脆化は抑制される傾向となる。同じ板厚に要する溶接パス数も減少し、窒素巻込とその累積上昇による脆化要因もまた抑制される。このように、溶接部の機械的性能向上と高能率化の観点から、狭開先化の機運が高まっている。しかし、狭開先化では溶接の代表的欠陥の一つである凝固割れが発生しやすい問題が起きる。特に、梁フランジ特有の加速的問題として、梁幅端での往復溶接手順があげられる。往復溶接を行うと、形状因子として凝固割れ発生懸念が高まる。従来、凝固割れの定量試験法は単パス溶接前提であったため、新たに往復溶接での耐凝固割れ性評価手段を開発した。本試験法を活用し、溶接材料の成分の影響を系統的に変化させて実験を重ねることで、従来凝固割れ性能が考慮されていなかった鉄骨向け溶接材料規格に対し、最終的に 25° 開先に対応しうる性能を付加した溶接材料を開発した。

第 8 章は本論文の総括と結論である。各章によって得られた主な結果を総括するとともに、これらを総合的に組み合わせることで、梁接合部全体の塑性変形能力が向上すると結論付け、提案としてまとめる。

1.4 既往の研究

1.4.1 梁端が抱える問題の大別

多くの鉄骨構造は、柱材と梁材の直交部をアーク溶接あるいはアーク溶接とボルト接合を組み合わせで接合している。この形式の問題は、(a)柱と梁との巨視的直交性、微視的には梁端溶接を行うために必要となるスカラップ、裏当て金、エンドタブ、さらには梁端溶接部の余盛形成という複数の幾何学的な不連続性に伴う応力集中と、(b)アーク溶接の熱によって溶接金属や溶接熱影響部が形成される材質的な性能低下の重畳にある。(Fig.1.8)

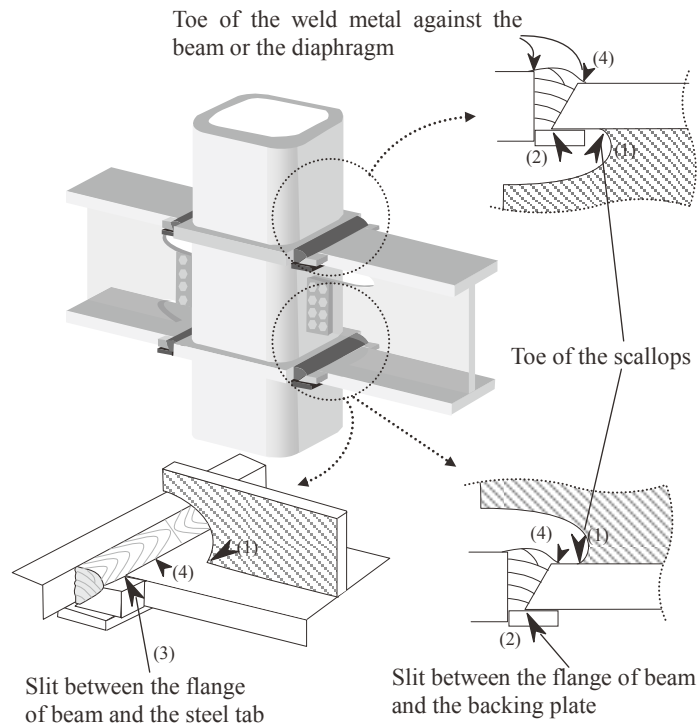


Fig.1.8 Schematic diagram of stress concentration points in the beam-to-column joint design

1.4.2 幾何学的応力集中の問題に対する既往の研究

1) 塑性化領域の梁端近傍からの移動設計と工法

応力集中箇所が複数位置する梁端では十分な塑性変形の保証は出来ないと考え、梁端溶接部から離れた梁フランジを積極的に塑性化領域とする考え方を實現する典型が拡幅と呼ばれる工法である²⁵⁻¹⁻⁹⁾。梁端溶接部のフランジ幅を梁中央の幅よりも拡げることで、応力集中を梁端からずらす効果と、破壊箇所となるフランジ部は高位安定な材質的性質を有していることを期待したものである。

一体形拡幅フランジ形式(Fig.1.9(a))は、一枚板からフランジ材を切り出し、溶接組立H形鋼としたもので、優れた塑性変形能力を示すことが確認されている。山田らは、載荷実験により本方式による最適な拡幅角度を 30° 以下としている²⁶⁻¹⁾。本形式の短所は、一枚板から複雑な形状のフランジ材を切り出すので、板取りの効率が悪化することである。また、圧延H形鋼とすることも出来ないでコスト面の問題が大きい。

本来のフランジの横に台形状のリブプレートを溶接接合した溶接組立拡幅フランジ形式も提案されている²⁷⁻¹⁻⁶⁾。(Fig.1.9(b))本形式は溶接組立H形鋼、圧延H形鋼に関わらずそのまま適用でき、比較的小さなリブプレートを別個用意して取付けるので、板取り効率が優れる長所がある。しかし、短所として、田淵や田中らは、フランジとの溶接接合の際にその止端部処理が悪いと、形状的な応力集中起点となり、所定の塑性変形能力を發揮しない可能性があるとして報告している²⁸⁻¹⁾。

フランジの両端を大きな一枚の台形板と溶接接合することで拡幅形状とする形式も提案されている。

(Fig.1.9(c)) 本形式は板取り効率が良いことに加え、Fig.1.9(b)形式に比べ溶接工数が少ないので、製作負荷が小さく、ファブリーケータ聴取では採用件数は比較的多いと聞く。しかし、本形式も拡幅用プレートと梁フランジの開先溶接部が応力集中と一致するため、溶接品質が塑性変形能力を左右するという点で、一体形拡幅フランジに比べればその性能が劣るであろう事は容易に想像できる。

この他、ダイアフラムを単純な正方形とするのではなく、ブラケットと一体型として切り出し、かつ梁端溶接レスの特殊ダイアフラム形状の拡幅ディテールも提案されている^{29-1~3)}。(Fig.1.9(d)) しかし、本形式は板取り効率の悪さに加え、コラムとダイアフラムの周溶接がロボット溶接システムに搭載できない短所がある。なお、坂本らは本方式では塑性変形能力は向上しなかったと述べている³⁰⁻¹⁾。

統計データは無いが、現在、工場製作では何らかの拡幅ディテールの採用比率は高まっているという。(Photo 1.6) しかし、上記のとおりその塑性変形能力は必ずしも安定しているとは言えず、製造必要工程数の増加とコストアップも大きいとされる。さらに、スカラップが存在する梁材では、拡幅を施してもスカラップ底を起点に脆性破壊が生じ、拡幅の本来の期待効果を発揮しなかった、さらに FEM でもそれが確認されたとの研究報告もある²⁷⁻¹⁾。拡幅するとフランジ幅に対して梁を片側に寄せることが困難となるため、設計自由度の低下が問題となる場合もある。

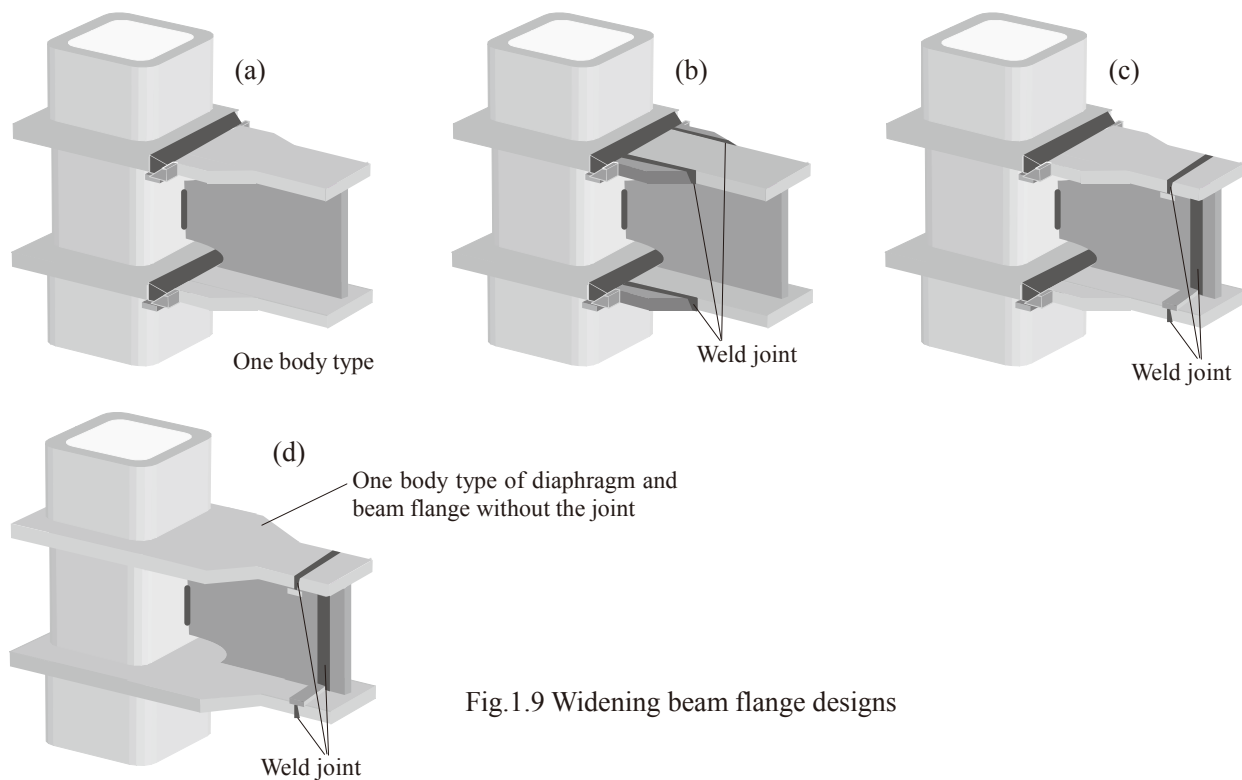


Fig.1.9 Widening beam flange designs

Type (c) of Fig.1.9

Type (b) of Fig.1.9

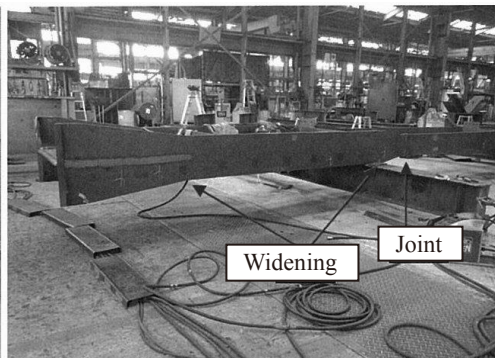
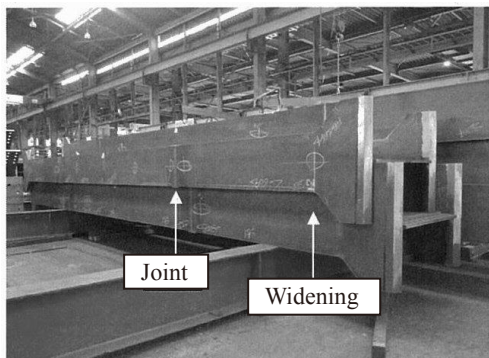
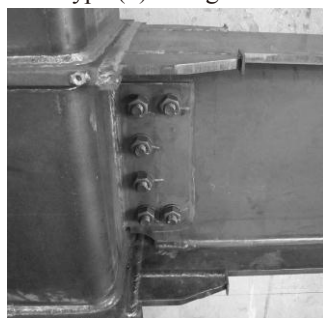


Photo 1.6 Examples of widening beam flange (Presented by Kakuto.Co. Ltd.)

同じく塑性化部位を梁端から離し、鋼板の素材部での変形を積極的に促す手段として、ドッグボーン形式(あるいはRBS形式(Reduced Beam Section))が知られている^{31-1~5)}。(Fig.1.10) 本方式は梁フランジの曲率を持って一部切り取る形式で、米国で1994年のカリフォルニア州ノースリッジ地震以降、耐震設計形式として開発され、採用されている実績を持つ。なお、米国では、日本の鋼管柱を用いる典型様式と異なり、柱にはH形鋼を通常用いる点も異なる。(Fig.1.11, Photo 1.7)

米国でドッグボーン形式が耐震性改善形式の切り札とされた理由としては、1)日本に比べて製鋼技術が高くなく、溶接性が優れる高品質の鋼が流通していない^{32-1~2)}、2)工場で柱梁接合をしない、3)現場溶接用として、CO₂溶接ではなく、耐風性に優れはするものの低靱性溶接金属しか得られないセルフシールドアーク(ノーガス)溶接法の採用が主流であることから^{33-1~2)}、総合的観点にて、梁端での塑性変形には期待できないという米国特有の事情にあるとされている^{34-1~19)}。しかし、ドッグボーン形式は梁フランジの有効断面積を欠損させるという一見乱暴な形式に見えるが、塑性変形能力は意外に高いという報告がされている。短所としては梁の回転変形に弱い、フランジのえぐり取り形が難しい、設計に断面欠損を考慮に入れる必要があることなどが指摘されている。

ドッグボーンをヒントに、梁フランジに積極的な断面欠損を設ける考え方を維持し、かつ施工性を改良したものが孔空けフランジ形式である。(Fig.1.12) 孔空け作業はドリルなどで容易に行うことが出来、形状安定性が高い。実大試験によって、その塑性変形能力が高い事が確認されている^{35-1~10)}。現場適用も容易で負荷も高くないと思われるが、孔空けの場所やサイズなどに気を払う必要があることと、やはり設計時に断面欠損を考慮に入れる必要がある。

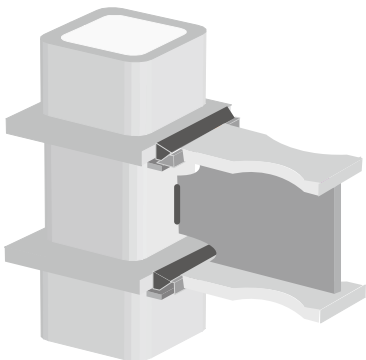


Fig.1.10 The dog-bone design

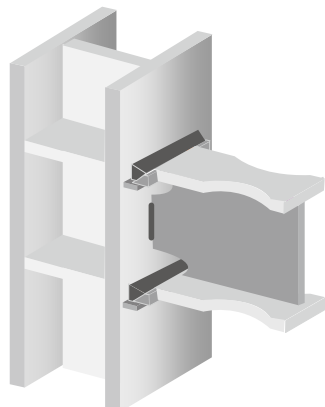


Fig.1.11 Typical seismic performance design in USA

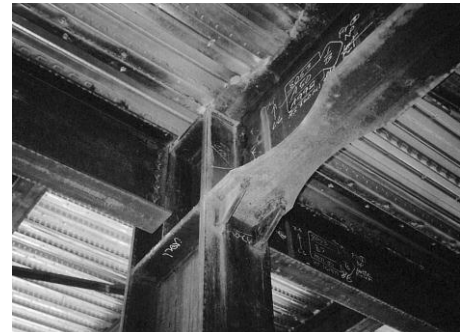


Photo 1.7 Example of actual dog-bone design in USA

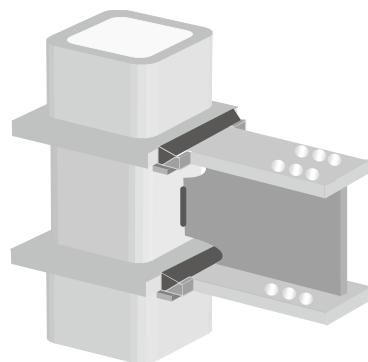


Fig.1.12 Flange with holes design

2) スカラップ底の応力集中問題に対する改善設計と工法

前節は梁端が抱える各種の応力集中問題には手を付けず、幾何学的形状あるいは断面欠損にて塑性化部位を梁端近傍から離すことを狙って開発されたディテール類であるが、根本的原因である梁端の応力集中を改善することを狙ったディテールも開発されている。その代表がノンスカラップ工法である³⁶⁻¹⁾。(Fig.1.13) スカラップは、梁端におけるダイアフラムまたは柱スキムプレートと、梁フランジを突合せ溶接するための作業領域を確保するために梁ウェブに設けられた空間である。しかし、ウェブとの接点形状とサイズが鋭利であるため、応力集中度の高い箇所となり、地震応力負荷時に梁の脆性的破壊をもたらす悪影響が、これまで多くの研究で明らかにされている³⁷⁻¹⁻¹⁰⁾。過去には梁フランジとの接触角が 90° の1/4円形状であったが、本問題が指摘された後、応力集中度を低減するために接触角を小さくする事を目的とした複合円形状に変更され、現在に至っている³⁸⁻¹⁾。しかしなお、抜本的改善とはなっていないとされる。結局、スカラップを持たないノンスカラップ工法が最上とされ、その変形能力の高さが多くの研究で確かめられている。現在、工場溶接では、上述の拡幅法と共にノンスカラップ工法の採用が多いとされている。しかし、ノンスカラップ工法は現場溶接には適用が難しいとされている。その理由は、下フランジ側がFig.1.4(b)で示したように内側開先となるため、梁ウェブが障害(邪魔板)となって梁端突合せ溶接が施工困難となるからである。

この問題を鑑み、現場溶接でのノンスカラップ効果を狙って開発されたのが、スカラップサイズを小さくし、梁端突合せ溶接を終えた後に、スカラップ内部を溶接にて充填閉塞し、擬似的なノンスカラップ化を実現する工法である。(Fig.1.14) 本工法も実大実験にてノンスカラップ工法と同等の塑性変形能力を発揮することが報告されている³⁹⁻¹⁻³⁾。短所は、元々スカラップは梁端突合せ溶接の作業領域を確保するためのものなので、サイズを小さくすると、梁端突合せ溶接の溶接施工性を低下させ、さらには欠陥を発生させやすくなる懸念が増すことである。また、スカラップ内部の充填溶接も、特に上面側が難しいことが予測される。設備面でも、特殊なスカラップサイズのため、鉄骨加工ファブリーケータがスカラップ加工機の変更を強いられることがあげられる。

このように、現場溶接でのノンスカラップ化を実現するのはまだ途上段階である。したがって、スカラップ底の応力集中問題は、有効な改善策が世に現れているとは言えない。

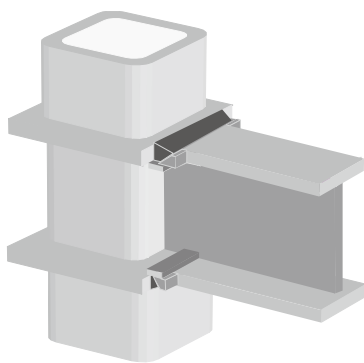


Fig.1.13 Non-scallop design

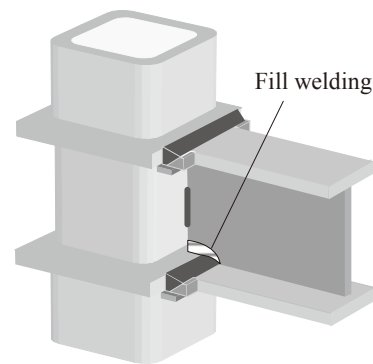


Fig.1.14 Mini size scallop design and fill welding

3) 裏当て金取付けの応力集中問題に対する改善設計と工法

スカラップと同じく、梁端近傍に生じる応力集中源である裏当て金の問題は、フランジ面の外側に装着される現場溶接ディテールの下フランジで特に悪影響度が高い事は既に述べたとおりである(Fig.1.8(2))。そこで、下フランジ側を内開先とし、裏当て金をウェブ側とする、擬似的な工場溶接ディテールを実現する手段が提案されている⁴⁰⁻¹⁻²⁾。当提案では、梁端突合せ溶接の開口部が鉛直下面となるので、全層上向姿勢にて

多層溶接する必要がある。一般的に、上向姿勢は施工難易度が高く、欠陥が生じやすい。従来建築鉄骨で用いられているソリッドワイヤ、あるいは立向姿勢を得意とする従来フラックス入りワイヤでは上向姿勢の裏当て金無しの溶接施工性を改善できなかった。

さらに、長時間上向姿勢を維持し続けることは溶接者に多大な負荷と疲労を与えることになる。そこで、当提案では直交動作型溶接ロボットを用いて全層上向溶接を実現している。(Fig.1.15) 溶接者は監視するのが主な役目となるので、負荷が大幅に低減される。本工法ではスカラップ有で報告されているが、同様に現場下フランジのノンスカラップ化も実現できると思われる。当工法の短所は、ロボットのセッティングのわずらわしさと、下向溶接と比べた施工能率の低さ、ロボットへの投資負担である。

従来の内開先・下向姿勢のまま裏当て金を廃止する手段の一つとして、セラミック製の裏当て材(Fig.1.16)を用いる工法があげられる。裏当て金を用いて残したままとする工法は、鉄骨建築業界特有と言ってもよく、造船や橋梁分野ではセラミック製裏当て材を用いて、初層裏波溶接(Photo 1.8)とするのが一般的である。裏波溶接の止端部はなじみ性が良好であり、裏当て金を用いた時に不可避免的に生じる幾何学的狭隘部が生じない。したがって、応力集中の問題が解消されるとされている。建築鉄骨分野でも適用が検討された報告⁴¹⁻¹⁾があるが(Photo 1.9)、凝固割れが起きやすいとして、あまり普及していない。セラミックは熱伝導性が低いので、アーク溶接時の熔融池の凝固速度が遅く、偏析現象と凝固の成長方向が凝固割れを起きやすくさせると言われている。裏波溶接を欠陥無しで施工するには、電流と溶接速度を大幅に下げる必要があり、高い技量も必要とされることは過去から周知されている。

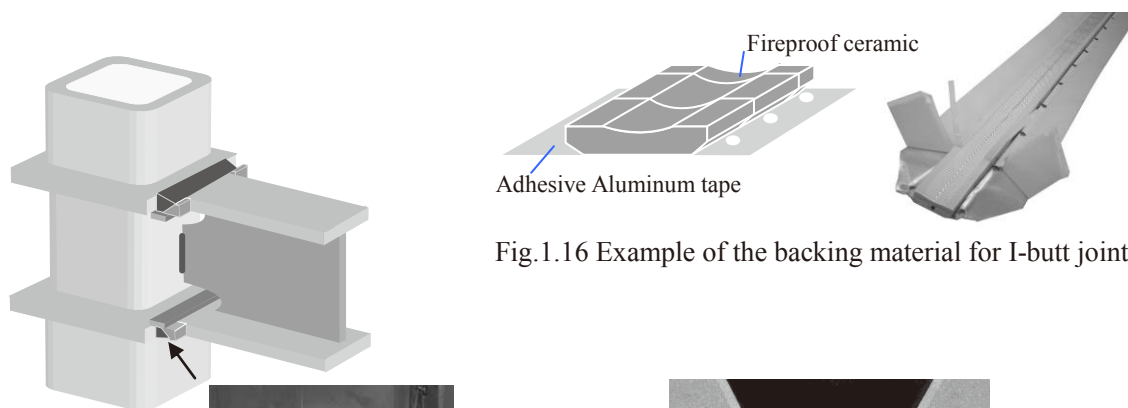


Fig.1.16 Example of the backing material for I-butt joint



Fig.1.15 Overhead welding all pass by robot

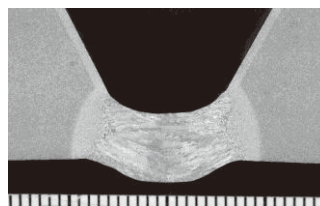


Photo 1.8 Uranami welding by using the backing material



Photo 1.9 Ceramic backing material for T-joint and cross section shape of weld joint applying it⁴¹⁻¹⁾

4) エンドタブ取り付けの応力集中問題に対する改善設計と工法

梁フランジ端を柱に溶接するに際して、フランジの両端には鋼製エンドタブを取付けて施工するのが一般的であった。(Fig.1.17(a)) その目的はアークのスタート部あるいはクレータ部のような溶込み不良や割れといった欠陥を発生しやすい部位を梁フランジ幅、いわゆる有効幅内から外すためである。しかし、鋼製タブとフランジ側面に不可避免的に生じるスリット部が地震時に作用する応力の集中箇所となり、両端を直線上に結ぶように溶接金属近傍を脆性破壊させる原因となっていると指摘されている。そこで、梁端溶接後に鋼製エンドタブを綺麗に切断、円滑処理すると応力集中が緩和され、脆性破壊防止に繋がるとされている⁴²⁻¹⁻²⁾。しかし、切断、円滑処理は労力を要し、かつ逆に切り込み形状を付けてしまい、悪化する可能性もあるとのことで、必ずしも推奨はされていないのが実態である。鋼製エンドタブは残したまま、亀裂伝播する溶接金属や鋼材の靱性向上といった材質的向上による塑性変形能力向上を目指す方針も選択肢とされる。

一方、鋼製エンドタブの応力集中問題を改善するために開発された部材が、固形エンドタブ(代替エンドタブとも呼ばれる)である。(Fig.1.17(b)) 固形エンドタブの多くはセラミック製である。高融点のためにアークにより容易に溶けず、梁端溶接後に容易に剥がすことができ、タブと梁フランジ間の狭隙スリットが生じない。最近では採用が増えているが、しかし、アークのスタート部あるいはクレータ部のような溶込み不良あるいは端面でのアンダカット欠陥が梁有効幅内に残ることになるので、欠陥が発生しないように高い技量を必要とする。AW 検定協議会の建築鉄骨溶接技量検定では鋼製エンドタブと代替エンドタブが試験種目として分けられている。欠陥を生じさせなければ、梁端として高い変形性能を発揮すると報告されている⁴³⁻¹⁻²⁾。

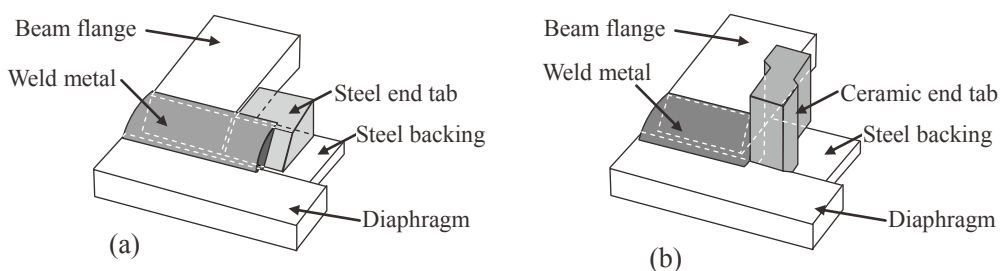


Fig. 1.17 Steel end tab(a) and Ceramic end tab(b)

以上 1)~4)で述べたとおり、これまで提案されてきたいずれの工法についても、コスト、施工性、適用限度などの短所を有している。現場溶接では、低技量、装置レス、広い適用尤度、低コストで、かつ高性能化が図れる工法が今も求められている。

1.4.3 材質的問題に対する既往の研究

炭素鋼は、その成分や組織、温度によって、衝撃に対して脆性的特性と延性的特性を示す傾向が変化することがよく知られている。エネルギー吸収をほとんど伴わないで破壊が瞬時に進展する脆性破壊は、鋼構造物を瞬時に崩壊させる危険な現象である。脆性破壊に関する研究は、太平洋戦争時に大量建造された米海軍の軍事標準船(通称：リバティ船)に起きた脆性破壊(Photo 1.10)多発が契機であることは、有名である⁴⁴⁻¹⁻²⁾。この米国事故調査委員会は、鋼のシャルピー吸収エネルギーが 21J 未満の場合に、事故を起こした事が統計的に多かったことを明らかとした。(Fig.1.18, 1947 年) その後、フランス船の事故調査から脆性破壊防止の指針として、1955 年に IIW(国際溶接学会)が 27J 以上を、さらにロイド(英国船級協会)が 1958 年に 47J 以上を提唱した⁴⁵⁻¹⁾。これらの規定が、1959 年に日本でも取り入れられ、JIS G3106「溶接構造用圧延鋼材」として、シャルピー吸収エネルギーが 27J 以上(B 等級), 47J 以上(C 等級)として規定したことが、近代日本における鋼

の脆性破壊防止としての材質的改善策のはじまりである。

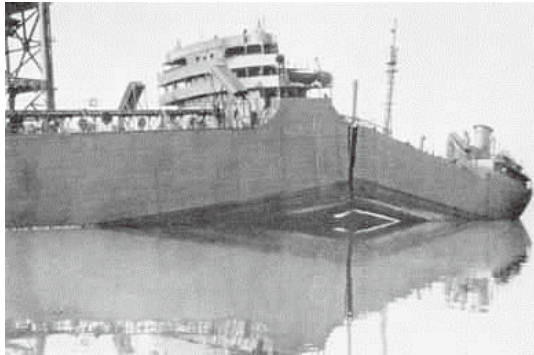


Photo 1.10 Brittle destruction accident of the liberty ships in USA at the 2nd. War⁴⁶⁻¹⁾

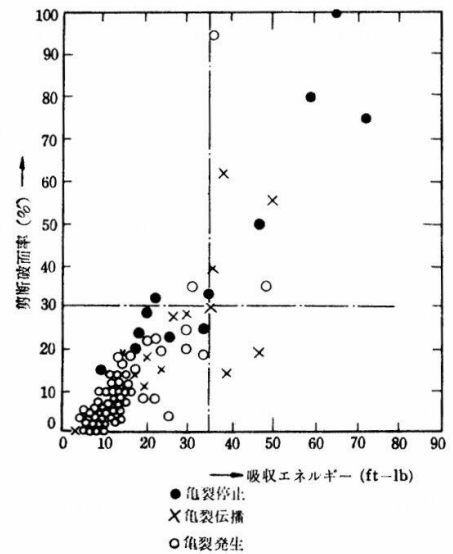


Fig.1.18 Impact test result of steel used for the ships happened brittle fracture⁴⁵⁻¹⁾

炭素鋼のシャルピー吸収エネルギー、すなわち靱性を向上させる手段としては、1)精錬技術向上による炭素量や酸素量の低減、2)結晶核生成粒となる元素添加、3)圧延・冷却速度制御等によるフェライト結晶組織の微細化、4)ニッケル添加による組織マトリックスの強靱化、5)結晶粒内における介在物、結晶粒界強度の低下原因となる不純物の低減等が挙げられ、特に製鉄所における鋼板製造技術の技術的進歩はめざましく、最近の高炉ミル製の建築構造用鋼材は3桁の吸収エネルギーが実態となっている。電炉材については、不純物制御が難しいことから、高炉材に比べて性能が劣ると長らく言われてきたが、一部の電炉メーカー品は使用原料選定も含めた技術向上が進み、高炉製に対し遜色ない性能に向上してきていると言われている⁴⁷⁻¹⁾。

このように、鋼材については技術的進歩が十分であることを見越し、1.2節で述べたとおり、兵庫県南部沖地震後に発足した、鉄骨建築物の脆性破壊防止・塑性変形能力向上を目指した産官学連携プロジェクトにおいて、梁端部を構成する鋼材および溶接金属には、70J もの高靱性化が必要との指針がまとめられた。しかし、溶接金属は1990年代当時、実態として70Jを保証できる性能を有していなかった。

上述のとおり、鋼の機械的性質は主に(a)化学成分、(b)冷却速度、(c)圧延によって決まる。厚板はこれらを全て製鉄所の中でメーカー自身が制御を行う。(Fig.1.19 上段) つまり細かな制御が可能である。一方、溶接金属は、材料こそ溶接ワイヤ成分としてある程度制御できる(※厳密には母材との混合体なので、母材の成分影響を受ける)が、冷却速度は溶接者に委ねられている。圧延制御に至っては、そもそも行われない。(Fig.1.19 下段) このように溶接金属の機械的性能は、鋼板と違って、材料供給では決まらず、溶接作業の管理が大きな割合を支配すると言ってもよい。

溶接部に70J必要と提唱された当時は、鉄骨建築業界にはまだそのような意識は浸透しておらず、新たな溶接材料の開発と共に、冷却速度の重要性に関する研究が推進された。冷却速度式として、点熱源・無限広さ母材を前提とした単純モデルで用いられる Rosenthal 式^{48-1~3)}を1.1式に示す。鋼のフェライト組織の固相変態と組織が決まる温度域は800℃から500℃の間の温度勾配が支配的とされており、本式では便宜的に540℃地点での温度の時間微分を計算している。

Rosenthal 式から理解されるとおり、冷却速度は[入熱]、[初期温度]、[板厚]の3要素の関数である。そして溶接工程において、[入熱]とは電流、電圧、溶接速度で決まる関数である。[初期温度]とは、多層積層における各パス開始温度、いわゆる[パス間温度]である。これらより、冷却速度の間接的管理として、[入熱]と[パス間温度]が着目され、溶接材料と合わせて規定されることとなった。なお、もう一つの重要な冷却速

度影響因子である[板厚]は、現在に至るまで事実上管理項目として無視された形となっている。

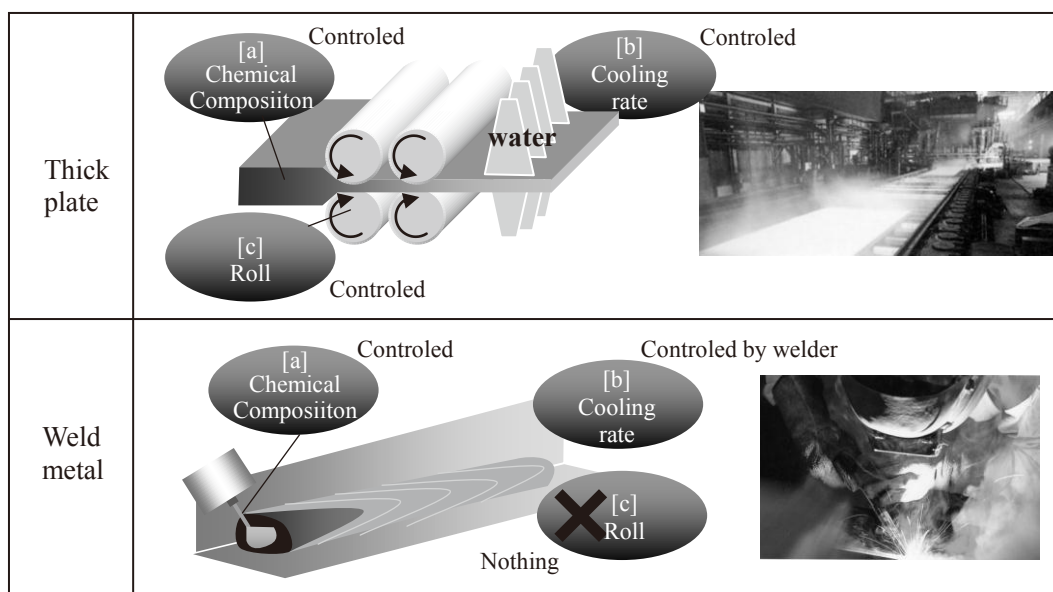


Fig. 1.19 Difference of mechanical properties control method between thick plate and weld metal⁴⁹⁻¹⁾

…Formura 1.1

$$C.R. = 2\pi \lambda \left(\frac{1}{Q}\right) (540 - T_0)^2 \quad \dots \cdot h \geq hc$$

$$C.R. = 2\pi \lambda c \rho \left(\frac{h}{Q}\right)^2 (540 - T_0)^3 \quad \dots \cdot h < hc$$

$$hc = \sqrt{\left(\frac{Q}{c\rho (540 - T_0)}\right)}$$

$$Q = \frac{A \cdot V \cdot 6}{R \cdot 4.2}$$

C.R. : Coling rate (°C/sec)

λ : Thermal conductivity (cal/cm·sec·°C)=0.083

C : Specific heat (cal/g·°C)=0.230

H : Plate thickness (mm)

Hc : Limited thickness (mm)

Q : Heat input (cal/mm)

ρ : Density(g/mm³)=7.61·10⁻³

To : Start temperature (Interpass temp.)(°C)

A : Current (Amp.)

V : Arc voltage (V)

R : Welding speed (mm/min)

これらの成果は、溶接材料に関しては、焼入れ性を増すべく Mn を高める、あるいはさらに Mo が添加された組成とされた YGW18 に代表される高強度・高靱性規格として 1999 年に JIS 化された。(Fig.1.20, Table 1.1)

なお、JIS では従来の溶接材料 YGW11 との違いは Mn と Mo の差しか現れてはいないが、多くの YGW18 溶接材料は、実際には粗大な粒界フェライトの成長を抑制し、微細組織を実現するための手段として、数 10ppm という微量の B(ホウ素)を積極添加させている^{50-1~8)}。Ti と B の同時添加は、結晶核生成を最も効果的に発揮させる成分設計法として知られている^{51-1~6)}。これらの設計論によって実用化された YGW18 による溶接金属は、同じ冷却速度であれば、YGW11 よりも微細な組織となり、強度、靱性共に高い性能を示す。(Photo 1.11)

新溶接材料の JIS と共に、冷却速度への配慮として、鋼材、溶接材料、入熱、パス間温度の組合せ制限が同 JIS 解説に掲載(Table 1.2)され、それが 2000 年の改正建築基準法の告示・公布に伴う新工場認定制度「鉄骨製作工場グレード別性能評価基準一覧」へ引用、さらには日本建築学会 鉄骨工事技術指針への反映⁵²⁻¹⁾などによって広く周知、実用化が図られてきた。

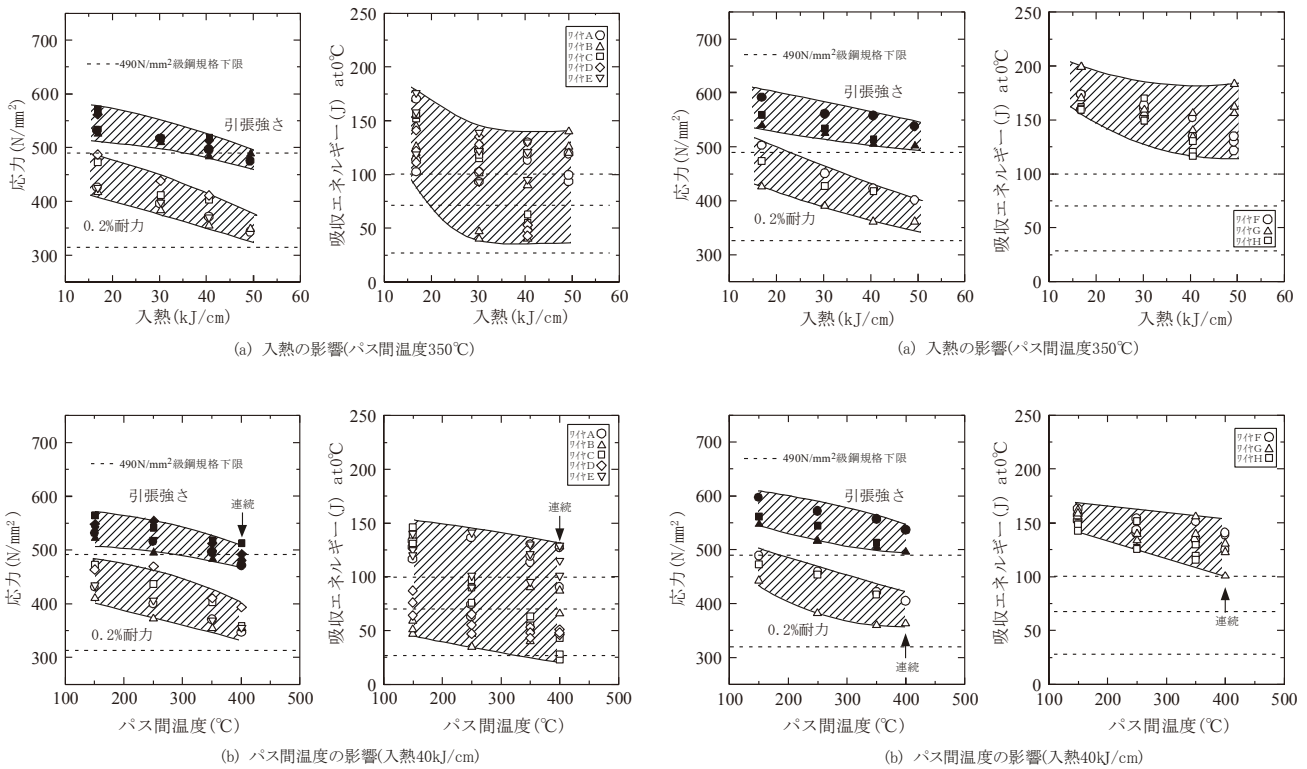


Fig.1.20 Comparison of the conventional solid wire YGW11 (Left side) and developed high tensile and toughness performance solid wire YGW18 (Right side)^(6-6),53-1)

Table 1.1 Partial extract of JIS Z 3312:2009 “Solid wires for MAG and MIG welding of mild steel, high strength steel and low temperature service steel”

Kind name	Chemical composition of wire								Mechanical properties of deposited metal			
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti+Zr	Mo	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	vE0°C (J)
YGW11	0.02 -0.15	0.55 -1.10	1.40 -1.90	- 0.030	- 0.030	- 0.50	0.02 -0.30		400 -	490 670	18 -	47 -
YGW18	- 0.15	0.55 1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.30	- 0.40	460 -	550 740	17 -	70 -

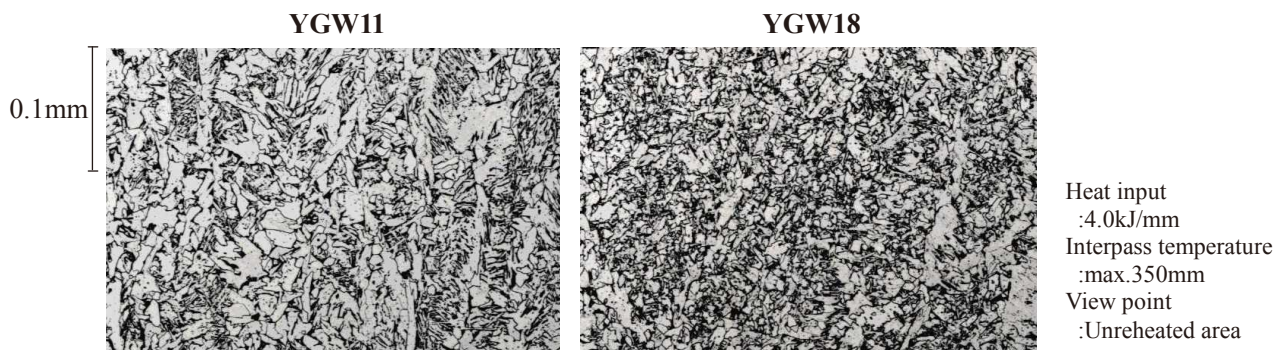


Photo 1.11 Microstructure of CO₂ gas weld metal applied YGW11 and YGW18 wire⁵⁻⁵⁾

さらにこのような溶接部の材質的品質を保つために、鋼材、溶材、入熱、パス間温度の組合せを規定する手法は、日本鉄鋼連盟発行の「冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル」、鋼材倶楽部(現：日本鉄鋼連盟)の「建築構造用高性能 590N/mm² 鋼材 (SA440) 設計・溶接施工指針」といった高性能鋼を適切に使いこなすためのガイドラインにも取り入れられてきた。

Table 1.2 “解説表 3-鉄骨構造建築物における主なワイヤの使用区分^{a)b)}” in JIS Z 3312:2009

適用鋼材の引張強さ	ワイヤの種類	溶接条件	
		入熱 kJ/cm	パス間温度 ℃
400MPa 級	YGW11, 15, 18, 19	15~40	≦350
		15~30	≦450
490MPa 級	YGW11, 15	15~30	≦250
	YGW18, 19	15~40	≦350
520MPa 級	YGW18, 19	15~30	≦250

注 a) 社団法人日本建築学会 鉄骨工事運営委員会のデータに基づく。
 b) ロボット溶接には適用しない。
 c) 中間側の入熱は、平均値とする。

近年では BCP325T、BCP385(※一部のメーカー除く)、UBCR365(※特定メーカー)といった各種のシャルピー一吸収エネルギー70J 保証鋼が開発、実用化されてきている。

このように、優れた性能を発揮する鋼材、溶接材料の開発、さらには入熱・パス間温度管理の重要性が工場・現場に関わらず広く認知され、梁端溶接部の性質はかつてに比べて向上しているものと考えられる。

しかし、溶接金属の性質はこれらだけで決まるわけではなく、他にも影響因子は多数存在する。(Fig.1.21)

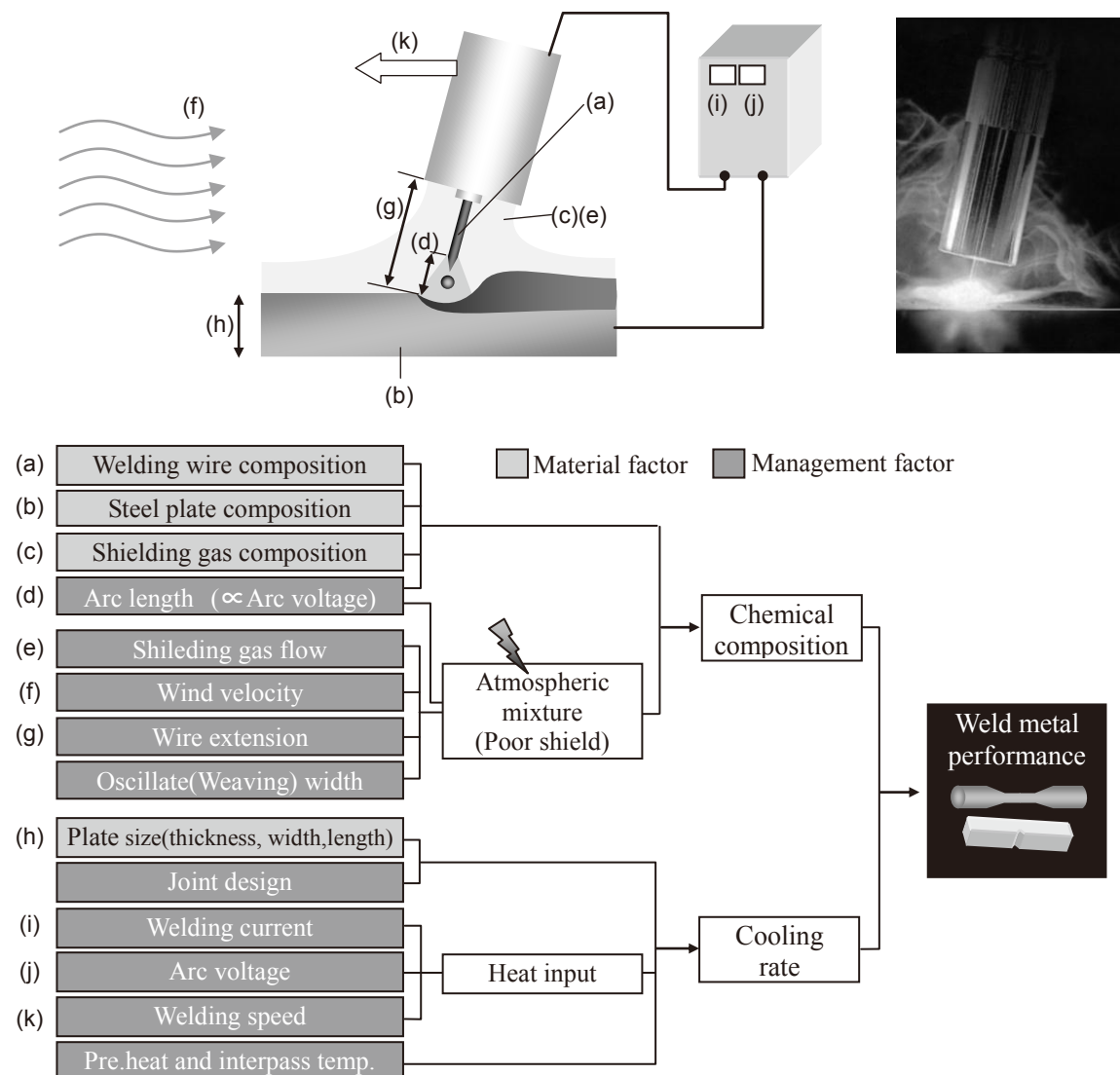


Fig.1.21 The factors and relationship influenced to metallurgical and mechanical performance

特に靱性については、実測データの統計的解析手法によって、溶接金属の成分や入熱・パス間温度よりも、大気中の窒素の混入量が最も影響力が大きいことを示した研究成果が報告されている¹⁷⁻⁴⁾。高靱性溶接材料 YGW18 といえども、シールド不良による大気中窒素の混入により容易に低靱性化することは YGW18 規格を開発した日本溶接協会 溶接棒部会(現：溶接材料部会)が示しており、それは「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」にも引用記載されている⁵⁴⁻¹⁾。

1.4.4 ガスシールドアーク溶接におけるシールド性に関する既往の研究

溶接金属の性能が窒素の混入によって劣化し、さらには気孔欠陥を生じさせるという知見は、既に常識的であり、例えば(社)日本溶接協会による溶接管理技術者(WES)教習でも取り上げられており、さらには沢山の溶接の教本にも掲載されている。アーク溶接の歴史として、被覆アーク溶接棒、サブマージアーク溶接法、ガスシールドアーク溶接法という変遷は、シールド手段系の違いと見る事が出来、つまり溶接は常に大気中の窒素と戦っていると言ってもよい。(Fig.1.22) 鉄骨の現場溶接で用いられる溶接方法は、ほとんどがCO₂によるガスシールドアーク溶接法である。ガスシールドアーク溶接法は高能率性、簡便性、全姿勢対応性といったバランスに優れていることから、昔の被覆アーク溶接法に代わって現在主力の座を獲得した。

一方、短所として、アーク雰囲気の大気からの遮断性、いわゆるシールド性能が、被覆アーク溶接法やサブマージ溶接法に比べて構造的に劣るとされている¹⁶⁻¹⁻²⁾。風によってアーク雰囲気のシールド状態が乱されれば、活性である溶融鉄が大気と接触することになる。すると、大気の約8割を閉める窒素が鉄と反応し、溶接金属は窒素を多量に含むことになる。窒素は鋼の靱性を著しく低下させる元素として知られている。さらに濃度が高まれば、ブローホール、ピットといった気孔欠陥を発生する。

「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」において、シャルピー吸収エネルギー70J以上を達成するための指針が記載されている。(Fig.1.23、※なお、当ガイドラインの溶接技術に関する章は、(社)日本溶接協会担当として筆者が執筆したものである。)

本表を含む当ガイドラインの溶接施工指針には、高靱性を得るためには窒素量抑制が必要とは記載しているが、そのための手段として防風対策と、それに必要な風速の許容条件については触れていない。その理由は、この時点において、ガスシールドアークの多層溶接における、環境風速と溶接金属中窒素量、シャルピー吸収エネルギー、気孔発生について系統的な研究がなされていなかったからである。

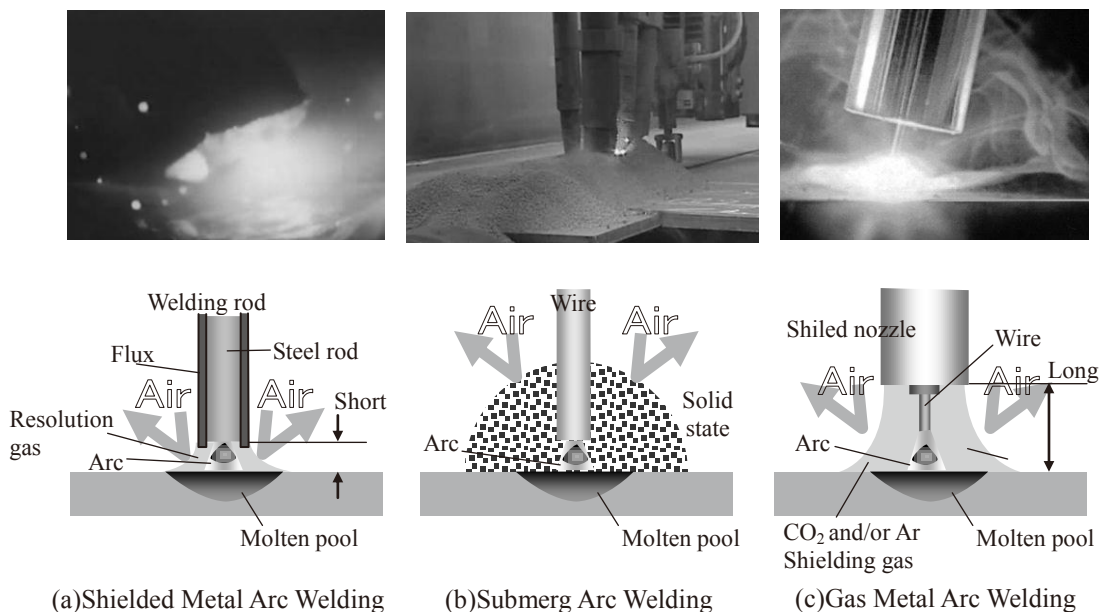


Fig.1.22 Schematic diagram of shielding mechanism from the air each kind of mainly arc welding⁵⁵⁻¹⁾

解表 3.4.3 溶接金属の良好な機械的性質を得るための溶接条件管理
 (a) $r_f=1.0$ (引張強度 $\geq 490\text{N/mm}^2$, $E_{act} \geq 70\text{J}$) を得るための条件

影響因子		規格または管理値
材料	炭酸ガス溶接ソリッドワイヤ	YGW18
	鋼材	fHAZ式適用範囲1.~3.(※1)
冷却速度の適正化	入熱	40kJ/cm以下
	パス間温度	350℃以下
ワイヤ添加成分の歩留り安定化	電圧	適正(※2)±2V
溶接金属の窒素量抑制	シールドガス流量	25 ℓ/min以上(※3)
	被溶接面-ノズル先端間距離	30mm以下(※4)
	ウィーピング幅	20mm以下

(※1)「3.3 鋼材」の解説参照

(※2)適正電圧の目安は、短絡溶滴移行が始まる電圧+2V

(※3)先の細いノズルでは、ガス流量が過大な場合、ガスの乱流域が増加して逆に大気を巻込むことがある。この場合のガス流量の上限は50 ℓ/minが目安である。その他のノズルの上限は100 ℓ/minが目安である³⁹⁾。

(※4)ただし、板厚25mm以上の初層については35mm以下が目安(解図3.4.2参照)

Fig.1.23

The condition table to get 70J and more from「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」⁵⁶⁻¹⁾

「鉄骨工事技術指針・工場製作編」には、適性シールドガス量として 25 ℓ/min¹⁸⁻³⁾、シールドガス環境風速管理として 2m/sec 以下¹⁸⁻¹⁾という定量値が示されているが、これは元々旧(社)日本溶接協会 溶接棒部会の研究成果を引用しているものと思われる。(Fig.1.24, Fig.1.25) しかし、この指針は必ずしも適切とは言えない。

当研究論文を精査した結果、当指針は1パス溶接におけるブローホール発生限界風速であることがわかった。鉄骨の現場溶接の多くは柱と柱、柱と梁などの突合せ開先の多パス溶接である。シールド不良状態ではパスを重ねることで次第に上層部の窒素濃度が上昇する現象が報告されており、1パスあたりに許容出来る窒素量限界はより少ないはずと予想される。さらに、多層溶接におけるブローホールの発生は無論、靱性の観点が無考慮であることから、当管理値は靱性要求値のある溶接部に適用するのは問題があると考えられる。

鉄骨工事技術指針・工事現場施工編には、60~100 ℓ/min のシールドガスを流すことにより、4m/sec の風に耐えられ、作業可能と記載されているが、ブローホールを防ぐことが出来る事を判定基準にしていることも、また同時に記述が見られる¹⁸⁻⁴⁾。なお、本根拠については引用元が見当たらず、不明である。

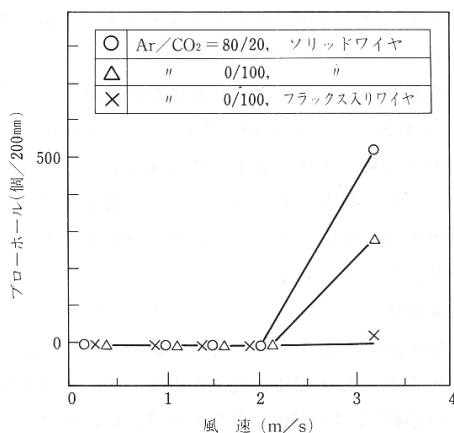


Fig.1.24 Relationship between wind velocity, shielding gas composition, and blowhole^{57-1~2)}

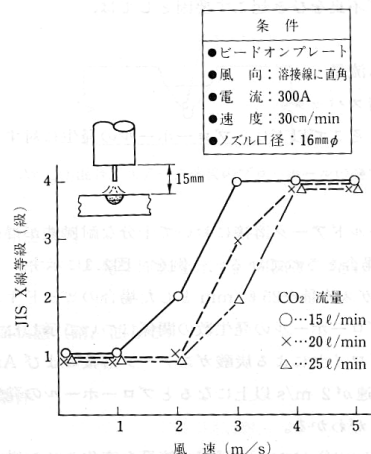


Fig.1.25 Relationship between wind velocity, CO₂ flow and RT performance^{57-1~2)}

この他にも、シールドガス流に関する既往の言及例として、ノズルから噴出されるシールドガスの流速は、噴出方向に対して直角方向から受ける風速と同程度であれば影響を受けないという記述⁵⁸⁻¹⁾が見られるが、その根拠性も見つけることができなかった。

さらに、風によってシールドガス流の動きや大気の混入度合いを計算によってイメージ化した研究報告はあるが(Fig.1.26)^{59-1~3)}、実際に可視化(ビジュアル化)されたことは少なく、計算が正しいかを検証されたこともない。このように、現場施工では不可避である風が溶接金属品質に及ぼす影響を検討した信頼性の高い研究成果⁶⁰⁻¹⁾は非常に少ないのが実態である。

ただし、溶接者の健康を守る目的で、溶接時に発生するヒューム(煙)を溶接環境から排気するために必要とされる局所排気設備(いわゆるダクト)の効率的排気と、相反する性質であるシールドガスの直接吸引による溶接金属の気孔防止の観点から、適切な排気ノズルの取り付け位置と吸引速度が研究された例がある。^{61-1~2)} その結果では、通常シールドガス流量(20~30 l/min)では、アーク発生点において 0.3~0.5m/sec とするのが望ましいとされており、従来常識とされている 2m/sec では気孔欠陥の発生が免れないとされる。すなわち、自然の風と、局所的な人口排気という違いはあれど、溶接金属の健全性の点から、耐えられる風速には大きな乖離がある結果が既に示されている。

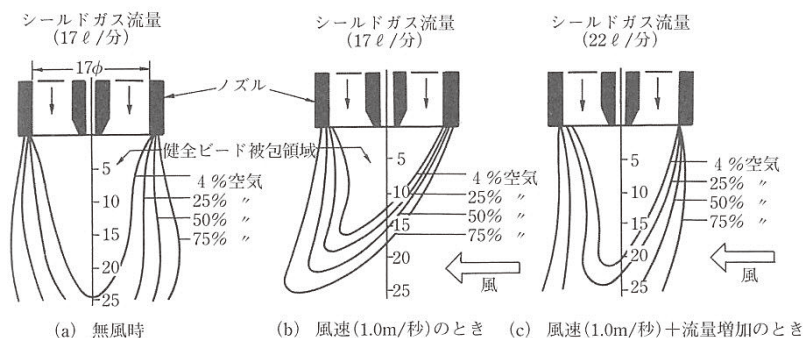


Fig.1.26 Example of calculation result about relationship between wind velocity, shielding gas flow, position, and mixing concentration of atmosphere^{59-1~3)}

鉄骨建築を想定した多層溶接金属と窒素量間の機械的性能の関係としては、同じく旧(社)日本溶接協会 溶接棒部会による「建築構造用溶接材料と溶接接合部性能評価法の確率」委員会用に研究された YGW18 溶接材料での影響が報告されている。(Fig.1.27) これらのグラフの内、伸びと靱性の劣化を示す下段の図は「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」にも転載されている⁶²⁻¹⁾。

また、2000~2003 年にかけて AW 検定協議会研究評価委員会では大規模な溶接実験によって、強度や靱性に及ぼす溶接金属成分の影響に関する研究報告を行っている^{17-1~4)}。この成果として、シャルピー吸収エネルギーに及ぼす影響度が最も大きな因子が窒素量であることを導き出している。本試験の全母データを入手、精査し、筆者が独自に各成分および冷却速度の寄与率を重回帰計算によって求めた結果を 1.2 式に示す。本式から、各成分の変化に対する靱性の挙動として算出した傾向図を Fig.1.28 に示す。この結果から、シャルピー吸収エネルギーに悪影響を及ぼす元素は多いものの、中でも窒素が最も強く影響を及ぼしていることが改めて示唆される。

柱梁接合部において脆性的破断を起こさず、塑性変形能力を高める要素として、現場溶接で窒素の混入を出来る限り少なくすることが、材料面として最も重要であることが理解される。

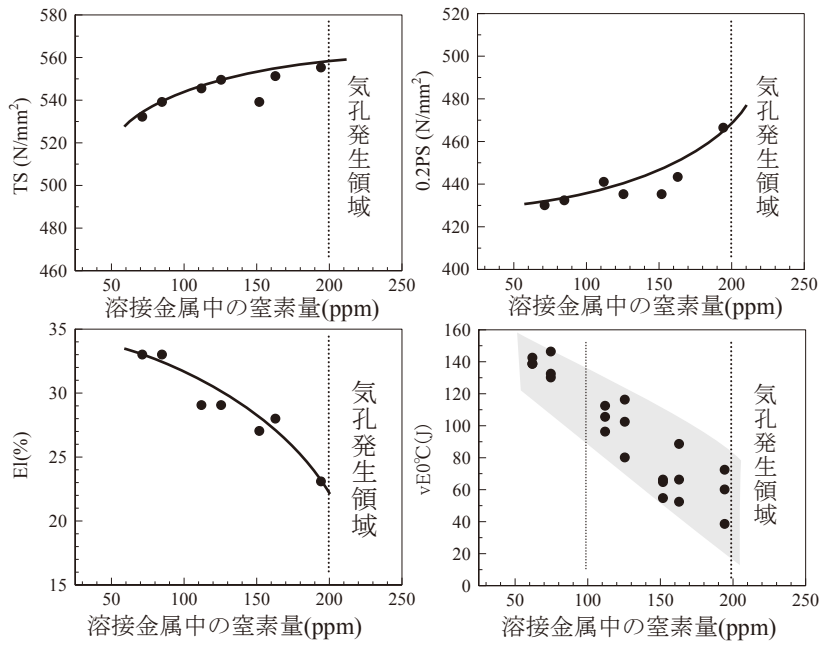


Fig.1.27 Relationship between nitrogen content and mechanical properties of deposited metal (YGW18, 40kJ/cm,350°C)^{9-1,62-1}

$$\text{Absorbed energy} = 255.0 - 912.4 \cdot C - 65.1 \cdot Si + 34.2 \cdot Mn - 105.9 \cdot Mo - 680.3 \cdot Ti + 4842.6 \cdot B - 4287.0 \cdot N + 7.02 \cdot \log(R)$$

.....(Formula 1.2)

- Absorbed energy ; [J] at 0 degree
- C, Si, Mn, Mo, Ti, B, N ; Each element composition [Weight %]
- R ; Cooling rate [°C/sec] at 540°C calculated Rosenthal formula (Formula 1.1)

Base Data

Toatal data number:200
 Range:
 C:0.06~0.10(Ave.0.08), Si:0.28~0.79(Ave.0.79), Mn:0.84~1.64(Ave.1.30), Mo:0.001~0.36(Ave.0.10)
 Ti:0.028~0.085(Ave.0.052), B:.00001~0.0044(Ave.0.0013), N:0.002~0.023(Ave.0.007), log(R):-1.38~1.21(Ave.0.05)
 Absorbed energy:35~227(Ave.122)

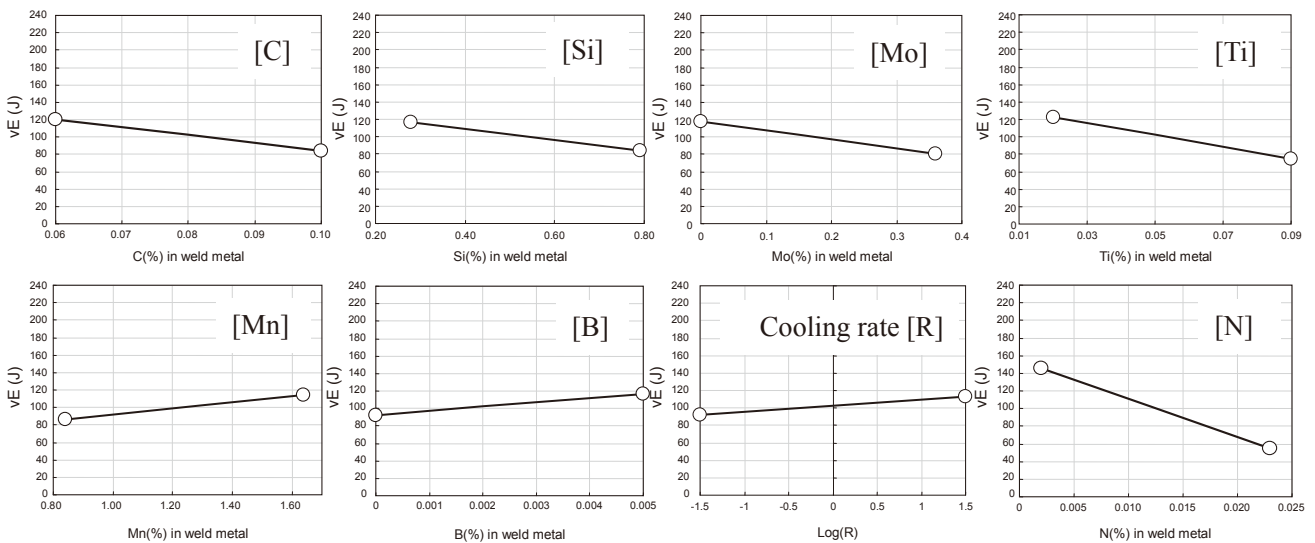


Fig.1.28 Influence of some elements and cooling rate to absorbed energy by Formula 1.2

窒素の溶接金属への混入を許容する、つまり無害化する、あるいは相殺する技術は現在のところ存在しない。現場溶接、特に高層階になるほど、不可避免的に風にさらされる。つまり、窒素の上昇を抑えるには、シールドを確保して、混入を防ぐしかない。ガスシールドアーク溶接においては、シールド性確保のためには、1)シールドガスの流量増などでシールド性の強化をはかるか、2)風速を下げるかの2つの手段がある。従来は感覚的にシールドガス流量を大量に流すことで対処してきた。しかし、溶接部を欠陥がなく、かつ高靱性の健全な品質を保つための基準を設けるためには、系統的な手法に基づいた研究が必要である。そして、これらを共に管理することで、より確実にシールド不良を防ぐことが出来る。

1.4.5 鉄骨建築分野における狭開先化に関する既往の研究

突合せ溶接において、開先角度およびルート間隔を狭くして、断面積を減らすことは、①全溶接時間の短縮による能率向上、②入熱低減による溶接金属や母材熱影響部の機械的性能向上、③溶接材料やシールドガス消費量の減少によるコストダウン、④熱歪の低下による溶接後矯正工程の短縮や省略、形状品質の向上、⑤残留応力の低減といった様々な長所がある。しかし、一方、短所として⑥凝固割れが起きやすくなる、⑦開先面の溶込み不良が発生しやすくなる、⑧シールドノズルが奥まで入らなくなくなり、シールド不良が起きやすくなる、といった難しさが伴う。これら長所・短所のバランスから、板厚が大きいほど狭開先化は効果が高くなり、原子力容器やリアクター(反応塔)のように板厚が数百 mm に達する溶接対象物では、特別な溶接装置を用いた、開先角度が数度以下の超狭開先施工が実施されている⁶³⁻¹⁾。(Photo 1.12) このような超狭開先施工で用いられる溶接法は、ティグ溶接やサブマージアーク溶接が多く、鉄骨建築で用いられる CO₂ 溶接はスパッタが施工の阻害要因になるなどの理由で、あまり用いられていない。最近では、極めて低入熱で深溶込みが得られるレーザ溶接の適用も検討されている。

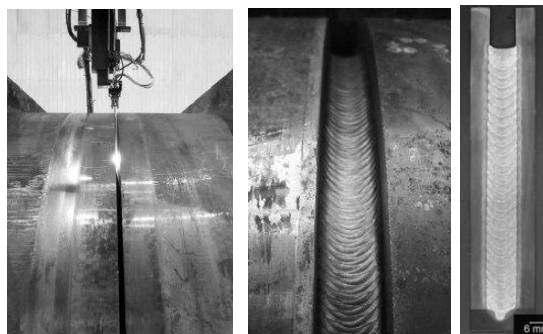


Photo 1.12 Narrow TIG welding for pressure vessel with large thickness
(From left, welding situation, bead appearance, and cross section)

一方、鉄骨建築分野では長らく、狭開先施工の取組は公には行われてこなかった。日本建築学会「JASS6 鉄骨工事」あるいは日本鋼構造協会(JSSC)規格「溶接開先標準」では、突合せ用開先にいくつかの選択肢が設けられているものの、鉄骨における突合せ開先の形状は、ほとんどが 35° レ形かつルート間隔 7mm が目標管理基準となっている。しかし、近年、低入熱・低パス間温度条件化による強度や靱性などの溶接継手品質信頼性向上、製作精度の向上(角変形低減)、電力、溶接材料、シールドガスといった鉄骨製作経費低減などを目的として、開先形状の狭開先化の機運が高まっている。ただし、上述したような压力容器業界における超狭開先溶接を目指すのではなく、従来の炭酸ガスアーク溶接法を活用できる、弱狭開先化が目指されている。

その代表として、柱部材製造におけるコラムとダイアフラムの周溶接部を 25° レ形かつルート間隔 5mm 化する研究が近年活発に行われてきた。この研究は、国家プロジェクト「住宅・建築関連先導技術開発助成

事業」のテーマ「鉄骨造建築物の安全性向上に資する新自動溶接技術の開発」として狭開先ロボット溶接技術研究委員会が発足し、平成 21 年度~23 年度にかけて沢山の関連協会団体の参画によって推進された。さらにその後もフォローアップ委員会が活動し、平成 26 年には「25 度狭開先ロボット溶接マニュアル」が発行され、普及に向けて準備が整いつつある。(Fig.1.29)

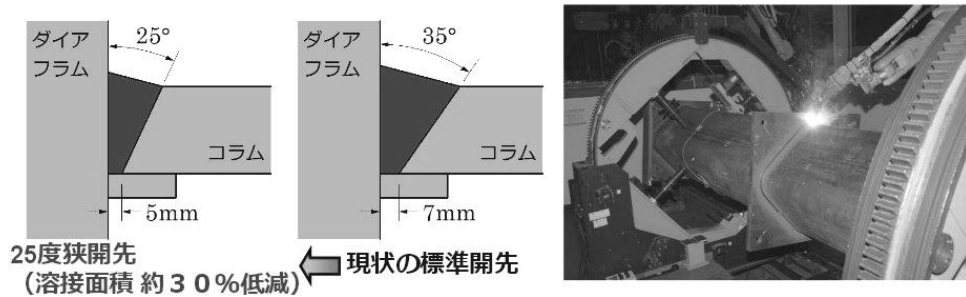


Fig.1.29 The target of 25deg. Narrow gap welding by “鉄骨造建築物の安全性向上に資する新自動溶接技術の開発”

狭開先化の長所・短所は、工場溶接、現場溶接にかかわらず共通である。上記のプロジェクトが工場溶接におけるさらにロボット溶接での実現を目指した理由は、ロボットが溶接士による半自動溶接よりも溶接条件よりも狭い条件管理ができることためであろうことは予想に難くない。しかし、全ての鉄骨がロボット溶接対応可能ではないことから、当フォローアップ委員会でも 25 度狭開先ガスシールドアーク半自動溶接技量試験要領の制定が計画されている。

将来的には狭開先化のニーズは、工場溶接だけではなく、現場溶接にも波及することが予想される²⁰⁻¹⁻²⁾。現場溶接では、現在の実態として、大型の多関節ロボットだけでなく、小型の直交型ロボットすら適用されていないと言ってよい状況である。(Fig.1.30)

ゆえに、25 度狭開先の半自動溶接適用は、技量のばらつきを吸収しうる新たな材料面での支援が必要と考える。

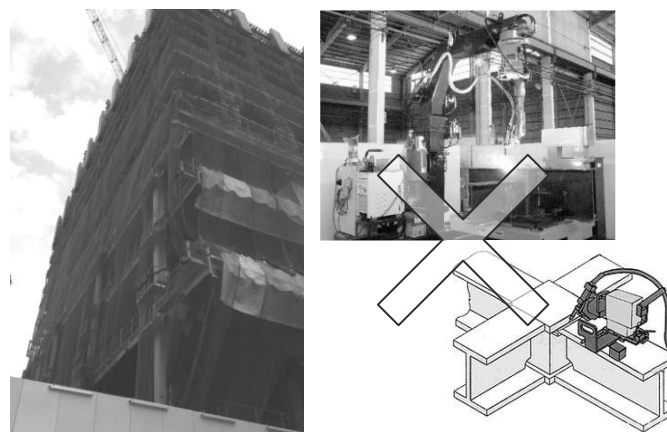


Fig.1.30 Robot welding is not suitable for on-site

1.4.6 凝固割れ(高温割れ)に関する既往の研究

狭開先化を達成するには、短所の克服が必要である。上述したとおり、狭開先化の短所は複数存在し、代表的なものとして、a)溶込み形状のアスペクト比(縦横比)不整による凝固割れの発生懸念上昇、b)開先面の溶込み不足、3)シールドノズルが開先内に入らなくなることによるシールド性の劣化、があげられる。(Fig.1.31)

上記の 25 度開先のロボット溶接化は、a), b)は溶接条件の選定、固定管理にて解決をはかり、c)のシールド性劣化は、短尺シールドノズルの開発と、積層に応じた最適サイズノズルへの交換によって解決が図られようとしている。

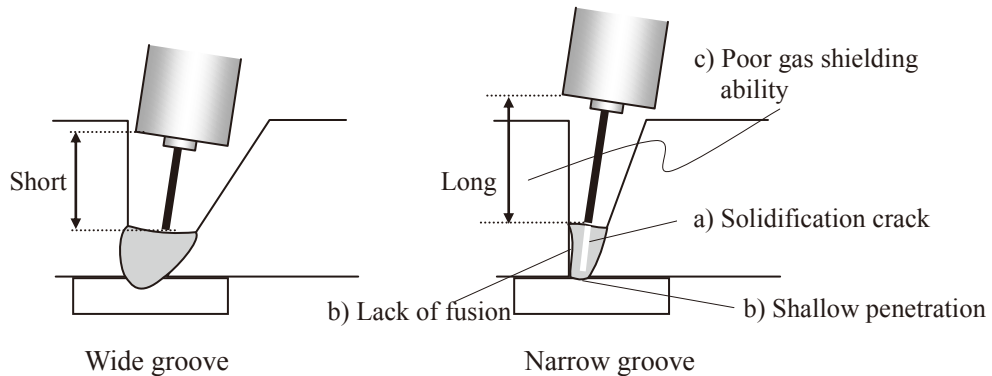


Fig.1.31 Some problems in use of narrow groove

しかし、半自動溶接の場合は、管理の厳格化が難しく、a)~c)のいずれも課題となるはずである。特に、凝固割れについては、電流上昇、溶接速度上昇という手段によって高能率化・短納期完工を図ろうという意識によって顕著に発生しやすくなる性質を有しており(Fig.1.32)、その相反性が厄介である。

凝固割れの発生メカニズムはほぼ既に解明されており、溶接の教本には詳細に記載されているが、影響因子としては、施工因子と材料因子の2つが関係している。凝固割れの駆動力は溶接時の部分的な熱歪であり、溶融池の最終凝固線に残留する液状膜に対して引張応力が作用することで、抵抗力のない液状膜が左右に開口することで発生する。(Fig.1.33, Photo 1.13) 狭開先化すると凝固割れが発生しやすくなる理由は、最終凝固線が溶融池中央で正面衝突し、低強度な面状部分を創出しやすくなるからとされている。(Fig.1.34) それゆえ、ビード形状が縦長になるほど、凝固割れが発生しやすくなることが知られている。

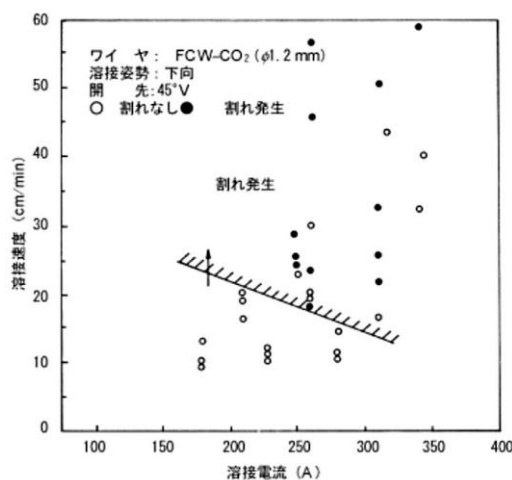


Fig. 1.32 Relationship between current, welding speed, and solidification crack⁶⁴⁻¹⁾

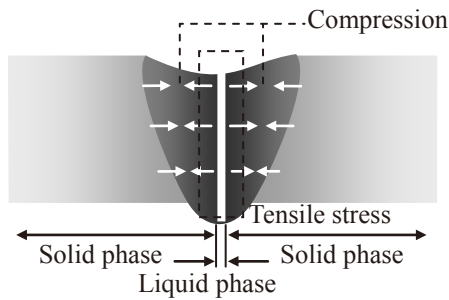


Fig.1.33 Mechanism of solidification crack

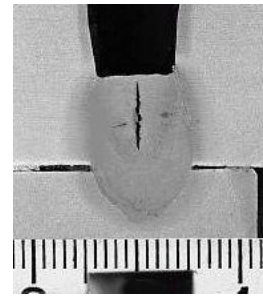


Photo 1.13 Typical solidification crack

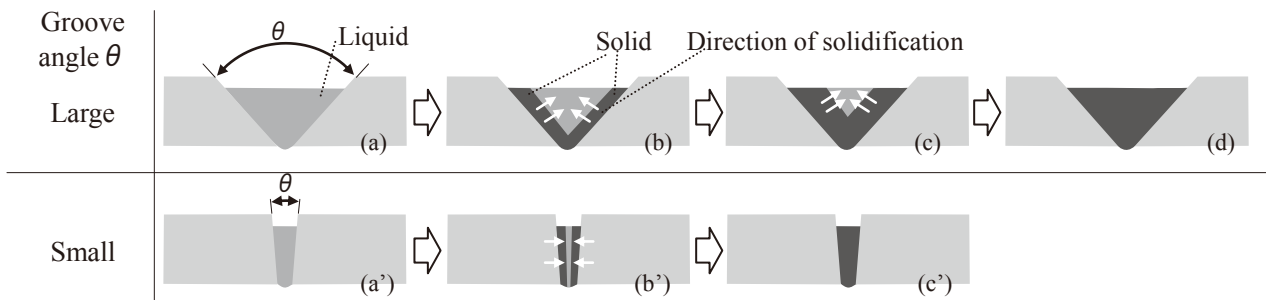


Fig.1.34 Relationship between groove angle, direction of solidification and cross section shape

このメカニズムから、施工的改善として、ビード形状の横長化、すなわち 1 パス当たりの溶着速度低下、総パス数の上昇が策となるが、半自動溶接では本策が心理的に制御困難と考えれば、材料因子によってある程度の改善を図るのが現実的手段となる。材料的改善としては、低融点液状膜を最小限にするために、鋼材中の低融点物質である P(燐)、S(硫黄)、B(ホウ素)といった元素量を抑制することが有効とされている。(Fig.1.35, Fig.1.36) 本知見は、例えば JIS G 3136 (建築構造用圧延鋼板規格)の SN 鋼において、P や S が上限規制となっている理由の一つである。同様に、JIS Z 3312 (軟鋼、高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ) の YGW11 や YGW18 といった鉄骨建築に多く用いられる溶接材料についても、同じく P や S が上限規制となっている理由の一つである。ただし、従来は 35° 開先しか事実上存在せず、25° 狭開先に適用されることを考慮していないため、狭開先対応の耐凝固割れ性を有する成分設計は検討されてこなかった。

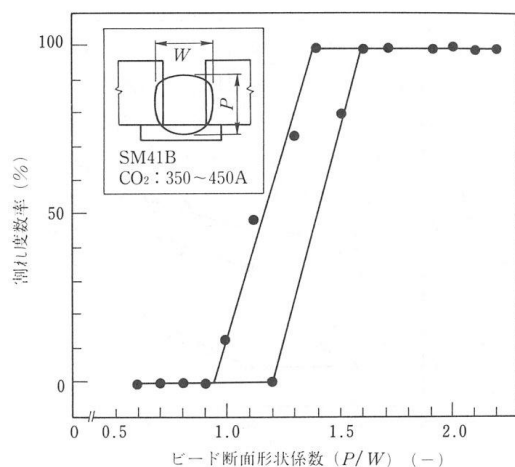


Fig.1.35 Relationship between aspect ratio of molten pool and solidification crack ratio⁶⁵⁻¹

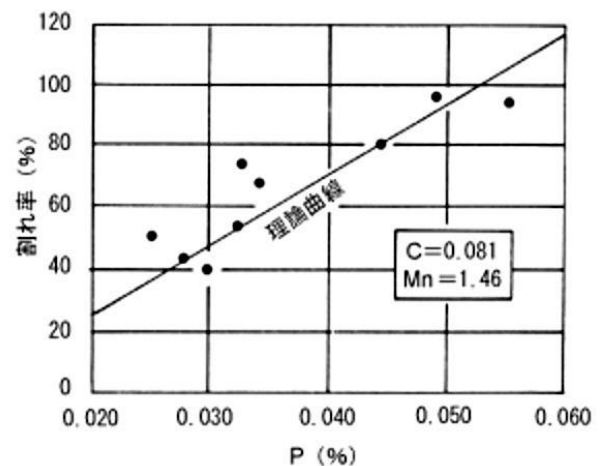


Fig.1.36 Relationship between phosphorus in the weld and solidification crack ratio⁶⁶⁻¹

第 2 章

スラップ底の応力集中を緩和するための肉盛工法

第2章 スカラップ底の応力集中を緩和するための肉盛工法

2.1 はじめに

第1章で述べたとおり、現場接合のノンブラケットディテールではノンスカップ工法の採用が難しいため、スカラップを設けることが必要となる。この形式では地震時の応力が作用した場合、スカラップとフランジの接合面に応力集中が生じ、その結果大きな歪が発生してフランジ断面を脆性的に破壊しやすい傾向があることが知られている^{37-1~10}。(Fig.2.1)

この破壊要因を低減するために、応力集中の緩和を目的として、(1)拡幅やドッグボーン形式に代表される積極的な応力集中と塑性化領域のスカラップ近傍からの移動、(2)スカラップ形状の改善などが開発、実用化されてきたが、コスト、施工性、効果の総合的バランスの点で、さらなる改善提案が求められている。

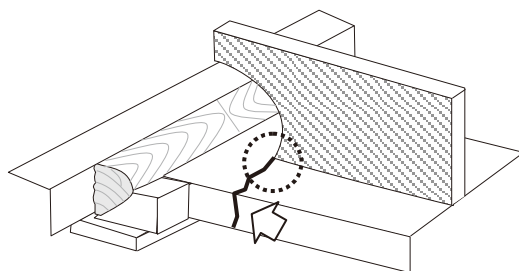


Fig.2.1 Brittle fracture of the beam flange by stress concentration at the toe of scallop

2.2 第2章の目的

本章では、スカラップ底の応力集中による脆性破壊防止、塑性変形能力の向上を目的として、アーク溶接の有する自由曲面造形機能を活用した、応力集中を緩和する新たな提案を行う共に、その基本的効果の確認を実施する。

2.3 スカラップ底問題を改善するための実用的工法の検討

本開発の前提として、現場施工におけるコスト、施工性、実用性、変形能力改善効果の総合バランス向上を目指すために必要な要素として Table 2.1 を想定した。

Table 2.1 Necessary factors of practical on-site joint process

(a) 材料コスト増の抑制
(b) 現場への大掛かりな機械装置の搬入の抑制
(c) 施工に要する工数、時間の抑制
(d) 高い技量要求の抑制
(e) ルート間隔、目違い、余盛高さなどの現場的精度への対応
(f) 設計に要する負担の抑制

これらの目標を想定し、スカラップ底応力集中問題の改善を図りうる手段について、創案した。スカラップ底問題をそのままに、応力集中を梁端から遠くに逃がす拡幅やドッグボーン的手段を間接的改善手段とすれば、スカラップ底問題の直接的改善を図るには①応力集中を減らすか、②その応力に抗する剛性を備えて歪を減らすかの2つに手法を大別することが出来る。応力集中とは幾何学的形状によって支配される因子

であるから、形状とその実現手段を検討する必要がある。これらの考える手段を、要因分析して Fig.2.2 に列記する。また、これらの手段の模式図を Fig.2.3 に示す。

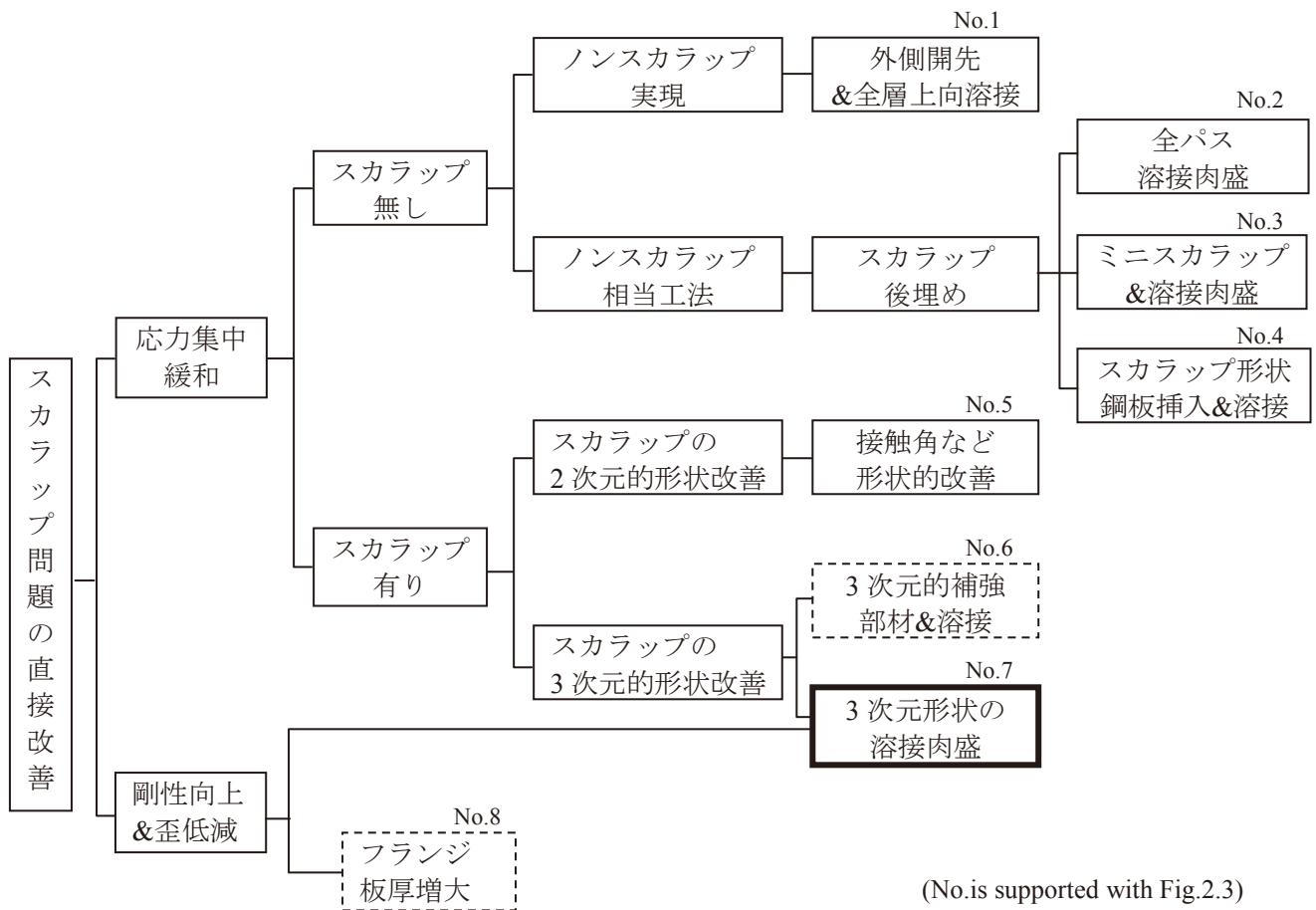


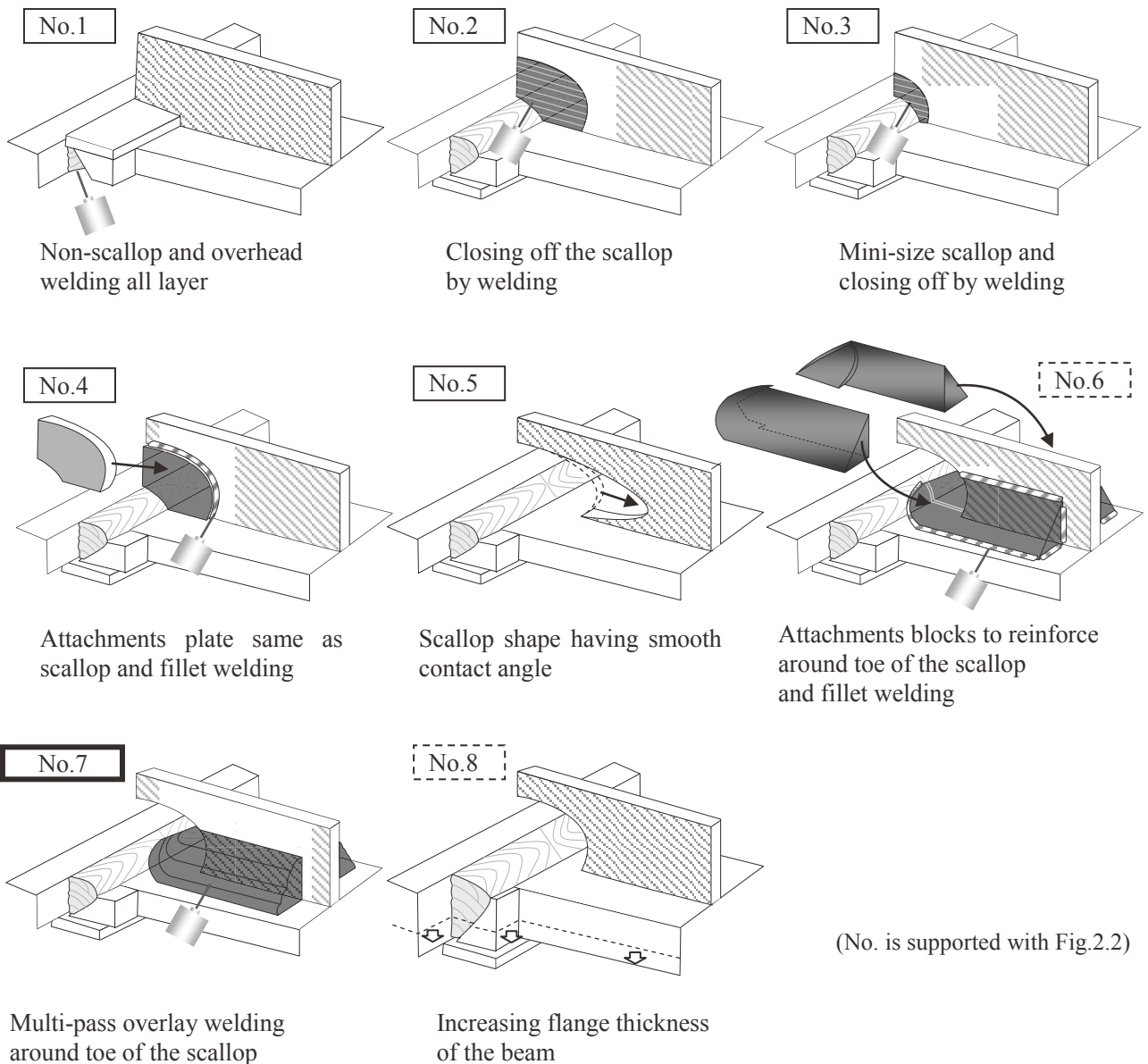
Fig.2.2 Correlation of the factor to improve the scallop problem

Existing the past report
 This paper's item
 Only idea, Unreported

第 1 にスカラップの根本原因を取り除くという意味で最善であるはずのノンスカラップ化を実現する手段である。現場の下フランジ側をノンスカラップとするには、鉛直下側に開口した外側開先とし、その開先を必然的に上向姿勢で溶接することが必須となる。上向姿勢の半自動溶接は高い技量を要求し、能率も低いことから工程時間も要する問題が大きい。そこで、**1.4.2 章 Fig.1.15** で紹介したとおり、ロボットを用いて作業負荷を下げ、上向施工する取組が提案されている⁴⁰⁻¹⁻²⁾。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.1) しかし、現場に大掛かりな機械装置を搬入することになり、コスト負担も大きい問題がある。

第 2 に擬似的なノンスカラップ化を目指す手段があげられる。具体的には、スカラップは有するものの、フランジとダイアフラムの突合せ開先溶接終了後、役目を終えたスカラップを閉塞することで、応力集中源を消失させる手段である。この実現手段としては、従来のスカラップ形状をそのままに、その内部を溶接して閉塞する手段が考えられる。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.2) しかし、スカラップの断面積および内部体積は大きく、全て埋めるには多大な労力と時間を要すると考えられる。

そこで、労力と時間を減らす手段として、**1.4.2 章 Fig.1.14** で示したように、スカラップ形状を元々小さくしておく手段が提案されている³⁹⁻¹⁻³⁾。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.3) しかし、スカラップの目的は突合せ開先溶接の作業スペースの確保であり、過度に形状を小さくすると、突合せ開先の溶接性阻害、溶接欠陥の発生



(No. is supported with Fig.2.2)

Fig.2.3 Some plans to improve the stress concentration or distortion around the toe of scallops

Existing the past report
 This paper's item
 Only idea, Unreported

を招くおそれがある。さらに、スカラップ形状の変更は、工場におけるスカラップ加工機の対応刃の導入の必要性の課題が考えられる。

次に、後埋め手段として、スカラップ形状に合わせた鋼板を予め用意しておき、突合せ開先溶接の終了後、当鋼板をはめ込んで周囲を溶接する手段が考えられる。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.4) スカラップは従来維持であるし、後埋め作業時間の大幅短縮が見込まれる。しかし、懸念として、突合せ開先溶接の余盛、ダイアフラムとフランジの目違いなどに対して裕度が狭く、はめ込めない可能性がある。この場合、現場で挿入鋼板の整形作業という新たな工数が発生することになる。これを防ぐためには、かなり余裕を持った形状、つまりスカラップ形状より一回り小さい挿入鋼板とする必要があるが、その結果生じる狭隘かつ平行な空隙を問題なく溶接できるか、そして変形能力に及ぼす悪影響が未知である。

以上がスカラップを直接的、擬似的に無しとする創案であるが、第 3 として考えられるのはスカラップを有りとしたまま、発生する応力集中を緩和する手段である。最も直接的な手段としては、スカラップのフ

ランジ面との接触角を小さく、すなわち寝かせて、応力集中係数を下げる 2 次元的形状改善手段である。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.5) スカラップ形状は、既に過去の JASS6 および鉄骨工事技術指針の改定において、同目的のために 1/4 円形状から現在の複合円形状に改定されており、さらなる形状改善を目指すことになる。しかし、本手段はスカラップ加工の難易度が増す問題がある。

次に考えられる手段は、スカラップの形状はそのままに、応力集中となるフランジとの接触面積を広げて緩和する手段である。感覚的には、末広りの形状に 3 次元的成形を施す手段である。上記のスカラップ内部の後埋め法との大きな違いは、スカラップを全て埋める必要がないことである。この 3 次元的成形を実現する手段としては、例えば、鋳物などの手段で予め製造しておいた部材を、ウェブを挟むように両側に設置し、その周囲を溶接する方法(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.6)と、全て溶接肉盛で形成する方法(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.7)が考えられる。前者のほうが労力と時間短縮には圧倒的に有利であり、実用的可能性を否定するものではなく、本論文後の次なる研究対象として候補となりうるが、懸念材料としては突合せ開先溶接の余盛高さの干渉の影響、さらに H 形鋼の製造時に設けられているフランジとウェブを接合するためのサブマージアーク溶接すみ肉の脚長や、溶接残し長さとの干渉、部分溶込みによる未溶着部の発生影響が考えられる。

一方、後者の全て溶接肉盛にて 3 次元的成形を為す手段は、工程時間こそ前者部材当て法より要するものの、目違い、余盛高さなどの現場の精度に全く影響を受けること無く対応することができ、新たな部材を必要としないこと、機器と材料は突合せ開先溶接用を流用できること、溶接対象に狭隘箇所が少ないので高い技量を必要としないことがあげられる。

これまでは応力集中の緩和の面から改善を図るための種々の手段であるが、高い応力集中に耐える設計とする案も考えられる。最も直接的な策としては、スカラップ底から発生する亀裂の伝播箇所となるフランジの板厚増大があげられる。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.8) しかし、板厚増大はフランジだけでなく、突合せ対象となるダイアフラムを含めた材料コストの増大、突合せ溶接に要する工数増大、梁端全体の応力・歪バランスへの影響など大きな負荷を発生させることから現実的手段としては難しい。スカラップ底周囲だけを板厚増しする策があれば検討に値するが、梁材となる H 形鋼をロール H 鋼もしくはフランジ材を圧延材前提とすると、実現手段は考え難い。

なお、上記の Fig.2.2 および Fig.2.3 No.6, 7 であるスカラップ底周囲への補強部材取り付けもしくは、肉盛溶接ではスカラップ底近傍への部分的板厚増大効果と同じ作用が得られることが容易に想像できる。

以上の整理結果より、応力集中の緩和効果と部分的板厚向上の両作用が想定され、かつ実用性の点から現場施工手段として必要とされる Table 2.1 (a)~(f)を最も満たすと考えられる Fig.2.2 および Fig.2.3 の No.7 案を本論文の主体研究対象として据えた。すなわち、それはスカラップ底周囲をアーク溶接の造形機能を用いて肉盛溶接を施す工法である。

なお、本案に類似する過去の研究実績は見当たらなかった。

2.4 スカラップ底肉盛工法による柱梁実大モデルの塑性変形能力向上効果

創案した新工法の要旨は従来のスカラップ形式をそのままに、スカラップ底廻りのすみ肉溶接肉盛にてフランジ補強と応力分散をはかる狙いである。その塑性変形能力向上効果を確認することを目的として、最も一般的なラーメン架構の通しダイアフラム方式柱梁溶接接合部をモデル化した従来形式、およびそれに創案工法を付与した Table 2.2 に示す合計全 6 体の実大試験体を作製し、繰返し曲げ試験に供した。(詳細後述)

Table 2.2 Test Number and condition

Test Number	Type of the beam-to-column joint (Ref. Fig.2.11)	Condition of the overlay welding around toes of scallops
FW	(a) On-site joint	None (Conventional)
SW	(b) Shop joint	
FW-P	(a) On-site joint	Development target (Ref. Fig.2.11)
SW-P	(b) Shop joint	
FW-s1	(a) On-site joint	Shorter length to the beam direction (Fig.2.11 $L_B=20\text{mm}$)
SW-s2	(b) Shop joint	Shorter length to the column direction (Fig.2.11 $L_C=10\text{mm}$)

2.4.1 試験体形状 (全試験体共通)

1) 全体形状

中央にダイアフラムと角形鋼管を溶接接合した柱部材を配置し、その両側に H 型鋼による梁部材を溶接接合した左右対称構造とした。

2) 寸法

試験体の寸法は、塑性変形能力を確認するための曲げ試験機の能力(後述)を考慮して決定した。具体的には、梁部材は 250mm(梁せい)×200mm(梁フランジ幅)×16mm(ウェブ厚さ)×19mm(梁フランジ厚さ)の溶接組立 H、ダイアフラムは 300mm□×25mm 厚で、材質は全て JIS G3136 SN490B とした。柱コラムは 16mm(板厚)×250mm□×205mm(高さ)サイズの材質 BCR295(建築構造用冷間ロール成形角形鋼管)を適用した。

梁の外側両端付近には、後の 3 点曲げ試験の支点となる位置に厚さ 19mm のスティフナーを H 形断面内に挿入、溶接取付した。

3) 梁ウェブの接合

梁ウェブの柱材への取り付け方法としては、一般的に Fig.2.4 に示すとおり、(1)溶接接合形式(部分溶込み、完全溶込み)と(2)シャーププレートを経たボルト接合形式があるが、現場接合に限れば後者のボルト接合形式が多く用いられている。本研究の目的は現場接合への適用であるため、最終的な姿としてウェブボルト接合形式が望ましいのであるが、本研究では(1)溶接接合形式を採用した。この理由としては、ボルト締付後の梁フランジ溶接において、その熱ひずみによってボルトの摩擦面が滑ってしまい、梁端の変形能力を低下さ

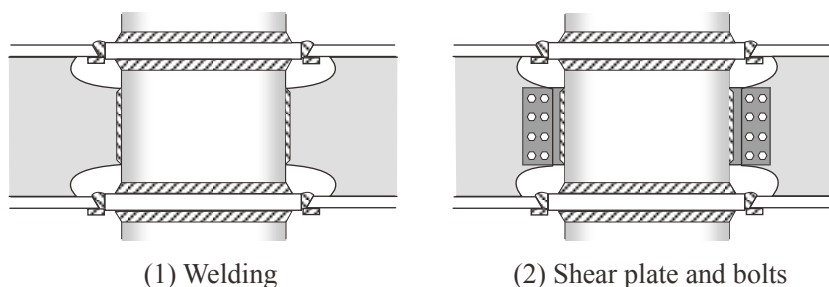


Fig.2.4 Joint style of the beam web to the column

せると言われていることから、ボルト接合が外乱要因となるのを排除するためである。梁ウェブを拘束するため、コラムに対し YGW11 ソリッドワイヤを用いて脚長 6mm の部分溶込みのすみ肉溶接とした。

4) 梁フランジと柱ダイアフラムの接合ディテール

梁フランジに 35° 開先、一方ダイアフラム側は垂直端面とし、ルートギャップを設けて相対するように配し、さらに裏当て金を当てた完全溶込み多層溶接とした。溶接姿勢は全て下向とした。

一般的に、開先の開口側が梁の外側になっているものを外開先、一方、梁の内側、すなわちスカラップ内になっているものを内開先とも呼ばれる。現場接合形式と工場接合形式では部材反転の不可能・可能の違いにより、外開先、内開先の組合せが異なる。内開先は外側にスカラップが取りつくために、外開先よりも応力集中度が上がり、脆性破壊しやすい形式として知られ、ゆえに現場接合が問題視される一因となっている。本研究では現場接合での品質向上と変形性能を向上させるのを最終目的としているが、まずは基礎的確認の意味から、試験体は(a)現場接合形式、(b)工場接合形式の両方を製作し、性能差を比較した。

(a)現場接合形式(上フランジ；外開先+内側裏当て金、下フランジ；内開先+外側裏当て金)

(b)工場接合形式(上フランジ；外開先+内側裏当て金、下フランジ；外開先+内側裏当て金)

5) スカラップ形状

スカラップは内開先における梁フランジと柱ダイアフラムの溶接を阻害しないため、あるいは外開先における裏当て金の貫通のために設けられる梁ウェブのくり抜き空間であり、鉄骨建築以外の橋梁や造船など他業種でも普通に採用される工法である。しかし、スカラップと梁ウェブの接点、いわゆるスカラップ底は非常に大きい応力集中点となり、脆性破壊しやすくなるのが過去から知られており、鉄骨建築業では建築学会を中心にその形状が検討されてきた。現在は、JASS 6(鉄骨工事)、および鉄骨工事技術指針・工場製作編に規定されている r35 と r10 を組合せた複合円形タイプが広く採用されており、本研究でも採用した³⁸⁻¹⁾。

(Fig.2.5, Photo 2.1)

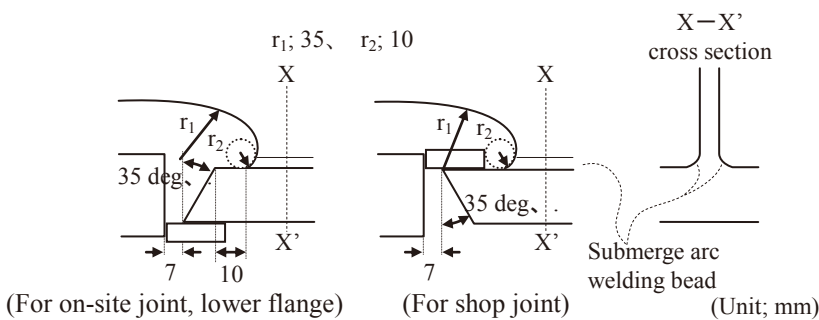


Fig.2.5 Conventional condition around toes of scallops³⁸⁻¹⁾



Photo 2.1 Scallop

6) 設計図面

従来形式である(a)現場接合形式、(b)工場接合形式の試験体設計図を Fig.2.6 に示す。なお、創案工法はこれらに追加適用される。(2.4.3 節)

2.4.2 梁端突合せ溶接 (全試験体共通)

1) 溶接材料

開先内容接は全ての接合形式で共通条件であり、490MPa 級溶接ソリッドワイヤ JIS Z3312 YGW11 1.2mm φ を用いた炭酸ガスシールド溶接とした。梁端溶接部での脆性破壊を防止するための要領として推奨されている YGW18 を使用しなかったのは、1) 溶接材料の出荷統計(日本溶接材料工業会調べ)から現在も YGW11 が数多く使われていること、2) YGW11 でも開発工法を組み合わせることで梁端全体として十分な性能を発揮すれば、溶接金属の性能として上位である YGW18 を用いた場合、それ以上になることが示唆されるため

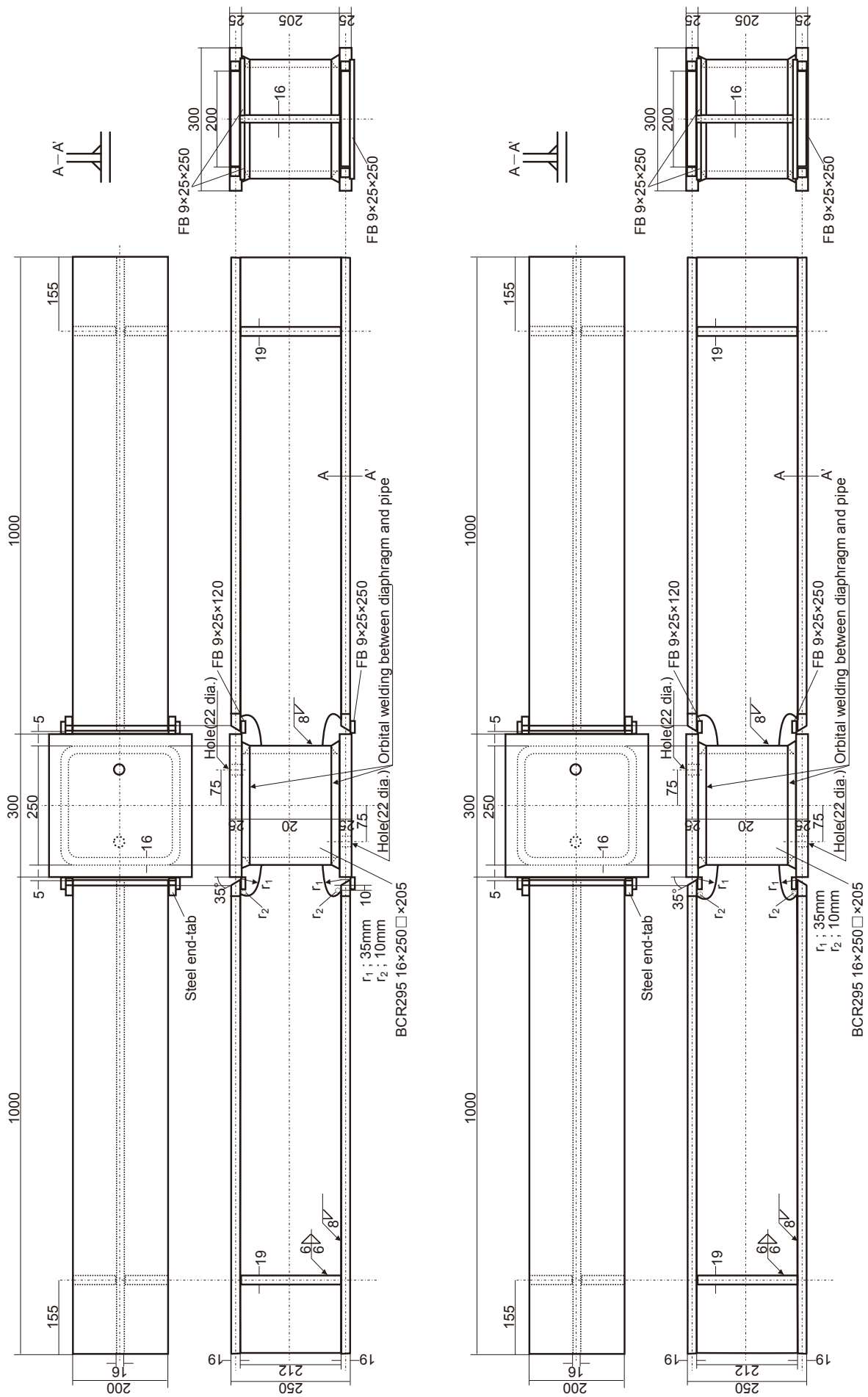


Fig.2.6 Schematic plan for the three point bending test of full-size beam-to-column assemblies
(Upper: (a) For on-site welding, Lower: (b) For shop welding)

(Unit; mm)

である。

2) 入熱・パス間温度管理

JIS Z3312「軟鋼、高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ」の解説表(Table 1.2)、および鉄骨工事技術指針・工場製作編で規定されている、490N/mm²級鋼材と YGW11 溶接ワイヤの組合せの入熱：3.0kJ/mm 以下、パス間温度：250℃以下に従った。

3) エンドタブ

梁端突合せ溶接部の両端には鋼製エンドタブを取付け、溶接クレータはエンドタブ幅内に収め、梁幅内に入らないように注意した。鋼製エンドタブは溶接後も切断せずそのままとした。鋼製エンドタブは Fig.1.8 および 1.4.2 節 4) で示したように、梁端における応力集中箇所、脆性破壊要因の一つとして知られており、溶接後切断して端面の円滑化処理を行うことが好ましいとした報告もあるが^{42-1~2)}、本研究においてそのままとした理由は、切断後の精度が変形性能に影響を及ぼす外乱要因となるのを排除すること、さらには現場施工における簡便性を考慮すると、技量的に難易度の高い処理を必須としないことを目指したためである。

4) 溶接要領

溶接線である梁幅中央にウェブが存在しない(a)現場接合形式の上フランジ、(b)工場接合形式の上下フランジは梁幅全長を往復進行で溶接した。一方、ウェブが邪魔となる(a)現場接合形式の下フランジはエンドタブからスカラップ直下までを1パス溶接長とし、ウェブを跨いで逆側を溶接して、左右の会合部に欠陥を出さないように留意して積層した。溶接積層は溶接士による、いわゆる半自動溶接にて行われた。

積層要領を Fig.2.7 に、詳細溶接条件を Table 2.3 に示す。

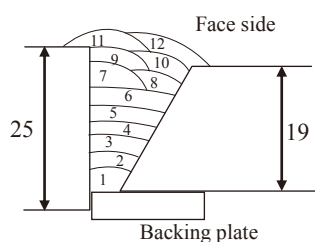


Fig.2.7 Welding pass sequence of the beam-to-column joint

Table 2.3 Welding condition of the beam-to-column joint

Control parameter	Face side
Welding wire classification	JIS Z3312
diameter(mm)	YGW11
	1.2
Shielding gas	CO ₂ 25 l/min
Position	Flat
Polarity	DC・EP
Current (A)	260-280
Arc voltage (V)	31-34
Wire extension(mm)	20-25
Heat input control (kJ/cm)	30 or less
Interpass temp. control (deg)	250 or less

5) 鋼材と溶接金属の機械的性能

材料性能(引張性能、靱性)を知るための柱材、梁材、突合せ溶接金属部、母材熱影響部(HAZ)の試験片採取位置を Fig.2.8 に示す。引張性能は JIS Z3111 A0 号(平行部 10φ、標点間距離 50mm)丸棒引張試験片、靱性は JIS Z3111 4 号シャルピー衝撃試験片にて確認した。

得られた溶接金属および熱影響部(HAZ)の機械的性質を梁、柱素材の性質と合わせて Table.2.4 に示す。柱ダイアフラム、梁フランジ、梁ウェブの引張強度は全て 490MPa 以上を満足し、シャルピー吸収エネルギー(0℃)も平均値 150J 超えと十分高いものであった。また、その熱影響の靱性も急激な低下は見られず、高い値を維持した。一方、梁端溶接金属は溶接ワイヤとして YGW11 を使ったものの、引張強度は母材値を超えてオーバーマッチングとなっており、バランスとして適当であった。シャルピー吸収エネルギーは平均値 154J と、梁端溶接金属として脆性を防ぐために必要とされる 70J を十分に超え、良好と言える値であった。

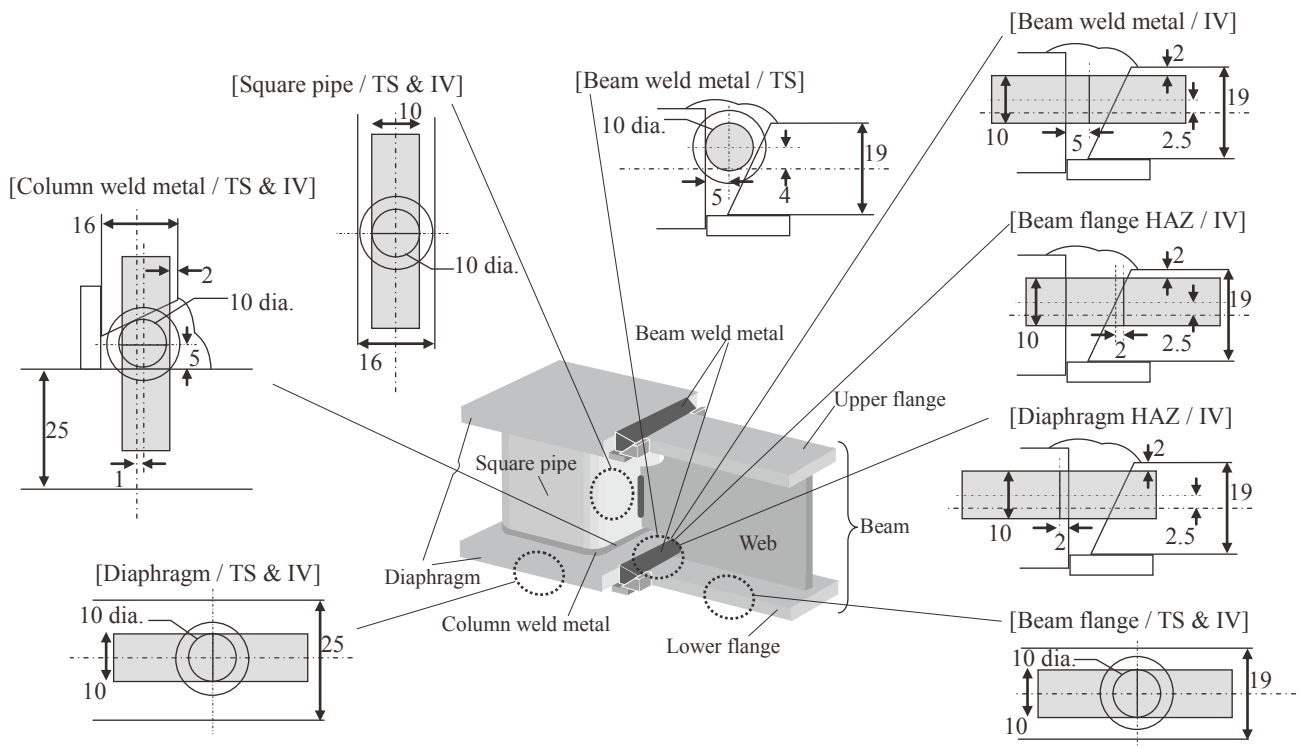


Fig.2.8 Position of mechanical test pieces about the base metals and weld metals
(TS: Tensile strength test, IV: Charpy impact test)

Table 2.4 Mechanical properties of the base plates and the weld metals

	Position	YP (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	vE0°C (J)	YR (%)
Base plate	Beam/flange	401	553	25	175	72
	Beam/web	391	549	27	168	71
	Column/diaphragm	410	559	26	212	73
	Column/pipe	342	505	30	232	68
HAZ	Beam/flange	-	-	-	152	-
	Column/diaphragm	-	-	-	196	-
Weld metal	Beam	522	578	30	154	90
	Pipe column	530	594	28	138	89

2.4.3 スカラップ底肉盛溶接の適用 (提案工法のみ)

梁材である H 型鋼のスカラップ底には、それが圧延製造法(ロール H)であれば、鋼材と成分・組織が一体である小脚長のすみ肉の形状が、一方、先組溶接製造法(ビルト H)であれば、サブマージアーク溶接法などで形成された単パスすみ肉溶接金属が両サイドに形成されている状態である。(Fig.2.5)

本研究は上述したとおり、スカラップ底の処理に着目し、多層肉盛溶接積層にて比較的大脚長のすみ肉形状を周囲に形成させ、その柱梁接合体としての塑性変形能力向上効果を確認することを主眼とした。本提案工法を「スカラップ底肉盛工法」と呼称することとする。スカラップ底肉盛溶接の積層要領を Fig.2.9 に示す。大きく 3 ブロック、①スカラップ下、②ウェブ右側、③ウェブ左側に分けて肉盛溶接される。溶接ワイヤは開先内と同じく JIS Z3312 YGW11 の 1.2mm φ を用いた。入熱・パス間温度管理も梁端開先内と同じく 3.0kJ/mm・250°C 以下とした。スカラップ内部の肉盛溶接は Fig.2.10 に示すように、邪魔板となる柱コラムやスカラップ枠との干渉をさけるため、溶接トーチの前後運動だけでなく、回転運動を加えて運棒した。スカラップ内部を肉盛溶接時のトーチの進入状態を Photo 2.2 に示す。スカラップ形状は空間面積縮小形ではなく、広い空間断面面積を持つ従来形状のままであることから、肉盛積層に必要な技量は高くなく、一体分の事

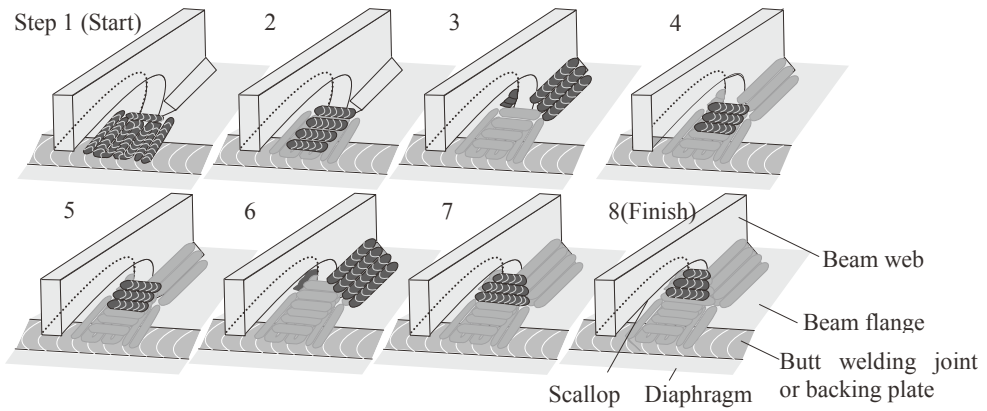


Fig.2.9 Welding pass sequence of the overlay welding method around toes of scallops

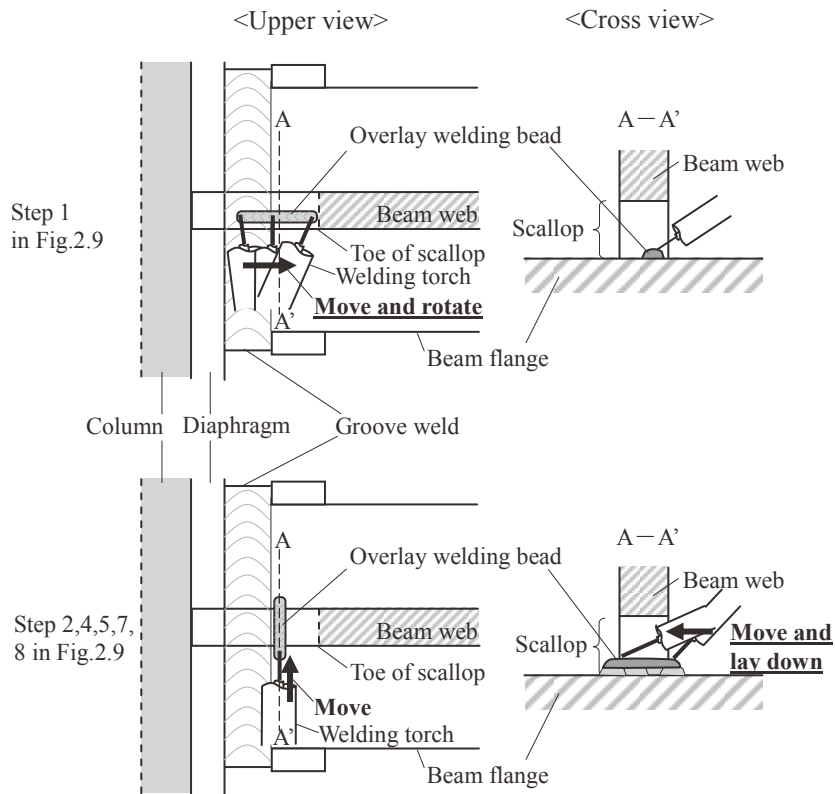


Fig.2.10 Schematic of welding torch movement in the scallop



Photo 2.2 Welding situation and welding torch position at the tip of overlay welding in the scallop

前練習を行うことで本番試験体の溶接をすることが出来た。なお、スカラップ形状が従来と同一のため、スカラップ底肉盛溶接の前工程である梁端レ形開先多層溶接に対して、その溶接施工性に悪影響を及ぼすことはなかった。

本実験における目標形状条件を Fig.2.11 のとおり設定した。比較構造として、従来のスカラップ形式のままとしたものが FW：現場接合形式, SW：工場接合形式である。これらにスカラップ底肉盛溶接を施したものが、それぞれ FW-P, SW-P である。下フランジ側は下向姿勢での肉盛であるが、上フランジ側も構造体反転して下向姿勢にて肉盛とした。工場接合形式では反転可能なため、本手段は実用的であるが、現場接合形式では反転不能なため、本来この方法は現実的ではない。現場接合形式での上フランジ側をどうするかは第 5 章で扱うとして、本章では基礎実験として肉盛の基本的効果を確認することを目的とするため、ここでは実験的に製作した。

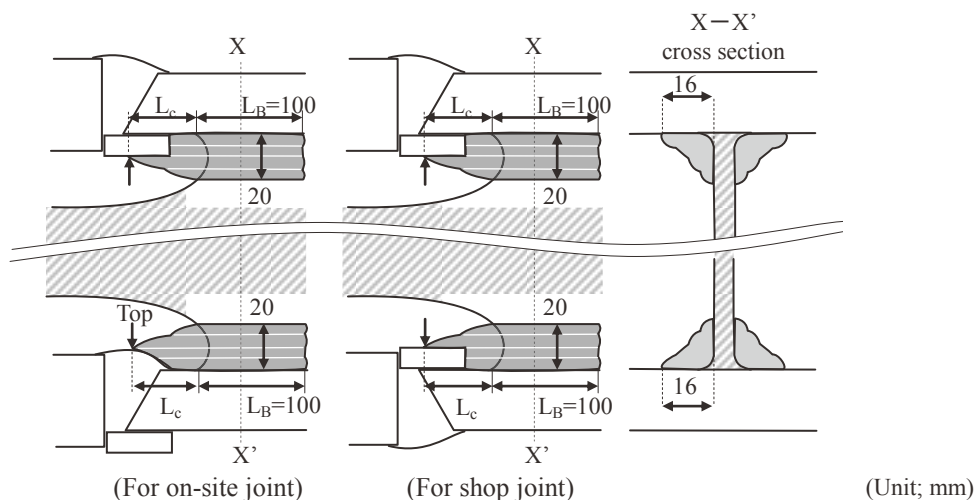


Fig.2.11 Management target of the overlay welding method around toes of scallops

また、目標形状条件から外れた不完全な管理として施工された実験的条件例を製作した。具体的には梁側・柱側溶接長不足を 1 体ずつとし、これらは接合形式のいずれか 1 体ずつに FW-s1, SW-s2 として割り振った。(なお、残る主要なパラメータである脚長の影響も第 5 章にて確認する) その結果、本章冒頭 Table 2.1 に示した梁端接合形式と肉盛溶接条件を組み合わせた全 6 体の実験とした。

一例として目標形状条件で施工したスカラップ底肉盛溶接後の外観を Photo 2.3 に示す。また、その断面形状を Photo 2.4 に示す。製作完了後の試験体の外観例を Photo 2.5 に示す。

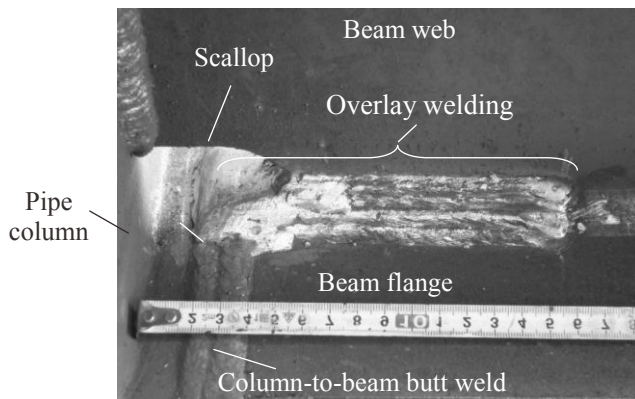


Photo 2.3 Example of appearance of the overlay welding around toes of scallops (Lower flange side of No.FW-P)

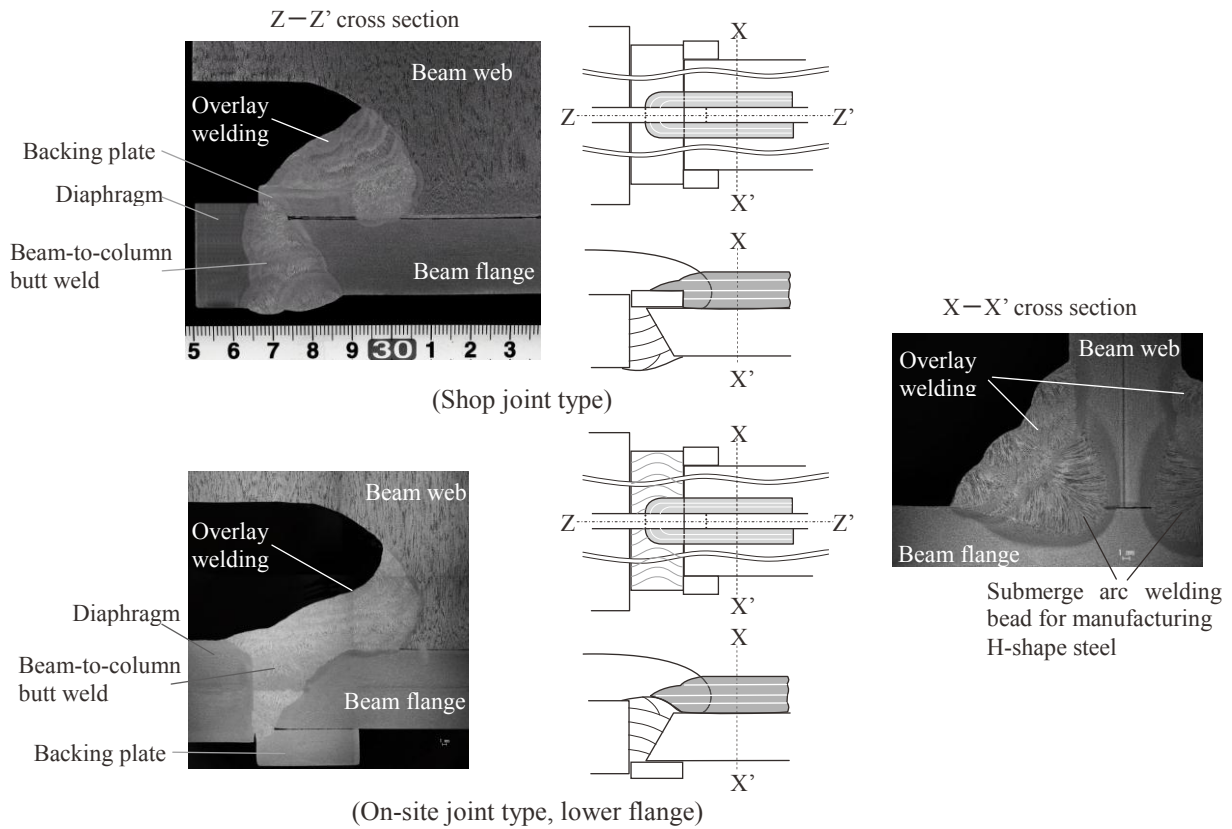


Photo 2.4 Cross section of the overlay welding around toes of scallops of lower flange side



Photo 2.5 Appearance of the full-size beam-to-column test assembly

2.4.4 繰返し載荷試験方法

上述条件で製作した柱梁構造の実大試験体の地震時を想定した塑性変形能力を測定するために、3点曲げ方式による繰返し載荷試験を実施した。具体的には、試験体両端を支持し、Fig.2.12 に示す $1.96 \times 10^6 \text{MPa}$ 試験機を用いて中央コラム部に鉛直荷重を載荷した。温度は 0°C と設定し、実現手段として強制冷却を行うべく、(a)コラムコア内部にエタノール、ドライアイスを満たして常時循環させ、また(b)溶接部から 300mm の部分まで同冷却媒体を満たした袋を載せた。実験中は温度計と熱電対を用いて温度管理を行い、試験体温度が 0°C になって一時間以上保持した後に載荷を行い載荷中もその温度を保持した。実験状況を Photo 2.6 に示す。式(2.1)~(2.7)に試験体の断面特性の算出方法と載荷制御変位の算出方法を示す。

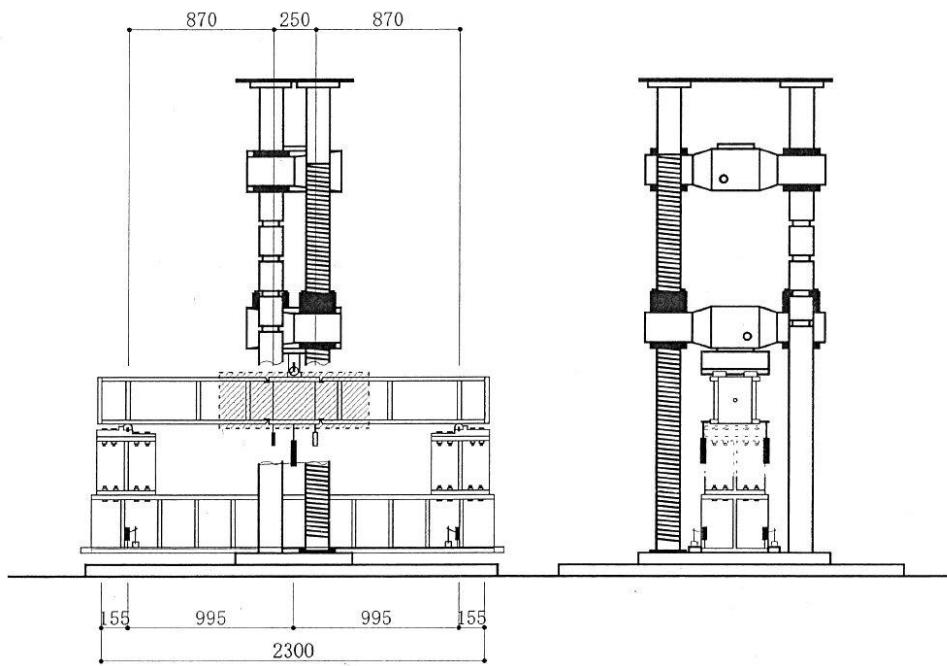


Fig.2.12 Schematic of three points bending test equipment

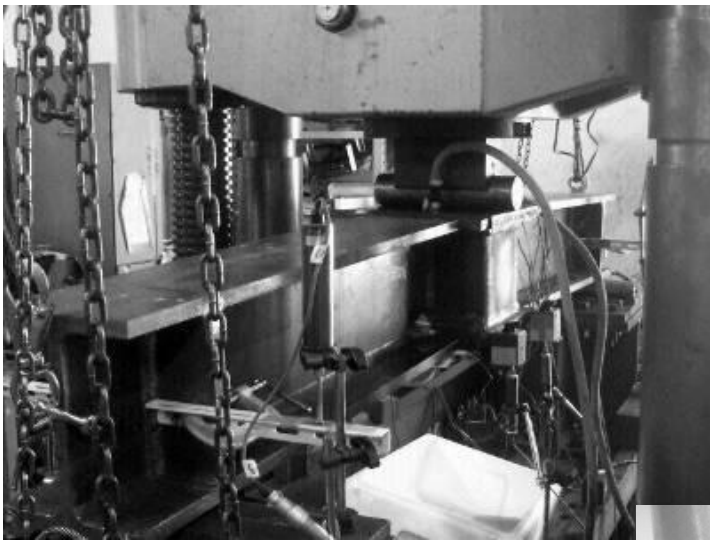


Photo2.6 Situation of bending test

(1) 梁断面の塑性断面係数 (mm³)

• Web ${}_wZ_P = \frac{t_w(D-2t_f)^2}{4}$ (2.1 式)

• Flange ${}_fZ_P = B \cdot t_f(D-t_f)$ (2.2 式)

(2) 梁部材の全塑性モーメント (N・mm)

• Web ${}_wM_P = {}_wZ_P \cdot {}_w\sigma_y$ (2.3 式)

• Flange ${}_fM_P = {}_fZ_P \cdot {}_f\sigma_y$ (2.4 式)

• Beam ${}_cM_P = {}_wM_P + {}_fM_P$ (2.5 式)

(3) 全塑性耐力 (N) ${}_cP_P = \frac{4 \cdot {}_cM_P}{L}$ (2.6 式)

(4) 全塑性時の変形量 (mm) ${}_c\delta_P = \frac{{}_cP_P \cdot L^3}{48EI}$ (2.7 式)

D : Height of the beam (mm)
 B : Width of the beam (mm)
 t_w : Web thickness of the beam (mm)
 t_f : Flange thickness of the beam (mm)
 ${}_w\sigma_y$: Yield point of the steel for web of the beam (N/mm²)
 ${}_f\sigma_y$: Yield point of the steel for flange of the beam (N/mm²)
 L : Distance between the fulcrum (mm)
 E : Young's modulus (N/mm²)
 I : Moment of inertia of area (mm⁴)

載荷の際は梁部材の全塑性モーメントに対する梁端の変形変位 ${}_c\delta_P$ を基準に取り、載荷振幅を $1{}_c\delta_P$ 、 $2{}_c\delta_P$ 、 $4{}_c\delta_P$ 、 $6{}_c\delta_P$ 、 $8{}_c\delta_P$ と漸増させ正負交番繰返し載荷を行った。各振幅で $1{}_c\delta_P$ 以外の各振幅で 2 サイクル繰返し、梁フランジが破断した時点で実験終了とした。梁の載荷履歴を Fig.2.13 に示す。荷重はロードセルにより検出とした。載荷速度は載荷点においてアクチュエータの変位速度を 1~3mm/sec とした。梁のみの変形量は、治具の変形量と試験体の変形量を差し引くことで算出した値を元に測定した。また、梁フランジの歪状態を計測するため、歪ゲージを貼付けた。貼付位置を Fig.2.14 に示す。

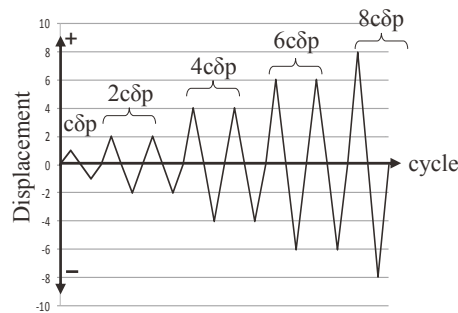


Fig.2.13 Load sequence image of bending test

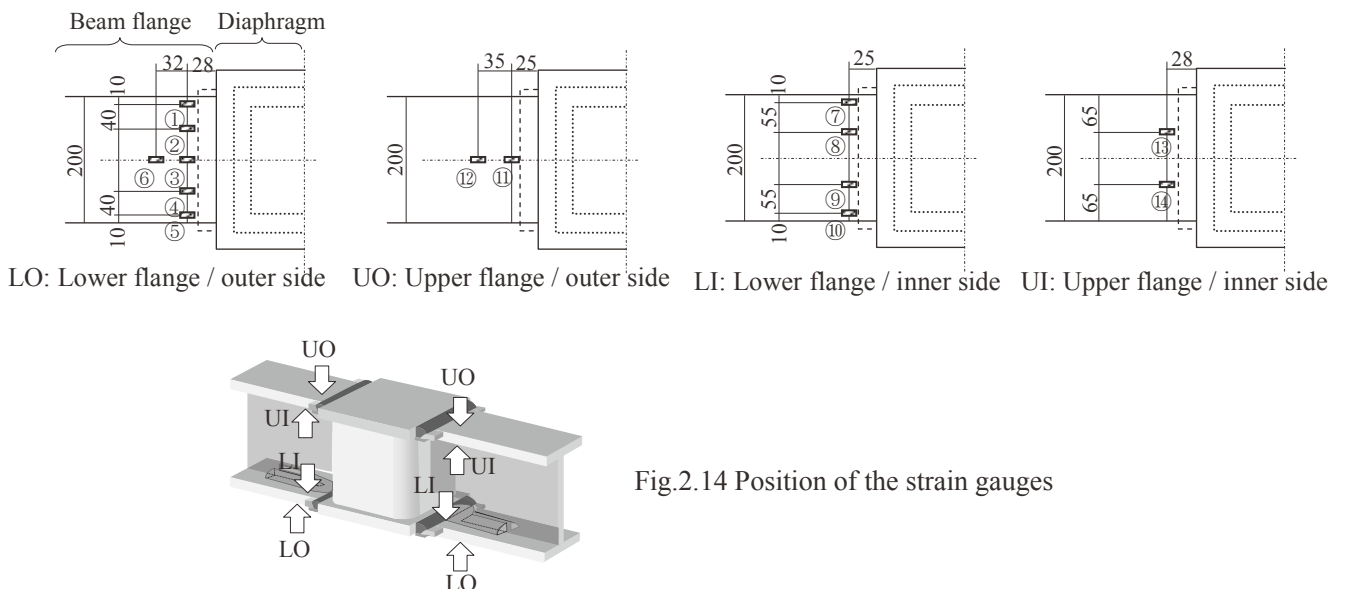


Fig.2.14 Position of the strain gauges

2.4.5 変形能力の解析手法

既往の研究^{37-4), 67-1~5)}によって周知されているように、繰返し曲げを受ける鋼部材の荷重変位関係において最大耐力を迎える以前の部分については、それまでに鋼部材が発揮した最大耐力を上回る負荷領域に相当する骨格曲線部分と、骨格曲線部分に達するまでのバウジンガー部、除荷点から負荷が0になるまでの弾性除荷部に分解することができる。(Fig.2.15) また、最大耐力を迎えた以降の部分では、部材の変形と共に耐力が低下する劣化域を骨格曲線部として、他の部分は最大耐力以前と同様にバウジンガー相当部、弾性除荷部へと分解することができる。この骨格曲線をつなぎ合わせたものは、単調載荷された鋼部材の荷重変形関係に等価であることが示されていることから、地震荷重のようなランダムな外力を受ける鋼部材の変形能力を評価する上で適切な指標とされる。この他、バウジンガー域のエネルギー吸収量を含む累積塑性変形倍率 η_A で評価する手法(Fig.2.16)も用いられるが、本実験における変形能力の評価としては、前者の骨格曲線部分において吸収した塑性エネルギー W_s を無次元化した累積塑性変形倍率 η_s を用いた。

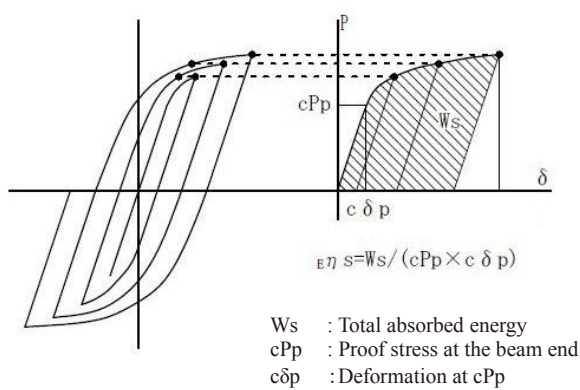


Fig.2.15 Calculation method of the cumulative plastic deformation factor(η_s) using skeleton curve

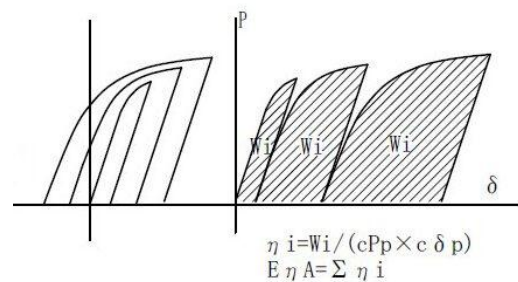


Fig.2.16 Calculation method of the cumulative plastic deformation factor(η_A) including energy absorption in Bauschinger effect area

2.4.6 実験結果

上述実験方案に基づいて実施した柱梁構造実験体の荷重-変位履歴曲線、および亀裂破断箇所と写真を Table 2.5(1)(2)に示す。また、Table 2.6 に試験で得られた解析値および η_s の算出結果を示す。さらに、スカラップ底肉盛および接合形式と η_s の関係として整理した図を Fig.2.17に示し、梁フランジ外側(端から10mm)と中央の歪み比を算出した結果を Fig.2.18 に示す。

Table 2.5 (1) Result of bend test applying full-size beam-to-column assemblies

	Test No.	Load-deformation curve	Photograph of fracture Upper; scallop side Lower; outer side	Position and situation of fracture pass and Average η_s
Conv. condition	FW			 2.6
	SW			 6.1
Target condition	FW-P			 9.3
	SW-P			 9.3

Table 2.5 (2) Result of bend test applying full-size beam-to-column assemblies

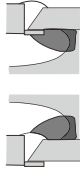
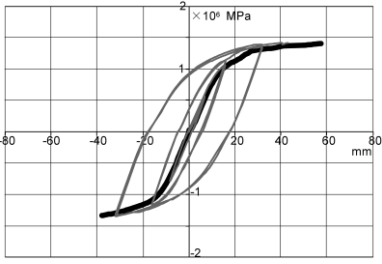
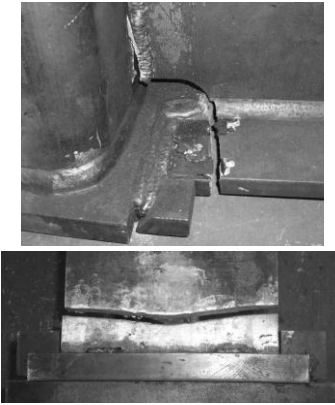
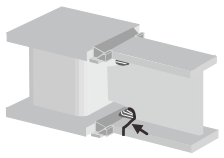
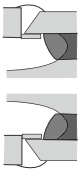
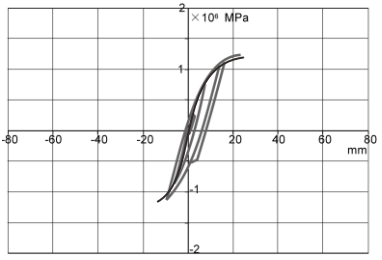

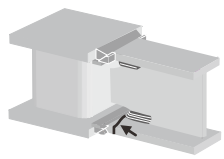
	Test No.	Load-deformation curve	Photograph of fracture Upper; scallop side Lower; outer side	Position and situation of fracture pass and Average η_s
Incomplete condition	FW-s1 			 5.8
	SW-s2 			 1.3

Table 2.6 Analyzed results

Test No.	End of fracture cycle time	Positive side of bending					Reverse side of bending					Average η_s
		Max. load $\times 10^6$ (MPa)	Max. displacement (mm)	Absorbed energy $W_s \times 10^6$ (MPa·mm)	Skeleton Deformation (mm)	η_s	Max. load $\times 10^6$ (MPa)	Max. displacement (mm)	Absorbed energy $W_s \times 10^6$ (MPa·mm)	Skeleton Deformation (mm)	η_s	
FW	+4 σ_{n1}	1.161	16.0	22.95	31.0	3.14	-1.159	-16.0	14.89	-24.2	2.04	2.6
SW	+6 σ_{n1}	1.340	31.7	44.51	48.0	6.09	-1.360	-31.7	44.29	-48.1	6.06	6.1
FW-P	+6 σ_{n2}	1.435	47.9	62.38	64.0	8.54	-1.441	-48.3	73.83	-66.0	10.10	9.3
SW-P	-6 σ_{n2}	1.448	47.8	65.35	64.7	8.94	-1.469	-47.4	69.87	-68.8	9.56	9.3
FW-s1	+6 σ_{n1}	1.391	43.1	54.64	57.4	7.48	-1.310	-31.8	28.86	-38.0	4.02	5.8
SW-s2	+4 σ_{n1}	1.249	23.8	14.57	24.5	1.99	-1.092	-17.0	5.21	-15.8	0.70	1.4

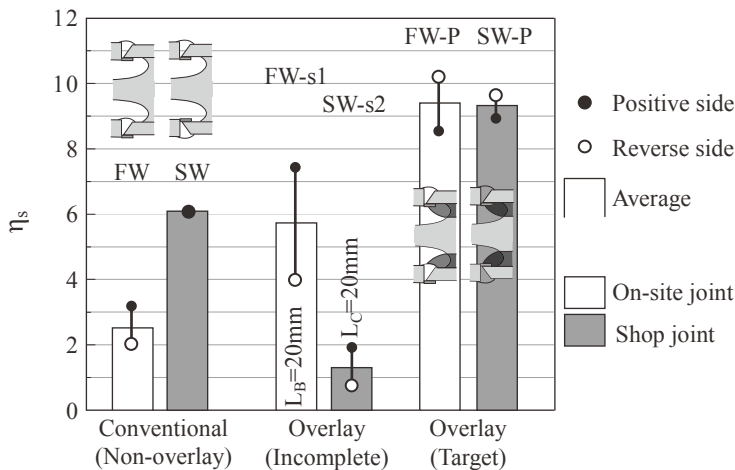


Fig.2.17 Relationship between the overlay welding around toes of scallops, the joining designs, and cumulative plastic deformation factor(η_s)

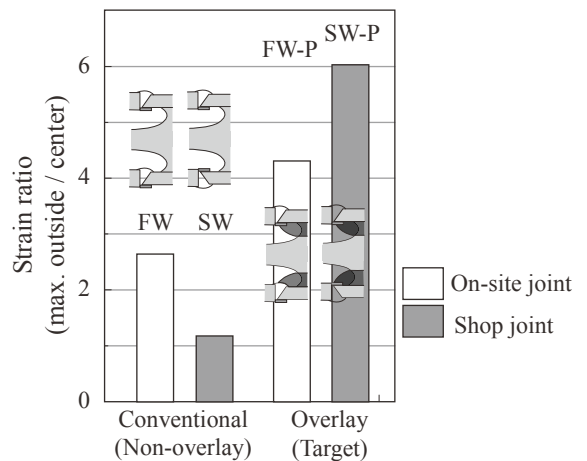


Fig.2.18 Strain ratio of outside by center in the lower beam flange (①/③ or ⑤/③ in Fig.2.14)

2.4.7 実験結果の考察

1) 従来スカラップ工法における破断箇所および塑性変形能力

スカラップ底肉盛無しの従来継手では、現場型(No.FW)、工場型(No.SW)に係わらず共にスカラップ底を起点として亀裂が発生し、下梁フランジを伝播箇所として幅方向に脆性的に破断した。この結果は従来からあげられていたスカラップの基本問題を再現している。当問題に端を発して、応力集中係数を下げるべく接触角度を小さくした、いわゆる複合円形スカラップ形状でもなお、梁破壊の起点となって変形能力を低下せしめていることが確認された。

次に、溶接接合形式の影響に着目すると、現場溶接形式(下フランジ;外側裏当て金)の η_s が2.6と著しく低く、内側に裏当て金が付く工場溶接型が6.1と比較的優れていた。破断起点と伝播が同じにもかかわらず、工場溶接形ディテールのほうが変形能力が優れた結果となった理由については、Fig.2.18に示したフランジ外側と中央の歪み比がFig.2.17の累積塑性変形倍率 η_s と相関性が見られず、解明が困難であった。ばらつき範囲の可能性もあるが、現場溶接形式は一般的に変形能力が低いとの定説を裏付けていた。

2) スカラップ底肉盛工法における破断箇所および塑性変形能力

スカラップ底肉盛溶接を適切管理で施すことにより、スカラップ底からの早期亀裂発生は防止され、工場(FW-P)や現場(SW-P)形式といった接合形式とは無関係に平均 η_s は共に9.3と大きく向上した。従来スカラップ形式において塑性変形能力が低かった現場接合形式では、約3.2倍に向上した。今後の追加確認実験による信頼性担保が必要であるが、既往の研究ではスカラップ底の応力集中緩和策として推奨されているノンスカラップ工法の η_s で5~7程度、変形能力として1.5~2倍程度の改善効果との研究報告^{31-5), 37-2)}があることから、スカラップ底肉盛工法ではノンスカラップ工法に近い変形能力が得られる可能性があるかと期待が持てる。現場接合形式と工場接合形式それぞれの詳細な結果と推論は以下のとおりである。ノンスカラップ工法との相対的な比較は第5章にて確認する。

現場接合形式の本工法(No.FW-P)における破壊の起点はスカラップ底ではなく、下フランジ側の両側鋼製タブと梁フランジ間スリットであり、破断はこれらと梁端開先溶接金属上に位置するスカラップ底肉盛先端を中央として結ぶ線として山形形状を描いた。従来のスカラップ形式の破断がスカラップ底を起点として梁幅方向にほぼ直線上を呈する(No.FW, SW)のと対照的である。この結果から、スカラップ底肉盛工法によって柱梁接合部における最大応力集中箇所がスカラップ底から鋼製タブ/梁フランジ間スリットに移動した

可能性、もしくはスカラップ底肉盛先端に次ぐ応力集中箇所としても鋼製タブ／梁フランジ間スリットが早期の破壊箇所になった可能性が示唆される。フランジの外側と中央の歪み比に着目すると、従来スカラップ形式との比較では歪み比が大きくなっていった。これは従来スカラップ形式では梁フランジ中央に応力が集中していたが、スカラップ底肉盛により応力分散し、梁幅全体として応力を受けて歪んだこと、そして梁幅両端に当たる鋼製タブ／梁フランジ間スリットが相対的順位として主たる応力集中箇所として作用した可能性を示していると考えられる。この推論は次章以降で追試確認する。

一方、工場接合形式の本工法(No.SW-P)は上フランジ側が破断した。破断亀裂は上述現場接合形式と異なり、スカラップ底肉盛先端部は破断面として関与していなかった。鋼製タブ／フランジ間スリットが両端であるのは現場接合形式と共通であるが、これらを結ぶ破断面は梁端開先溶接金属とダイアフラムのボンド部あるいは梁端溶接金属内部であり、これらがV字状に剥離するように開口し、幅方向には直線上を呈していた。V字剥離の先端は裏当て金内部のため、上フランジの内面側には破断線が存在しない。この破壊様式はノンスカラップ工法での典型的な破断状態と同一である。フランジの外側と中央の歪み比に着目すると、従来スカラップ形式との比較は無論、現場接合形式と比較しても歪み比が大きくなっていった。この理由としては、工場接合形式ではスカラップ底肉盛の先端部は、厚みが大きく、形状的・材質的に完全に均一である裏当て金の上に位置しているため、応力集中箇所であるスカラップ底肉盛先端部の拘束効果が高く、相対的に歪は鋼製タブ／フランジ間スリットが大きくなったと考えられる。

工場接合形式への適用では、 η_s の値だけでなく、破壊様式からもスカラップ底肉盛工法はノンスカラップ工法に近い性能を発揮する可能性があることが期待される。

3) 管理パラメータの影響

スカラップ底肉盛工法には、形状面ではその長さや脚長が変形能力に強く影響を及ぼすことが示唆される。そこで本研究ではこれらの内、肉盛溶接長さについて影響を確認した。

No.FW-s1 はスカラップ底から梁方向への肉盛距離 L_B が標準管理長 100mm よりも短く、20mm である。 L_B と η_s の関係を Fig.2.19(a) に示すが、相関が見られる。20mm の場合の破断はスカラップとの交点から肉盛部とウェブ境界に沿うように亀裂が進展してフランジ破断に至っており、スカラップに働く応力集中を少し迂回させた程度の効果に留まったと考えられる。さらに L_B が大きくなった場合 ($20 < L_B < 100\text{mm}$) の傾向は第 4 章にて追試する。

一方、No.SW-s2 はスカラップ底から柱方向への肉盛距離 L_C が短く、裏当て金に届いていない。 L_C と η_s の関係を Fig.2.19(b) に示す。この場合の η_s は著しく小さく、肉盛無しよりも劣っている。この理由としては裏当て金側面と肉盛先端が狭隘化することで、応力集中が著しく高くなるためと考えられる。肉盛先端を標準管理条件のように裏当て金中央に乗り上げると、 η_s は著しく改善されている。現場接合形式の下フランジ側では、工場接合形式における裏当て金端面との境ほど応力集中は高くないと見込まれるが、開先溶接部の余盛始端部とスカラップ底肉盛との境が狭隘になれば、やはり逆効果となり、塑性変形能力を低下させるはずであることが予想される。すなわち、スカラップ底肉盛の先端部は、工場接合形式の上下フランジ、現場接合形式上フランジの場合は裏当て金、現場接合形式下フランジの場合は梁端開先溶接余盛と滑らかに接するように仕上処理を行うことが重要である。

これらの結果から梁側、柱側共に肉盛長さ管理は重要と言える。今回の試験結果から、梁側への長さ L_B はフランジ厚の 5 倍必要とする。柱側への長さ L_C は、内開先の場合、梁端開先溶接部頂上を超えること、外開先の場合、裏当て金に乗り上げることが必要とする。

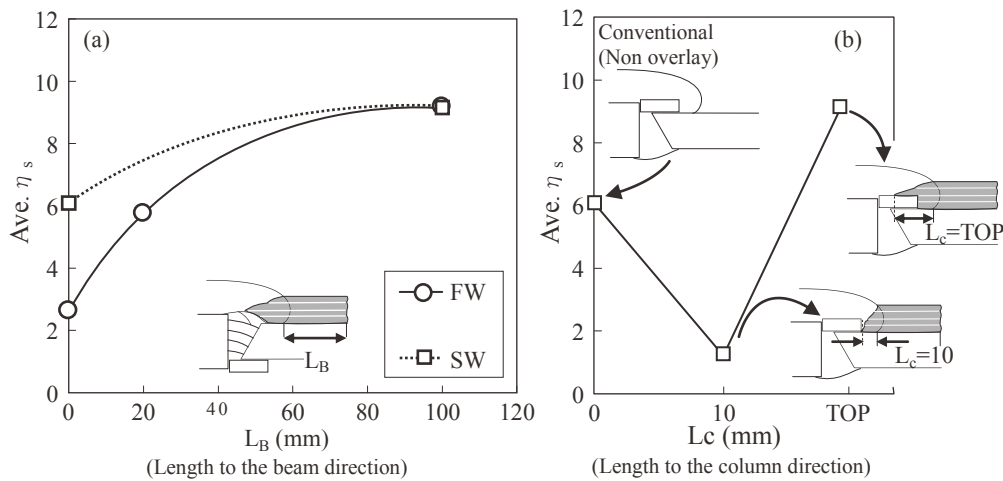


Fig.2.19 Relationship between horizontal length of the overlay welding around toes of scallops and cumulative plastic deformation factor(η_s)

2.4.8 スカラップ底肉盛工法による変形能力向上機構の考察

以上の実験結果より、スカラップ底肉盛溶接を行うことによって、工場・現場接合方式に係わらず、柱梁構造の塑性変形能力を高める効果があることがわかった。その改善機構を、歪みの測定結果および破壊形態から推察してみる。Fig.2.20 にスカラップ底肉盛溶接の有無による、応力伝播を模式図として示した。初めに断面方向について考えると、工場・現場接合方式によらず従来スカラップ工法(a)(c)ではスカラップ底への応力集中が著しく、ほとんどフランジ板厚側に向かうベクトルとなる。その作用力に抵抗する板厚は T_{C2} で、梁フランジ厚そのものである。

これに対し、スカラップ底肉盛溶接を行った場合(b)(d)は、応力 S が肉盛溶接の頂上交差部に作用するが、この点は脚長分の肉盛が施されているため、 T_{C2} の有効厚は肉盛無に比べて大幅に大きくなっており、剛性を向上させている。一方、応力 S と肉盛溶接の頂上交差部では梁方向および柱方向に肉盛を施しているため、両方向に応力分散され、伝達距離と共に減衰する。上述 L_B が大きい方が変形能力が高かった理由はこのためと考えられる。一方、柱方向への分散応力は現場接合形式では梁端溶接金属の頂上、工場接合形式では裏当て金に繋がって作用する。これらの箇所では抵抗力として作用する有効板厚は T_{C1} となるが、これは梁端溶接金属の余盛厚あるいは裏当て金の厚さ分が金属結合によってフランジ厚に加わっているため、剛性も増すことが期待できる。

次に、上観図として応力集中を推察してみる。従来スカラップ工法(a)(c)では、スカラップ底に早期に発生した亀裂は、周囲に応力集中箇所が連続的に存在していないものの、曲げ応力によって梁フランジをほぼ幅方向に直線的に伝播して破断に至る。一方、スカラップ底肉盛工法、中でも現場接合形式(b)では肉盛溶接先端部が相対的に大きな応力集中になるが、梁幅に対し大きく迂回する形状を呈し、総延長が大きいため、応力集中度として小さくなる。最終的には、次に大きな応力集中箇所となっているであろう鋼製タブ／フランジ間スリットから発生した亀裂が梁端溶接金属内部あるいは梁端溶接金属とフランジの止端部に生じる表面形状不連続応力集中部を伝わって繋がり、梁破断に至る。このようにスカラップ底肉盛工法では、①応力分散、②有効厚さの増大、③肉盛止端部距離による応力集中緩和が複合的に塑性変形能力増大に作用していると推測される。なお、スカラップ底肉盛工法によって梁端溶接金属とその周囲が亀裂進展箇所となることから、それらの靱性、すなわち脆性／延性が塑性変形能力に影響を及ぼすことは容易に想像される。したがって、梁端溶接金属や母材に高靱性材を組合せなければ向上効果が低いと思われる。

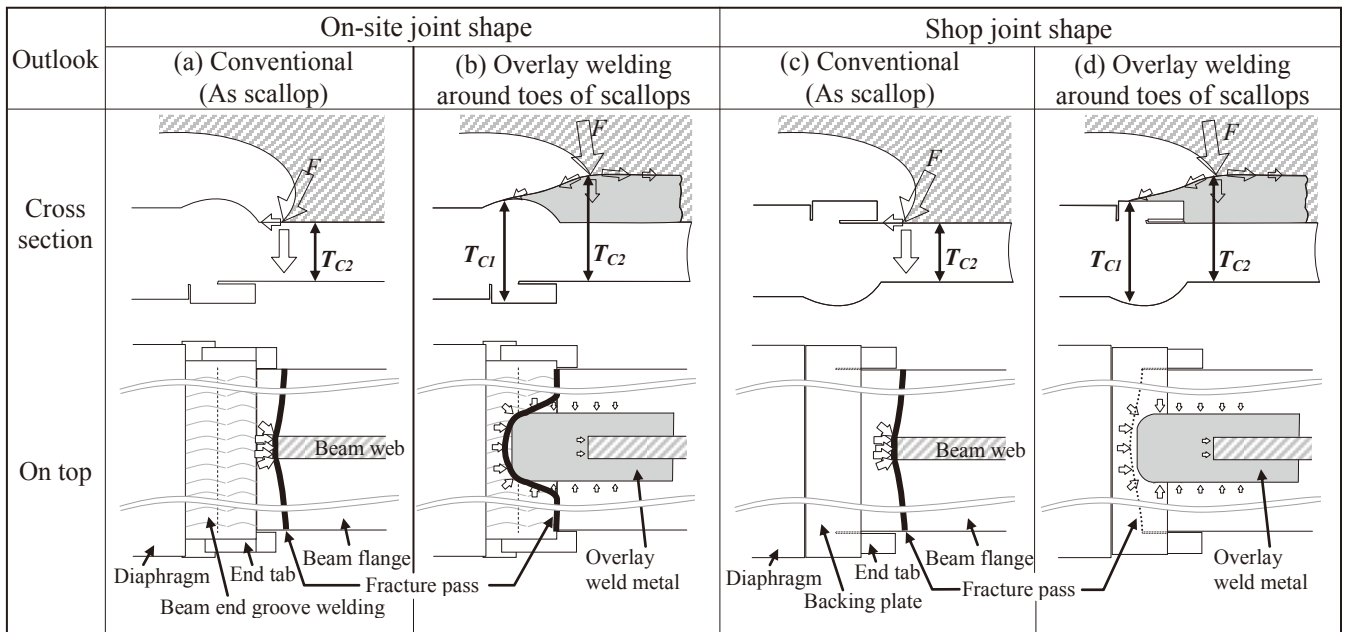


Fig.2.20 Schematic of stress points and fracture pass each of the conventional scallops and the overlay welding around toes of scallops when the large force applies. (Lower flange side)

$$\left(\begin{array}{l} F \quad : \text{Force as earthquake} \\ T_{C1}, T_{C2} \quad : \text{Effective thickness at the stress concentration points} \end{array} \right)$$

これに対して、ノンスカラップ工法の応力集中を同様に模式的に示したものを Fig.2.21 に示す。ノンスカラップ工法ではスカラップ底の応力集中が存在しないため、梁フランジの早期亀裂発生と伝播は免れる。しかし、次に大きな応力集中箇所として、鋼製タブ／フランジ間スリットと共に、梁端溶接金属とフランジまたはダイアフラムの止端部、梁端溶接金属の表面のパス会合部の形状不連続が破壊および伝播の中心となる。

既往のノンスカラップ工法に関する研究ではこれらを繋ぐように梁フランジを幅方向にほぼ真っ直ぐに破断する形態が報告されている。梁フランジと梁端溶接金属の止端部への応力 S への抵抗は梁フランジ厚のみであり、梁端溶接金属の厚みは無関係となる。また、亀裂箇所となる梁端溶接金属止端部は直線上であるため、スカラップ底肉盛工法における迂回効果に対して単位長さ当たりの応力集中が相対的に大きいはずである。さらに亀裂伝播する板厚方向の位置は梁端溶接金属と梁フランジ母材との境界、いわゆるボンド位置が材質的に脆性特性であることが多く、母材原質部を貫通するスカラップ形式よりもむしろ材質的不利にあるとも言える。

このようにノンスカラップ工法も憂慮すべき点がないわけではなく、本開発スカラップ底肉盛溶接工法と組み合わせた場合の挙動に興味が移る。これについては、第 5 章にて検証する。

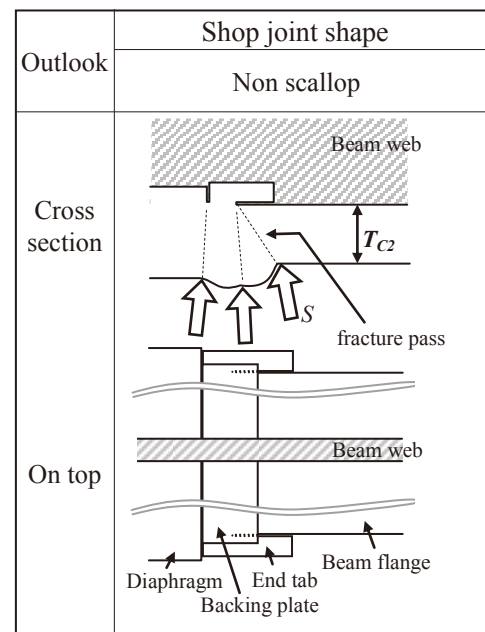


Fig.2.21 Schematic of stress points and fracture pass of the non-scallop when the large force applies. (Lower flange side)

2.5 第2章まとめ

工場・現場接合に係わらず、柱・梁接合部の塑性変形能力を高める工法として、従来スカラップ方式はそのままに、梁端開先溶接後にスカラップ底に対して多層すみ肉溶接を施すことで応力集中を緩和する、スカラップ底肉盛工法を考案した。(Photo 2.7) その塑性変形能力を確認すべく、実構造模擬試験体にて载荷試験した結果、想定どおり、スカラップ底の応力集中緩和効果と、それによる梁フランジの脆性的破壊の防止、柱梁構造体としての塑性変形能力向上が確認され、目的を達した。

得られた結果の詳細を以下に示す。

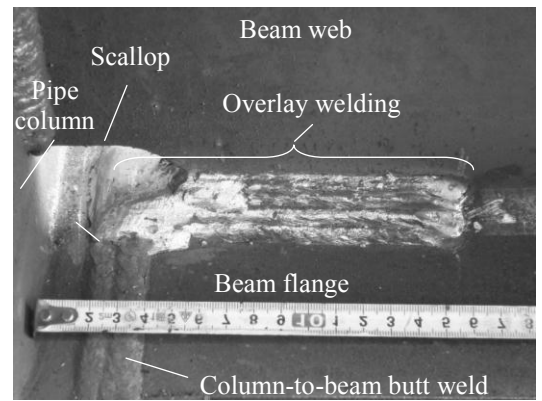


Photo 2.7
The overlay welding around toes of scallops (Same as Photo 2.3)

- 1) スカラップ底周囲に適切に肉盛溶接を施すことにより、工場・現場接合形式に係わらず、塑性変形能力を同等に高めることが出来た。現場接合形式の場合は、従来スカラップ工法に比べて約 3 倍の塑性変形能力を発揮した。(Fig.2.22, 2.23)

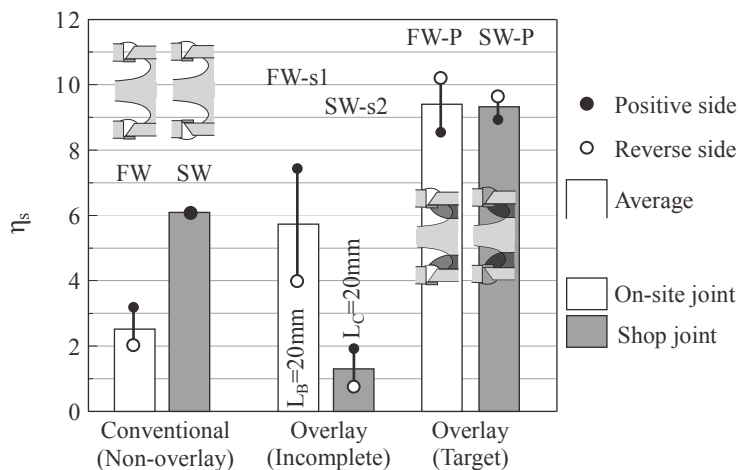


Fig.2.22 Relationship between the overlay welding around toes of scallops, the joining designs, and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Same as Fig.2.17)

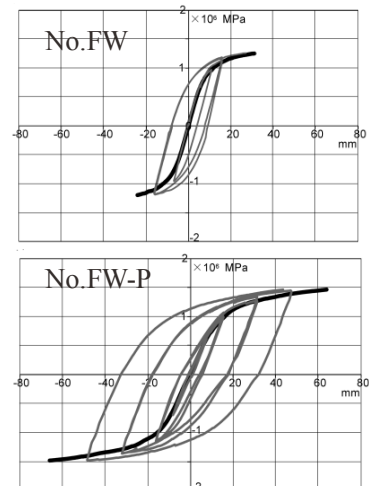


Fig.2.23 Load-deformation curve of conventional on-site design (FW) and overlay welded design around toe of scallop (FW-P) (Partially extracted from Table 2.5)

- 2) 工場・現場接合形式に係わらず、スカラップ底周囲に何もしない場合は、スカラップ底を起点に梁フランジ内を直線上に伝播し、その変形能力は小さかった。本結果は従来知見と同一であった。(Photo 2.8 (FW))
- 3) 現場接合形式へスカラップ底肉盛溶接を施した場合の破断箇所は、両側の梁フランジ/鋼製タブ間スリットと中央部のスカラップ底肉盛溶接部先端を結んだ山形形状となり、梁端溶接金属、梁フランジ内を伝播した。(Photo 2.8 (FW-P))

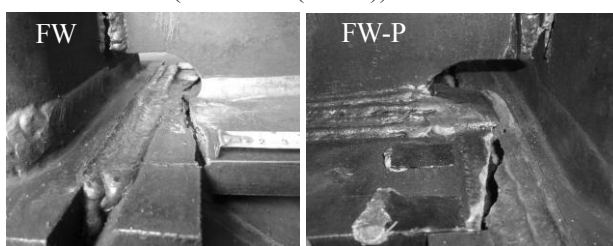


Photo 2.8
Fracture pass of conventional on-site design (FW) and overlay welded design around toe of scallop (FW-P) (Partially extracted from Table 2.5)

- 4) 工場接合形式へのスカラップ底肉盛溶接を施した場合の破断箇所は、両側の梁フランジ/鋼製タブ間スリットを結んだ直線上となり、梁端溶接金属内、あるいは梁端溶接金属と梁フランジのボンド部を伝播した。これはノンスカラップ形式の破断様式と類似である。
- 5) 従来形式では、梁端近傍における梁幅両端と梁中央の歪比が小さいのに対し、スカラップ底肉盛溶接を施すと歪比が大きくなった。これは梁中央部の応力集中が緩和されたことを示唆している。
- 6) スカラップ底肉盛工法による変形能力向上機構は、①肉盛造形による応力集中の分散、②肉盛溶接金属自体の脚長、及び梁端開先溶接金属の余盛と裏当て金厚さの有効厚への活用の複合効果と考えられる。(Fig.2.24)

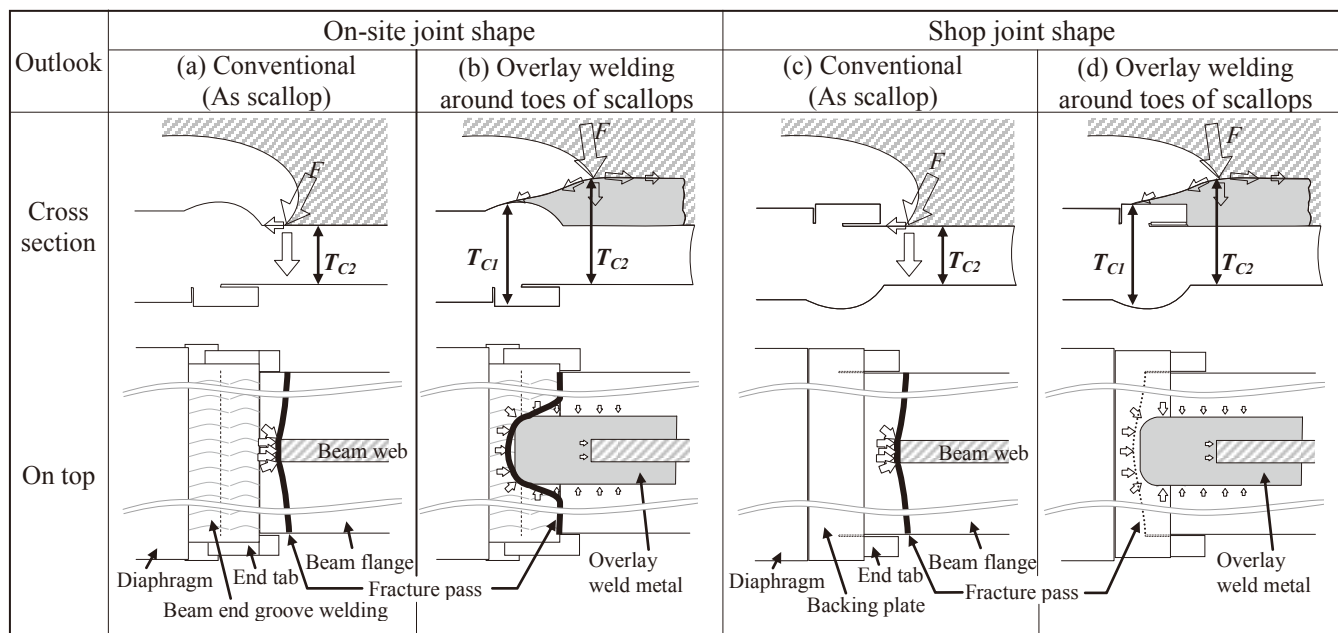


Fig.2.24 Schematic of stress points and fracture pass each of the conventional scallops and the overlay welding around toes of scallops when the large force applies. (Lower flange side) (Same as Fig.2.20)

$$\left(\begin{array}{l} F \quad : \text{Force as earthquake} \\ T_{C1}, T_{C2} \quad : \text{Effective thickness at the stress concentration points} \end{array} \right)$$

- 7) 実験数が少ないものの、スカラップ底肉盛溶接を施した場合の累積塑性変形倍率は、本実験では既往実験によるノンスカラップ工法と同等のレベルであり、スカラップを閉塞せずともそれに相当する性能を発揮した。
- 8) スカラップ底肉盛溶接における重要な管理因子として、梁側および梁側への長さが挙げられる。梁側への長さは肉盛溶接脚長の5倍以上必要である。(実験フランジ厚 19mm において長さ 100mm) 柱側への長さは、内開先の場合、梁端開先溶接部頂上を超えること、外開先の場合、裏当て金に乗り上げることが必要条件である。(Fig.2.25)

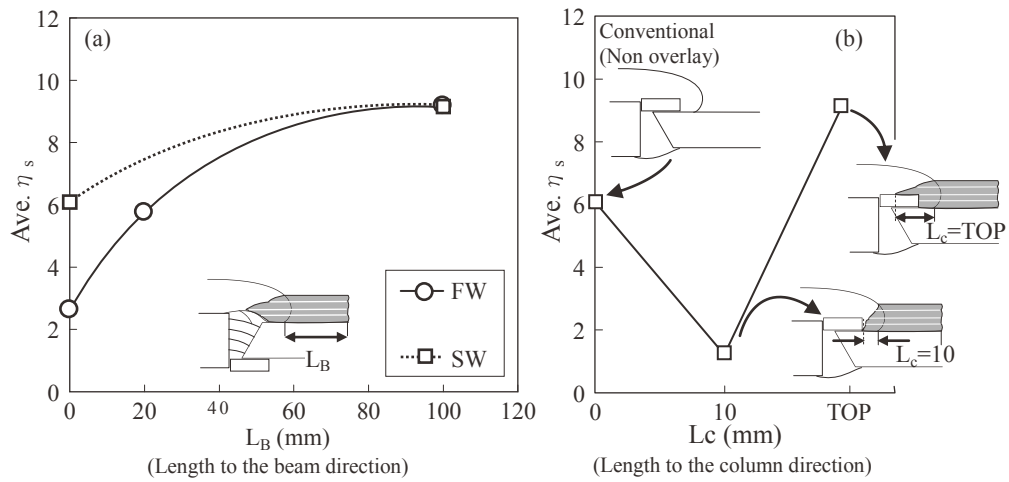


Fig.2.25 Relationship between horizontal length of the overlay welding around toes of scallops and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Same as Fig.2.19)

スカラップ底肉盛溶接法は、特別な加工設備や素材、設計変更を必要としないため、耐震性に優れた現場溶接工法として、あるいはさらに、完工した建築物の耐震補強法としても活用できる可能性がある。ただし、現場溶接工法として適用する場合には、上フランジ側に多層肉盛を施すのは労力的に現実的ではないため、上フランジ側には他の手段を検討する必要がある。現場溶接を考慮した実用的工法の更なる検討は、第5章にて提案、検証する。

第 3 章

裏当て金の応力集中を緩和するための肉盛工法

第3章 裏当て金の応力集中を緩和するための肉盛工法

3.1 はじめに

鉄骨構造の柱-梁接合部に存在する応力集中箇所のうち、前章で扱ったスカラップ底と並んで大きな問題とされるのが、1.4.2節 3)で述べた裏当て金の取付けに伴って発生する梁フランジの境界である。(Fig.1.8(2))

H形鋼を梁とする構造の特性上、地震などによる振幅応力が作用する場合、両フランジの外側に大きな引張応力が発生する。ブラケットレスの現場形式では、Fig.3.1に示すように、下フランジ側はフランジの外側に裏当て金を取り付けられるので、その裏当て金/下フランジまたはダイアフラム境界に大きな引張応力が作用し(Fig.3.2)、梁端溶接金属や母材熱影響部を脆性破壊させる起点として作用することが指摘されている。実際、過去の地震で被災した鉄骨建築物の調査では、このような破壊事例が見られるとの報告もある^{2-1~2)}。

これまでに、裏当て金を廃する、いわゆるバックングレス施工がいくつか提案されてきたが⁶⁸⁻¹⁻⁴⁾、単純に裏当て金を溶接ビードに置き換えるだけでは、初層溶接(裏波溶接)金属とフランジ面の止端形状が滑らかにはならず、オーバラップ形状の如く応力集中が高ければ、代替するほどの効果が無い。

また、裏当て金狭隘部、あるいはバックングレス施工における初層溶接(裏波溶接)金属止端部から亀裂発生し、さらに伝播する経路は、梁端突合せ溶接金属やその熱影響(HAZ)が主体となる。これらの性質は梁フランジ鋼材よりも実力的に低靱性である。したがって、応力集中の高さに材質面の問題が助長して塑性変形能力が低くなりやすいという問題もある。施工に要する労力、技量、ビード形状制御の難しさ等から、現時点ではあまり普及していないのが実態である。

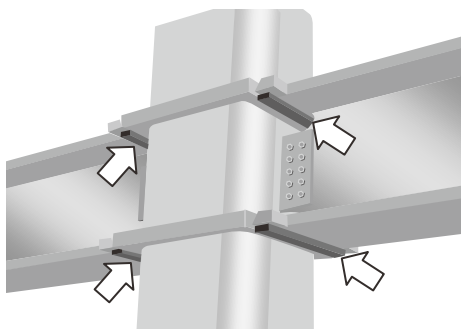


Fig.3.1 Position of the backing plate for the groove welding in the column-to-beam connection of the on-site bracket-less joint style.

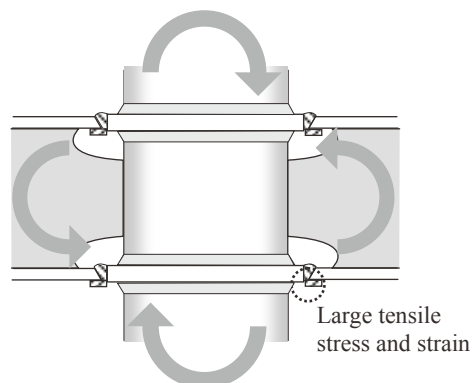


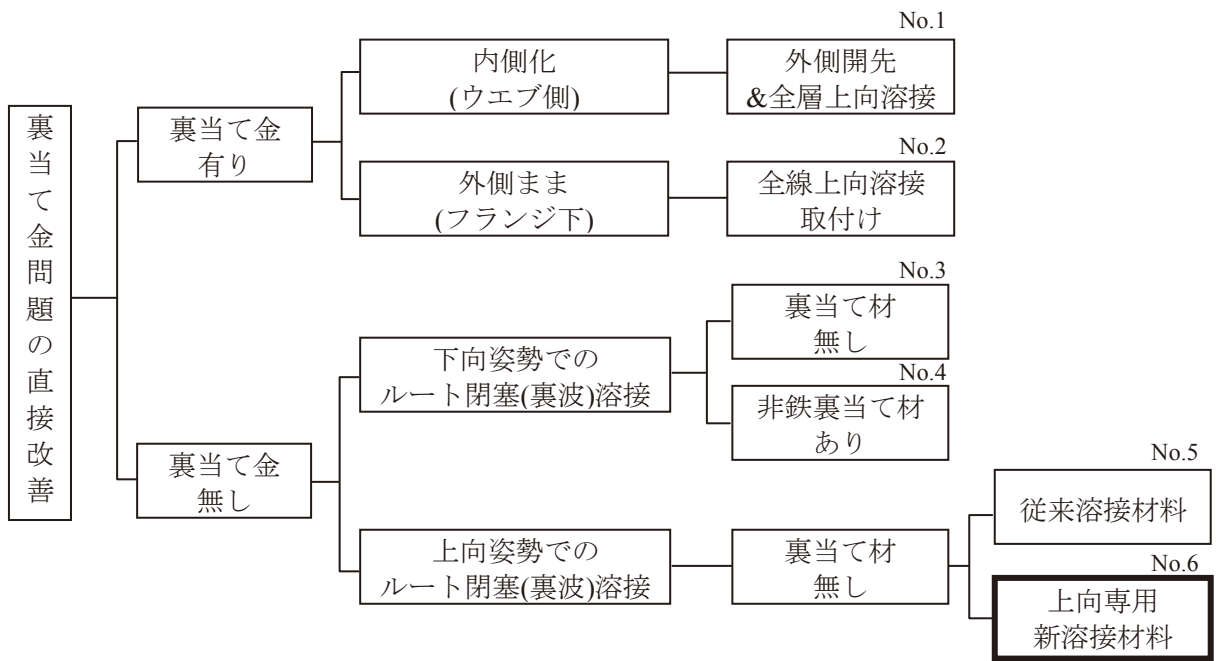
Fig.3.2 Bending stress, strain, and position by earthquake force

3.2 第3章の目的

本章では、裏当て金取付け部への応力集中による脆性破壊の防止、塑性変形能力の向上を目的として、アーク溶接の有する自由曲面造形機能を活用した、応力集中の緩和と、亀裂発生点の材質的改善をもたらす新たな提案を行う。そして、その基本的効果を十字溶接継手による疲労試験にて確認することを目的とした。

3.3 裏当て金問題を改善するための実用的工法の検討

本章における開発の前提として、現場施工におけるコスト、施工性、実用性、変形能力改善効果の総合バランス向上を目指すために必要な要素は前章 Table 2.1 と同一である。この目標を想定し、下フランジ外側(鉛直下側)への裏当て金取付けを廃するために考える手段を Fig.3.3 に列記する。また、これらの手段の模式図を Fig.3.4 に示す。



(No.is corresponding to Fig.3.3)

Fig.3.3 Correlation of the factor to improve the outer backing plate problem

□ Existing the past report **□** This paper's item

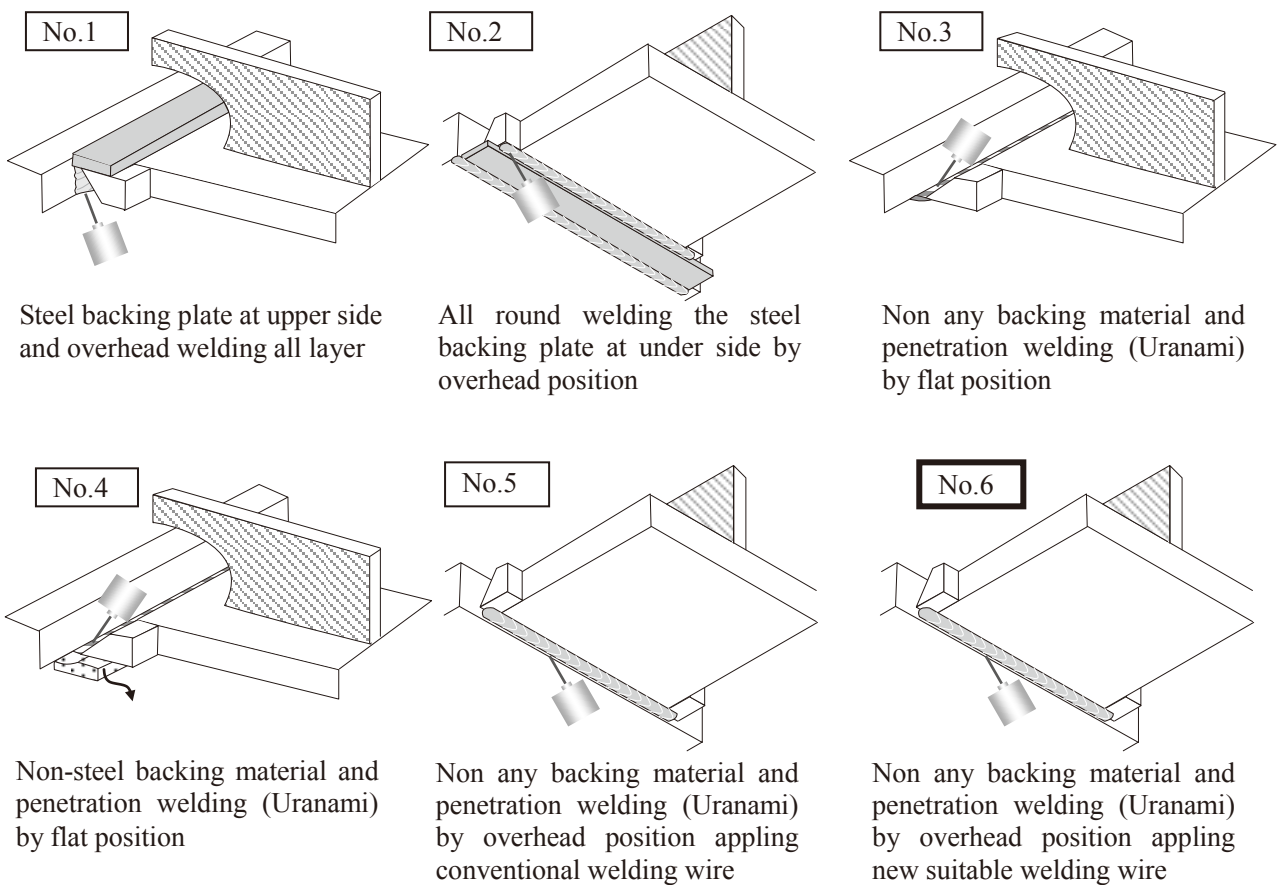


Fig.3.4 Some plans to improve the stress concentration at the slit between the steel backing plate and the under side beam flange (No.is corresponding to Fig.3.3)

□ Existing the past report **□** This paper's item

第 1 に、裏当て金の存在ではなく、フランジ外側に取り付くのが問題と考え、工場溶接形式と同じく、下フランジ側も外側開先とし、裏当て金を梁内側に取付ける策があげられる。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.1) これは前章における下フランジ側ノンスラップ化実現手段でも提案されている工法である。(Fig.2.2 and Fig.2.3 No.1) しかし、前章で述べたとおり、開先を必然的に上向姿勢で溶接することが必須となる。上向姿勢の半自動溶接は高い技量を要求し、能率も低いことから工程時間を要する問題が大きい。そこで、1.4.2 節 Fig.1.15 で紹介したとおり、ロボットを用いて作業負荷を下げ、上向施工する取組が提案されている。しかし、現場に大掛かりな機械装置を搬入することになり、コスト負担も大きい問題がある。

第 2 に、本来の主旨から外れるが、裏当て金は従来現場形式どおりフランジ外側に取付けるものの、取付け手段の工夫により悪影響度を下げる手段があげられる。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.2) この実現手段としては、裏当て金とフランジ面を地震時の曲げ応力によって開口しないように強固に全線すみ肉溶接する”全強溶接”と呼ばれる工法が提案されている⁶⁹⁻¹⁻⁴⁾。しかし、現場で本工法を実施するには、優れた上向ビード形状を実現する溶接材料が必要であり、もしなじみ性が悪ければ、取付け溶接線の止端部が強い応力集中箇所となるので、改善効果が低くなることが予想される。また、強固に取付けても、裏当て金とフランジ面の間には溶着していないスリットが内部に残留したままなので、長大な溶込み欠陥と同じことになり、応力集中要因として不安がある。

以上は裏当て金有りでの改善案であるが、以降は裏当て金無しとする改善案である。

裏当て金を無しとしてルートギャップを閉塞するには、溶接姿勢として上から(下向姿勢)と下から(上向姿勢)の 2 種類がある。下向姿勢のほうが、溶接者の負荷は小さく、足場を組む必要も無い。しかし、ルートギャップの閉塞溶接、いわゆる裏波溶接は技量として難しく、特に裏側のビード形状を馴染みよく形成させることは極めて難しい。Fig.3.2 で示したとおり、地震時にはフランジ外側に引張応力がかかるので、裏波ビードの形状は重要である。裏当て金も非鉄裏当て材も無い、空間を裏波溶接する手段(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.3)は、パイプラインの周継手溶接などで実用化されているが、裏波は最終的に逆側から補修溶接や研削処理し、止端部のなじみ性を確保している。この手間をかけるのであれば、後に述べる本研究対象の工法の方が実用的であり、かつ付加価値を設けられると考えた。

裏波溶接の必要技量を大幅に下げ、裏面のなじみ性を改善する手段として、セラミックやガラステープを用いた非鉄裏当て材を用いて裏波溶接する手段も提案されている。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.4) 本工法は裏当て金を用いる設計がほとんど無い造船業や橋梁業ではごく一般的に採用されており、実績は非常に多い。したがって、鉄骨業でも採用検討に値すると考えるが、1.4.2 節 3)で述べたとおり、非鉄裏当て材に関する知識や技量が無いと、凝固割れが発生しやすい短所がある。鉄骨業でも積極採用に向けて、教育面から始めれば将来的には普及する可能性があるが、現時点では健全性確保の点で候補としない。

これら下向姿勢のルートギャップ閉塞溶接に対して、上向姿勢で閉塞溶接を行うには、足場を組まなければいけない、高い技量が必要、長時間の姿勢維持が困難といった短所が伴う。しかし、上向姿勢溶接には応力集中箇所となるフランジ面との止端部形状を制御しやすいという最大の長所がある。(Fig.3.5)

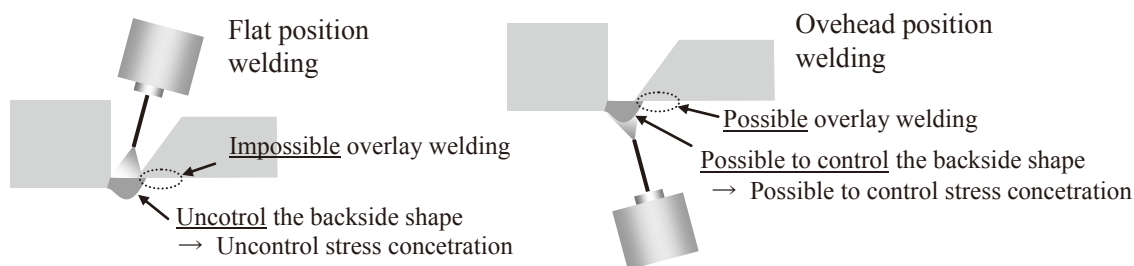


Fig.3.5 Advantage of overhead position welding the lower face of flange

なお、上向溶接によるルートギャップ閉塞溶接では、セラミック等の非鉄裏当て材が開先形状に上手くフィットしないために、適用することができず、ゆえに何も当てないルート空間での閉塞溶接が必須となる⁷⁰⁻¹⁻⁴)。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.5, 6) この工法を実現するためには、従来の一般的なソリッドワイヤや全姿勢用フラックス入りワイヤを用いると、溶接中の溶融池が垂れ落ちやすいために、高い技量が要求される。止端部のなじみ性の制御も難しい。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.5) そこで、本研究では上向姿勢の垂れ落ち性と、止端部のなじみ性に優れた溶接材料を開発、適用することで、上向姿勢の必要技量を下げ、現実的にしようと考えた。(Fig.3.3 and Fig.3.4 No.6) さらに、下向姿勢では不可能、上向姿勢のみが可能な特長として、ルートギャップ閉塞溶接だけでなく、隣接して上向姿勢で肉盛溶接を重ねることで、応力集中の場所を移動させ、亀裂発生・伝播箇所の金属組織的改善をはかることを創案した。(3.4 節に詳細説明)

また、上向姿勢による長時間の溶接は、労力的な負荷が高くなるが、Fig.3.4 No.1 のように梁端開先全てを上向姿勢で積層するのではなく、初層および肉盛層のわずか2~3 パスのみ上向姿勢とし、残りの開先充填は従来通り下向 CO₂ 溶接とすることで、能率や労働負荷を最小限に抑制出来ると考えた。

以上の整理結果より、裏当て金を廃して、これに伴う応力集中源を消失させると共に、亀裂伝播経路の金属組織的改善をはかる両作用が想定され、かつ実用性の点から現場施工手段として必要とされる Table 2.1 (a)~(f)を最も満たすと考えられる Fig.3.3 および Fig.3.4 No.6 案を本研究の第2の対象として据えた。すなわち、それは垂れ落ち難い溶接材料を開発することでバックングレス上向肉盛施工を実現すると共に、アーク溶接の自由曲面造形機能を用いて、肉盛を施すことで応力集中部を梁端溶接部・熱影響部から移動させる工法である。なお、本案に類似する過去の研究実績は見当たらなかった。

3.4 バックングレス上向肉盛工法の狙い

現場接合形式の下フランジ側は、Fig.3.6 に示すように開先が梁ウェブ側に開口し、裏当て金フランジの外側に取り付く、いわゆる内開先を呈し、裏当て金とフランジの間に形成される狭隘部が応力集中箇所となって脆性破壊の起点となる可能性がある問題に対して、現場施工性に優れた改善手段を提案する。

具体的には、能率の点から内開先形状はそのままに、裏当て金を排して、梁端開先溶接を上向+下向混用としたバックングレス施工とする(Fig.3.7 (b))だけでなく、上向専用開発された施工性に優れた溶接材料を用いることで、開先ルートギャップの閉塞だけにとどまらず、下フランジ外側の溶接止端部への応力集中緩和と、止端部から亀裂伝播経路となる金属組織的改善を達成する上向肉盛工法を創案した。(Fig.3.7 (c))

3.3 節で述べたとおり、裏当て金無しを実現するための従来手段である、開先上部からトーチを侵入させてのルート閉塞溶接(裏波溶接、Fig.3.4 No.3, 4)では、その断面形状は必然的に Fig.3.7 b)となる。Fig.3.7 a)のような裏当て金有りの場合に比べて、狭隘なスリット形状が解消されることから、L1 点の応力集中度は低下することが期待出来る。しかし、裏波ビードの止端部から亀裂が発生する場合、発生点の組織は溶接金属止端部および熱影響部である。亀裂の進行方向は、一般的に開先上部側の応力集中箇所である開先溶接止端部 U1 もしくは余盛のパス会合部 U2 である。したがって、従来バックングレス工法 Fig.3.7 b)では初期亀裂の通過組織が開先面に沿った母材熱影響部もしくは溶接金属内部となる。これら溶接部特有の金属組織は

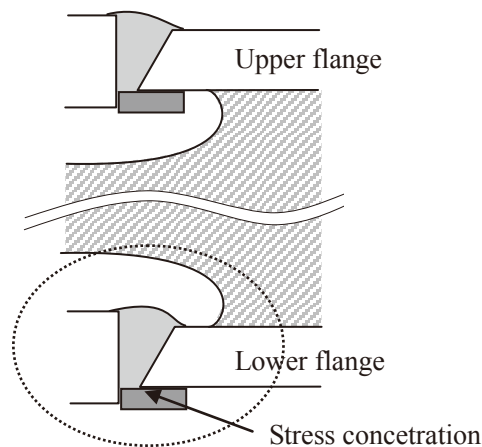


Fig. 3.6 Relationship the backing plate position and each beam flanges in the conventional on-site joint design

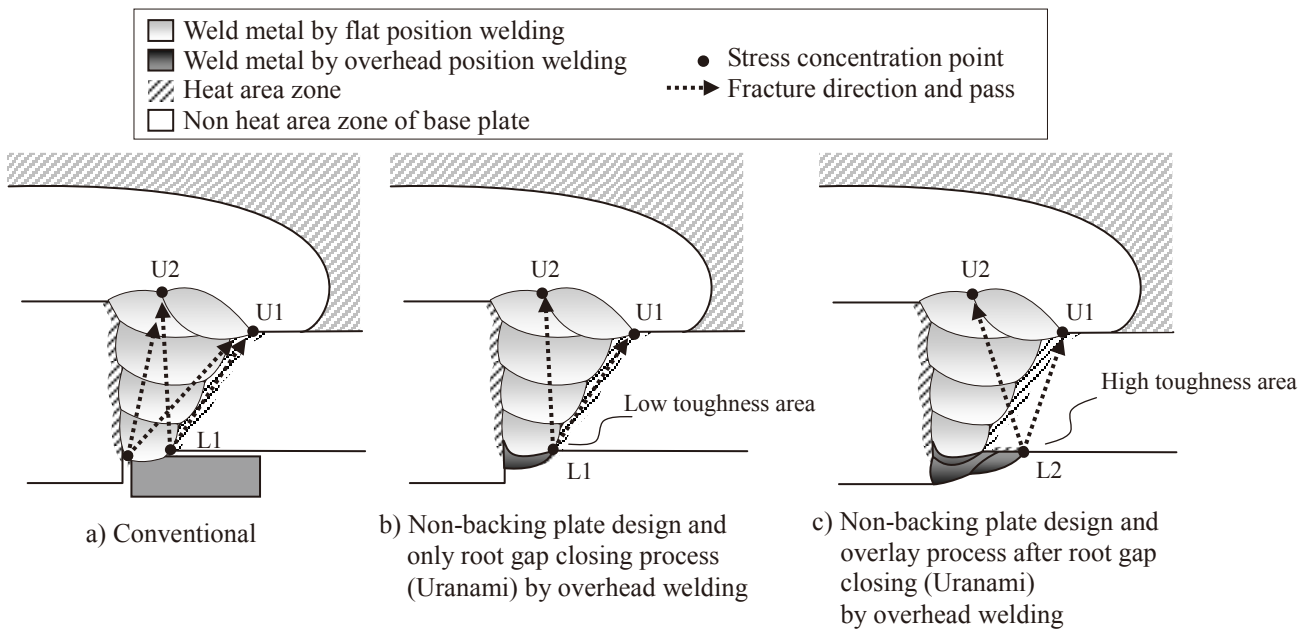


Fig. 3.7 Relationship the fracutre direction and steel microstructure, and the concept of developed process

多くの場合、フランジ材の原質部(非熱影響部)よりも相対的に低靱性であり、亀裂進行に対する抵抗が小さく、脆性的破壊をもたらしやすいことが想像される。

そこで、本開発工法、すなわちバックングレス上向肉盛工法は、単なるバックングレス工法ではなく、肉盛を利用して応力集中箇所の移動効果を検討した。Fig.3.6 c)のとおり、開先裏側のルート閉塞溶接ビードに並べるように肉盛を積層する事により、応力集中は梁端開先溶接金属から L2 へ遠ざけることが出来る。さすれば、この止端部が起点となって亀裂が発生し、開先上部の溶接止端部 U1 もしくは余盛のパス会合部 U2 に進展したとしても、少なくとも初期、あるいは全線に渡って通過組織は高靱性なフランジ材原質部(非熱影響部)となることが予想され、脆性的破壊を防止できる効果が期待出来ると考えたものである。

このように、フランジ下面に肉盛造形を施す工法としては、上向姿勢溶接が必須となる。現場での上向溶接作業は、多くの場合、従来用いられている溶接用足場設備のまま、実施可能である。(Fig.3.8)

しかし、優れた上向溶接安定性とビード形状を低技量でも発揮させる溶接材料開発が伴わなくては柱梁接合部の応力集中緩和を達成し得ない。

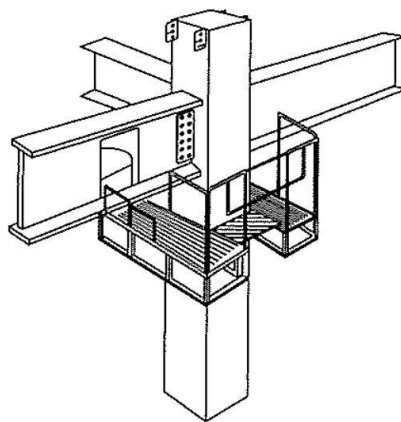


Fig.3.8 Temporary work space system for on-site welding⁷¹⁻¹⁾

3.5 バッキングレス上向肉盛工法に適した溶接材料と効果

3.5.1 必要性能

上向+下向混用溶接法において、上向かつ裏波溶接施工に求められる要求性能は以下の3つである。

(Fig.3.9)

- 1) 溶融池が落ちず、安定した上向溶接が可能である。
- 2) 地震応力が梁-柱間で円滑に伝達されるように、応力集中度を下げるべく、凸にならず、なじみ性に優れた平坦形状が容易に得られる。
- 3) 後工程の下向溶接時に裏当て金がなくとも初層が溶落ちないように、のど厚が確保される。

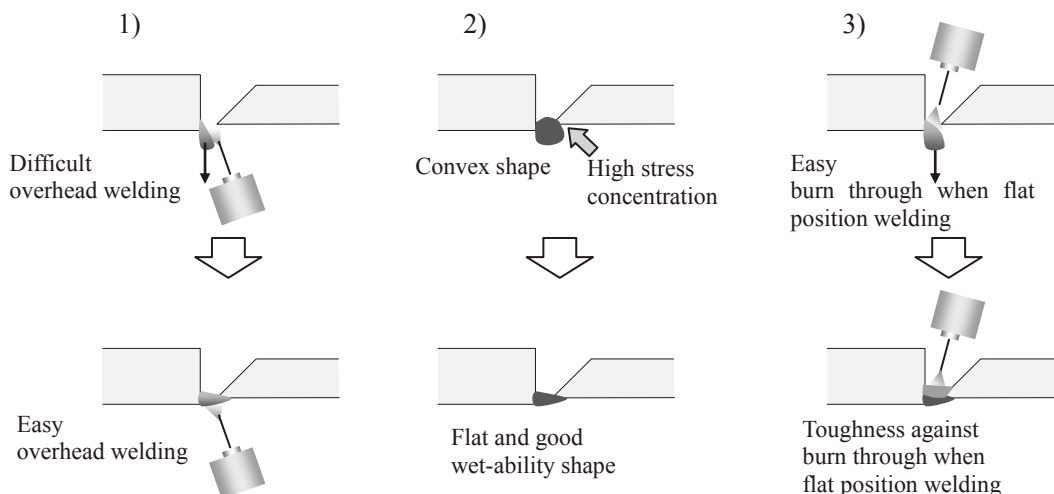


Fig.3.9 Some problems for the flat and overhead mixture welding process, and each improvement targets

3.5.2 従来ワイヤの課題

一般的に、鉄骨仕口溶接に用いられる溶接材料は JIS Z 3312 (軟鋼・高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接およびミグ溶接ソリッドワイヤ) に規定される YGW11(490MPa 級), YGW18(550MPa 級) といったソリッドワイヤである。本規格の溶接材料は高電流域でアークが安定する性質があり、かつ結線方式をワイヤ+、母材-とする、いわゆる逆極性とすることで強いアーク力を発生させ、深い溶込みと UT 性能が得られるため、開先内の下向高溶着多層溶接に好適な設計となっており、広く用いられている。本開発工法でも混用溶接の下向溶接工程は当該溶接材料を推奨する。

しかし、本規格ワイヤを上向かつ裏波溶接施工に適用すると、(a)アーク力が過剰で裏波を形成できない、(b)アーク力を弱めるために電流を低くするとアークが安定しない、(c)大粒のスパッタが溶接者に向かって多量に降り注ぐ、(d)凝固速度が遅いため、ビードが垂れやすく凸形状を呈するといった問題が発生する。したがって溶接作業者に高い技量と安全性対策を要求し、また頻繁に上向姿勢でのグラインダ研削のような手直し付帯作業を余儀なくされ、上向溶接自体が敬遠されてしまう。従来のバッキングレス工法では、この問題について改善が図られていなかった。

3.5.3 上向専用溶接ワイヤの開発と特徴

そこで、上向溶接に適した溶接法として、(a)アーク力が抑制され、裏波を形成しやすい、(b)低電流域でアークが安定する、(c)スパッタ発生量が少なく、かつ小粒、(d)凝固速度が速く、かつ溶融池の粘性が高いため、垂れ落ちにくく平坦形状が得られる、という溶接作業性を得ることを設計思想として検討を行った。その結果、塩基性と呼ばれる特殊なフラックス入りワイヤ (JIS Z 3313 (軟鋼、高張力鋼及び低温用鋼用アーク溶接フラックス入りワイヤ) T49J0T5-1CA-U 該当) を新たに開発し (以下開発 FCW)、さらに、従来とは結線

が逆の直流正極性（ワイヤー、母材+）とする新たな溶接工法を見出した。開発ワイヤーの成分を、鉄骨建築で一般的に使われている YGW18 ソリッドワイヤーと比較して Table 3.1 に示す。

この溶接材料と開発工法が優れている理由は次のとおりである。スパッタが少なく、かつ小粒化するのは、①フラックス中に含まれるフッ素化合物がアーク中で蒸発した際に、高蒸気圧となってアーク力に対する大きな反作用が生じる、②アークは電氣的に中性であるが、電荷を担う粒子の重さが異なることにより、正極性ではワイヤー先端溶融部に陽イオンによる衝撃力が加わる、これら①と②の力によって、ワイヤー先端の溶滴が衝撃を受け、スプレー溶滴移行と呼ばれる小さな溶滴に分解されるためである。(Fig.3.10)

次に、上向溶接性に優れているのは、ソリッドワイヤーとしては添加困難なマグネシウムやアルミニウムの強力な脱酸剤をフラックスとして積極添加することにより、溶融池内の酸素量が低下して表面張力が高くなる(Fig.3.11)ことと、溶着効率(電流当りの溶着速度)を下げることで、垂れにくくなるためである。平坦性に優れるのは、スプレー状のアークによって細粒溶滴が広い範囲に分散するためである。

開発 FCW の溶着金属の機械性能と化学成分値を Table 3.2 に示す。溶着金属の性能は、梁フランジ材として一般的に適用される鋼材 JIS G3136 SN400A~C、SN490A~C に対し、全く問題ない性能を有していることが確認できる。上向溶接用開発 FCW と従来の汎用ソリッドワイヤーの特性の比較をまとめて Table 3.3 に示す。

Table 3.1 Comparison of the welding wire chemical composition of the conventional solid wire and the developed flux cored wire suitable for overhead welding

Kind name	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti+Zr	Mo	Al	Mg	[M]Fx*
YGW18	- 0.15	0.55 1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.30	- 0.40	-	-	-
Developed Wire(FCW)	- 0.05	- 0.20	0.75 1.25	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.05	- 0.40	2.00 3.00	0.50 1.00	2.00 4.00

※[M]Fx ; Fluoride(フッ素化合物)

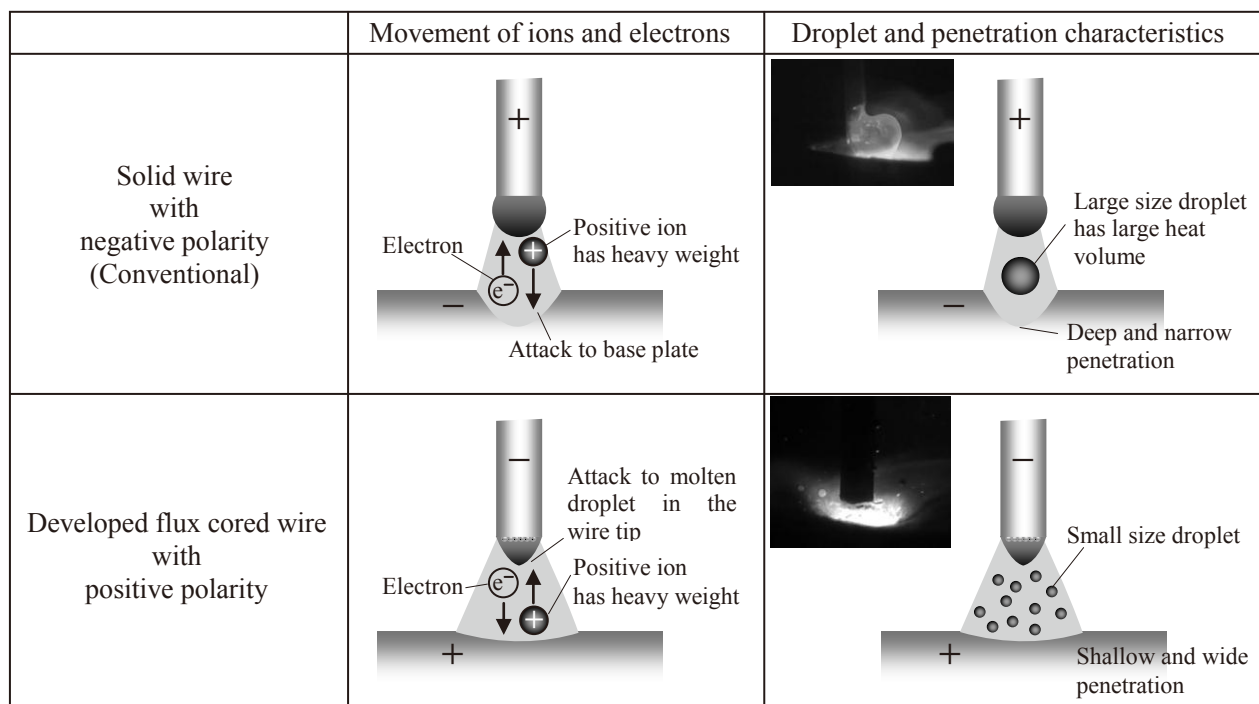
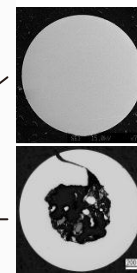


Fig.3.10 Comparison of the conventional solid wire process and the developed process

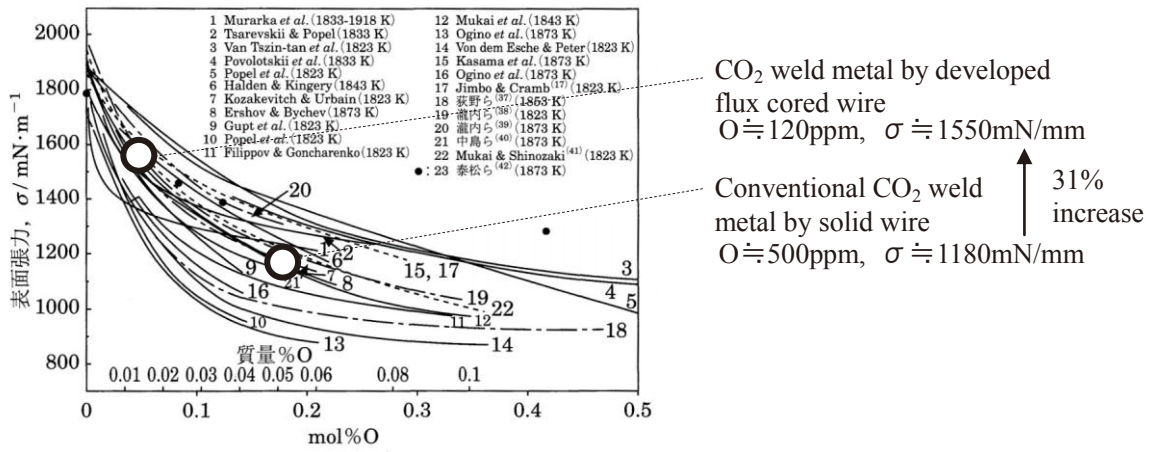


Fig.3.11 Relationship with oxygen content and surface tension of molten iron⁷²⁻¹⁾

Table 3.2 Mechanical characteristics and chemical composition of deposited metal applied by developed flux cored wire

Tensile strength			Absorbed energy	Chemical composition (%)						
Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	vE ₀ (J)	C	S	Mn	P	S	O	N
458	582	30	119	0.12	0.15	1.14	0.015	0.005	0.012	0.0025

(Shielding gas: CO₂, Heat input: 1.7kJ/mm, JIS Z 3313 test condition)

Table 3.3 Comparison of characteristics of developed flux cored wire and conventional solid wire for building construction manufacture

	Developed Flux cored wire	Conventional solid wire
JIS standard	Z3313 T49J0T5-1CA-U	Z3312 YGW11, YGW18 etc.
Polarity	DC& electrode negative	DC& electrode positive
Wire diameter	1.4mm	1.2 or 1.4mm
Shielding gas	CO ₂	CO ₂
Spatter quantity and dia. at low current zone	Few and small	Much and large
Deposit efficiency	Low	High
Hang down toughness	Difficult hang down	Easy hang down
Bead shape at overhead welding	Flatter	Convex
Penetration	Shallow	Deep

3.5.4 上向専用溶接ワイヤのルート間隔対応範囲

上向専用に開発された溶接ワイヤ(開発 FCW)のルート間隔対応範囲を確認すべく、テーパー状のルート間隔を設けた試験板の溶接による架橋性の調査を行った。供試鋼板は SN490A 板厚 25mm で、開先形状は T 型突合せ形式のレ形 35 度とした。Fig.3.12 に示すようにルート間隔を 0~13mm まで変化させ、溶落ちが生じずに安定した溶接ができたところまでを架橋可と判断した。溶接条件は Table 3.4 に、試験結果を Fig.3.13 示す。その結果、開発 FCW では架橋可能最大ルート間隔が最大 7mm 強であった。

Table 3.4 Welding test condition of the root gap tolerance

Welding Wire	Developed flux cored wire for overhead welding JIS Z3313 T 49J0T5-1CA-U 1.4mm dia.
Polarity	DC & electrode negative
Current	130~150A
Arc voltage	18~19V
Wire extension	15~20mm
Shielding gas	100%CO ₂ 25 l/min

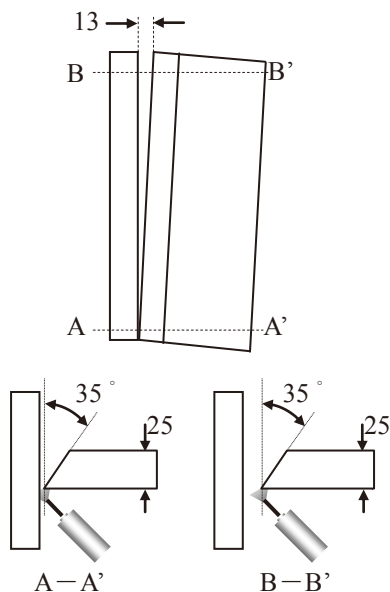


Fig.3.12 Welding test method of the root gap tolerance

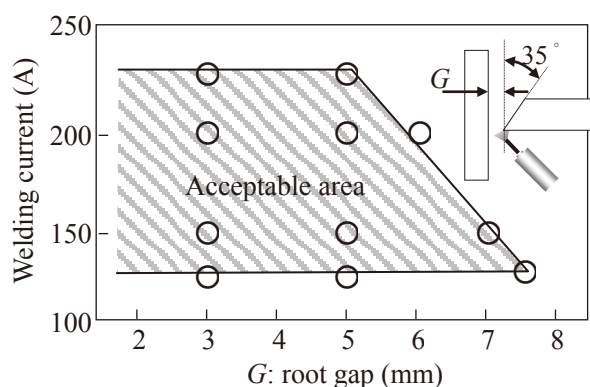


Fig.3.13 Result of root gap tolerance has the developed flux cored wire

現場溶接では Fig.2.4(2)で示したとおり、一般的にはボルトと溶接の混用溶接継手が多く採用されており、柱側シャーププレートと梁ウェブをボルト接合した時点で、梁フランジと柱間のルート間隔は管理値±2mm程度に精度よく管理されることが考えられる。したがって、ルート間隔の狙い値を 4~5mm として設計しておけば、開発 FCW を用いて上向 1 パスでルート間隔の閉塞処理が可能となる。

なお、同一ルート間隔に対する許容電流の幅も広く、作業性はソリッドワイヤに比べて優れていることが確認された。

3.5.5 上向・下向混用積層法の検討

良好な上向溶接施工性と後の高能率下向溶接工程時に溶落ちない十分な厚確保、ならびに裏当て金工法よりも疲労強度を向上させるために応力集中の少ない滑らかなビード形状を形成することを目標として、従来報告例のある 1 パス溶接施工だけでなく、2 パス以上による溶接施工を各種検討することとした。

前節と同様の供試鋼板でルート間隔を 5mm 固定とし、Fig.3.14 に示す積層法を検討した。それぞれ具体的には、(a)一般的なルート閉塞 1 パス溶接法、(b)架橋性と止端形状改善を狙った 1 層 2 パス溶接法、(c)架橋性との厚確保を狙った 1 層 2 パス溶接工法、(d)架橋性との厚確保、ビード形状改善まで狙った 2 層 2 パス溶接工法である。評価方法としては、溶接施工性の難易度と断面マクロ観察によるビード形状の確認とした。溶接条件は Table 3.4 と同様である。

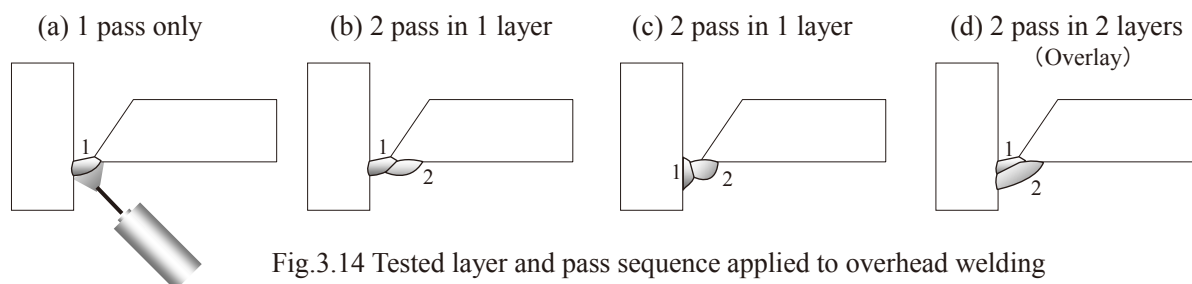


Fig.3.14 Tested layer and pass sequence applied to overhead welding

溶接後の各断面マクロ形状を Photo 3.1 に示す。従来報告例のある Fig.3.14(a)の 1 パス溶接施工では、溶接は可能であるが、ルート部の架橋およびのど厚と脚長を得るための大脚長化を兼ねた溶接条件を選定しなければならず、運棒法などによりかなり高度な溶接技術を要することが分かった。(Photo 3.1(a))。また、Fig.3.14(b)及び(c)の 1 層 2 パス溶接施工では、1 パス溶接施工に比べて施工の難易度は若干下がるものの、ビードの重なり部が凹み形状になりやすく、且つどの厚も薄くなるため、応力集中要因を排除し、後工程の下向溶接時に溶落ちないことを目的としている今回の工法には不向きであることが分かった。(Photo 3.1(b)(c))

一方、Fig.3.14(d)の 2 層 2 パス溶接施工では、ルート部の架橋を 1 パス目で行い、のど厚および脚長を確保するための大脚長化溶接は 2 パス目で行うことに集中すれば良く、溶接施工としては容易になり、高度な技能習得を必要としないことが分かった。(Photo 3.1(d)) なおかつ、後工程の下向溶接時の溶落ち防止という観点からも、現地溶接で想定される 250~300A 程度の溶接条件では溶落ちることがない、十分なのど厚を確保できている。実際に開先溶接を行った後の断面マクロ組織を Photo 3.2 に示すが、下向溶接工程初層の溶込み深さに対して、再加熱を受けて溶落ちない十分な裏波厚さがあることがわかる。

そのため、裏当て金工法から本開発バッキングレス工法に変えても、下向溶接施工性に弊害を与える要因はなく、裏当て金工法と同等の溶接能率になると考える。また、亀裂の発生点になりやすいフランジ側止端部は、母材とのなじみが良く滑らかな形状を呈していることから応力集中度が低下し、その結果、耐疲労性や地震時の耐脆性破壊特性などに有利に働くことが予想される。

したがって、開発工法としては、この 2 層 2 パス溶接法を標準として採用することとした。

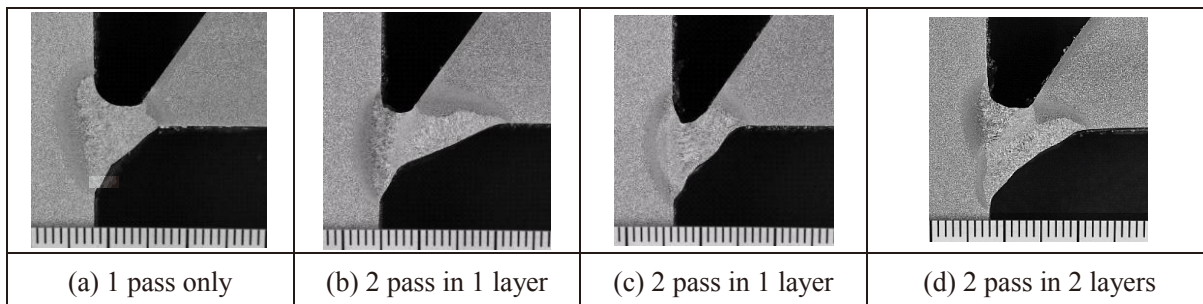


Photo 3.1 Cross section of each layer and pass sequence
(Refer to the sign show in the Fig.3.14)

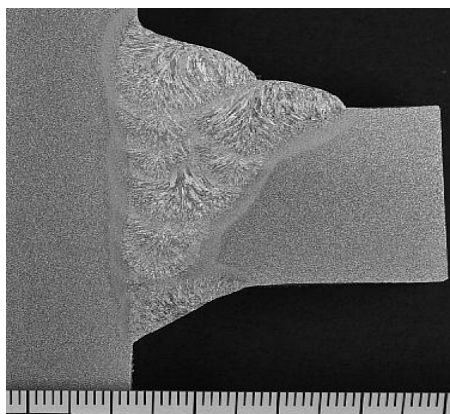


Photo 3.2 Cross section applied to the overlay by overhead and flat combination welding process
(Over head welding is done by 2 layers & 2 passes)

3.5.6 上向溶接性の従来溶接材料との比較

バックングレス上向肉盛工法における開発 FCW の必要性を確認すべく、上向溶接において溶接ワイヤの
みを変更した場合のバックングレス工法の比較を行った。前節と同様の供試鋼板をギャップ 3mm, 5mm,
7mm で溶接した。比較材としては、一般的な全姿勢溶接用ソリッドワイヤ(JIS Z 3312 YGW12, 1.2mm φ)、従
来 FCW(ルチール系・全姿勢溶接用, JIS Z3313 T 49J0A1-1CA-U, 1.2mm φ)を用い、シールドガスはいずれも
100%CO₂を用いた。各溶接条件を Table 3.5 に示す。

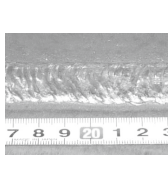
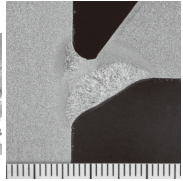
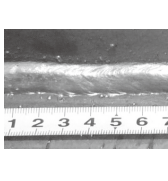
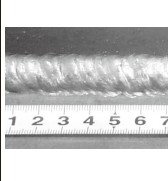
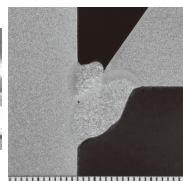
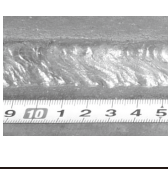
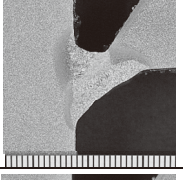
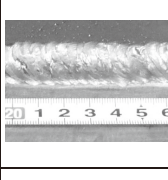
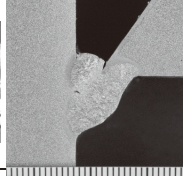
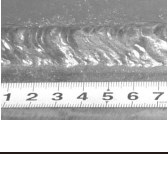
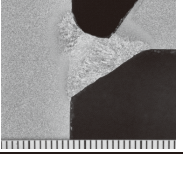
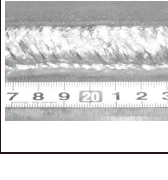
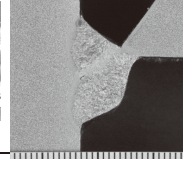
なお、いずれも前節で有意性を見出した上向 2 層 2 パス溶接施工とし、溶接施工の難易度、ビード外観お
よび断面マクロ観察で評価を行った。

各ワイヤによる溶接後のビード外観および断面マクロ組織観察結果を Table 3.6 に示す。

Table 3.5 Welding condition of overhead position

Kind of Welding wire JIS No., wire dia.	Welding condition				
	Polarity:	Current (A)	Arc voltage (V)	Wire extension (mm)	Shielding gas
Developed FCW JIS Z3313 T 49J0T5-1CA-U 1.4mm dia.	DC & Electrode negative	130-150	18-19	15-20	100%CO ₂ 25 l/min
Conventional FCW JIS Z3313 T 49J0A1-1CA-U 1.2mm dia.	DC & Electrode positive	180-200	19-21		
Conventional solid wire JIS Z3312 YGW12 1.2mm dia.	DC & Electrode positive	120-140	20-22		

Table 3.6 Comparison of welding wires in overhead position

Root Gap(mm)	Developed FCW		Conventional FCW	Conventional solid wire	
3					
5			Impossible welding		
7			Impossible welding		

ソリッドワイヤでは、1 パス目が重力の影響により凸ビードになりやすい傾向であった。2 パス目ではこ
の 1 パス目の凸ビード部を完全に溶融することが出来ないことから、1 パス目と 2 パス目の境界部に融合不
良が生じやすく、継手の健全性に問題があることが分かった。また、2 パス目の止端部も滑らかな形状とは
言えない。

従来 FCW では、大粒スパッタが発生し、ノズルに付着することで、ノズル閉塞に伴うシールド不良が原

因で気孔欠陥（ピット）が発生した。詳しくは、ギャップが狭く溶接速度が大きい状況下ではノズルに付着するスパッタは幾分少ない傾向であるが、逆に溶接速度が遅い場合はスパッタ付着量が顕著に増加した。ギャップ 3mm は辛うじて溶接できたものの、溶接速度が低下するギャップ 5mm 以上ではスパッタ量が急増し、シールド不良が発生して健全なビードが得られなかった。したがって、結果的にギャップ裕度も少なくなってしまう、本溶接工法には適さないことが分かった。なお、従来 FCW は溶接電流が他の溶接ワイヤに比べて高いが、これ以上低い電流条件では溶滴移行が不安定で、連続的なアーク持続が困難であったことによる。

これらの従来ワイヤに対して開発 FCW では、ギャップ 3mm, 5mm, 7mm いずれに対しても適切な架橋性を保ちながら溶接が可能で、発生するスパッタも粒径が小さくノズルに付着するスパッタ量も少ないためシールド不良は生じなかった。また、溶接ビードの断面形状についても他のワイヤと比較すると、凸形ビードになりやすく、滑らかなビード止端形状が得られていることがわかる。これらの良好な結果は、溶滴移行形態および熔融金属の表面張力が大きく寄与していると考えられる。すなわち、3.5.3 節で述べたように、低電流域においても安定したスプレー移行を実現した特殊なワイヤ組成と溶接極性の組合せであることから、溶融池の表面張力が高く、かつ溶滴飛散範囲が広いため、垂れ落ちが極めて生じにくいことが確認された。

本結果より、バックングレス上向肉盛工法の実現には、本開発ワイヤとの組合せが必須であると結論づけた。

3.6 バックングレス上向肉盛工法の継手引張強度、靱性性能

3.6.1 目的

開発 FCW を用いたバックングレス上向肉盛工法と、従来の下向溶接施工の混用によって接合部が構成された継手の基本的特性を調査すべく、板厚 25mm の SN490B 材同士による十字溶接継手を作製した。比較として従来の裏当て金溶接工法による試験体も作製した。

3.6.2 試験方法と条件

溶接条件を Fig.3.15 および Table 3.7、供試鋼材の性能を Table 3.8 に示す。この作製された継手から Fig.3.16 に示す要領で、溶接金属の引張試験 (JIS Z 2241)、衝撃試験 (JIS Z 2242)、ビッカース硬さ試験 (JIS Z 2244)、十字継手引張試験 (JASS6 「付則 3 エレクトロスラグ溶接の承認試験」) を実施した。

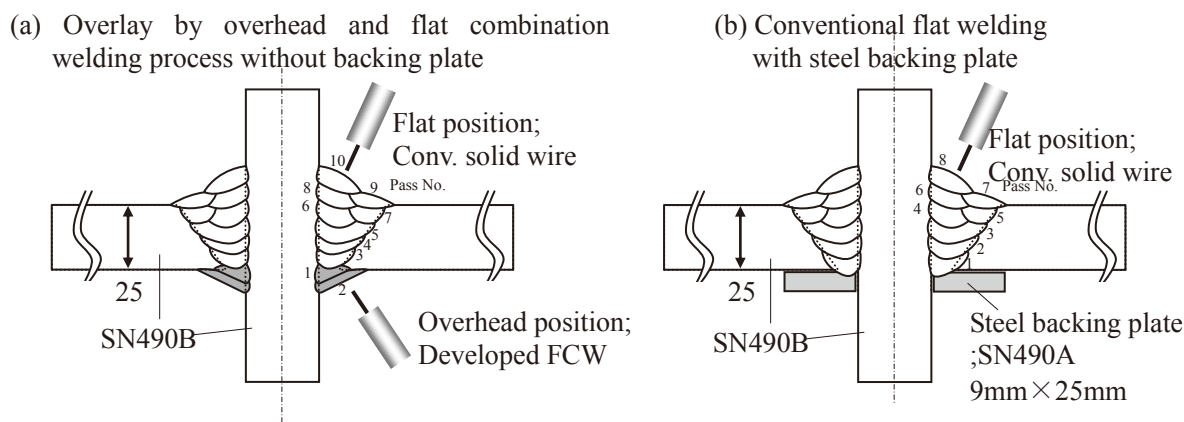


Fig.3.15 Pass sequence for cruciform weld joints

Table 3.7 Welding Condition for cruciform joint

	Overhead welding (Fig.3.15 (a)only)	Flat position welding
Welding wire	Developed FCW JIS Z3313 T49J0T5-1CA-U	Conventional solid wire JIS Z3312 YGW11
Wire dia.(mm)	1.4	1.2
Shielding gas	100%CO ₂ , 25 l/min	
Polarity	DC, Electrode negative	DC, Electrode positive
Current (A)	130-150	260-280
Arc voltage (V)	18-19	31-14
Wire extension (mm)	15-20	20
Heat input management	Max. 3kJ/mm	
Inter pass management	Max.250 degrees Celsius	
Pass sequence (include overlay)	2 pass in 2 layers	8 pass in 6 layers

Table 3.8 Base metal for cruciform weld joints

Standard	Thickness	Chemical composition (%)					
		C	Si	Mn	P	S	Ceq.
JIS G 3136 SN490B	25 mm	0.16	0.25	1.50	0.014	0.003	0.43
		Mechanical properties					
		Y.P (MPa)	T.S. (MPa)	El (%)	YR (%)	Min.IV (J)	Ave.IV (J)
	401	553	25	72	168	175	
	Spec.	325~445	490~610	≥21	≤80	≥19	≥27

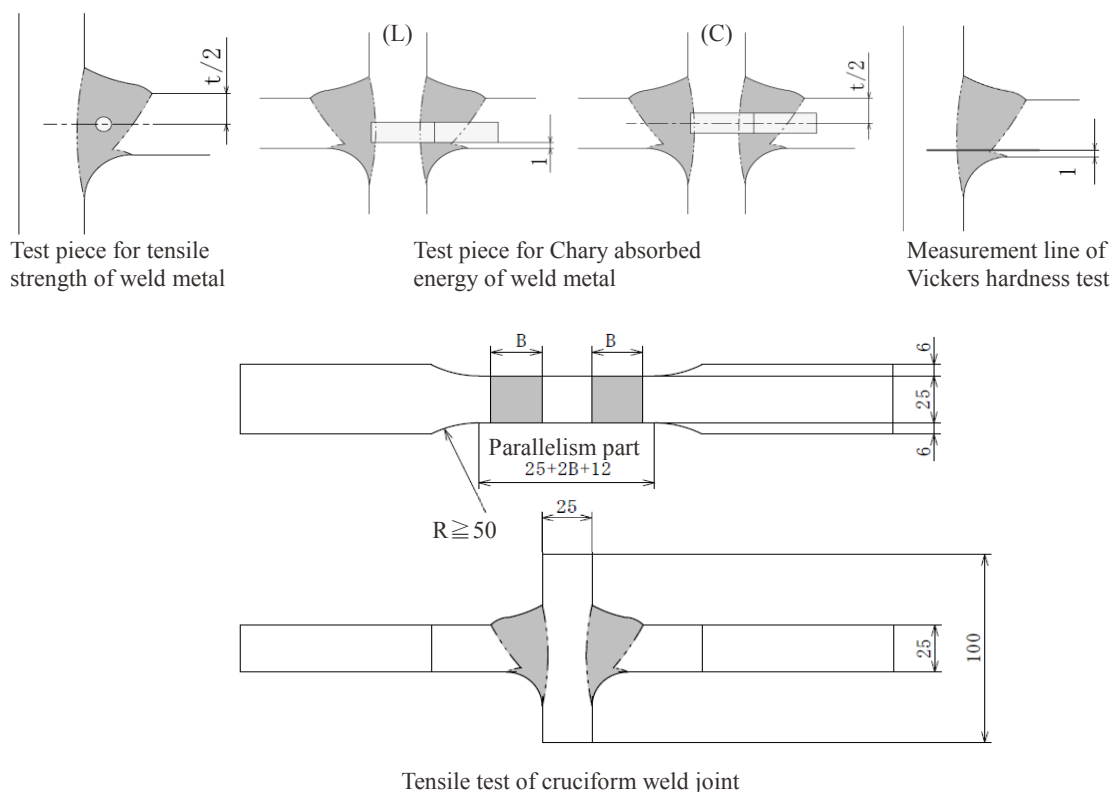
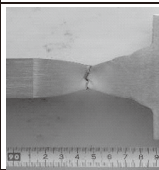
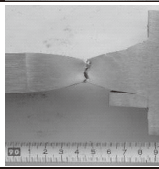


Fig.3.16 Each pieces dimension and position for weld metal or joint performance test

3.6.3 試験結果

Table 3.9 に溶接金属の引張試験およびシャルピー衝撃試験、継手引張試験の結果を示す。

Table 3.9 Mechanical properties of weld metals and joints

Test assembly	Weld metal			Charpy absorbed energy Ave.vE0°C (J)	Joint		
	Tensile Test		TS (MPa)		Fracture position	Situation of fracture	
	YP (MPa)	TS (MPa)					El. (%)
Developed (Fig.3.15(a))	542	617	29	C: 58 L: 48	581	Base Metal	
Conventional (Fig.3.15(b))	541	620	29	C: 81 L: 79	586	Base Metal	

溶接金属の引張強度、シャルピー吸収エネルギーは開発工法、従来工法のいずれも SN490B 鋼材の規格値 (引張強さ: 490MPa 以上、耐力: 325MPa 以上、シャルピー吸収エネルギー: vE0°C: 27J 以上) を満足した。継手引張試験についても、母材非熱影響部で破断し、十分な強度を持っていることが確認できた。

なお、溶接金属のシャルピー吸収エネルギーは、母材規定値を満足しているものの、開発工法では Table 3.2 で示した開発 FCW による全溶着金属性能: 119J に比べて低かった。この原因を調査すべく、シャルピー衝撃試験片中央ノッチ位置から切粉を採取して化学成分を調査した。その結果を Table 3.10 に示す。開発工法は窒素量が高かった。これはシールド不良が原因と推測され、材料ではなく、施工管理問題と結論付けた。したがって、再試験確認を行う選択肢も考慮したが、母材規格値は満足していることから、このままとし、次節の疲労試験にも供した。

断面硬度分布を Fig.3.17 に示す。特に問題は見られなかった。

Table 3.10 Chemical compositions of weld metals (%)

	Position (Fig.3.16)	C	Si	Mn	P	S	Ti	O	N
Developed (Fig.3.15(a))	C	0.08	0.48	1.25	0.010	0.010	0.03	0.051	0.0092
	L	0.12	0.15	1.04	0.010	0.006	0.01	0.022	0.0110
Conventional (Fig.3.15(b))	C	0.07	0.49	1.29	0.011	0.009	0.03	0.049	0.0070
	L	0.08	0.45	1.25	0.011	0.010	0.01	0.052	0.0074

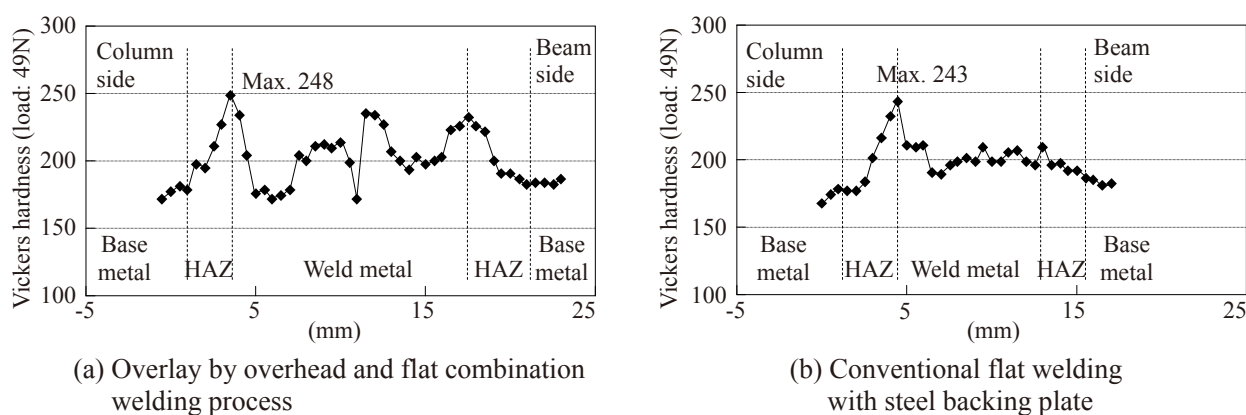


Fig.3.17 Hardness test results of cross section of the joints

3.7 バックングレス上向肉盛工法による疲労性能向上効果

3.7.1 目的

過去の阪神淡路大震災の鉄骨損傷調査結果で報告されているとおり、柱-梁接合部の破断形態は必ずしも裏当て金起因というわけではなく、梁フランジ-スカラップ底界面が応力集中箇所として作用し、破壊の起点、亀裂進展することも多いとされている。このため、従来の柱-梁溶接に関する研究でも、バックングレスとすることで耐震性や疲労強度を向上させる工法提案は存在するが⁷⁰⁻⁴⁾、同時にノンスカラップ工法を組合せた複合的な工法であるため、純粋なバックングレス化の効果として定量化した例はほとんどない。

本章でのバックングレス上向肉盛工法への期待効果は、**3.2** 節で述べたように、裏当て金とフランジ境界のスリットに作用する応力集中を大きく低減することである。そこで、開発 FCW を用いた本工法によって作製した継手の特性の一つとして、応力集中度が最も強く影響を及ぼす因子である疲労強度特性に着目し、**3.6** 節で作製した十字溶接継手試験体を用いて 3 点曲げ疲労試験を実施した。

3.7.2 試験方法と条件、計算方法

十字溶接継手の 3 点曲げ疲労試験方法と条件を Fig.3.18 及び Table 3.11 に示す。ここでは従来の裏当て金工法との相対比較が重要であり、かつ支点中央から亀裂発生箇所までの距離は従来裏当て金工法と開発工法で大差が無いと見込まれるため、支点中央の応力計算とした。計算式を 3.1 式に示す。

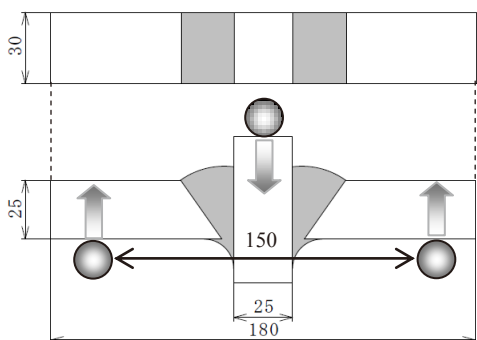


Fig.3.18 Schematic diagram of fatigue test for cruciform weld joint

Table 3.11 Fatigue test condition of cruciform weld joint

Fatigue method	Control	Stress ratio	Frequency (Hz)	Distance between the fulcrum (mm)
Bending	Load	0.1	15	150

$$\sigma = \frac{3PL}{2wb^2} \quad \dots \text{Formula 3.1}$$

σ : Nominal Stress (MPa), P : Load(N)

L : Distance between the fulcrum (=150mm)

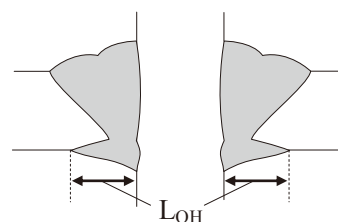
w : Plate width(=30mm), b : Plate thickness (=25mm)

なお、3.1 式の採用理由としては、曲げモーメントの計算として、[片側支点反力×中央板表面までの長さ] とする方法もあるが、本試験体では中央の板中心のいずれをモーメントアームの起点としても曲げモーメントは変わらなかったことから、相対的比較性を考慮したことによる。

試験体の製作条件と材料は、基本的に前節と同一であるが、唯一、バックングレス上向肉盛溶接の脚長 L_{OH} の影響を系統的に確認すべく、溶接速度とウィービング幅、あるいはパス数を変えて Table.3.12 に示すごとく、バックングレス上向肉盛溶接の形状を変化させた。脚長 $L_{OH}=20\text{mm}$ は標準条件である 2 層 2 パス溶接後にさらに梁側に 1 パス肉盛積層している。

Table 3.12 Parameter L_{OH} and these pass sequences

L_{OH} (mm)	11	14	20
Pass sequence of overlay by overhead welding			



3.7.3 試験結果

疲労試験結果を S-N 線図として Fig.3.19 に示す。また、疲労亀裂の起点の典型例を Photo 3.3 に示す。結果を以下に列記する。

- 1) 疲労強度は従来裏当て金工法よりもバックングレス上向肉盛工法の方が優れた。
- 2) バックングレス上向肉盛工法の中では、上向肉盛溶接脚長 L_{OH} が大きいほど、優れた性能を示した。
- 3) 疲労亀裂の発生点は、従来裏当て金工法では裏当て金とフランジのスリット部柱側端に対し、バックングレス上向肉盛工法では上向肉盛溶接部のフランジ側止端部であった。
- 4) 疲労き裂の進行方向は、従来裏当て金工法、バックングレス上向肉盛工法共に、表側余盛におけるパス会合部であった。

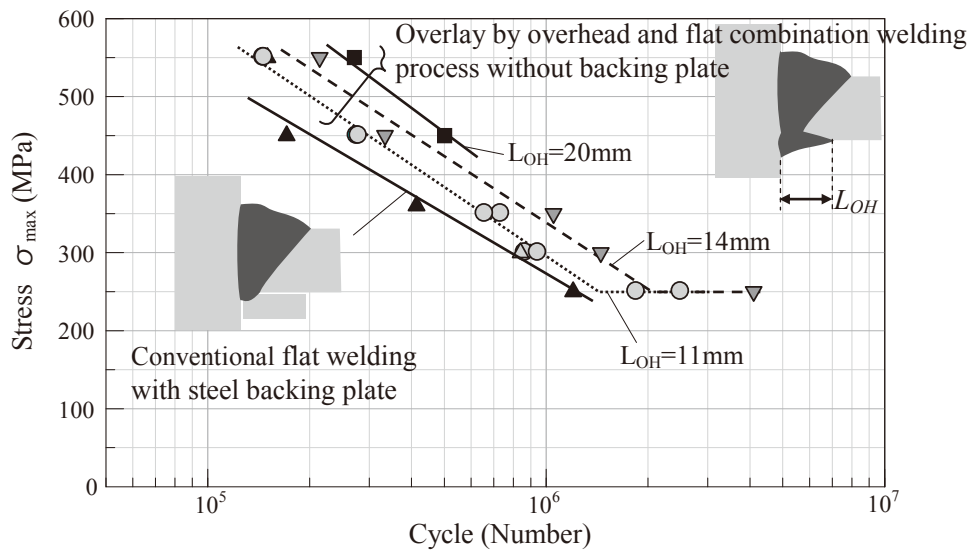


Fig.3.19 Bending fatigue test results

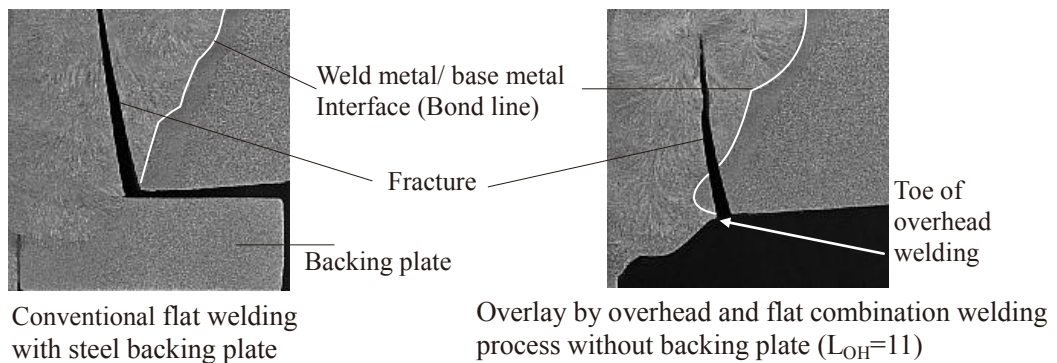


Photo 3.3 Typical fatigue fracture of conventional and developed process

3.7.4 考察

・従来裏当て金工法に対して、バックングレス上向肉盛工法の方が優れた疲労特性を示す要因
以下2要因の重畳が主因と考える。

- 1) [形状改善効果] ; バックングレス上向肉盛工法では梁-裏当て金間に不可避免的に生じる切欠き状の応力集中源となる裏当て金がなく、さらに裏面側ビードの止端部形状がなじみのよい滑らかな形状であるため、応力集中が緩和された。
- 2) [金属組織改善効果] Fig.3.20 に模式的に示すとおり、亀裂発生箇所である裏面ビードの止端部が下向開先溶接の Bond ラインから離れていた。亀裂が発生・伝播する位置が、相対的に靱性が低く脆性的破

壊を生じやすい溶接金属部(Ave.48J, Table 3.9)あるいは溶接熱影響部(HAZ)ではなく、緻密な組織で高靱性(Ave.168J, Table 3.8)の亀裂伝播抵抗の高い母材原質部であった。

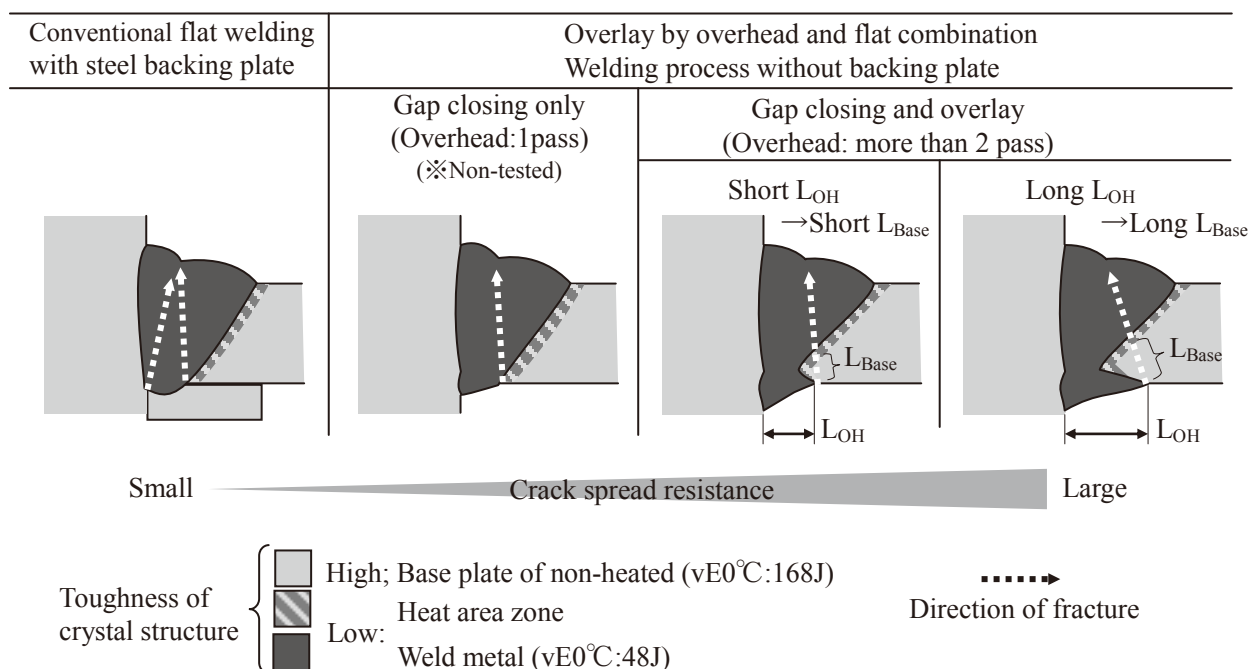


Fig 3.20 Consideration of the mechanism improving the fatigue strength for developed welding process

・ Fig.3.20 において、 L_{OH} が大きいほど疲労強度改善効果が向上する理由について

上記 2 要因のうち、金属組織改善効果が大きくなるためと推測される。すなわち、亀裂伝播経路において、Fig.3.20 の右側に示すように初期疲労として高靱性である母材原質部 L_{Base} を長距離通過する必要があるためと考えられる。

・ さらなる改善提案

今回の試験の亀裂伝播方向は、表側余盛におけるパス会合部となっており、表側の応力集中箇所になったと思われる。もし表側余盛のパス会合部を滑らかに仕上げていけば、3.4 節 Fig.3.7 で模式的に示したとおり、表側余盛と梁フランジの止端部 U1 が応力集中箇所となり、亀裂伝播した可能性がある。この経路を伝播する場合は、開発工法では低靱性である HAZ あるいは溶接金属を全く通らないため、さらに疲労特性や耐脆性破壊特性が改善する可能性がある。つまり、本開発工法と適用する場合、表側余盛を振分け溶接せず、1 パスで滑らかに仕上げることが合わせて管理すれば、より継手としての破壊特性は向上するはずである。(Fig.3.21, Photo 3.4) 当提案は今後の検討課題である。

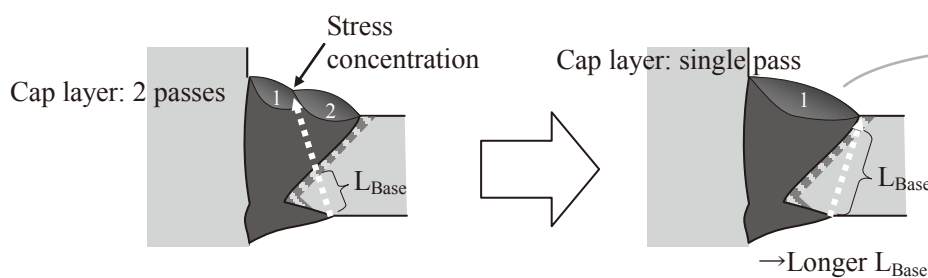


Fig.3.21 Further improvement suggestion by cap layer welding

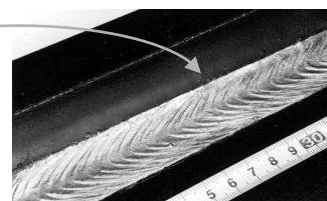


Photo 3.4 Example of cap layer treatment by single pass welding

・類似の肉盛溶接による応力集中箇所移動工法との効果の違い

上述した破壊開始部および経路の金属組織的改善法の考え方については、類似の破壊特性改善効果を狙った既存溶接工法として、大臣認定鋼材 BCP325T 冷間成形角形鋼管とダイアフラムの周溶接継手に採用されている NBFW 工法が実用化されている^{73-1~2)}。NBFW 工法は Fig.3.22 に示すように、通常裏当て金付開先の下向溶接において、コラムスキンプレートと溶接金属境界止端部に低入熱付加ビード U を設け、応力集中箇所を 35° 開先面に沿って形成される熱影響部から離すことによって、本開発工法と同様に高靱性な母材原質部に破壊亀裂を進展させることで破壊性能を改善させる原理である。

NBFW 工法では亀裂発生箇所を表側余盛止端部、進行方向は裏当て側を想定している。この場合、原理的にある程度ビード U をスキンプレート側に延ばせばそれによる改善効果は早くに飽和すると考えられる。一方、本開発工法では現場溶接の下フランジ側開先を想定していることから、亀裂発生箇所を裏側、進行方向は表側余盛止端部と、NBFW とは逆になっている。裏側からの亀裂進展では、必ずしも表側余盛とフランジ表面境界の止端部に向かうわけではなく、むしろ本試験結果と同じく、表側余盛のパス会合部に向かう、すなわち溶接金属内部を伝播する場合も多いと想定されることから、バックングレス上向肉盛溶接の脚長 L_{OH} にて肉盛溶接で重ねて延長するほど、疲労亀裂発生を遅らせ、さらに進展経路として金属組織的に緻密かつ高靱性である母材原質部を通る距離が長くなり、疲労強度特性の向上が期待できる。本試験結果はこの考察と合致している。

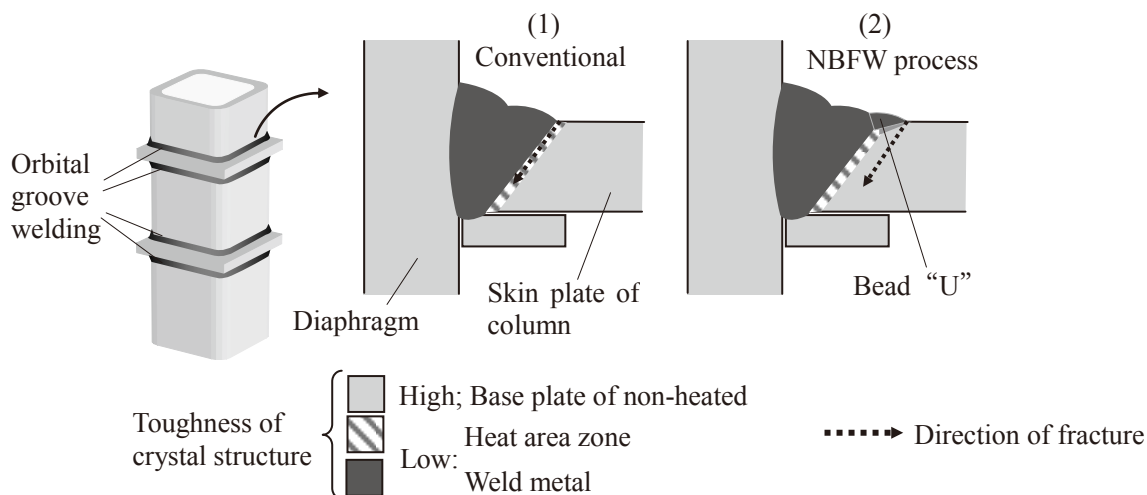


Fig.3.22 Mechanism of “NBFW” process in BCP325T column^{73-1~2)}

・上向肉盛溶接の入熱条件について

上向肉盛溶接では、その止端部から亀裂発生することを想定するため、亀裂発生部の靱性確保は重要である。HAZ 靱性は高い入熱によって組織変化し、脆化することが知られている。したがって、上向肉盛溶接でも母材に対して熱影響を最低限に抑制することが好ましい。(タック溶接のように超低入熱溶接もまた、急冷組織となって脆化することも周知) 3.5.3 節で示したとおり、本施工のために採用された上向専用溶接材料は、アーク及びビードが広がり、熱集中が小さいことから、止端部母材の組織的改善機構の点でも有利に働いていると考えられる。

3.8 第3章まとめ

柱-梁接合部の現場接合形式におけるに大きな応力集中箇所の一つである裏当て金の問題に対して、裏当て金を廃し、代替として溶接性に優れた上向姿勢用専用溶接材料を採用、さらにルートギャップ閉塞後にもパスを積層して肉盛溶接するバックングレス上向肉盛工法を開発した。(Photo 3.5)

本工法適用後、通常どおり下向姿勢にて開先内充填溶接を行う混用溶接工法とし、その継手性能を確認した。その結果、想定どおり、裏当て金に働く応力集中緩和効果と、亀裂発生部の組織的改善によって、疲労強度向上効果が確認された。地震時に作用する高応力負荷時の塑性変形能力にも向上効果が見込まれる。得られた結果の詳細を以下に示す。

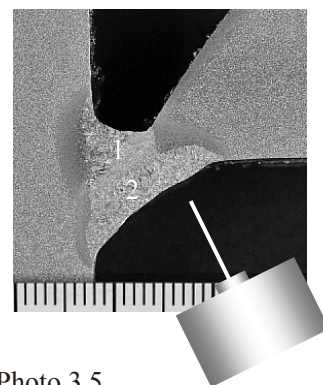


Photo 3.5
Overlay by overhead welding process without backing plate

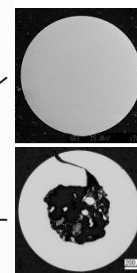
- 1) 上向姿勢および応力集中緩和に適した専用溶接材料を開発した。(Table 3.13)

形態をフラックス入りワイヤとすることで、Al, Mg, フッ素化合物など従来ソリッドワイヤでは添加困難な成分添加を実現できた。

Table 3.13 Comparison of the welding wire chemical composition of the conventional solid wire and the developed flux cored wire suitable for overhead welding (Same as Table 3.1)

Kind name	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti+Zr	Mo	Al	Mg	[M]Fx [※]
YGW18	- 0.15	0.55 1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.30	- 0.40	-	-	-
Developed Wire(FCW)	- 0.05	- 0.20	0.75 1.25	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.05	- 0.40	2.00 3.00	0.50 1.00	2.00 4.00

※[M]Fx ; Fluoride(フッ素化合物)



- 2) 上向姿勢溶接は、1パスにて開先ルートギャップ閉塞後、さらに被せるように最低1パス溶接することで、次工程となるソリッドワイヤによる下向溶接初層での耐溶落ち性が確保されるだけでなく、破壊応力が作用した際の亀裂発生点を靱性が乏しい溶接金属部もしくはHAZから、一般的に高靱性な母材原質部に移動させる作用が生じて、破壊特性を向上させる作用がある。(Fig.3.23, Photo 3.6)

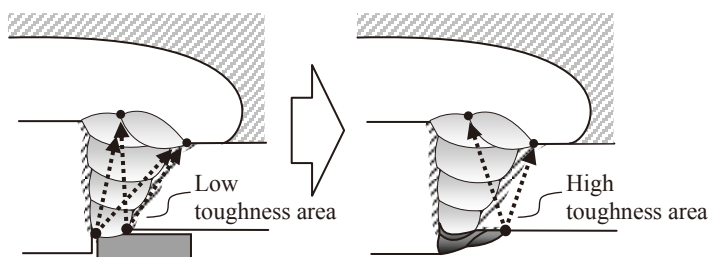
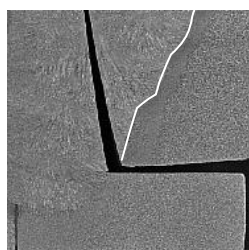
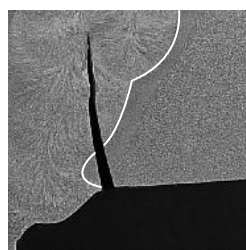


Fig.3.23
Moving effect of fracture start from low to high toughness area
(Partially extracted from Fig.3.7)



Conventional flat welding with steel backing plate



Overlay by overhead and flat combination welding process without backing plate ($L_{OH}=11$)

Photo 3.6
Typical fatigue fracture of conventional and developed process
(Same as Photo 3.3)

- 3) 曲げ疲労試験において、従来裏当て金方式は従来知見どおり裏当て金とフランジのスリット部端が大きな応力集中源となって亀裂発生し、溶接金属内部を表側余盛会合部に向かって進展した。
- 4) バックングレス上向肉盛工法では、裏当て金のように狭隙で応力集中が高い箇所が発生しない。肉盛溶接のフランジ面と接する止端部が応力集中となるが、その集中度は形状的に緩和されている。
- 5) バックングレス上向肉盛工法では肉盛止端部が亀裂発生箇所となり、母材原質部を進展した後、HAZそして溶接金属内部を表側余盛会合部に向かって進展した。
- 6) バックングレス上向肉盛工法の脚長 L_{OH} は大きいほど、疲労特性が改善した。(Fig.3.24) 破断時間は、公称応力 450MPa において裏当て金方式が 2×10^5 回に対し、脚長 $L_{OH}=11\text{mm}$ の場合で 3×10^5 回、脚長 $L_{OH}=20\text{mm}$ の場合で 5×10^5 回に向上した。脚長増による改善理由は、4)の亀裂進展経路における高靱性母材原質部の比率が大きいためと考えられる。

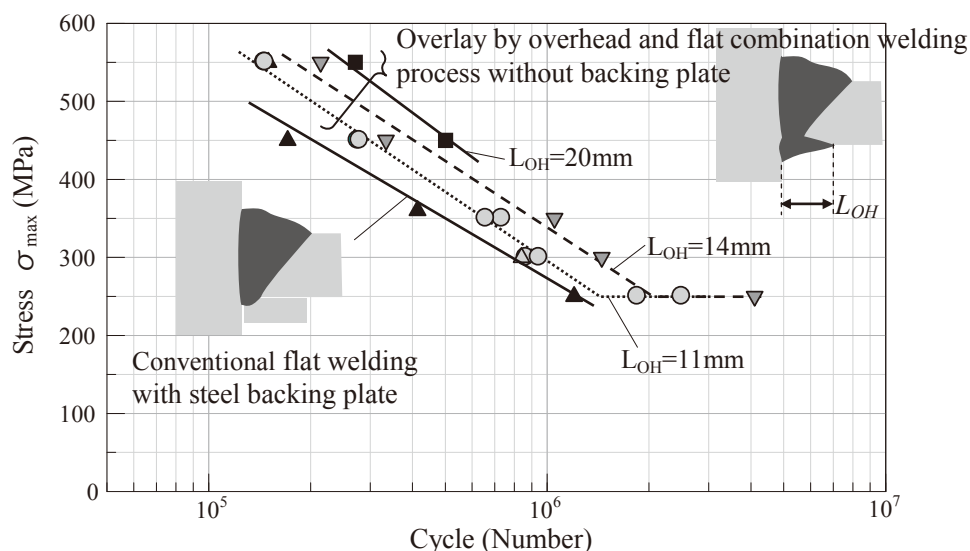


Fig.3.24 Bending fatigue test results (Same as Fig.3.19)

今回の試験では、バックングレス上向肉盛止端部から発生した疲労亀裂が、振分け溶接された表側余盛の会合部に向けて進展したが、表側余盛の会合部を滑らかに仕上げ、応力集中度を下げると、亀裂進展は次なる応力集中箇所である表側余盛のフランジ面との止端部に向けて進展し、その結果、溶接金属や HAZ を全く亀裂伝播しなくなる可能性がある。(Fig.3.21) この場合、非常に優れる耐疲労性や塑性変形能力が得られる可能性があり、今後本推論を確認する価値があると考えられる。

一方、課題としては、本開発工法が疲労特性に優れる主因として 1) 形状改善効果、2) 金属組織改善効果をあげたが、供試の十字継手試験片が小さく、3 点支持点が相対的に近いため、1)についてはモーメント変化の影響があることも考えられる。実際の鉄骨構造では梁が数百倍の長さになることから、上向溶接脚長の違いによるモーメントの変化は相対的に低下する。したがって、疲労強度に及ぼすモーメントの影響度は実構造物に近い大型柱梁構造試験を行って確認していく必要がある。さらに、本報では耐強風特性に近い [低荷重-高サイクル] の疲労試験として継手性能を論じてきたが、大型柱梁構造試験では耐震性を重視し、[高荷重-低サイクル] での破壊特性を今後調査し、本開発工法の有効性を確認したい。バックングレス上向肉盛工法単独での効果確認とはならないが、次章以降において本工法を取り入れた柱梁構造での塑性変形能力を確認していく。

第 4 章

スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用

第4章 スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用

4.1 はじめに

第2章において、スカラップ底の応力集中問題に着目し、緩和のための実用的工法として、スカラップ底の周囲にアーク溶接による肉盛を施すことで、応力集中の分散緩和とフランジ中央部の剛性上昇による歪み低減をはかる、スカラップ底肉盛工法を創案して、その効果を検証した。

第3章では、裏当て金に関する応力集中問題に着目し、緩和のための実用的工法として、裏当て金を排して上向溶接と下向溶接を組み合わせた混用溶接法とし、さらに上向溶接には応力集中箇所を高靱性組織に移動させるための肉盛を施す、バックングレス上向肉盛工法を創案し、必要となる溶接材料の開発と共に、その効果を検証した。

実際の現場溶接継手では、スカラップと裏当て金が同時に存在することから、最終目標としてどちらの問題も同時改善する必要がある。

4.2 第4章の目的

これらの両工法を同時適用した場合に、長所のみならず、短所が発生しないか確認する必要がある。本章では、上記組合せについて実大構造試験体を用いて確認することを目的とした。

4.3 スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法を同時適用した柱梁実大モデルの塑性変形能力

スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法を組合せた場合に、第2章で確認した従来スカラップ工法とスカラップ底肉盛工法の単独適用、さらにバックングレス上向肉盛工法単独適用に対しての塑性変形能力を確認することを目的として、第2章と同じ通しダイアフラム方式柱梁溶接接合部をモデル化した、Table 4.1、Fig.4.1 に示す合計3体の実大試験体を作製し、繰返し曲げ試験に供した。(詳細後述)

Table 4.1 Test Number and condition

Test Number	Type of the beam-to-column joint (Ref. Fig.4.1)	Condition of the overlay by overhead welding without baking plate	Condition of the overlay welding around toes of scallops
FL	On-site joint	2 passes $L_{OH}=12\text{mm}$	None (Conventional)
FL -P			Target (Fig.4.1 $L_B=100\text{mm}$)
FL -s3			Shorter length to the beam direction (Fig.4.1 $L_B=50\text{mm}$)

4.3.1 試験体形状

1) 全体形状 (全試験体共通、第2章と同一)

中央にダイアフラムと角形鋼管を溶接接合した柱部材を配置し、その両側にH型鋼による梁部材を溶接接合した左右対称構造とした。

2) 寸法 (全試験体共通、第2章と同一)

梁部材は 250mm(梁せい)×200mm(梁フランジ幅)×16mm(ウェブ厚さ)×19mm(梁フランジ厚さ)の溶接組立H、ダイアフラムは300mm□×25mm厚で、材質は全てJIS G3136 SN490Bとした。柱コラムは16mm(板厚)×250mm□×205mm(高さ)サイズの材質BCR295(建築構造用冷間ロール成形角形鋼管)を適用した。

梁の外側両端付近には、後の3点曲げ試験の支点となる位置に厚さ19mmのスティフナーをH形断面内に

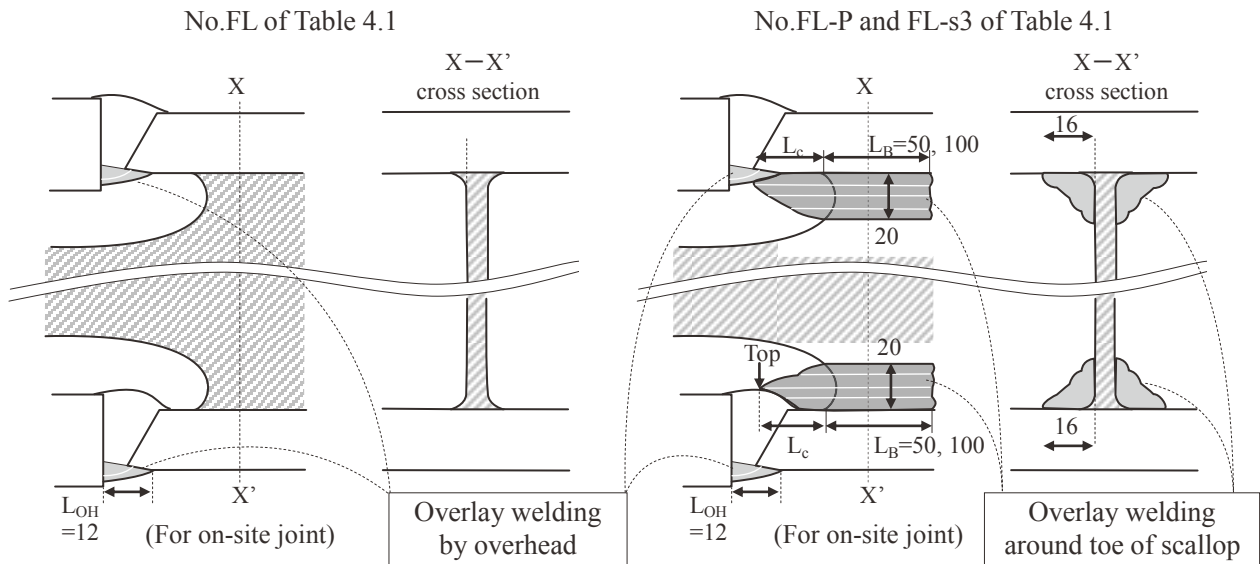


Fig.4.1 Management target of the overlay welding method around toes of scallops and the overlay by overhead welding without backing plate. (Unit; mm)

挿入、溶接取付した。

3) 梁ウェブの接合（全試験体共通、第 2 章と同一）

溶接接合形式を採用した。(Fig.2.4 (1)) 梁ウェブを拘束するため、コラムに対し YGW11 ソリッドワイヤを用いて脚長 6mm の部分溶込みのすみ肉溶接とした。

4) スカラップ形状（全試験体共通、第 2 章と同一）

現在標準的に用いられている r35 と r10 を組合せた複合円形タイプとした。(Fig.2.5)

5) 梁フランジと柱ダイアフラムの接合ディテール（全試験体共通）

上フランジ；外開先、下フランジ；内開先の現場接合形式のみとした。ただし、裏当て金は上下フランジ共に無しとした。(Fig.4.2)

6) 設計図面

基本となる Fig.4.2 形式の試験体設計図を Fig.4.3 に示す。第 2 章 Fig.2.6(a)の裏当て金を省いた状態に等しい。なお、スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法は基本試験体に追加適用される。

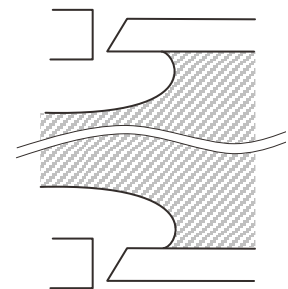


Fig.4.2 Base design of beam-to-column joint considered in chapter 4

4.3.2 梁端突合せ溶接

1) 溶接材料（全試験体共通、第 2 章と同一）

バックングレス上向肉盛工法には上向専用フラックス入りワイヤ 1.4mm φ を、下向開先溶接及びビスカラップ底肉盛溶接には 490MPa 級溶接ソリッドワイヤ JIS Z3312 YGW11 1.2mm φ を用いた。シールドガスは全て炭酸ガスシールド溶接とした。

2) 入熱・パス間温度管理（全試験体共通、第 2 章と同一）

バックングレス上向肉盛工法、下向開先溶接、スカラップ底肉盛溶接の全てを入熱 3.0kJ/mm 以下、パス間温度：250℃以下管理とした。

3) エンドタブ（全試験体共通、第 2 章と同一）

梁端突合せ溶接部の両端には鋼製エンドタブを取付け、溶接クレータはエンドタブ幅内に収め、梁幅内に入らないように注意した。鋼製エンドタブは溶接後も切断せずそのままとした。

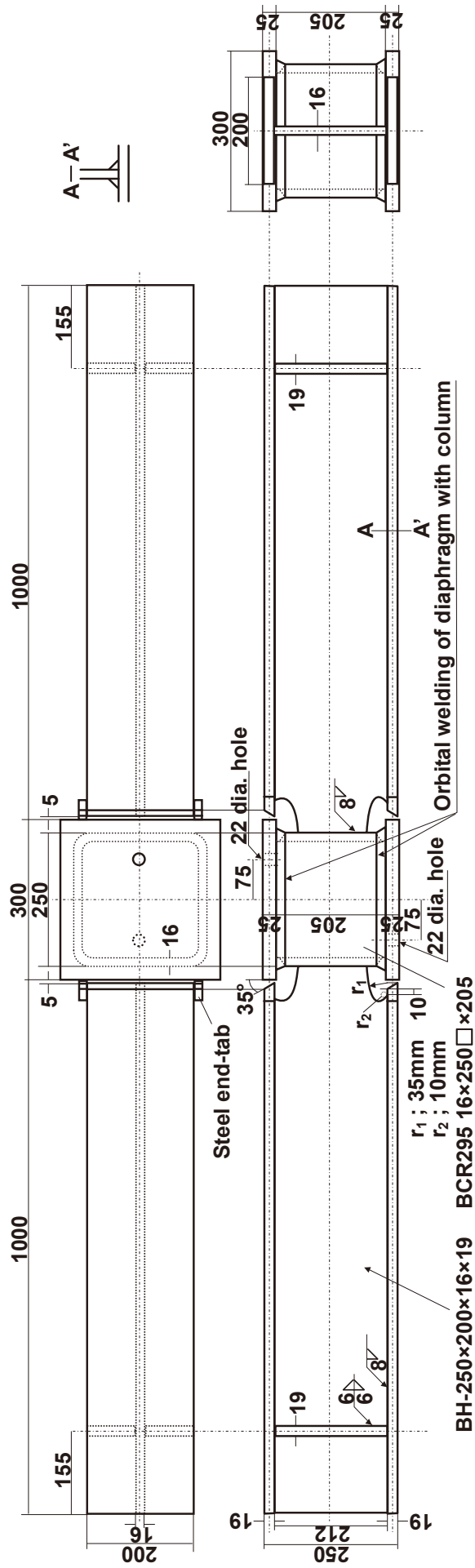


Fig.4.3 Schematic plan for the three point bending test of full-size beam-to-column assemblies
(For on-site welding without backing plate)

(Unit: mm)

4) 溶接要領

第3章の上向専用に開発した特殊フラックス入りワイヤを用いて、上フランジ、下フランジ共に上向姿勢にてルートギャップの閉塞溶接(裏波溶接)を行い、さらに引き続いて1パスを肉盛積層し、梁中央方向に溶接止端部を延伸させた。上向溶接の様子を Photo 4.1 に示す。その後、表側から下向姿勢にて従来溶接法と同じく、YGW11 ソリッドワイヤを用いて開先内を多層積層した。溶接条件は第2章の裏当て金方式と同一である。積層手順も同一であり、上フランジは梁幅全長を往復進行で溶接した。

一方、ウェブが邪魔となる下フランジはエンドタブからスカラップ直下までを1パス溶接長とし、ウェブを跨いで逆側を溶接して、左右の会合部に欠陥を出さないように留意して積層した。溶接積層は溶接士による、いわゆる半自動溶接にて行われた。積層要領を Fig.4.4 に、詳細溶接条件を Table 4.2 に示す。



Photo 4.1
Overlay by overhead welding without backing-less process applied the special welding material at the full-size beam-to-column assemblies test production

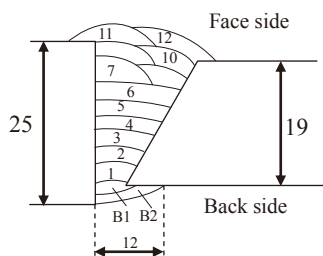


Fig.4.4 Welding pass sequence of the beam-to-column joint

Table 4.2 Welding condition of the beam-to-column joint

Control parameter	Face side	Back side (Without backing plate)
Welding wire classification	JIS Z3312	JIS Z3313
YGW11		T490T5-1CA-U
diameter(mm)	1.2	1.4
Shielding gas	CO ₂ 25 l/min	CO ₂
Position	Flat	Overhead
Polarity	DC・EP	DC・EN
Current (A)	260-280	150-230
Arc voltage (V)	31-34	18-19
Wire extension(mm)	20-25	15-20
Heat input control (kJ/mm)	3 or less	3 or less
Interpass temp. control (deg)	250 or less	250 or less

5) 鋼材と溶接金属の機械的性能

用いた鋼材、下向溶接材料は第2章と同一材質・同一チャージ材であり、溶接条件も同一管理であることから、鋼材・溶接金属ともにその機械的性能は Table 2.4 と同一と考え(Table 4.3)、材料試験は省略した。ただし、本章試験では裏当て金の代わりに上向溶接を行っていることから、裏面側からのシャルピー衝撃試験を採取し、吸収エネルギーを測定した。(Fig.4.5) 結果を Table 4.4 に示す。ノッチ位置にはソリッドワイヤによる下向溶接金属と特殊フラックス入りワイヤによる上向溶接金属が混在しているが、0℃での吸収エネルギーは 122J と良好であった。

Table 4.3 Mechanical properties of the base plates and the weld metals (Same as Table 2.4)

	Position	YP (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	vE0°C (J)	YR (%)
Base plate	Beam/flange	401	553	25	175	72
	Beam/web	391	549	27	168	71
	Column/diaphragm	410	559	26	212	73
	Column/pipe	342	505	30	232	68
HAZ	Beam/flange	-	-	-	152	-
	Column/diaphragm	-	-	-	196	-
Weld metal	Beam	522	578	30	154	90
	Pipe column	530	594	28	138	89

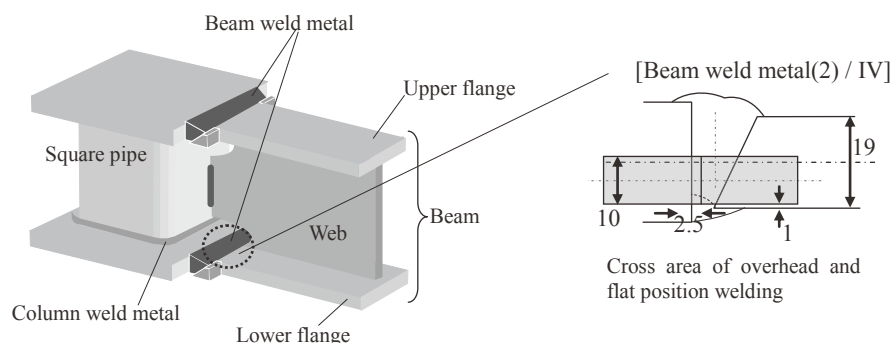


Fig.4.5 Position of mechanical test piece about mixture area of the overhead weld and the flat weld

Table 4.4 Mechanical properties of the mixture area of the overhead and the flat weld

	Position	YP (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	vE0°C (J)	YP (MPa)
Weld metal	Mixture area of overhead and flat position welding	—	—	—	122	—

4.3.3 スカラップ底肉盛溶接 (第2章と同一)

No.FL に対し、スカラップ底肉盛を施したものが、No.FL-P、No.FL-s3 である。これらのスカラップ底肉盛溶接は第2章と同じく、下フランジ側は下向姿勢での肉盛であるが、上フランジ側も構造体反転して下向姿勢にて肉盛とした。(Fig.4.6) 現場接合形式では反転不能なため、本来この方法は現実的ではない。現場接合形式での上フランジ側をどうするかは第5章で扱うとして、本章では基礎実験としてバックングレス肉盛工法とスカラップ底肉盛の同時適用による基本的効果を確認することを目的とするため、非現実的手段にて製作した。

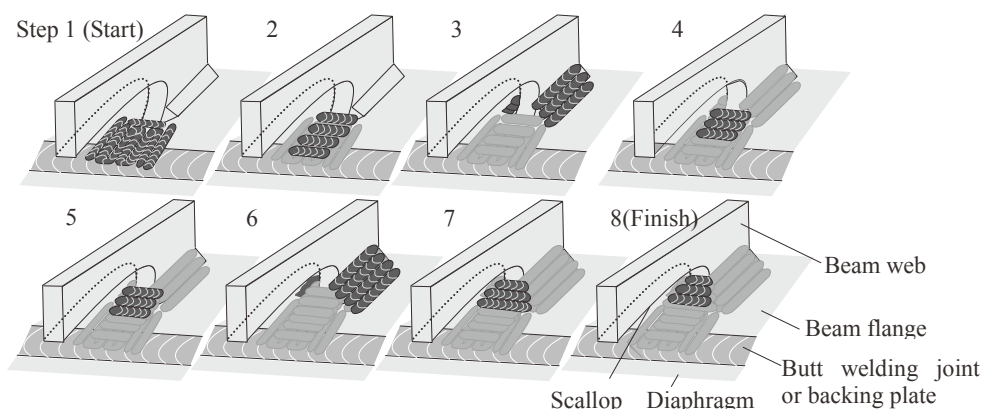


Fig.4.6 Welding pass sequence of the overlay welding method around toes of scallops (Same as Fig.2.9)

また、第 2 章においてスカラップ底肉盛溶接の管理条件のうちの一つである梁中央方向への長さ L_B が狙い値 100mm よりも短い 20mm の場合の性能を確認し、変形能力の上昇度合いが十分ではない知見が得られたが、さらなる追加確認として、本章において No.FL-s3 として 50mm 試験体を追加した。

4.3.4 繰返し载荷試験方法 (第 2 章と同一)

上述条件で製作した柱梁構造の実大試験体の地震時を想定した塑性変形能力を測定するために、3 点曲げ方式による繰返し载荷試験を実施した。具体的には、試験体両端を支持し、Fig.2.12 に示す $1.96 \times 10^6 \text{MPa}$ 試験機を用いて中央コラム部に鉛直荷重を载荷した。温度は 0°C と設定し、実現手段として強制冷却を行うべく、(a)コラムコア内部にエタノール、ドライアイスを満たして常時循環させ、また(b)溶接部から 300mm の部分まで同冷却媒体を満たした袋を載せた。実験中は温度計と熱電対を用いて温度管理を行い、試験体温度が 0°C になって一時間以上保持した後に载荷を行い载荷中もその温度を保持した。

载荷の際は梁部材の全塑性モーメントに対する梁端の変形変位 $c \delta p$ を基準に取り、载荷振幅を $1c \delta p$ 、 $2c \delta p$ 、 $4c \delta p$ 、 $6c \delta p$ ・・・と漸増させ正負交番繰返し载荷を行った。各振幅で $1c \delta p$ 以外の各振幅で 2 サイクル繰返し、梁フランジが破断した時点で実験終了とした。梁の载荷履歴を Fig.4.7 に示す。荷重はロードセルにより検出とした。载荷速度は载荷点においてアクチュエータの変位速度を $1\sim 3\text{mm/sec}$ とした。梁のみの変形量は、治具の変形量と試験体の変形量を差し引くことで算出した値を元に測定した。また、梁フランジの歪状態を計測するため、歪ゲージを貼付けた。貼付位置を Fig.4.8 に示す。

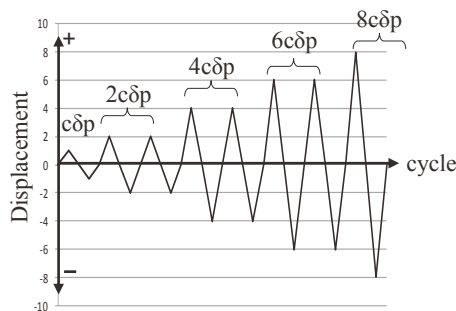


Fig.4.7 Load sequence image of bending test (Same as Fig.2.13)

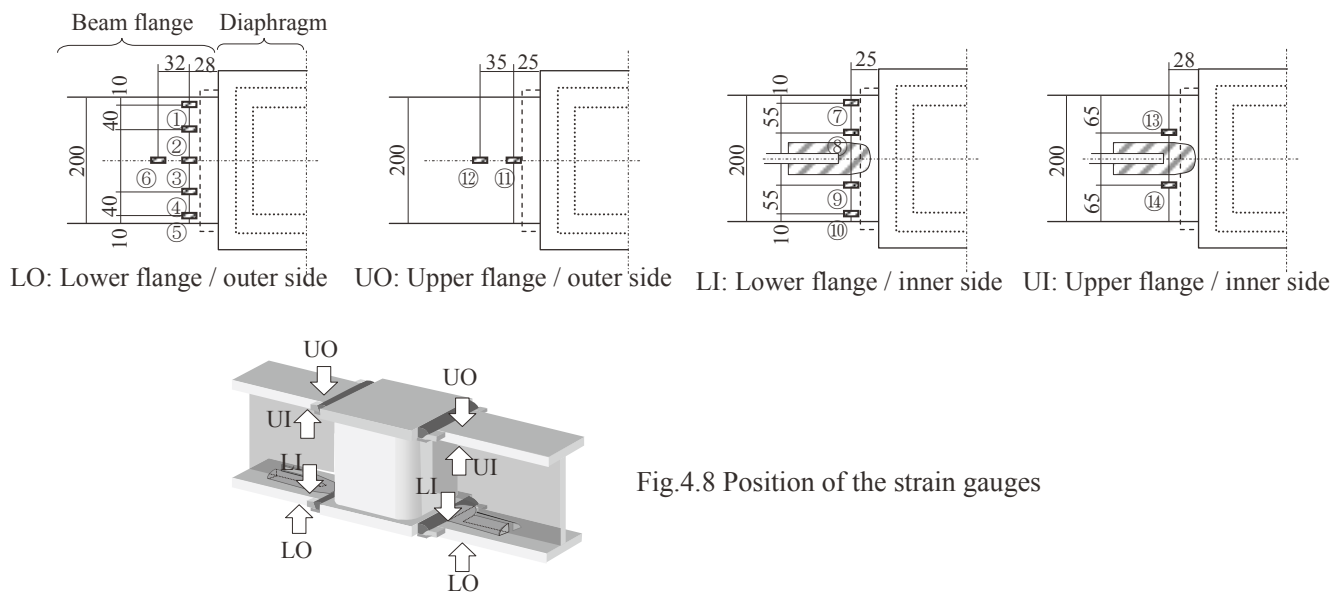


Fig.4.8 Position of the strain gauges

4.3.5 変形能力の解析手法 (第 2 章と同一)

2.4.5 節、Fig.2.15 で示した、骨格曲線を用いた累積塑性変形倍率 η_s を算出して、評価に用いた。(Fig.4.9)

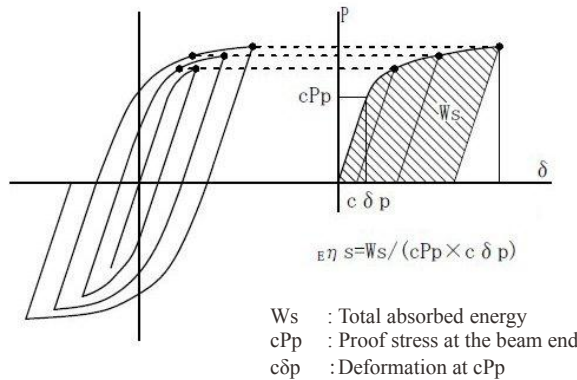


Fig.4.9 Calculation method of the cumulative plastic deformation factor(η_s) using skeleton curve (same as Fig.2.15)

4.3.6 実験結果

上述実験方案に基づいて実施した柱梁構造実験体の荷重-変位履歴曲線、および亀裂破断箇所と写真を Table 4.5 に示す。また、Table 4.6 に試験で得られた解析値および η_s の算出結果を示す。

さらに、スカラップ底肉盛および接合形式と η_s の関係として整理した図を第 2 章の結果 Fig.2.17 に追加して Fig.4.10 として示し、また、梁フランジ外側(端から 10mm)と中央の歪み比を算出した結果を同じく第 2 章の結果 Fig.2.18 に追加して Fig.4.11 として示す。

Table 4.6 Analyzed results

Test No.	End of fracture cycle time	Positive side of bending					Reverse side of bending					Average η_s
		Max. load $\times 10^6$ (MPa)	Max. displacement (mm)	Absorbed energy $W_s \times 10^6$ (MPa·mm)	Skeleton Deformation (mm)	η_s	Max. load $\times 10^6$ (MPa)	Max. displacement (mm)	Absorbed energy $W_s \times 10^6$ (MPa·mm)	Skeleton Deformation (mm)	η_s	
FL	+4 σ_{n2}	1.152	31.5	24.82	36.2	3.40	-1.212	-31.7	33.45	-44.7	4.58	4.0
FL-P	-6 σ_{n1}	1.451	47.2	58.48	58.1	7.64	-1.385	-31.1	68.18	-66.7	9.33	8.5
FL-s3	+6 σ_{n1}	1.452	44.7	62.41	59.4	8.54	-1.383	-31.9	50.42	-45.2	6.90	7.7

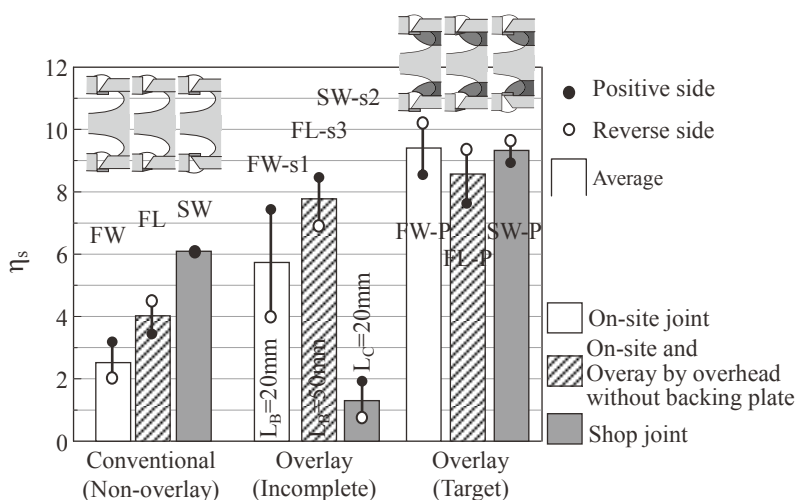


Fig.4.10 Relationship between the overlay welding method around toes of scallops, the joining designs, and cumulative plastic deformation factor(η_s)

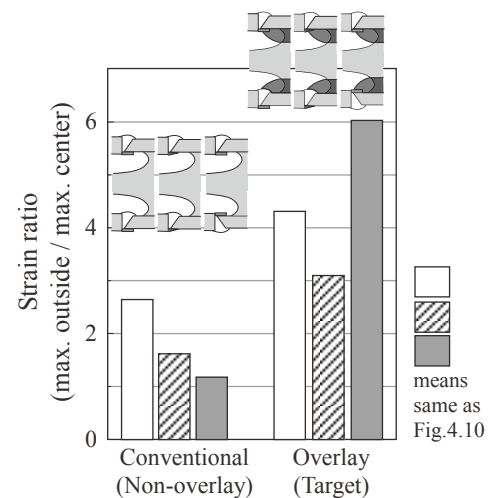

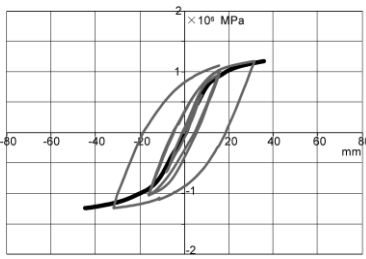

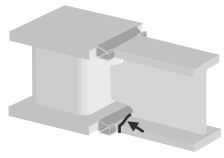


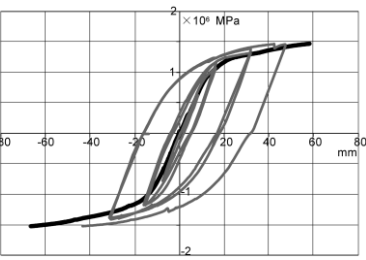
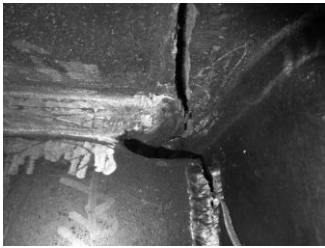
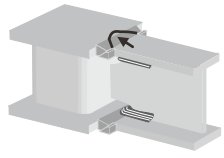
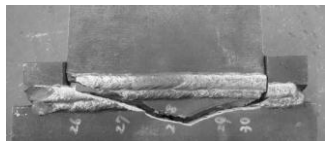

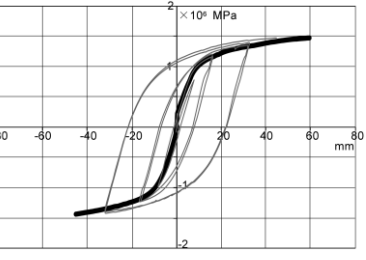
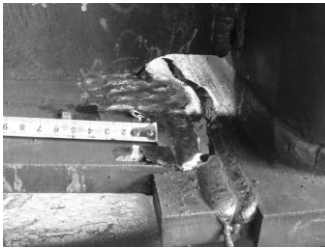
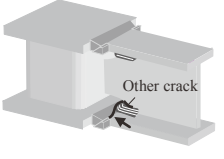
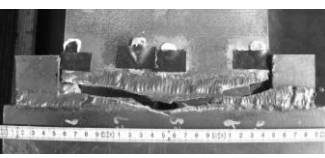


Fig.4.11 Strain ratio of outside by center in the lower beam flange (①/③ or ⑤/③ in Fig.4.8)

Table 4.5 Result of bend test applying full-size beam-to-column assemblies

	Test No.	Load-deformation curve	Photograph of fracture Upper; scallop side Lower; outer side	Position and situation of fracture pass and Average η_s
Conv. condition	FL 			
				4.0
Target condition	FL-P 			
				8.5
Incomplete condition	FL-s3 			
				7.7

4.3.7 考察

1) バッキングレス上向肉盛工法のみでの塑性変形能力

No.FLは従来スカラップ付現場接合形ディテールから裏当て金を排し、上向姿勢によるバッキングレス肉盛工法を適用しているが、破断は第2章のNo.FW, SWと同じく下フランジのスカラップ底を起点として梁フランジ母材を幅方向に貫通しており、裏当て金の影響は直接的には見られない。しかし、累積塑性変形倍率 η_s は裏当て金付従来現場接合形ディテールの2.0(FW)から4.0(FL)へと向上している。ただし、この向上が有意差なのか、ばらつきの範囲内なのかははっきりしない。どちらにしろ、 η_s が4.0というのは塑性変形能力の絶対値としては低く、スカラップ問題をそのままに、裏当て金への応力集中問題を改善させてもさほどの効果は無いことを示唆している。

2) [バックングレス上向肉盛工法+スカラップ底肉盛工法] の塑性変形能力

No.FL-P は従来スカラップ付現場接合形ディテールから裏当て金を排し、上向姿勢によるバックングレス肉盛工法を適用するとともに、スカラップ底に肉盛を施した試験体である。累積塑性変形倍率 η_s は 8.5 と第 2 章の No.FW-P, SW-P の 9.3 と比べて若干低かったものの、絶対値としては十分に高い範囲である。破断箇所は上フランジ側であり、バックングレス上向肉盛金属上に位置するスカラップ底肉盛の先端部を起点として、両側鋼製エンドタブとフランジの境界を結ぶように梁端開先溶接金属やダイアフラムを破断した。

破断が上フランジ側で起きた理由、そして η_s が No.FW-P や No.SW-P と比べて若干低下した理由は、スカラップ底肉盛溶接先端部の厚みに原因があると考えられる。Fig.4.12 にスカラップ底肉盛工法を施した場合の各ディテールを模式的に示している。工場接合形式の No.FW-P は(A)、現場接合形式の No.SW-P は(B)、そして裏当て金を排してバックングレス上向肉盛工法を適用した No.FL-P が(C)である。スカラップ底肉盛工法を施した場合に、梁幅中央の応力集中箇所となる肉盛溶接先端が接するのが、(A)、(B)の場合は裏当て金もしくは梁端開先溶接金属の余盛であり、それぞれ比較的大きな厚みがある。(C)の場合は、下フランジ側は梁端開先溶接金属の余盛であるが、上フランジ側はバックングレス上向肉盛の厚みとなり、それは比較的薄い。したがって、(C)の場合は上フランジ側が下フランジ側よりも応力に対して相対的に弱くなり、破断箇所を呈しやすく、変形能力もやや低くなると考えることができる。

この結果から、上フランジに限り、バックングレス上向肉盛工法とスカラップ底肉盛工法を同時適用するのは、必ずしも効果的とはならないと考えられる。

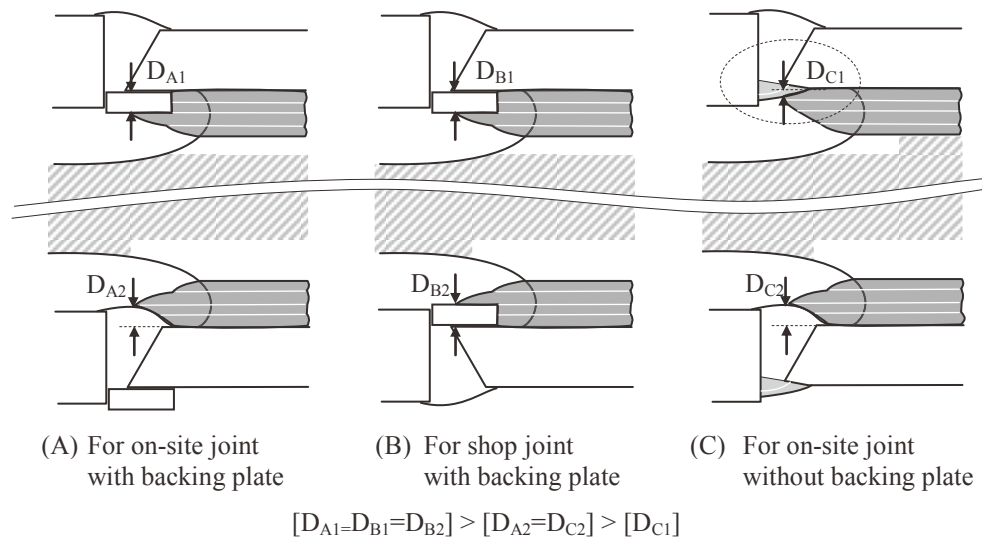


Fig.4.12 Comparison of the height from beam flange face to the top of overlay weld metal toe around the scallop in some designs

3) 管理パラメータの影響

第 2 章において、スカラップ底肉盛工法の管理項目の一つである梁方向への長さ L_B が短い時にはスカラップ底周辺への亀裂発生を防止することが出来ず、塑性変形能力の向上効果が限定的であることを見出した。

L_B の長さについて追加確認することを目的として、No.FL-s3 として $L_B=50\text{mm}$ の効果を確認した。その結果、 η_s は 7.7 と、 $L_B=100\text{mm}$ の No.FL-P と比較して若干低い値となった。破断箇所は、No.FL-P と同じく鋼製タブと梁フランジ間スリットを両端、そしてスカラップ底肉盛溶接先端を中央頂点とした山形状に梁端開先溶接金属を貫通した。一見、スカラップ近傍の破壊が回避できたように見えたが、詳細観察すると、ス

カラップと肉盛部の交点から肉盛部梁方向に亀裂が数 mm 入っていた。(Photo 4.2) この結果より、スカラップ底肉盛溶接の長さ $L_B=50\text{mm}$ では、ウェブの変形抵抗とタブ／フランジ間スリット近傍の変形抵抗の大きさが近い値だったことが示唆された。ただし、本破壊形態における歪の定量的分布は把握できておらず、今後の確認事項の一つである。

第 2 章において L_B と η_s の関係として得られた Fig.2.19(a)に、第 4 章の試験結果を追記したグラフを Fig.4.13 に示す。スカラップ底肉盛溶接の梁方向の長さ L_B と塑性変形能力の関係はほぼ第 2 章結果と変わらず、維持されている。破壊経路としては、スカラップ底肉盛溶接がない場合は、スカラップ底を起点とした梁フランジが破壊する。この破壊モードの場合、塑性変形能力は低いレベルである。短いスカラップ底肉盛溶接($L_B=20\text{mm}$)を施した場合は、肉盛溶接に沿うようにウェブを通してフランジが破壊する。この破壊モードはまだスカラップとスカラップ底肉盛溶接交点にかかる応力が梁中央方向に向かうベクトルに抵抗できていないことを示す。ただし、迂回させることで塑性変形能力は多少向上している。さらにスカラップ底肉盛溶接を伸ばすと($L_B=50\text{mm}$)、梁中央方向への抵抗が十分出来つつあり、部分的に亀裂が入るものの、途中で止まり、一方、柱方向の力の伝達が相対的に勝って、鋼製タブとフランジ間スリットおよびスカラップ底肉盛溶接先端を繋いだ経路が破断する。この破壊モードではさらに塑性変形能力が向上する。そして、スカラップ底肉盛溶接の長さが十分に長い場合($L_B=100\text{mm}$)、梁ウェブやフランジの破壊は完全に起こらなくなり、破壊は、鋼製タブとフランジ間スリットおよびスカラップ底肉盛溶接先端を繋いだ経路で発生する。この破壊モードの塑性変形能力は大きな向上効果となる。

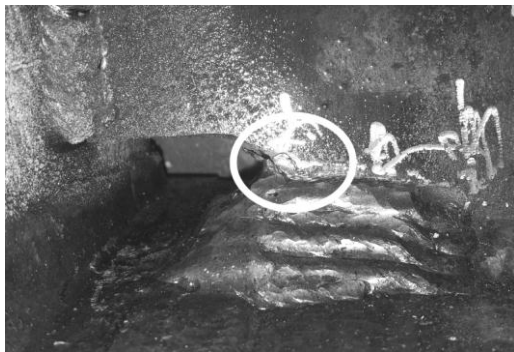


Photo 4.2 Fracture above the overlay welding around toe of scallop in the beam web (No.FL-s3)

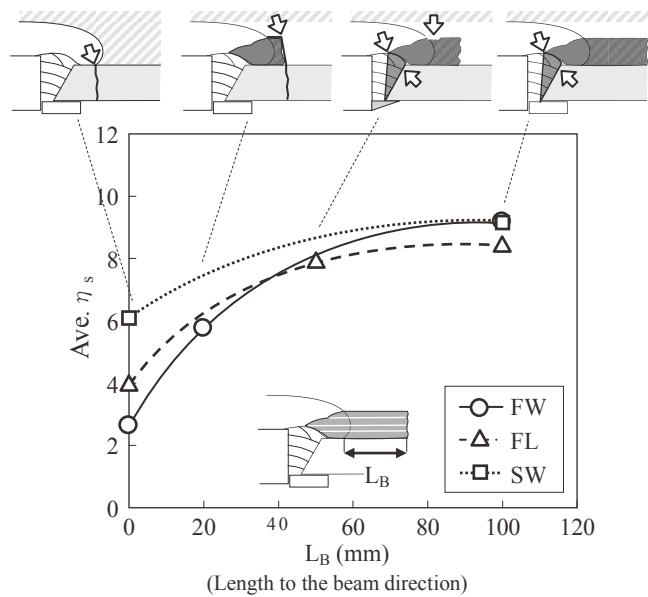


Fig.4.13 Relationship between length of the overlay welding around toes of scallops, cumulative plastic deformation factor(η_s) and their fracture passes

4.4 第4章まとめ

柱-梁接合部近傍に複数存在する応力集中箇所のうち、スカラップ底の応力集中を緩和することを目的とした第2章のスカラップ底肉盛工法と、裏当て金の取付けに伴う応力集中を緩和することを目的とした第3章のバックングレス上向肉盛工法を同時に適用した、現場接合形式の実構造模擬試験体を製作した。荷重試験によってその塑性変形能力を確認した結果、上フランジ側にスカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法を組み合わせると、これらの接点に対し応力集中が高まり、好ましくないことがわかった。

(Fig.4.14) 得られた結果の詳細を以下に示す。

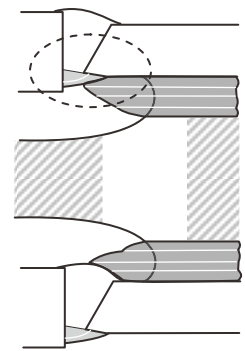


Fig.4.14
A problem when two new overlay welding processes are mixed

- 1) バックングレス上向肉盛工法とスカラップ底肉盛工法を同時適用した場合(No.FL-P)、裏当て金方式にスカラップ底肉盛工法を単独適用した工場形式(No.SW-P)・現場形式(No.FW-P)に対して、塑性変形能力 η_s がやや低かった。(Fig.4.15)

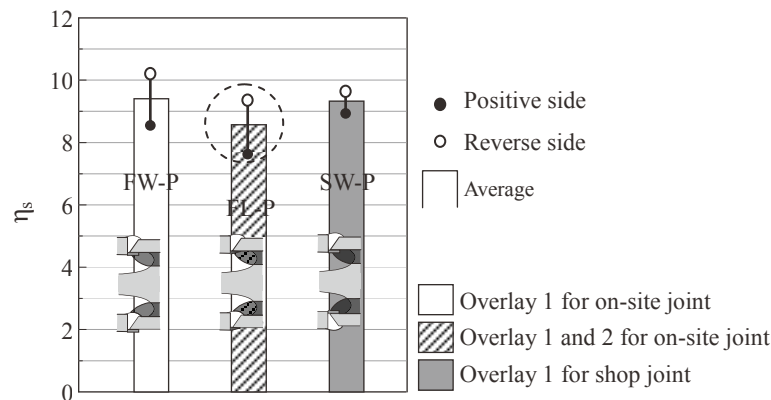


Fig.4.15 Cumulative plastic deformation factor (η_s) of combination with the overlay welding around toes of scallops(Overlay 1) and the overlay by overhead welding without backing plate(Overlay 2) (Partially extracted from Fig.4.10)

- 2) スカラップ底肉盛工法前提において、バックングレス上向肉盛工法との組合せが裏当て金方式との組合せよりもやや塑性変形能力が低い理由としては、現場接合形式の場合、上フランジ側のスカラップ底肉盛工法の先端部がバックングレス上向肉盛工法の溶接部と接し、裏当て金や梁端開先溶接表余盛と接する場合に比べて厚みが小さいため、応力集中が高まると共に、応力集中に対して剛性不足となり、歪が集中するためと推測される。(Fig.4.14) スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用では、上フランジ側の梁端開先溶接金属近傍が破壊した。
- 3) 本実験結果と考察より、現場接合形式に対しては、下フランジ側にバックングレス上向肉盛工法とスカラップ底肉盛工法を同時適用することには問題がない一方、上フランジ側に対しては、上向姿勢で多層積層が必要なスカラップ底肉盛溶接を実施することの労力と能率が大きな問題となるだけでなく、これらの同時適用が塑性変形能力向上策として最適な組合せではないという技術的問題が明らかとなった。
- 4) スカラップ底肉盛溶接の管理パラメータの一つである梁中央側への長さ L_B は、バックングレス上向肉盛工法との組合せでも裏当て金形式と同様の塑性変形能力への影響を示した。裏当て金、バックングレス上向肉盛工法によらず、 L_B が短ければ、梁フランジあるいは梁ウェブの脆性的破壊を防ぐことができず、 L_B が長いほどこれらの破壊の防止と塑性変形能力の向上に効果がある。第2章のま

とめで示した、スカラップ底肉盛溶接の梁側への長さとして、フランジ厚の 5 倍以上必要との指針は維持される。

- 5) 従来スカラップ工法に対して、バックングレス上向肉盛工法を単独適用しても、破壊はスカラップ底を起点とした梁フランジ母材を幅方向に破断し、裏当て金方式に対して経路変化は見られなかった。塑性変形能力 η_s は裏当て金方式に比べて 2.6→4.0 と若干向上する程度に留まった。本研究においては、スカラップ底肉盛工法のほうが、バックングレス上向肉盛工法よりも塑性変形能力向上効果は大きかった。

本章の結果として、上フランジ側に対してはスカラップ底肉盛溶接とバックングレス上向肉盛工法の同時適用には応力集中緩和効果が限定的となる短所があり、かつ、スカラップ底肉盛工法を上向姿勢で実施するのは、パス数が多く、労力・能率・技量の点で現実的ではないことから、現場溶接用上フランジ側の最適工法としては、別の工法を組み合わせる必要が出てきた。次章では、上・下フランジ別工法の適用による最適化を検討する。

第 5 章

現場溶接に適したディテールに対する肉盛工法

第5章 現場溶接に適したディテールに対する肉盛工法

5.1 はじめに

第2章の検討において、スカラップ底肉盛工法は、他の特殊な部材を用いず、既存のアーケ溶接材料のみを用いてスカラップ底周りの形状を変化させ、それによってスカラップ底の応力集中を分散、さらに肉厚増効果によって、必要十分な塑性変形能力向上効果が得られることを明らかにした。また、第3章では、スカラップ底と同じく柱梁接合部の応力集中箇所である裏当て金の代わりに、上向専用溶接材料を用いてルートギャップ閉塞を行い、さらに肉盛積層を行う、バックングレス上向肉盛工法とすることで、疲労破壊特性が改善することを確認した。しかし、第4章では、現場接合形式の上下フランジ共にスカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法を組合せると、上フランジ側でこれらの改善効果がやや低下し、相乗効果が得られないことが明らかとなった。

また、実際の施工を考慮すると、Fig.5.1(a)に示すように、上フランジ側にスカラップ底肉盛工法を実施することは、極めて能率が悪く、長時間の上向姿勢を強いられるため、溶接者への負担が過大すぎて現実的とは言えない。

5.2 第5章の目的

第2章から第4章まで主に下フランジ側に特に着目して改善手段を考案、確認してきたが、現場溶接で実用的とするには、上フランジ側の最善策を提案する必要がある。具体的には、上フランジ側をノンスカラップ工法を適用し、上下非対称の工法と形式を提案する。本形式について、再び実大構造試験体を製作し、載荷試験によって塑性変形能力を確認することを目的とした。

5.3 上フランジ側にノンスカラップ工法を適用する狙い

現場溶接のディテールとしての大きな課題は、下フランジ側をノンスカラップ工法と出来ないことが原点であり、逆に言えば上フランジ側は現場でもノンスカラップ工法とすることが比較的容易である。したがって、これまで開発・確認してきた各工法を下フランジだけに採用し、上フランジ側はノンスカラップ工法とする、すなわち非対称の混用ディテールとすることで、塑性変形能力確保と、施工能率性が両立すると考えた。(Fig.5.1(b)) また、ノンスカラップ工法といえども、スカラップ底以外の応力集中源が消失するわけではなく、ウェブ側であるものの裏当て金問題は従来残ったままである。そこで、ノンスカラップ工法とバックングレス上向肉盛工法の組合せ性能(Fig.5.1(c))についても相乗的な価値があるのか確認する。

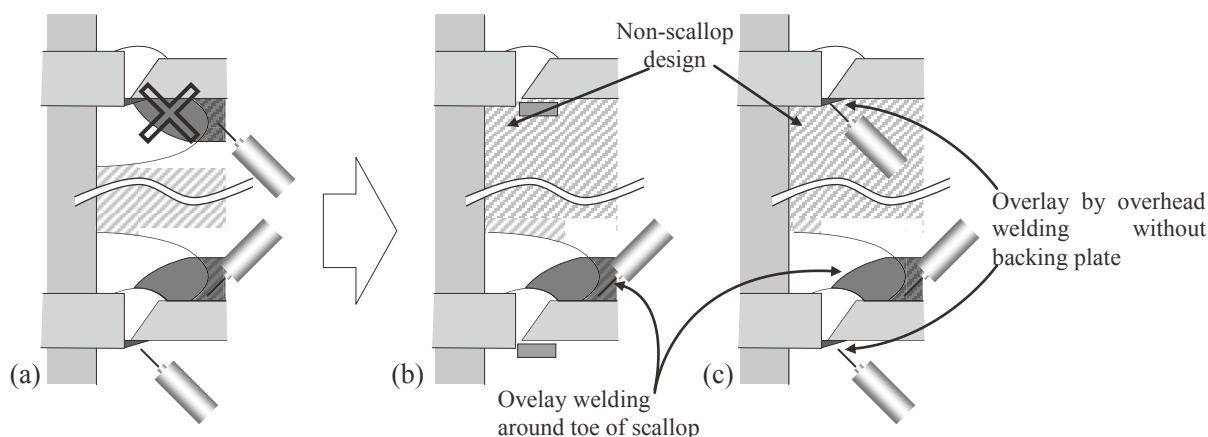


Fig.5.1 (a) Realistic problem of upper side in the on-site joint design applying the overlay welding around toes of scallops, (b)(c) Improving design solved the upper flange problem

5.4 上フランジ：ノンスカラップ、下フランジ：スカラップ底肉盛工法と両フランジにバックングレス上 向肉盛工法を同時適用した柱梁実大モデルの塑性変形能力

本章の目的に応じ、上フランジ側を新たにノンスカラップ形式とした第 2 章、第 4 章とほぼ同じ通しダイアフラム方式柱梁溶接接合部をモデル化した実大試験体を作製した。

なお、スカラップ底肉盛工法の実用性、普及性にかかわる要点の一つとして、施工能率があげられる。工程に要する総パス数、所要時間は少ないほど好ましい。スカラップ底肉盛工法の管理パラメータとして、第 2 章、第 4 章において梁側方向長さ、柱側方向長さの影響を確認したが、同様に能率に関わる観点から、脚長の影響も確認した。

本章では、Table 5.1 に示す 2 形式 5 条件全 7 体の実大試験体の繰返し曲げ試験を実施し、塑性変形能力を比較評価した。(詳細後述)

Table 5.1 Test number and the beam-to-column joint design

Test Number	Type	Upper flange		Lower flange			
		Scallop	Back	Scallop	Leg length T _D (mm)	Artificial defect	Back
FX10a,10b	Type X (Fig.5.1(b))	Non	Steel plate	Scallop + Overlay welding	10	Non	Steel plate
FX15					15	Non	
FX15U					20	Non	
FX20a,20b	Type Z (Fig.5.1(c))		Dev. backing-less*		20	Non	Dev. backing-less*
FZ20							

* “Dev. backing-less” means the overlay by overhead welding process without backing plate

5.4.1 試験体形状

1) 全体形状（全試験体共通、第 2 章と同一）

中央にダイアフラムと角形鋼管を溶接接合した柱部材を配置し、その両側に H 型鋼による梁部材を溶接接合した左右対称構造とした。

2) 寸法（全試験体共通、第 2 章と同一）

梁部材は 250mm(梁せい)×200mm(梁フランジ幅)×16mm(ウェブ厚さ)×19mm(梁フランジ厚さ)の溶接組立 H、ダイアフラムは 300mm□×25mm 厚で、材質は全て JIS G3136 SN490B とした。柱コラムは 16mm(板厚)×250mm□×205mm(高さ)サイズの材質 BCR295(建築構造用冷間ロール成形角形鋼管)を適用した。

梁の外側両端付近には、後の 3 点曲げ試験の支点となる位置に厚さ 19mm のスティフナーを H 形断面内に挿入、溶接取付した。

3) 梁ウェブの接合（全試験体共通、第 2 章と同一）

溶接接合形式を採用した。(Fig.2.4 (1)) 梁ウェブを拘束するため、コラムに対し YGW11 ソリッドワイヤを用いて脚長 6mm の部分溶込みのすみ肉溶接とした。なお、上フランジのノンスカラップ形式については、梁ウェブとコラム面だけでなく、梁ウェブと上側ダイアフラム接合面もすみ肉溶接を施した。

4) スカラップ形状（全試験体共通、第 2 章と同一）

現在標準的に用いられている r35 と r10 を組合せた複合円形タイプとした。(Fig.2.5) なお、スカラップは下フランジ側のみ適用し、上フランジ側は無し、すなわちノンスカラップとした。(Fig.5.1 (b)(c))

5) 梁フランジと柱ダイアフラムの接合ディテール

梁フランジと柱ダイアフラムとの溶接接合は Table 5.1 に示した 2 形式 5 条件全 7 体とした。No.FX10a、10b は Fig.5.1(b)形式(以下 Type X)であり、上フランジ側をノンスカラップ工法、下フランジ側をスカラップ有としたうえで、スカラップ底肉盛工法を適用している。肉盛溶接の管理条件は Fig.5.2 に示すとおり、(1)

スカラップ底から柱方向へは開先溶接先端まで、(2)柱と逆方向に対しては 100mm(梁フランジ厚の 5 倍)、(3)下脚長は 16mm を本試験共通とし、(4)上脚長を変動パラメータ T_D と定義して当試験体では 10mm とした。裏当て金は上下フランジ共有りとし、バックングレス上向肉盛溶接は行わない。同様に、FX15 および FX20a、20b はそれぞれ T_D を 15mm、20mm と増加させた試験体である。

No.FX15U はスカラップ底肉盛溶接時にスカラップ面に溶込み欠陥が残留した場合の影響を確認する目的として、人工欠陥を挿入した試験体であり、それ以外の条件は No.FX15 と同一である。人工欠陥の作製要領を Fig.5.3 に示す。肉盛溶接金属とウェブ接点付近に鋼片を挿入したまま肉盛積層を行った。溶込不良は浸透探傷試験(PT)にて確認した。その後、一般的にはグラインダ処理による欠陥の除去作業を行うが、本試験体ではそのまま肉盛溶接にて溶込不良の開口面を閉塞させ、一方、溶込不良は残したままとすることで、人工欠陥とした。PT と閉口溶接後の梁幅中央位置の切断確認写真を Photo 5.1 に示す。

No.FZ20 は Fig.5.1(c)(以下 Type Z)の試験体であり、上フランジ側をノンスカラップ工法、下フランジ側をスカラップ有としたうえで、 $T_D=20\text{mm}$ のスカラップ底肉盛溶接を施している。さらに、全ての開先溶接の裏当て金を無しとし、バックングレス上向肉盛溶接を施している。バックングレス溶接は Fig.5.2 のとおり、1 パス目でルートギャップを閉塞、さらに 2 パスをフランジ面に肉盛り(合計 3 パス)、全幅 $L_{OH}=20\text{mm}$ とした。

溶接順序としては、最も溶接工数が多い No.FZ20 の場合、①上向姿勢によるルートギャップ閉塞溶接(1 パス)→②上向肉盛溶接(2 パス)→③下向姿勢による梁端レ形開先充填溶接→④スカラップ底肉盛溶接となる。No.FZ20 以外の試験体では各々の設計に応じて省略される。

6) 設計図面

試験体設計図を Fig.5.4 に示す。

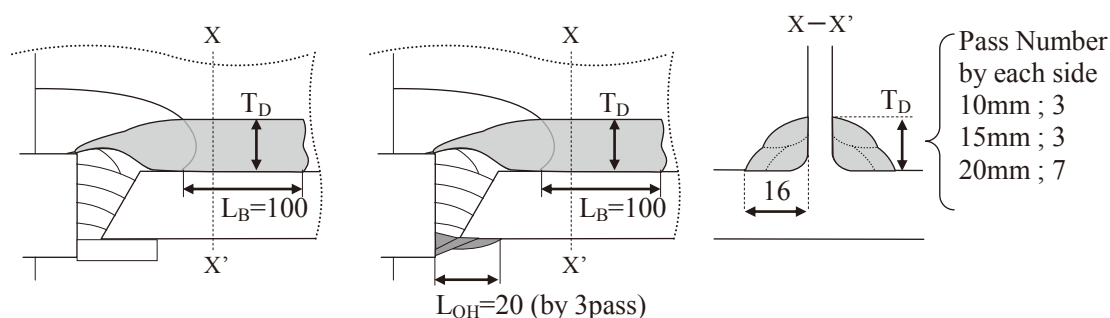


Fig.5.2 Dimension of the overlay welding around toes of scallops and the overlay by overhead welding without backing plate of the Fig. 5.1(b) and Fig. 5.1(c) types

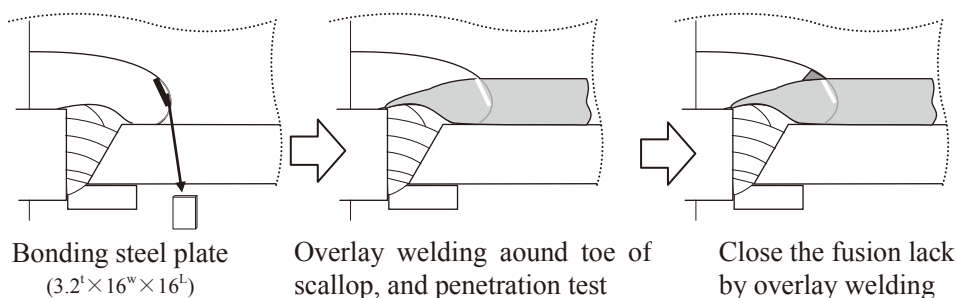


Fig.5.3 Production process of artificial defect (No.FX15U)

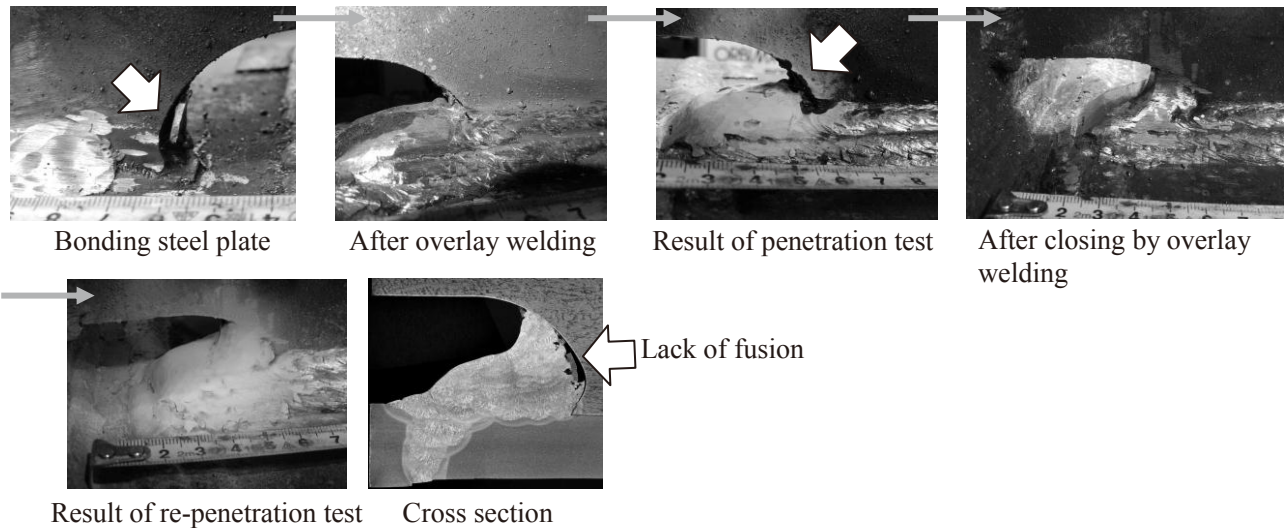


Photo 5.1 Appearance of penetration test in the production process and cross section of No.FX15U

5.4.2 梁端突合せ溶接

1) 溶接材料（全試験体共通、第 2 章と同一）

バックングレス上向肉盛工法には上向専用フラックス入りワイヤ 1.4mm φ を、下向開先溶接及びスカラップ底肉盛溶接には 490MPa 級溶接ソリッドワイヤ JIS Z3312 YGW11 1.2mm φ を用いた。シールドガスは全て炭酸ガスシールド溶接とした。

2) 入熱・パス間温度管理（全試験体共通、第 2 章と同一）

バックングレス上向肉盛工法、下向開先溶接、スカラップ底肉盛工法の全てを入熱 3kJ/mm 以下、パス間温度：250℃以下管理とした。

3) エンドタブ（全試験体共通、第 2 章と同一）

梁端突合せ溶接部の両端には鋼製エンドタブを取付け、溶接クレータはエンドタブ幅内に収め、梁幅内に入らないように注意した。鋼製エンドタブは溶接後も切断せずそのままとした。

4) 溶接要領

Type-X は裏当て金を取り付けた後、表側から下向姿勢にて従来溶接法と同じく、YGW11 ソリッドワイヤを用いて開先内を多層積層した。溶接条件は第 2 章の裏当て金方式と同一である。積層手順も同一であり、上フランジは梁幅全長を往復進行で溶接した。ウェブが邪魔となる下フランジはエンドタブからスカラップ直下までを 1 パス溶接長とし、ウェブを跨いで逆側を溶接して、左右の会合部に欠陥を出さないように留意して積層した。Type X の積層図を Fig.5.5(1)に示す。

Type Z は第 3 章の上向専用開発した特殊フラックス入りワイヤを用いて、上フランジ、下フランジ共に上向姿勢にてルートギャップの閉塞溶接(裏波溶接)を行い、さらに引き続いて 2 パスを肉盛積層し、梁中央方向に溶接止端部を延伸させた。このバックングレス上向肉盛工法後、Type X と同じく、下向姿勢にて YGW11 ソリッドワイヤを用いて開先内を多層積層した。Type Z の積層図を Fig.5.5(2)に示す。

詳細溶接条件を Table 5.2 に示す。

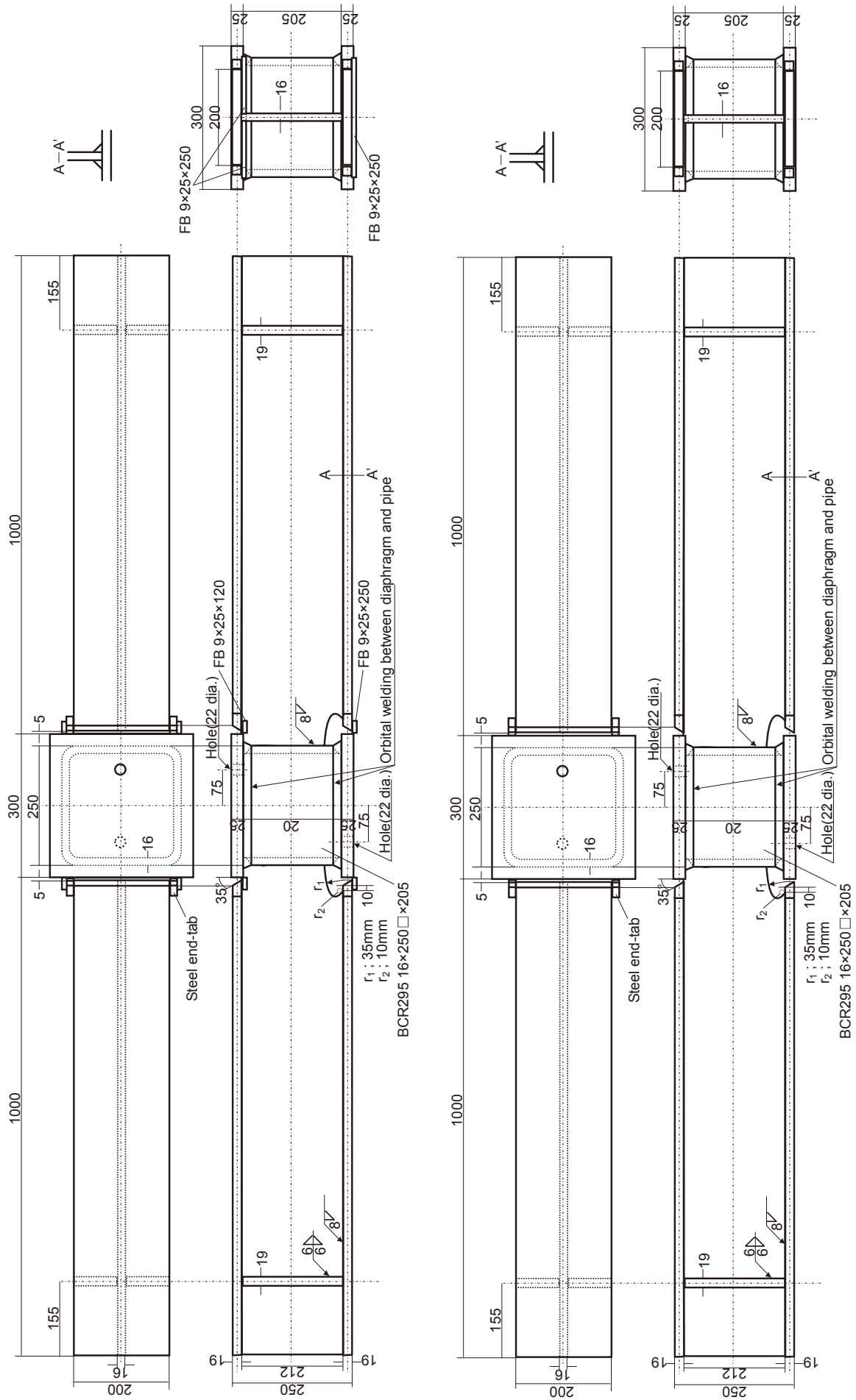
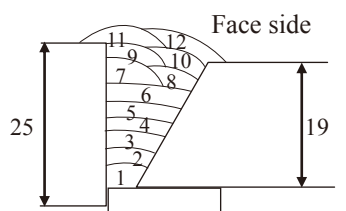
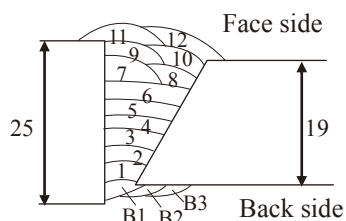


Fig 5.4 Schematic plan for the three point bending test of full-size beam-to-column assemblies
(Upper: (a) Type X, Lower: (b) Type Z)



(1) Type X
(Backing plate type)



(2) Type Z
(Without backing plate type)

Table 5.2 Welding condition of the beam-to-column joint

Control parameter	Face side	Back side (Without backing plate)
Welding wire classification diameter(mm)	JIS Z3312 YGW11 1.2	JIS Z3313 T490T5-1CA-U 1.4
Shielding gas	CO ₂ 25 l/min	CO ₂
Position	Flat	Overhead
Polarity	DC·EP	DC·EN
Current (A)	260-280	150-230
Arc voltage (V)	31-34	18-19
Wire extension(mm)	20-25	15-20
Heat input control (kJ/mm)	3 or less	3 or less
Interpass temp. control (deg)	250 or less	250 or less

Fig.5.5 Welding pass sequence of the beam-to-column joint

5) 鋼材と溶接金属の機械的性能

材料性能(引張性能、靱性)を知るための柱材、梁材、突合せ溶接金属部、母材熱影響部(HAZ)の試験片採取位置を Fig.5.6 に示す。引張性能は JIS Z3111 A0 号(平行部 10φ, 標点間距離 50mm)もしくは A2 号(平行部 6φ, 標点間距離 30mm)丸棒引張試験片、靱性は JIS Z3111 4 号シャルピー衝撃試験片にて確認した。得られた溶接金属および熱影響部(HAZ)の機械的性質を梁、柱素材の性質と合わせて Table.5.3 に示す。なお、一部の鋼材は第 2 章、第 4 章と同じチャージのものを用いたため、同一チャージ材については同じ値を転記した。

柱ダイアフラム、梁フランジ、梁ウェブの引張強度は全て 490MPa 以上を満足し、シャルピー吸収エネルギー(0°C)も平均値 150J 超えと十分高いものであった。また、その熱影響の靱性も急激な低下は見られず、高い値を維持した。一方、梁端溶接金属は溶接ワイヤとして YGW11 を使ったものの、引張強度は母材値を超えてオーバーマッチングとなっており、バランスとして適当であった。シャルピー吸収エネルギーは表層側、および上向溶接材料と下向溶接材料が混在する裏側それぞれ平均値 166J、144J と、梁端溶接金属として脆性を防ぐために必要とされる 70J を十分に超え、良好と言える値であった。

Table 5.3 Mechanical properties of the base plates and the weld metals

	Position	YP (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	vE0°C (J)	YR (%)
Base plate	Flange of beam	416	543	27	266	77
	Web of beam	391	549	27	168	71
	Diaphragm of column	410	559	26	212	73
	Pipe of column	349	520	31	266	70
HAZ	Flange of beam	-	-	-	158	-
	Diaphragm of column	-	-	-	225	-
Weld metal	Face side of beam	518	566	29	166	89
	Back side of beam*	522	577	27	144	90
	Pipe column	532	606	27	121	89

※Non-backing plate type only

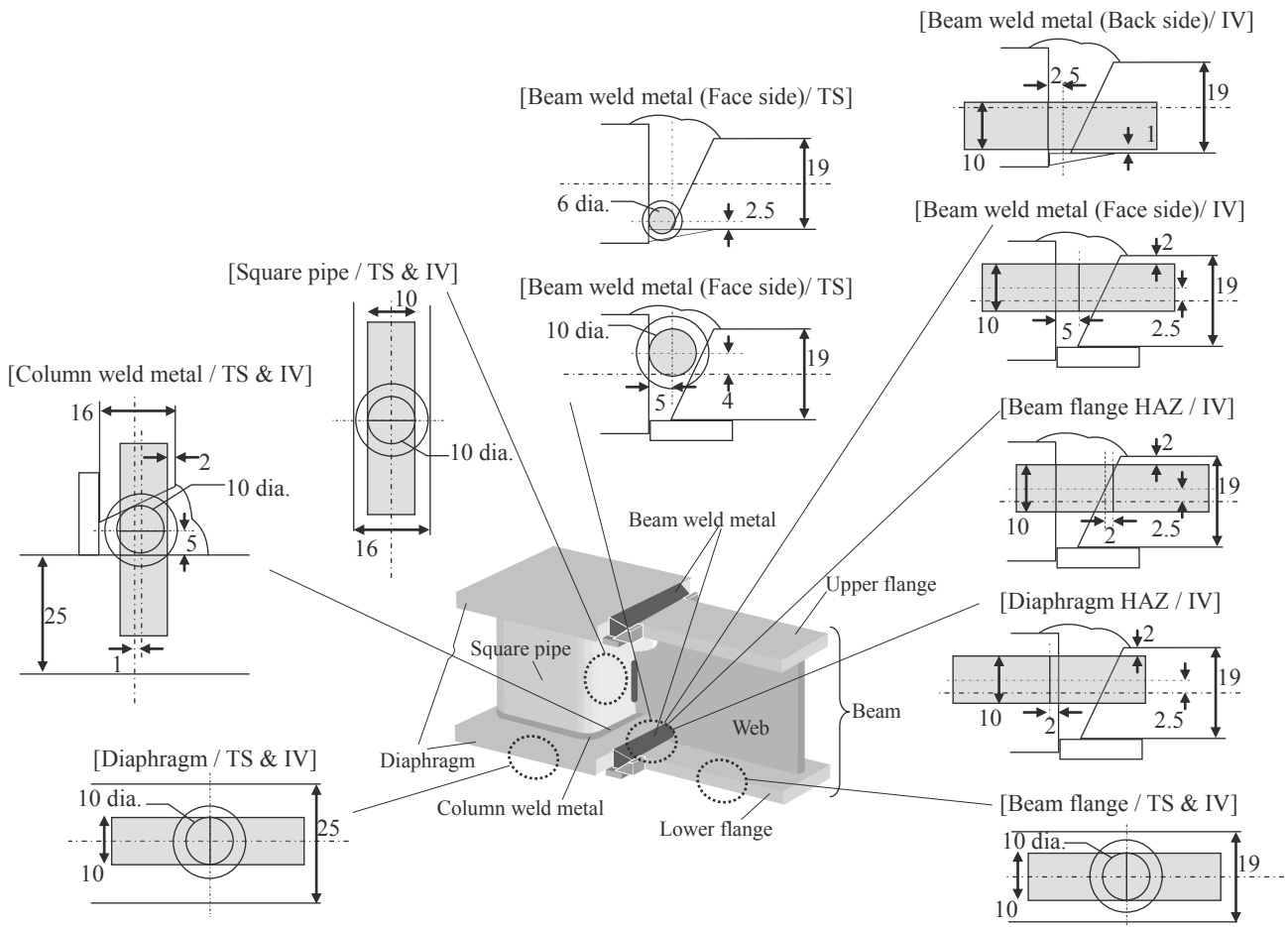


Fig.5.6 Position of mechanical test pieces about the base metals and weld metals
(TS: Tensile strength test, IV: Charpy impact test)

5.4.3 スカラップ底肉盛工法の管理条件

スカラップ底肉盛工法の施工要領は第2章と同一である。ただし、本章では変動パラメータとしてスカラップ底肉盛工法の脚長 T_D が定義されており、これまでの $T_D=20\text{mm}$ だけでなく、10mm、15mm が実施されている。 T_D が小さいほど、肉盛パス数が少なくなり、施工に要する時間が短縮する。したがって、能率的には小さいほど良い。Fig.5.2 で示したとおり、最大脚長 T_D が 20mm ではこれまでと同じく、スカラップ横側の片面あたり積層として7パスを要しているが、15mm および 10mm であれば3パスに縮減と、大きく能率向上することになる。 $T_D=15\text{mm}$ の場合のスカラップ底肉盛工法の積層要領を Fig.5.7 に示す。

こうして製作された代表的な試験体の完成後外観を Photo 5.2(1)~(3)に示す。

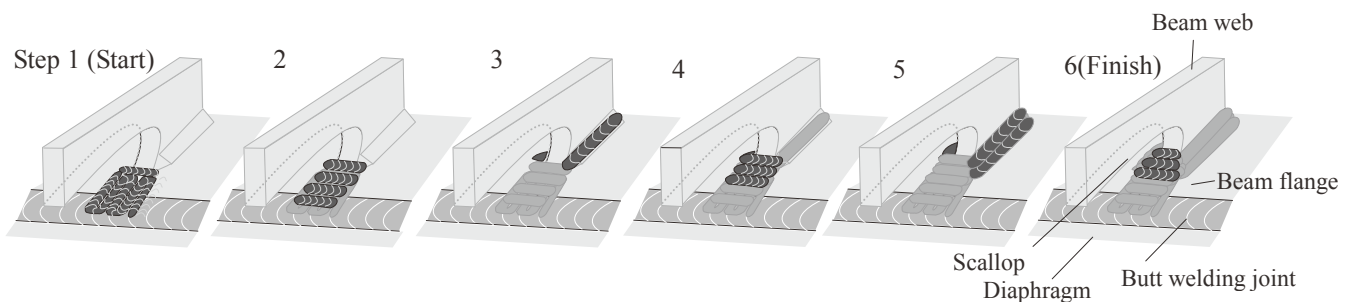


Fig.5.7 Welding pass sequence of the overlay welding method around toe of scallop
in the case of $T_D=15\text{mm}$ condition

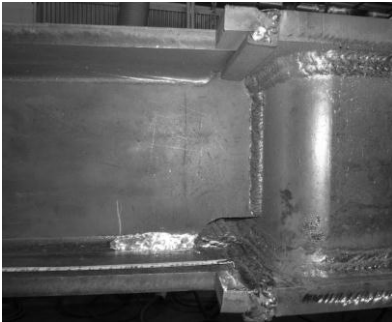


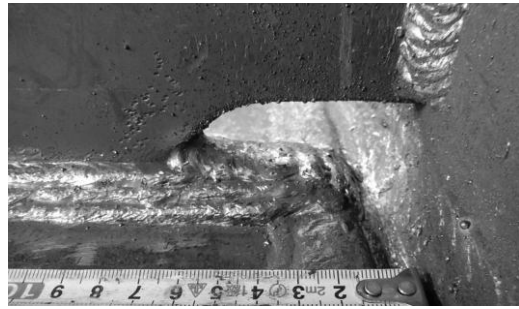
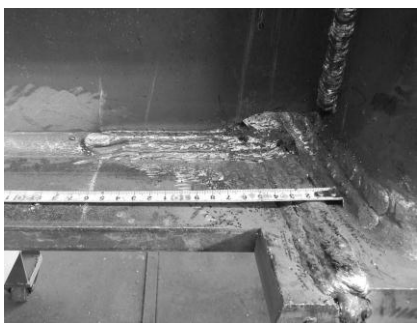



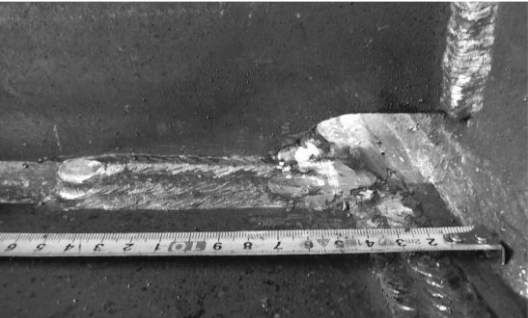
Test No.	Appearance	
FX10a		
FX10b	 	
FX15		
FX15U		

Photo 5.2 (1) Examples of appearance after production of the full-size beam-to-column assemblies (1/3)

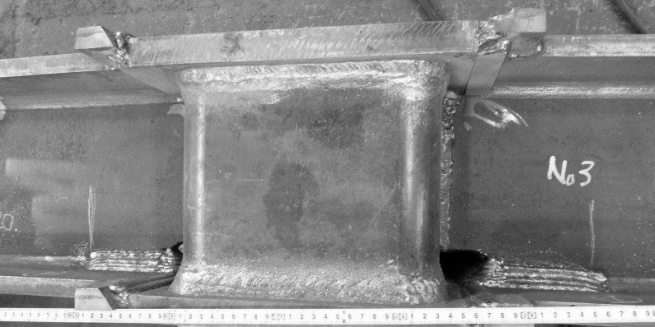



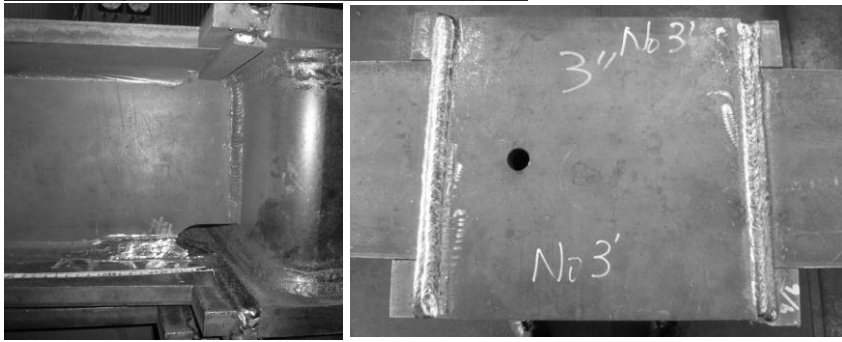
Test No.	Apperance	
FX20a		
FX20b		 

Photo 5.2 (2) Examples of appearance after production of the full-size beam-to-column assemblies (2/3)

Test No.	Appearance
FZ20	

Photo 5.2 (3) Examples of appearance after production of the full-size beam-to-column assemblies (3/3)

5.4.4 繰返し載荷試験方法 (歪みゲージ張付位置以外は第2章と同一)

上述条件で製作した柱梁構造の実大試験体の地震時を想定した塑性変形能力を測定するために、3点曲げ方式による繰返し載荷試験を実施した。具体的には、試験体両端を支持し、Fig.2.12 に示す 1.96×10^6 MPa 試験機を用いて中央コラム部に鉛直荷重を載荷した。温度は 0°C と設定し、実現手段として強制冷却を行うべく、(a)コラムコア内部にエタノール、ドライアイスを満たして常時循環させ、また(b)溶接部から 300mm の部分まで同冷却媒体を満たした袋を載せた。実験中は温度計と熱電対を用いて温度管理を行い、試験体温度が 0°C になって一時間以上保持した後に載荷を行い載荷中もその温度を保持した。

載荷の際は梁部材の全塑性モーメントに対する梁端の変形変位 $c \delta p$ を基準に取り、載荷振幅を $1c \delta p$ 、 $2c \delta p$ 、 $4c \delta p$ 、 $6c \delta p$ ・・・と漸増させ正負交番繰返し載荷を行った。各振幅で $1c \delta p$ 以外の各振幅で 2 サイクル繰り返し、梁フランジが破断した時点で実験終了とした。梁の載荷履歴を Fig.5.8 に示す。荷重はロードセルにより検出とした。載荷速度は載荷点においてアクチュエータの変位速度を $1\sim 3\text{mm/sec}$ とした。梁のみの変形量は、治具の変形量と試験体の変形量を差し引くことで算出した値を元に測定した。また、梁フランジの歪状態を計測するため、歪ゲージを貼付けた。貼付位置を Fig.5.9 に示す。

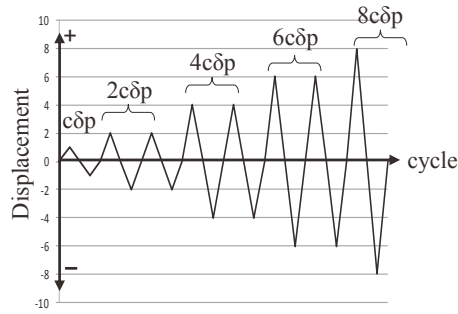


Fig.5.8 Load sequence image of bending test (Same as Fig.2.13)

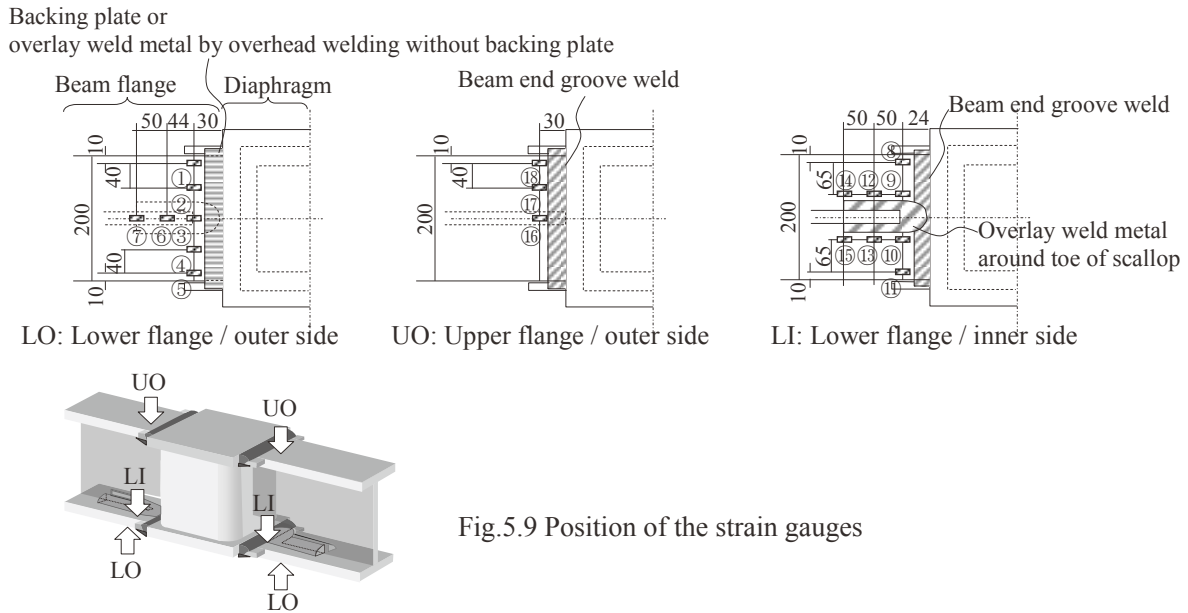


Fig.5.9 Position of the strain gauges

5.4.5 変形能力の解析手法 (第2章と同一)

2.4.5 節、Fig.2.15 で示した、骨格曲線を用いた累積塑性変形倍率 η_s を算出して、評価に用いた。(Fig.5.10)

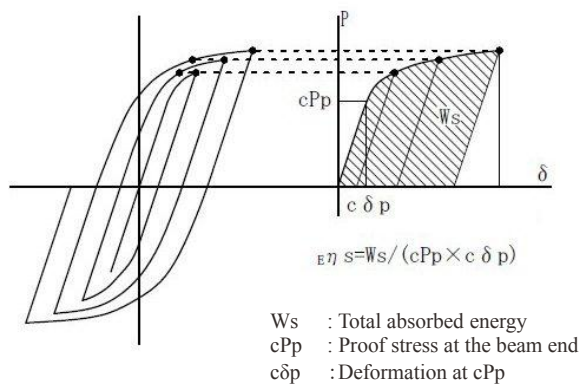


Fig.5.10
Calculation method of the cumulative plastic deformation factor (η_s) using skeleton curve (same as Fig.2.15)

5.4.6 実験結果

上述実験方案に基づいて実施した柱梁構造実験体の荷重-変位履歴曲線、および亀裂破断箇所と写真を Table 5.4(1)~(2)に示す。また、破断面写真を Photo 5.3 に示す。さらに、Table 5.5 に試験で得られた解析値および η_s の算出結果を示す。なお、Table 5.5 には従来ベース性能値として、第2章の No.FW を合わせて載せている。

Table 5.4 (1) Result of bend test applying full-size beam-to-column assemblies (1/2)

Test No.	Load-deformation curve	Photograph of fracture Upper; scallop side Lower; outer side	Position and situation of fracture pass and evaluated η_s
FX10a			<p>Lower side</p> <p><i>S--GW--S</i></p>
FX10b			<p>Lower side</p> <p><i>S--GW--S</i></p>
FX15			<p>Lower side</p> <p><i>S--GW--S</i></p>
FX15U			<p>Upper side</p> <p><i>BF--B</i></p>

Meaning of the sign; *BF* : Beam flange, *TS* : toe of scallop, *S* : Slit between end-tab and beam flange, *GW* : Groove weld metal, *B* : Bond between groove weld and beam flange

Table 5.4 (2) Result of bend test applying full-size beam-to-column assemblies (2/2)

Test No.	Load-deformation curve	Photograph of fracture Upper; scallop side Lower; outer side	Position and situation of fracture pass and evaluated η_s
FX20a			 BF--B 7.1
FX20b			 S--GW--S 7.2
FZ20			 S--GW--S 10.3

Meaning of the sign; BF : Beam flange, TS : toe of scallop, S : Slit between end-tab and beam flange, GW : Groove weld metal, B : Bond between groove weld and beam flange

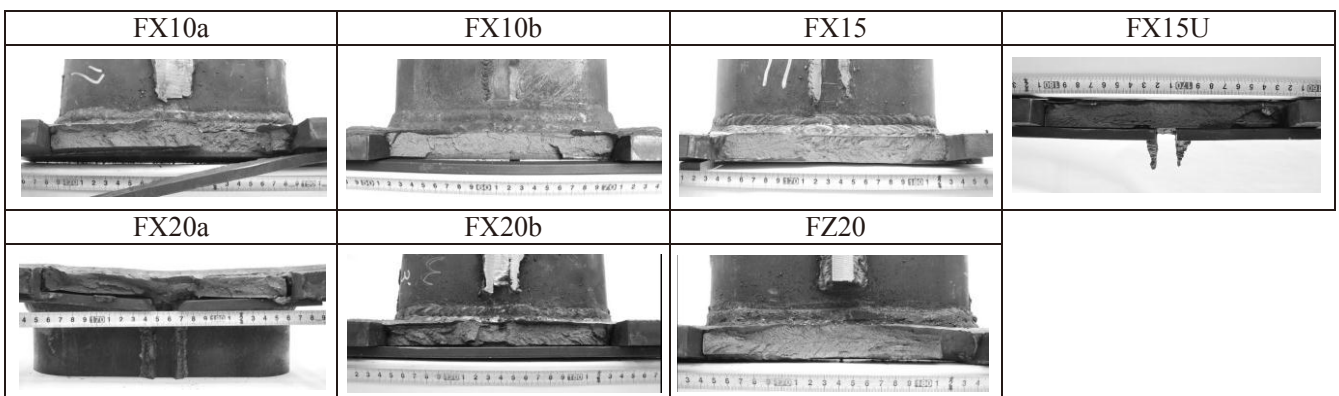


Photo 5.3 Appearance of fracture faces

Table 5.5 Analyzed results

Test No.	Type and Leg length T_D (mm)	Artificial Defect	Positive side of bending			Negative side of bending			End of fracture cycle time	Evaluated η_s	
			Max load (MPa)	Max. displacement (mm)	η_s	Max load (MPa)	Max. displacement (mm)	η_s			
FW	Conventional	Non	1.161	+16.0	3.14	1.159	-16.0	2.04	+4 δ_{n1}	2.0	
FX10a	Type X	$T_D=10$	Non	1.437	+35.9	5.23	1.378	-30.5	3.87	+6 δ_{n1}	5.2
FX10b				1.419	+30.5	3.58	1.399	-30.8	3.48	+8 δ_{n1}	3.6
FX15		$T_D=15$	Non	1.492	+45.8	6.47	1.419	-30.7	3.32	+6 δ_{n1}	6.5
FX15U		$T_D=15$	Defect	1.420	+30.7	3.58	1.444	-30.7	3.48	+4 δ_{n2}	3.6
FX20a		$T_D=20$	Non	1.459	+45.8	7.02	1.453	-46.1	7.07	-6 δ_{n1}	7.1
FX20b				1.486	+44.7	7.15	1.513	-45.2	7.49	+6 δ_{n2}	7.2
FZ20	Type Z	$T_D=20$	Non	1.541	+56.1	10.31	1.510	-45.7	8.64	+8 δ_{n1}	10.3

5.4.7 考察

1) ノンスカラップ+スカラップ底肉盛工法

Type X(No.FX シリーズ)は上フランジ側をノンスカラップ形式、下フランジ側を従来スカラップ形式のままとし、スカラップ底肉盛工法を施した非対象・混在形式である。なお、裏当て金は従来どおり取付けている。本形式においては、脚長にかかわらず、従来形式 No.FW で生じるスカラップ底を起点として梁フランジ鋼板の幅方向ほぼ一直線上に脆性破断する現象(Fig.5.11(a))が防止された。

脚長が最も小さい $T_D=10$ mm では、同一条件 2 体(No.FX10a, 10b)共に、破断箇所は肉盛強溶接の先端を中心とし、両端を梁フランジと鋼製タブのスリット部を繋ぐように、梁端溶接金属内部や梁フランジとの溶接境界部(ポンド部)が破壊対象となった。(Fig.5.11(b))

$T_D=15$ mm 条件(No.FX15)も同様だった。

さらに T_D を 20mm に増やした同一条件 2 体(No.FX20a, 20b)では、1 体と同じ破壊様式であったが、1 体は

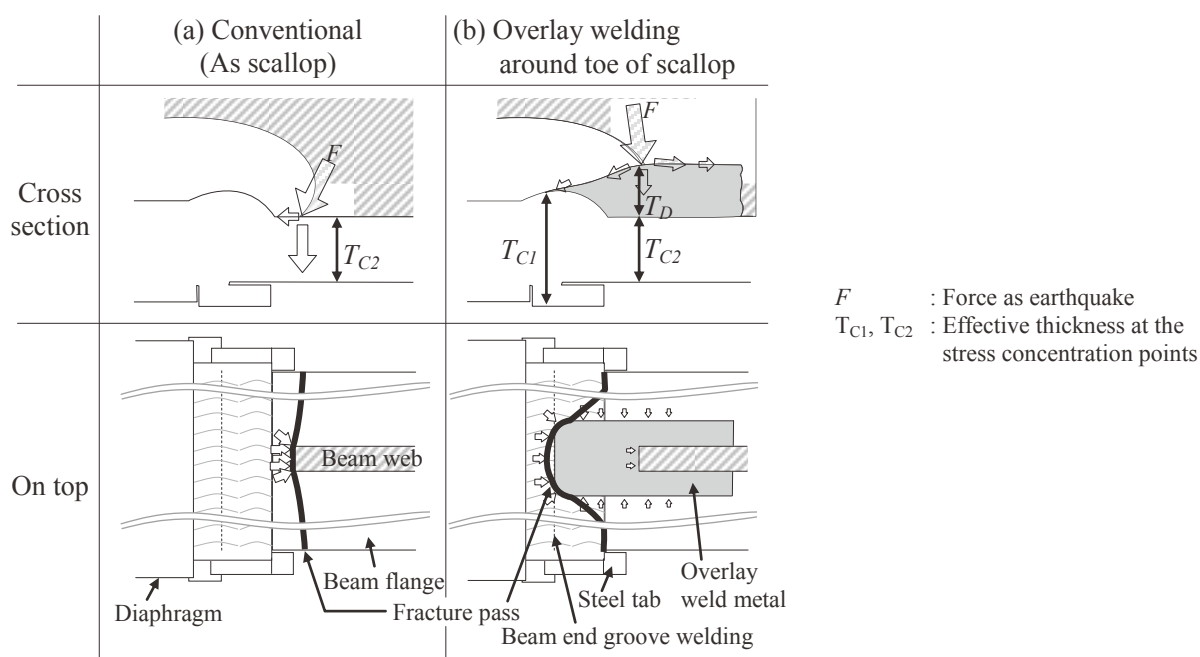


Fig.5.11 Schematic of stress points and fracture pass each of the conventional scallops and the overlay welding around toes of scallops when the large force applies at lower flange side (Partially same as Fig.2.20)

下フランジ側が破壊箇所とならず、上フランジ側ノンスカラップ形式が梁フランジと梁端溶接金属のボンド部を界面として裂けるように破断し、さらに梁ウェブと柱ダイアフラムのすみ肉溶接部に破断進展した。

スカラップ底肉盛を施した No.FX10a, 10b, 15, 20a, 20b のいずれも破面は脆性破壊と延性破壊の混在組織であり、 η_s が大きいほど、延性破面の比率が多かった。人工欠陥を設けた試験体 FX15U 以外の η_s の結果について、肉盛溶接脚長 T_D の関係として整理した関係図を Fig.5.12 に示す。

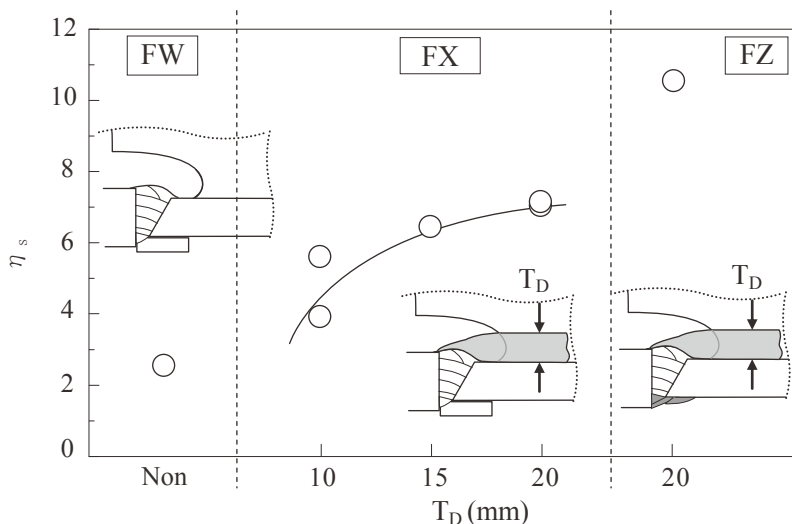


Fig.5.12 Relationship between leg length(T_D) of the overlay welding around toes of scallops and cumulative plastic deformation factor(η_s)

第2章で既に確認済みであるが、従来スカラップ形式に対してスカラップ底肉盛溶接を施すと、塑性変形能力が高まることわかった。そして、肉盛脚長を増やすにつれ変形能力は向上した。脚長 20mm では、上述のとおり 1 体が、従来良好な性能を示すとして周知されているノンスカラップ側が先に破壊した。さらにノンスカラップ側が壊れた試験体とスカラップ底肉盛溶接側が壊れた試験体の η_s は 7.1、7.2 とほぼ同じであった。試験体数が少ないので今後、試験体数を増やして安定性、再現性を確認していく必要があるが、今回の結果からは脚長 20mm のスカラップ底肉盛工法はノンスカラップ工法と同等の塑性変形能力を発揮する可能性があること示唆される。(Fig.5.13)

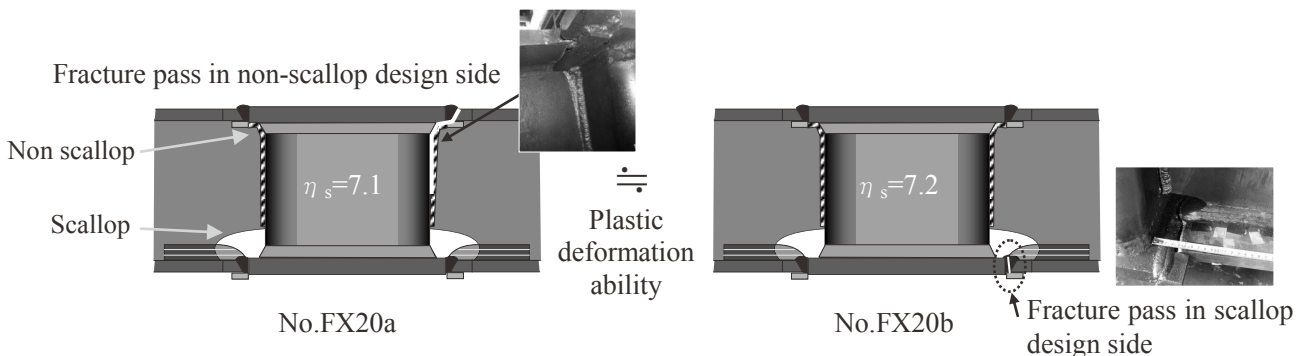


Fig.5.13 Fracture passes of each same assemblies of $T_D=20$ mm overlay welding around toe of scallop

スカラップ底肉盛工法による塑性変形能力改善機構は、第2章で考察した如く、従来スカラップ底に集中していた応力が、肉盛による形状変化によって応力分散するのが主体と推測される。(Fig.5.11) しかし、肉盛脚長によらず破断位置には大きな変化が見られず、全て肉盛溶接以外の箇所が破断箇所となっていることから、脚長 T_D と塑性変形能力 η_s の相関性については直感的に理解し難い。

これらの相関性の機構について検討すべく、歪みゲージにて測定した梁端部の幅方向の歪み量の挙動について着目した。Table 5.6 は下フランジのスカラップ底肉盛溶接で同じ破壊形態を示した全 5 体の試験体の、+4δ:1 回目載荷時における ϵ_R :肉盛溶接近接位置(Fig.5.9 ⑨および⑩)の歪み量、 ϵ_E :梁幅端面近傍(Fig.5.9 ⑧および⑪)の歪み量を左右それぞれ実測した値を示し、さらに端面歪み量 ϵ_E を肉盛近傍歪み量 ϵ_R で除した歪み比 ϵ_E/ϵ_R を計算した。なお、一部は歪みゲージの取付ミスでデータが採れなかったものがあり、それは比較対象から除外した。左右の歪み比のうち、大きな値を評価に供し、 η_s との関係として整理した図を Fig.5.14 に示す。この図から端側と中央の歪み比 ϵ_E/ϵ_R と塑性変形能力の間には良い負の線形特性があることがわかる。すなわち、端側の歪みがスカラップ底肉盛溶接近傍の歪みに対して相対的に大きく変形していれば継手としての塑性変形能力が小さいということであり、それはほぼ肉盛溶接の脚長が小さい場合に生じている。

Table 5.6 Measurement result of strain at the end of lower and inside beam, and calculated strain ratio ϵ_E/ϵ_R

Test No.	Strain						Max. ϵ_E/ϵ_R ($\epsilon_E > \epsilon_R$)	Ref. η_s
	Left side of beam end			Right side of beam end				
	Edge ϵ_E (%) ⑪*	Side of Rein.weld ϵ_R (%) ⑩*	ϵ_E/ϵ_R	Edge ϵ_E (%) ⑧*	Side of Rein.weld ϵ_R (%) ⑨*	ϵ_E/ϵ_R		
FX10a	3.6	(Failure)	-	3.6	2.0	1.8	1.8	5.2
FX10b	5.2	2.0	2.6	2.2	2.2	1.0	2.6	3.6
FX15	3.0	2.0	1.5	3.7	2.9	1.3	1.5	6.5
FX20b	(Failure)	2.9	-	3.0	2.5	1.2	1.2	7.2
FZ20	2.5	2.9	0.9	3.0	2.1	0.7	-	10.3

*Fig.5.9 position No.

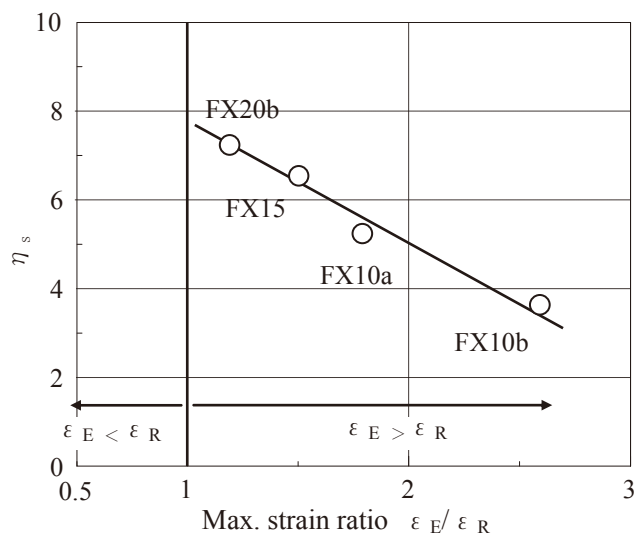


Fig.5.14 Relationship between strain ratio at the beam end and the cumulative plastic deformation factor η_s

ここで重要な要素として浮上するのは、梁端部における複数の応力集中源の一つ、梁フランジと鋼製タブの境界に不可避免的に生じるスリットである。スカラップ底肉盛溶接を施すと、その先端部は梁端溶接金属上にあるため、破壊箇所は柱側に寄ることになる。そうなれば、梁幅端面で最も高い応力集中箇所となる可能性のあるスリット部が破壊の起点になり、スカラップ底肉盛溶接の先端部と結ぶように伝播しやすいと考えられる。この破壊形態を前提とすると、脚長 T_D 、端面と中央の歪み比 ϵ_E/ϵ_R 、累積塑性変形倍率 η_s の相関

性の機構は次のように想像される。

スカラップ底肉盛溶接の脚長 T_D が小さい場合は、先端部までの長さが等しいので、先端角度が小さく、形状としての応力集中係数も小さい。そのため、Fig.5.15(a)の如く梁端溶接金属中央付近よりも鋼製タブスリット近傍の応力集中が相対的に大きくなり (ϵ_E/ϵ_R : 大)、早期にスリット部を起点として中央向きに破壊が進展する。 (η_s : 小)

一方、脚長 T_D が大きい場合は肉盛先端部の応力集中が大きくなり、Fig.5.15(b)の如く鋼製タブスリット近傍の応力集中が梁端溶接金属中央付近に対して相対的に小さくなる。 (ϵ_E/ϵ_R : 小) 梁幅中央付近が変形してエネルギー消費を負担することから、スリットを起点として破壊しにくくなる。したがって、塑性変形能力は向上する。 (η_s : 大)

これらの機構は現在、推論の域を出ていないが、今後さらなる試験確認および FEM 解析などにより検証を試みていきたい。

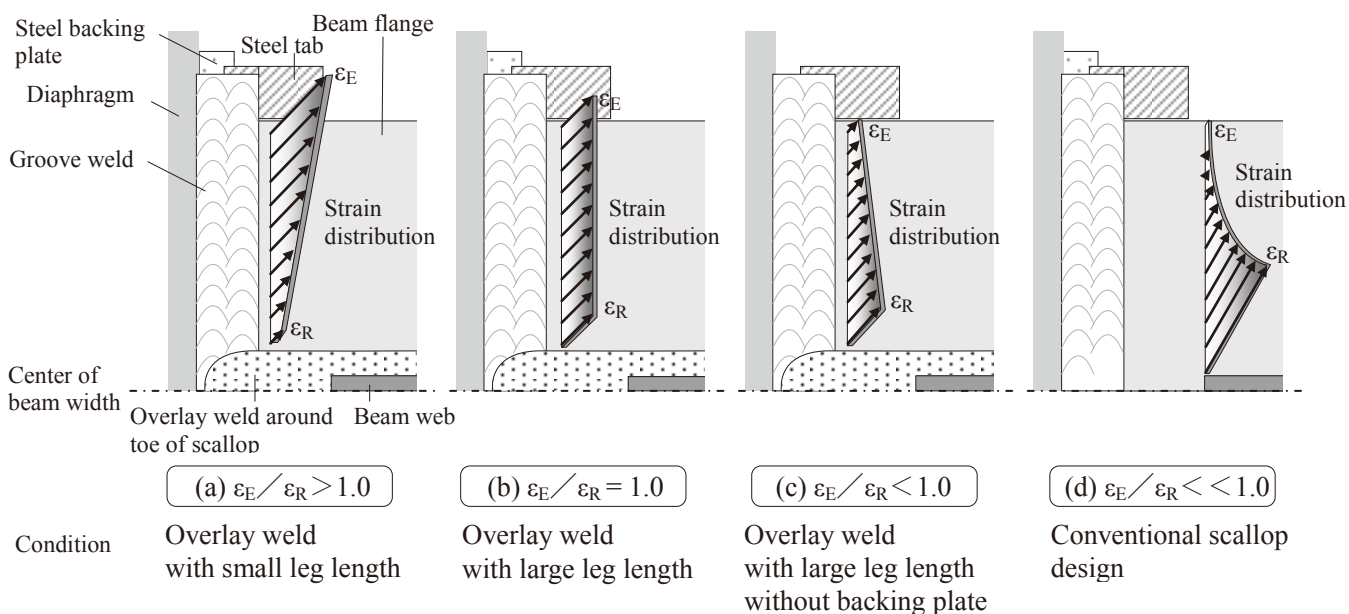


Fig.5.15 Image of the relationship between strain ϵ_E , ϵ_R , and designs

2) ノンスカラップ+スカラップ底肉盛工法+バックングレス上向肉盛工法

Type Z(No.FZ20)は Type X (FX シリーズ)と同様、上フランジにノンスカラップ、下フランジにスカラップ底肉盛工法を適用しているが、さらに全ての梁端開先溶接の裏当て金の代替として、バックングレス上向肉盛溶接工法とした施工である。

試験結果としては、今回の研究試験体の全てで裏当て金が亀裂伝播とは直接関係せず、本バックングレス試験体(FZ20)においても同様であったため、バックングレス上向肉盛工法の直接的効果をはかることは出来なかった。しかし、それでもなお累積塑性変形倍率 η_s は 10.3 と最も高い値を示した。(Fig.5.12)

破壊形態は裏当て金を取付けた Type X の多くと同じである。にもかかわらず、高い塑性変形能力を示した理由としては、Table 5.5 に示した端面側と中央の歪み比 ϵ_E/ϵ_R を見れば明らかのように、1.0 を下回っていることに起因すると考える。すなわち、Fig.5.15(c)の如く、鋼製タブスリット近傍の歪みよりもスカラップ底肉盛溶接先端付近の歪み量が多くなっており、鋼製タブスリットへの応力集中を緩和することで亀裂発生を遅らせ、継手としての塑性変形能力を高める結果になったと推測する。今回の当試験体は僅か1体に過ぎず、今後さらに実験を重ねて再現性、安定性を検討する必要があるが、このように ϵ_E/ϵ_R が 1.0 をやや下

回る状況を作ると、塑性変形能力は非常に高まる可能性があることが示唆された。また、裏当て金をバックリングス上向肉盛工法に変えることで $\varepsilon_E/\varepsilon_R$ が 1.0 を下回る状況を作ることが出来た理由についても、柱梁接合部の剛性や応力集中、溶接金属断面積といった影響因子はいくつも考えられるものの、現時点では推論が及ばず、やはり今後 FEM 解析などの手法によって検討する必要がある。

なお、過度に $\varepsilon_E/\varepsilon_R$ が小さい、すなわち 0 に近づけば、Fig.5.15(d)のごとく、すなわち従来スカラップと同様に、梁端溶接金属幅中央部に応力集中し、脆性的に亀裂が発生、そして早期破壊する可能性が高まることは想像される。従来スカラップ工法では梁フランジ幅中央の歪が相対的に大きいことは第 2 章で確認済みである。

今回の試験結果から、梁端の両幅端側および中央部のどちらかに過度な応力集中と、それによる歪が生じないように、適切な応力集中バランスの制御が梁の塑性変形能力向上には重要であることが示唆される。

なお、裏当て金有無にかかわらず、スカラップ底肉盛工法は、鋼製タブスリットとの関係性が生じることが本研究で明らかとなったことから、鋼製タブの切落し処理やセラミック製固形タブとの組合せの場合にはどのような挙動と変形能力を示すのかは新たな今後の課題である。

3) 溶込み不良の影響

Type-X(FX シリーズ)において脚長 $T_D=15\text{mm}$ とした No.FX15U はスカラップの R 部境界内部に人工欠陥による大きな溶込み不良を設けたスカラップ底肉盛工法の試験体であるが、R 部には応力が大きく作用することから、+4 δ の 1 回目載荷時に肉盛溶接部に亀裂が発生した。ただし、終局破壊は -4 δ の 2 回目載荷時に上フランジのノンスカラップ工法側で起きた。 η_s は 3.6 と低く、ノンスカラップ工法としては従来知見と比べて塑性変形能力が小さいと思われる。同じ破壊形態を示した FX20a の $\eta_s=7.1$ と比べてもほぼ半分である。

この原因として、下フランジ側に設けた人工欠陥が影響を及ぼしているとは考え難く、上フランジ側に何らかの施工不良があったものと推測されるが、それは本研究目的から外れるので本論では省略とする。

重要な問題は 4 δ と早期にスカラップ底肉盛溶接部に亀裂が生じたことである。上フランジ側が本来の塑性変形能力を有していた場合は、スカラップ底肉盛溶接部の亀裂がさらに進展し、終局破壊を迎えているだろうことは明らかである。この結果より、スカラップ底肉盛溶接施工に際しては、スカラップ面への溶込み不良を出さないように溶接時の注意喚起と施工管理が必要と考えられる。

5.5 第5章まとめ

現場溶接において、施工の容易性と応力集中緩和による優れた塑性変形能力を兼ね備えた施工法およびディテールの開発を目的とし、上フランジ側にノンスカラップ工法、下フランジ側スカラップにスカラップ底肉盛工法、あるいはさらにバックングレス肉盛工法を組み合わせた上下非対称工法を提案した。(Fig.5.16)

本工法を用いた通しダイアフラム形式の実大柱梁継手試験体を製作し、载荷試験によって塑性変形能力を確認した。その結果、施工性に優れると共に、適切な管理を施すことにより、上下フランジ共に応力集中が緩和され、高い塑性変形能力が得られた。得られた結果の詳細を以下に示す。

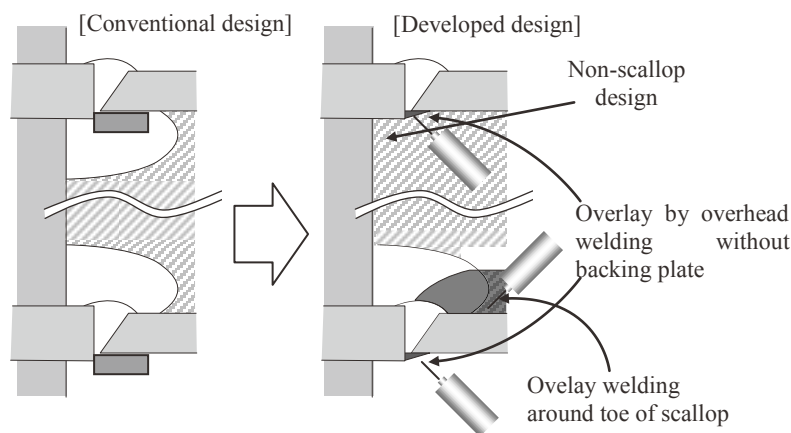


Fig.5.16 Conclusion: The design and welding process suitable for on-site joint

- 1) 上フランジ側にノンスカラップ工法、下フランジ側にスカラップ底肉盛工法を施す非対称ディテールの製作方法に製作上の課題は認められず、現場適用への実用性を確認した。
- 2) スカラップ底肉盛溶接部の脚長を増すにつれ、継手の塑性変形能力は向上した。(Fig.5.17 FX)

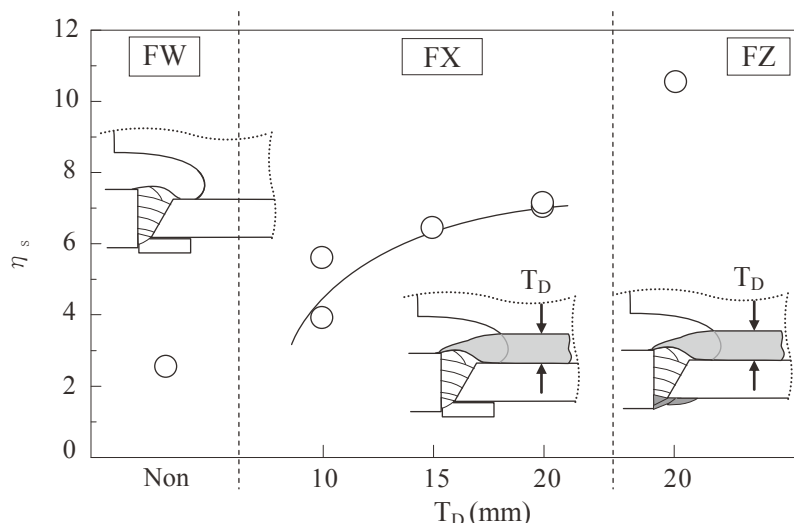


Fig.5.17 Relationship between leg length(T_D) of the overlay welding around toes of scarps and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Same as Fig.5.12)

- 3) 多くの試験体は、ノンスカラップ工法側ではなく、下フランジのスカラップ底肉盛工法側フランジが破壊した。ただし、脚長 20mm のスカラップ底肉盛工法適用試験体は、2 体のうち 1 体がノンスカラップ側が破壊した。この結果より、目安として梁フランジ厚と同脚長のスカラップ底肉盛工法を施すことにより、ノンスカラップ工法と同等の塑性変形能力になったと考えられる。(Fig.5.18)

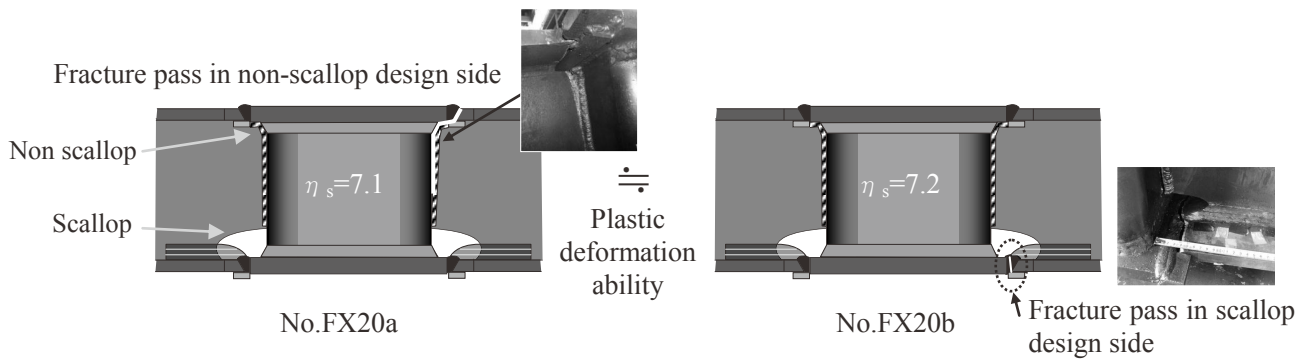


Fig.5.18 Fracture passes of each same assemblies of leg length $T_D=20\text{mm}$ overlay welding around toe of scallop (Same as Fig.5.13)

- 4) スカラップ底肉盛溶接部の脚長が増えるにしたがって塑性変形能力が向上する機構は、梁端開先溶接部における中央部と両端面側の応力集中バランスが変化し、鋼製タブ近傍への応力集中が緩和されるためと推測する。具体的には、梁幅中央側に応力集中が移ることで、鋼製タブ近傍からの亀裂発生を遅らせる、と推測される。(Fig.5.19 (a)→(b))
- 5) スカラップ底肉盛工法に加えて、裏当て金の代わりにバックングレス上向肉盛工法を施すと、塑性変形能力がさらに高まった。(Fig.5.17 FZ) その機構としては、梁端開先溶接部における中央側歪みの方が端面(鋼製タブ)側歪みを超えるまでに大きくなって、鋼製タブ近傍からの亀裂発生をさらに遅らせるため、と推測される。(Fig.5.19 (b)→(c))

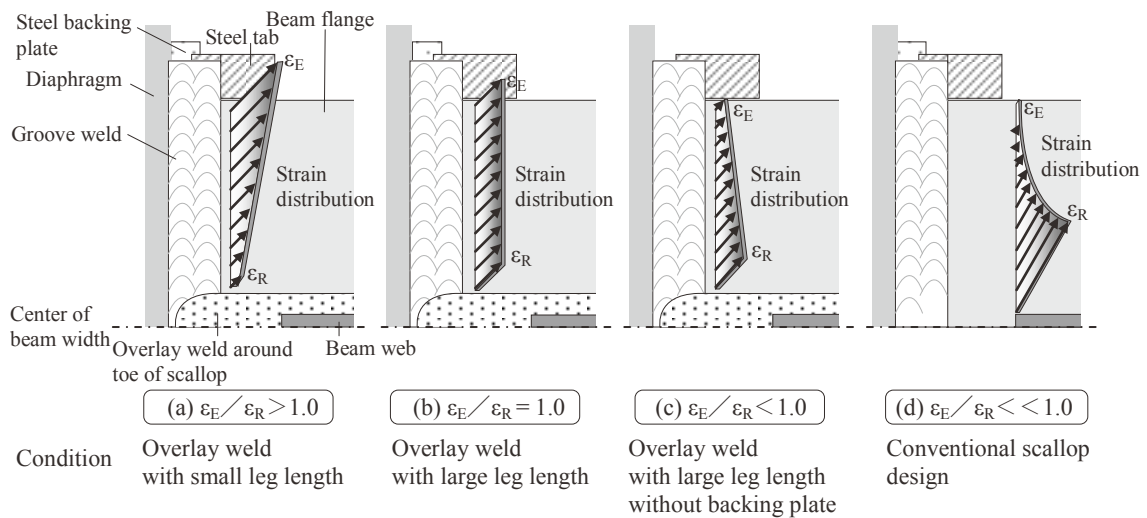


Fig.5.19 Image of the relationship between strain ϵ_E , ϵ_R , and designs (Same as Fig.5.15)

- 6) スカラップ面の大きな溶込み不良は早期に亀裂を発生させた。したがって、スカラップ底肉盛工法によって高い塑性変形能力を担保するためには、溶込み不良を起こさないように注意や管理が必要であることがわかった。

上フランジ側にノンスカラップ工法、下フランジ側スカラップにスカラップ底肉盛工法、あるいはさらにバックングレス肉盛工法を組み合わせた上下非対称ディテールによって、梁端近傍の応力集中は大幅に緩和され、梁フランジ母材あるいは梁端溶接部の脆性破壊を防ぐことが可能となる。

その結果、破断は梁端溶接金属を主体に伝播することになり、次に溶接金属の材質面での塑性変形能力向上が重要となる。第 6 章以降は、溶接金属の材質面での塑性変形能力について取り上げる。

第 6 章

梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための防風管理とシールドガス流量

第 6 章 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための防風管理とシールドガス流量

6.1 はじめに

第 2 章から第 5 章まで、柱梁接合部の塑性変形能力を高めるための手段として、スカラップおよび裏当て金という代表的な応力集中の問題を取り上げた。応力集中を緩和させるためにアーク溶接を実現手段として用いたスカラップ底肉盛工法およびバックングレス上向肉盛工法の 2 つの工法を提案し、さらにノンスカラップ工法も加え、これらの手段による柱梁構造体の塑性変形能力および疲労強度を実験確認した。その結果、目的どおり、応力集中は緩和され、脆性破壊の防止と塑性変形能力向上、疲労強度向上効果が確認された。

これらの工法を適用すると、破断は鋼製エンドタブを両端、スカラップ底肉盛溶接部先端を頂点として結んだ柱梁突合せ溶接金属内を主に伝播することになる。(Fig.6.1 Step 1)

そこで、さらに柱梁接合部の塑性変形能力を高めようとするれば、柱梁突合せ溶接金属の材料としての塑性変形能力を向上させる必要がある。(Fig.6.1 Step 2) 本章(第 6 章)および次章(第 7 章)では、溶接金属の材質的塑性変形能力、すなわち靱性向上策について新たな検討と提案を行う。

6.2 第 6 章の目的

柱梁接合部の塑性変形能力を向上させるための次なる手段として、溶接金属の材質的向上策を検討する。本章では、現場溶接で問題が顕著である、風によるシールド不良が靱性に及ぼす影響の把握と、その対策としての管理指針を提案することを目的とする。

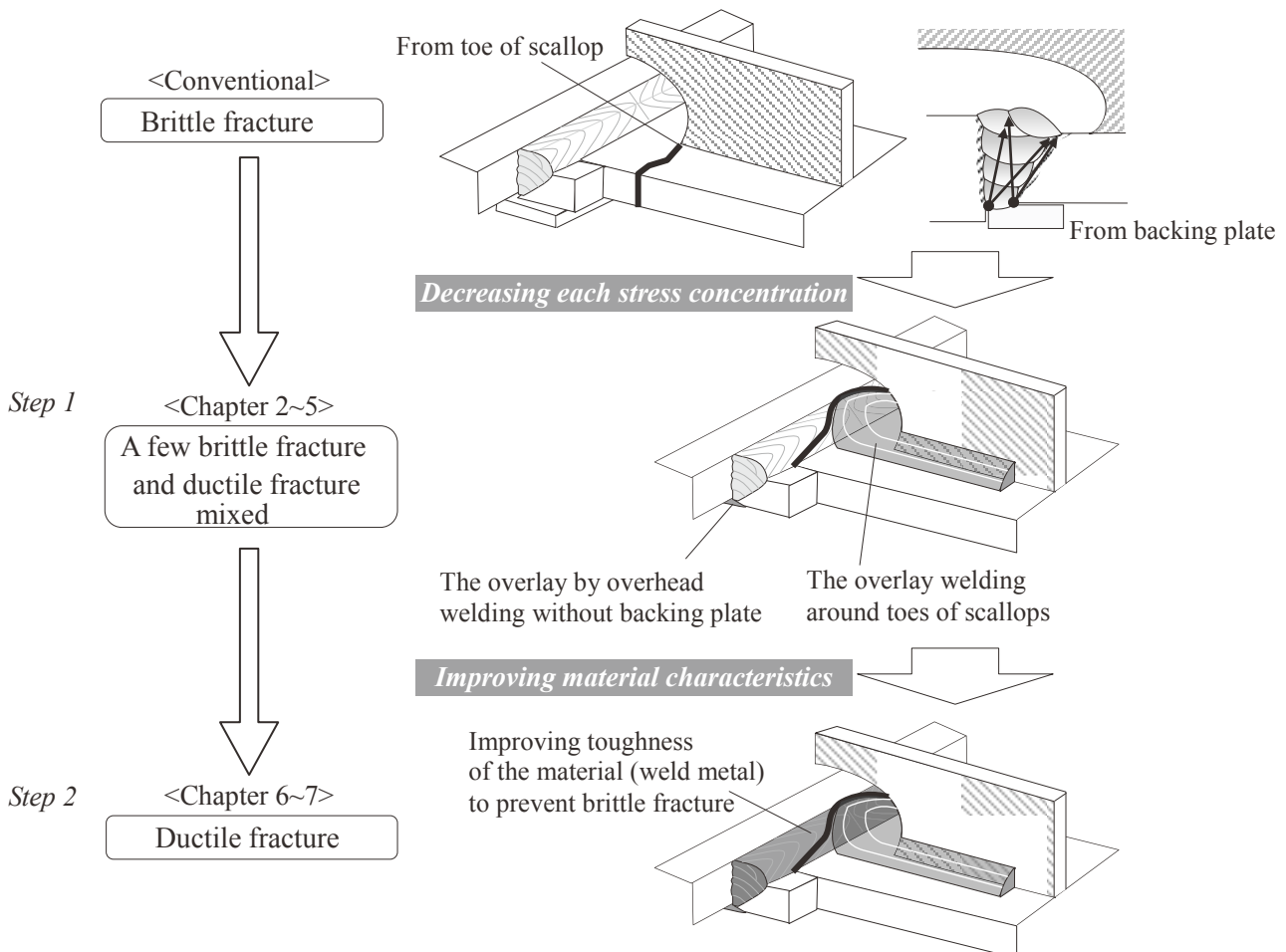


Fig. 6.1 Steps to improve the plastic deformation capacity and relations with the chapter

6.3 シールド不良が塑性変形能力に与える問題と、管理指針提案の狙い

脆性破壊を防ぎ、塑性変形能力を高めるには、①応力集中の緩和と②材質的向上の両面が伴う必要があることは第1章で述べた。本章で扱う材質的向上策としての、靱性とその評価値：シャルピー吸収エネルギーの重要性、その要求性能の変遷、そして実現手段としての鋼材や溶接材料の規格、入熱・パス間温度規定等の管理指針の制定は1.4.3節で述べた。

しかし、靱性に影響を及ぼす因子として、積極添加される化学成分や入熱・パス間温度といった冷却速度関連パラメータと同等以上の影響力を持つ因子として、不可避免的に溶接作業時に大気から混入する窒素があげられることを1.4.4節で述べた。

窒素の混入原因として影響度が高いのが風であり、溶接作業が行われる理想は無風環境とすることである。工場内溶接においても、Fig.6.2に示すように意識的管理をしなければ無風環境を作ることができないが、一般的には風は大幅に抑制されている。しかし、現場溶接では、工場溶接よりも意識的に風速管理を意識しなくてはならない。なぜならば、現場溶接は壁が無いいため、常に風にさらされる環境であるからである。(Fig.6.3)

しかし、1.4.4節で述べたとおり、既存の研究によるシールド性確保のための従来管理指針、例えば「風速2m/sec以下¹⁸⁻¹⁾、かつシールドガス流量25 l/min以下¹⁸⁻³⁾」は、柱梁突合せ溶接に必須となる多層溶接を対象にしたものではなく、かつシャルピー吸収エネルギーを意識したものでもない問題がある。さらに、実際に風がアーク領域のシールドガスの流れに及ぼす影響の実態を確認した信頼性の高い研究もこれまでに行われていない。

以上の実状を踏まえ、次の6.3節では多層溶接金属の耐気孔欠陥性と靱性確保の観点で、ガスシールドアーク溶接における風速と溶接金属中の窒素量および欠陥と靱性の基本的相関性を評価する。さらに、一般的な推奨溶接条件下においてシールド性が確保できる風速とシールドガス流量の関係について指針を提案する。また、シールドガスの流れを特殊装置によって可視化し、窒素量データとの相関も確認すると共に、シールド性が確保されるシールドガス噴出速度と風速の関係についても考察を行う。

6.4節では、建築鉄骨の柱梁継手溶接用として用いられている溶接材料および溶接条件と、現地溶接を考慮した上で、十分なシャルピー吸収エネルギーが確保できる、上限風速とシールドガス流量の組合せの管理指針を提案する。本指針を遵守することで、溶接金属の材質的塑性変形能力が向上することになる。

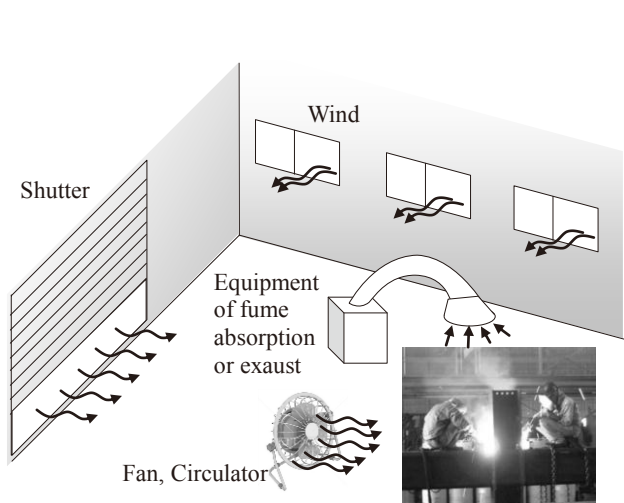


Fig.6.2 Wind invasion or generation factor in shop welding

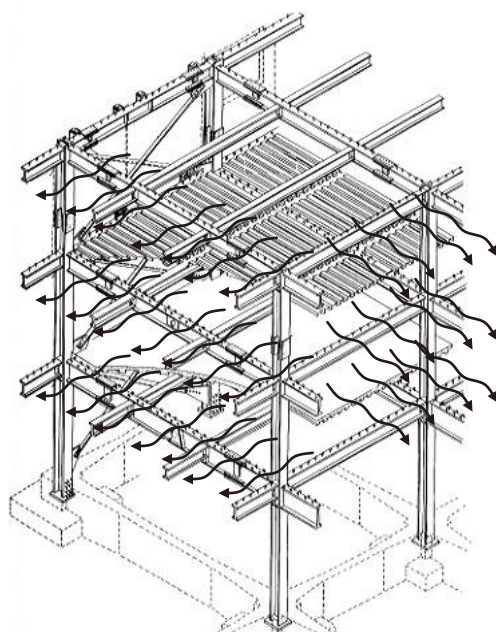


Fig.6.3 It is necessary to make temporary and partial wall to prevent nature wind in on-site welding

6.4 多層溶接金属を前提とした、溶接材料の種類、風速、シールドガス流量、窒素量、気孔欠陥、衝撃吸収エネルギーの基本的相関

風速と溶着金属中の窒素量およびシャルピー吸収エネルギーの関係を調査する 1)溶接試験と、シールドノズルから吹き出すガス流束の挙動を観察する 2)シールドガス可視化試験の両結果を合わせて考察することで、アーク雰囲気への大気の流れ込み現象と悪影響度を高い信頼性で把握できると考え、実行した。

6.4.1 溶接試験方法

JIS Z3312¹⁹⁹⁹「軟鋼及び高張力鋼用マグ溶接ソリッドワイヤ」あるいは Z3313¹⁹⁹⁹「軟鋼、高張力鋼及び低温用鋼用フラックス入りワイヤ」に準拠し、Fig.6.4 に示す板厚 20mm、長さ 300mm の鋼板を突合せ多層溶接した。用いた溶接ワイヤとシールドガスの組合せは①一般炭素鋼用炭酸ガスソリッドワイヤ YGW11/CO₂、②一般炭素鋼用混合ガスソリッドワイヤ YGW15/Ar80%+CO₂20%、③一般炭素鋼用フラックス入りワイヤ YFW-C50DR/CO₂ の 3 種とした。なお、溶接時には Fig.6.5 に示す 3 方向から、スライダックにて入力電圧を調整出来るようにした扇風機により人工的に風速を発生させた。風速は 0(無風)、0.5m/sec、1.0m/sec の三段階とした。風速の測定位置は Fig.6.6 に示す 6 箇所測定し、平均値を指標として目標風速への管理値とした。シールドガス流量は一般的に溶接トーチメーカーが推奨している 25 l/min とし、風速 1.0m/sec 環境でシールド性が確保されない場合のガス流量増大効果を確認するためにフラックス入りワイヤの条件に 35 および 50 l/min を加えた。

溶接条件を Table 6.1 および Table 6.2 に示す。溶接後、X 線透過撮影により、ブローホールの発生有無を確認した後、Fig.6.7 に示す位置から各種機械試験片や化学分析用試験片を採取して、機械試験や分析を行った。シャルピー衝撃試験の温度は、溶接材料の該当 JIS で指定されているそれぞれの温度(0℃もしくは-20℃)とした。

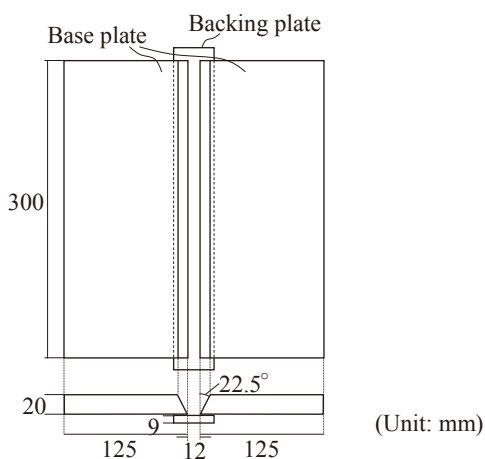


Fig.6.4 Size and groove condition of the welding test

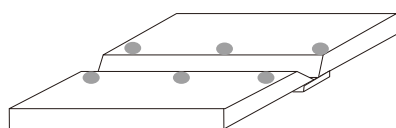


Fig.6.6 Measurement point of the wind velocity

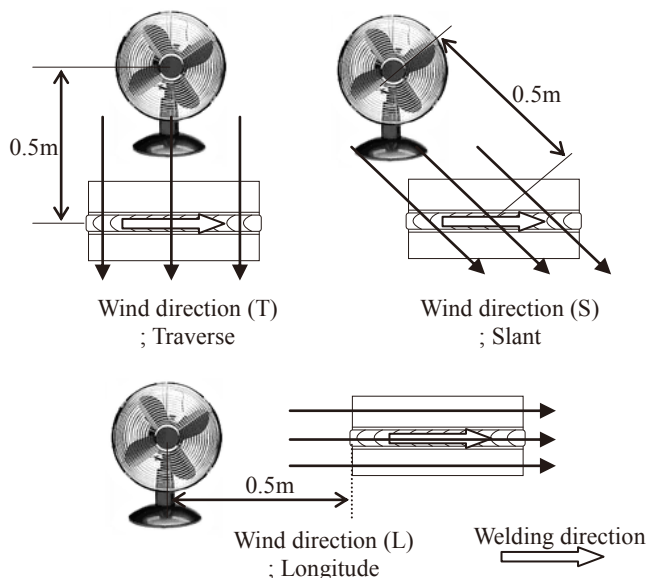


Fig.6.5 Electrical fan and weld test plate positions and the wind directions

Table 6.1 Parameters of welding condition

Combinations of welding wire and shielding gas composition	Wind direction	Wind velocity (m/sec)	Shielding gas flow (l/min)
• Solid wire (YGW11) / CO ₂	• T; Traverse	• 0	• 25 (Partially 35, 50)
• Solid wire (YGW15) / Ar80%+CO ₂ 20%	• S; Slant	• 0.5	
• Flux cored wire (YFW-C50DR) / CO ₂	• L; Longitude	• 1.0	

Table 6.2 Common welding condition

Welding equipment	By semi-automatic welder
Base metal material	JIS G3106 SM490A
Base metal size	20mm(thickness)×125mm(wide)×300mm(length)
Groove	45deg. V-shape Root gap:12mm
Welding position	Flat
Power source	Conventional inverter type max.500A
Current, Voltage, and heat input(H.I.)	Solid wires; YGW11, YGW15: 270-280A, Each suitable voltage, H.I.:3.0kJ/mm target Flux cored wire; YFW-C50DR: 280Amp, Suitable voltage, H.I.:2.0kJ/mm target
Torch and shield nozzle type	For 500A (Inner dia. 19mm nozzle)
Distance between the contact tip and base metal	25mm
Preheat and interpass temperature	Solid wires; YGW11, YGW15: None/ 150~250 deg. Celsius Flux cored wire; YFW-C50DR:135~150 deg. Celsius

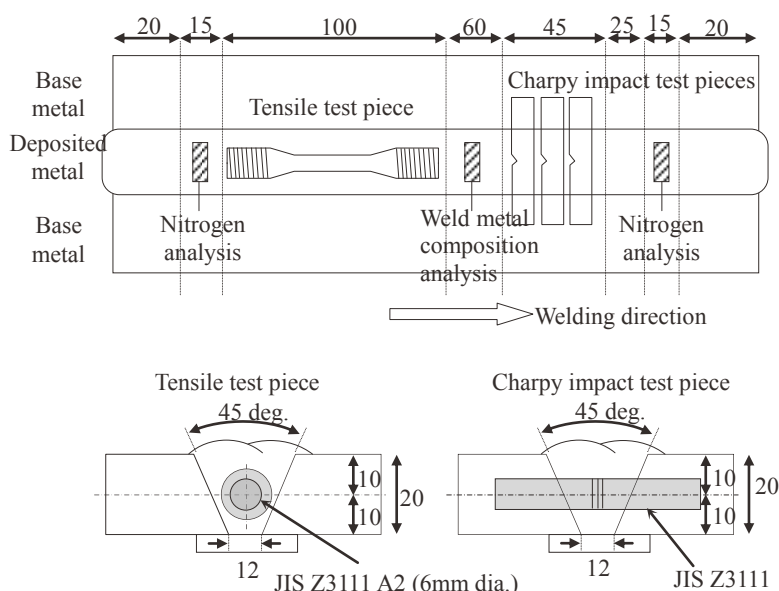


Fig.6.7 Positions of mechanical and chemical analyze test pieces

6.4.2 シールドガス可視化試験方法

シールドノズルから噴出されるシールドガス流の挙動を観察することで、上記溶接試験で得られる風速と溶接金属の窒素上昇の関係に整合性が得られるか検討を試みた。ガスは無色透明であることから、その流れを直接観察することはできない。そこで、シュリーレン法(ナイフエッジ法)を用いてシールドガスを可視化した⁷⁴⁻¹⁾。原理を Fig.6.8 に示す。ただし、現在の技術ではアーク発生時の気流の流れをシュリーレン法で観察することは極めて難しいとされていることから、アーク無しの状態での観察とした。アーク発生時には、その近傍に圧力差によって発生する高速のプラズマ気流が存在していることが知られており⁷⁵⁻¹⁻⁴⁾、この気流の影響は実際には無視できないということは留意の上での実験精度と考えた。

また、開先条件についても、Fig.6.9 に示す如く、開先内底部ではシールドガス流は Z 方向に広がるため、シュリーレン装置を Z 方向に配置して観察を試みても、気体の圧力差が不安定かつ部分的となってしまう、溶接ワイヤ先端付近の挙動が不明瞭であった。(Fig.6.10) したがって、最もワイヤ先端付近のガスの流れが

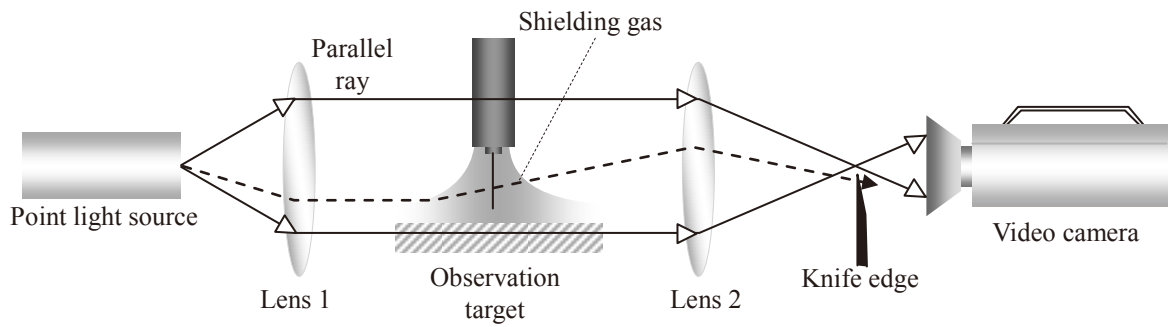


Fig.6.8 Principle of the schlieren method to visualize shielding gas behavior

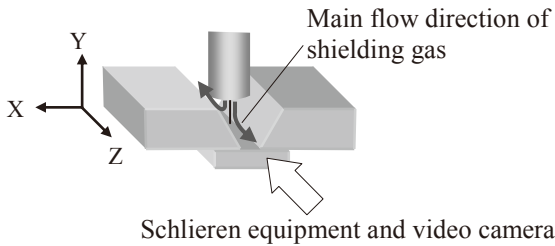


Fig.6.9 Weak point of gas flow observation in the groove

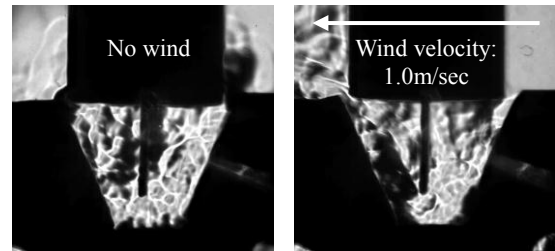


Fig.6.10 Example of shielding gas flow behavior in the groove
(Groove: Fig.6.4, CO₂, 25 l/min, 19mm inner dia. nozzle)

明瞭に観察出来る平板上での実験とした。開先溶接では表層近傍に相当と考える事が出来る。

観察方法を Fig.6.11 に、適用シールドノズルと突出し長さの関係を Fig.6.12 に示す。観察方向は風向に対して直角とした。シールドノズルは細径 350A 用と 500A 標準品を用い、ノズル先端から母材までの距離はノズルサイズに対して標準的とされる各々 15mm、25mm とした。流すシールドガスの種類は CO₂ とし、流量は 350A トーチ用を 5~20 l/min、500A トーチ用を 25~50 l/min とした。

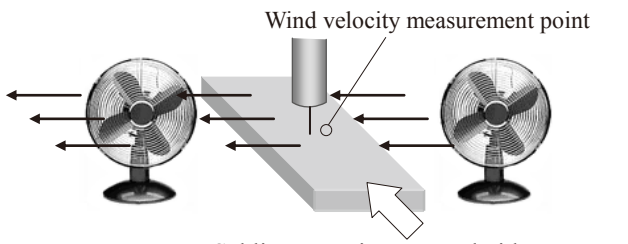


Fig.6.11 The observation method of shielding gas flow behavior

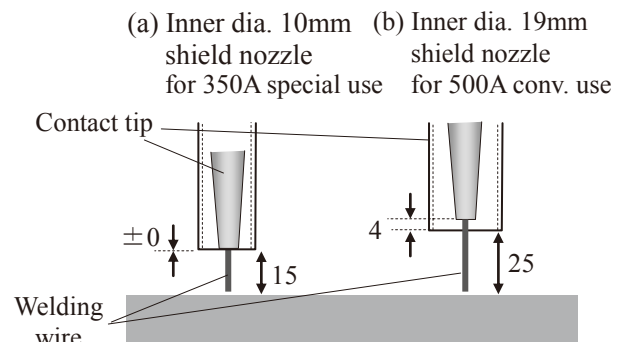


Fig.6.12 Shield nozzle size and distance from plate and the contact tip applied to the observation test

6.4.3 溶接試験結果

Tabel 6.3 にブローホール発生有無、溶接金属中の窒素量および溶接金属の機械的性能に及ぼす風とガス流量の影響の一覧を示す。なお、窒素分析において”-”となっているものは、分析可能範囲を超えて高い値であり、定量値として信頼性がないことから記載を省略としたものである。さらに、引張試験およびシャルピー衝撃試験欄が”-”となっているものは、試験片機械加工において気孔欠陥が多数確認されたため、溶接金属として不健全と判断し、機械的性能試験を測定するに至らないと判断したものである。

この結果から、溶接ワイヤとシールドガス組成の組合せ毎の風速と溶接金属窒素量およびシャルピー吸収エネルギーの関係として示したグラフを Fig.6.13~6.15 に示す。また、風速ゼロおよび 1.0m/sec 環境におけるシールドガス流量の影響を Fig.6.16 に示す。

Table 6.3 Influence of the wind velocity and the shielding gas flow against the porosity generation, nitrogen content in the deposited metal and the mechanical properties

Combination of welding wire and shielding gas composition	Wind direction (Ref. Fig.6.5)	Wind velocity (m/sec)	Shielding gas flow l/min	Porosity generation	Nitrogen content in the deposited metal. (ppm)				Tensile test				Charpy impact test				
					Start side	Center	Finish side	Max.	0.2% P.S. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	R.A. (%)	Temp. (deg.)	Absorbed energy (J)			
YGW11 + CO ₂	0		25	-	88	83	93	93	444	540	37	73	0	152, 152, 152			
				-	28	30	30	30	422	518	35	73		153, 170, 167			
	T	0.5		-	97	88	81	97	450	554	35	75		136, 129, 133			
		1.0		Much	140	-	210	>200	-	-	-	-		-			
	S	0.5		-	96	85	82	96	462	560	33	77		140, 148, 148			
		1.0		Few	130	160	180	180	476	577	30	68		82, 92, 98			
	L	0.5		-	29	31	32	32	428	524	33	72		145, 167, 167			
		1.0		-	85	46	36	85	459	546	32	74		145, 156, 153			
	YGW15 + Ar80%+CO ₂ 20%	0			25	-	99	95	96	99	440	531		36	77	-20	132, 136, 135
						-	41	42	49	49	385	470		36	77		202, 209, 219
T		0.5	-	98		100	83	100	450	554	35	75	104, 107, 116				
		1.0	Much	160		-	580	>200	-	-	-	-	-				
S		0.5	-	160		140	150	160	441	548	35	75	92, 93, 83				
		1.0	Much	310		-	290	>200	-	-	-	-	-				
L		0.5	-	64		72	100	100	391	478	35	76	207, 214, 209				
		1.0	Much	225		170	661	>200	410	494	35	75	59, 47, 156				
YFW-C50DR + CO ₂		0		25		-	63	58	51	63	470	556	31	72	0		123, 100, 101
						-	54	57	58	58	538	603	29	61			112, 109, 117
	T	0.5	-		59	59	60	60	494	572	30	72	103, 81, 94				
		1.0	-		67	110	70	110	528	601	25	72	98, 35, 49				
	S	0.5	-		70	52	46	70	500	581	30	72	87, 117, 101				
		1.0	-		98	67	52	98	515	588	30	68	97, 93, 99				
	L	0.5	-		63	60	59	63	538	607	27	63	109, 106, 112				
		1.0	-		100	90	120	120	556	624	27	62	106, 106, 101				
	0		35		-	37	38	36	38	485	559	30	75	115, 118, 119			
			50		-	43	38	37	43	489	562	30	73	105, 116, 93			
	T	1.0	35		-	36	38	35	38	477	553	32	73	106, 120, 110			
			50		-	38	38	37	38	484	556	33	75	115, 115, 108			
	S	1.0	35		-	36	37	37	37	481	555	34	75	102, 113, 102			
			50		-	41	37	39	41	480	554	33	74	119, 113, 113			

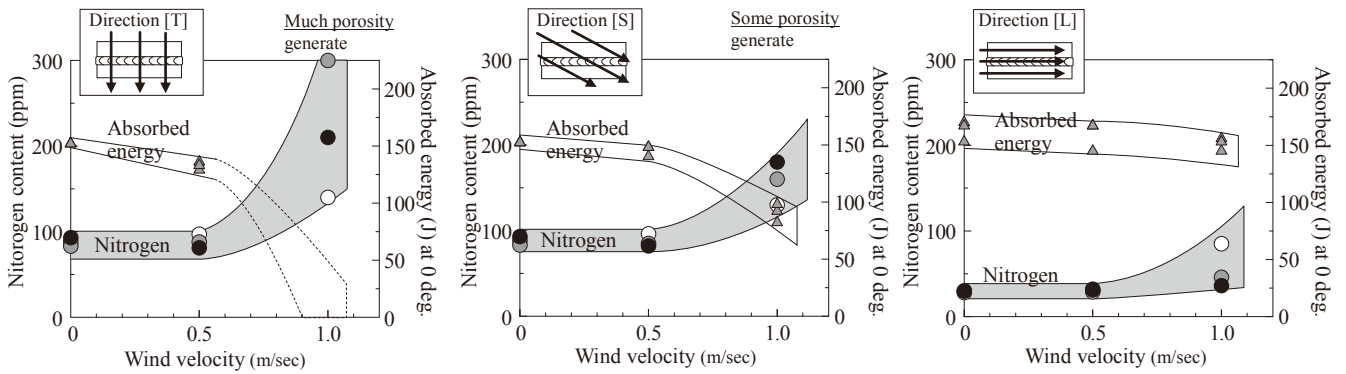


Fig.6.13 Relationship of wind velocity, nitrogen content and impact absorbed energy of deposited metal applied YGW11 solid wire and CO₂ shielding gas (○ Start side ● Center ● Finish side)

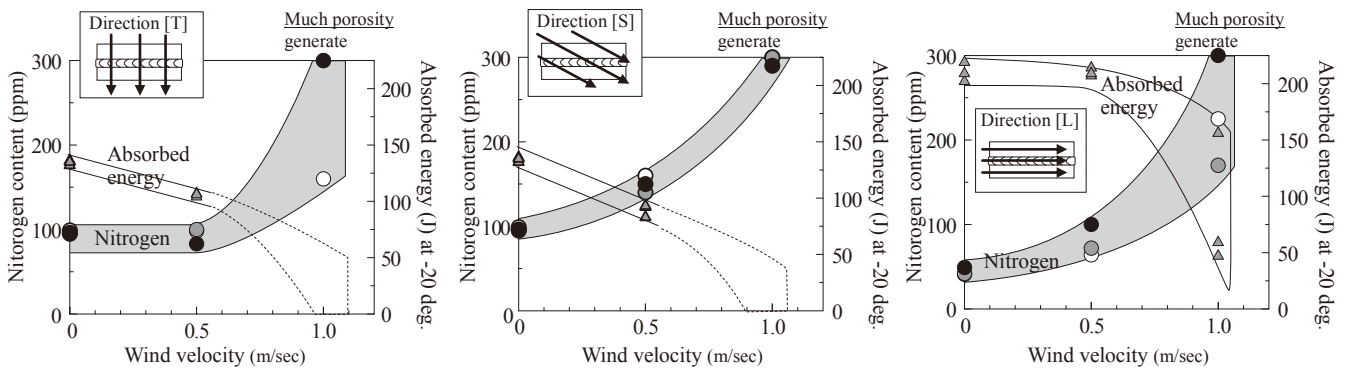


Fig.6.14 Relationship of wind velocity, nitrogen content and impact absorbed energy of deposited metal applied YGW15 solid wire and Ar80%+CO₂20% shielding gas (○ Start side ● Center ● Finish side)

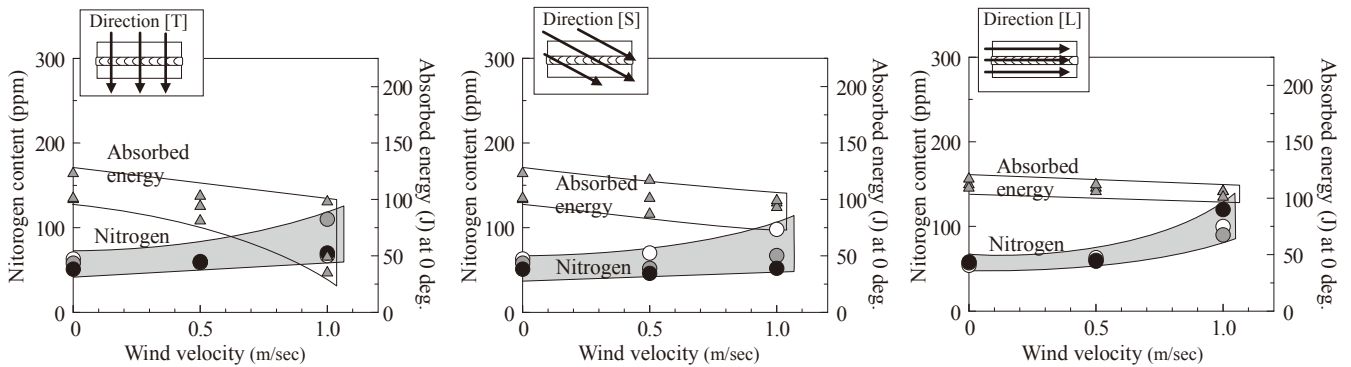


Fig.6.15 Relationship of wind velocity, nitrogen content and impact absorbed energy of deposited metal applied YFW-C50DR Flux cored wire and CO₂ shielding gas (○ Start side ● Center ● Finish side)

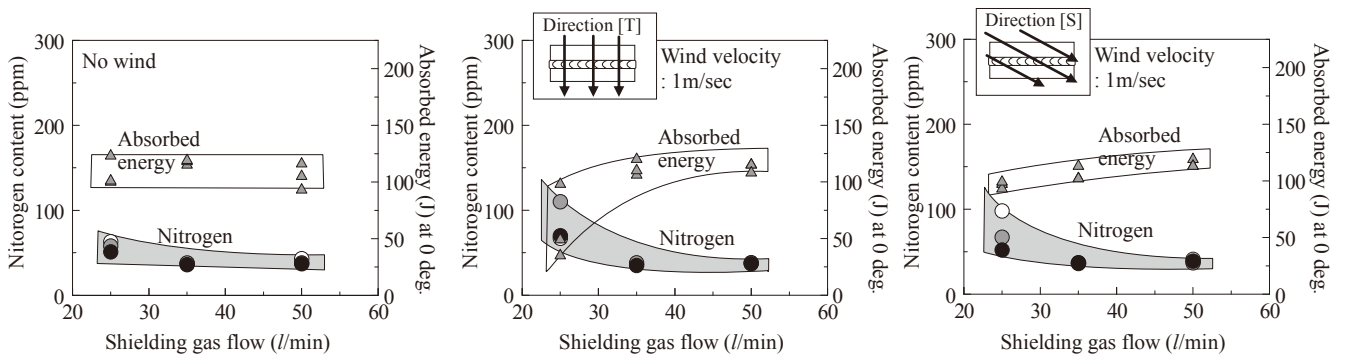


Fig.6.16 Relationship of shielding gas flow, nitrogen content and impact absorbed energy of deposited metal applied YFW-C50DR Flux cored wire and CO₂ shielding gas (○ Start side ● Center ● Finish side)

得られた知見を以下に示す。

- 1) ソリッドワイヤは CO_2 、 $\text{Ar}80\%+\text{CO}_220\%$ ガスによらず風速が 1.0m/sec 以上になると急激に溶接金属の窒素量が増加し、 $150\sim 200\text{ppm}$ を超え、吸収エネルギーの低下とブローホールの発生に至ることがある。(Fig.6.13, 6.14) 特に $\text{Ar}+\text{CO}_2$ 混合ガスではブローホールの発生が顕著であった。 Ar 混合ガスにおいてブローホールが発生しやすいという傾向は過去の研究でも報告されており、今回の結果は整合する。また、その理由については本研究目的から外れるため本論では詳細は省略するが、アーク中での Ar と CO_2 の解離状態における窒素分圧の違い、さらに溶滴移行形態の差異に伴う液柱の長さの違いによって、窒素と鉄の反応面積・時間の差が生じるため、と考えている⁷⁶⁻¹⁾。
- 2) 風速 1.0m/sec で発生したブローホールは開先表面近くで発生することが多かった。すなわち、1パス溶接では発生に至らなくても、多層溶接では窒素量が徐々に増加し、ブローホール限界に達することがある。(Photo 6.1) したがって、1パスビードオンプレート試験によって得られた既存のシールド不良防止の管理基準は、多層溶接に対しては有効ではないことが改めて確認された。

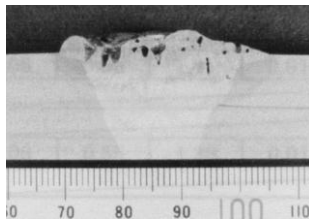


Photo 6.1 Example of porosity generating at cap pass
($\text{Ar}80\%+\text{CO}_220\%$, Wind velocity: 1.0m/sec)

- 3) フラックス入りワイヤ(YFW-D50DR)では 1.0m/sec の風速でも窒素上昇は顕著でなく、ブローホールも発生しなかった。(Fig.6.15) しかし、基本的にソリッドワイヤに比較して吸収エネルギー性能が高くないことから、風速 1.0m/sec で窒素量 100ppm を超える程度でも吸収エネルギーが低値を示すことがあった。
- 4) いずれのワイヤとシールドガスの組合せでも、多層溶接においてブローホールが発生せず、かつ安定して高い靱性が保てる風速上限は 0.5m/sec 程度であった。

6.4.4 シールドガス可視化試験結果

Photo 6.2 に 350A トーチ用 10mm φ ノズル、Photo 6.3 に 500A トーチ用 19mm φ ノズルにおける風速とシールドガスの状態を観察した写真を示す。なお、実際には風およびシールドガスの流れは常に複雑な動きを示す。無風条件以外はシールドガス流が最も大きく影響を受けた状態を静止画として記録、掲載した。

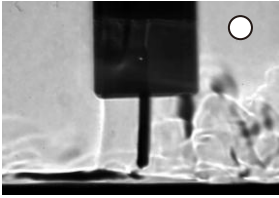
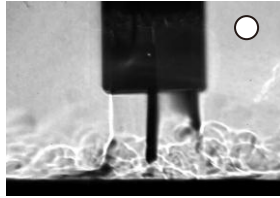
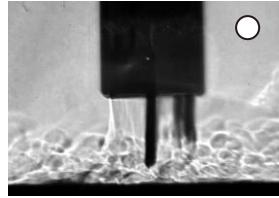
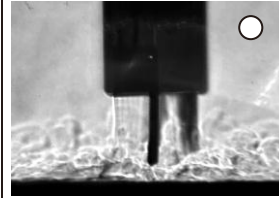
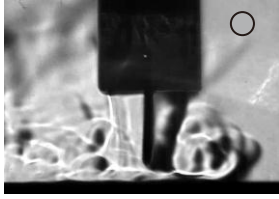
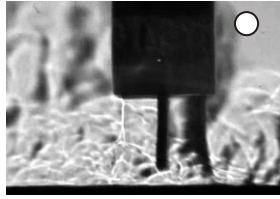
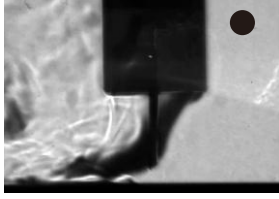

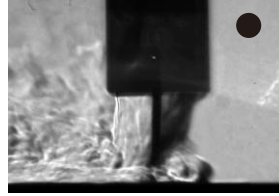
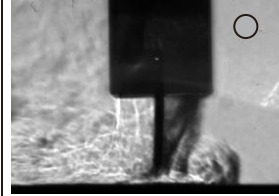
Wind velocity (m/sec)	Shielding gas flow (l/min)			
	5	10	15	20
0				
0.5			—	—
1.0			—	—
2.0	—	—		

Photo 6.2 Influence of the wind velocity and the shielding gas flow against shielding gas behavior in the case of inner dia. 10mm shield nozzle

(Evaluation of air invasion to the wire tip position: ○:very little, ○:little, ●:large)

得られた知見を以下に示す。

- 1) 従来知見として、ノズル先端から噴出したシールドガスは、Fig.6.17(a)のように、暫くその径をほぼ保った層流を形成するが、離れるにつれて次第に空気抵抗を受けることで分散した乱流になるとされる⁷⁷⁻¹⁾。Photo 6.2, 6.3 の無風状態の観察結果からは、シールドガス流量によらず、15mm あるいは 25mm のノズル先端-母材間距離では良好な層流域が形成されていることがわかる。母材に当たったシールドガス流は左右(実際には同心円状)に広がり、本来アークが発生するワイヤ先端部はしっかりとシールドが行われていることがわかる。
- 2) 風が吹くと、風上側の層流がノズル先端から離れるにつれて押し出されていく。そして母材に当たったガス流の大半は風下側に流されるが、一部は風上側に向かい、直ぐに戻されて激しい渦巻を形成する。(Fig.6.17(b)) この渦巻と層流の間から大気が巻き込まれてアークに到達し、シールド不良に至ると考えられる。

Wind velocity (m/sec)	Shielding gas flow (l/min)		
	25	35	50
0			
0.5			—
1.0			—
1.5			
2.0	—		

Photo 6.3 Influence of the wind velocity and the shielding gas flow against shielding gas behavior in the case of inner dia. 19mm shield nozzle

(Evaluation of air invasion to the wire tip position: ○ :very little, ○ :little, ● :large)

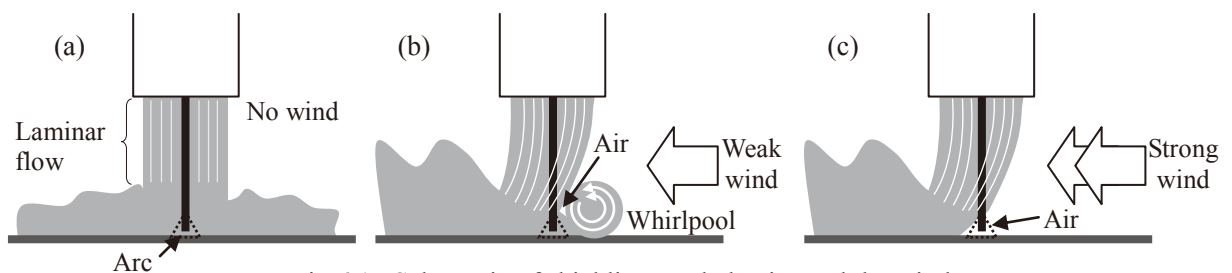


Fig.6.17 Schematic of shielding gas behavior and the wind

- 3) 風速が小さい、あるいはシールドガス流量が足りている場合は、風上側層流域と渦巻がワイヤ先端から離れており、大気がアークまで直接到達しないが、風速上昇、シールドガス流量不足となるとこれらの位置が風下側に移り、アークに到達する。過度の風速、ガス流量不足の条件では、渦巻すら形成されず、ワイヤ先端は完全にシールド域から外れ、露出してしまう場合もある。(Fig.6.17(c), 実例 : Photo 6.2: 1.0m/sec-5 l/min, Photo 6.3 1.5m/sec-25 l/min, 2.0m/sec-35 l/min) これらの程度によって溶接金属中窒素量が増加すると考えられる。
- 4) Photo 6.2 における風速 2m/sec、Photo 6.3 における風速 1.5m/sec(※2m/sec は観察省略されている)の観察写真において、標準的ガス流量ではアーク位置近傍のシールド状態が崩れ、大気混入状態となっていることが明らかである。すなわち、従来管理指標として知られている 2m/sec ではシールド性が不十分であることが、シールドガスの直接観察からも裏付けられた。
- 5) Photo 6.2, 6.3 の各写真にはガスの流れ観察からシールド性を定性的に判断した評価結果を付与している。Fig.6.18 にガス流量と風速に対してシールド性判断結果をプロットした。この結果から、標準的ガス流量では、風速は 0.5m/sec 程度に抑制する必要があると判断される。この直接観察結果から得られる定性的指標は、溶接実験によって得られた結果 6.4.3 節 4)の結論と同じである。すなわち、溶接金属の窒素量や靱性評価と、シュリーレン法によるシールド状態の観察結果は相互に信頼性があると考えられる。また、上限 0.5m/sec という値は、局所排気の適正吸引速度に関する研究成果⁶¹⁻¹⁻²⁾として得られた 0.3~0.5m/sec の上限値とも整合している。(1.4.4 節参照)

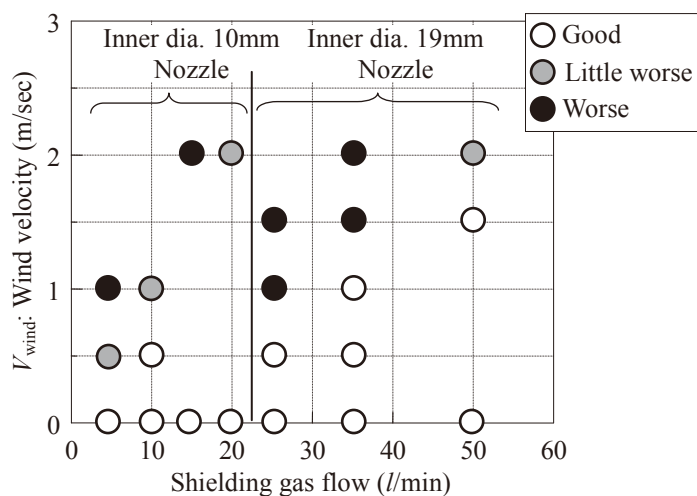


Fig.6.18 Relationship of shielding gas flow, wind velocity, and qualitative evaluation of shield performance

- 6) 以上の知見から、これまで常識的とされていたガスシールドアーク溶接における防風対策の管理基準：”風速 2.0m/sec 以下”は現実的な多層施工を考慮すると、非常に緩いと考えられる。高品質な溶接金属を得るためには風速 0.5m/sec 以下の新たな管理基準が推奨される。(Fig.6.19)

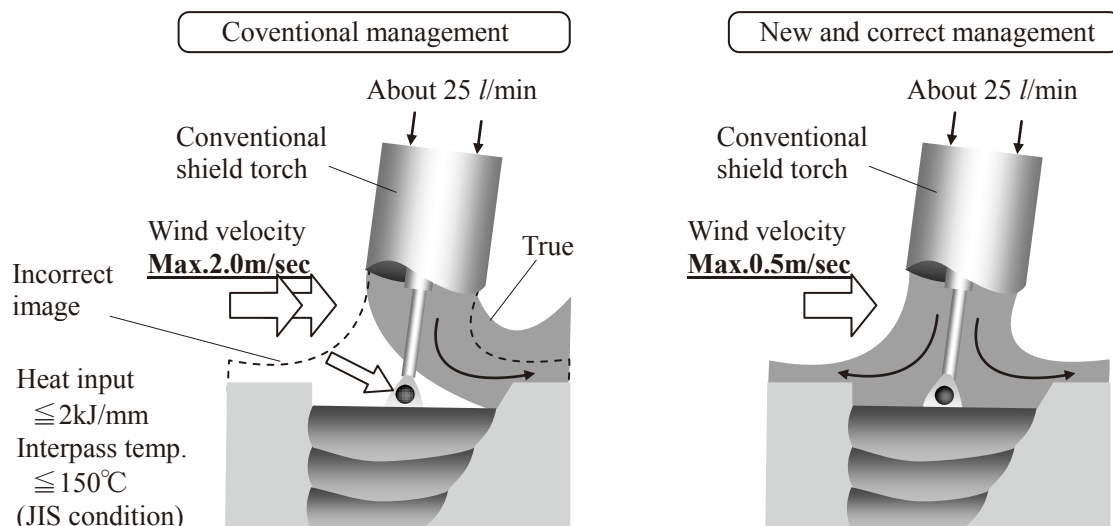


Fig.6.19 Conventional and corrected management level for multi-pass welding about shielding gas flow and wind velocity

- 7) フラックス入りワイヤ×CO₂溶接、風速 1.0m/sec、シールドガス流量 25 l/min では溶接金属の窒素量が 100ppm を超え、吸収エネルギーも低値を示すことがあったが、ガス流量を 35 l/min 以上になると窒素量は 50ppm 程度となり、高い吸収エネルギーを示した。(Fig.6.16) したがって、防風対策がどうしても不十分な場合は、シールドガス流量を通常よりも高めてシールド性を改善し、窒素上昇を抑制することが可能となる。
- 8) シールドガス流の観察においては、ガス流量を 35 l/min に増やせば 1.0m/sec、さらに 50 l/min に増やせば 1.5m/sec の風速に耐えられるように観察された。(Photo 6.3) ただし、これらの組合せは炭酸ガスソリッドワイヤを用いた多層溶接金属の靱性確認試験には供していないので、実際に問題がないかを追加確認する必要がある。本検討は 6.5 節にて実施する。

6.4.5 考察

風に対するシールドガス流束の堅牢性は、シールドガスの流速に依存すると考えることができる。アーク近傍のガス流速を決める主要パラメータは a)シールドガス流量、b)ノズル出口断面積、c)ノズル先端から母材までの距離の3要素である。c)および通電チップ断面積を無視してノズル出口の流速を6.1式にて算出し、風速に対してのシールド性評価(Fig.6.18)をプロットし直した結果を Fig.6.20 に示す。

この図から、ノズル出口のシールドガス流速は風速と同等であればシールド性が保たれるとする従来記述⁵⁸⁻¹⁾は誤りであり、ノズル出口のシールドガス流速は風速の2倍を超えるように設定しなければ良好なシールド性は保たれないと判断される。(Fig.6.21)

$$V_{nozzle} = \frac{L/1000}{\pi \cdot \left(\frac{D/2}{1000}\right)^2} \cdot \frac{1}{60} \quad \dots \text{Formula 6.1}$$

V_{nozzle} ; Shielding gas velocity at the nozzle out (m/sec)
 L ; Shielding gas flow (l/min)
 D ; Inner diameter of the shield nozzle (mm)

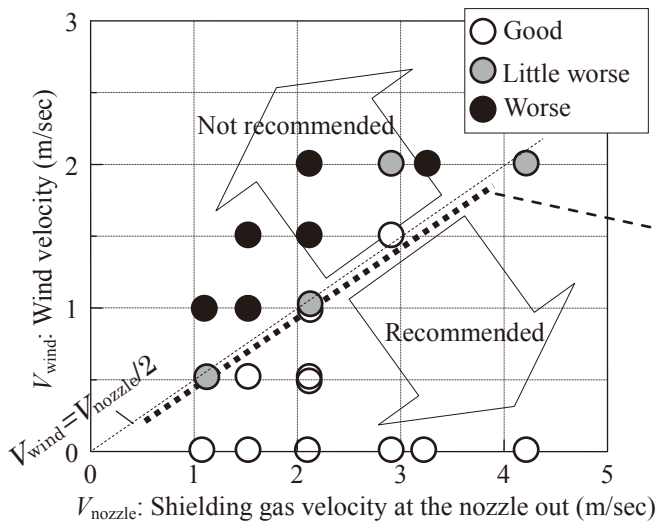


Fig.6.20 Relationship of calculated shielding gas flow velocity at the nozzle out, wind velocity, and the evaluation of shield performance

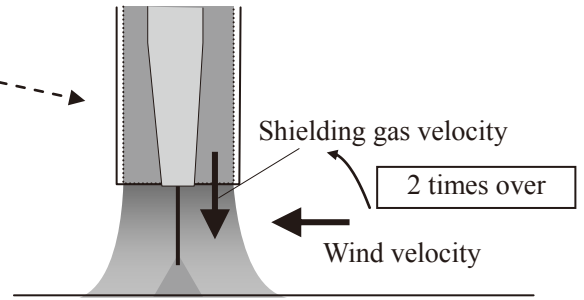


Fig.6.21 Recommendation of the necessary gas flow quantity

$\left[\begin{array}{l} \text{Wind velocity} \leq 1.5\text{m/sec} \\ \text{Distance from shield nozzle to base metal} \leq 25\text{mm} \end{array} \right]$

6.1 式からは、ノズル出口ガス流速にはノズル内径が大きく影響を及ぼし、細径ほど噴出速度が高まってシールド性が優れるはず、と推察される。

ただし、実用的な下限については、今後の確認課題である。また、本研究ではノズル先端-母材間距離は適正值と呼ばれる範囲での確認であり、本研究範囲より長くなれば、アーク近傍でのシールドガス流速は低下するのは明らかのため、当該距離の影響についても同様に今後の研究課題である。

6.5 鉄骨建築業界特有の溶接条件において70Jを確保するための大流量シールドガスと防風管理

6.5.1 従来ガス流量範囲での現場施工の現実的課題

前節において、シールドの健全性を保つには、目安としてシールドノズル出口におけるガス流速が環境風速の2倍以上必要であるとの知見を見出した。従来周知されているシールドガス流量の基準値は、500A用トーチ形状において約25 l/min前後とされていることが多いが^{18-1-4, 54-1)}、この組合せでは高々0.5m/sec程度の環境風速にしか耐えられない。この新たな管理基準を現場施工に適用しようとするれば、2m/sec以下を管理値とされている現状よりも、防風対策養生の大幅強化が必要となる。しかし、養生の強化は時間、労力、コストの増加に繋がることから、出来る限り簡略化したいのが施工者側の意識である。

また、トーチメーカーは溶接材料のJIS規格で規定される入熱：約1.7kJ/mmを前提に、一般的トーチの基本設計を決め、さらにその形状からシールドガスの最適流量を25 l/minとしているが、鉄骨建築業界では入熱4kJ/mmまで許容されており⁵³⁻¹⁾、JIS基準とは乖離がある。入熱が高ければ、アーク近傍の熔融池高温域面積が広くなり、また、使用電流が高くなれば、同時にアーク長も長くなって、極めて活性度の高い超高温領域が増大する。(Fig.6.22) これらは、同じシールドガス不良状態でも窒素の溶鉄との反応性を高め、混入量を増やす傾向になる⁷⁶⁻¹⁾。したがって、鉄骨建築業界特有の大入熱条件における防風管理と適正シールドガス流量の指針が必要とされる。

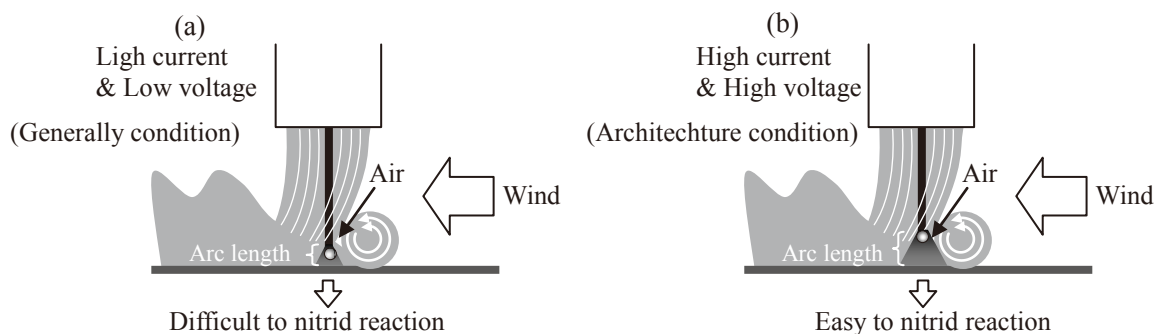


Fig.6.22 Influence of current and arc voltage condition to nitrid reaction in the arc

6.5.2 大流量シールドガスに関する実態

強い風速環境に耐えるための方策としては、ノズル出口のガス流速を高めるべく、シールドガス流量を大幅増加させる策が現実的である。高圧でシールドガスを大流量流すことができる「耐風トーチ」「耐風ノズル」と呼ばれる商品が過去から販売されている。建築現場溶接では風の巻き込みによるブローホール発生を防ぐ目的で、炭酸ガス流量を50 l/min、あるいはさらに100 l/minというように、ガスコスト増を許容し、極めて多量のガスを流す場合がある。鉄骨工事技術指針・工事現場施工編ではこの対策により、風速4m/secまで耐えられると記述されている¹⁶⁻²⁾。しかし、過度のガス流量は乱流を招き、むしろ大気巻き込みを助長する場合があるという事も知られていることであり、4m/secが耐えられると記述するに至った根拠となる技術資料も見当たらない。トーチメーカーの商品パンフレットには大流量シールドガスはブローホール抑制のための手段として位置付けられており、溶接金属の靱性への影響については研究事例やデータは無い。

6.5.3 調査目的

以上の実態を鑑みて、鉄骨の柱梁溶接を対象として、SN材他多くの鋼材規格である0°Cシャルピー吸収エネルギー27J以上、あるいはさらに「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説」で必要とされるシャルピー吸収エネルギー70J以上を満足するための、高域風速、大流量シールドガス、および靱性の関係を、最も多く使われている550N/mm²級ソリッドワイヤJIS Z 3312 YGW18規格材2種を用いて、溶接実験にて確認した。(Fig.6.23)

New and corrected management for general

Management for architecture condition

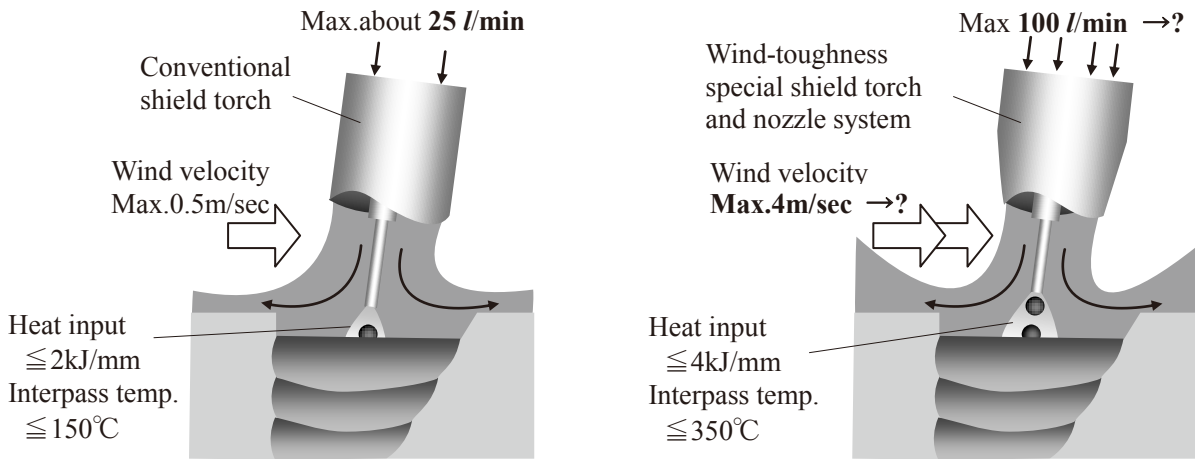


Fig.6.23 Chapter 6.4 result(Left) and Chapter 6.5 purpose(Right)

6.5.4 実験方法

板厚 25mm の SN490B 鋼板を用いて、梁フランジ端の突合せ溶接を模擬した Fig.6.24 の試験体を作成した。本試験体に対して、炭酸ガスアーク溶接による開先多層溶接を行った。用いた母材鋼板と溶接ワイヤの成分を Table 6.4 に、溶接条件を Table 6.5 に示す。溶接条件の入熱管理は 4.0kJ/mm 以下とした。施工記録の結果としては、初層側 3.2~最終層側 3.7kJ/mm であった。パス間温度は 350°C以下として、当温度に達するまでは連続的とした。溶接トーチは市販の 500A 用耐風ノズルを使い、シールドノズルの内径は 19mm であった。環境風速の発生及び測定は 6.4 節 Fig.6.5, 6.6 と同一とし、風速方向は溶接方向と平行(Longitude)とした。風速の設定値は 0~2.5m/sec まで 0.5m/sec 間隔とした。シールドガス流量は、上記目的から高流量域とし、30~90 l/min まで 20 l/min 間隔とした。

これらの溶接ワイヤ、シールドガス流量、環境風速の組合せで得られた継手試験体は長さ中央部から Fig.6.25 の断面要領でシャルピー衝撃試験片を採取した。またシャルピー衝撃試験終了後の試験片から窒素量の化学分析を行った。

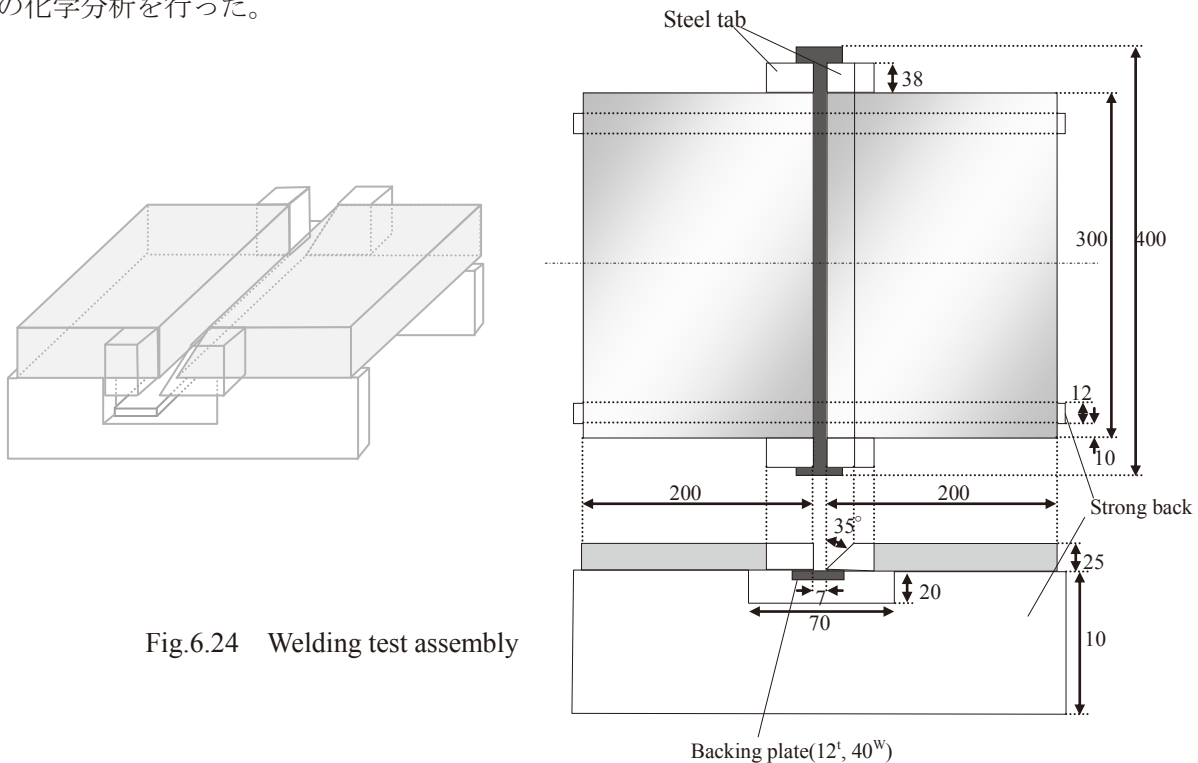


Fig.6.24 Welding test assembly

Table 6.4 Chemical compositions of base metal and tested welding wires (%)

	C	Si	Mn	P	S	Ti	Mo	B
SN490B	0.14	0.38	1.35	0.009	0.002	-	-	-
YGW18(a)	0.06	0.90	1.77	0.010	0.005	0.20	-	0.0025
YGW18(b)	0.06	0.92	1.60	0.010	0.010	0.18	0.20	0.0060

Table 6.5 Welding condition

Welding equipment	Automatic welding machine
Base metal material	SN490B
Welding position	Flat
Power source	Conventional inverter type max.500A
Welding wire	Typical YGW18 (a) and (b) of YGW18 standard 1.2mm dia.
Shielding gas composition	CO ₂
Current, Voltage	330A, 37V
Heat input	3.2~3.7kJ/mm
Interpass control	max.350°C
Torch and shield nozzle type	For 500A (Inner dia. 19mm nozzle)
Distance between the contact tip and base metal	25mm
Wind velocity	0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5m/sec
Shielding gas flow (Calculated shielding gas flow velocity at the nozzle out [V_{nozzle}])	30, 50, 70, 90 l/min (Each 1.8, 2.9, 4.1, 5.3m/sec)

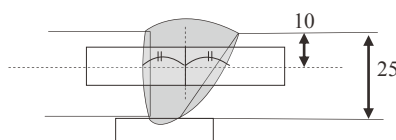


Fig.6.25 Position of Charpy impact test piece in cross section

6.5.5 実験結果

溶接ワイヤ YGW18(a)を用いた場合の、シールドガス流量と環境風速の組合せにおけるシャルピー吸収エネルギーと溶接金属中の窒素量を Table 6.6 に示す。同じく溶接ワイヤ YGW18(b)を用いた場合を Table 6.7 に示す。なお、X線透過試験にてブローホールの顕著な発生が見られた試験体はシャルピー衝撃試験を省略し、窒素量分析のみ行った。窒素量は300ppmを超える値は、信頼できる分析精度を有していないと考え、”over 300”として記録した。

これらの結果を、シールドガス流量と溶接金属中の窒素量の相関として整理した図を Fig.6.26 に示す。また、シャルピー吸収エネルギーとの相関として整理した図を Fig.6.27 に示す。さらに、溶接金属中窒素量とシャルピー吸収エネルギーの相関を Fig.6.28 に示す。

Table 6.6 Result of Charpy impact test at 0°C (upper section, J) and nitrogen content (lower section, ppm) in weld metal applying YGW18(a)

		Wind velocity (m/sec)					
		0	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5
Shielding gas (CO ₂) flow (l/min)	30	130,122,120 (46)	98,90,88 (90)	77,68,54 (146)	B.H. (220)	B.H. (over 300)	B.H. (over 300)
	50	136,136,130 (44)	130,110,96 (76)	94,76,76 (104)	64,47,40 (166)	B.H. (245)	B.H. (over 300)
	70	134,130,126 (42)	118,112,99 (70)	106,84,68 (90)	60,52,50 (145)	B.H. (222)	B.H. (over 300)
	90	144,140,130 (50)	118,116,102 (68)	88,82,82 (93)	68,60,52 (130)	46,22,12 (212)	B.H. (over 300)

[B.H.] means blow holes in weld metal, therefore impact test was omitted

Table 6.7 Result of charpy impact test at 0°C(upper section, J) and nitrogen content (lower section, ppm) in weld metal applying YGW18(b)

		Wind velocity (m/sec)					
		0	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5
Shielding gas (CO ₂) flow (l/min)	30	126,122,120 (40)	106,92,82 (84)	68,60,58 (152)	B.H. (246)	B.H. (284)	B.H. (over 300)
	50	142,130,115 (42)	114,110,100 (72)	78,70,66 (123)	B.H. (210)	B.H. (245)	B.H. (over 300)
	70	124,118,99 (46)	106,104,96 (71)	92,86,74 (102)	54,50,46 (166)	B.H. (240)	B.H. (over 300)
	90	116,116,112 (42)	120,102,102 (75)	92,90,68 (90)	70,66,54 (126)	B.H. (226)	B.H. (268)

[B.H.] means blow holes in weld metal, therefore impact test was omitted

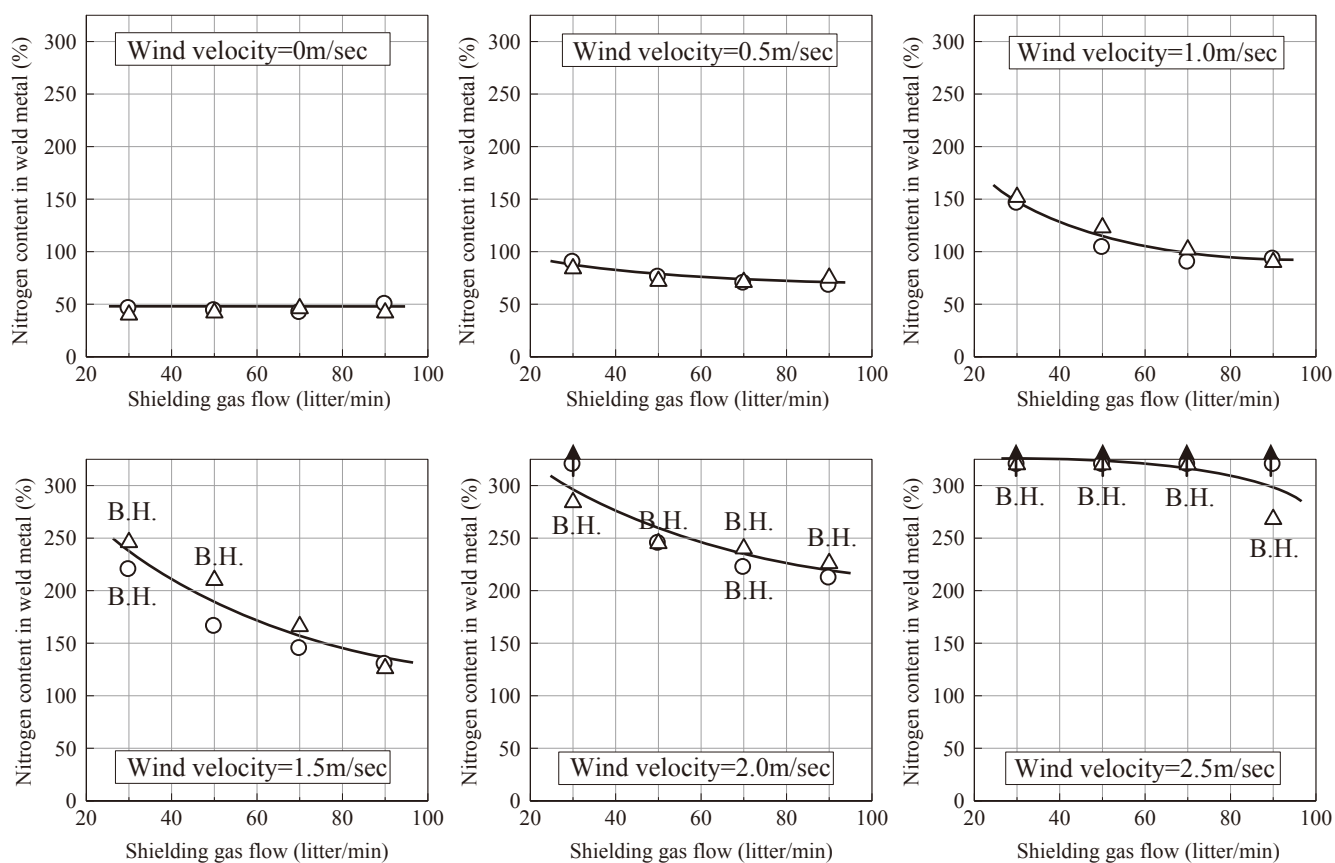


Fig. 6.26 Relationship between shielding gas flow and nitrogen content

○ YGW18(a) △ YGW18(b)

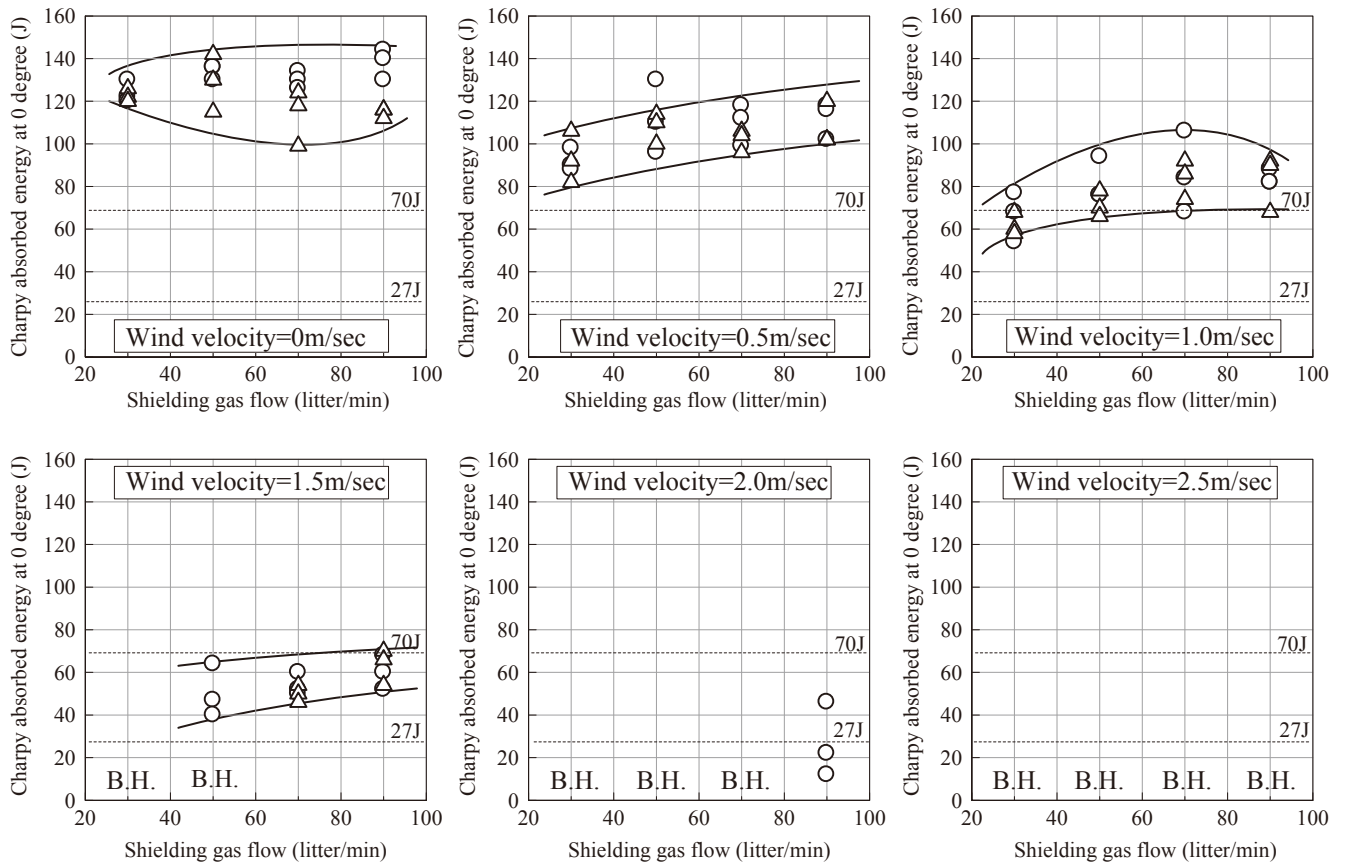


Fig.6.27 Relationship between shielding gas flow and absorbed energy

○ YGW18(a) △ YGW18(b)

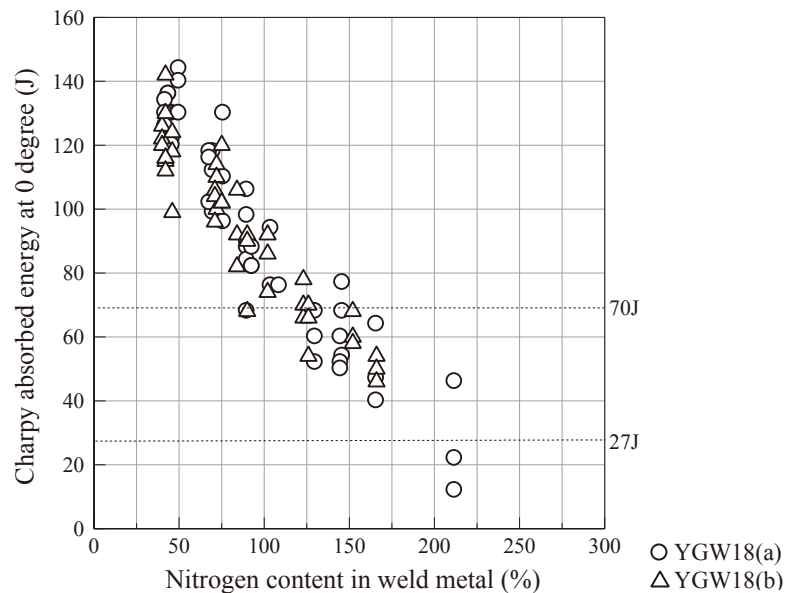


Fig.6.28 Relationship between nitrogen content and absorbed energy

○ YGW18(a)
△ YGW18(b)

6.5.6 考察

1) 溶接金属中の窒素量とシャルピー吸収エネルギーの関係

1.1) 溶接金属の靱性の点では、窒素量は低いほど好ましいが、シャルピー吸収エネルギーとして 70J(0°C)を担保させるためには、YGW18 ワイヤを用いて最大入熱 3.7kJ/mm 以下、パス間温度 350°C以下管理で溶接した場合、Fig.6.28 より窒素量は約 110ppm 以下に抑制する必要がある。この結果は、過去の研究報告(Fig.1.27)とほぼ同じであり、したがって信頼できると考える。

2) 環境風速およびシールドガス流量が、溶接金属中の窒素量および気孔欠陥発生に及ぼす影響

- 2.1) Fig.6.26 より、環境風速が大きくなるほど溶接金属中の窒素量が上昇することがわかる。この傾向は、**6.4** 節で得られた知見と同一であり、風がシールド効果を劣化させるためであることは明らかである。
- 2.2) シールドガス流量を増やすことによって、窒素量の上昇を抑制することが出来る。標準的とされるシールドガス流量は 25 l/min 前後とされているが、本試験においては 90 l/min まで上昇させても、シールドガスの乱流現象によって逆に窒素上昇しやすくなる傾向は見られなかった。ただし、シールドガス流量増加による窒素量抑制効果は、環境風速が小さい方が効果的であり、風速が大きければ、窒素量抑制効果も限定的となっている。
- 2.3) **6.4** 節の研究では、多層溶接において、風速 1.0m/sec・シールドガス流量 25 l/min 条件では、気孔欠陥が発生するため非推奨条件としたが、本試験における CO₂ ガスを用いた YGW18 ソリッドワイヤの組合せに限れば、1.0m/sec の風速でも 30 l/min 以上シールドガスを流せば、気孔欠陥は抑制可能であることが確認された。本結果は、**6.4.4** 節 7)とほぼ同じである。
- 2.4) さらに大きな風速環境では気孔欠陥の発生が顕著となる。1.5m/sec 風速では 70 l/min のシールドガスが必要であった。2.0m/sec 以上の風速では 90 l/min のシールドガスを流してもなお、気孔欠陥の発生を抑制することが不可能であった。窒素量もブローホール発生下限と言われている 200ppm を超えていた。**6.4.4** 節 8)において、シールドガス流観察の結果、1.5m/sec 風速では 50 l/min 以上のシールドガスを流せば耐えられるとしたが、鉄骨建築特有の高い入熱とパス間温度溶接条件では、目視判断されるより以上に、窒素の混入が大きな悪影響を及ぼすことが示唆された。
- 2.5) 大きな風速環境条件下では、シールドガス流量を高めてシールド不良の発生を防止する手段に、限度があることがわかった。その限度は、ブローホール防止策としては風速 1.5m/sec である。1.5m/sec 風速環境において、シールドガス流量は 70 l/min 必要である。

3) 環境風速およびシールドガス流量が、シャルピー吸収エネルギーに及ぼす影響

- 3.1) Fig.6.27 より、環境風速が大きくなるほど溶接金属中のシャルピー吸収エネルギーが低下することがわかる。この理由は、前節のとおりシールド不良による溶接金属の窒素量上昇に伴う脆化である。
- 3.2) シールドガス流量を増やすことによって、シャルピー吸収エネルギーを改善させることが出来る。
- 3.3) SN490B 材に代表される、一般的な建築用鋼材同等として、靱性規定値 27J 以上を溶接金属に求めるのであれば、環境風速 1.5m/sec まで許容することが出来る。このときの必要シールドガス流量は、気孔欠陥を許容しないものとするれば、70 l/min 必要となる。これは上記 2.5)と同一条件である。
- 3.4) 溶接金属に 70J 以上の高靱性を必要とするならば、風速 1.0m/sec が許容上限値となる。1.0m/sec 風速環境において、シールドガス流量は 50 l/min 必要である。

4) 耐気孔性とシャルピー吸収エネルギーに及ぼすシールドガスの噴出流速と環境風速の関係

6.4 節では、気孔の発生確認と、シュリーレン法によるシールドガス流の直接観察によって、シールド性の品質レベルを区分した。本節では気孔の発生確認およびシャルピー吸収エネルギーによって、同様な品質レベルを区分し、ノズル出口の噴出流速と風速の関係を整理した。シールドノズル出口の流速は 6.4 節と同じく 6.2 式にて算出した。評価基準は(1)気孔欠陥が発生したか、あるいはシャルピー吸収エネルギーが 27J 未満であったものを不合格範囲●、(2)気孔欠陥は発生しないが、シャルピー吸収エネルギーが 27J 以上 70J 未満を”やや劣”評価●、(3)気孔欠陥が発生せず、シャルピー吸収エネルギーが 70J 以上と高靱性を発揮したものを優良評価○とした。これらの評価を、噴出流速と環境風速に対してプロットした結果を Fig.6.29 に示す。

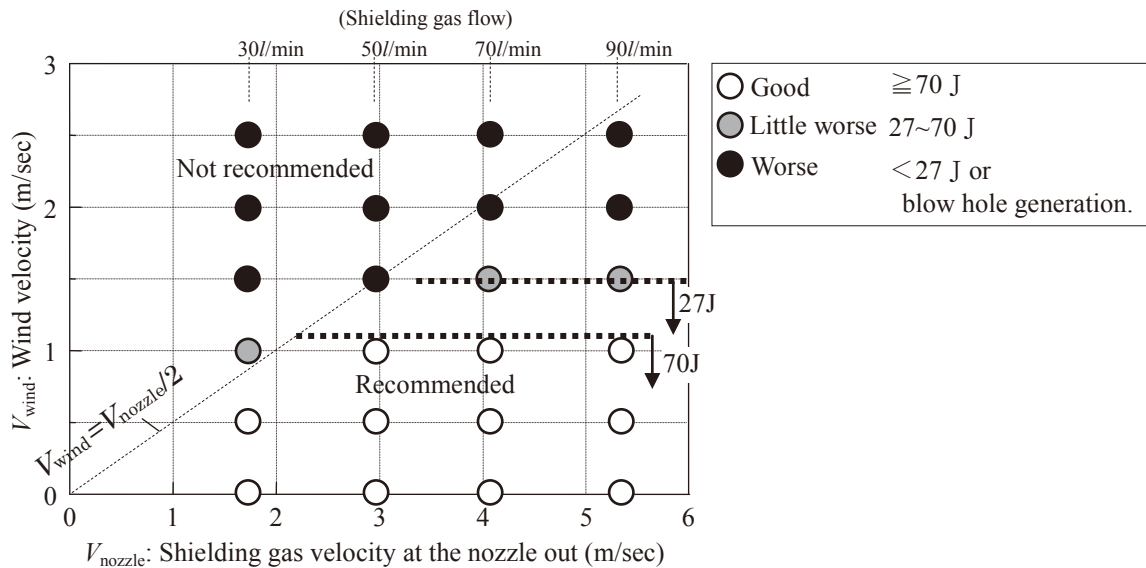


Fig.6.29 Relationship of calculated shielding gas flow velocity at the nozzle out, wind velocity, and the evaluation of shield performance

- 4.1) 6.4 節では、比較的環境風速が小さく、かつ JIS Z3312 準拠の低入熱・低パス間温度(1.7kJ/mm・150°C以下)溶接条件におけるシールド性を重視した前提として、シールドノズル出口の噴出流速 V_{nozzle} が環境風速 V_{wind} の 2 倍以上($V_{nozzle} \geq 2 \cdot V_{wind}$)を満足した場合に健全な品質が得られると結論付けた。これに対して、建築鉄骨特有の環境を考慮した、高電流・高パス間温度(3.7kJ/mm・350°C以下)溶接条件、かつ比較的環境風速が大きい領域では、上記指針を満足しても、健全な品質が得られなかった。Fig.6.29 における $V_{wind} = V_{nozzle}/2$ を示す破線より下側の領域において、 V_{nozzle} が 2.9m/sec 以上の右側では●●が多い。
- 4.2) 前頁 3.3), 3.4)で述べたとおり、シャルピー吸収エネルギーとして 27J 以上要求の場合は、環境風速 1.5m/sec 以下、かつシールドガス流量 70 l/min($V_{nozzle} = 4.1$ m/sec)以上が必要要件となる。同じく 70J 以上要求の場合は、環境風速 1.0m/sec 以下、かつガス流量 50 l/min($V_{nozzle} = 2.9$ m/sec)以上が必要要件となる。(Fig.6.30)
- 4.3) 6.4 節 Fig.6.20 と本節 Fig.6.29 を比較した場合、環境風速 1.5m/sec 及びシールドガス噴出速度 2.9m/sec 条件では Fig.6.20 が○に対し Fig.6.29 が●、環境風速 2.0m/sec 及びシールドガス噴出速度 4.1~4.3m/sec 条件では Fig.6.20 が●に対し Fig.6.29 が●と劣化する結果になっている。この原因としては、a)電流・電圧条件の差異、b)環境風速の不安定性の 2 点が考えられる。
- 4.4) 環境風速が大きくなると、計算上その風速に耐えられるはずのシールドガス噴出速度($V_{nozzle} \geq 2 \cdot V_{wind}$)を設定しても溶接金属の窒素上昇や気孔欠陥が抑制できなく理由として、環境風速のばらつきが大きく

なるためと考えている。シールドノズルからの噴出のように、出口から極めて近い距離では層流が維持されていることから、風速は安定している。しかし、風環境を実現するために本実験で用いた扇風機では、アーク位置までの距離が離れていることから、層流ではなく乱流である。実験では風速データは平均値を用いて整理しているが、実際には風速は一定ではなく、不規則な強弱がある。環境風速が大きくなると、不規則度合いも大きくなり、いくらシールドガスの流量を増やしたとしても、瞬間的に高速風が発生した際に、シールド不良が起き、窒素の吸収反応が起きてしまうと考える。ましてや、実際の建築現場接合での自然環境では、安定した風速となることはほとんどなく、常に揺らぎを伴う風速環境となっていると考えるのが妥当である。したがって、環境風速が大きい時には、シールドガス流量増にてシールド性を確保する策は、その効果が薄れる。その結果、風速管理としては事実上の上限が設けられるべきである。(上記 4.2)参照)

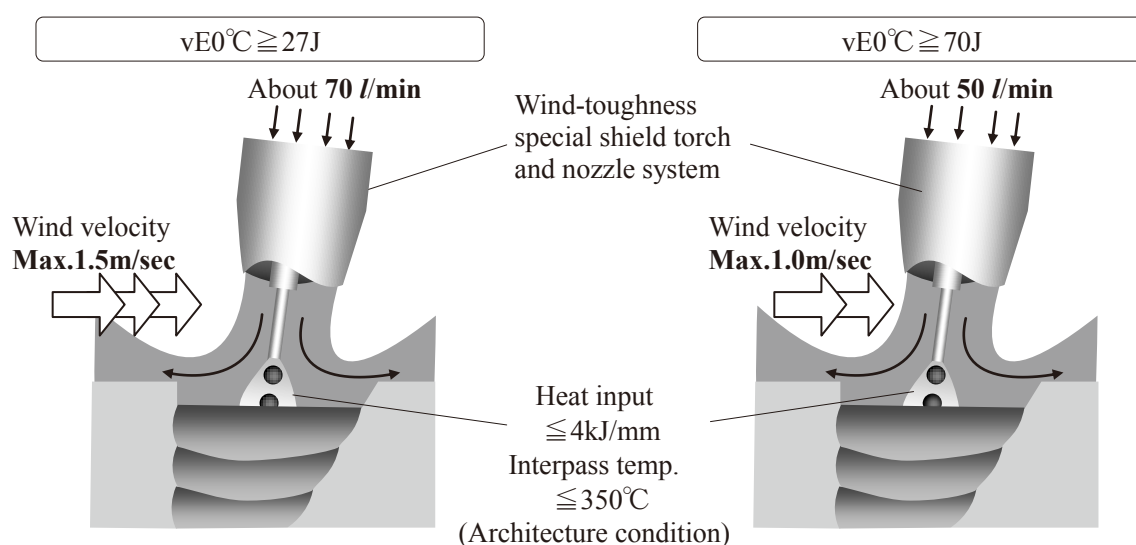


Fig.6.30 Management level for multi-pass welding considered of the architecture condition and charpy absorbed energy required value($vE0^{\circ}C$)

大流量シールドガス条件におけるシールド状態の直接観察と、それによる溶接試験結果との整合の取組はまだ不十分である。今後は、さらに大流量シールド条件の基礎的、実用的研究を共に進め、より耐風性の高い溶接機器の開発や、ガス流量管理との組合せを深化させ、現場溶接での防風管理の煩わしさを軽減するとともに、得られる溶接金属の高品質化を目指したい。

6.6 第6章まとめ

溶接金属の材質的塑性変形能力向上をはかるために、靱性向上策および溶接欠陥(ブローホール)防止策の一つとしてシールド性確保条件に着目した。鉄骨柱梁溶接部に必要な多層溶接における、靱性要求レベルに応じた風速上限管理値とシールドガス流量下限値の組合せを明らかとし、管理指針として整理することができた。(Fig.6.31) 得られた結果の詳細を以下に示す。

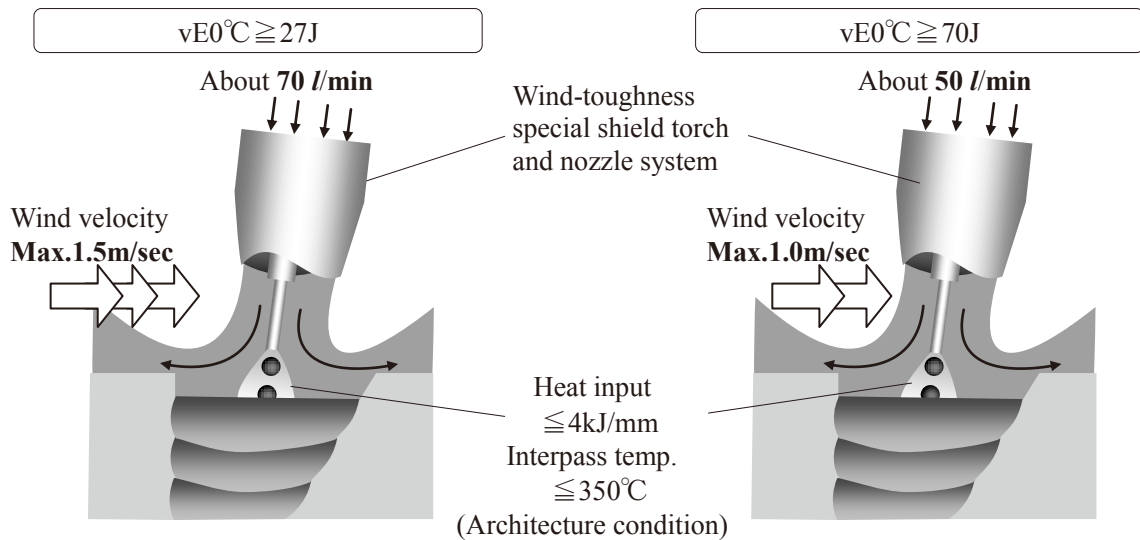
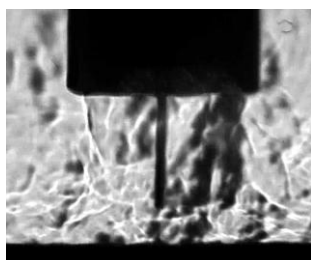


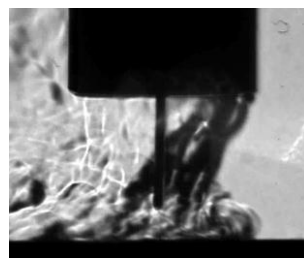
Fig.6.31 Management level for multi-pass welding considered of the architecture condition and charpy absorbed energy required value(vE0°C) (Same as Fig.6.30)

6.6.1 基礎的知見

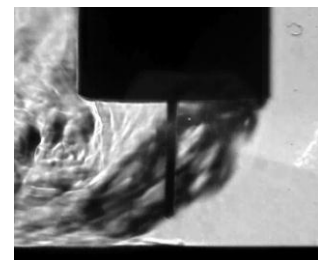
- 1) 窒素と耐気孔性または機械的性能の相関は、溶接ワイヤ種類とガス組成の組合せによって多少異なった。特に Ar 混合ガスは窒素上昇とそれによって気孔欠陥が発生しやすかった。なお、いずれの組合せでも窒素混入によって靱性は低下した。
- 2) 過去の論文調査の結果、現在周知されているガスシールドアーク溶接の風速管理の前提は、a)単パス溶接(非開先溶接)、b)ブローホール欠陥の発生限界、c)溶接金属の靱性無視、であった。
- 3) 溶接材料の JIS 準拠レベルの一般的溶接条件および鉄骨工事技術指針・工場製作編あるいは工事現場施工編で推奨されるシールドガス流量(25 l/min)におけるガスシールドアーク溶接において、安定的に健全かつ高品質な多層溶接金属を得るには、風速管理は従来の”2m/sec 以下”では不十分であり、”0.5m/sec 以下”への厳格化が必要である。(Photo 6.4)



Wind velocity : 0.5m/sec
Shield gas flow : 25 l/min



Wind velocity : 1.0m/sec
Shield gas flow : 25 l/min



Wind velocity : 1.5m/sec
Shield gas flow : 25 l/min

Photo 6.4 Observation of shielding gas flow behavior against wind (Extracted from Photo 6.3)

- 4) シュリーレン法によりシールドガスの流れを直接観察することで、風によって大気がアーク近傍に到達する様子を視覚的に確認することができた。風によりシールドガスの層領域が曲げられることで、大気がアークに進入する経路が出来ることがわかった。
- 5) 溶接材料の JIS 準拠レベルの一般的溶接条件かつ比較的環境風速が小さい条件では、ノズル径とシールドガス流量から簡易計算されるシールドガス出口の流速によって、風速とシールド性合否を概ね整理することが可能であった。シールド性を確保するための目安として、 V_{nozzle} (ノズル出口流速) $\geq 2 \cdot V_{wind}$ (風速)を満足するべく最低ガス流量を管理する必要がある。

6.6.2 建築鉄骨特有の条件

- 6) 高電流かつ比較的環境風速が大きい条件では、 V_{nozzle} (ノズル出口流速) $\geq 2 \cdot V_{wind}$ (風速)を満足しても、気孔欠陥の防止あるいは必要靱性の確保が困難であった。
- 7) 6)の原因は、アーク長増加に伴う溶融鉄への窒素吸収反応の促進と、高環境風速の不規則性によるため、と推測される。
- 8) YGW18 ソリッドワイヤを用いた炭酸ガスアーク溶接法で、最大入熱 3.7kJ/mm 以下、パス間温度 350°C 以下管理で溶接した場合、0°Cシャルピー吸収エネルギーとして 27J 以上要求の場合は、「環境風速 1.5m/sec 以下、かつシールドガス流量 70 l/min」が必要要件である。(Fig.6.31, 6.32)
- 9) 同じく 70J 以上要求の場合は、「環境風速 1.0m/sec 以下、かつシールドガス流量 50 l/min」が必要要件である。(Fig.6.31, 6.32)
- 10) 9)条件での溶接金属中の限界窒素量は約 110ppm である。(Fig.6.33)

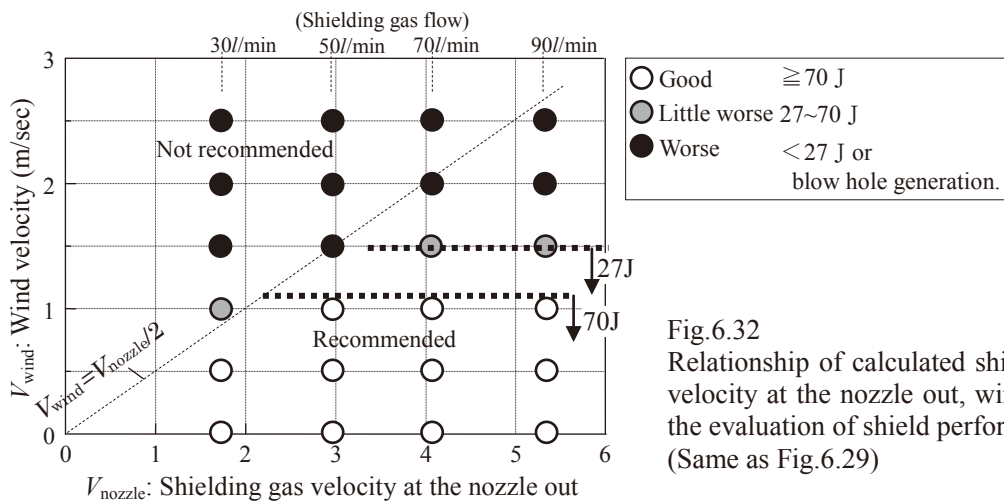


Fig.6.32
Relationship of calculated shielding gas flow velocity at the nozzle out, wind velocity, and the evaluation of shield performance (Same as Fig.6.29)

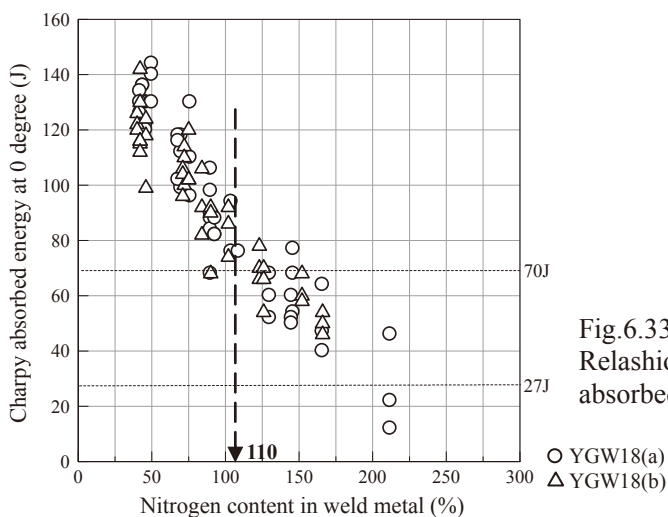


Fig.6.33
Relationship between nitrogen content and absorbed energy (Same as Fig.6.28)

現在、鉄骨工事技術指針・工場製作編では、風速が 2m/sec 以下または大流量シールドガスを用いる場合には 4m/sec 以下となるように防風柵、シートなどの養生をする必要性が指針として示されている。しかし、これらの指針に準拠する限り、どれほどシールドガス流量を多く流しても、ブローホールに代表される気孔欠陥の防止、さらに 27J 以上の吸収エネルギーすら担保することも保証されない。梁の塑性変形能力向上に必要とされる最新の要求値 70J の確保は到底困難であることが明らかとなった。

工場と異なり、壁がほとんど無い状況で溶接せざるを得ない現場接合では、継手に求められる吸収エネルギーレベルに応じた養生強化による防風対策と、シールドガス流量管理、さらには大流量ガスが安定して流せる耐風トーチが必要である。本研究で得られた知見を、各種管理指針に反映させる活動を今後していきたい。

第 7 章

梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための狭開先用溶接材料

第7章 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための狭開先用溶接材料

7.1 はじめに

前章6.1節で述べたとおり、第2章から第5章までは、柱梁接合部の塑性変形能力を高めるための手段として、スカラップおよび裏当て金という代表的な応力集中の問題を取り上げた。応力集中を緩和させるためにアーク溶接を実現手段として用いたスカラップ底肉盛工法およびバックングレス上向肉盛工法の2つの工法を提案し、これらの手段による柱梁構造体の塑性変形能力および疲労強度を実験確認した。その結果、目的どおり、応力集中は緩和され、脆性破壊の防止と塑性変形能力向上、疲労強度向上効果が確認された。

これらの工法を適用すると、破断は鋼製エンドタブを両端、スカラップ底肉盛溶接部先端を頂点として結んだ、柱梁突合せ溶接金属内を主に伝播することになる。

そこで、さらに柱梁接合部の塑性変形能力を高めようとするれば、柱梁突合せ溶接金属の材料としての塑性変形能力を向上させる必要がある。前章(第6章)では、溶接金属の材質的塑性変形能力、すなわち靱性向上策として、現場溶接で問題が顕著となる、風による溶接金属への窒素混入防止を目的とした、シャルピー吸収エネルギー要求値に応じた風速とシールドガス流量の指針案を提案した。本章でも引き続き、溶接金属の材質的塑性変形能力を高める、そしてさらには高能率化をも同時に図れる、新たな提案を行う。

7.2 第7章の目的

柱梁接合部の塑性変形能力を向上させるための手段として、溶接金属の材質的向上策を検討する。本章では、靱性を劣化させる要因の一つである入熱やパス間温度の低減を図りうる手段として、柱梁溶接継手開先の狭開先化を現場溶接にて実施することを提案すると共に、実施への障害要因である凝固割れを防止するための溶接材料を提案することを目的とする。(Fig.7.1)

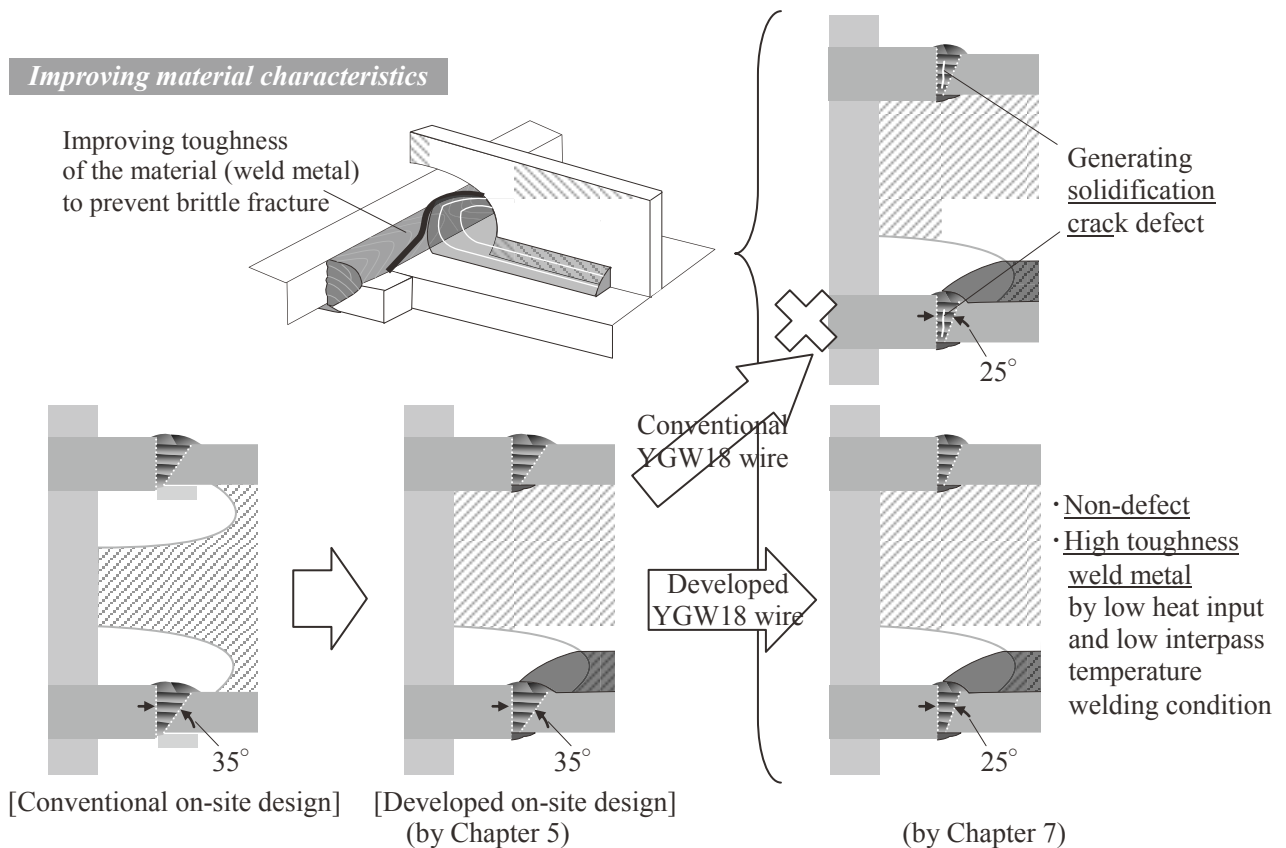


Fig.7.1 Solidification crack problem when the groove angle make narrow to improve the weld metal toughness, and preventing method by new composition welding wire improving the solidification crack resistance

7.3 梁フランジを考慮した凝固割れ評価法の開発

7.3.1 梁フランジ特有の凝固割れ助長要因と、梁フランジ凝固割れ定量評価法の必要性

既往の研究の 1.4.5 節、1.4.6 節で述べたとおり、凝固割れの施工的因子として、溶融池の断面形状(アスペクト比)が大きな影響を及ぼすことが周知されているが、鉄骨の梁端溶接部では、特有の助長因子が存在する問題がある。

鉄骨建築では溶接部の強度や靱性といった機械的性能の低下を防ぐために、溶接時の入熱とパス間温度に上限が設けられていることは既に述べてきた^{52-1, 53-1})。例えばパス間温度管理上限が 350°C とすると、その温度に達するまでは、無管理で良いことになる。実際、各入熱・パス間温度制限に対して、温度管理しなくて良いパス数を研究し、指針的運用を図っている業界団体あるいは個々の鉄骨製作会社が多々見られる。この運用において、各パスとパスの間にアークを一旦止めるべきとの積極的意識は入らない。アークを止めれば、能率が下がり、溶接時間が増えるだけと考えるてしまう。

そこで、梁端溶接部は板厚に対して比較的溶接線が短いので、幅端に鋼製エンドタブ+漏れ留め、もしくは固形タブ(セラミックタブ)を取り付け、その端面では、アークを止めずに一筆書きの要領で下層から上層に向けて、往復溶接がよく行われている。(Fig.7.2) この梁フランジ特有の溶接方法を行うと、端部の折返し地点では、Fig.7.3 に示すように、一時的に溶融池のアスペクト比が急上昇する。すると、梁端部に凝固割れが発生しやすくなる。発生した凝固割れはそれ自身が応力集中要因となるため、その後、溶融池が梁中央方向に向かう際に追従するように、割れが進展していく。(Fig.7.4)

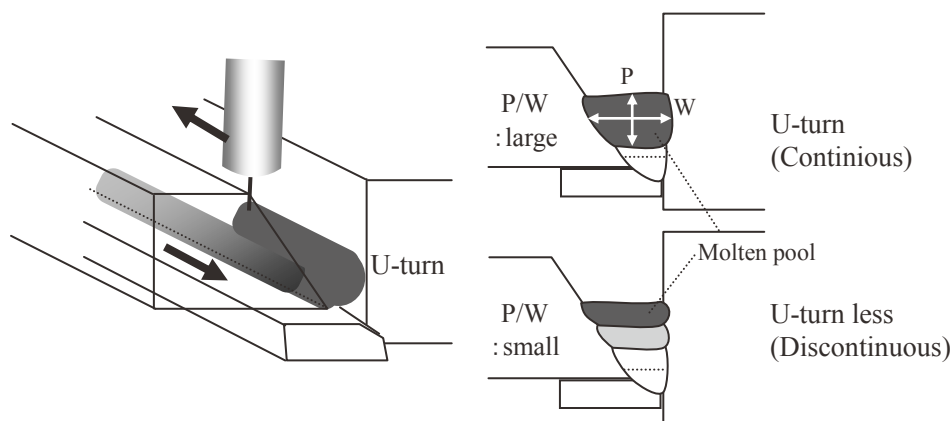
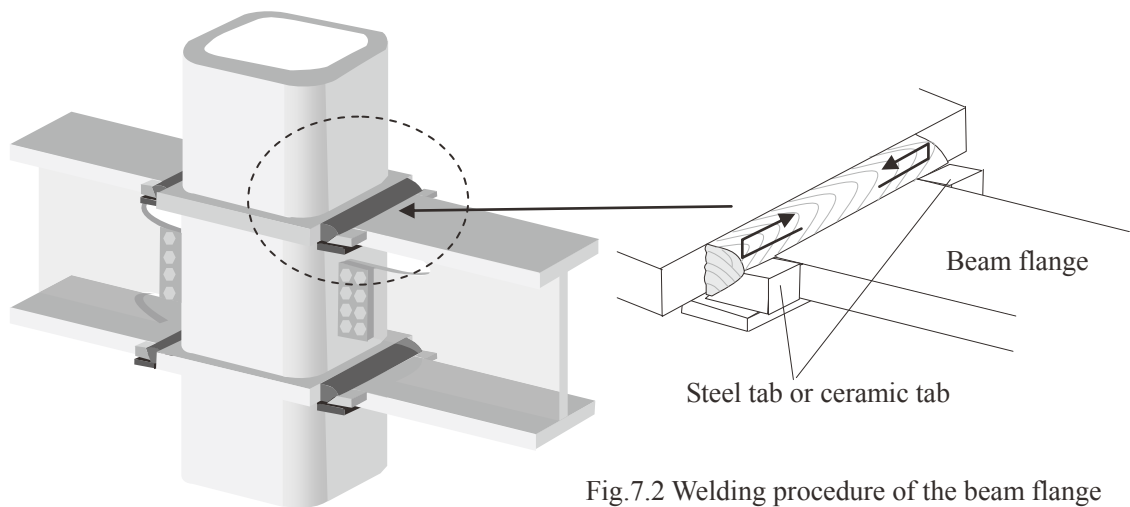


Fig.7.3 Mechanism of increasing the aspect ratio (P/W) parameter by U-turn welding

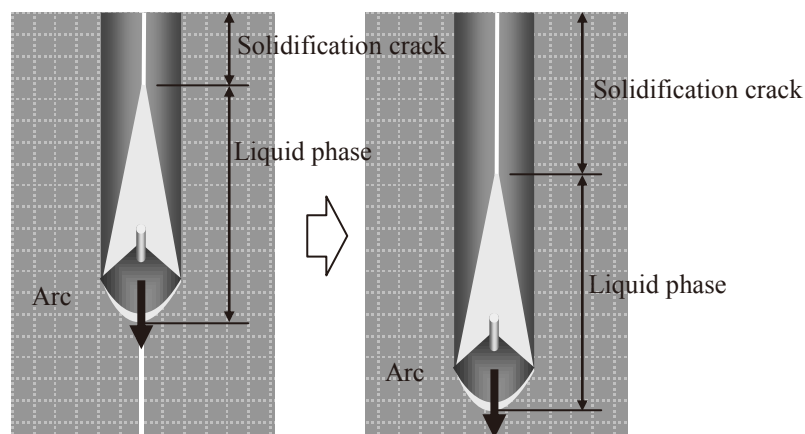


Fig.7.4 Mechanism of solidification crack following with welding direction

一方、梁端、特に端面に露出発生した凝固割れは、柱梁接合部全体の応力集中箇所となり、その塑性変形能力に重大な悪影響を及ぼすと言われている。セラミックタブを用いた場合は、割れがそのまま残留するため凝固割れの悪影響度は高い。鋼製タブを用いた場合は、溶接後の端部処理として切り落とし作業を行う場合は、凝固割れが短尺であれば、切り落とされたタブ幅内として無害化されるが、もし上記 Fig.7.4 のメカニズムによりフランジ幅にまで凝固割れが進展していた場合は、切り落としても、割れが露出することになり、悪影響は残るままとなる。(Fig.7.5) 梁フランジの幅端部の割れや溶込み不良、アンダカットといった形状欠陥が、塑性変形能力に大きな悪影響を及ぼすことは数々の研究によって確認されていることから、それを検査として排除すべく、日本鋼構造協会(JSSC)から「建築鉄骨梁端溶接部の超音波探傷検査指針」、日本建築学会から「鋼構造建築溶接部の超音波探傷検査規準・同解説」が発行されている。

梁フランジ特有の凝固割れ発生メカニズムを念頭に、狭開先化の悪影響、および狭開先化に対応する耐凝固割れ性に優れた溶接材料の開発を行うには、まず評価方法が必要である。凝固割れの定量試験としては、いくつか存在しているが、中でも JIS Z3155 (C 形ジグ拘束突合せ溶接割れ試験方法、通称 FISCO 割れ試験) が良く知られている。しかし、これら従来の本割れ試験方法は単パス溶接を前提にしているため、梁フランジ端部の折返し溶接のように多層溶接における厳しい条件における耐凝固割れ性の評価には不十分であった。

そこで、梁フランジ端部の折返し溶接を模擬した新しい凝固割れ評価方法を開発する必要性が生じた。

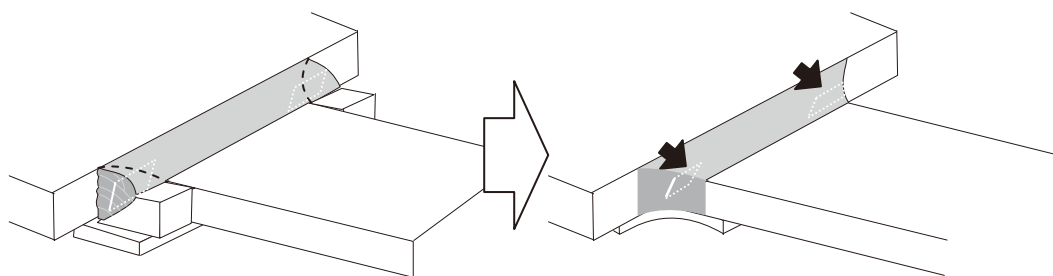


Fig.7.5 Solidification crack remained and exposed after cutting the steel end-tab at the weld edge

7.3.2 折返し凝固割れ試験方法の開発と概要

開発した折返し凝固割れ試験方法は、Fig.7.6 に示すように、突合せ溶接とした試験板の両端部にセラミックタブを取り付け、溶接開始部は鋼板中央とし、一筆書きのごとく、連続して最終パスまで積層する割れ加速試験となっている。パス間温度は当然ながら無視される。従来知見として、パス間温度が高くなるほど凝

固割れが起きやすくなるとされ、加速試験としての性質は高まる。割れは Photo 7.1 に示すように端部から発生、中央部に向けて進行する。割れが起きやすい開先形状(角度、ルート間隔)、電流、溶接速度といった溶接条件、溶接材料を適用すると、割れの進行長さが長くなる性質があり、これらをパラメータとして定量評価する。割れ長さは透過 X 線試験によって、容易に確認できる。

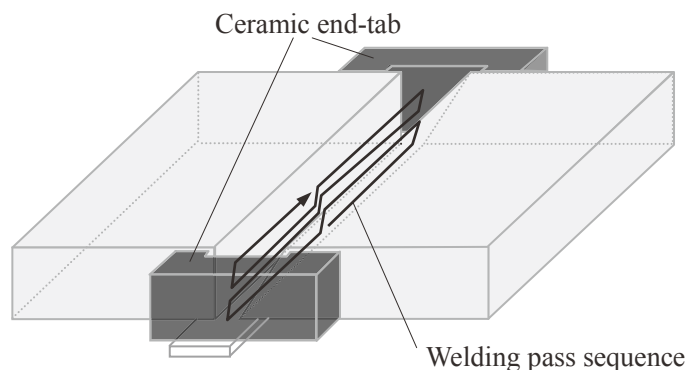


Fig. 7.6 Schematic diagram of developed “U-turn solidification crack test” method

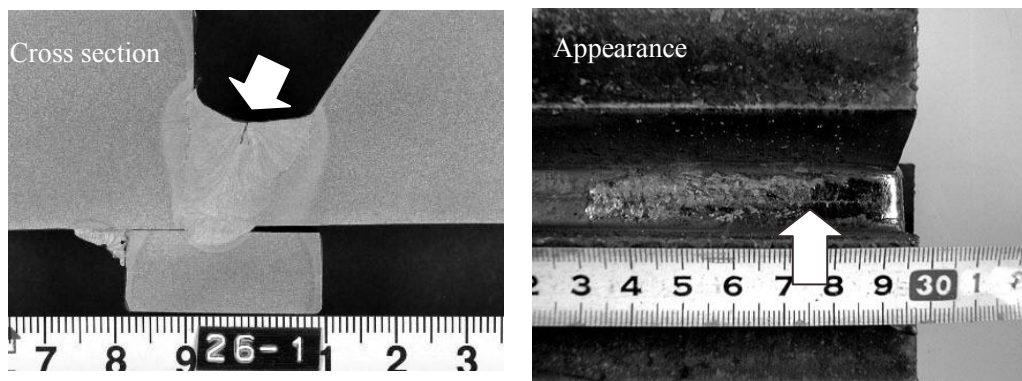


Photo 7.1 Example of solidification crack generated by “U-turn solidification crack test”

7.3.3 開先角度と梁フランジ凝固割れ性の関係

開発した折返し凝固割れ試験方法を用いて、「鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン」で適用が推奨されている JIS Z3312 YGW18 の既存ソリッドワイヤ溶接材料を利用した、開先角度と凝固割れ性の関係を調査した。

1) 実験方法

Table 7.1 に示す化学成分の従来 YGW18 ワイヤ 4 種を折返し凝固割れ試験に供した。試験条件を Table 7.2 に示す。開先形状については、ルート間隔を 5mm 一定とし、開先角度を 35°、30°、25° と三段階に変化させた。積層は 4 パス連続とした。

Table 7.1 Chemical composition of YGW18 welding wires for U-turn solidification crack test (Unit:weight %)

Test No.	C	Si	Mn	P	S	Ti	Mo	B
YGW18-A	0.07	0.91	1.57	0.009	0.016	0.18	0.16	-
YGW18-B	0.04	0.83	1.94	0.006	0.004	0.22	0.11	-
YGW18-C	0.03	0.85	1.90	0.005	0.006	0.19	0.12	0.0022
YGW18-D	0.06	0.91	1.60	0.009	0.005	0.24	0.25	0.0055

Table 7.2 Test condition of U-turn solidification crack test

Base metal	SN490B 40mm Thickness×200mm Width×400mm Length by each side
Groove angle	30, 25, 20 degree
Root gap	5mm
Welding wire dia.	1.4mm
Shielding gas	CO ₂ 25 l/min
Current	420A
Arc voltage	42V
Welding speed	300mm/min
Pass sequence	4 pass continuous

Table 7.3 Chemical composition of SN490B as base metal (Unit:weight %)

	C	Si	Mn	P	S
SN490B	0.16	0.35	1.10	0.009	0.002

2) 実験結果

Photo 7.2 に溶接後の X 線透過試験結果写真を示す。なお、紙面において割れが判別しやすいように、割れとして判別された部分に白線を添えている。いずれの溶接ワイヤでも開先角度が小さくなるほど、凝固割れ率が上昇する傾向があり、従来知見と一致する。したがって、本試験法は梁フランジ凝固割れ定量評価法として活用できると判断した。

3) 考察

X 線透過試験から判別される割れ長さを合計し、溶接線長さに対する比率を割れ比率として定義した。割れ比率、開先角度、およびワイヤ種類の相関を Fig.7.7 に示す。この図から得られる知見を以下に示す。

①溶接ワイヤの種類にかかわらず、開先が狭開先化するほど、顕著に割れ長さが増加する。

②溶接ワイヤの種類、すなわち化学成分によって、割れ長さが影響を受ける。

この実験から、開先角度の狭開先化は安易に実施することが危険であることが理解される。ただし、化学成分に影響を受けることがわかったことから、ある程度は耐割れ性に優れた溶接材料の開発・適用によって、狭開先化ニーズを支援できる可能性があることもわかった。

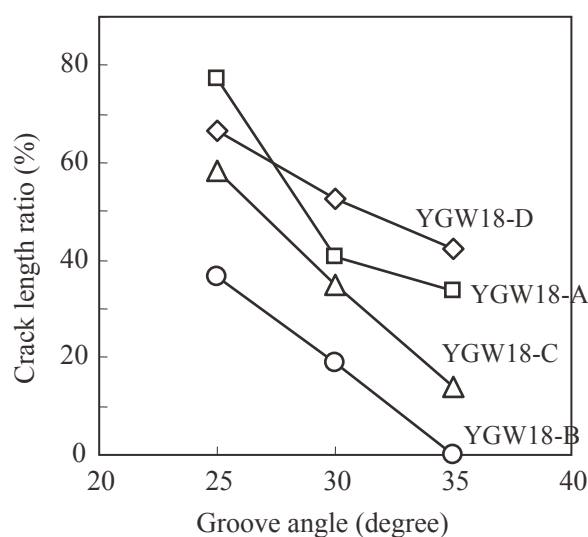
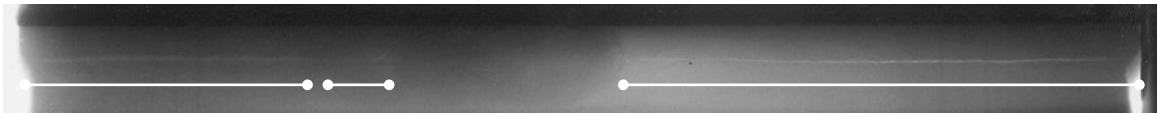


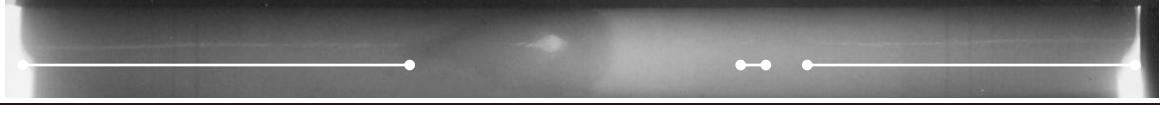

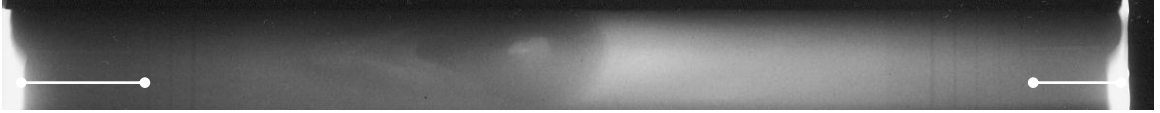




Fig.7.7 Relationship between groove angle, kind of wire, and crack length ratio

Wire	Groove angle : 25degree
YGW18-A	
YGW18-B	
YGW18-C	
YGW18-D	

Wire	Groove angle : 30degree
YGW18-A	
YGW18-B	
YGW18-C	
YGW18-D	



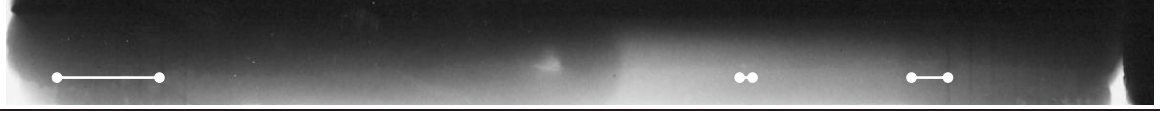

Wire	Groove angle : 35degree
YGW18-A	
YGW18-B	
YGW18-C	
YGW18-D	

Photo 7.2 Radiographic tests result of U-turn solidification crack test applying conventional YGW18 wires

7.4 狭開先化に対応した溶接材料の開発

7.4.1 溶接ワイヤの各組成が梁フランジの耐凝固割れ性能に及ぼす影響

梁フランジ施工特性を考慮した凝固割れ試験方法を活用し、溶接ワイヤ組成の影響を系統的に調査した。

1) 実験方法

溶接のワイヤの化学成分をベースワイヤから系統的に変化させ、折返し凝固割れの発生しやすさを評価した。Table 7.4 に試作ワイヤの化学成分を示す。溶接条件は前節 Table 7.2 とほぼ同じであるが、ルート間隔だけが 4mm と異なっている。

Table 7.4 Chemical composition of trial wires (Unit:weight %)

Test No.	C	Si	Mn	P	S	Ti	Mo	B
Trial-A(base)	0.063	0.75	1.58	0.010	0.011	0.20	-	-
Trial-B	0.012	Same as trial-A	Same as trial-A	Same as trial-A	Same as trial-A	Same as trial-A	Same as trial-A	Same as trial-A
Trial-C	0.110							
Trial-D								
Trial-E			2.00					
Trial-F			Same as trial-A	0.002				
Trial-G	Same as trial-A			0.022				
Trial-H				Same as trial-A	0.003			
Trial-I					0.027			
Trial-J				Same as trial-A		0.0031		
Trial-K						0.0070		

2) 実験結果

Fig.7.8 に各溶接ワイヤ成分と割れ比率の関係を示す。なお、次節で紹介する、開発前後の成分変化を図中に記す。

3) 考察

C : 増加するほど割れ率が上昇した。溶接金属で約 0.10%を超えると包昌反応の生じる可能性が高く、それによって、耐凝固割れ性が劣化しやすくなると考えられる。ワイヤの C 量が 0.06%程度でも、母材 (SN490B)希釈およびシールドガスからの還元により溶接金属 C 量は 0.10%近くになっている。したがって、溶接材料単独ではなく、母材希釈を考慮し、鋼板の C 量低下は狭開先での凝固割れ発生の抑制に効果的となると推測される。

Mn : 増加するほど割れ率は低下した。耐凝固割れ性改善に大きく影響を及ぼす希少な元素である。高 Mn 化によって MnS が生じるため S の影響が抑制され、耐凝固割れ性が向上すると考えられる。

P, S : いずれも凝固偏析を起こし耐割れ性を劣化させる。P の影響が大きいのは、S では上述した Mn-S の効果が働いているためと考えられる。

B : 少量添加でも粒界に偏析し耐凝固割れ性を大きく劣化させる。

なお、Table 7.4 に示した成分以外にも、Ti, Mo, Si を変化させた試験を行ったが、凝固割れに対しては顕著な影響は見られなかったため、記載を省略した。

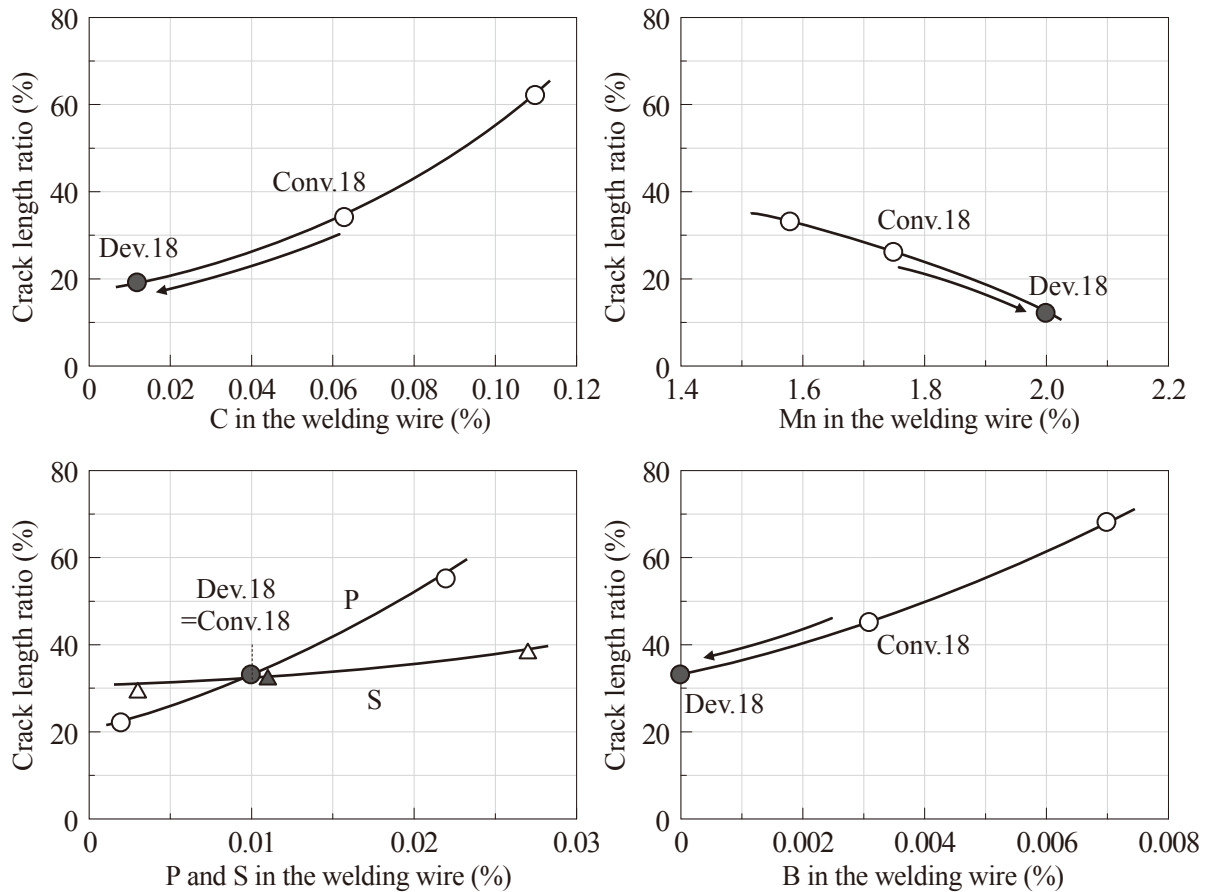


Fig.7.8 Influence of each chemical composition to U-turn solidification crack length ratio

Conv.18 : Conventional JIS YGW18 standard wire
 Dev.18 : Developed YGW18 wire considered solidification crack toughness

7.4.2 狭開先対応開発ワイヤの組成と耐凝固割れ性能

以上の耐凝固割れ性能に関する基本的知見を踏まえ、さらに引張性能、靱性といった鉄骨建築用 JIS YGW18 規格材として必要とされる基本的性能を有し、耐凝固割れ性が考慮された新 YGW18 ワイヤを開発した。開発ワイヤの化学組成を Table 7.5 に示す。

Table 7.5 Chemical composition of conventional YGW18 wire and new developed YGW18 wire considered solidification crack toughness (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ti+Zr	B	Mo
JIS YGW18	-	0.55	1.40	-	-	-	-	-
Spec. range	0.15	-1.10	-2.60	0.030	0.030	0.30	-	0.40
Coventional YGW18	0.05	0.75	1.55	-	-	0.10	0.0020	-
Actual range	-0.08	-0.90	-1.90	0.015	0.015	0.25	0.0060	0.25
Developed YGW18	0.01	0.75	1.90	-	-	0.10	-	0.15
	-0.04	-0.90	-2.10	0.015	0.008	-0.20	0.0005	0.30

開発ワイヤの成分的特徴と狙いを以下に示す。

- 1) C(炭素)量の低下。前節 Fig.7.8 で確認されたとおり、Cは耐凝固割れ性に悪影響を及ぼすことから、汎用商品として製鋼可能な下限レベルにまで脱炭した。なお、炭素量低下は溶接金属の強度低下に繋がるため、MnやMo増加による相殺が必要となる。

- 2) Mn(マンガン)量の増加。前節 Fig.7.8 で確認されたとおり、Mn は耐凝固割れ性改善に必要な元素である。また、C 量低下で失われる引張強度を相殺して高めるため、そして後述する B 無添加に伴う靱性低下を相殺するにも有効である。短所はスラグ発生量が多くなるため、パス毎溶接後の剥離作業に著しい障害をもたらさない範囲で高めた。
- 3) Mo(モリブデン)の増加。C 低下で失われる引張強度を相殺して高めるために有効である。Mn と異なり酸化性が低いのでスラグ発生量増加の悪影響をもたらせない長所もある。ただし、構成元素の中でコストが最も高いため、汎用商品として許容される範囲で高めた。
- 4) B(ホウ素)の無添加。一般炭素鋼において靱性向上に有効な成分及び組織設計として知られる Ti-B 系については、既往の研究 1.4.3 節で紹介した。JIS Z3312 (軟鋼、高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ)には YGW18 だけでなくいずれの分類にも B は規定が無く、また微量のため、許容範囲の中で適用されている。鉄骨用の YGW18 は 70J もの高靱性が要求されるため、従来 Ti-B 設計が積極的に採用されているが⁵⁰⁻¹⁻⁸⁾、上記 Fig.7.8 で明らかとしたとおり、B は C と同じく耐凝固割れ性を顕著に劣化させる短所がある。そこで、梁フランジ狭開先化での耐凝固割れ性を考慮した新設計では、B を無添加とした。
- 5) P(燐),S(硫黄)は従来どおり維持した。Fig.7.8 で明らかとしたとおり、両元素でも耐凝固割れ性に悪影響を及ぼすため、少ないに越したことはない。しかし、現在の製鋼技術における脱燐は難しく、汎用商品としては現在よりも下げるのは現実的ではなくなるので、現行水準を許容せざるを得なかった。一方、S については、現在の製鋼技術としての脱硫技術は高いので、極低下することは可能であるが、P ほど悪影響度が高くないこと、S には Mn 増で悪化したスラグ剥離性を相殺改善する機能があるため、従来範囲を維持した。

本開発ワイヤを前述 7.3.3 節の折返し凝固割れ試験に供し、開先角度との関係、および従来 YGW18 規格ワイヤと比較した。その結果、Fig.7.9 に示すとおり、従来 YGW18 ワイヤと比較し、狭開先 25° でも従来の標準角度 35° より割れ率は小さかった。従って、より高電流、狭開先への適用が可能となる。

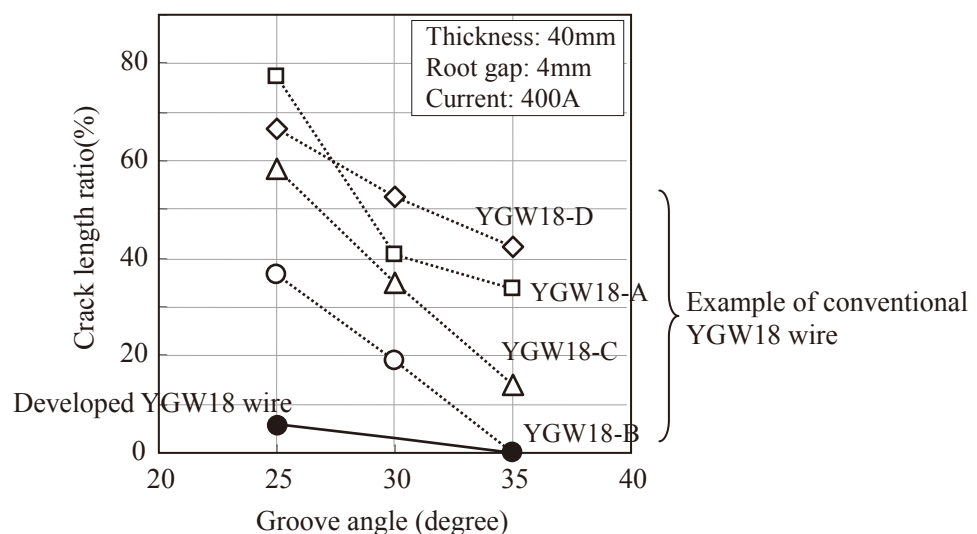


Fig.7.9 Solidification crack performance of developed YGW18 wire

7.5 開発溶接材料を用いた狭開先溶接適用による溶接金属の靱性向上効果確認

本章の目的は、狭開先化による入熱・パス間温度の低減と、それによる溶接金属の靱性向上による材質的塑性変形能向上である。そこで、実際に開先角度やルート間隔を変えた柱梁突合せ接合部模擬試験体にて、これらの効果を確認した。

7.5.1 実験方法

板厚 25mm の SN490B 鋼板を用いて、梁フランジ端の突合せ溶接を模擬した Fig.7.10 の試験体を作成した。両端はセラミックタブとした。本試験体に対して、炭酸ガスアーク溶接による開先多層溶接を行った。用いた母材鋼板と溶接ワイヤの成分を Table 7.6 に、溶接ワイヤと開先形状の組合せを Table 7.7 に、溶接条件を Table 7.8 に示す。電流は全て 330A 狙いとし、溶接速度は溶接作業者が溶込み深さ確保と能率性のバランスを考慮して、最適値を選択することとして委ねた。1 層目から 4 層目まではタブ位置にて折返し溶接し、連続溶接とした。その後は、パス間温度 350°C 以下であることを確認しつつ、パス毎断続の積層とした。

得られた継手試験体は長さ中央部から Fig.7.11 の断面要領で溶接金属の丸棒引張試験とシャルピー衝撃試験片を採取した。

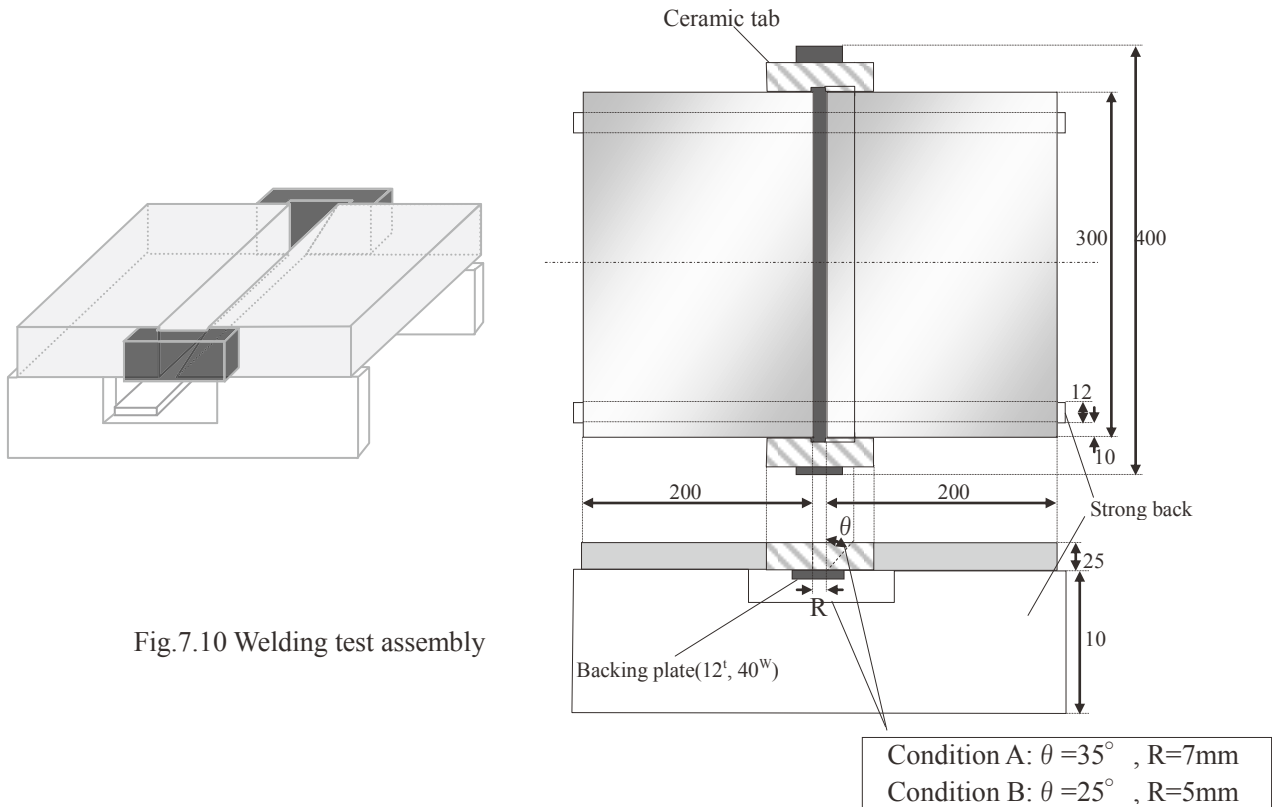


Fig.7.10 Welding test assembly

Table 7.6 Chemical compositions of base metal and tested welding wires (%)

	C	Si	Mn	P	S	Ti	Mo	B
SN490B	0.15	0.34	1.38	0.008	0.002	-	-	-
A: Conventional YGW18	0.06	0.92	1.60	0.010	0.010	0.18	0.20	0.0060
B: Developed YGW18	0.02	0.85	2.05	0.010	0.009	0.13	0.28	-

Table 7.7 Combination of welding wire and groove shape

	Welding wire	Groove angle θ (degree)	Root gap R(mm)
Condition A (Conventional process)	A (Table 7.6)	35	7
Condition B (Narrow process)	B (Table 7.6)	25	5

Table 7.8 Welding condition

Welding equipment	Non (Manual by skilled welder)
Welding position	Flat
Power source	Conventional inverter type max.500A
Welding wire	Typical conventional YGW18 and developed YGW18
Wire diameter	1.2mm
Shielding gas composition and flow	CO ₂ , 25 l/min
Current, Voltage	330A, 37V
Interpass control	max.350°C
Torch and shield nozzle type	For 500A (Inner dia. 19mm nozzle)

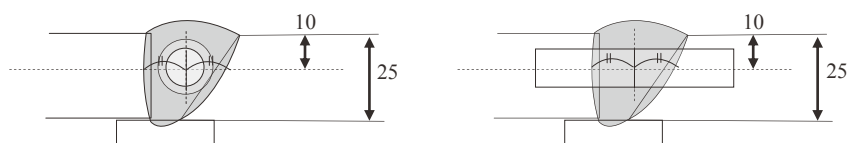


Fig.7.11 Position of tensile test of weld metal and charpy impact test piece in cross section

7.5.2 実験結果

従来条件と狭開先条件それぞれの、最大入熱および最高パス間温度の施工記録および、溶接後の RT, UT 試験結果を Fig.7.9 に、溶接金属の引張強度とシャルピー吸収エネルギーを Table 7.10 に示す。

得られた知見を以下に示す。

- 1) 狭開先施工を考慮して開発された溶接ワイヤによる 25° 開先施工では、凝固割れ等の欠陥は発生せず、従来工法よりも高い引張強度とシャルピー吸収エネルギーが得られた。開発溶接材料を用いた狭開先施工は、柱-梁溶接部の材質的塑性変形能力向上に寄与する。
- 2) 狭開先施工では、最大入熱と最高パス間温度共に、従来工法よりも低くなった。さらに積層パス数も 6 パスから 5 パスへと 1 パス分(20%)低減し、施工能率も向上した。

Table 7.9 Welding process records and nondestructive test result

Process	Condition			Welding process record			Crack length ratio (%)
	No.	Groove shape	Welding wire	Total pass number	Max. heat input	Max. interpass temperature	
Conventional	A	35 deg., 7mm Gap	A (Conventional)	6	3.8kJ/mm	350°C	5
Narrow	B	25 deg., 5mm Gap	B (Developed)	5	3.0kJ/mm	320°C	0

Table 7.10 Mechanical properties of weld metal

Process	Condition			Welding process record			
	No.	Groove shape	Welding wire	YP (MPa)	TS (MPa)	El (%)	vE0°C (J)
Conventional	A	35 deg., 7mm Gap	A (Conventional)	442	575	30	94,96,100 (97)
Narrow	B	25 deg., 5mm Gap	B (Developed)	484	594	29	130,134,140 (135)

7.6 第7章まとめ

溶接金属の材質的塑性変形能力向上をはかるための靱性向上策の一つとして、結果的に低入熱・低パス間温度施工となる溶接部の狭開先化に着目した。(Fig.7.12) 現場溶接での狭開先化を実現するには、溶接材料の改良による耐凝固割れ性の改善が必要とされ、従来ワイヤと同等以上の機械的性能を発揮しつつ、耐凝固割れ性が優れる溶接ワイヤを開発した。

35° → 25° 狭開先施工では、入熱・パス間温度の抑制と、靱性向上を確認し、材質的塑性変形能力向上を達成した。施工能率も向上した。得られた結果の詳細を以下に示す。

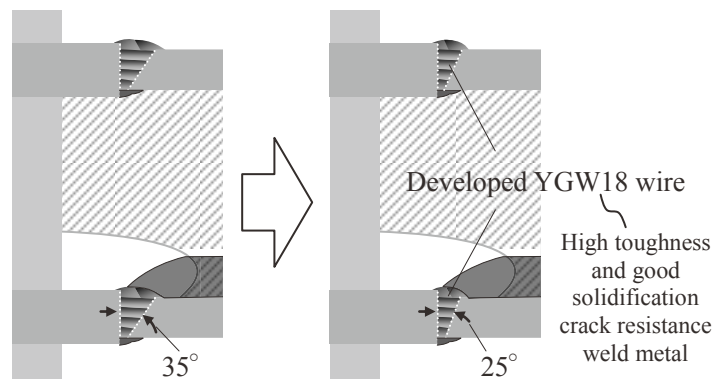


Fig.7.12 High toughness weld metal by combination with narrow groove and new welding wire has good solidification toughness (Partially extracted from Fig.7.1)

- 1) 梁端往復溶接での凝固割れを定量評価するための手法として、折返し凝固割れ試験方法を考案した。(Fig.7.13, Photo 7.3)

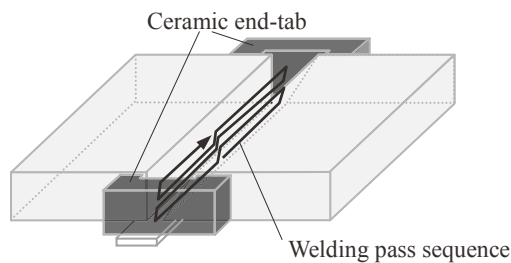


Fig. 7.13 Schematic diagram of developed “U-turn solidification crack test” method (Same as Fig.7.6)

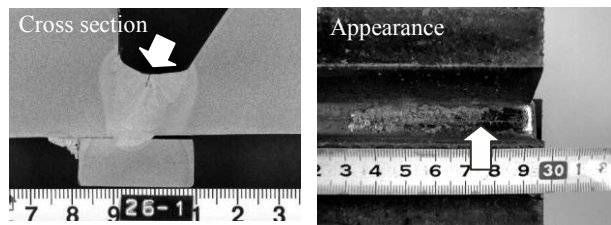


Photo 7.3 Example of solidification crack generated by “U-turn solidification crack test” (same as Photo 7.1)

- 2) 折返し凝固割れ試験方法によって、開先角度を狭くするほど顕著に凝固割れが起きやすくなることが確認された。(Fig.7.14)
- 3) 既存の 550MPa 級炭酸ガスソリッドワイヤ YGW18 規格材の中でも、設計成分の違いにより、耐凝固割れ性に差があることがわかった。(Fig.7.14)
- 4) 溶接材料に含まれる成分の影響として、C, P, B が凝固割れを助長し、一方、Mn が抑制効果を有することがわかった。Si, S, Mo, Ti には顕著な悪影響が見られなかった。
- 5) これらの研究結果から、25° 狭開先でも従来の 35° 開先相当の耐凝固割れ性を発揮する溶接ワイヤを開発した。(Table 7.11, Fig.7.14)
- 6) 従来の 35° Gap7mm 開先から 25° Gap5mm 開先にすることで、板厚 25mm の場合、パス数が 20%減少した。

- 7) 同じく最大入熱は 3.8kJ/mm→3.0kJ/mm と 21%減少した。
- 8) 同じく最高パス間温度は 350℃(規制上限値到達)から 325℃と 7%減少した。
- 9) 開発ワイヤを適用した狭開先施工では、従来施工に対し、シャルピー吸収エネルギー(0℃)が Ave.97→135J と 39%向上した。
- 10) 従来の狭開先化対応はロボット溶接化が実施手段であったが、材料面の改良により、溶接士によるマニュアル溶接でも実施できる可能性が出てきた。すなわち、現場溶接でも狭開先対応できることになる。それによって(a)低入熱・低パス間温度施工化による梁端開先溶接金属の靱性向上、(b)能率向上に貢献が期待できる。

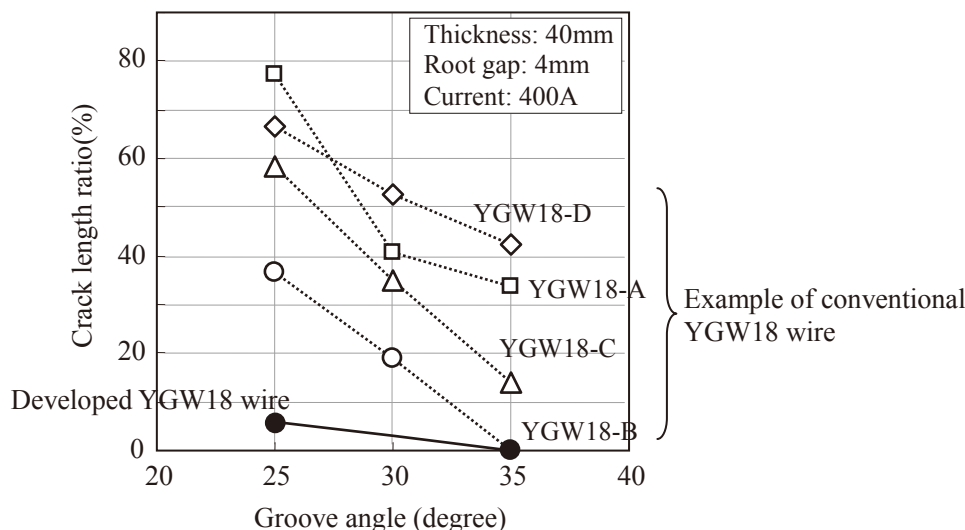


Fig.7.14 Solidification crack performance of developed YGW18 wire (Same as Fig.7.9)

Table 7.11 Chemical composition of conventional YGW18 wire and new developed YGW18 wire considered solidification crack toughness (Same as Table 7.5) (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ti+Zr	B	Mo
JIS YGW18 Spec. range	- 0.15	0.55 -1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.30	- -	- 0.40
Coventional YGW18 Actual range	0.05 -0.08	0.75 -0.90	1.55 -1.90	- 0.015	- 0.015	0.10 0.25	0.0020 0.0060	- 0.25
Developed YGW18	0.01 -0.04	0.75 -0.90	1.90 -2.10	- 0.015	- 0.008	0.10 -0.20	- 0.0005	0.15 0.30

狭開先溶接の実現の障害要因は、本章検討の凝固割れ問題だけでなく、溶込み不良を発生させないための技量面の向上も不可欠である。したがって、塑性変形能力向上のみならず、建築建方工事期間の短縮にも繋がり、ニーズの高い狭開先対応に対し、今後は例えば技量検定機関などと連携して、本開発溶接材料を用いて、材料面から支援していきたい。

第 8 章

総括と結論

第 8 章 総括と結論

8.1 本研究の目的

本研究では、鉄骨建築の現場接合特有の諸問題に焦点を当て、溶接接合された鉄骨柱梁継手の脆性的破壊を防ぎ、塑性変形能力を向上させるための工法、溶接材料、管理指針を提案することを目的とした。

8.2 現場接合特有の問題

本研究で取り上げた鉄骨建築の現場接合特有の問題は以下 a)~d)の 4 点である。

<原因>	<及ぼす影響>
a) ノンスカラップ化設計困難	: スカラップ底への応力集中と脆性破壊助長
b) 裏当て金の梁フランジ外側取付け	: 裏当て金周囲への応力集中と脆性破壊助長
c) 高速風環境と簡易防風対策	: 溶接金属の健全性・衝撃吸収エネルギー劣化に伴う脆性破壊助長
d) ロボット溶接適用困難	: 溶接金属性能向上を目的とした狭開先化によって発生する凝固割れと脆性破壊助長

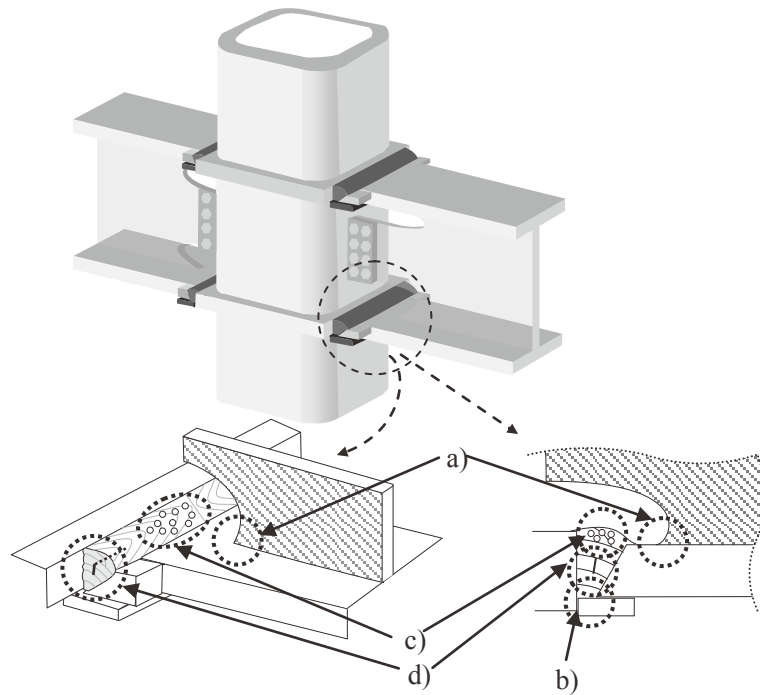


Fig. 8.1 Some problems in on-site joint (Ref.Fig.1.6, 1.8)

8.3 実用的提案として必要な要素

Table 8.1 Necessary factors of practical on-site joint process (Ref. Table 2.1)

(1) 材料コスト増の抑制
(2) 現場への大掛かりな機械装置の搬入の抑制
(3) 施工に要する工数、時間の抑制
(4) 高い技量要求の抑制
(5) ルート間隔、目違い、余盛高さなどの現場的精度への対応
(6) 設計に要する負担の抑制

8.4 研究対象と作用

Table 8.1(1)~(6)を踏まえ、達成手段とのための研究対象として、アーク溶接法およびアーク溶接金属を選定した。具体的には以下の3つの作用によって8.2節 a)~d)の改善をはかろうとするものである。

- ①幾何学的形状
- ②溶接材料設計
- ③溶接施工管理

8.5 研究の流れと相関

上記8.1~8.4節を念頭に、第2章から第7章に渡って、課題毎に研究テーマ細分を設定した。全体の要旨と相関をFig.8.2に示す。

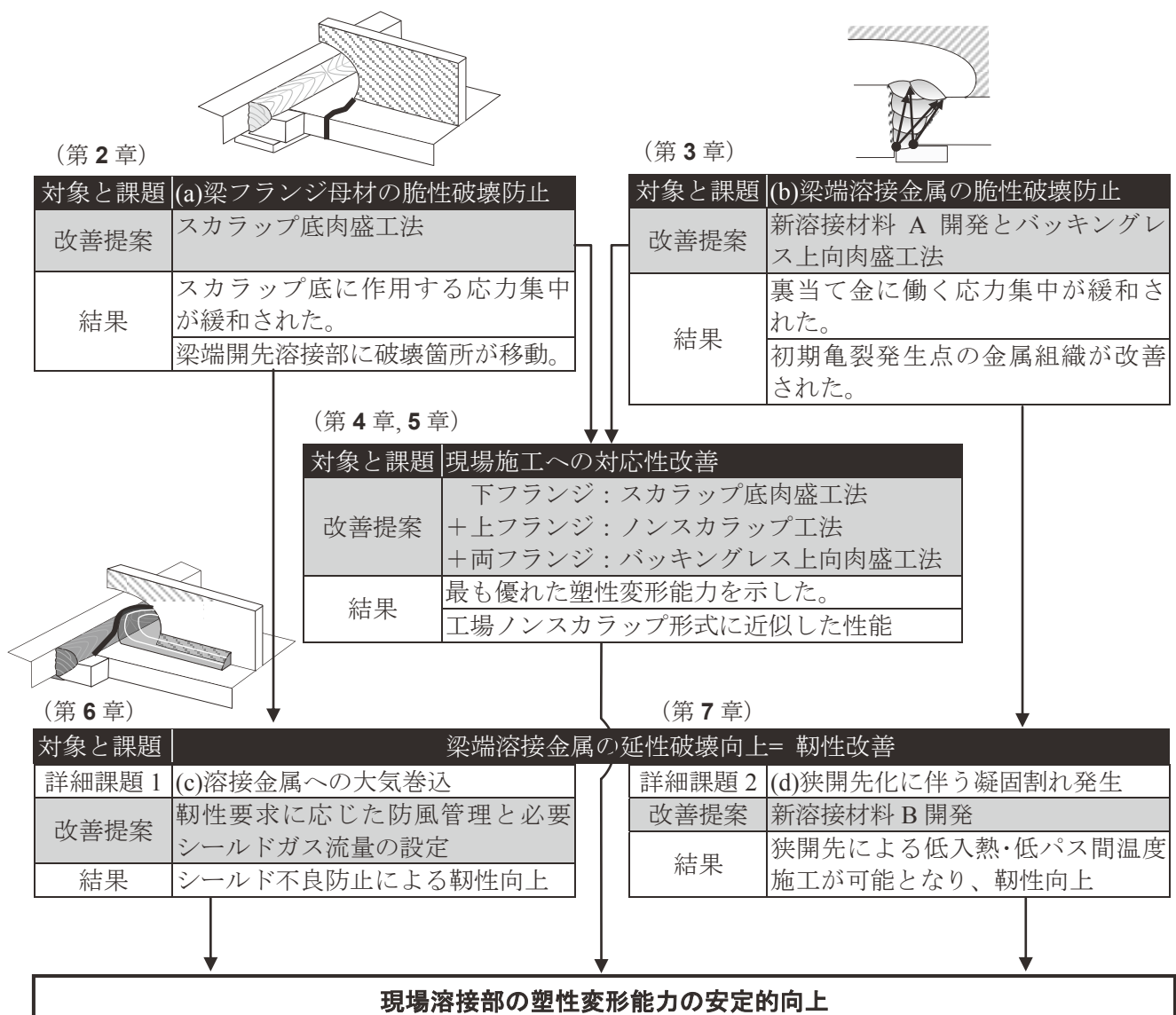


Fig.8.2 Summary of this paper's research flow, relationship, improving suggestions, and results

8.6 研究成果

8.6.1 第2章) スカラップ底の応力集中を緩和するための肉盛工法

- 1) アーク溶接の機能の一つである造形機能を利用し、スカラップ底周囲を肉盛溶接することで幾何学的形状の改善と、部分的板厚増効果をはかる「スカラップ底肉盛工法」を考案、開発した。(Photo 8.1)
- 2) 250(梁せい)×200(梁フランジ幅)×16(ウェブ厚)×19(フランジ厚)の梁を用いた通しダイヤフラム式柱-梁構造実大モデル試験体を用いた荷重試験では、従来現場形式に比べ約3倍の累積塑性変形倍率が得られた。(Fig.8.3, 8.4)
- 3) 従来現場形式では、亀裂発生・伝播はスカラップ底を起点として梁フランジを破断するのに対し、スカラップ底肉盛工法を適用すると、梁フランジとダイヤフラムを接合する開先溶接部となり、梁フランジの脆性的破断を防止できる。(Fig.8.4)

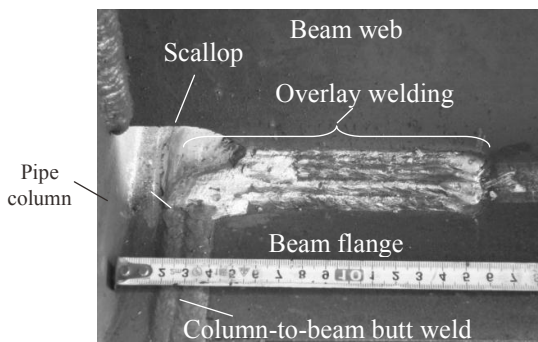


Photo 8.1 The overlay welding around toes of scallops (Ref. Photo 2.3)

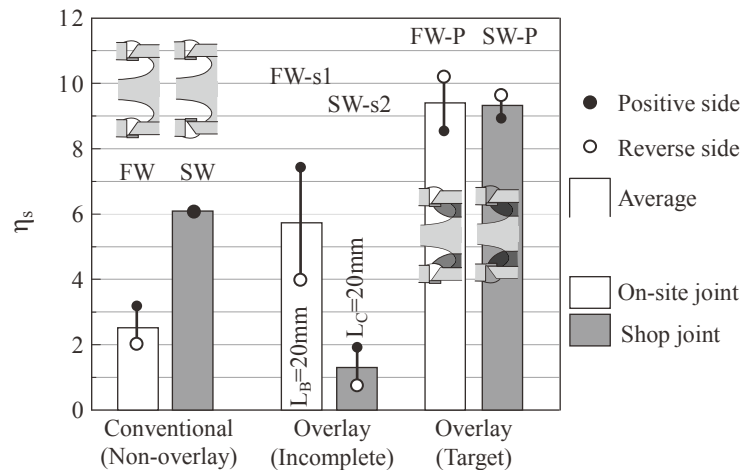


Fig.8.3 Relationship between the overlay welding around toes of scallops, the joining designs, and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Ref. Fig.2.17)

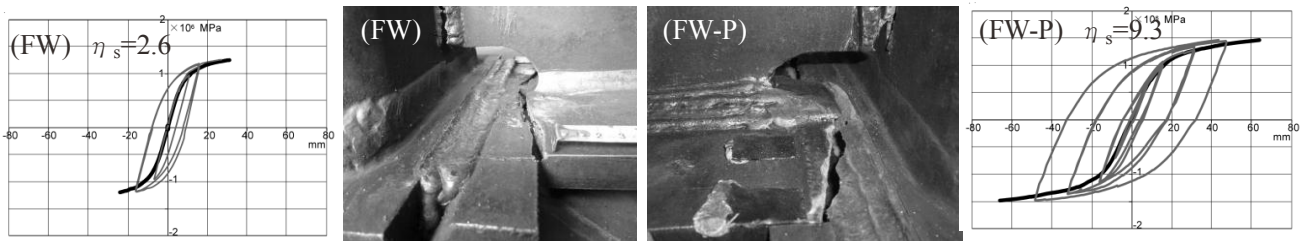


Fig.8.4 Fracture pass and load-deformation curve each of the conventional on-site design (FW) and overlay welded design around toe of scallop (FW-P) (Ref. Table 2.5)

- 4) 従来形式では、梁端近傍における梁幅両端と梁中央の歪比が小さいのに対し、スカラップ底肉盛溶接を施すと歪比が大きくなった。これは梁中央部の応力集中が緩和されたことを示唆している。
- 5) スカラップ底肉盛工法による変形能力向上機構は、①肉盛造形による応力集中の分散、②肉盛溶接金属自体の脚長、及び梁端開先溶接金属の余盛と裏当て金厚さの有効厚への活用の複合効果と考えられる。(Fig.8.5)

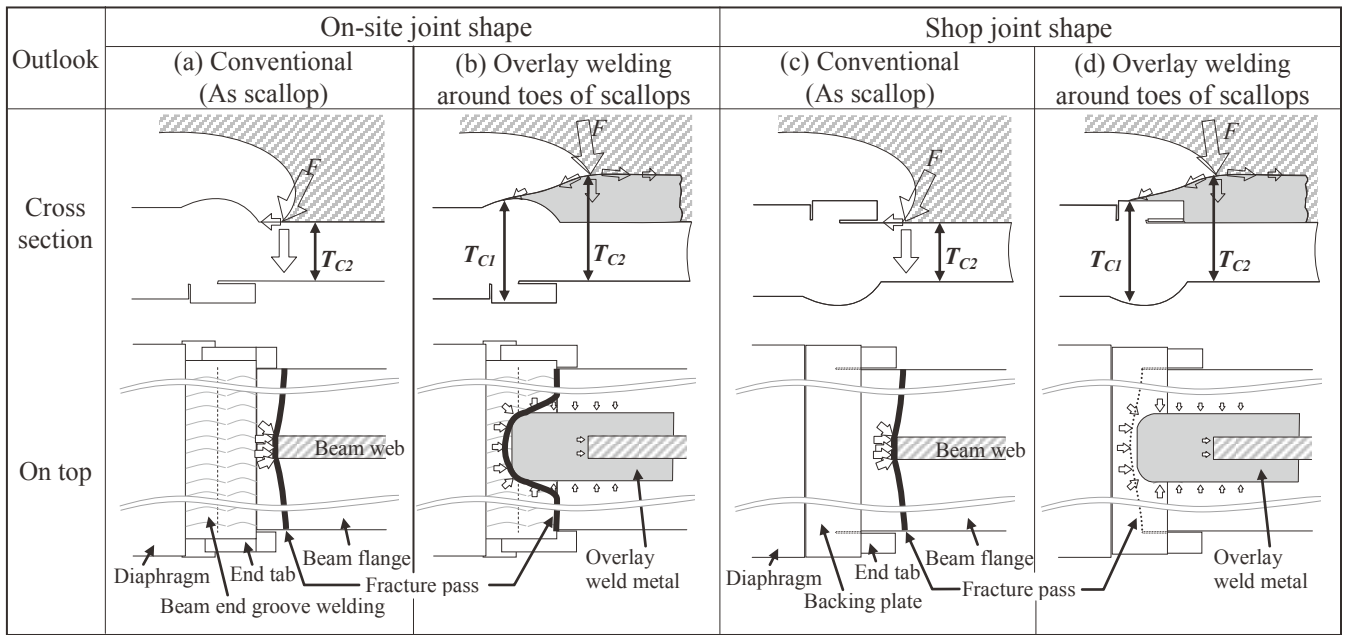


Fig.8.5 Schematic of stress points and fracture pass each of the conventional scallops and the overlay welding around toes of scallops when the large force applies. (Lower flange side) (Ref. Fig.2.20)

$$\left(\begin{array}{l} F \quad : \text{Force as earthquake} \\ T_{C1}, T_{C2} \quad : \text{Effective thickness at the stress concentration points} \end{array} \right)$$

- 6) スカラップ底肉盛溶接における重要な管理因子として、梁側および梁側への長さが挙げられる。梁側への長さは肉盛溶接脚長の5倍以上必要である。(実験フランジ厚19mmにおいて長さ100mm) 一方、柱側への長さは、内開先の場合、梁端開先溶接部頂上を超えること、外開先の場合、裏当て金に乗り上げることが必要条件である。(Fig.8.6)

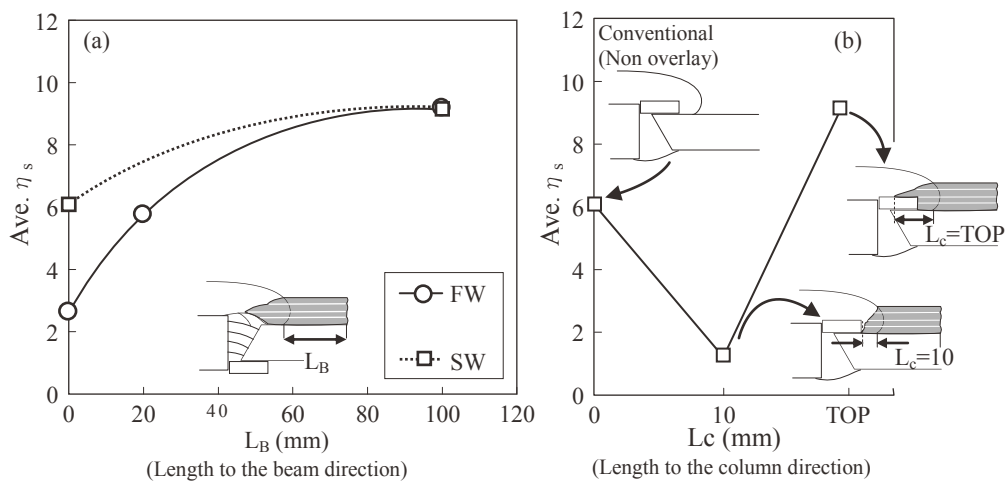


Fig.8.6 Relationship between horizontal length of the overlay welding around toes of scallops and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Ref. Fig.2.19)

- 7) スカラップ底肉盛工法は梁端開先溶接の溶接施工性を阻害することがなく、高い技量を必要としない。また、設計の変更も必要ない。梁端開先溶接と同じ設備、溶接材料をそのまま流用でき、特殊な部材も必要としないといった実用面での長所を有する。

8.6.2 第3章) 裏当て金の応力集中を緩和するための肉盛工法

- 1) アーク溶接の機能の一つである造形機能を利用し、梁フランジとダイアフラムを開先多層溶接する際に必要とされている裏当て金の代わりに、上向姿勢(Photo 8.2)によって合計2~3パスの溶接を行う「バックングレス上向肉盛工法」を考案、開発した。(Photo 8.3)

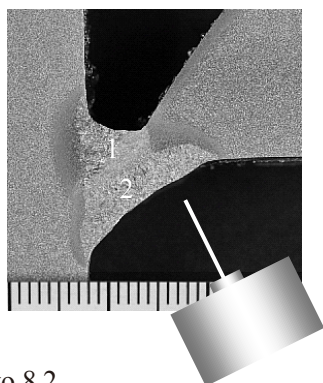


Photo 8.2
Overlay by overhead welding process without backing plate (Ref.Photo 3.5)

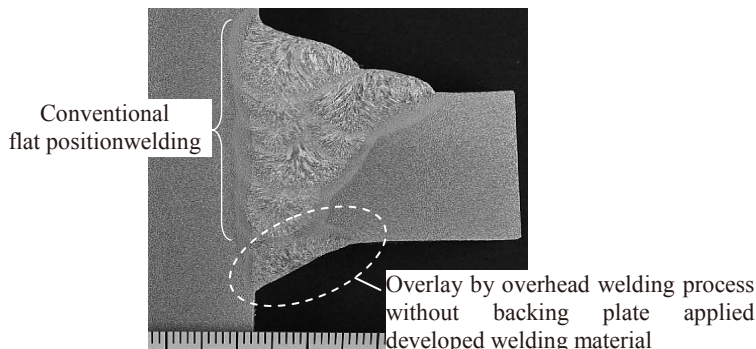


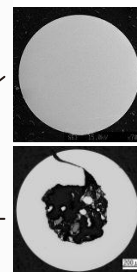
Photo 8.3 Cross section applied to overhead and flat combination welding process (Ref. Photo 3.2)

- 2) バックングレス上向肉盛工法の狙いは、(1)裏当て金取り付けに伴う狭隘な応力集中箇所の解消と(2)亀裂伝播経路の金属組織的改善である。これらの効果によって、裏当て金取り付け位置からの脆性的破壊や疲労破壊を防止する。
- 3) 本工法を実現するためには、従来溶接材料では作業性・形状の両面で困難であることから、上向姿勢および応力集中緩和に適した専用溶接材料を開発した。(Table 8.2) 形態をフラックス入りワイヤとすることで、Al, Mg, フッ素化合物など従来ソリッドワイヤでは添加困難な成分添加を実現できた。

Table 8.2 Comparison of the welding wire chemical composition of the conventional solid wire and the developed flux cored wire suitable for overhead welding (Ref. Table 3.1)

Kind name	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti+Zr	Mo	Al	Mg	[M]Fx [※]
YGW18	- 0.15	0.55 1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.30	- 0.40	-	-	-
Developed Wire(FCW)	- 0.05	- 0.20	0.75 1.25	- 0.030	- 0.030	- 0.50	- 0.05	- 0.40	2.00 3.00	0.50 1.00	2.00 4.00

※[M]Fx ; Fluoride(フッ素化合物)



- 4) 専用溶接材料を用いた上向 1 パス目は開先ルートギャップの閉塞と高い応力集中の発生防止を目的としているが、これに続く、2 パス目あるいはさらに3 パス目は、フランジ面への肉盛を目的としており、これにより応力集中箇所を高靱性な母材組織に移動させる。(Fig.8.7, Photo 8.4)

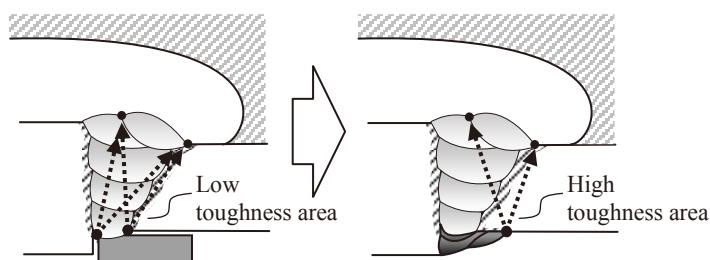
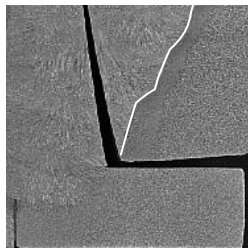
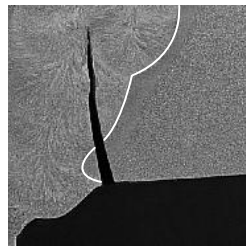


Fig.8.7
Moving effect of fracture start from low to high toughness area (Partially extracted from Fig.3.7)



Conventional flat welding with steel backing plate



Overlay by overhead and flat combination welding process without backing plate ($L_{OH}=11$)

Photo 8.4
Typical fatigue fracture of conventional and developed process
(Ref. Photo 3.3)

- 5) 曲げ疲労試験において、従来裏当て金方式は従来知見どおり裏当て金とフランジのスリット部端が大きな応力集中源となって亀裂発生し、溶接金属内部を表側余盛会合部に向かって進展した。(Photo 8.4)
- 6) バックングレス上向肉盛工法では、裏当て金のように狭隙で応力集中が高い箇所が発生しない。肉盛溶接のフランジ面と接する止端部が応力集中となるが、その集中度は形状的に緩和されている。
- 7) バックングレス上向肉盛工法では肉盛止端部が亀裂発生箇所となり、母材原質部を進展した後、HAZ そして溶接金属内部を表側余盛会合部に向かって進展した。(Photo 8.4)
- 8) バックングレス上向肉盛工法の脚長 L_{OH} は大きいほど、疲労特性が改善した。(Fig.8.8) 破断時間は、公称応力 450MPa において裏当て金方式が 2×10^5 回に対し、脚長 $L_{OH}=11\text{mm}$ の場合で 3×10^5 回、脚長 $L_{OH}=20\text{mm}$ の場合で 5×10^5 回に向上した。脚長増による改善理由は、4)の亀裂進展経路における高靱性母材原質部の比率が大きいためと考えられる。

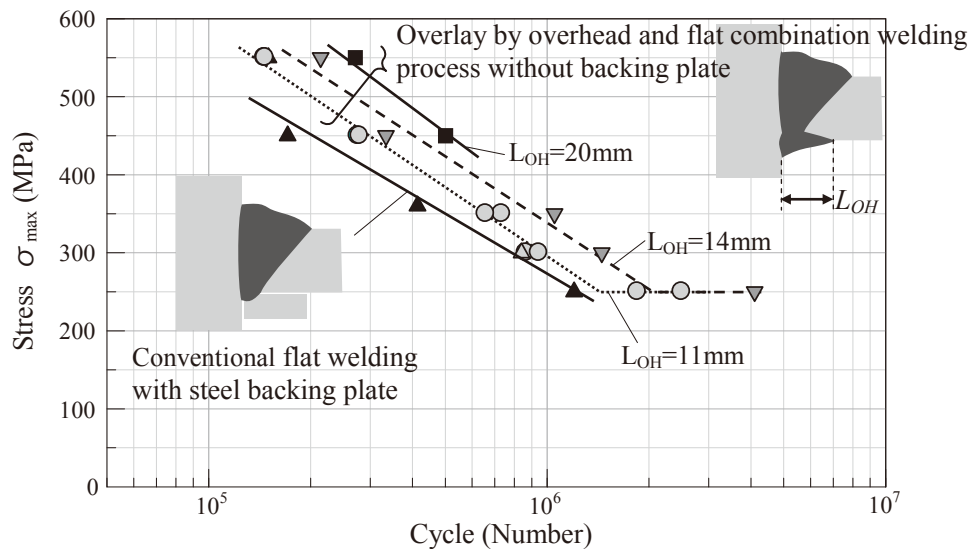


Fig.8.8 Bending fatigue test results (Ref. Fig.3.19)

- 9) バックングレス上向肉盛工法は、従来困難とされた上向姿勢溶接を容易とし、高い技量を要求しない。また長時間の上向姿勢は労力的に困難であるが、2~3 パス程度の短時間で済むので、実用的範囲である。適用によって、従来困難とされた裏当て金の応力集中問題を改善できる。

8.6.3 第4章) スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用

- 1) バックングレス上向肉盛工法とスカラップ底肉盛工法を同時適用した場合(No.FL-P)、裏当て金方式にスカラップ底肉盛工法を単独適用した工場形式(No.SW-P)・現場形式(No.FW-P)に対して、塑性変形能力 η_s がやや低かった。(Fig.8.9)
- 2) スカラップ底肉盛工法前提において、バックングレス上向肉盛工法との組合せが裏当て金方式との組合せよりもやや塑性変形能力が低い理由としては、現場接合形式の場合、上フランジ側のスカラップ底肉盛工法の先端部がバックングレス上向肉盛工法の溶接部と接し、裏当て金や梁端開先溶接表余盛と接する場合に比べて厚みが小さいため、応力集中が高まると共に、応力集中に対して剛性不足となり、歪が集中するためと推測される。(Fig.8.10) スカラップ底肉盛工法とバックングレス上向肉盛工法の同時適用では、上フランジ側の梁端開先溶接金属近傍が破壊した。

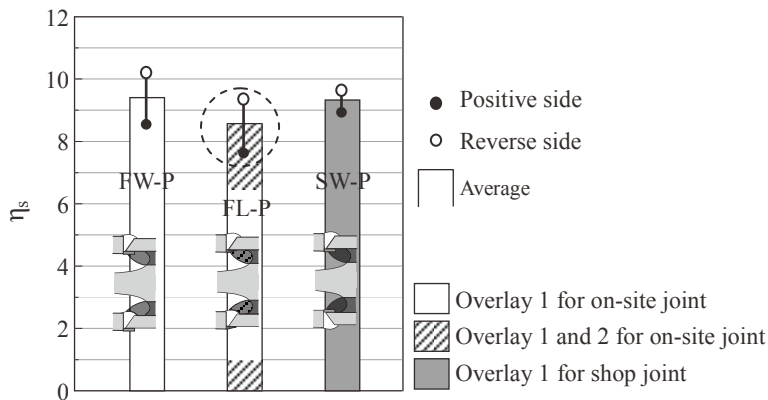


Fig.8.9
Cumulative plastic deformation factor (η_s) of combination with the overlay welding around toes of scallops(Overlay 1) and the overlay by overhead welding without backing plate(Overlay 2) (Extract partially from Fig.4.10)

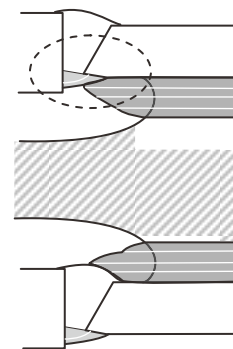


Fig.8.10
A problem when two new overlay welding processes are mixed (Ref. Fig.4.14)

- 3) 本実験結果と考察より、現場接合形式に対しては、下フランジ側にバックングレス上向肉盛工法とスカラップ底肉盛工法を同時適用することには問題がない一方、上フランジ側に対しては、上向姿勢で多層積層が必要なスカラップ底肉盛溶接を実施することの労力と能率が大きな問題となるだけでなく、これらの同時適用が塑性変形能力向上策として最適な組合せではないという技術的問題が明らかとなった。

8.6.4 第5章) 現場溶接に適したディテールに対する肉盛工法

- 1) スカラップが原因で生じる脆性破壊と、裏当て金で生じる脆性破壊の両方の防止をはかり、かつ現場に好適な施工容易性と塑性変形能力を高められる形式として、上フランジ側にノンスカラップ工法、下フランジ側スカラップにスカラップ底肉盛工法、あるいはさらにバックングレス肉盛工法を組み合わせた上下非対称工法を提案した。(Fig.8.11) その結果、施工性に優れると共に、適切な管理を施すことにより、上下フランジ共に応力集中が緩和され、高い塑性変形能力が得られた。

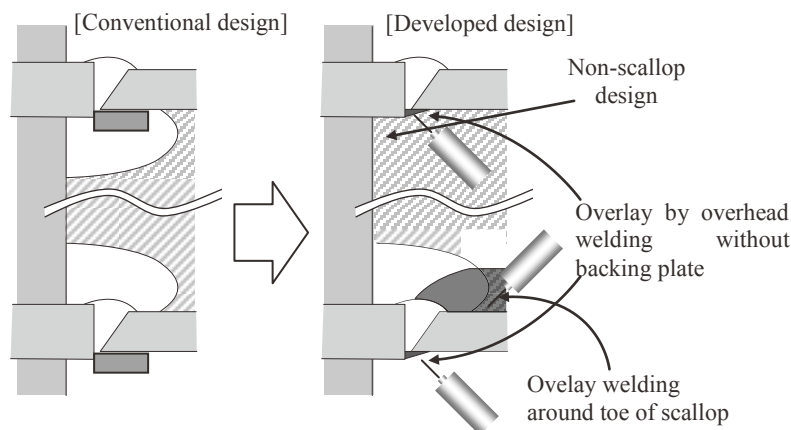


Fig.8.11 Conclusion: The design and welding process suitable for on-site joint (Ref.Fig.5.16)

- 2) 上フランジ側にノンスカラップ工法、下フランジ側にスカラップ底肉盛工法を施す非対称ディテールの製作方法に製作上の課題は認められず、現場適用への実用性を確認した。
- 3) スカラップ底肉盛溶接部の脚長を増すにつれ、継手の塑性変形能力は向上した。(Fig.8.12 FX)

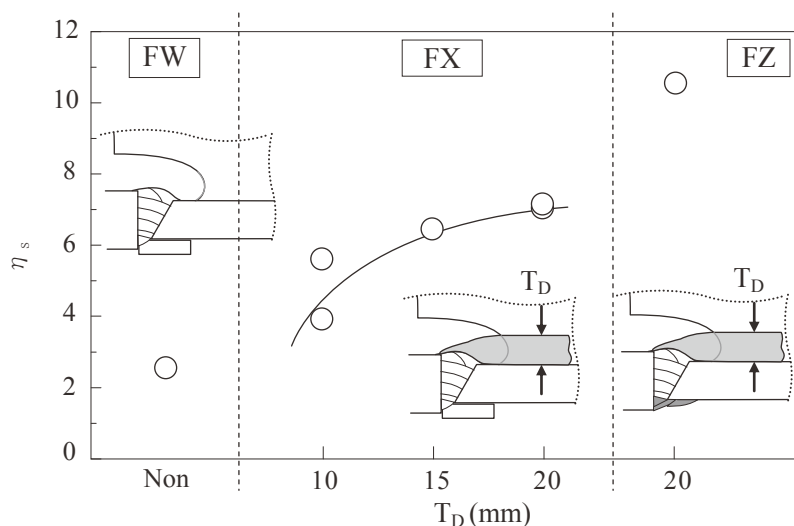


Fig.8.12 Relationship between leg length(T_D) of the overlay welding around toes of scallops and cumulative plastic deformation factor(η_s) (Ref. Fig.5.12)

- 4) 多くの試験体は、ノンスカラップ工法側ではなく、下フランジのスカラップ底肉盛工法側フランジが破壊した。ただし、脚長 20mm のスカラップ底肉盛工法適用試験体は、2 体のうち 1 体がノンスカラップ側が破壊した。この結果より、目安として梁フランジ厚と同脚長のスカラップ底肉盛工法を施すことにより、ノンスカラップ工法と同等の塑性変形能力になったと考えられる。(Fig.8.13)

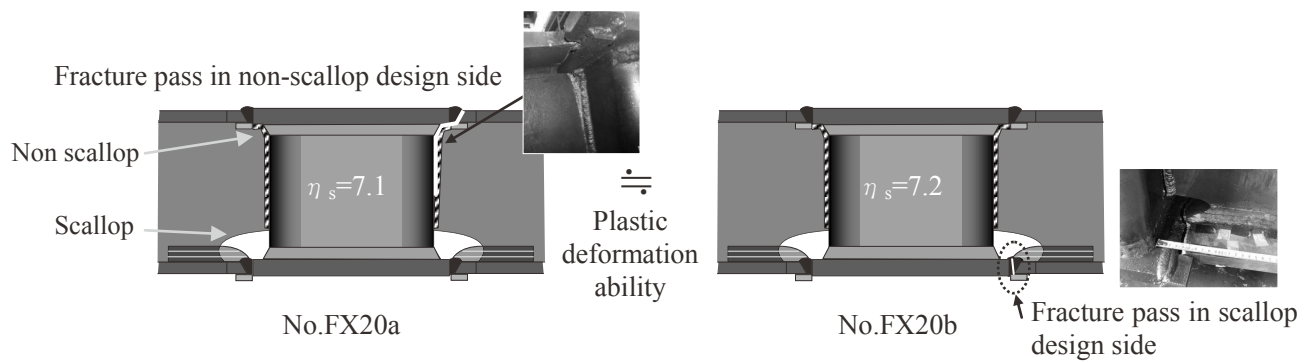


Fig.8.13 Fracture passes of each same assemblies of leg length $T_D=20\text{mm}$ overlay welding around toe of scallop (Ref. Fig.5.13)

- 5) スカラップ底肉盛溶接部の脚長が増えるにしたがって塑性変形能力が向上する機構は、梁端開先溶接部における中央部と両端面側の応力集中バランスが変化し、鋼製タブ近傍への応力集中が緩和されるためと推測する。具体的には、梁幅中央側に応力集中が移ることで、鋼製タブ近傍からの亀裂発生を遅らせる、と推測される。(Fig.8.14 (a)→(b))
- 6) スカラップ底肉盛工法に加えて、裏当て金の代わりにバックングレス上向肉盛工法を施すと、塑性変形能力がさらに高まった。(Fig.8.12 FZ) その機構としては、梁端開先溶接部における中央側歪みの方が端面(鋼製タブ)側歪みを超えるまでに大きくなって、鋼製タブ近傍からの亀裂発生をさらに遅らせるため、と推測される。(Fig.8.14 (b)→(c))

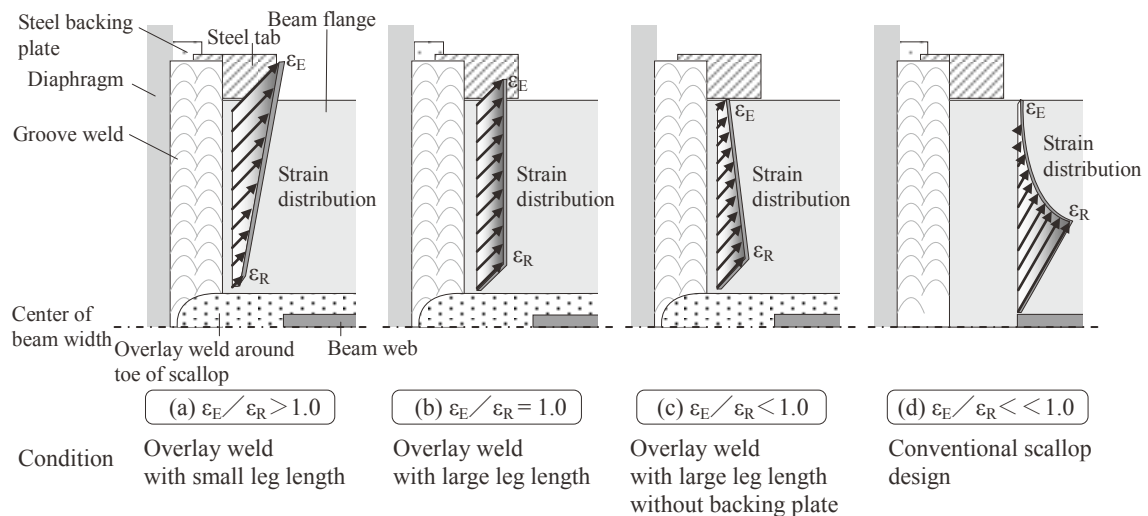


Fig.8.14 Image of the relationship between strain ϵ_E , ϵ_R , and designs (Ref. Fig.5.15)

- 7) スカラップ面の大きな溶込み不良は早期に亀裂を発生させた。したがって、スカラップ底肉盛工法によって高い塑性変形能力を担保するためには、溶込み不良を起こさないように注意や管理が必要であることがわかった。

8.6.5 第6章) 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための防風管理とシールドガス流量

- 1) 溶接金属の材質的塑性変形能力向上をはかるために、靱性向上策および溶接欠陥(ブローホール)防止策の一つとしてシールド性確保条件に着目した。鉄骨柱梁溶接部に必要な多層溶接における、靱性要求レベルに応じた風速上限管理値とシールドガス流量下限値の組合せを明らかとし、管理指針として整理することができた。
- 2) 溶接材料の JIS 準拠レベルの一般的溶接条件および鉄骨工事技術指針・工場製作編あるいは工事現場施工編で推奨されるシールドガス流量(25 l/min)におけるガスシールドアーク溶接において、安定的に健全かつ高品質な多層溶接金属を得るには、風速管理は従来の”2m/sec 以下”では不十分であり、”0.5m/sec 以下”への厳格化が必要である。(Photo 8.5) 指針の改定が必要と考える。

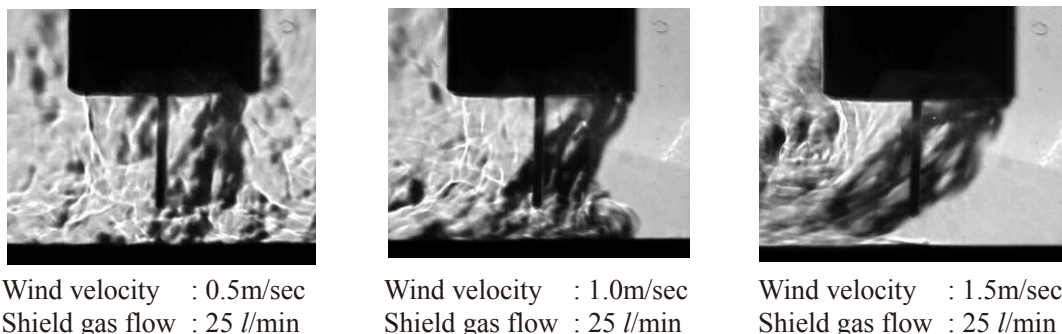


Photo 8.5 Observation of shielding gas flow behavior against wind (Ref. Photo 6.3)

- 3) 溶接材料の JIS 準拠レベルの一般的溶接条件かつ比較的環境風速が小さい条件では、ノズル径とシールドガス流量から簡易計算されるシールドガス出口の流速によって、風速とシールド性合否を概ね整理することが可能であった。シールド性を確保するための目安として、 $V_{nozzle}(\text{ノズル出口流速}) \geq 2 \cdot V_{wind}(\text{風速})$ を満足するべく最低ガス流量を管理する必要がある。
- 4) 一方、鉄骨建築業かつ現場溶接の環境である、高電流かつ比較的環境風速が大きい条件では、 $V_{nozzle}(\text{ノズル出口流速}) \geq 2 \cdot V_{wind}(\text{風速})$ を満足しても、気孔欠陥の防止あるいは必要靱性の確保が困難であった。
- 5) YGW18 ソリッドワイヤを用いた炭酸ガスアーク溶接法で、最大入熱 3.7kJ/mm 以下、パス間温度 350°C 以下管理で溶接した場合、0°C シャルピー吸収エネルギーとして 27J 以上要求の場合は、「環境風速 1.5m/sec 以下、かつシールドガス流量 70 l/min」が必要要件である。(Fig.8.15, 8.16)
- 6) 同じく 70J 以上要求の場合は、「環境風速 1.0m/sec 以下、かつシールドガス流量 50 l/min」が必要要件である。(Fig.8.15, 8.16)

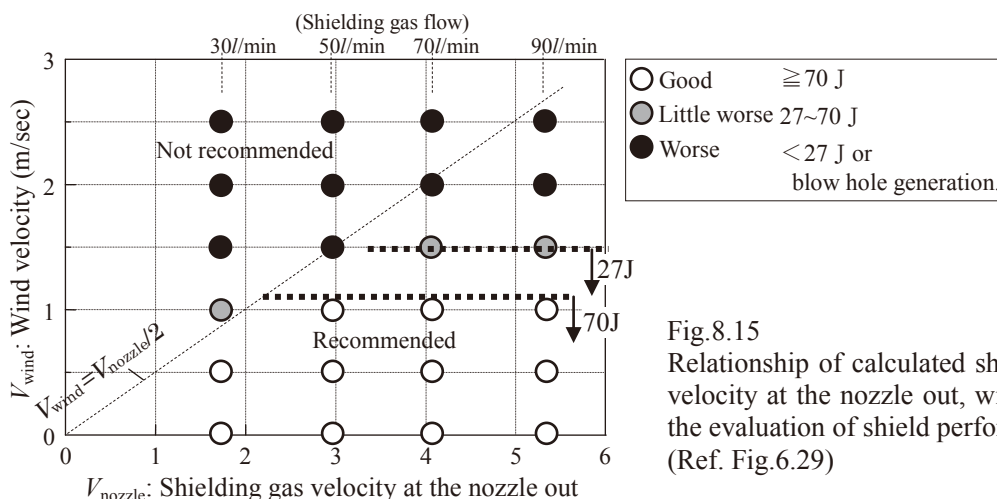


Fig.8.15 Relationship of calculated shielding gas flow velocity at the nozzle out, wind velocity, and the evaluation of shield performance (Ref. Fig.6.29)

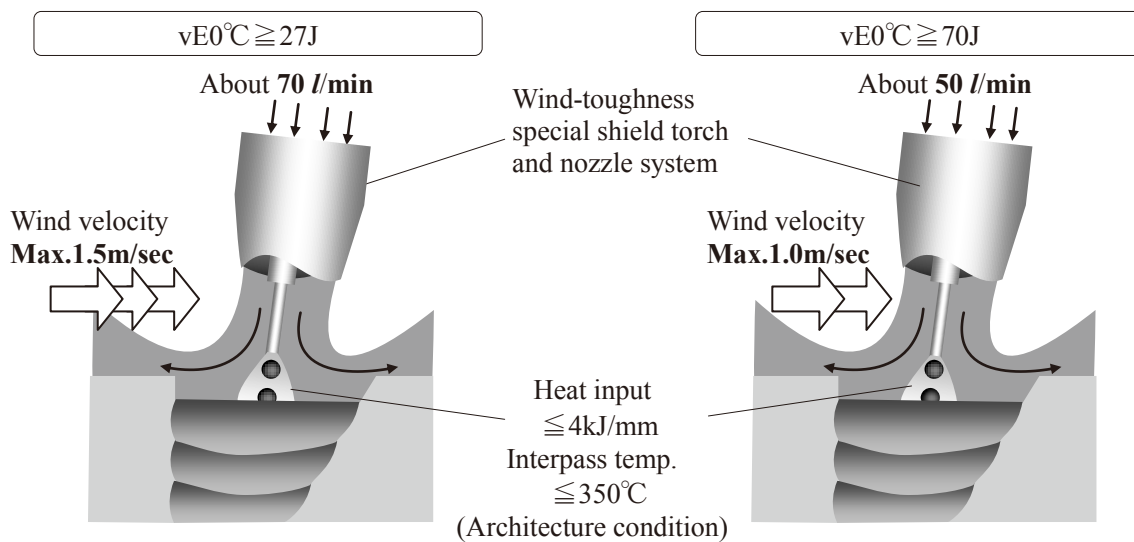


Fig.8.16 Management level for multi-pass welding considered of the architecture condition and charpy absorbed energy required value(vE0°C) (Ref. Fig.6.30)

7) 6条件での溶接金属中の限界窒素量は約 110ppm である。(Fig.8.17)

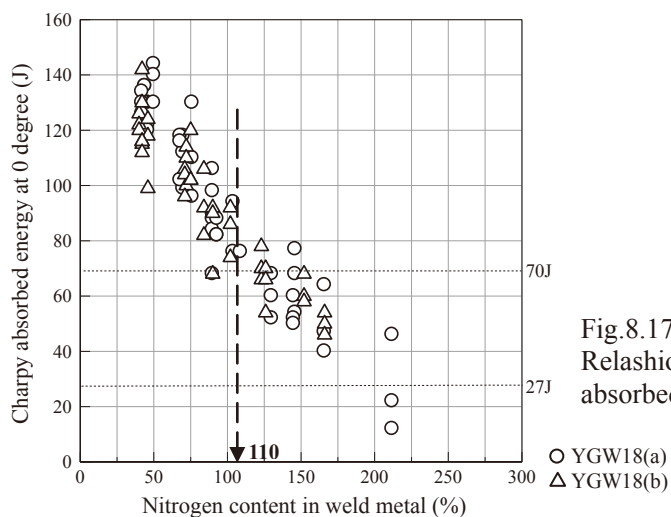


Fig.8.17 Relationship between nitrogen content and absorbed energy (Ref. Fig.6.28)

8.6.6 第7章) 梁端溶接金属の塑性変形能力を向上するための狭開先用溶接材料

- 1) 溶接金属の材質的塑性変形能力向上をはかるための靱性向上策の一つとして、結果的に低入熱・低パス間温度施工となる溶接部の狭開先化に着目した。(Fig.8.18) 現場溶接での狭開先化を実現するには、溶接材料の改良による耐凝固割れ性の改善が必要とされ、従来ワイヤと同等以上の機械的性能を発揮しつつ、耐凝固割れ性が優れる溶接ワイヤを開発した。

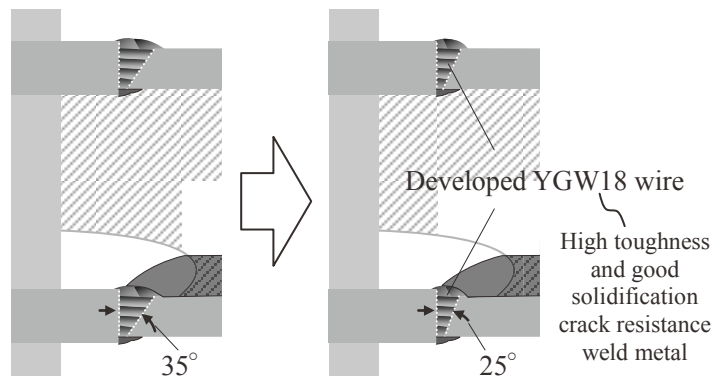


Fig.8.18 High toughness weld metal by combination with narrow groove and new welding wire has good solidification toughness (Ref. Fig.7.1)

- 2) 梁端開先溶接部特有の運棒法として、鋼製エンドタブ・セラミックタブに限らず、Uターンして連続的に溶接が行われることが多く、熔融池のアスペクト比が一時的に高まることで、凝固割れの発生を助長する原因である。
- 3) 梁端往復溶接での凝固割れを定量評価するための手法として、折返し凝固割れ試験方法を考案した。(Fig.8.19, Photo 7.3)

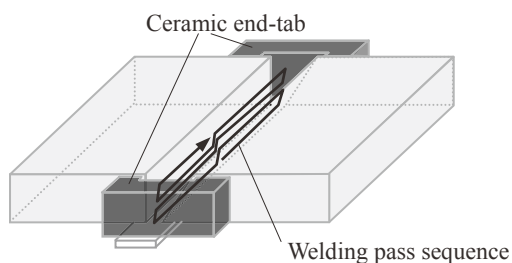


Fig. 8.19 Schematic diagram of developed “U-turn solidification crack test” method (Ref. Fig.7.6)

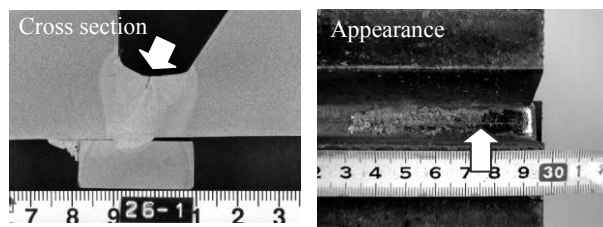


Photo 8.6 Example of solidification crack generated by “U-turn solidification crack test” (Ref. Photo 7.1)

- 4) 折返し凝固割れ試験方法によって、開先角度を狭くするほど顕著に凝固割れが起きやすくなることが確認された。(Fig.8.20)
- 5) 既存の 550MPa 級炭酸ガスソリッドワイヤ YGW18 規格材の中でも、設計成分の違いにより、耐凝固割れ性に差があることがわかった。(Fig.8.20)
- 6) 溶接材料に含まれる成分の影響として、C, P, B が凝固割れを助長し(Fig.8.21)、一方、Mn が抑制効果を有することがわかった。Si, S, Mo, Ti には顕著な悪影響が見られなかった。
- 7) これらの研究結果から、25° 狭開先でも従来の 35° 開先相当の耐凝固割れ性を発揮する溶接ワイヤを開発した。(Table 8.3, Fig.8.20)
- 8) 従来の 35° Gap7mm 開先から 25° Gap5mm 開先にすることで、板厚 25mm の場合、パス数が 20%減少した。すなわち、溶接能率も向上した。

- 9) 同じく最大入熱は 3.8kJ/mm→3.0kJ/mm と 21%減少した。
- 10) 同じく最高パス間温度は 350℃(規制上限値到達)から 325℃と 7%減少した。
- 11) 開発ワイヤを適用した狭開先施工では、従来施工に対し、シャルピー吸収エネルギー(0℃)が Ave.97→135J と 39%向上し、材質的塑性変形能力向上を達成した。
- 12) 従来の狭開先化対応はロボット溶接化が実施手段であったが、材料面の改良により、溶接士によるマニュアル溶接でも実施できる可能性が出てきた。すなわち、現場溶接でも狭開先対応できることになる。それによって(a)低入熱・低パス間温度施工化による梁端開先溶接金属の靱性向上、(b)能率向上に貢献が期待できる。

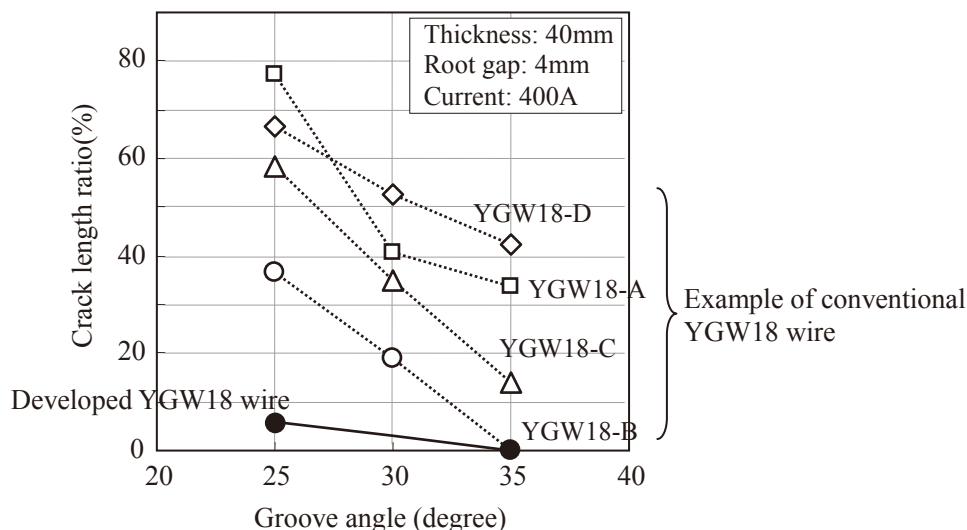


Fig.8.20 Solidification crack performance of developed YGW18 wire (Ref. Fig.7.9)

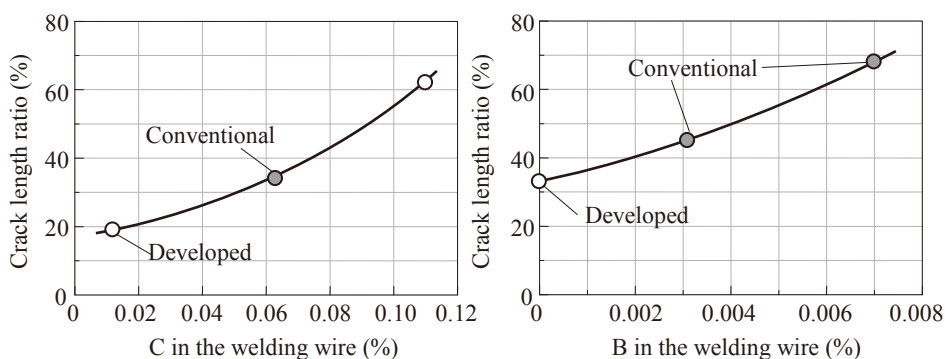


Fig.8.21 Influence of carbon and boron composition to U-turn solidification crack length ratio (Ref. Fig.7.8)

Table 8.3 Chemical composition of conventional YGW18 wire and new developed YGW18 wire considered solidification crack toughness (Ref. Table 7.5) (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ti+Zr	B	Mo
JIS YGW18 Spec. range	- 0.15	0.55 -1.10	1.40 -2.60	- 0.030	- 0.030	- 0.30	- -	- 0.40
Conventional YGW18 Actual range	0.05 -0.08	0.75 -0.90	1.55 -1.90	- 0.015	- 0.015	0.10 0.25	0.0020 0.0060	- 0.25
Developed YGW18	0.01 -0.04	0.75 -0.90	1.90 -2.10	- 0.015	- 0.008	0.10 -0.20	- 0.0005	0.15 0.30

8.7 結論

従来の現場溶接施工(Fig.8.22)に対して、新たな工法、材料、管理指針を適用することで、地震時における柱梁継手の脆性破壊を防ぎ、かつ塑性変形能力を高めることができる。本研究の結論として、提案を Fig.8.23 にまとめる。

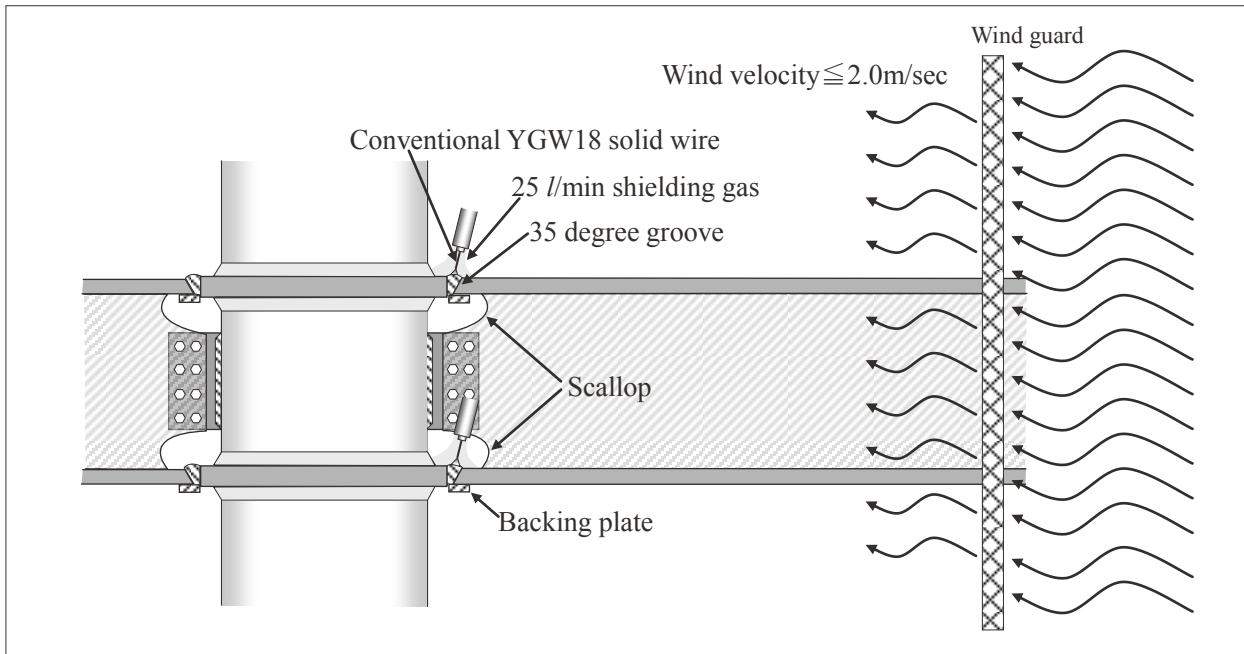


Fig.8.22 Conventional design, welding wire and management for on-site

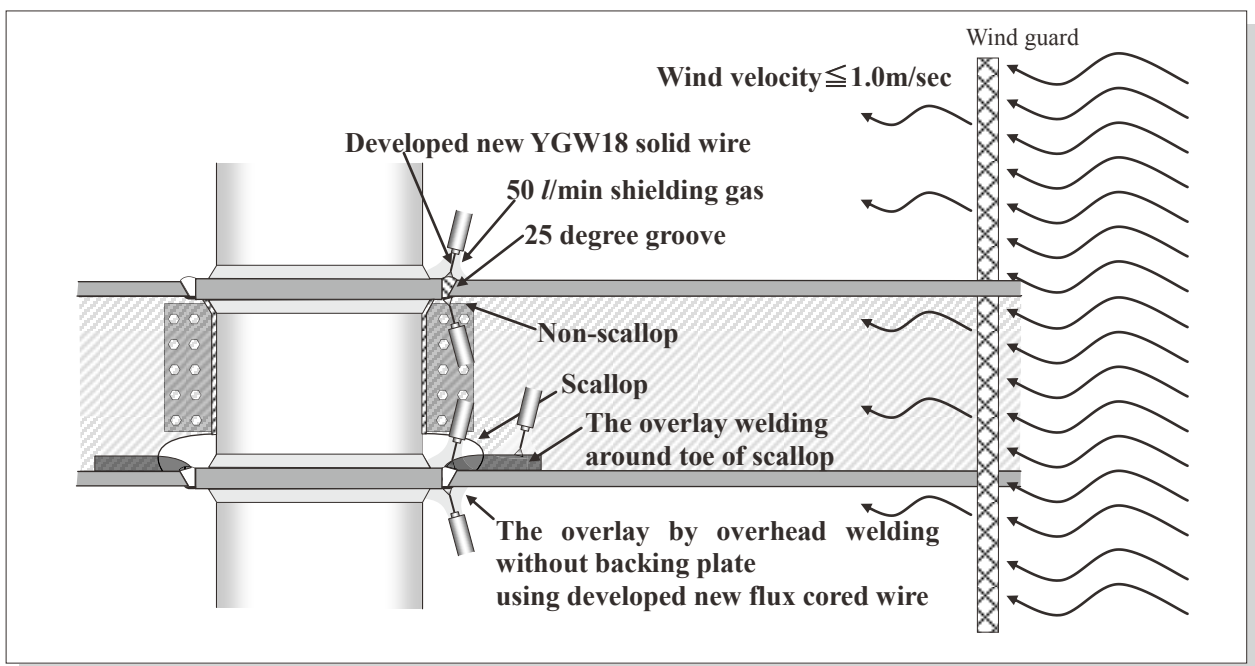
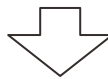


Fig.8.23 Suggestion design, welding wire and management for on-site to prevent brittle destruction and improve plastic deformation performance

本研究の取組に関して、残された課題、今後為すべきことを以下に列記する。

- 1) 応力集中緩和のためのスカラップ底肉盛工法、バックングレス上向肉盛工法の研究と普及
 - ・両肉盛工法による応力集中緩和の FEM 解析による検証
 - ・フランジ、ウェブの板厚の組合せに応じた最適肉盛サイズの検討、指針策定
 - ・高能率に肉盛できる溶接材料、溶接工法の開発
 - ・非破壊検査の手段、合否判定基準
 - ・肉盛溶接技量検定に関する検討

- 2) 防風養生とシールドガス流量管理
 - ・現状把握、現場溶接試験の実施
 - ・ワイヤ突出し長さ(トーチ/母材間距離)の許容範囲の検討
 - ・鉄骨工事技術指針 工場製作編、工事現場施工編(日本建築学会)等の各種指針の改正
 - ・ガスシールドの脆弱性と重要性についての周知・教育活動
 - ・強風環境においても優れた溶接金属の機械的性能が得られる溶接材料の開発

- 3) 狭開先の実用化
 - ・鉄骨製作者、設計者団体との連携研究活動・提案
 - ・狭開先施工に関する技量検定の検討

今後も、本研究テーマに留まらず、優れた溶接・接合技術の提供によって鉄骨建築物の耐震性を向上させ、安全・安心な社会インフラを普及させるべく、精力的に研究を行っていく所存である。

－ 以 上 －

参考文献

<金属接合法における溶接の特徴>

1-1) 新版 溶接・接合技術特論 溶接学会編, 産報出版, 2014, pp.12-13

<兵庫県南部地震(阪神・淡路大震災)後の建築物被害調査報告>

2-1) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1995 年兵庫県南部地震 鉄骨造建物被害調査報告書, 1995

2-2) 日本建築学会: 兵庫県南部地震における鋼構造物の被害と教訓, 1996.7

2-3) 家村浩和: 兵庫県南部地震の恐るべき破壊力と耐震補強の緊急性, 片山技報 No.15, 1995, pp.2-11

2-4) 中込忠男: 地震と建築構造物, 片山技報 No.15, 1995, pp.12-20

<鉄骨の地震時脆性破壊防止策としての材質高靱性化要求に関する研究>

3-1) 向井昭義, 高梨晃一, 計良光一郎, 山内博之; 建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発(その1): 研究計画の概要, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造 III, 1997, pp.843-844

3-2) 南二三吉, 伊木聡; 大規模地震下における鋼構造物の破壊性能評価法と適用事例ー建築鉄骨への適用事例ー, 溶接学会誌, 第 76 卷(2007)第 8 号, pp.13-18

4-1) 建築研究所, 日本鉄鋼連盟, 日本溶接協会: 「先端技術による新しい鋼構造建築システムの開発」「建築構造物用溶接材料と溶接接合部性能評価法の確立」最終報告書, 2002.3

<高強度・高靱性溶接材料の開発>

5-1) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 9 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 1997, pp.63-84

5-2) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 10 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 1998, pp.173-203

5-3) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 11 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 1999, pp.119-155

5-4) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 12 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 2000, pp.189-219

5-5) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 13 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 2001, pp.161-196

5-6) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 14 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 2002, pp.97-98

5-7) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 15 年度研究経過報告, 第 4 編「建築構造物用溶接材料の検討」共研第 4 分科会報告, 2003, pp.147-149

<溶接部の強度・靱性に及ぼす入熱・パス間温度の研究、指針>

6-1) 中込忠男, 矢部喜堂, 金本秀雄, 横山重和, 軽部正彦: 鋼構造溶接接合部における溶着金属の強度に及ぼすパス間温度の影響に関する検討, 構造工学論文集, 1990.3, pp.333-340

- 6-2) 倉持貢, 加賀美安男: 建築鉄骨の MAG 溶接に於ける入熱量とパス間温度の設定方法について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2000, pp.587-588
- 6-3) 原山浩一, 中込忠男, 市川祐一, 的場耕, 白井嘉行: 様々な溶接条件で施工された溶接金属の機械的性質に関する実験的研究(その1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2000, pp.589-594
- 6-4) 倉持貢, 加賀美安男: 建築鉄骨溶接における入熱量とパス間温度の設定と管理について, 鉄構技術, 1999.12, pp.50-54
- 6-5) 中込忠男: 建築鉄骨における接合技術, 溶接学会誌, 2001.1, pp.39-43
- 6-6) 向井昭義, 中野利彦, 岡本晴仁, 森田耕次: 建築構造用マグ溶接ワイヤの検討, 鋼構造論文集, 2000.6, pp.13-25
- 6-7) 岡澤岳, 坂本真一, 倉持貢, 深井重則, 山田浩二: 入熱量およびパス間温度の違いが建築鉄骨における溶接接合部の力学性能および施工効率に及ぼす影響, 鋼構造論文集第8巻第31号, 2001, pp.1-10
- 6-8) 大月喜作, 千葉正幸, 百瀬善明, 大月真一, 桜井謙次, 岩波陽子: マグ溶接における建築鉄骨柱-梁接合部の溶接入熱およびパス間温度の工場溶接管理方法の検討, 宮地鉄工技報, No.17, 2001, pp.33-40
- 6-9) 中込忠男: 溶着金属の機械的性質に及ぼす溶接入熱・パス間温度の影響(上), 鉄構技術, 2001.5, pp.18-27
- 6-10) 中込忠男: 溶着金属の機械的性質に及ぼす溶接入熱・パス間温度の影響(下), 鉄構技術, 2001.5, pp.61-67
- 6-11) 豊田政男, 大畑充, 丸岡義臣, 藤田佳広: 建築鉄骨柱・梁溶接部の溶接条件を考える 溶接入熱・パス間温度管理の意味とあり方について, 鉄構技術, 2000.11, pp.56-61
- 6-12) 中込忠男: JASS6 の改定について, 溶接技術, 1996.5, pp.102-112

<柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドラインの策定と普及活動>

- 7-1) 社団法人日本鉄鋼連盟 柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドラインの概要, 「建築構造用鋼材とその利用技術」講習会, 2002

<鉄骨建築用高性能鋼の開発と普及>

- 8-1) 吉田讓: 建築鉄骨用鋼材の最新の動向と今後について, 溶接学会誌, 第76巻, 2007, 第7号, pp.7-11
- 8-2) 古谷仁志ら: Effect of Chemical Compositions on the HAZ Toughness and Its Formulation under Simulated Column-Beam Connection Welding of Structural Steel for Building, 鋼構造論文集, Vol.8, No.32, 2001.12, pp.17-31
- 8-3) 日本鉄鋼連盟 建築委員会: 高性能鋼の現状, 鋼構造シンポジウム エンジニアリングセッション, 2013.11

<鉄骨建築用高性能溶接材料の開発と普及>

- 9-1) 日本溶接協会溶接棒部会技術委員会: 溶接ワイヤの上手な使い方, 鉄構技術, 2002.1, pp.32-37
- 9-2) 鈴木励一: 改訂 JIS 対応 建築鉄骨用 YGW18 ソリッドワイヤ MG-56, MG-56R, 神戸製鋼所 技術がいで, Vol.51, 2008.10, pp.1-6
- 9-3) 鈴木励一, 中野利彦: 鉄骨向け大入熱・高パス間温度対応ワイヤ MG-55, 神戸製鋼所技報 R&D, Vol.52, No.1, 2002.4, pp.60-64

<柱への冷間成形鋼管形式の普及>

- 10-1) 日本建築センター 冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル, 2008

<冷間成形鋼管形式柱のロボット溶接化進展>

- 11-1) 高田篤人, 松村浩史, 脇中秀人: 鉄骨コラムにおける NBFW 法への溶接ロボット適用技術の開発, 溶接学会全国大会講演概要集 Vol.81, No.458, 2007, pp.380-381
- 11-2) 中野利彦, 鈴木励一: 建築鉄骨向け溶接ロボット用ソリッドワイヤ”R”シリーズ, 神戸製鋼所技報 R&D, Vol.58, No.1, 2008.4, pp.57-63

<ロボット溶接による狭開先化への取組み>

- 12-1) 松村浩史; 溶接ロボットによる建築鉄骨溶接の狭開先化に関する実験的研究, 信州大学, 2011, 博士論文
- 12-2) 松村浩史, 高田篤人, 脇中秀人, 中込忠男: 溶接ロボットによる建築鉄骨の狭開先化に関する検討, 溶接学会春季全国大会講演概要集, Vol.84, No.226, 2009, pp.96-97
- 12-3) 松村浩史, 中込忠男, 高田篤人: 溶接ロボットによる建築鉄骨溶接の狭開先化に関する初層溶接の施工条件範囲の検討, 溶接学会論文集 28(1), 2010, pp.39-47

<現場溶接の問題提起>

- 13-1) 松本由香: 梁端現場溶接接合が抱える課題(パネルディスカッション, 材料施工部門), 日本建築学会大会(東北), 2009
- 13-1) 松本由香: 梁端現場溶接接合が抱える課題, 建築雑誌, 日本建築学会, Vol.125,2010-2, p.39

<裏当て金のフランジ外側取付けに関する問題>

- 14-1) 豊田政男; 材料・溶接施工からみた阪神・淡路大震災における建築鉄骨損傷:被害から何を学ぶか, 日本金属学会誌まてりあ, 1996, 第 35 巻, 第 4 号, pp.370-379

<防風用養生>

- 15-1) 大林組: 特許 5544788 号 風養生方法、足場, 出願日 2009.08.19
- 15-2) 日本建築学会 鉄骨工事 Q&A 集, B-3-9, 風養生, 2011.7.11
- 15-3) マグ・ミグ溶接の欠陥と防止対策 日本溶接協会 溶接棒部会編, 産報出版, 1991, pp.182-184

<風に対するガスシールドアーク溶接法の弱点>

- 16-1) 日本溶接協会 溶接情報センター JWES 接合・溶接技術 Q&A1000, No.Q07-03-03
- 16-2) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工事現場施工編, 1999, p. 327, 332, 341

<溶接金属の機械的性質に及ぼす窒素混入の影響に関する研究>

- 17-1) 倉持貢, 加賀美安男, 石原完爾, 津山巖: 溶接条件の適正化と溶接材料の特性に関する調査研究 その 2 重回帰分析, 日本建築学会学術講演梗概集 C-1, 構造 III, 2001, pp.737-738
- 17-2) 加賀美安男, 倉持貢, 石原完爾, 津山巖, 吉澤幹夫, 佐藤功輝: 溶接条件の適正化と溶接材料の特性に関する調査研究 : その 4. 多層盛溶接における溶接金属 [N] の累積挙動とシャルピー衝撃値, 日本建築学会学術講演梗概集. C-1, 構造 III, 2002, pp.445-446
- 17-3) 加賀美安男, 倉持貢, 石原完爾, 津山巖, 新居努: 溶接条件の適正化と溶接材料の特性に関する研究 : その 5. 機械的性質に及ぼす溶接施工条件の影響, 日本建築学会学術講演梗概集. C-1, 構造 III, 2003,

pp.825-826

- 17-4) 倉持貢, 加賀美安男, 石原完爾, 津山巖, 新居努: 溶接条件の適正化と溶接材料の特性に関する研究 : その 6. 重回帰分析による機械的性質の推定, 日本建築学会術講演梗概集. C-1, 構造 III, 2003, pp.827-828
- 17-5) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 17 年度研究経過報告, 第 5 編「マグ・ミグ 溶接のガスシールドに関する研究」共研第 6 分科会報告, 2005, pp.240-247
- 17-6) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 18 年度研究経過報告, 第 4 編「マグ・ミグ 溶接のガスシールドに関する研究」共研第 6 分科会報告, 2006, pp.86-102
- 17-7) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成 19 年度研究経過報告, 第 6 編「マグ・ミグ 溶接のガスシールドに関する研究」共研第 6 分科会報告, 2007
- 17-8) 溶接技術 連載講座「ガスシールドアーク溶接のシールド性に関する研究報告」 2009.5~10 月号, 産報出版
- 17-9) 鈴木励一: 溶接の基礎と材料・施工管理(6), ボイラー・クレーン・溶接の実務&展望, No.275, 2013.11, pp.25-34
- 17-10) 鈴木励一: マグ溶接ワイヤの上手な選定と使い方, RUMPES CIW 通信 Vo.25 No.4, 日本溶接協会 溶接検査認定委員会, 2011, pp.5-9

<建築業界における風に対する現行管理指針の記載>

- 18-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, p.386
- 18-2) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工事現場施工編, 2009, p.162, 332, 327, 328
- 18-3) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, p.390
- 18-4) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工事現場施工編, 2009, p.341

<ロボットを用いた溶接部狭開先化の普及活動>

- 19-1) 日本鋼構造協会 25 度狭開先ロボット溶接マニュアル, 2012

<半自動溶接(マニュアル)溶接による溶接部狭開先化の動き>

- 20-1) 山梨県鉄構溶接協会: 30 度開先基準化への準備試験, 鋼構造ジャーナル No.1544, 2012.1.16
- 20-2) 柴野政男, 屋敷一宏, 安田克彦, 辻岡静雄, 定池幹夫: 柱・梁完全溶込み継手への 25° 開先溶接の適用, 鉄構技術, 2005.2, pp.23-28

<梁フランジ溶接部端面の欠陥が塑性変形能力に及ぼす影響>

- 21-1) 笠原基弘: エンドタブ形式と溶接欠陥の評価, 日本溶接協会 RUMPES CIW 通信, Vol.28, No.4, 2014, pp.8-11
- 21-2) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, pp.364-366

<建築用高性能溶接材料の進化動向~ロボット施工への対応>

- 22-1) 鈴木励一; 鉄骨溶接ロボット用ソリッドワイヤ「MG-55R」, 神戸製鋼所技報 R&D, Vol.56, No.2, 2006.8, p.61
- 22-2) 日鐵住金溶接工業(株): 建築鉄骨向け溶接材料 高張力鋼板用 YGW18 系ソリッドワイヤによる施工の提

<アーク溶接や溶射を用いた表面改質肉盛と一般的用途>

23-1) 新版 溶接・接合技術特論 溶接学会編, 産報出版, 2014, pp.91-94

<アーク溶接を金属 3D プリント(造形)に適用する研究>

24-1) 吉田瑞生; 金属積層技術の最新動向と適用, 豊田合成技報 Vol.55, 2013, pp.60-62

24-2) 笹原弘之; 東京農工大、溶接機で 3 次元造形—3D プリントより安く、日刊工業新聞 Business Line, 2014.1.03

24-3) 笹原弘之, 田中敬三, 吉丸玲欧; 溶融金属積層における造形条件と強度・金属組織に関する研究, 精密工学会誌 Vol.78, 2012, No.5, pp.415-419

<梁端拡幅(水平ハンチ)工法に関する研究>

25-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, p.450-454

25-2) 宇佐美徹, 金子洋文, 木村衛, 畝博志: 梁端接合部を補強した梁の変形性状に関する研究, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1997, pp.417-418

25-3) 加藤勉: 柱・梁接合部の耐力、変形能力の改善, 鋼構造論文集, 第 5 巻, 第 17 号, 1998.3, pp.141-147

25-4) 澤本佳和, 田中直樹, 深田良雄: 水平ハンチ付はり角形鋼管柱接合部の有効ハンチ長さ, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1999, pp.597-598

25-5) 田中直樹, 澤本佳和, 三井宜之: 水平ハンチ付はり角形鋼管柱接合部の有効ハンチ長さ, 鋼構造論文集, 第 6 巻, 第 23 号, 1999.9, pp.27-39

25-6) 田中直樹, 澤本佳和, 佐伯俊夫, 深田良雄: 水平ハンチ付はり角形鋼管柱接合部の弾塑性挙動, 鋼構造論文集, 第 5 巻, 第 20 号, 1998.12, pp.101-111

25-7) 辻田修, 成原弘之, 飯島昭治, 前沢澄夫, 原孝文: 現場溶接型柱梁接合部の耐力と変形能力 その 1 柱梁接合部の実験, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1999, pp.605-606

25-8) 成原弘之, 辻田修, 飯島昭治, 前沢澄夫, 原孝文: 現場溶接型柱梁接合部の耐力と変形能力 その 2 実験結果の考察, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1999, pp.607-608

25-9) 杉本浩一; 角形鋼管柱-水平ハンチ付き H 形梁接合部における繰り返し大変形による破壊事象に関する研究, 博士論文, 2004, 早稲田大学

26-1) 山田丈富, 橋本篤秀; 鉄骨梁端拡幅工法の力学的特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 76, 2011, No.660, pp.389-396

<リブプレート取付梁端拡幅(水平ハンチ)工法に関する研究>

27-1) 田淵基嗣, 金谷弘, 佐柳光昭: 鋼管柱・はり接合部の力学性状に与える接合部詳細の影響 その 7 内ダイアフラム補剛形式接合部の実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, C, 構造Ⅱ, 1991 pp.1139-1140

27-2) 田中剛, 田淵基嗣: スカラップを有する角形鋼管柱・梁接合部の梁フランジ歪分布 その 3 梁端に水平ハンチを設けた場合, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1996, pp.623-624

27-3) 杉本浩一, 石井匠, 鈴木孝彦, 森田耕次: 角形鋼管柱-水平ハンチ・変断面梁接合部の破断性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 552, 2002, pp.141-148

27-4) 服部和徳, 中込忠男, 崎野良比呂, 戸堀一真, 川端洋介, 神戸渡, 村山敬司: 現場溶接型柱梁溶接接合

の変形能力に関する実験的研究 その 2 水平ハンチ工法の変形能力, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 2009, pp.673-674

- 27-5) 藤牧勇太, 中込忠男, 川端洋介, 崎野良比呂: 柱梁材に H-SA700 を用いた柱梁溶接接合部の耐力及び変形能力に関する研究 その 1 実験概要, 溶接学会全国大会講演概要, 2011f(0), pp.105-106
- 27-6) 中込忠男, 藤牧勇太, 川端洋介, 崎野良比呂: 柱梁材に H-SA700 を用いた柱梁溶接接合部の耐力及び変形能力に関する研究 その 2 実験結果及び考察, 溶接学会全国大会講演概要, 2011f(0), pp.107-108

<リブプレート取付梁端拡幅(水平ハンチ)工法の短所>

- 28-1) 坂本真一, 中村庄滋, 大橋泰裕: 鉄骨柱梁接合部における現場溶接接合形式梁端接合部の構造性能の改善法, 鋼構造論文集, 第 5 巻, 第 20 号, 1998, pp.113-124

<ダイアフラム一体型梁端拡幅(水平ハンチ)工法に関する研究>

- 29-1) 関根誠司, 杉本浩一, 高橋泰彦: 改良型ダイアフラム工法を用いた角形鋼管柱-H 形梁接合部の動的載荷実験: その 1 実験計画及び結果, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1997, pp.325-326
- 29-2) 杉本浩一, 関根誠司, 高橋泰彦: 改良型ダイアフラム工法を用いた角形鋼管柱-H 形梁接合部の動的載荷実験: その 2 評価, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1997, pp.327-328
- 29-3) 関根誠司, 杉本浩一, 高橋泰彦: 改良型ダイアフラム工法を用いた角形鋼管柱-H 形梁接合部の動的載荷実験, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 5, 1997, pp. 47-54

<ダイアフラム一体型梁端拡幅(水平ハンチ)工法の短所>

- 30-1) 坂本真一, 高橋正明: 接合部詳細の違いが現場溶接接合形梁端仕口部の構造性能に及ぼす影響: 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1997, pp.349-350

<ドッグボーン形式に関する研究>

- 31-1) 大崎純, 張景耀, 田川浩: 水平ハンチと RBS を有する梁の弾塑性応答を考慮した形状最適化, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 構造系(45), 2005, pp.349-352
- 31-2) 岡崎康司, 蔡鳳香, 金尾伊織, 森迫清貴: RBS 梁と H 形柱における柱梁耐力比に関する研究, 日本建築学会構造工学論文集. B 57B, 2001.3, pp.449-457
- 31-3) 蔡鳳香, 金尾伊織, 杉本真, 森迫清貴: RBS 工法梁の局部座屈による耐力劣化とスチフナの効果, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 構造系(48), 2008, pp.325-328
- 31-4) 向出静司, 多田元英, 甲津功夫: 鋼構造ハンチ付き梁および RBS 梁の必要変形性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.613, 2007, pp.129-136
- 31-5) 吹田啓一郎, 田村匠, 森田周平, 中島正愛, Engelhardt Michael D.; ノンスカラップ工法と RBS 工法による柱梁接合部の塑性変形能力 改良型溶接柱梁接合部の実大実験-その 1, 日本建築学会構造系論文集 Vol.526, 1999.12, pp.177-184

<米国の建築用鋼材の実状>

- 32-1) Karl H. Frank ; Research planned for SAC II to investigate material and fracture issues, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb. 2-4, 1997, No.3-2-1, pp.171-177
- 32-2) Tadao Nakagomi ; Brittle fracture of steel structures, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture

<米国の溶接材料、溶接金属性能の実状>

- 33-1) Matt Johnson and Marie Quintana ; The effects of intermixed weld metal on mechanical properties: Dilution from dissimilar weld metals can influence weld metal mechanical properties, Proceeding of 3rd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, Tokyo, Apr.20-22, 1998, No.S5-W1-2, pp.255-262
- 33-2) M.Q.Johnson ; Summary of mechanical properties measured in FCAW-S weld metal used in the construction of steel moment-resisting frames, Proceeding of US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, CA, Feb.28-29,2000, No.3-3-a, pp.129-140

<米国における耐震性構造の検討>

- 34-1) 破壊問題に関する日米鉄骨ワークショップ報告書：(社)鋼材倶楽部, 第1回：1996.9, 第2回：1997.3, 第3回：1998.9, 第4回：2000.3
- 34-2) Jay Allen, James Partridge, Skip Radau, and Ralph Richard ; Ductile connection designs for welded steel moment frames, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb. 2-4, 1997, No.4-W2-4, pp.407-423
- 34-3) Michael D. Engelhardt ; Experiments on dogbone moment connections, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb. 2-4, 1997, No.4-W2-5, pp.425-431
- 34-4) Chia-Ming Uang ; Cyclic performance of beam top flanges in steel moment frame connections, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb. 2-4, 1997, No.4-W2-10, pp.475-482
- 34-5) Egor P.popov, What went wrong with steel connections at Northridge, Proceeding of 2nd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb. 2-4, 1997, (No. none), pp.531-544
- 34-6) John L. Gross ; Overview of NIST connection research, Proceeding of 3rd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, Tokyo, Apr.20-22, 1998, No.S3-2, pp.163-174
- 34-7) Ronald O. Hamburger ; An overview of seismic performance issues for moment-resisting steel frame building in the United States, Proceeding of 3rd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, Tokyo, Apr.20-22, 1998, No.S4-2, pp.193-224
- 34-8) Gary T. Fry ; Design criteria and concepts to avoid weldment fracture in welded steel moment frame buildings, Proceeding of 3rd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, Tokyo, Apr.20-22, 1998, No.S5-W2-5, pp.411-418
- 34-9) Abolhassan Astaneh-Asl; Seismic behavior and design of steel bolted moment frames, Proceeding of 3rd. US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, Tokyo, Apr.20-22, 1998, No.S5-W2-9, pp.453-467
- 34-10) Gregory G. Deierlein and Wei-Ming Chi ; Stress modified critical strain (SMCS) criterion for simulating ductile crack initiation, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-3-i, pp.265-268
- 34-11) James M. Ricles, Changshi MAO, Le-Wu LU and John W. Fisher ; Ductility analysis of welded unreinforced beam-to-column moment connections, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-4-c, pp.305-317
- 34-12) Sheng-Jin Chen ; A simple and effective method to enhance the ductility of steel beam-to-column connections: theory, experiment, and application, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San

Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-4-g, pp.355-367

- 34-13) Michael D. Engelhardt, Gary T. Fry, Scott L. Jones, Mark Venti and Shelley D. Holliday ; Experimental investigation of reduced beam section connections with composite slabs, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-4-h, pp.369-379
- 34-14) Chia-Ming Uang, Chao-Chin Fan ; Cyclic stability criteria of steel moment connections with reduced beam sections, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-4-i, pp.381-392
- 34-15) Shaheed Almudhafar and Janice J. Chambers ; Stiffness implications of beams with reduced flanges, Proceeding of 4th US-Japan Workshop on Steel Fracture Issues, San Francisco, Feb.28-29,2000, No.3-4-j, pp.393-404
- 34-16) Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings, Federal emergency management agency FEMA 350, July, 2000
- 34-17) Recommended Seismic Evaluation and Upgrade Criteria for Existing Welded Steel Moment-Frame Buildings, Federal emergency management agency FEMA 351, July, 2000
- 34-18) Recommended Specifications and Quality Assurance Guidelines for Steel Moment-Frame Construction for seismic Applications, Federal emergency management agency FEMA 353, July, 2000
- 34-19) ノースリッジ地震後、鉄骨ラーメン構造について米国の行政・学・協会などの採った対策調査報告、(社)鋼材倶楽部, 1995

<孔空きフランジ形式に関する研究>

- 35-1) 服部和徳, 中込忠男, 市川祐一: 孔空きフランジ方式を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集, 第 585 号, 2004.11, pp.155-161
- 35-2) 宮脇正尚, 中込忠男, 崎野良比呂, 服部和徳, 戸堀一真: 孔空きフランジ方式を用いた現場型柱梁溶接接合部の変形能力に関する研究 その 2 部材断面の違いが変形能力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集 第 74 巻第 640 号, 2009, pp.1155-1162
- 35-3) 高柳翔太, 中込忠男, 服部和徳, 崎野良比呂, 戸堀一真, 川端洋介, 神戸渡: 欠陥を有する現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究 その 1 実験概要, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, 2009, pp.667-668
- 35-4) 戸堀一真, 中込忠男, 服部和徳, 崎野良比呂, 川端洋介, 高柳, 翔太, 神戸渡: 現場溶接型柱梁溶接接合形式の変形能力に関する実験的研究 その 2 実験結果及び考察, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, 2009, pp.669-670
- 35-5) 川端洋介, 中込忠男, 服部和徳, 崎野良比呂, 戸堀一真, 神戸渡, 村山敬司: 現場溶接型柱梁溶接接合の変形能力に関する実験的研究 その 1 孔空きフランジ工法における孔位置の影響, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, 2009, pp.671-672
- 35-6) 服部和徳, 中込忠男, 戸堀一真, 崎野良比呂: 孔空きフランジ工法による現場型柱梁溶接接合部に関する研究: その 1 実験概要, 溶接学会全国大会講演概要 (83), 2008, pp.300-301
- 35-7) 戸堀一真, 中込忠男, 服部和徳, 崎野良比呂: 孔空きフランジ工法による現場型柱梁溶接接合部に関する研究: その 2 実験結果と考察, 溶接学会全国大会講演概要 (83), 2008, pp.302-303
- 35-8) 藤牧勇太, 中込忠男, 崎野良比呂, 服部和徳: 孔空きフランジ方式を用いた SS400 鋼現場型柱梁溶接接合部の変形能力に関する研究, No.47, 第 58 回溶接構造シンポジウム, 2012

- 35-9) 李相周, 吹田啓一郎, 井上一朗; 穿孔による RBS 工法を用いた H 形断面梁の塑性変形能力, 鋼構造論文集, 第 9 卷, 第 36 号, 2002.12, pp.47-54
- 35-10) 長谷川祐樹, 橋本達也, 松本由香, 的場耕, 青木博文, 山下達雄: 鉄骨有孔梁の全塑性耐力に関する解析的研究, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 2010, pp.891-892

<ノンスカラップ工法の技術指針>

- 36-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, pp.212-216

<スカラップ底の応力集中問題に関する研究>

- 37-1) 中込忠男, 山田丈富, 村井正敏, 的場耕, 會田和広: ノンスカラップ工法における梁端ディテールが柱梁溶接接合部の変形能力に及ぼす影響に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集(546), 2001.8, pp.121-128
- 37-2) 中込忠男, 矢部喜堂, 坂本真一: 梁スカラップの有無が H 形断面柱に溶接接合される H 形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文報告集(432), 1992.2, pp.51-59
- 37-3) 鈴木敏郎, 元結正次郎, 深沢隆, 打越瑞昌: スカラップを有する梁の変形能力に及ぼす板要素幅厚比の影響に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集(486), 1996.8, pp.107-114
- 37-4) 中込忠男, 藤田哲也, 南佳祐, 李建, 村井正敏: 柱梁溶接接合部におけるノンスカラップ工法梁端ディテールに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集(498), 1997.8, pp.145-151
- 37-5) 中込忠男, 藤田哲也: 角形鋼管柱に通しダイアフラム形式で溶接接合される圧延 H 形鋼梁端部の力学的性能 梁スカラップの有無および形状と目違いが破壊性状に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集(455), 1994.1, pp.187-196
- 37-6) 田中丈之, 金谷弘, 田淵基嗣, 園田隆一: 鋼管柱・梁接合部の力学的性状に与える接合部詳細の影響 : その 9 スカラップ形状および梁の材質の影響, 日本建築学会学術講演梗概集, C, 構造 II, 1993, pp.1245-1246
- 37-7) 田中丈之, 金谷弘, 田淵基嗣: スカラップに起因する梁端溶接接合部の脆性破壊に関する研究 その 2 スカラップ形状の影響, 日本建築学会学術講演梗概集, C, 構造 II, 1994, pp.1467-1468
- 37-8) 高塚康平, 吹田啓一郎, 田中剛, 真鍋義貴: 塑性歪履歴を受ける鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力 その 5 スカラップの有無が変形能力に及ぼす影響, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 構造系(51), 2011.5, pp.249-252
- 37-9) 田中淳夫, 榎本憲正, 泉満: スカラップを必要としない特殊裏当金を用いたはり端溶接接合の耐力に関する実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造系 57, 1982, pp.1779-1780
- 37-10) 坂本真一; 柱梁接合部における梁端溶接部の構造性能に関する研究, 1994, 博士論文, 神戸大学

<スカラップ形状の変遷>

- 38-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, pp.217-219

<ミニサイズスカラップおよび溶接後閉塞工法に関する研究>

- 39-1) 廣重隆明, 石川智章, 阪田真規, 岡村祥子, 金子洋文, 牛渡ふみ: 鉄骨梁端部の現場溶接ノンスカラップ仕口部の構造性能 : その 1 部分引張実験計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2012, pp.1195-1196

- 39-2) 金子洋文, 石川智章, 阪田真規, 岡村祥子, 廣重隆明, 牛渡ふみ: 鉄骨梁端部の現場溶接ノンスカラップ仕口部の構造性能 : その 2 下フランジ仕口部の引張性状, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2012, pp.1197-1198
- 39-3) 石川智章, 金子洋文, 廣重隆明, 牛渡ふみ, 岡村祥子, 中澤好道: ノンスカラップ工法による現場溶接形式の柱梁接合部の変形能力 : (その1)ディテールの提案と溶接施工性試験, 日本建築学会学術講演梗概集, 学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2013, pp.757-758

<ロボットを用いた下フランジ開先の全層上向溶接工法に関する研究>

- 40-1) 湯田誠, 栗山晋, 岩田祥史: 上向き溶接を適用した鉄骨柱梁継手の耐震性向上について, 川田工業技報, Vol.23, 2004, pp.14-19
- 40-2) 横田順弘, 丸山徳治, 岩田祥史, 湯田誠, 栗山晋: 鉄骨柱×梁現場溶接継手を対象とした上向き溶接工法の開発ーノンブラケット工法を可能とし耐震性を考慮した上向き最適工法の提案, 鉄構技術, 2003.5, pp.40-45

<セラミック製裏当て材を用いた、裏当て金無し施工法の研究>

- 41-1) 加賀美安男: 柱梁接合部の現場溶接に適用する裏当てビード工法, 鉄構技術, 2000.6, pp.39-43

<鋼製エンドタブを残すことによる応力集中問題>

- 42-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, pp.360-363
- 42-2) 田淵基嗣, 田中剛, 井口智晴: 角形鋼管柱に溶接接合される H 形断面梁の塑性変形能力に与えるエンドタブの影響, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, pp.1-16, Vol.9, No.35, 2002.9

<固形エンドタブの性能に関する研究>

- 43-1) 井上一朗, 甲津功夫, 多田元英, 立山英二, 田淵基嗣, 豊田政男, 中島正愛, 丸岡義臣, 森迫清貴, 森田耕次: 通しダイヤフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験 その1.実験計画および予備実験, 鋼構造論文集, 第4巻, 第16号, 1997.12, pp.27-42
- 43-2) 大林修太郎, 田中剛, 佐藤勇介, 上田遼, 萩野毅: 改良型固形エンドタブを用いて角形鋼管柱に現場溶接接合された梁の塑性変形能力 その1~その4, 日本建築学会学術講演梗概集, 材料施工, 2013, pp.1165-1172

<太平洋戦争時の米軍輸送船に多発した脆性破壊と靱性に関する研究>

- 44-1) J. Hodgson and G. M. Boyd : Brittle Fracture in Welded Ships, The Institution of Naval Architects, Quarterly Transactions, Vol.100, No.3, pp.141-180, 1958.6
- 44-2) 小林英男, 尾上久浩: リバティール船の脆性破壊, 失敗知識データベースー失敗百選

<鋼材のシャルピー吸収エネルギー規定の変遷>

- 45-1) 賀来信一: 船体用圧延鋼板の統一規格と溶接施工上の諸問題, 溶接学会誌, Vol.33, No.4, 1964, pp.343-348

<米軍輸送船(リバティ船)の脆性破壊写真>

46-1) 「溶接・接合技術 溶接学会編」, 産報出版, 1993, p.293

<高級電炉鋼の性能向上>

47-1) 嶋徹, 中込忠男: 圧延 H 形鋼の溶接性を含む機械的性質: 電炉材と高炉材の性能比較, 日本溶接学会
論文集, 23(3), 2005.8, pp.442-451

<Rosenthal の冷却速度計算式>

48-1) D.Rosenthal ; Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting, Welding Journal Vol.20,
1941, No.5, pp.220-234

48-2) 池内健二: 溶接と伝熱について, 日本伝熱学会, Journal of the Heat Transfer Society of Japan, Vol.64,
No.195, 2007.4, pp.6-10

48-3) 日高武史: YP500MPa 級低温用鋼用フラックス入りワイヤ DW62L, 神戸製鋼所技術レポート, Vol.46,
2006-1, pp.1-5

<鋼板と溶接金属の組織制御策として活用できる因子の違い>

49-1) 鈴木励一: 溶接の基礎と材料・施工管理(4), ボイラー・クレーン・溶接の実務&展望, No.274, 2013.7,
pp.25-33

<高強度・高靱性ソリッドワイヤ YGW18 規格の詳細化学成分>

50-1) 鈴木励一, 中野利彦: 特許 3199656

50-2) 鈴木励一, 中野利彦: 特許 3352920

50-3) 鈴木励一, 中野利彦: 特許 4628027

50-4) 鈴木励一, 中野利彦: 特許 5137426

50-5) 村田義明, 塚本宗安: 特許 4673048

50-6) 大村大輔, 木元勇, 芝崎翔太: 特開 2009-106966

50-7) 阪口修一, 片岡時彦: 特許 3862213

50-8) 阪口修一, 片岡時彦, 時乗健次, 佐々仁孝: 特許 3551136

<溶接金属の高靱性手段として Ti と B の同時添加に関する研究>

51-1) 渡邊之, 小嶋敏文: 組織と靱性に及ぼす微量合金元素の影響 Ti,B,酸素および窒素の相関, 溶接学会誌,
Vol.52(2), 1983, pp.155-160

51-2) 中西睦夫, 小溝祐一: 低炭素鋼溶接金属の組織と靱性におよぼす酸素,窒素の影響, 溶接学会誌,
Vol.52(2), 1983, pp.161-166

51-3) 渡邊之, 小嶋敏文: 靱性に及ぼす Ti,B および酸素の影響 大電流 MIG 溶接金属の靱性に関する研究(第
1 報), 溶接学会誌, Vol.49(11), 1980, pp.52-60

51-4) 渡邊之, 小嶋敏文:組織微細化におよぼす Ti および B の役割 大電流 MIG 溶接金属の靱性に関する研究
(第 2 報), 溶接学会誌, Vol.50(7), 1981, pp.76-83

51-5) 森直道, 木間弘之, 大北茂, 若林正邦: Ti-B 系溶接金属における靱性向上機構 Ti-B 系溶接金属に関する
研究(第一報), 溶接学会誌, Vol.50(2), 1981, pp.48-55

51-6) 百合岡信孝, モノづくりの原点—科学の世界 Vol7. 鉄と鉄をつなぐ(下), Nippon Steel Monthly, 2003.12, pp.9-14

<鉄骨工事技術指針での入熱・パス間温度管理についての記述>

52-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針 工場製作編, 2009, pp.344-349

<YGW18 規格材による溶接金属の機械的性能に及ぼす入熱・パス間温度の影響例>

53-1) 日本建築センター: 柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説, 2003, p.120

<ガスシールドアーク溶接におけるシールド不良が引き起こす靱性低下の注意喚起例>

54-1) 日本建築センター: 柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説, 2003, pp.43-45& 122-125

<代表的アーク溶接法毎の大気シールド機構の違い>

55-1) 鈴木励一: 溶接の基礎と材料・施工管理(2), ボイラー・クレーン・溶接の実務&展望, No.272, 2013.3, pp.21-28

<脆性的破断防止ガイドラインにおける 70J 確保のための管理項目>

56-1) 日本建築センター: 柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説, 2003, p.124

<ガスシールドアーク溶接における従来周知: 風速 2m/sec 上限規定の元となった図>

57-1) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」昭和 60 年度研究経過報告, 第 5 編「MAG(MIG) 溶接の溶接欠陥(ブローホール)に及ぼすシールドガス組成等の影響に関する研究」共研第 5 分科会報告, 1985, pp.45-79

57-2) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」昭和 61 年度研究経過報告, 第 5 編「MAG(MIG) 溶接の溶接欠陥(ブローホール)に及ぼすシールドガス組成等の影響に関する研究」共研第 5 分科会報告, 1986, pp.37-83

<ガスシールドアーク溶接における横風とシールドガス噴出速度の関係に関する従来記述>

58-1) 新版 溶接・接合技術特論 溶接学会編, 産報出版, 2014, pp.459

<ガスシールドアーク溶接における横風を受けた際のガスの動きと大気混入量のシミュレーション結果>

59-1) 新版 溶接・接合技術特論 溶接学会編, 産報出版, 2014, p.381

59-2) マグ・ミグ溶接 Q&A 日本溶接協会 溶接棒部会編, 産報出版, 1999, pp.147-148

59-3) マグ・ミグ溶接の欠陥と防止対策 日本溶接協会 溶接棒部会編, 産報出版, 1991, pp.144-145

<シールドガスが風の影響を受けた際の挙動に関する可視化観察例>

60-1) 吉澤幹夫, 倉持貢, 加賀美安男, 津山巖, 石原完爾, 佐藤功輝: 溶接条件の適正化と溶接材料の特性に関する調査研究 その 3 炭酸ガス半自動アーク溶接のガスシールド性, 日本建築学会学術講演梗概集 C-1, 構造 III, 2002, pp.443-444

<ヒューム(溶接煙)の局所排気の管理指針策定と、適正排気速度に関する研究>

- 61-1) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成5年度研究経過報告, 第4編「局所排気
条件と気孔に関する調査」共研第4分科会報告, 1994, pp.147-169
- 61-2) 日本溶接協会 溶接棒部会 技術委員会「溶接の研究」平成6年度研究経過報告, 第4編「局所排気
条件と気孔に関する調査」共研第4分科会報告, 1995, pp.105-142

<溶接金属の窒素量と機械的性能の関係>

- 62-1) 日本建築センター: 柱梁溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説, 2003, p.122

<一般的な狭開先施工>

- 63-1) 溶接法ガイドブック — ナロウギャップ溶接 溶接学会 溶接法研究委員会, 産報出版, 1984

<凝固割れに及ぼす電流と溶接速度の組合せの影響>

- 64-1) 日本溶接協会 ホームページ JWES 接合・溶接技術 Q&A1000, Q04-01-14, 2004

<ビード形状と凝固割れ性の影響>

- 65-1) マグ・ミグ溶接の欠陥と防止対策, 日本溶接協会 溶接棒部会編, 産報出版, 1991, p.73

<凝固割れに及ぼすP(磷)の影響>

- 66-1) 日本溶接協会 ホームページ JWES 接合・溶接技術 Q&A1000, Q04-01-13, 2004

<骨格曲線、累積塑性変形倍率>

- 67-1) 今枝知子, 山田哲, 岡田健, 竹内百合, 山口路夫, 竹内徹: 骨格曲線及びバウシinger効果に着目した
素材の履歴則 低降伏点鋼(LYP100)に関して, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造III, 2001,
pp.683-684
- 67-2) 浦本弥樹, 薩川恵一, 北村春幸, 宮内洋二: 性能設計における性能判断基準値に関する研究:(その1)
柱梁接合部に着目した構造部材の安全限界値の設定, 日本建築学会学術講演梗概集, B-2, 構造II, 2005,
pp.291-292
- 67-3) 佐藤勇介, 田中剛, 上田遼, 萩野毅, 大村修太郎: 改良型固形エンドタブを用いて角形鋼管柱に現場溶
接接合された梁の塑性変形能力: その4 破壊状況および塑性変形能力, 日本建築学会学術講演梗概
集(材料施工), 2013, pp.1171-1172
- 67-4) 建築耐震設計における保有耐力と変形性能, 日本建築学会 1990, pp.270-275
- 67-5) 25度狭開先ロボットマニュアル講習会—冷間成形角形鋼管と通しダイアフラム接合部への適用—「建
築耐震設計における保有耐力」資料, 2014.3

<裏当て金を廃するディテール、工法に関する研究>

- 68-1) 杉江篤司, 中込忠男, 久保田勝博, 村井正敏, 宿野部勇祐: ノン裏当て金工法を用いた柱梁溶接接合部
の変形能力に関する実験的研究, 日本建築学会 学術講演梗概集, C-1, 構造III, 2001, pp.913-914
- 68-2) 久世康平, 中込忠男, 市川祐一, 服部和徳, 杉江篤司, 村井正敏: ノン裏当て金工法を用いた接合部デ
ィテールが柱梁溶接接合部の変形能力に与える影響に関する実験的研究, 日本建築学会北陸支部研究

報告集(45), 2002.6, pp.33-36

- 68-3) 挽隆芳, 中込忠男, 服部和徳, 内田昌克: 裏当て金及びエンドタブを肉盛溶接で代替した柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究, 日本建築学会 学術講演梗概集, C-1, 構造 III, 2002, pp.677-678
- 68-4) 挽隆芳, 中込忠男, 市川祐一, 服部和徳, 内田昌克, 村井正敏: 裏当て金及びエンドタブを肉盛溶接で代替した柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究, 日本建築学会北陸支部研究報告集(45), 2002-6, pp.41-44

<裏当て金の強固取付けによる脆性破壊防止工法 ; 全強溶接法>

- 69-1) 石村博: 高強度鋼の全強溶接法に関する研究, 鉄構技術, 2013.5, pp.71-75
- 69-2) 岡本晴仁, 宋勇勲, 波川智明, 石村博: 高強度鋼の全強溶接法に関する研究 その 1 全強溶接法の概要, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造 III, 2010, pp.669-670
- 69-3) 宋勇勲, 岡本晴仁, 波川智明, 石村博: 高強度鋼の全強溶接法に関する研究 その 2 突き合わせ継手部の素材試験, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, 構造 III, 2010, pp.671-672
- 69-4) 石村博, 岡本晴仁, 宋勇勲, 今井英之: 高強度鋼の全強溶接法に関する研究 その 3 角形鋼管と通しダイアフラム接合部への適用, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, 2011, pp.1079-1080

<裏当て金、非鉄裏当て材を用いない溶接工法>

- 70-1) 松村裕之, 中山繁, 長谷川壽男, 田中將基, 河原秀夫: 新裏波ビード溶接法の開発(その 1)-適正溶接条件の選定, 溶接学会全国大会講演概要, Vol.50, 1992, pp. 234-235
- 70-2) 中込忠男, 軽部正彦, 市川祐一, 村田隆行, 米光敏彦, 中山繁, 田中將基: ダイクビード法による全自動鉄骨コア溶接システムの開発(その 2) 基本継手性能確認試験(実大曲げ試験), 溶接学会全国大会講演概要, Vol.54, 1994, pp. 126-127
- 70-3) 南典明, 本川高男, 細川博英, 岩郷俊二: 大型構造物を対象とした低歪み溶接技術の開発(第 2 報), Vol.33, 2002, pp. 11-14
- 70-4) 内田昌克: 耐震性・経済性・環境性を備えた WAWO 構法, 溶接技術, Vol.57, No11, 2008, pp.79-82

<現場溶接用の足場の例>

- 71-1) 日本建築学会 鉄骨工事技術指針・工事現場施工編, 1991, p.331

<溶鉄の表面張力に及ぼす S の影響に関する研究例>

- 72-1) 田中敏宏, 原茂太: 熔融鉄合金の表面張力と粘度, 日本金属学会誌まてりあ, Vol.36, No.1, 1997, pp.47-54

<NBFW 工法>

- 73-1) 岡本晴仁, 形山忠輝, 小嶋敏文, 平野政: 脆性破断を回避する溶接施工方法(NBFW 溶接法), 鉄構技術, Vol.16, No.137, 2003, pp. 35-40
- 73-2) 石井匠: 建築鉄骨「技術トピック編」全断面靱性を保証した冷感プレス成形角形鋼管と破断しにくい溶接施工法, 溶接学会誌, Vol.80, No.6, 2011, pp.38-44

<シールドガスの可視化観察；シュリーレン法>

74-1) 玉置維昭, 益本功, 高橋庸一: CO₂ 溶接におけるシールドガス効果のテレビ観察, 溶接学会誌, vol.47 No.5, 1978, pp.37-42

<プラズマ気流>

75-1) 新版 溶接・接合技術特論 溶接学会編, 産報出版, 2005, p.19

75-2) 田中学: 溶接アーク現象の基礎(2)ーアークはやっぱり気体放電, ボイラー・クレーン・溶接の実務&展望, No.267, 2012.5, pp.25-30

75-3) 田中学: 溶接アーク現象の基礎(3)ー溶接アークの基本, ボイラー・クレーン・溶接の実務&展望, No.268, 2012.7, pp.26-32

75-4) J.F.Lancaster : Physics of Welding 2nd Edition, International Institute of Welding, Pergamon press, 1986

<シールドガス組成による大気混入時の悪影響度の違いの機構に関する研究>

76-1) 鈴木励一, 山崎圭: シールド不良時の溶接金属窒素量がシールドガスの Ar 混合比と共に上昇する原因の研究, 溶接学会第 213 回溶接法研究委員会, No.SW-3367-11, 2011.1

<シールドガスの層流域と乱流域>

77-1) マグ・ミグ溶接の欠陥と防止対策, 産報出版, 1991, p.47

謝 辞

本研究は、信州大学 建築学科 中込忠男名誉教授（現：早稲田大学 教授）の御指導と御教示を賜って遂行し、成し得たものである。また、本論文のまとめにあたっては、信州大学 建築学科 金子洋文教授に急遽御指導いただくと共に主査を努めていただいた。中込先生と金子先生には謹んで深甚なる謝意を表します。

柱梁構造実大モデル実験の推進と解析は、信州大学 建築学科 大学院博士課程(当時)前期二回生であった勝春樹君(現：中日本高速道路株式会社)、鳴海敬大君(現：大和ハウス工業株式会社)の両名、およびその他中込教授研究室の学生の皆様の多大なる協力なくしては成し得なかった。御協力深く感謝致します。

本研究全体の推進管理と学位挑戦へ導いて下さった大阪大学 接合科学研究所教授 兼 神鋼溶接サービス株式会社顧問の菅哲男様、そして二人三脚とも言える共同研究者として、神鋼溶接サービス株式会社の河西龍殿には大きなご協力を頂いた。心より御礼申し上げます。

その他、株式会社神戸製鋼所グループだけでなく、特に第 6 章ガスシールド性の研究に協力いただいた太陽日酸株式会社様、日鐵住金溶接工業株式会社様、パナソニック溶接システム株式会社様、大同特殊鋼株式会社様、一般社団法人日本溶接協会事務局および溶接材料部会関係者の皆様にも感謝申し上げます。

そして、本研究の実施、研究諸経費拠出の許可、学位挑戦に関わる御配慮を頂きました永田学センター長、清水弘之溶接開発部長ら上司の皆様、さらに、私を入社早々より公私に渡り御指導いただくと共に、建築鉄骨分野の溶接技術を惜しみなく伝授いただき、学位に至る下地を作っていただいた神鋼溶接サービス株式会社の中野利彦社長に対し、この場を借りて感謝の意を表します。

本研究に関する発表論文

■ 査読論文

(第2章、第4章関連)

- 1) 鈴木励一, 菅哲男, 河西龍, 中込忠男: スカラップ底肉盛工法による柱梁接合部の変形能力向上, 溶接学会論文集, Vol.32, No.2, pp.73-82, 2014.7

(第3章関連)

- 2) 菅哲男, 河西龍, 鈴木励一, 佐々木誉史, 中込忠男: 鉄骨仕口部マグ溶接のバックングレス化検討, 日本建築学会構造系論文集, Vol.78, No.694, pp.2049-2056, 2013.12

(第5章関連)

- 3) 鈴木励一, 河西龍, 菅哲男, 中込忠男: 現場接合に適した梁端ディテールと溶接工法の組合せに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.706, pp.1991-2001, 2014.12

(第6章関連)

- 4) 鈴木励一, 笹倉秀司, 横田泰之, 佐藤豊幸, 重森康伸, 上仲明郎, 西村仁志, 木曾博之: 多層溶接金属品質を考慮したマグ溶接の耐風性に関する研究, 溶接学会論文集, Vol.32, No.4, pp.242-250, 2014.12

■ 一般論文

(第2章、第4章関連)

- 5) 河西龍, 鈴木励一, 菅哲男, 中込忠男: スカラップ底肉盛工法による柱梁接合部の変形能力向上(その1 試験方法), 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, pp.1173-1174, 2013.8
- 6) 鈴木励一, 河西龍, 菅哲男, 中込忠男: スカラップ底肉盛工法による柱梁接合部の変形能力向上(その2 試験結果), 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, pp.1175-1176, 2013.8
- 7) 鈴木励一, 菅哲男, 河西龍, 中込忠男: スカラップ底肉盛工法による柱梁接合部の変形能力向上, 溶接学会 2013 秋季全国大会講演概要集, No.402, pp.274-275

(第3章関連)

- 8) 菅哲男, 橋本哲哉, 佐々木誉史, 永井卓也, 鈴木励一, 河西龍, 中込忠男: 鉄骨仕口部マグ溶接のバックングレス化検討, 溶接学会 2012 春季全国大会講演概要集(第90集), No.107, pp.16-17
- 9) 河西龍, 菅哲男, 鈴木励一, 佐々木誉史, 中込忠男: 鉄骨仕口部マグ溶接のバックングレス化検討, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, pp.71-72, 2012.9
- 10) 菅哲男, 河西龍, 鈴木励一, 佐々木誉史, 中込忠男: 鉄骨仕口部マグ溶接のバックングレス化検討, 日本溶接学会 第221回溶接法研究委員会, 2013.2
- 11) Tetsuo SUGA, Ryu KASAI, Reiichi SUZUKI, Takafumi SASAKI, and Tadao NAKAGOMI; Study of MAG Welding without steel-backing for joints of steel structures, International Institute of Welding, 2015 annual meeting, Doc.XII-2154-14

(第5章関連)

- 12) 鈴木励一, 河西龍, 菅哲男, 中込忠男, 鳴海敬大: スカラップ底肉盛工法による柱梁接合部の変形能力向上-第2報, 溶接学会 2014 春季全国大会講演概要集(第94集), No.419, pp.198-199
- 13) 河西龍, 鈴木励一, 菅哲男, 中込忠男: 現場接合に適した梁端ディテールと溶接工法の組合せ提案、及びその変形能力(その1 構想と製作), 日本建築学会学術講演梗概集, C-III, pp.733-734, 2014.9
- 14) 鈴木励一, 河西龍, 菅哲男, 中込忠男: 現場接合に適した梁端ディテールと溶接工法の組合せ提案、

及びその変形能力(その2 試験結果), 日本建築学会学術講演梗概集, C-III, pp.735-736, 2014.9

(第2～5章)

- 15) 河西龍, 鈴木励一, 菅哲男, 中込忠男: 柱-梁接合部の変形能力向上を目的とした工法の検討, 溶接学会 2014 溶接構造シンポジウム 2014—科学技術イノベーションを支える溶接構造化技術, 講演論文集, pp.329-335, 2014.12

(第7章関連)

- 16) 鈴木励一, 笹倉秀司: 鉄骨仕口折返し溶接部の耐高温割れ性に及ぼす各種要因の影響, 溶接学会 2006 秋季全国大会講演概要集(第79集), No.115, pp.32-33

■ その他の対外発表

(第6章関連)

- 17) 鈴木励一: ガスシールドアーク溶接金属の品質に及ぼすシールド性と窒素量の影響, 日本溶接協会主催第13回「溶接の研究」講習会, 2008.2
- 18) 鈴木励一: ガスシールドアーク溶接金属の品質に及ぼすシールド性と窒素量の影響, 日本溶接協会主催第14回「溶接の研究」講習会, 2009.12
- 19) 鈴木励一: ガスシールドアーク溶接のシールド性に関する研究報告, 溶接技術(産報出版), 2009.5~10月号連載

■ 本研究に関する褒章

- I 上記1) ; 平成26年度「溶接学会論文賞」受賞。
- II 上記15) ; 「シンポジウム奨励賞」受賞。(論文賞1件に次ぐ次点賞相当。全98件中3件対象。)