

## 各種溶接法によるねずみ鋳鉄溶接部の強度特性の比較 Comparison of the Strength Characteristics of Gray Cast Iron Welds made using Various Welding Methods and Materials

高橋 潤也, 中島 均, 市川 拓, 藤井 信之

Jyunya Takahashi, Hitoshi Nakashima, Taku Itikawa, Nobuyuki Fujii

The welding of gray cast iron is difficult because it contains a large amount of carbon, which causes the welded part to become brittle. Therefore, several researches have been conducted on welding of gray cast iron. However, none of these studies compared the performance of the joints made using different welding methods and materials. In our study, four kinds of welding methods, namely gas welding, metal-arc welding with covered electrode, semi-automatic arc welding, and TIG welding were applied to the butt joint of a gray cast iron (FC 200). Moreover, eight kinds of specimens were produced by combining the welding materials. Subsequently, the hardness, tensile strength, impact value, workability, and efficiency were quantitatively compared and examined. Based on the results, we arrived at the following conclusions. (1) The gas welding method is not suitable. (2) In metal-arc welding with covered electrode, the tensile strength and impact value of the joint made using the Ni-type welding rod ECNi-CI are high; however, the workability is low. (3) The recommended welding methods are metal-arc welding with covered electrode (E4316), semi-automatic welding (YGW 12), and TIG welding (for repair overlaying).

Keyword: Gray cast iron, Welded joint, Welding methods, Mechanical properties, Welding performance

### 1. はじめに

ねずみ鋳鉄は鋳造性, 耐摩耗性, 振動吸収性, 被削性など多くの優れた特性を有しており, 工作機械や自動車部品などに広く使われてきた。近年は機械的強度に優れた球状黒鉛鋳鉄に置き換わる傾向にあるものの, 現在使用されているねずみ鋳鉄の補修溶接は, 今なお不可欠な状況にある。

鋳鉄に関する研究は, 今日まで多くの研究が行われ, 溶接法としてガス溶接, Ni 系溶接材を用いた被覆アーク・ティグ溶接法が推奨されてきた。さらに, 信頼性の高い溶接部を得るためには, 予熱・後熱, ピーニング及び層間温度管理などの実施が必須とされてきた。しかし, これらの作業については, 複雑・煩雑な作業となり, さらに専門的知識, 経験そして高度な技能を必要とされる。したがって, 鋳鉄の溶接に関しては必ずしも正確な情報が普及しているとは言えない。

著者らは過去の研究<sup>[1][2]</sup>において各種溶接法を球状黒鉛鋳鉄/軟鋼及び球状黒鉛鋳鉄同士に適用した際における溶接部の強度特性を比較・検討した。この中で軟鋼, Ni-Fe 及びオーステナイト系ステンレス鋼溶接材を用いた被覆アーク溶接・マグ溶接の一部で継手引張強度がほぼ母材に達していることを報告した。

一方, ねずみ鋳鉄の生産量は依然として高く, 年間約

20000 t の域を脱せず<sup>[3]</sup>, ねずみ鋳鉄の溶接においても, より実用的な施工法が示されるならば産業界への貢献は少なからずあるものと思われる。

これまでのねずみ鋳鉄の溶接に関する研究では, ある特定の溶接法を適用した際の継手性能を明らかにしたものの<sup>[4][7]</sup>や同一溶接法の中で溶接材料などを変えて得られた溶接部の機械的性質や金属組織について報告されたものの<sup>[8][11]</sup>などが見られる。しかし, 複数の溶接法・溶接材料を適用し, それらの結果について継手性能を比較した例は無い。

もし, ねずみ鋳鉄に対し各種溶接法を適用した際の継手性能を定量的に示すことができるならば, ねずみ鋳鉄溶接部の信頼性向上につながり, ひいては, ねずみ鋳鉄の補修・組立溶接を施工する際の技術指針になるものと考えられる。

本研究では, 使用頻度の高い 4 種類の溶接法を使い, 8 種類の試験片を作製している。そして, 硬度, 引張強度, 衝撃値, 作業性, 効率性から実用性の高い溶接法について検討した。

### 2. 実験

#### 2.1. 供試材料及び試験片

本実験で使用した供試材料は, ねずみ鋳鉄 FC200 であ

る。図1に供試材料の組織を示す。基地はフェライトとパーライトから成り、片状の黒鉛が析出している。供試材料の化学成分と機械的特性を表1に示す。溶接試験材の形状と寸法を図2に示す。溶接部の硬度が極めて高いため、通常の湿式カッターやバンドソーを用いた切断を適用することはできなかった。そのため、平面研削盤にレジノイドブレード(φ200, 厚さ1mm)を取り付け切断した。その後、各試験片はフライス盤(超硬刃)によって引張試験片(図3)及びシャルピー衝撃試験片(図4)に加工された。

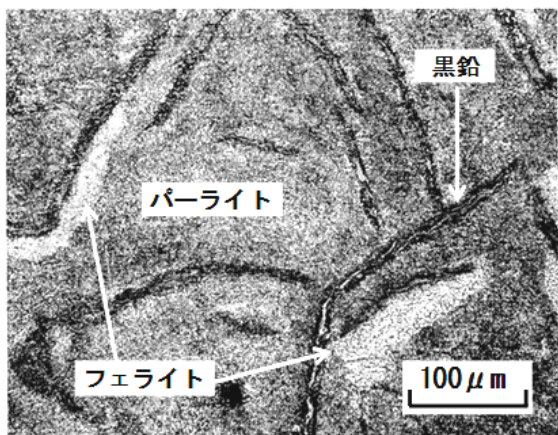


図1 供試材料の組織

表1 供試材料の化学成分と機械的特性

(mass%)							
供試材料	Fe	C	Si	Mn	P	S	Cu
FC200	Bal.	3.3	2.3	0.55	0.080	0.088	0.070

供試材料	引張強度 (MPa)	伸び (%)	ピッカース硬度 (HV0.2)	シャルピー衝撃値 (kJ/m <sup>2</sup> )
FC200	213	0.80	280	26

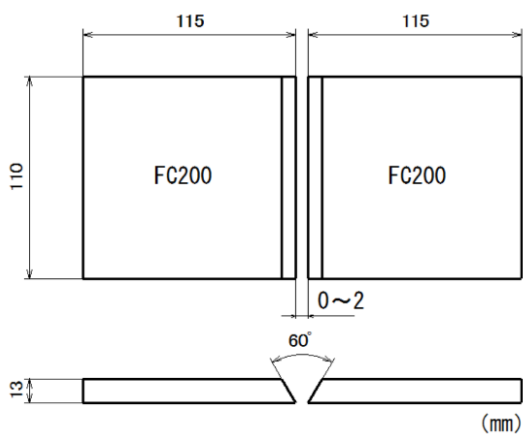


図2 溶接試験材の形状及び寸法

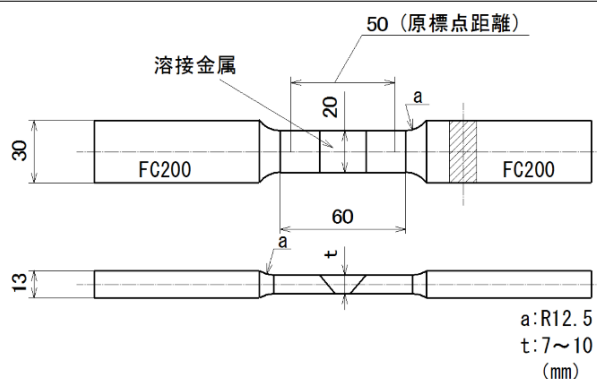


図3 引張試験片

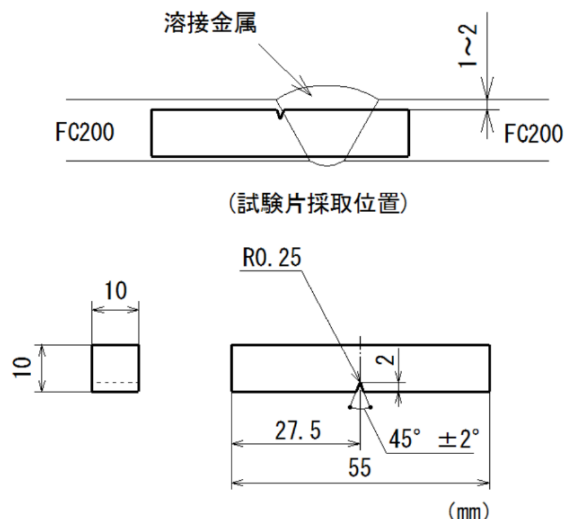


図4 Vノッチシャルピー衝撃試験片

## 2.2. 溶接法

溶接法及び溶接材料の選定については、長年溶接に携わってきた技能者・技術者及び研究者らの意見から判断した。表2は適用した溶接法、溶接材料、溶接条件及び各試験片の試験片記号を示している。溶接法は4種類、比較した試験片は8種類である。具体的な選定理由は以下である。

ガス溶接においては、母材から切り出した共金材とNiを1.2%程度含む市販のねずみ鉄用補修肉盛用溶加棒を溶加材とした。被覆アーク溶接では、鉄用溶接棒として代表的なJIS Z 3252 ECNi-CI及びECNiFe-CIを用いた。また、著者らの過去の研究<sup>[2]</sup>において、球状黒鉛鉄同士の溶接継手において良好な継手強度が得られた軟鋼用溶接棒 JIS Z 3211 E4316 を用いた。

半自動溶接では軟鋼用マグ溶接ソリッドワイヤ JIS Z 3312 YGW12 と鉄用ミグ溶接ソリッドワイヤ JIS Z 3252 SCNiFe-1 を用いた。

ティグ溶接ではガス溶接と同様のねずみ鉄用補修肉盛用溶加棒 (1.2%Ni) を溶加材とした。

また、各試験片とも作業性、効率性、実用性を重視し、予熱や後熱、溶接後のピーニング作業、層間温度管理については行わないこととした。

溶接試験片を作製した者は、職業訓練指導員免許(溶接科)を有する者である。

表 2 溶接法, 溶接材料, 溶接条件及び試験片記号

溶接法	溶加材(mm)	シールドガス	溶接電流(A)	試験片記号
ガス溶接	共金材(FC200)	-	-	G-FC
	鑄鉄用補修肉盛用溶加棒(1.2%Ni)(φ4.0)	-	-	G-FCNi
被覆アーク溶接	ECNi-CI (φ 3.2)	-	100 ~ 130	C-Ni
	ECNiFe-CI (φ 3.2)	-	100 ~ 130	C-NiFe
	E4316 (φ 3.2)	-	100 ~ 130	C-E
半自動溶接	YGW12 (φ 1.2)	CO <sub>2</sub>	100 ~ 130	S-YGW
	SCNiFe-1 (φ 1.2)	Ar	170 ~ 180	S-NiFe
ティグ溶接	鑄鉄用補修肉盛用溶加棒(1.2%Ni)(φ 4.0)	Ar	100 ~ 130	T-FCNi

2.3. 入熱の算出方法

溶接時の入熱については, 以下の式を用いて算出した.

(a) ガス溶接<sup>[12]</sup>

アセチレン流量を  $A$  (m<sup>3</sup>/min), 溶接速度を  $v$  (m/s) とすると, 単位長さ当たりの入熱量  $Q_m$  (J/m) は, 式 (1) で表される.  $Q$  はアセチレンの総発熱量 53.5 (MJ/m<sup>3</sup>) である.

$$Q_m = Q \times (A / v) / 60 \quad (1)$$

中西<sup>[13]</sup>らによると「ガス炎の熱効率, 火口の大きさ, 火口の移行速度, 火口の角度, 炎の混合比, 非加熱物の種類, 形状など非常に多くの因子によって左右され, 一概に定めることはできない」とされている. よって, ここでは熱効率を考慮しないことにした.

(b) アーク溶接<sup>[14]</sup>

アーク溶接の溶接入熱  $Q_m$  (J/m) は式 (2) で表される.

$$Q_m = VI / v \quad (2)$$

但し,  $V$ : 溶接電圧 (V)  $I$ : 溶接電流 (A)  $v$ : 溶接速度 (m/s)

ここで溶接熱伝導を考慮し, 真の入熱量  $Q_{net}$  を求めると,  $Q_{net} = \eta Q_m$  となる.

$\eta$  は熱効率であり, 溶接方法によりほぼ決まった値である. 被覆アーク溶接 80%, 半自動溶接 70%, ティグ溶接 65%とした<sup>[14]</sup>.

2.4. 衝撃試験

本実験で測定されたシャルピー衝撃値は式 (3) を用いて求められた<sup>[15]</sup>.

$$C = (E - \Sigma L) / A \quad (3)$$

但し,  $C$ : シャルピー値 (J/m<sup>2</sup>)  $E$ : 吸収エネルギー (J)  $A$ : 断面積 (m<sup>2</sup>)  $\Sigma L$ : 試験機に起因する損失エネルギー (J) 鑄鉄などの脆い材料では衝撃値が小さい. そのため,

吸収エネルギーに占める試験機の回転軸等による損失エネルギーの割合は, 延性材料に比べて大きく無視できない.

そこで, より正確な衝撃値を得るために, 試験機に起因する損失エネルギー ( $\Sigma L$ ) である (i) 置針に起因する損失:  $L_1$ , (ii) 試験機軸受による摩擦及び空気抵抗に起因する損失:  $L_2$ , を吸収エネルギーから除いている. (i) 及び (ii) の具体的な求め方は以下である. 図 5 にシャルピー衝撃試験機を示す.

置針の動きを伴う状態で, 振り子を持上げ位置から振下ろし, 反対側に振上がったときの振上がり角度を  $\beta_1$  (°), 置針の動きを伴わない状態での振上がり角度を  $\beta_2$  (°), 置針の動きを伴わない状態で 11 回連続空振り後の振上がり角度を  $\beta_3$  (°), 振り子重心の回転軸周りのモーメントを  $M$  (J) とすると  $L_1$ ,  $L_2$  及び  $\Sigma L$  は, 次の式で求められる<sup>[15]</sup>.

$$L_1 = M(\cos \beta_1 - \cos \beta_2) \times (\alpha + \beta) / (\alpha + \beta_1)$$

$$L_2 = (1/10) \times M(\cos \beta_3 - \cos \beta_2) \times (\alpha + \beta) / (\alpha + \beta_2)$$

$$\Sigma L = L_1 + L_2$$

$\beta_1$ ,  $\beta_2$  及び  $\beta_3$  については, 3 回測定しその平均値を用いた.  $\alpha$  は持上げ角度,  $\beta$  は振上がり角度である.

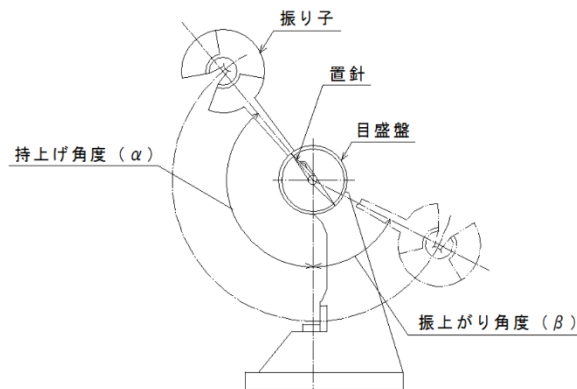


図 5 シャルピー衝撃試験機

3. 実験結果及び考察

3.1. 硬度試験

硬度試験には, ビッカース硬さ試験機 (荷重 1.96N) を用いた. 測定間隔は 0.2 ~ 0.5 mm で, 硬さ変化の著しいボンド部近傍は, 0.2 mm としている (図 6).

図 7 (a) にガス溶接試験片の硬度分布を示す. 共金材を用いた G-FC 試験片の溶接金属部で最大約 300 HV0.2 が測定された. 母材硬度が約 285HV0.2 であることから, 熱影響部, ボンド部および溶接金属部のいずれにおいても大きな硬度変化は認められなかった. ガス溶接では溶接入熱が大きくなることから, 予熱・後熱効果が得られ, 溶接部の冷却速度が比較的緩やかとなり, 急冷に伴う硬化が防止されたためと考えられる. 表 3 は, 溶接試験片作製時の入熱及び接合時間を示している. ガス溶接は 1

桁入熱が大きいことが分かる。

図 7 (b) に被覆アーク溶接試験片の硬度分布を示す。C-E 試験片および C-NiFe 試験片は、ボンド部近傍で約 600HV0.2 を示した。図 8 に C-E 試験片のマイクロ組織を示す。溶融部において、初晶セメンタイトやレデブライトなどの硬い白銹層の形成が認められる。また、C-Ni 試験片では、約 500HV0.2 と他の試験片よりも 100HV0.2 程度、硬度が低い。Ni は、母材からの炭素の拡散を防止し、ボンド部において脱炭による白銹化を抑制する働きがある。

長谷川ら<sup>[16]</sup>は溶接材の Ni 量が増加すると白銹の形成量が減少することを報告している。本研究においても、同様の傾向が見られ、C-NiFe 試験片では、ボンド部のほぼ全域において幅 30 ~ 300 μm の白銹層が認められたのに対し、C-Ni 試験片では、最大 300 μm 以下の白銹組織が部分的に晶出しているのが確認された。したがって、ボンド部近傍における硬度の差は、溶接によって晶出した硬化組織の形成量によって生じたものと考えられる。

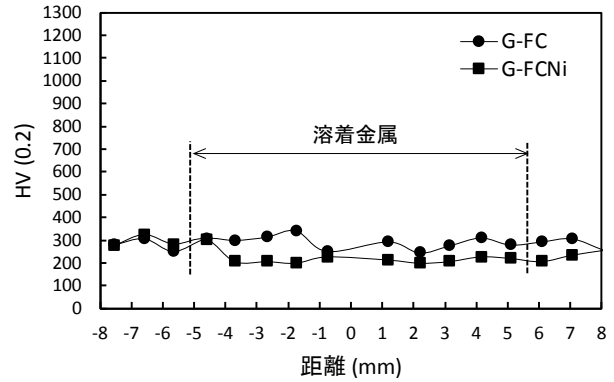
図 7 (c) に半自動溶接試験片の硬度分布を示す。ボンド部付近において最高硬度は約 700 ~ 950HV0.2 であり、特に S-NiFe 試験片では全試験片中、最も高い硬度を示している。半自動溶接の入熱量は最も小さく、被覆アーク溶接の約半分となっている。

S-NiFe 試験片では、当初試験片作製時、他のアーク溶接法と同様 100 ~ 130 A の溶接電流を使用し溶接を行ったところ、アークの安定性が極めて悪く、溶接が困難であった。そのため、アークの安定する溶接電流 170 ~ 180 A で溶接を行った。したがって、母材への溶込み量が増し、母材成分の希釈に伴う脱炭作用によって白銹化が生じ、硬度が著しく高くなったと考えられる。

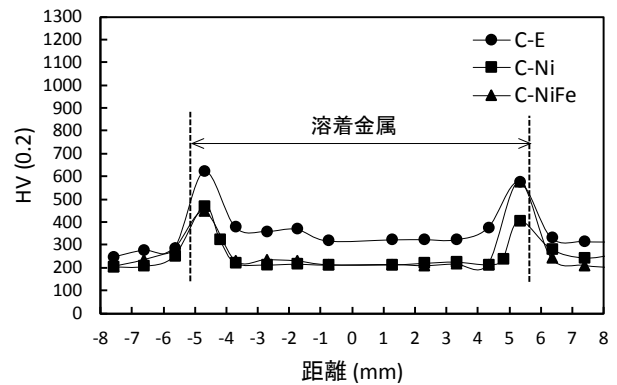
S-YGW 試験片の溶着金属部では、S-NiFe 試験片の溶着金属部よりも約 200HV0.2 の硬度上昇が認められる。これは、溶接材中に含まれる Ni の有無に伴い、母材から溶着金属中へ炭素が増加した<sup>[16]</sup>ことによって溶着金属部の炭素当量が高くなり、硬度が上昇したのと考えられる。

図 7 (d) にティグ溶接における T-FCNi 試験片の硬度分布を示す。ボンド部近傍において白銹化が認められ、その硬度は約 500HV0.2 である。継手の最高硬度部から継手中心部に向かって緩やかな硬度の低下が見られる。

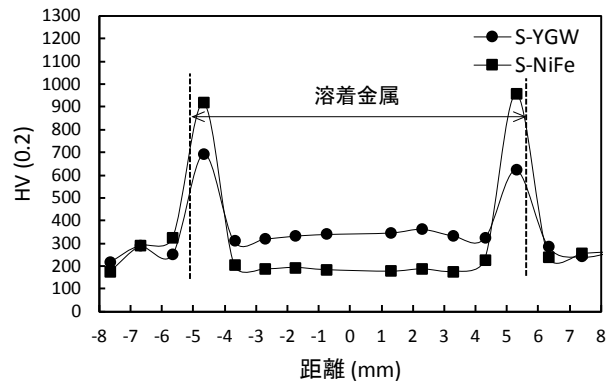
図 9 に溶接金属部の組織写真を示す。溶接金属部は、セメンタイト、フェライト、黒鉛が混在した組織となっ



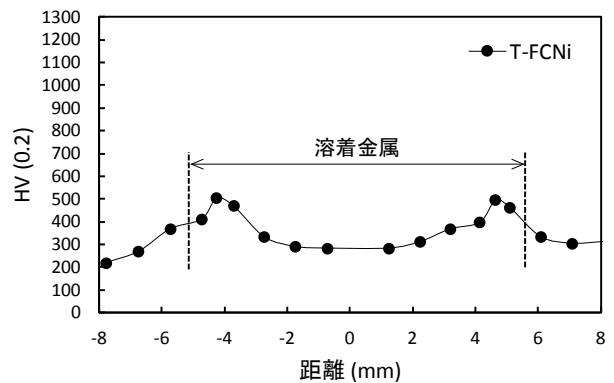
(a) ガス溶接試験片



(b) 被覆アーク溶接試験片



(c) 半自動溶接試験片



(d) ティグ溶接試験片

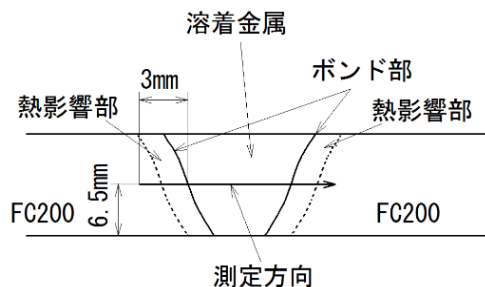


図 6 硬さの測定位置

図 7 各種試験片の硬度分布

表 3 各種試験片の入熱及び接合時間

溶接法	試験片記号	入熱量 (MJ/m)	接合時間 (min)
ガス溶接	G-FC	90	47
	G-FCNi	97	50
被覆アーク溶接	C-Ni	9.7	9.7
	C-NiFe	7.6	8.0
	C-E	6.7	6.8
半自動溶接	S-YGW	4.9	6.2
	S-NiFe	4.1	2.9
ティグ溶接	T-FCNi	8.0	14

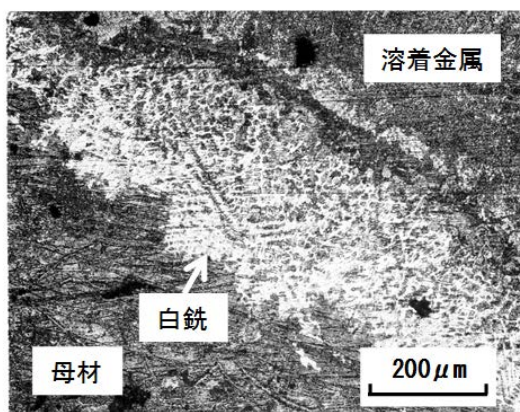


図 8 C-E 試験片における溶融部のマイクロ組織

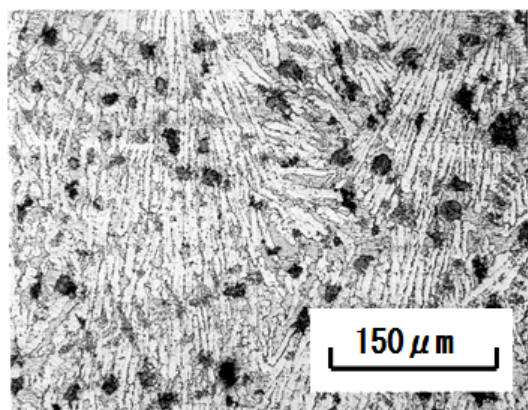


図 9 T-FCNi 試験片における溶接金属部の組織

ており、主にセメントイト量が多い。これは、多層多パス溶接となるティグ溶接においても、冷却速度は比較的速かったためと推察される。しかし、継手中心部の冷却速度はボンド部近傍より緩やかであったため、セメントイトの析出量が減少し、継手中心部に向かって硬度が低下したものと考えられる。結論として、各種試験片における最高硬度は入熱が大きい溶接法ほど低く、小さいものほど高い結果となった。

### 3.2. 引張試験

試験速度は 1 mm/min、試験片本数は一試験片について 3 ~ 6 本であり、ばらつきの大いものについては、試

験片本数を増やし、測定値の信頼性を増している。各試験片は図 2 に示した溶接試験材を接合したものより 3 本採取している。

Ni を含有する C-Ni、C-NiFe 及び S-NiFe 試験片については、破断面にスラグ巻込み、融合不良等が確認された。欠陥から破断し、明らかに継手強度に影響を及ぼしたと考えられる試験片については、データから除外している。

試験片平行部の厚さは、7 ~ 10 mm である。厚さが異なる理由は、溶接部の余盛およびピットなどの表面欠陥を取り除いたためである。そのため、厚さに起因する試験片の寸法効果が懸念された。そこで、予備実験において試験片平行部の厚さを変化させ引張試験を実施したところ、厚さの影響を認めることはできなかった。よって、厚さに起因する寸法効果は無視できると判断した。

図 10 に母材及び各種試験片の引張強度を示す。引張強度は平均値である。

ガス溶接試験片 (G-FC 及び G-FCNi) の引張強度は、それぞれ母材強度の約 64%、76% となっており、他の試験片よりも低いことが分かる。これらの試験片では、試験片 R 部付近まで広がった熱影響部で破断が生じている。

ねずみ鋳鉄は A<sub>1</sub> 変態点付近を繰り返し加熱冷却すると母材パーライト中のセメントイトがフェライトと黒鉛に分解し、その際の膨張収縮による内部応力によって継手強度を低下させることが知られている<sup>[7]</sup>。ガス溶接試験片では、接合に要した時間が約 50 min と他の試験片よりも長く溶接パス数も多い。したがって、熱影響部が溶接パス間ごとに繰り返し温度変化を受けたことが継手強度を低下させたものと考えられる。

被覆アーク溶接試験片の引張強度は、C-Ni、C-NiFe、C-E 試験片の順にそれぞれ 224 MPa、219 MPa、197 MPa であり、すべて母材破断であった。これらの値は、母材強度の 90% を超えている。母材強度のばらつきを考慮すると、母材と同程度の引張強度であることがわかる。

前記したように、C-Ni 及び C-NiFe 試験片では、スラグ巻込みが発生しやすかった。しかし、試験片によっては小さな欠陥が内在した場合でも母材破断となり、母材とほぼ同等の引張強度を示した。この理由としては、溶着金属の引張強度が母材強度よりも高く、小さな欠陥が内在した場合でも、低強度側の母材から破断したためと

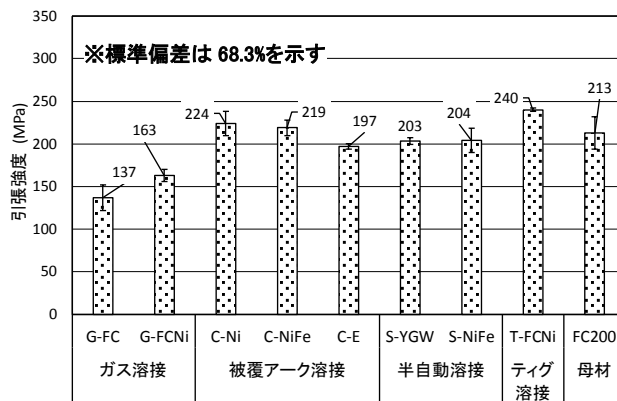


図 10 母材及び各種試験片の引張強度

考えられる。被覆アーク溶接試験片において溶着金属の強度が最も低い C-Ni 試験片の引張強度は 314 MPa<sup>[18]</sup> (母材強度の約 1.5 倍) である。

半自動溶接試験片における S-YGW 及び S-NiFe 試験片の引張強度については、203 MPa, 204 MPa と被覆アーク溶接試験片同様、それぞれ母材強度の 90% を超えている。S-NiFe 試験片では、ボンド部破断と母材破断のものが確認された。ボンド部破断の試験片では、破断面積の約 10% に相当する融合不良及びブローホールが認められた。しかし、継手強度は Ni 系溶接棒を使用した C-Ni 及び C-NiFe 試験片と同様の理由から、母材強度の値を示したものと考えられる。

ティグ溶接試験片における T-FCNi 試験片では、引張強度は 240 MPa であり、いずれも母材破断であった。測定値のばらつきが小さいことが注目される。今回使用したねずみ鋳鉄は、数種類の型によって作製されたものであるため、少なからず母材強度が異なることが考えられる。よって、母材自体の強度が高かった可能性も考えられる。

### 3.3. 衝撃試験

はじめに、ノッチ位置を決定するために予備実験を行った。各試験片の熱影響部から、溶接金属にいたる部分にノッチをつけ、衝撃試験を実施した。そして各試験片において最も衝撃値が小さくなる場所を見出した。その後、本実験では、試験片の正確な位置 (衝撃値が最も小さくなる位置) にノッチ加工し、シャルピー衝撃試験を行っている。その結果、ガス溶接試験片及びティグ溶接試験片については溶接金属中央部、被覆アーク溶接試験片ではボンド部 (C-Ni) 及び熱影響部 (C-NiFe, C-E)、半自動溶接試験片については、熱影響部となった。

図 11 に母材及び各種試験片の衝撃値を示す。試験片本数は 5 ~ 13 本で、母材についてはばらつきを知る目的で 24 本とした。なお、母材衝撃値のばらつきが大きかったため、衝撃値の信頼性を高める目的で標準偏差は 95.5% で示している。

最も衝撃値が高かった試験片は、被覆アーク溶接試験片における C-Ni 試験片であり、その値は 24 kJ/m<sup>2</sup> であった。硬度試験結果より、C-Ni 試験片では、Ni の作用によ

り白銹化した部分が少なく、その幅も狭かったことから衝撃値が高くなったものと考えられる。

次に衝撃値が高かった試験片は、T-FCNi 試験片 (ティグ溶接) であり、その値は 22 kJ/m<sup>2</sup> であった。ノッチ位置は溶接金属中央部である。図 9 に示したように、T-FCNi 試験片における溶接金属部の組織は、セメントタイト、フェライト、黒鉛が混在した組織となっており、黒鉛は断続的な塊状となっている。鋳鉄中の黒鉛形状は、機械的性質に大きく影響を及ぼすため、衝撃値を高くしたものと考えられる。

G-FC 試験 (ガス溶接)、C-NiFe 及び C-E 試験片 (被覆アーク溶接)、S-NiFe 試験片 (半自動溶接) の衝撃値は、ほぼ同じ値を示しており (18 ~ 19 kJ/m<sup>2</sup>)、この値は母材衝撃値の約 70% である。しかし、G-FC 試験片では、衝撃値のばらつきが母材よりも大きい。この試験片におけるノッチ位置は、溶接金属中央部であり、破断部を観察するとブローホールが確認された。これによってばらつきが大きくなったと考えられる。ガス溶接法ではブローホールの発生は避けられないと考えるべきである。

G-FCNi 試験片 (ガス溶接) と S-YGW 試験片 (半自動溶接) の衝撃値は、14 ~ 16 kJ/m<sup>2</sup> で母材衝撃値の 50 ~ 60% 程度と低い値を示した。これらの理由は以下のように考えている。

G-FC 試験片 (ガス溶接) では、ノッチ底部の溶接金属部で黒鉛の析出が確認された。そのため、衝撃荷重を受ける有効断面積が小さくなり衝撃強度は低下した。また、S-YGW 試験片 (半自動溶接) では入熱が低いため、冷却速度は他の試験片より速く、白銹層の幅が広がったことが衝撃値を低下させた。事実、この試験片においてボンド部近傍の白銹層の幅は、全試験片中最も広い (最大 0.6 mm) ことを確認している。

以下に試験片作製時に観察された作業性及び効率性 (単位時間当たりの溶着金属量) について述べる。

ガス溶接法は、長い作業時間を要し、効率性の低い溶接法であることが分かった。この原因は、ガス炎の温度が低いため母材、溶加材の溶融が迅速に行われ難いためと考えられる。

被覆アーク溶接法における ECNi-CI 及び ECNiFe-CI 溶接棒の使用では、アークの指向性・安定性に難がありスラグ巻込みなどの欠陥が生じやすかった。また、溶接棒価格についても軟鋼用溶接棒価格の約 10 倍以上と高価であるため、経済性も低い。

半自動溶接 (2 種) は効率性に優れていた。しかし、SCNiFe-1 ワイヤを用いた半自動溶接法では、低電流域でのアークの安定性に難があり、170 ~ 180 A での溶接を余儀なくされた。一般的に鋳鉄の溶接では、母材の希釈に伴う白銹組織の晶出をできるだけ抑制するため、低電流での溶接が推奨されている。また、ECNi-CI 及び ECNiFe-CI 溶接棒と同様、経済性は低い。

ティグ溶接では、1 パス当たりの溶着金属量が少ないため、長時間の作業を要し、溶接パス数が増すとともに被溶接材料からの輻射熱が増し、溶接作業を続ける上で

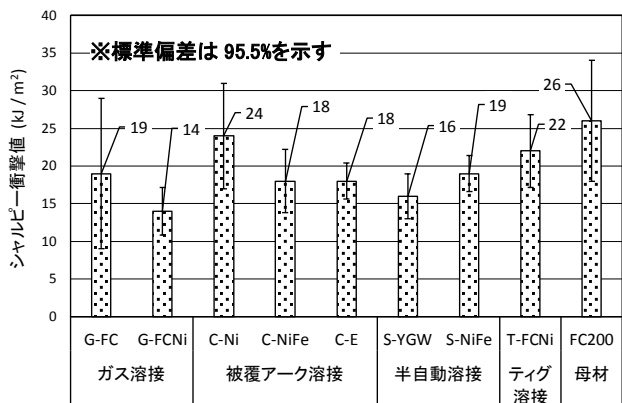


図 11 母材及び各種試験片のシャルピー衝撃値

問題となった。

溶接作業性の問題は、実用面から軽視できない部分だと思われる。

以上の結果について総合的に評価したものを表 4 に示す。各評価項目を A, B, C, D の 4 段階で評価している。評価基準は以下である。

- ① 引張強度 (A : 母材強度の 90%以上, B : 80%以上, C : 70%以上, D : 70%未満)
- ② 衝撃強度 (A : 母材衝撃値の 80%以上, B : 70%以上, C : 60%以上, D : 60%未満)
- ③ 作業性 (作業工程数, アークの指向性・安定性, 欠陥の生じ難さ, その他の作業上で生じた事象)
- ④ 効率性 (単位時間当たりの溶着金属量, mm<sup>3</sup>/min) (A : 1500 以上, B : 1000 以上, C : 500 以上, D : 500 未満)

表 4 総合評価

溶接法	溶加材	試験片記号	引張強度	衝撃値	作業性	効率性	評価
ガス溶接	共金材 (FC200)	G-FC	C	D	C	D	D
	鋳鉄用補修肉盛用溶加棒(1.2%Ni)	G-FCNi	D	D	C	D	D
被覆アーク溶接	ECNi-CI	C-Ni	A	A	D	B	B
	ECNiFe-CI	C-NiFe	A	C	D	B	C
	E4316	C-E	A	C	B	A	A
半自動溶接	YGW12	S-YGW	A	C	A	A	A
	SCNiFe-1	S-NiFe	A	B	D	A	B
ティグ溶接	鋳鉄用補修肉盛用溶加棒(1.2%Ni)	T-FCNi	A	A	A	C	A

#### 4. まとめ

- (1) 従来、鋳鉄の溶接に用いられてきたガス溶接法は、作業性、効率性が低く引張及び衝撃強度についても他の試験片より劣ることから総合評価は低位となった。
- (2) ガス溶接と同様に、鋳鉄の溶接に用いられてきた Ni 系溶接棒 ECNi-CI を用いた被覆アーク溶接法は、引張及び衝撃強度は優れているものの、アークの指向性や安定性に難があり、総合評価は中位となった。
- (3) ねずみ鋳鉄同士の溶接に推奨される溶接法は、被覆アーク溶接 (E4316)、半自動溶接 (YGW12) 及びティグ溶接 (ねずみ鋳鉄用補修肉盛用溶加棒) である。
- (4) 特に、機械的強度 (引張及び衝撃強度) を重視する際にはティグ溶接 (ねずみ鋳鉄用補修肉盛用溶加棒)、作業性、効率性の実用面を重視する際には、被覆アーク溶接 (E4316) 及び半自動溶接 (YGW12) が推奨される。

#### 参考文献

- [1] 藤井信之, 高橋潤也, 鈴木仁, 安田克彦:「各種溶接法による鋳鉄/軟鋼溶接部の強度特性の比較」溶接学会論文集, Vol. 23, No.2, pp. 302-310 (2005).
- [2] 藤井信之, 本多弘範, 深瀬敦史, 安田克彦:「各種溶接法による球状黒鉛鋳鉄溶接部の強度特性」溶接学会論文集, Vol. 25, No.2, pp. 261-267 (2007).
- [3] 経済産業省大臣官房調査統計グループ:「経済産業省生産動態統計年報, 鉄鋼・非鉄金属・金属製品統計編」(2015).
- [4] 畠山敬太, 篠田清, 長谷川利之, 大久保通則:「ティグ溶接および摩擦攪拌プロセスによる片状黒鉛鋳鉄の特性変化」溶接学会全国大会講演概要, Vol.89, 309 (2011).
- [5] 柴田文男:「電子ビーム溶接によるねずみ鋳鉄溶接部の強度特性」鋳造工学, Vol.69, No.5, pp.391-396(1997).
- [6] 野秋慎, 柴田文男, 今井邦夫, 武田克彦「TIG 溶接したねずみ鋳鉄の強度特性」: 日本材料学会学術講演会講演論文集, Vol.61, pp.305-306(2012).
- [7] 五百住優太, 西川進:「Cu を用いた鋳鉄の TIG 溶接」平成 26 年度溶接学会秋季全国大会講演概要, Vol.94, 204(2014).
- [8] 本間正雄, 和田次康, 山谷勝惟「鋳鉄および球状黒鉛鋳鋼の溶接 (第 1 報) アーク溶接組織について」: 溶接学会誌, Vol.29, No.10, pp.812-818(1960).
- [9] 本間正雄, 和田次康, 山谷勝惟「鋳鉄および球状黒鉛鋳鋼の溶接 (第 3 報) 二, 三の低温溶接について」: 溶接学会誌, Vol.30, No.12, pp.918-923(1961).
- [10] 川島真一, 半田正敏, 伊藤勉, 長谷川義治, 三浦佳達, 大橋立鷹, 工藤保雄, 金沢淳逸, 河野辰登志「鋳鉄の被覆アーク溶接における溶接条件と溶接部の諸性質」: 鋳物, Vol.66, No.6, pp.443-448(1994).
- [11] 星野克英「鋳鉄のアーク溶接に関する研究」: 大同工業大学紀要, Vol.19, pp.34-54(1983).
- [12] 豊貞雅宏, 後藤浩二, 村上幸治, 石井稔, 永田陽造, 古城昭「熱切断変形に関する基礎的検討」西部造船会会報, Vol.99, pp.331-342(1999).
- [13] 中西実, 丸尾大:「現代溶接技術体系 10 炎加工・熱切断」, 産報出版株式会社, p.42(1980).
- [14] 溶接学会「溶接・接合便覧」, 丸善株式会社, (1990).
- [15] 藤井信之, 高橋潤也, 菅直樹, 濱村賢治「金属材料における試験片の切欠き形状と衝撃値の関係」: 職業能力開発総合大学校紀要, Vol.31-A, pp.29-33(2002).
- [16] 長谷川利之, 大久保通則「鋳鉄のティグ溶接におけるブローホールとチル層の形成挙動」: 溶接学会論文集, Vol.33, No.3, pp.288-294(2015).
- [17] 田村元:「普通鋳鉄の酸素アセチレン溶接」, 溶接ニュース出版局, pp.46-47(1961).
- [18] 特殊電極株式会社:「トクデン 溶接材料」, pp.17-28(2009).

(原稿受付 2016/11/30, 受理 2017/03/31)

\*高橋 潤也, 修士 (工学)

職業能力開発総合大学校, 能力開発院, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1 email:j-takahashi@uitech.ac.jp  
Jyunya Takahashi, Faculty of Human Resources Development, Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-Machi, Kodaira, Tokyo 187-0035.

\*中島 均, 修士 (教育学)

職業能力開発総合大学校, 能力開発院, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1 email:nakashima@uitech.ac.jp  
Hitoshi Nakashima, Faculty of Human Resources Development, Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-Machi, Kodaira, Tokyo 187-0035.

\*市川 拓, 修士 (工学)

株式会社トヤマ, 〒258-0112 神奈川県足柄上郡山北町岸 3816-1 Taku Itikawa, TOYAMA Co., Ltd. 3816-1, Kishi, Yamakita-machi Ashigarakami-gun, Kanagawa,258-0112.

\*藤井 信之, 博士 (工学)

職業能力開発総合大学校, 能力開発院, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1 email:nfujii@uitech.ac.jp  
Nobuyuki Fujii, Faculty of Human Resources Development, Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-Machi, Kodaira, Tokyo 187-0035.