建築鋼構造継手の各種溶接方法における 溶接割れの研究 (第1報)*

—被覆アーク溶接の場合—

中山 浩** 松本正巳*** 稲垣道夫****

A Study of Weld Cracking in High-Strength Steel Weld with Various Arc Welding Processes for Steel Structures of Building (Report 1)*

—In case of Manual Covered Metal Arc Welding—

by Hiroshi Nakayama**, Masami Matsumoto** and Michio Inagaki**

Abstract

As the weld length is generally short in the welding of steel structures of building, welding is completed in many cases in continuous multi-pass welding sequence. Consequently, it is expected that the cold weld cracking can be prevented by depositing the succeeding weld passes within the incubation time for crack initiation.

Confirming that the incubation time for cracking is affected by the welding positions, weld heat input, kind of electrode and intensity of restraint, the new method of preventing weld cracking has been established by welding the succeeding passes within the incubation time for crack initiation without employing preheating.

1. 緒 言

溶接継手に起る低温割れは、その発生の様相、時期および温度などが、それぞれ異なるが¹⁾、その本質は水素が関与する遅れ破壊現象であることが多い²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾⁶⁾。溶接割れに関する研究は溶接が信頼性をもって本格的に実用されはじめた1940年ごろから今日に至るまで、日々新しい重要な問題としてとりあげられてきた⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾。

筆者らは、建築・橋梁の溶接施工者としての立場から与えられた条件の範囲内で高張力鋼の溶接割れを簡易に防止する方法の確立を目的として、一連の実験を行なった。すなわち、低温割れでは発生頻度の高いルート割れを主な対象とし、また自動あるいは半自動溶接でしばしばあらわれる溶接金属の高温割れについても、その簡易防止方法を検討した。

本報では被覆アーク溶接の場合について、ルート割れを中心にその防止方法を検討した。

ルート割れの防止方法としては、その発生機構から考えて溶接部の組織を水素ぜい化に対して安全な延性に富む組織にするか、または溶接後ルート割れが発生するまでの潜伏時間内に防止処理を施すかの2つの方法が考えられる。前者の防止方法としては、溶接部を溶接前に予熱し溶接後の冷却を十分緩慢にし、硬化組織の生成を防止し、かつ冷却過程での水素の放出を容易にすることが考えられる。後者の防止方法としては、溶接部の組織が水素ぜい化に対して危険な硬化組織になっても、割れが発生するまでの潜伏時間内に後熱して、その組織を焼もどすとともに、溶接部の水素を放出せしめることが考えられる⁶⁾。

溶接部を溶接前に予熱する方法は低温割れ防止にきわめて効果的であり、現在広く実用化されている¹²⁾。しかし、ガスバーナーあるいは他の方法で溶接部を均一に一定の温度まで加熱することは技術的、経済的に困難を伴うことが多い。ガス炎などによる後熱法も原理的には効果的であるが¹³⁾¹⁴⁾、技術的、経済的観点からはほとんど用いられていない。

現在、わが国では、実際施工における予熱温度を決定する場合、斜めY形割れ試験方法 (JIS Z3157) が広く採用されている。すなわちこの試験では、斜めY形拘束割

* 原稿受付 昭和49年6月5日 (44~47年度全国大会に発表)

** 正 員 巴組鐵工所 Member, Tomoeogumi Iron Works Ltd.

*** 正 員 野沢工業研究所 Member, Nozawa Industrial Research Institute Ltd.

**** 正 員 金属材料技術研究所 Member, National Research Institute for Metals

れ試験体に、シングルビードによる試験溶接を施し、約 48 hr. 常温放置後、断面および破面から割れの状態を調べ、これによって得られた割れ停止温度を選ぶ場合が多い。

建築鉄骨の突合せ継手は、レ形開先が比較的多く、その長さも短い。したがって溶接は比較的短時間に連続多層盛溶接で完了することが多い。

継手長さが短いことは、多層盛溶接時の繰り返し熱サイクルの間隔が短いことを意味する。これは溶接割れ発生の潜伏時間内に次パスによる焼もどししないしは後熱効果が作用することにより、予熱を施さずに、溶接低温割れ防止効果の可能性を期待できる。

この考えにたつと、今日広く行なわれている斜め Y 形拘束割れ試験の結果を建築鉄骨などのような短い溶接継手に対して適用することは、実状にそぐわない。

実状にあった割れ防止方法を確立するためには、溶接割れ発生の潜伏時間を知る必要がある。

溶接割れ潜伏時間は、溶接入熱溶接材料、拘束の大きさ、溶接部の形状などの種々の因子によって影響を受けることが予想されるが、これらについて系統的に調べた報告は少ない¹⁵⁾¹⁶⁾¹⁷⁾²⁶⁾。

本報は低温割れの発生するまでの潜伏時間を上述した種々の因子について実験的に求め、建築鋼構造継手の被覆アーク溶接における低温割れを、予熱、後熱なしで、その潜伏時間を利用して防止する方法について検討したものである¹⁸⁾¹⁹⁾。

2. 供試材および試験方法

2.1 供試材

主として使用した供試材を Table 1 に示す。鋼板は建築鉄骨に現在主として使用されている SM50A である。また使用した溶接棒による溶着金属の化学成分、機械的性質および拡散性水素量もあわせて示した。拡散性水素量の測定は JIS Z3113-1961 に準じ、溶接後 20 sec. 間放置、その後 10 sec. 間水冷して 45°C のグリセリン捕集器へ（溶接完了後 1 min. 以内）挿入し、48 hr. 間保持してのち、捕集された拡散性水素量を測定し、標準状態に換算して求めた。なおこの場合の溶接条件は溶接割れ試験の場合と同じである。

2.2 試験方法

主として用いた試験体の形状および寸法を Fig. 1 に示す。試験体の寸法は、斜め Y 形拘束割れ試験体 (JIS) と同様であるが、開先は建築鉄骨でよく使用されるレ形を選んだ。またレ形開先と一般的な拘束割れ試験片との比較のため、斜め Y 形開先をもつ拘束割れ試験片も使用した³⁴⁾³⁵⁾。試験溶接の条件は Table 2 に示す通りで、

Fig. 1 Restraint cracking test specimen (single bevel and oblique y groove)

溶接棒径および溶接姿勢に応じた標準条件とした。なお立向姿勢による溶接は、上進法で行なった。

試験溶接を行なった試験体は、溶接後各所定時刻に、溶接線に平行にビードを中心にして約 60 mm の幅でガス切断を行なって拘束を解放し、これにより完全に割れの伝ばを停止してのち、試験ビードを等間隔に 5 断面で冷間切断し、断面を研磨後、マクロエッチを行ない、拡大鏡 (50 倍) および顕微鏡により割れの観察を行なった。

割れ感受性の程度は普通、割れを起した長さの溶接ビード全長に対する比率あるいは割れの高さのビード断面に対する比率であらわされる。本実験では、1 箇の試験体について 5 断面の割れ率を平均することによって求めた。かたさの測定はマイクロビッカース硬度計で荷重 1 kg で行なった。

3. 溶接割れ発生時期および伝ば状況

3.1 開先形状の影響

建築鉄骨構造の突合せ溶接継手においては、一般にレ形開先が多く用いられる。したがって本実験では、まず一般に用いられている斜め Y 形拘束割れ試験と比較し、割れの発生時期あるいはその形態におよぼす開先形状の影響を調べた。Photo. 1 はレ形および斜め Y 形拘束割れ試験体における代表的な割れの状況を示すもので、ある時間経過して割れが約 50% 進展した状態を示す。

レ形および斜め Y 形開先拘束割れ試験体について、それぞれ 4 mm, 5 mm および 6 mm 径の低水素系溶接棒

(a) Single bevel groove (b) Oblique y groove

Photo. 1 Typical cracks in single bevel and oblique y groove specimens (Flat position)

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of materials

(a) Base metal

JIS Code	Plate thickness (mm)	Chemical composition (%)					Mechanical properties				Ceq ²⁾	PCM ³⁾
		C	Si	Mn	P	S	Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation ¹⁾ (%)	Absorbed energy (kg-m) (0°C)		
SM50A	32	0.14	0.39	1.35	0.024	0.022	41	56	26	5.5	0.381	0.221

1) G.L= 50 mm, D=12 mm, 2) $Ceq = C + Mn/6 + Mo/4 + Cr/5 + Si/24 + Ni/40 + V/14$ 3) $PCM = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$

(b) All-deposited metals

JIS Code	Dia. (mm)	Chemical composition (%)						Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Absorbed energy (kgm) (0°C)	Hydrogen content (cc/100g)	Drying condition
		C	Si	Mn	P	S	Cu						
D5016*	4	0.06	0.45	0.82	0.009	0.008	0.10	48.9	55.8	34.2	25.7	2	400°C×1hr
D5016	4	0.05	0.61	0.96	0.012	0.008	0.06	49.1	57.5	33.8	26.3	5	300°C×1hr
D5016	5	0.06	0.69	0.97	0.014	0.011	0.08	50.1	58.1	33.6	25.8	5	300°C×1hr
D5016	6	0.06	0.63	0.93	0.012	0.010	0.06	49.5	56.8	32.8	24.3	6	300°C×1hr
D4301	5	0.09	0.09	0.44	0.016	0.016	—	40.2	45.6	30.0	—	38	100°C×1hr
D4303	5	0.08	0.17	0.42	0.011	0.015	—	42.3	48.4	27.0	—	37	100°C×1hr

* Extra low hydrogen type electrode

Table 2 Welding conditions for test welds

Welding position	Dia. of electrode (mm)	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Weld heat input (J/cm)
Flat position	4	180	25	15	18,000
	5	235	27	15	25,400
	6	285	30	15	34,200
Horizontal position	4	180	25	15	18,000
Vertical position	4	130	24	13.5	13,100

Fig. 2 Effect of size of electrode on the incubation time for crack initiation in single bevel groove specimen

Fig. 3 Effect of size of electrode on the incubation time for crack initiation in oblique y groove specimen.

を用いて溶接後の経過時間(溶接完了直後からガス切断終了までの時間)と断面割れ率との関係を求めた結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。レ形開先拘束割れ試験では、4 mm 径の溶接棒において割れ発生までの時間(潜伏時間)は約 2 min, 5 mm 径では約 5 min, 6 mm 径では約 8 min である。一方、斜め Y 形開先拘束割れ試験では、4 mm 径溶接棒の場合に約 3 min, 5 mm 径では約 16 min で割れが発生している。木原、鈴木¹¹⁾は斜め Y 形溶接割れ試験片(JIS 3158-1966)を用いて、溶接部の横収縮を測定して割れの発生時期を求めている。これによると割れは溶接後約 3 min 以上経ってから起っており、筆者らの結果と大きな差はない。

レ形拘束割れ試験におけるルート割れは熱影響部に沿って伝ばしているのが特徴である。斜め Y 形拘束割れ試験における割れはレ形開先の場合とややその様相を異にし、ルートの熱影響部に発生し断面割れ率が約 20% のところで溶接金属に移行して伝ばするものが多い。

レ形開先の場合と斜め Y 形開先の場合を比較すると、溶接金属のルート部の形状の相異がもっとも特徴的な

である。すなわち、レ形開先においてはルート部の切欠きの角度が鋭角をなすのに対して、斜め Y 形開先は鈍角をなしている。このために割れ発生の潜伏時間がレ形開先の場合、短くなるものと考えられる。また、レ形開先の場合、割れがボンド、熱影響部に沿うのは、この部分が応力に垂直に位置しているためであろう。斜め Y 形開先の場合、伝ばの過程で、溶接金属内部に進行するのは、応力に垂直に位置するのが溶接金属内部であるためであろう。そして溶接金属は母材熱影響部より水素含量が高いことなどの理由で、以後の割れの成長が促進されるものと解釈される。

3.2 溶接棒の種類の影響

前項では低水素系溶接棒を使用した場合の低温割れの発生時期とその挙動について述べた。ここでは種々の被覆系統の溶接棒を用いて実験を行ない、溶接棒の種類が溶接割れの挙動に及ぼす影響を与えるかについて検討した。実験にはレ形開先拘束割れ試験体を用いた。溶接棒は Table 1 に示した D5016 (一般低水素系溶接棒と極低水素系溶接棒)の 4 および 5 mm 径、D4301 および D4303 の 5 mm 径をそれぞれ使用した。溶接条件は Table 2 に示した通りである。

Fig. 4 はこれらの溶接棒を用いて実験した結果を示したものである。D4301 および D4303 による割れ発生時期はともに約 1 min で、割れは発生後急速に成長する。

Fig. 4 Effect of kind of electrode on the incubation time for crack initiation

(a) Ilmenite type (D4301) (b) Lme-titania type (D4303)

Photo. 2 Typical cracks in single-bevel groove specimen

Photo. 3 Typical cracks; (a) (b) with low hydrogen type electrode (5φ), (c) with ilmenite type electrode (5φ) (×50)

D5016 (5 mm 径) の場合の割れの潜伏時間は約 5 min で前二者にくらべて長い。これらの割れはいずれもルート割れである。D4301 および D4303 の場合には、ルート部に発生した割れは直ちに溶接金属に伝ばし、成長している。その代表的な例を Photo. 2 に、ミクロ組織を Photo. 3 に示す。Photo. 2 にみられるように、溶接棒が相異してもルート部における切欠きの状態はほぼ同様であるが、D4301 および D4303 は D5016 にくらべて、ルート側への溶込みが少なく、のど厚が小さく、延性も乏しく、また拡散性水素量が 37 および 38 cc/100 g と約 6 倍の高い値を示すことなどが、割れがルート部から直ちに溶接金属中に伝ばする原因と考えられる。拡散性水素量の影響については Christensen²⁰⁾、Krall²¹⁾ および木原、稲垣ら³³⁾が報告している。

つぎに、4 mm 径の一般低水素系溶接棒 (D5016) と水素量をきわめて低くした極低水素溶接棒 (D5016) の比較をすると極低水素系溶接棒においては溶接終了後、約 10 min 以上で低温割れが発生し、比較的ゆるやかに進展するが、一般低水素系では、約 2 min 以上で割れが発生し、極低水素系溶接棒に比較してやや急速に割れが伝ばすることがわかる。この相異は Table 1 に示すように溶着金属の化学成分、機械的性質の差が両者の間に、ほとんどなく、また溶接条件もほぼ同一であり、溶接入熱も等しいことから、極低水素系溶接棒による溶着金属中の拡散性水素量が少ないことが主な原因であると考えられる。

3.3 溶接棒のサイズならびに溶接入熱の影響

レ形開先拘束試験を行ない、低水素系溶接棒のサイズが割れ発生時期におよぼす影響について調べた結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。これらの図から溶接棒のサイズが増すにしたがって割れの発生時期はいちぢるしく遅くなる。溶接棒のサイズの増加にともなって溶接電流およびアーク電圧が高くなる結果、溶接入熱が増大

し、このためルート部における冷却速度が小さくなり、最高かたさが低下し、また拡散性水素が逸散して減少することが、その原因と考えられる。これらの結果から、実際の構造物の溶接に際しては、棒径の大きい溶接棒を用いることが、低温割れ発生までの潜伏時間をできるだけ長くして、この間に次パス溶接を施して、割れ防止を目的とする本研究の狙いに沿うものであり、溶接割れ防止の観点から有利であることがわかる。

つぎに同じ結果を用いて入熱量の影響として検討した結果入熱量の増加にともなって、溶接割れ潜伏時間が長くなっていることが認められた。したがって、実際の溶接施工に際しては、溶接割れの発生時期を遅くするためには、大きな溶接入熱を用いて溶接を行なうことが有利である。

このように溶接入熱の増加によって、溶接ルート部の低温割れ発生時期が長くなるのは、ルート部における冷却速度が遅くなることが主な原因の 1 つと推定される。冷却速度を求めるために普通熱電対を用いて溶接熱サイクルを測定しているが、測定位置の冷却過程は実際のルートにおけるそれとは若干異なることが予想される。そのことと、ルートにおける熱サイクルの測定の困難さという観点から、溶接熱影響部の“特性距離”を各位置について測定し、その結果からルート部や止端部における局部冷却時間を推定する方法が稲垣、中村らによって試みられた²³⁻²⁶⁾。

そこで、その理論を本実験に適用して割れ発生におよぼす局部冷却時間（熱影響部の特性距離）の影響を調べた。

Fig. 5 は、稲垣、中村ら²⁴⁾²⁸⁾によって求められた軟鋼、60 kg/mm² 級高張力鋼および 80 kg/mm² 級高張力鋼の熱影響部における特性距離 (d) とテーパかたさ試験片から求めた 800°C から 500°C における冷却時間の関係である。これに本実験に用いた鋼板 (SM50A) に

Fig. 5 Cooling time from 800 to 500°C vs. characteristic distance in heat-affected zone squared (d^2)

よりテーパ試験片を作り, 得られた特性距離と冷却時間の関係を同図にプロットした。SM50A においては軟鋼に比べて, やや勾配は小さくあらわれるが, HT80 や HT60 よりは勾配が著しくきつくなっている。これは SM50A の化学成分からみて明らかのように, 軟鋼に比べて SM50A は Mn 含有量が高く, やや硬化性が高いが, HT80 および HT60 などの焼入れ, 焼もどし調質鋼に比べて硬化性が劣るためと考えられる。

なお測定方法は金属顕微鏡にて倍率 400 倍のパーライト組織のくすれかかるところを Ac_1 (変態点) に相当する温度まで達した点とし, つぎに倍率を 100 倍に切り換えてパーライトの結晶粒度が細かくて均一になり, フェイトライの地の白い箇所がばやけてくるところを Ac_3 に相当する温度まで達した点として, その間の目盛を測定することによって特性距離 (d) を求めて, Fig. 5 により冷却時間を算出した。Fig. 6 は本実験に用いた Y 形開先および斜め Y 形開先拘束割れ試験体について, 上述の手順によって得られたルート部の局部冷却時間を示すもの

Fig. 6 Examples of local cooling time (sec) from 800 to 500°C at root and toe at the crack initiated regions estimated by Fig. 5

である。これより溶接棒の径の増加とともにルート部の局部冷却時間が長くなる傾向を示している。これは当然のことながら, 入熱の増加によるもので, ルート部の最高かたさを低下させ, 割れ潜伏時間を長くすることに寄与しているものと思われる。

3.4 溶接姿勢の影響

溶接姿勢が変化すると溶接条件も当然変化し, 冷却速度も異なってくる。また溶込み形状が変化するので, 切欠き形状も変化する。したがって割れ発生時期およびその挙動も違ってくるのが予想される。

Fig. 7 は, D5016, 4 mmφ の溶接棒を用いて, Table 2 に示した溶接条件で, 下向, 横向および立向きの 3 姿勢による試験溶接をした結果を示したものである。横向姿勢では割れの発生時期は, 溶接後約 3hr で, 下向姿

Fig. 7 Effect of weld positions on the incubation time for crack initiation

勢と比較していちぢるしく遅れることがわかる。横向および立向姿勢の場合にはルート割れのほかにまれに止端割れがみられた。横向姿勢の場合, 溶接入熱が下向姿勢と等しいが, 割れ発生近傍であるルート部の局部冷却時間および最高かたさは, 下向でそれぞれ 6.1 sec. および $H_v = 370$, 横向で 5.3 sec. および $H_v = 390$ と差がみられた。しかし, 潜伏時間がいちぢるしく遅くなるのは, Photo. 4 に示すようにルート部の切欠角度が鈍になっていることおよび溶接部の開先部下面のルートと止端の厚さ (脚) が他の溶接姿勢の場合に比較して大きく

(a) Horizontal position (b) Vertical position

Photo. 4 Typical cracks in horizontal and vertical positions

なることの2つが主な原因と考えられる。立向姿勢における割れの発生時間(潜伏時間)は溶接後約10 minで、それ以降は割れが急激に伝ばする。立向姿勢の溶接入熱は13,400 joule/cmで下向姿勢の入熱18,000 joule/cmの約3/5と小さい。このため溶接ビードの厚みはやや小さくなりやすい。またアンダーカットも他の溶接姿勢にくらべ、発生しやすく、この部分に応力集中を起して止端割れが起り、ルート割れと共存することがある。これらが立向姿勢における割れ成長を促す要因と考えられる。一方ルート部における切欠角度は横向姿勢と同様に下向に比較して、はるかに鈍角をなしている。このため割れ発生時期が下向よりも遅くなるものと考えられる。

3.5 拘束度の影響

溶接部に発生する割れは試験体の拘束度によって影響される²⁹⁾³⁰⁾。そこで、試験体の拘束度が割れの発生時期および挙動にいかなる影響を与えるかについて検討を行なった。ここに用いた試験体の寸法および形状はFig. 8に示すとおりで、使用材料もTable 1に示したものである。

Fig. 8 Restraint cracking test specimens with single bevel groove

試験体の拘束度は木原、増淵³¹⁾によって示された無限板の拘束係数の式(1)を用い、さらに森脇³²⁾によって示された有限板における拘束係数の算式(2)を用いて求めたもので、その計算結果をTable 3に示す。

Table 3 Calculated values of intensity of restraint in single-bevel groove restrained cracking test specimens

Mark of test specimen	a	b	c
Length of test specimen, W (mm)	100	200	500
Length of restraint bead, C (mm)	60	120	300
Bead length, l (mm)	40	80	200
Restraint ratio, C/W	0.6	0.6	0.6
Restraint coefficient in an infinite plane, K_{∞} (kg/mm ² ·mm)	334.5	167.3	60.7
Modified coefficient, $(C/W)^{1.4}$	0.489	0.489	0.489
Restraint coefficient in a finite plane, K_0 (kg/mm ² ·mm)	163.6	81.8	29.7
Intensity of restraint, K (kg/mm·mm)	5,235	2,618	950

$$K_{\infty} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{l}{L} \cdot \frac{E}{\phi} \cdot \frac{1}{\phi} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ただし、 K_{∞} =無限板の拘束係数 (kg/mm²·mm)

l = 一様応力のかかる長さ (=溶接長さ) (mm)

L = スリット長さ (mm)

E = 21,000 (kg/mm²)

ϕ = 溶接長さ l のスリット長さ L に対する相対位置によって定まる無次元量

$$K_0 = \left(\frac{C}{W}\right)^{1.4} \cdot K_{\infty} \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 K_0 =有限板の拘束係数 (kg/mm²·mm)

$(C/W)^{1.4}$ =修正係数

C = 試験体の拘束ビードの長さ (mm)

W = 試験体の全長 (mm)

K_{∞} =無限板の拘束係数 (kg/mm²·mm)

試験溶接は下向姿勢で行なった。溶接後の割れの観察は前項までと同じ要領で行ない、溶接後の経過時間と断面割れ率との関係を求めた。その結果をFig. 9に示す。この図から、試験体の拘束度が小さいほど、割れ発

Fig. 9 Effect of intensity of restraint on the incubation time for crack initiation with a low hydrogen type electrode

生時期が遅くなっていることがわかる。一方, 実験に用いた3つの試験体の寸法変化による冷却効果を調べた結果によると, 最高加熱温度から 100°C までの冷却時間は, 試験体の大きいほど長くなっていることが確認された。したがって, 拘束度の低い, 寸法の大きい試験体ほど割れ発生傾向の小さいのは上述の拘束度の他に溶接部の冷却時間がゆるやかになっていることも作用していると考えられる。ルート割れにおよぼす試験体の寸法効果については, 本原, 稲垣³³⁾も論じている。

3.6 鋼種の影響

前項までは, 主として SM50A 材についての割れ発生時期についていろいろな角度から検討を行ってきた。本項では, より強度の高い60および 80 kg/mm^2 級高張力鋼の場合について, 割れの発生時期およびその挙動について検討した。使用した60および 80 kg/mm^2 級高張力鋼の化学成分および機械的性質を Table 4 に示す。拘束割れ試験体はレ形開先を用い, その形状, 寸法は Fig. 1 に示したとおりである。また使用した溶接棒による溶着金属の化学成分および機械的性質を Table 4 に示す。実験方法は前項までと同様である。なお, 溶接は下向姿勢で, 4 mm 径の溶接棒を用いた。

Fig. 10 はその結果である。また, 割れの代表例を Photo. 5 に示した。割れ発生時の潜伏時間は, HT60 の場合は約 5 min HT80 では約 3 min である。両者とも割れは, ルート部から発生し, ボンドに沿って熱影響

Fig. 10 Comparison of incubation time in three type steels

(a) No crack within incubation time (b) 60 min. elapsed time after welding.

Photo. 5 Typical root cracks in the HT 60 steel

(a) HT 60 steel (b) HT80 steel

Photo. 6 Microstructures of HAZ in the neighbourhood of cracks ($\times 400$)

部を伝ばしている。割れは開先をとらない面に発生しているが, この傾向は SM50A の場合と同様である。割れの発生および成長は HT80 が HT60 よりも早い。これは HT80 の C_{eq} 値および P_{CM} 値²⁹⁾が高いことによるためと考えられる。Photo. 6 に HT60 および HT80 の熱影響部にみられるルート割れ近傍のミクロ組織を示す。HT60 ではルート割れはオーステナイト粒内割れと粒界割れが混在している。ルート割れ近傍の組織は若干フェライトおよび中間段階組織, マルテンサイト組織の混在を示している。HT80 ではマルテンサイト組織が多くあらわれている。

4. 溶接割れ発生時期を利用した低温割れの防止方法

前項までにおいて, 被覆アーク溶接における溶接部の割れ発生時期におよぼす種々の因子, すなわち, 開先形状, 溶接棒の種類, 溶接棒のサイズ, 溶接入熱, 溶接姿勢, 拘束度(試験体の寸法)および鋼種などの影響を調べた。そこで明らかにされた知見をもとに, 本項では溶接割れ潜伏時間内に次パス溶接を施すことによって予熱なしで低温割れを防止する新しい方法の効果について検討した。

4.1 SM50A の場合

被覆アーク溶接における割れは, クレータ割れを除けば, すべての割れはほとんど割れ発生までの潜伏時間を有する遅れ割れであり, これらの潜伏時間は, 各種の溶接条件によって変化することが, 前項までの実験で確認された。したがって, 溶接割れ防止対策を講ずるためには, より長い潜伏時間を得る条件を決定することが必要であり, 逆に比較的短い潜伏時間になる条件のもとでは, 最も効果的な予熱を行なう方法が賢明である。

建築鋼構造における主要な突合せ継手は比較的その継手線が短い。それゆえ, 多層溶接時の繰り返し熱サイクルの間隔も短くなっている。これは割れ潜伏時間内に焼もどし効果が作用することにより, 予熱を併用しなくとも溶接低温割れ防止が容易になることが期待できる。

Table 4 Chemical compositions and mechanical properties of materials

(a) Base metal

Steel*	Thickness (mm)	Chemical composition (%)										Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Absorbed energy* (kg·m)	Ceq	PCM
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	B						
HT60	32	0.14	0.41	1.13	0.017	0.006	0.01	0.17	0.01	0.06	—	56	66	45	24.4 at 0°C	0.38	0.226
HT80	32	0.14	0.24	0.83	0.013	0.004	—	0.86	0.44	—	0.001	77	84	20	12.7 at 10°C	0.57	0.267

* Heat treatment; Q & T

* 2mmV charpy notch

(b) All-deposited metals

Electrode grade	Dia. (mm)	Chemical composition (%)									Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Absorbed energy (kg·m)	Hydrogen content (cc/100g)	Drying condition
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo						
D6016	4	0.08	0.45	1.07	0.012	0.009	0.05	0.64	—	0.23	57.5	65.6	28.8	18.7 at -10°C	2	400°C×1hr
ASTM E11016-G	4	0.06	0.38	1.25	0.013	0.008	0.06	2.71	0.24	0.38	75.0	86.4	22.8	10.1 at -15°C	1	400°C×1hr

Table 5 Example of welding conditions to prevent weld cracking by multi-pass welding process for HT60 steel

Welding sequence	Dia. of electrode (mm)	Welding condition			Weld heat input (joule/cm)	Incubation time (sec)	Time interval between two passes (sec)	Cooling time from peak temp. to 100°C (sec)
		Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)
① 4	180	25	15	18,000	300	about 90	about 1,100
	② 6	350	30	8	78,750
① 4	180	25	15	18,000	300	about 70	about 1,200
	② 4	180	26	9.5	29,560			
	③ 4	180	26	5	56,160

Fig. 11 Prevention and arresting of root cracking in the 1st pass by the 2nd pass welding

Fig. 11 は Fig. 1 に示したレ形拘束割れ試験において, Fig. 2 で求めた D5016 の 4φ 5φ および 6φ の結果について, それぞれ次パスビードをにおいて約 48 hr 後に割れの発生状況を調べたものである。これより, 初層溶接部の潜伏時間内に次のパス溶接を行なったものには割れはみられなかった。また, 初層溶接部に割れが発生した場合, 長時間経過してもほとんど初期の割れの成長はみられず, 初層ビード内で元の状態のままで停止していることがわかる³³⁾。Photo. 7 は, 5φ および 6φ の場合について, それぞれ初層溶接部に発生した低温割れを次パス溶接により停止せしめた例を示すものである。Fig. 12 は次パス溶接における硬さ測定結果の 1 例で, 次パス溶接によって焼もどし効果が作用して硬さが低下して

(a) 5 mm dia. (time interval between two passes; about 10 hrs) (b) 6 mm dia. (time interval between two passes; about 24 hrs)

Photo. 7 Examples of root cracking in the 1st pass arrested by the 2nd pass with a low hydrogen type electrode in single bevel groove specimen.

Fig. 12 Maximum hardness (Hv:1 kg) of two pass welds with low hydrogen electrodes, 4, 5 and 6 mm dia.

いることが明らかである。

4.2 HT60 および HT80 鋼の場合

溶接低温割れ防止の方法として, 通常予熱が行なわれている。そこで, HT60 および HT80 について, 割れ停止温度を調べるために, 予熱温度を種々変化させ, レ形拘束割れ試験を行なった。割れの観察は, 試験溶接後約 48 hr 経過したのち, 5 断面を精研磨したものについて行なった。その結果, レ形拘束割れ試験における割れ停止温度は, HT60 の場合で 125°C 以上, HT80 の場合で 150°C 以上であることがわかった。

次に, 予熱温度を変化した場合の試験体の溶接ボンド部における最高加熱温度から 100°C までの冷却時間を測定した。その結果, 割れ停止温度での冷却時間は, それぞれ HT60 で, 約 1010 sec, HT80 で, 約 1310 sec であることがわかった。そこで, これら 2 つの鋼種における予熱温度と溶接ルート部の最高かたさを測定した結果, ルート部におけるかたさは予熱温度の増大とともに低下し予熱の効果が認められた。

以上のことから, 低温割れ防止のためにはそれぞれの鋼種に応じたある一定値以上の冷却時間を与えることがきわめて重要なことである²⁹⁾³⁰⁾。

本研究では, 予熱を省略して, 次パス溶接による初層溶接の低温割れ防止を期待している。そのためには, この方法が予熱方法と同様の効果があるかどうかを調べる必要がある。その実験結果を, HT60 の場合について, Fig. 13 に示す。これより, 多層盛溶接によって, ルート部の冷却時間を遅くすることが可能で, 予熱と同様に

Fig. 13 Cooling time from peak temperature to 100°C vs. depth of weld cracking in the HT 60 steel.

(a) HT 60 (b) HT 80
Photo. 8 Examples of root cracking in the 1st pass prevented by the 2nd pass.

Fig. 14 Comparison of maximum hardness at the root between one pass and multi-pass welding, with and without preheating

割れ防止効果があるものと考えられる。Table 5 は、多層盛溶接によって割れを防止した例である。また、Photo. 8 は HT60 および HT80 のレ形拘束割れ試験において、次層溶接によりルート割れを防止した例である。Fig. 14 は次層溶接による初層溶接部の最高かたさの低下状況を調べた結果の 1 例を示したものである。HT60 および HT80 とともに多層盛溶接によって初層溶接部の焼もどし効果が著しく、ほぼ予熱を併用した場合と同程度のかたさの低下がみられた。

次層溶接によるこのような初層溶接部の焼もどし効果と水素の逸散効果と相まって低温割れが効果的に防止されたものと考えられる。

5. 結 論

建築鋼構造継手における溶接割れ防止を目的として、拘束割れ試験体を用いて、被覆アーク溶接の場合について一連の実験を行なった。そして溶接割れにおよぼす各種実用的条件を与えて、割れの発生時期（潜伏時間）および割れの挙動を調べた。次に潜伏時間を利用して連続多パス溶接を行ない、予熱なしでも溶接低温割れ防止を効果的に行なえることを実験的に明らかにした。得られた結論をまとめると次のとおりである。

1) 被覆アーク溶接における割れは、ルート部から発生する遅れ割れで、割れ発生までの潜伏時間が存在している。

2) 割れ潜伏時間は、溶接棒の種類（溶着金属の拡散性水素量ならびに割れ発生および伝ば位置の相違）、溶接棒のサイズ（溶接入熱量の変化）、溶接姿勢（溶接金属の形状、とくにルートおよび止端部の切欠形状の変化）開先形状（ルート部の切欠形状の相異）、および拘束度の相違（Fig. 9）によって変化する。

3) 潜伏時間は、拡散性水素量の少ないほど、ルート部の切欠形状が鈍になる溶接姿勢（横向＞立向＞下向の順）ならびに開先形状（斜め Y 形＞レ形の順）および棒径（入熱量）の大きいほど長くなる。また拘束度の小さいほど長くなる。

4) 下向姿勢の場合について、SM50A, HT60 および HT80 鋼の割れ潜伏時間は、HT60（約 5 min）＞HT80（約 3 min）＞SM50A（約 2 min）の順に長い。

5) 潜伏時間内に次パス溶接を施すことによって初層溶接部に焼もどし効果が作用し、予熱を施した場合と同様に割れ防止が可能である。

6) HT60 および HT80 の場合に、初層溶接部の割れ防止に必要な冷却時間（ルート部における最高加熱温度から 100°C まで）は、それぞれ約 1010 sec. および約 1310 sec. 以上である。

7) このことから低温割れ防止のためには、鋼種、溶着金属の拡散性水素量、拘束度、開先形状および溶接姿勢に応じたある一定値以上の冷却時間を与える溶接施工条件を選ぶことが必要であろう。

8) 以上の結果から比較的溶接線が短く、短時間（潜伏時間内）に連続多層溶接で完了される建築鉄骨の溶接では、予熱を併用しなくても溶接割れ防止が可能である。

（謝 辞）

本研究を進めるにあたって、ご懇篤なご指導をいただきました東北大学小林卓郎教授に厚くお礼申し上げます。

実験に際してご指針をいただきました新日本製鉄㈱の中村治方博士（元金属材料技術研究所）に心から感謝いたします。

また、実験に協力された惣福峯男、鎌田正己および佐藤欣吾の 3 君にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) T. Kobayashi and I. Aoshima: Welding Cracks in Low-Alloy Steels, Preprint of 1st International Symposium, Tokyo 1971
- 2) R.D. Stout: Quantitative Measurement of the Cracking Tendency in Welds, Weld. J., 25-1 (1956), 522s-531s
- 3) C.G. Interrante and R.D. Stout: Delayed Cracking in Steel Weldments, Weld. J., 42-4 (1964), 145s-160s
- 4) 安藤, 森: 50kg/mm² 級高張力鋼溶接部の割れに関する考察, 本誌, 30-2 (1961)
- 5) J. Ruge: Der Wasser stoffinduzierte Bruch, Schw. u. Schn. 23-3 (1971) 87
- 6) 鈴木, 稲垣, 中村: 高張力鋼溶接部のルート割れに関する研究 (第 2 報), 本誌, 32-1 (1963), 44-55
- 7) H. Tremlett: Iron Coal Trades Rev. 148 (1944) 477
- 8) J.T. Berry and R.C. Allen: A Study of Cracking in Low Alloy Steel Welded Joints, Weld. J., 36-10 (1957) 449s-456s
- 9) 鈴木, 谷垣: 溶着金属のミクロ割れに関する研究, 本誌, 30-10 (1964), 903
- 10) R.G. Baker: Cracking in Weld. Met. Const., 1-2 (1969), 1-3
- 11) 木原, 鈴木, 稲垣, 中村: 高張力鋼溶接部のルート割れに関する研究, (第 1 報), 本誌, 31-1 (1962), 53-66

- 12) 佐藤他: 鋼構造物における溶接割れ防止のための予熱条件の選定について, JSSC 8-80 (1972) 8
- 13) 関口, 三宅: ガス局部定温加熱法による高張力鋼溶接部の後熱, 本誌, 40-10 (1971), 995-1000
- 14) 関口, 三宅: 局部定温加熱法による溶接割れ防止, 本誌, 40-11 (1971), 1098-1101
- 15) 中山, 松本, 稲垣: 建築鉄骨における高張力鋼の溶接割れに関する研究 (第1報), 本会大会講演概要集 (昭44-3)
- 16) 中山, 松本, 山下, 稲垣: 同上 (第2報), 本会大会講演概要集 (昭44-10)
- 17) 中山, 松本, 鎌田, 稲垣: 同上 (第3報), 本会大会講演概要集 (昭44-10)
- 18) H. Nakayama, M. Matsumoto and M. Inagaki: A Study of Weld Cracking in High-Strength Steel for Architectural Steel Constructions, IIW Doc. IX-681-70
- 19) H. Nakayama, M. Matsumoto, M. Sofuku and M. Inagaki: A Study of Weld Cracking in High-Strength Steel for Steel Structures of Building, IIW Doc. IX-787-72
- 20) N. Christensen and Rose: Hydrogen in Mild Steel Welds Deposits, Brit. Weld. J., 2-12 (1955) 550-558
- 21) A. Krah: Wasserstoffeffusion und Stahlschweisgut: Messungen an Schweissgut Proben von Nackdrahtelektroden, Schw. u. Schn., 22-1
- 22) 稲垣, 鈴木, 中村: 高張力鋼溶接部のルート割れにおよぼす水素の影響と割れ試験繰返数の検討結果, 本誌, 33-3 (1964)
- 23) 稲垣, 中村他: 溶接部の冷却時間の推定に関する実験式の理論的検討 (構造用鋼のアーカ溶接時における溶接部の冷却過程に関する研究 (第3報), 金材技研報告 8-2 (1965)
- 24) 稲垣, 中村他: 各種溶接割れ試験方法の再評価とその相関性について (第1報) (局部冷却時間の推定について) IIW Doc. II-498-69
- 25) 小林, 青島: 高張力鋼溶接熱影響部の変態特性と遅れ割れ, 本誌, 39-12 (1970) 54-62
- 26) 稲垣, 中村他: ルート割れと高張力鋼溶接部組織の関係について, 本誌, 34-4 (1965), 17-30
- 27) 熱伝導論 (川下), 河出書房, (1941), 60-69
- 28) M. Inagaki, H. Nakamura et al.: Some Considerations on the Cruciform Test, Met. Const., 2-4 (1970), 145-150
- 29) 伊藤, 別所: 高張力鋼の溶接割れ感受性について, 本誌, 37-9 (1968) 983-
- 30) 伊藤, 別所: 高張力鋼の溶接割れ感受性について (第2報), 本誌, 38-10 (1969), 1134-1144
- 31) 木原, 松山, 増淵, 小椋: 溶接順序が残留応力におよぼす影響, 造協論集 98号, 123-134
- 32) 森脇, 高木: 耐候性鋼板の割れ感受性について, 本誌, 37-11 (1968), 37-45
- 33) 木原, 稲垣, 鈴木, 松永, 中村: 高張力鋼厚板溶接部のルート割れ試験結果, 本誌, 33-3 (1964), 182-190
- 34) 田村: 溶接割れ試験法について (1), 本誌, 31-12 (1962), 934
- 35) 田村: 同上 (2), 本誌, 32-1 (1963), 3

国際溶接見本市のご案内

<名 称> 4th International Exhibition on Welding
and Welded Constructions

<主 催 者> (ジェノヴァ国際見本市協会)
ENTE AUTONOMO fiero internazionale di
genova, ENTE AUTONOMA GIURIDICAMENTE
RICONOSCIUTO, CON DECRETO DEL PRESIDENTE
DELLA REPUBBLICA No. 310 DEL 24
FEBBRAIO 1956, Italy

<開 催 地> Genova

<開催期間> 1975年5月31日～6月8日

※上記見本市の詳細については、直接「ジェノヴァ国際見本市協会」
宛問合せ下さい。