
パイプラインの現場溶接に関する実験的研究

Experimental Study on the Field Welding of the Pipeline

原 道彦(Michihiko Hara) 浜田 敬之介(Keinosuke Hamada) 藤本 智也(Tomoya Fujimoto)

要旨：

手溶接円周継手を有するパイプライン用鋼管に、静的な内圧と曲げを負荷したときの管体の変形性状、応力性状と手溶接継手部の力学的特性を調べるとともに、自動溶接法(CO₂-Ar シールドアーク溶接)をパイプラインの現場溶接に導入、実用化ならしめることを意図して、溶接施工上の基礎的問題すなわち目違いが存在する場合の溶接性、傾斜固定管の溶接性について明らかにした。さらに 1.2mmφ ソリッドワイヤを用いる効能率全姿勢溶接法について述べた。得られた結果を要約すれば以下のとおりである。(1)手溶接継手を含む管体の強度は、静的な外力に対して、許容応力値を大幅にうわまわり、十分な耐力を有している。(2)良好な溶接性をうるためには目違い量を 3 mm 以下に押える必要がある。(3)15°傾斜の管に対しても健全な継手溶接が可能である。(4)12mmφ のソリッドワイヤを用いると従来法に比べて、溶接時間は 30～40%短縮される。

Synopsis：

This report introduces some findings from a loading test given to a pipe having a manual circumferential welding joint when subjected to a static internal pressure and external bending force. It relates stress-strain characteristics of the pipe and the welding joint. The report also explains the result of study on the weldability of offset pipes and inclined pipes with a view to adopting the automatic (CO₂-Ar shield arc) welding process into a practical application for the pipeline field welding. It further touches upon a high-efficiency all-position welding process using 1.2mm diameter solid wire. The results of the tests can be summarized as follows: 1) The strength of the pipe having the manual circumferential welding joint greatly exceeds allowable stress value against static external force. 2) Critical offset value of the groove is 3mm. 3) A sound welding is practicable even in the fixed pipe having 15°inclination. 4) In the case of using 1.2mmφ solid wire, welding time can be saved by 30 to 40% as compared with the conventional process.

本文は次のページから閲覧できます。

パイプラインの現場溶接に関する実験的研究

Experimental Study on the Field Welding of the Pipeline

原 道 彦*

Michihiko Hara

浜 田 敬之介**

Keinosuke Hamada

藤 本 智 也***

Tomoya Fujimoto

Synopsis :

This report introduces some findings from a loading test given to a pipe having a manual circumferential welding joint when subjected to a static internal pressure and external bending force. It relates stress-strain characteristics of the pipe and the welding joint.

The report also explains the result of study on the weldability of offset pipes and inclined pipes with a view to adopting the automatic (CO_2 -Ar shield arc) welding process into a practical application for the pipeline field welding. It further touches upon a high-efficiency all-position welding process using 1.2mm diameter solid wire. The results of the tests can be summarized as follows:

- 1) The strength of the pipe having the manual circumferential welding joint greatly exceeds allowable stress value against static external force.
- 2) Critical offset value of the groove is 3mm.
- 3) A sound welding is practicable even in the fixed pipe having 15° inclination.
- 4) In the case of using 1.2mm ϕ solid wire, welding time can be saved by 30 to 40% as compared with the conventional process.

1. ま え が き

パイプラインの現場溶接法の主流は、国内外を問わず手溶接であるが、漸次、自動溶接化への気運が高まりつつある^{1,2)}。わが国においても、手溶接については、比較的低い内圧が作用する水道、ガスあるいは油などの輸送用ラインの現場溶接としてすでに幾多の実績があり、さらに発展を続け

ている^{3,4)}。

一方、自動溶接についてはようやく実用化の緒についたばかりであり、今後の大いなる進展が期待されている。

上述のように、手溶接については溶接そのものに関する問題はほぼ完成の域に達しているといっても過言ではなく、むしろ現今の課題は高内圧作用下における円周溶接継手部および継手を含む管体の力学的性状の究明にあると考えられる。自動

* エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所主任研究員

** エンジニアリングセンター建設開発部土木開発技術室掛長

*** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所

Table 1 Pipe dimensions and sectional properties

Outer diam. (mm)	Wall thickness (mm)	Length (mm)	Sectional area (cm ²)	Moment of inertia (cm ⁴)	Section modulus (cm ³)
406.4	12.7	4 830	157.1	30 466	1 510

溶接については実用化への一過程として、現場溶接そのものに関する問題の解明が要請されている段階である。

本報告では、上記背景にかんがみ、手溶接については現場溶接継手の強度問題をとりあげ、高圧、直線パイプラインの典型的な一外力形態⁵⁾を想定した管体の載荷試験について述べ、他方、自動溶接については、現場溶接に直結する基礎的な事項について成果の一端を紹介する。

2. 内圧と曲げを荷した鋼管の耐力試験

長距離埋設パイプラインでは、流体輸送のため、管内には非常に高い内圧が作用し、一方、管外には土圧、輪荷重などの上載荷重が作用する。内圧は管体にいわゆるフープテンションを生じさせ、上載荷重は管軸方向に曲げ応力を発生させる。

本実験は、これら2方向外力の組合わせによって、管体に生じる応力および変形性状と、手溶接継手部の力学的特性を明らかにするため実施したものである。

2.1 供 試 管

供試管には直径約400mmのAPI 5LX X60を母管とし、供試管長手方向中央部に、手溶接による全姿勢突合わせ溶接部を有するものを使用した。

内圧を作用させるため、供試管両端部に鏡板を溶接して管を閉塞したが、この状態では内圧を負荷した場合、供試管にはフープテンションのみならず、管軸方向に引張軸力が加わるので、フープテンションだけの応力状態にはならない。したがって供試管の両側に2本のPC用ストランドケーブルを配置して、内圧による引張軸力と等価な圧縮軸力が負荷できるようにし、この引張軸力をうちけすようにした。

また、管の偏平化を防止するため、供試管の載荷点および支点位置には、全周にリブプレートを溶接した。

Table 1 に供試管諸元と断面性能を、Table 2 には供試管の引張試験結果を示す。

Table 2 Tensile test results of pipe used

Direction	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
Longitudinal	50.2	60.2	33.7
Circumferential	48.1	59.0	32.0

2.2 溶 接

溶接は、デンヨー(株)製のエンジン駆動直流アーク溶接機DCI-250-AC3SBを垂下特性タップに設定して行い、極性は正極性とした。

使用溶接棒をTable 3に示す。溶接作業には、JIS Z3801のN-2P有資格者が従事した。施工

Table 3 Electrodes used for experiment

Electrode	Chemical compositions (%)					Tensile properties (JIS Z3111)		
	C	Si	Mn	P	S	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
KS-70	0.07	0.45	1.04	0.013	0.012	47	55	30
KS-76	0.06	0.63	0.97	0.016	0.009	46	56	32

Table 4 Welding conditions

Layer	Electrode	Diameter (mm)	Welding current (A)	Arc voltage (V)
1	KS-70	3.2	80~90	20~21
2	KS-76	4.0	120~140	23~25
3			110~130	20~24

は左右対称の振分け上進溶接であり、3層盛溶接である。溶接条件を Table 4 に示す。

2.3 試験装置と試験法

純曲げ試験を行うため、供試管は単純支持とし、スパン中央点に対して対称な2点集中荷重方式とした。曲げスパンは4.5m、荷重スパンは1mである。内圧は、手動式水圧テストポンプを用いて $100\text{kg}/\text{cm}^2$ を負荷した。また、集中荷重の力には 200 t センターホール型オイルジャッキを加使用した。

水圧は、供試管端部にとりつけたブルドン管式水圧ゲージの値、また、集中荷重は、ジャッキ直下に配置した 200 t ロードセルの値をそれぞれ読みとって荷重測定値とした。一方、スパン中央点のたわみ測定には変位計を採用し、ひずみ測定にはストレインゲージを使用した。

負荷手順は次のとおりである。まずすべての貼付ゲージの零点調整を行ったあと、水圧ポンプを作動させる。内圧の増加に伴って管周方向、管軸方向ともひずみが生じるが、内圧が設定圧力 $100\text{kg}/\text{cm}^2$ に達したあと、貼付ゲージの管軸方向ひずみが零になるまで、供試管の両側に設けた2

本のPC用ストランドケーブルを緊張させる。次に内圧 $100\text{kg}/\text{cm}^2$ を保持した状態で、供試管が破壊に至るまで上乗荷重をじょじょに増加する。

Fig. 1 に荷重状態の概略図を示す。

2.4 試験結果と考察

2.4.1 荷重-たわみ曲線

Fig. 2 にスパン中央点の荷重-たわみ曲線を示す。図中点線は単純ばりとしてのたわみ計算値である。計算値と実測値の交点を示す 65 t までは、たわみは計算値より幾分小さな値ではあるが、ほぼ計算値である点線に沿って直線的に伸びている。65 t に至ると降伏を起こして計算値を大きくはずれ、急激な変形の増大が認められる。実測値は65 t 以下の弾性域内では単純ばりとして計算した値に比較的良好に一致することがわかる。なお、破断箇所はスパン中央点の溶接ボンド部であ

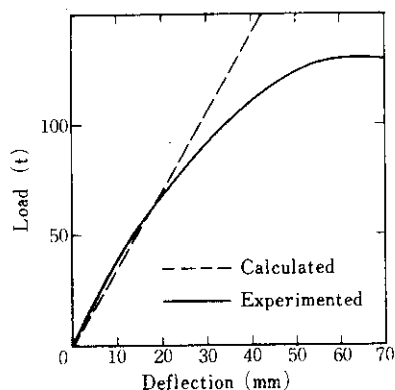


Fig. 2 Load-deflection diagram

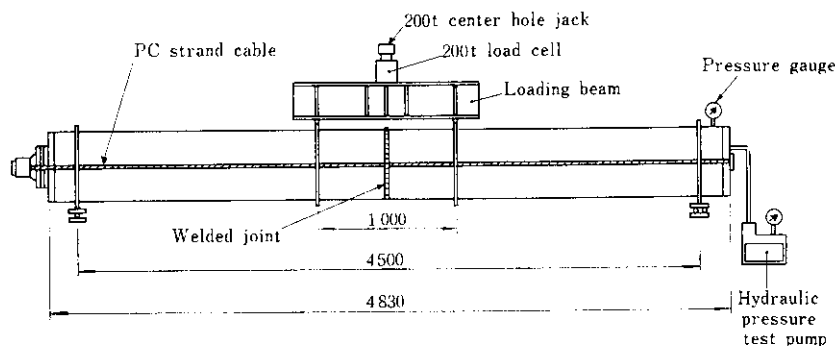


Fig. 1 Dimensions of testing pipe

り、引張縁からクラックが発生し、ほぼ管断面全周の $\frac{2}{3}$ にわたって延性破壊し、破壊時の荷重は138 tであった。

2.4.2 降伏荷重

Mises-Hencky の降伏条件は次式で与えられる。

$$2\sigma_Y^2 = (\sigma_L - \sigma_H)^2 + (\sigma_H - \sigma_R)^2 + (\sigma_R - \sigma_L)^2 \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに、

σ_Y : 降伏応力

σ_L : 管軸方向応力

σ_H : 管周方向応力

σ_R : 管径方向応力

いま、 σ_R は σ_L , σ_H に比べて微小として無視し、 $\sigma_R = 0$ とすれば、(1)式は次式のように無次元表示される。

$$\sigma_L/\sigma_Y = \sigma_H/2\sigma_Y \pm \{1 - 0.75(\sigma_H/\sigma_Y)^2\}^{1/2} \quad \dots\dots\dots(1)'$$

Tresca の降伏条件は(2)式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_L/\sigma_Y = \sigma_H/\sigma_Y = 1 \quad (\sigma_L \geq 0) \\ |\sigma_L - \sigma_H|/\sigma_Y = 1 \quad (\sigma_L < 0) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(2)$$

(1)', (2)式で示される降伏条件を Fig. 3 に示す。本試験の σ_H/σ_Y は 0.39 となり、Fig. 3 よ

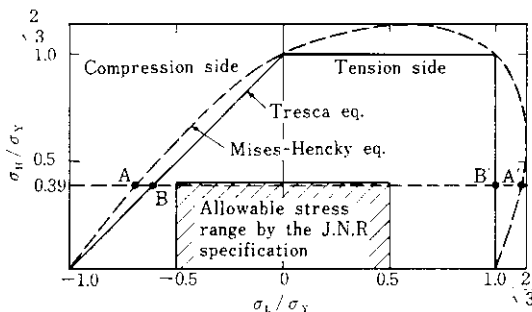


Fig. 3 Schematic diagram of yield conditions

り Mises, Tresca の降伏条件を満足する点は圧縮側で A, B 点であり、引張側では A', B' 点である。もちろん、降伏荷重は圧縮側の A, B 点で決定され、これら両点に対応する上載荷重値を Fig. 2 から推定される降伏荷重値 65 t と比較すれば、Table 5 に示す結果が得られる。Table 5 によれば Mises, Tresca 両条件式による計算値はともに実測値より小さな値を示しているが、Mises 式の方が実測値に対する近似度が良い結果となっている。

2.4.3 破壊荷重

破壊荷重は、せん断ひずみエネルギー説にしたがえば、(1)' 式の両辺 σ_Y を σ_T に置換した次式で求められる⁶⁾。ここで σ_T は引張強度である。

$$\sigma_L/\sigma_T = \sigma_H/2\sigma_T \pm \{1 - 0.75(\sigma_H/\sigma_T)^2\}^{1/2} \quad \dots\dots\dots(3)$$

(3)式に本試験の σ_H/σ_T 値である 0.32 を代入すれば

$$\sigma_L/\sigma_T = 1.00 \quad (\text{引張側})$$

$$\sigma_L/\sigma_T = -0.80 \quad (\text{圧縮側})$$

となり、これらの σ_L/σ_T 値に対応する上載荷重は引張側で 127 t、圧縮側で 102 t となる。

本試験の破壊はすでにのべたように、引張側の延性破壊に終わった。破壊荷重は 138 t であり、引張側の σ_L/σ_T に対応する上載荷重 127 t と比較すると、約 9% 程度実測値が大きな値を示した。しかし、せん断ひずみエネルギー説の破壊に対する厳密な妥当性、試験装置、試験法などから生じる誤差などを考慮するとこの程度の差は十分許容できるものと考えられる。

2.4.4 荷重-ひずみ曲線

(1) 母管部

Table 5 Comparison of yield load between calculated and experimented

Mises-Hencky eq.			Tresca eq.		
Calculated (t)	Experimented (t)	Ratio	Calculated (t)	Experimented (t)	Ratio
62.3	65	0.96	51.4	65	0.79

母管部のひずみ測定のため、スパン中央点の溶接部中心から50mm離れた管表面円周方向6個所に、2軸直交ゲージを貼付した。これらのゲージから求めた荷重-ひずみ曲線を Fig. 4 に示す。Fig. 4 (a) は、引張縁、圧縮縁のゲージM-4、M-1の荷重-ひずみ曲線であり、Fig. 4 (b), (c)は

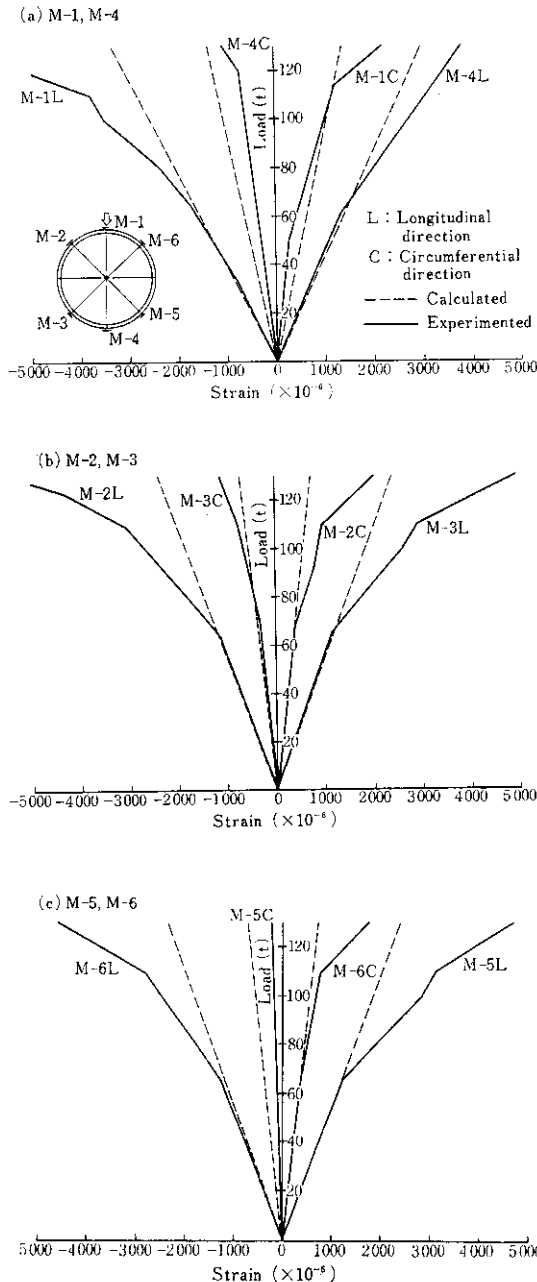


Fig. 4 Load-strain diagram of base pipe

8分点位置のそれである。

管軸方向のひずみは、荷重が65 t 近傍より小さい場合にはほぼ計算値に一致するが、荷重が65 t 近傍より大きくなり降伏が始まると計算値からはずれて急激に増加する。管周方向のひずみもM-4, M-5が計算値よりかなり小さく測定された以外は計算値に比較的よく合致している。

以上のように弾性域内でのひずみ測定値がほぼ計算値に一致していることからみて、ひずみに対する管固有の残留応力の影響(しばしば指摘されているが)は本実験の場合きわめて僅少であるといえよう。

(2) 溶接部

載荷試験に先立ち、供試管と同じ材質、断面を有する長さ125mmの短管どうしを、供試管を製作した時と同一条件の溶接方法で突合わせ溶接し、溶接部の残留応力測定のためのテストピースを作製した。

このテストピースを用い、溶接ビード中心線に沿って管外面に2軸直交ゲージを貼付したあと、切抜法により、溶接部の残留応力を測定した。結果を Fig. 5 に示す。残留応力は溶接部の位置によって大きさが著しく異なっている⁷⁾。

まず、溶接始点近傍では、周方向の残留応力はほとんどないが、軸方向応力として圧縮残留応力

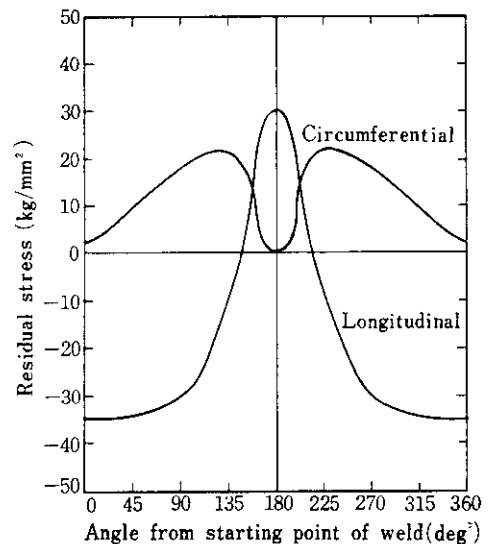


Fig. 5 Residual stress distribution measured at welded line

が 35kg/mm^2 程度存在する。溶接終点近傍では、周方向応力は零であるが、軸方向応力として引張残留応力が 30kg/mm^2 残存する。これらの中間各点では、周方向応力として引張残留応力が $10 \sim 20\text{kg/mm}^2$ 、軸方向応力として圧縮残留応力が $10 \sim 30\text{kg/mm}^2$ 存在していることがわかる。

供試管の溶接ビード中心線上6個所の荷重-ひずみ曲線を Fig. 6 に示す。ゲージW-6点(溶接始点)とW-3点(溶接終点)について、溶接残留応力を内圧および上載荷重による応力に重ね合わせ、Mises の降伏条件を用いて降伏荷重を算出すれば、Table 6 の結果が得られる。

Table 6 Comparison of yield load between calculated and experimented

Strain gauge	Calculated	Experimented	Ratio
W-6	Pre-yield	Pre-yield	1.00
W-3	58.0	65	0.89

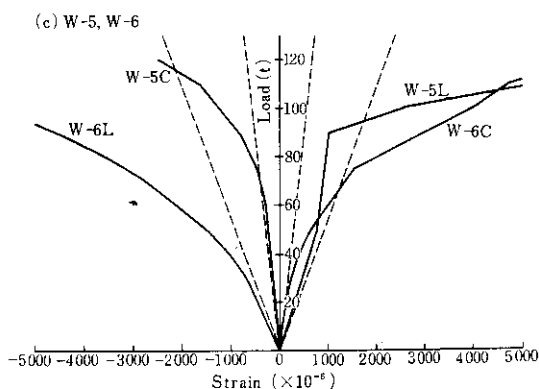
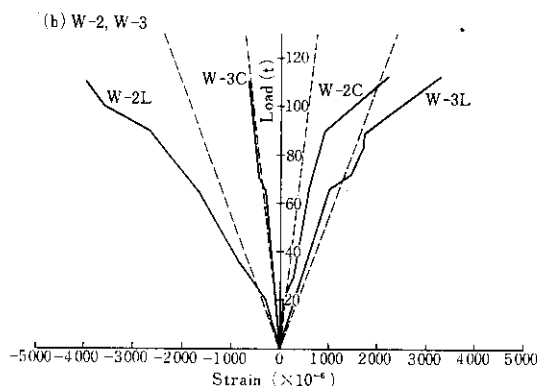
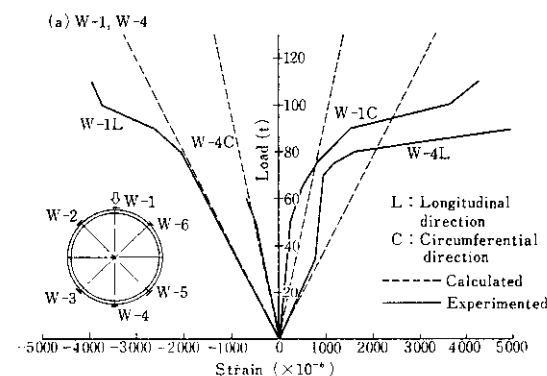


Fig. 6 Load-strain diagram of welded joint

溶接始点にあたるゲージW-6点では、計算降伏荷重に対する応力値に比べて、溶接残留応力値が大きく、したがって上載荷重を負荷する以前にすでに降伏していることが推定される。

事実、Fig. 6 (c) に見られるようにW-6点の軸方向ひずみの実測値は計算値よりも大きく、上載荷重を負荷する以前より降伏域にあることを示唆しており、上記推定の妥当性がうかがえる。

また、溶接終点にあたるW-3点では、計算降伏荷重は58.0 tであり、Fig. 6 (b) に示す荷重-ひずみ曲線より推定される降伏荷重値65 tと比較して大差はない。

その他の中間各点についても同様の重ね合わせが成立し、溶接部のひずみ挙動に与える残留応力の影響は顕著であるといえる⁸⁾。

2.4.5 設計荷重と破壊荷重

国鉄パイプライン基準にしたがえば、内圧によって生じるフープストレスの許容応力は、母材の規格最小降伏点強度の40%、すなわち安全率を2.5にとりよう規定されている。また、曲げ応力はフープストレス許容応力の1.25倍まで認められている⁹⁾。これらの許容限界域を Fig. 3 に示せば、斜線を入れた領域内となる。

いま、 $(\sigma_L/\sigma_Y)=0.50$ に対応する上載荷重を本試験条件に合わせて算出すれば38.6 tとなり、破壊荷重 138 t は許容荷重の約3.6倍に相当することがわかる。したがって手溶接継手を有する鋼管

に静的な内圧と曲げを負荷したときの継手部は十分な強度を保有していることが確認された。

しかしながら、溶接残留応力に起因する継手部の低荷重域での降伏、これに続く著しい塑性変形の増大を考えると、溶接部は無欠陥であることはもとより、延性、靱性に富んだものでなければならぬ。また、将来の高張力鋼管の普及を考えると、ボンド部の脆化にはとくに留意する必要がある。

3. 自動溶接の実用化実験

固定鋼管の自動溶接装置は、すでに海外においても実用化¹⁰⁻¹²⁾され、国内においてもいくつかの装置が市販されている。なかでもデンヨー機製の鋼管円周自動溶接装置に関する使用成果は各社で発表¹³⁻¹⁶⁾されており、水平固定鋼管の溶接性についてはほとんど網羅された感がある。しかしこれらの成果を実用化という観点からみるとまだ十分なものとはいえず、問題も多数残されている。

ここでは、これら諸問題のうち実用化上明確にしておかなければならない次の3点について実験した結果を報告する。

- (1) 目違いが存在する場合の溶接性
- (2) 傾斜固定管の溶接性
- (3) 1.2mm ϕ ソリッドワイヤによる溶接法

なお、以下に述べる溶接にあたっては、溶接電源としてデンヨー機製のエンジン駆動直流アーク溶接機 D C V-250-A C 3 S B を、溶接機として A P W-400 を使用している。また、インターナル・クランプは三陽ゴム機製の T N S B-400 A、シールドガスは CO₂ と Ar の混合ガスであり、流量は 20 l/min、混合比は 1 : 1 である。なお、裏あて材にはガラステープ B F-1 を用いている。

3.1 目違いが存在する場合の溶接性

管公差から生じる開先の目違いは常に存在するものである。溶接従事者が逐次、容易に当該開先部に最適な溶接姿勢、棒角度、アーク長といった諸条件をマッチングさせていく手溶接とは異なり、自動溶接では手溶接のような精細な調整は不可能に近い。

パイプラインの溶接では、適正かつ安定した裏波ビードを確保することが第一条件であり、このため目違い量は、ルート間隔に応じてある限界値内に規定されなければならない。

3.1.1 目違い量および位置

ここでは Table 7 に示す斜線領域内のルート間隔と目違い量の組合わせについて、初層溶接のみを行い、裏波ビードにおよぼす目違い量とルート間隔の影響を検討した。なお、斜線領域外のルート間隔 3, 3.5 mm で目違いがない場合、およびルート間隔 4 mm で目違い量が 0, 1 mm の場合は確実に良好な裏波ビードが期待できると考え、一方、ルート間隔 2, 2.5 mm で目違い量が 2, 3 mm の場合、およびルート間隔が 3, 3.5 mm で目違い量が 3 mm の場合はもはや適正な裏波ビードは不可能であると考えられるので、これらの実験は省略している。

最大目違い量を示す位置としては、管断面の上、下あるいは左、右の位置に置く場合が考えられるが、良好な裏波ビードを得るのにもっとも厳しい条件になるのは管断面の下端に最大目違いが位置するときである。したがって、本実験では Fig. 7 のように最大目違い量を示す位置が管断面

Table 7 Combination between root gaps and offsets

Root gap (mm)	2	2.5	3	3.5	4
Offset (mm)					
0					
1					
2					
3					

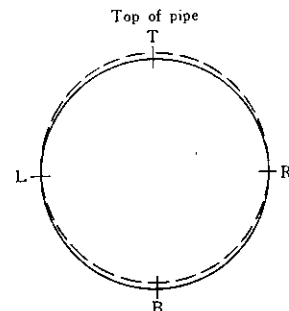


Fig. 7 Location of offsets

の上, 下 (T, B) に位置する場合について実験を行った。

3.1.2 溶 接

溶接に使用したワイヤを **Table 8** に, 初層溶接の条件を **Table 9** に示す。開先形状は60°のV

形開先, ルート面幅は0.5mm 目標とした。溶接手法は左右対称の振分け上進法である。

3.1.3 試験結果

管断面の T, R, B の3位置より採取した断面マクロ組織を **Photo. 1** に示す。なお, L位置は

Table 8 Wire used for test

Wire	Chemical compositions (%)					Tensile properties (JIS Z3111)		
	C	Si	Mn	P	S	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
KC-45	0.08	0.48	0.91	0.014	0.012	45	54	32

Table 9 Conditions of root pass welding

Welding current (A)	Arc voltage (V)	Oscillating cycle (cpm)	Stop time (sec)	Angle of torch (deg)
90	16~18	80	0	90

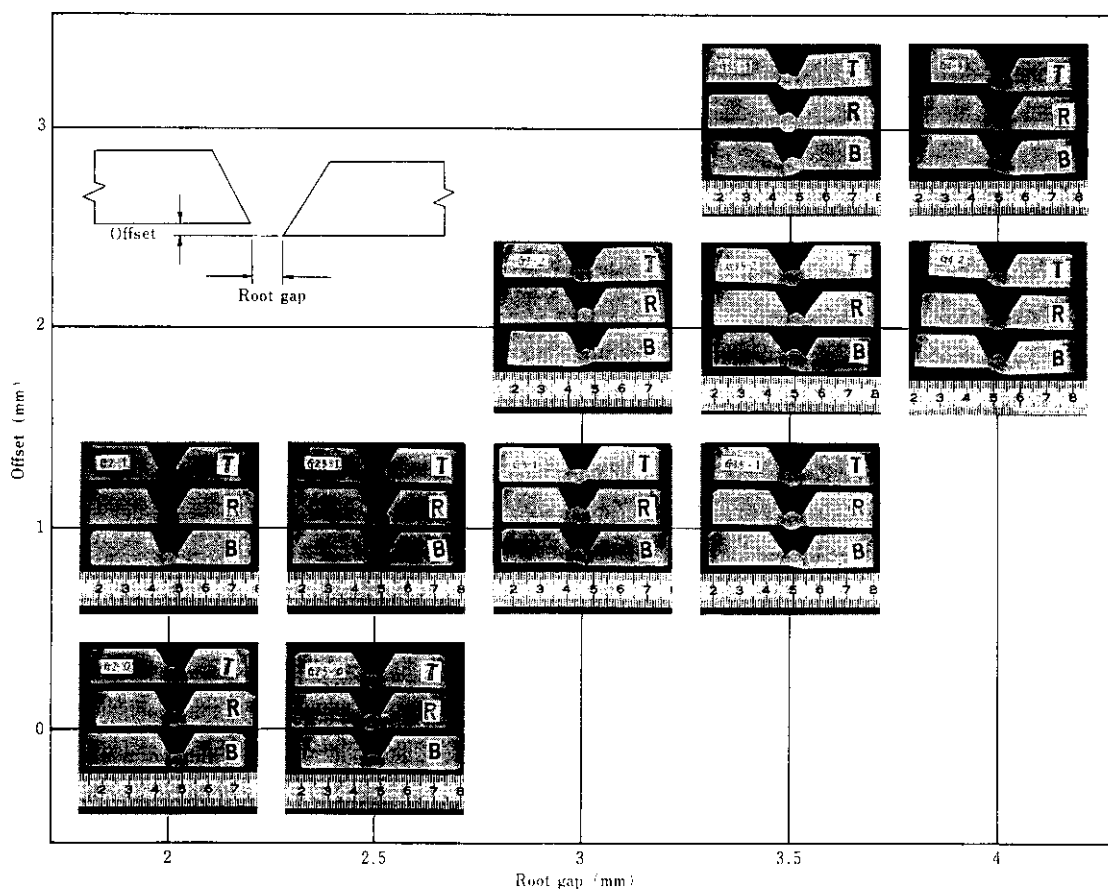


Photo. 1 Cross sectional macrostructures of root pass bead (T, R, B : See Fig. 7)

R位置と同一条件と考えられるので省略した。

ルート間隔 2, 2.5mm では目違い量が 1 mm 存在しても良好な裏波ビードが確保できる。また、ルート間隔 3 mm では 2 mm の目違い量でも、さらにルート間隔 3.5, 4 mm では 3 mm の目違い量でも健全な初層溶接が可能であることがわかる。このことは、ルート間隔が狭くなるほど目違いの許容量は小さく、逆に広がるほど許容量が大きくなることを示しており、自動溶接においても手溶接の場合と同様の性状を示すことが認められる。

この特性を溶接施工技術の立場から考察すると以下のことがいえる。左右対称の振分け上進法では、B位置より溶接を開始し、T位置へと進むにつれてじょじょに溶接速度を上昇させてゆくが、ルート間隔が狭いほど溶接速度は大きくなり、かつ速度調整幅も広がる。

たとえば、ルート間隔が 2~2.5mm と狭い場合には、T位置での溶接速度は 25~27cm/min にも達し、初速度の約 2 倍となる。したがって、施工技術上きわめて高度の熟練を要することになる。一方、ルート間隔が 4 mm と広い場合には、アーク・スタートがやや困難とはいえ、B位置からT位置に至るまでの溶接速度は 10cm/min 前後と小さくまた速度調整幅は狭くなるので裏波溶接は比較的容易に可能である。目違い量の緩和という観点からしてもルート間隔を広くすることは実際施工上に際してきわめて有利ではあるが、他面、管断面下半分の区間で熔融金属の垂下が著しく、凸型の偏肉ビードを招くという難点がある。

以上の諸条件を考えると、適正ルート間隔は 3~3.5mm で、許容目違い量は 3 mm 以下に抑えるのが妥当と考えられる。もっとも、目違い量が 3 mm 以上になると裏あて材を管の内面に完全に密着させることができず、また、開先部に生じる管外面の段ちがいも一見して識別されるようになる。したがって、心出し作業が厳密に行われる限り、3 mm 以上の目違いは事実上ありえないと考えられる。

3.2 傾斜固定管の溶接性

起伏に富んだ丘陵地帯をはしる長距離パイプ

インでは水平固定管はもとより傾斜固定管にもしばしば遭遇する。ここでは傾斜固定管の溶接性を検討するため、傾斜角 7°, 10°, 15° の 3 ケースについて全姿勢溶接実験を行った。

3.2.1 溶 接

溶接に使用したワイヤは Table 8 に示したもので、供試管は API 5LX X60, 肉厚は 12.7mm 開先形状は Fig. 8 のとおりである。

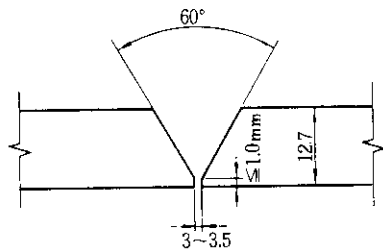


Fig. 8 Shape of the groove

溶接手法は管断面の下端を始点とし、上端を終点とする左右対称の振分け上進法である。

3.2.2 試験結果

積層を Fig. 9 に、傾斜角 7° の場合の溶接条件

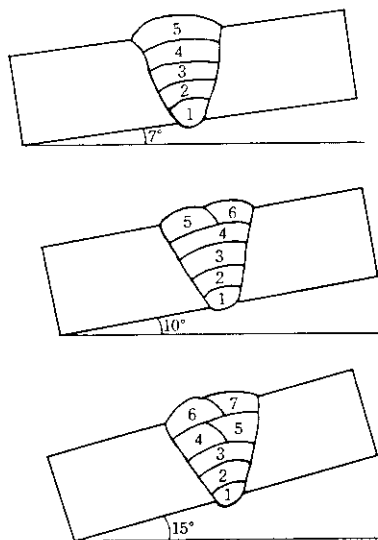


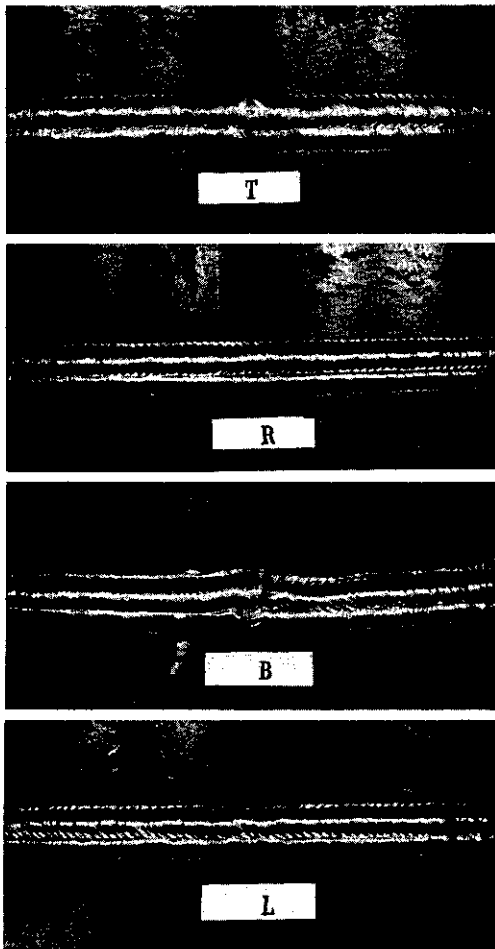
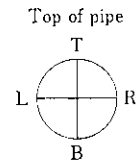
Fig. 9 Build-up of inclined fixed pipe

Table 10 Welding conditions and arc times in case of 7° inclined

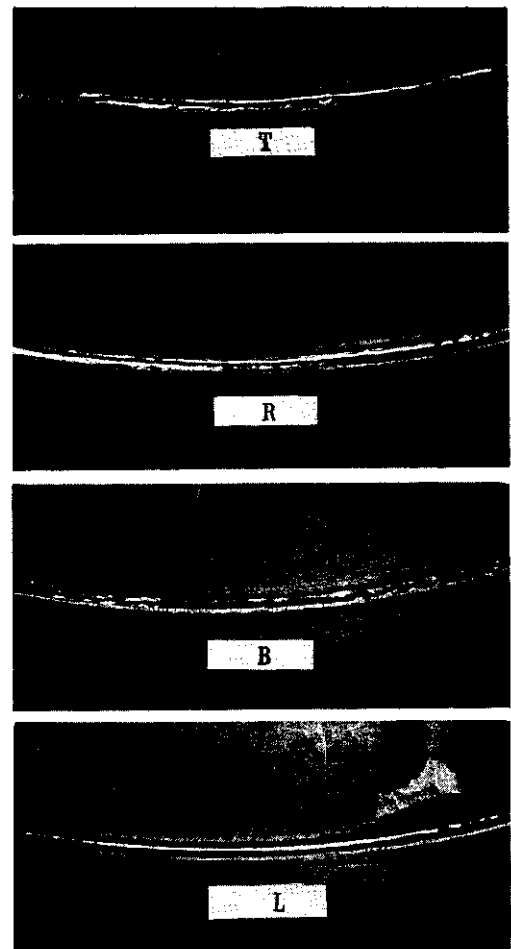
Layer	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Oscillating cycle (cpm)	Stop time (sec)	Welding speed (cm/min)	Arc time (min)
1	90	16~18	80	0	10~16	9.0
2	120	16~18	60	0.2	13	9.2
3	120	16~18	40	0.3	12	10.0
4	120	16~18	25	0.4	7	17.2
5	120	16~18	15	0.5	5	24.0

とアークタイムを **Table 10** に、また、傾斜角 15° の場合の表面ビード外観、裏波ビード形状を **Photo. 2** に示す。

傾斜角 10° の場合の 5, 6 パス溶接条件は



(a) External bead



(b) Internal bead

Photo. 2 External and internal bead appearances in case of 15° inclined

Table 10 の2層目の条件を準用しており、また、傾斜角 15° の場合の4, 5パス溶接条件は **Table 10** の1層目の条件を、6, 7パスのそれは、同表の2層目の条件を準用している。

傾斜角 7° の場合には、水平固定管の溶接とまったく変わるところはない。 10° になると最終仕上げ層の溶融金属の垂下が著しく、特に溶接開始点近傍ではアンダーカットを生じることがあった。

そこで溶接単位長さ当たりの溶着量を減少させるように最終仕上げ層を2パス盛りとしたところ、安定したアークのもとで美しいビード外観が得られ、内部欠陥もまったく認められず良好な結果が得られた。

また、傾斜角 15° の場合には、4層目から溶融金属の垂下が著しく認められるようになったので4層および最終仕上げ層を2パス盛りとした。その結果は JIS Z3104 規格の2級以上を十分満足するものであった。

以上のように、傾斜角に応じて最終仕上げ層あるいはその前層を2パス盛りにすれば、傾斜角 15° までは健全な継手を得られることが明確となった。

3.3 1.2mm ϕ ソリッドワイヤによる溶接法

現在、わが国で行われている固定鋼管の全姿勢

溶接法としては、0.9mm ϕ ソリッドワイヤを用い、融合不良の発生を考慮して管断面下端を溶接始点、上端を終点とする左右対称の振分け上進法が一般的である。

しかし、この方法では溶接始点および終点近傍に欠陥が集中しやすくなるため、前層の溶接始点、終点近傍を必ずグラインダーにて平滑に研削仕上げたあと、次層の溶接をしなければならない。この研削作業には多大の労力と時間を要するので、ややもすれば従来の手溶接の場合と能率的に大差がなくなる。

著者らは能率性の向上を検討するため、あらたに 1.2mm ϕ ソリッドワイヤを用いて傾斜角 0° , 5° , 10° の固定管について溶接実験を行った。

3.3.1 溶 接

使用したワイヤを **Table 11** に示す。供試管は API 5LX X52, 肉厚 12.7mm で、開先形状は **Fig. 8** と同形状である。また、傾斜角 0° の場合の溶接条件を **Table 12** に示す。

3.3.2 試験結果

溶接継手部より採取した試験片の種類と位置を

Table 11 Wire used for test

Wire	Chemical compositions (%)					Tensile properties (JIS Z3111)		
	C	Si	Mn	P	S	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
KC-50	0.09	0.45	0.98	0.015	0.013	51	56	30

Table 12 Welding conditions in case of inclined angle 0° using 1.2mm ϕ solid wire

Layer	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Oscillating cycle (cpm)	Stop time (sec)	Welding speed (cm/min)	Traveling method
1	110~120	15~16	78	0	10~20	Symmetry downward
2	130	15~16	70	0.25	17	Round continuous
3	150	15~16	54	0.35	13	Round continuous
4	150	15~16	24	0.50	12	Symmetry downward

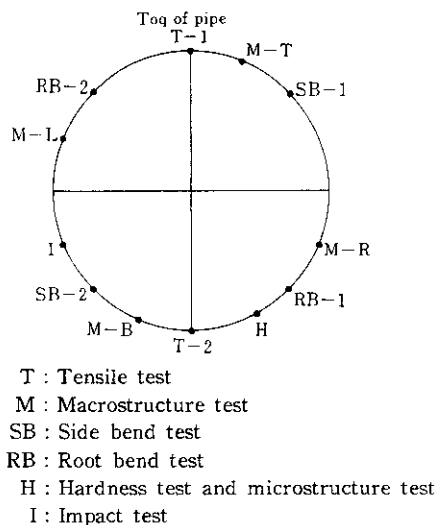


Fig. 10 Locations of test specimens

Table 13 Tensile test results

Pipe number	Test piece	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Fracture location
1	1T-1	52.8	29	Weld metal
	1T-2	54.9	32	Base metal
2	2T-1	52.9	36	Base metal
	2T-2	53.9	33	Base metal
3	3T-1	51.7	35	Base metal
	3T-2	53.5	34	Base metal

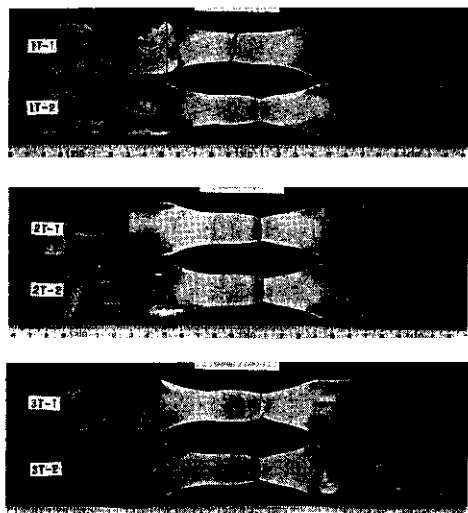


Photo. 3 Appearance of tensile test results

Fig. 10 に示す。Table 13, Photo. 3 は傾斜角 0° の場合について 3 個の継手より採取した継手の引張試験結果であり, Photo. 4, Photo. 5 はそ

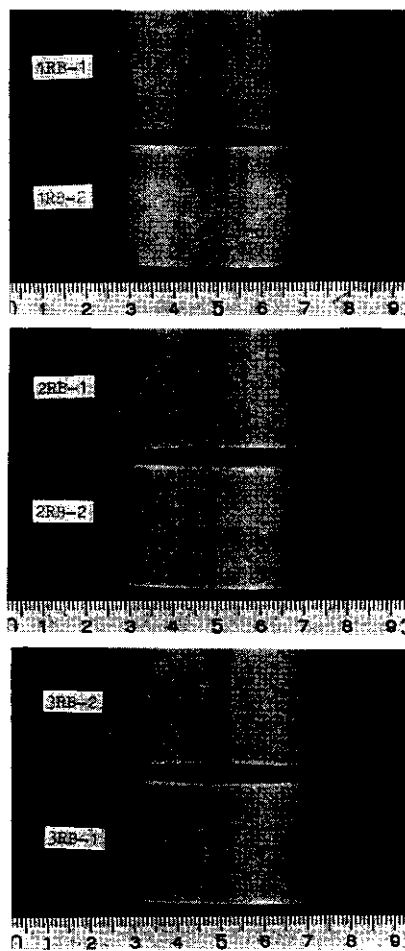


Photo. 4 Appearance of root bend test results

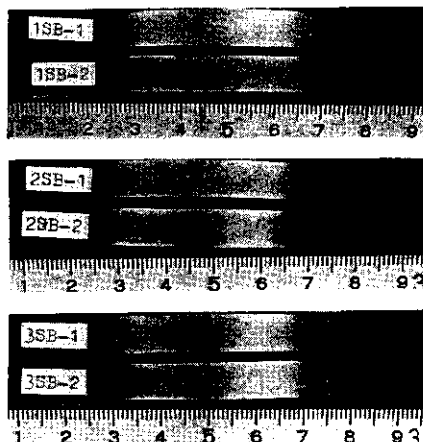


Photo. 5 Appearance of side bend test results

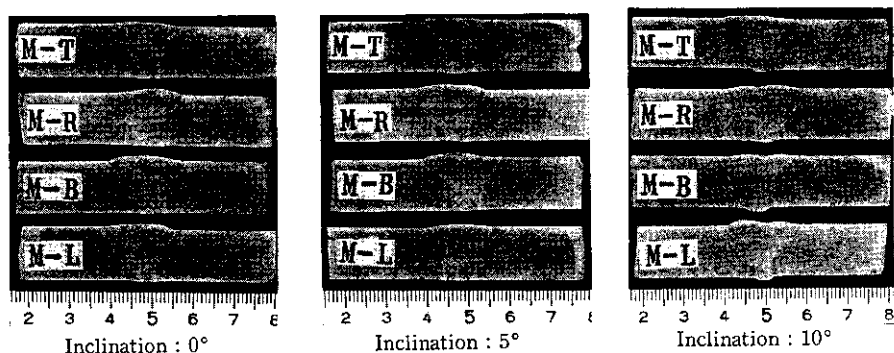
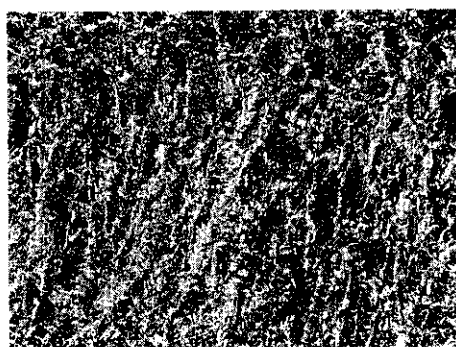


Photo. 6 Examples of cross sectional macrostructure

それぞれ裏曲げ、側曲げ試験結果である。Photo. 6 は傾斜角 0° , 5° , 10° の場合の断面マクロ組織例であり、Photo. 7 は管断面下端近傍の溶接金属部、ボンド部のミクロ組織である。Fig. 11, Fig. 12 にそれぞれ硬度試験、衝撃試験結果を示す。

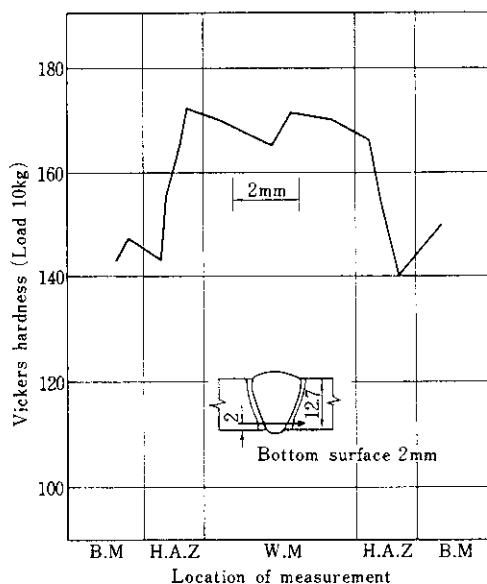
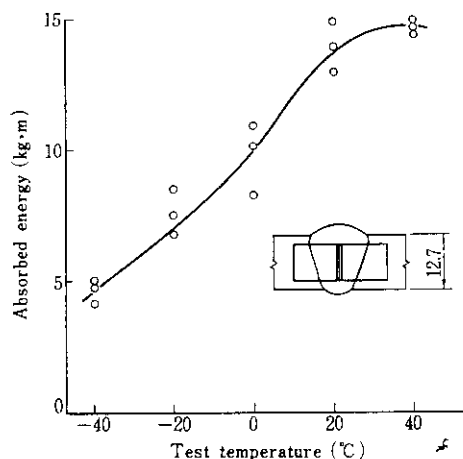
この方法で、外径 400mm、管厚 12.7mm の管を接合するに要する標準溶接時間は約 70min で



Weld metal



Weld bond

Photo. 7 Microstructure in case of inclination 0° ($\times 100$)Fig. 11 Hardness on cross section in case of inclination 0° Fig. 12 Charpy impact test results in case of inclination 0°

あり、従来法の 100~120min と比較すると 30~40%の短縮化となる。

4. あとがき

パイプラインの溶接とは、単に溶接そのもののみに終始すべき問題ではなく、溶接、配管、土工、塗装、防蝕、検査などが有機的に結びついた総合技術であると考えるとき、われわれが取り組み、解決すべき問題は数多く、本研究はただ端緒

にすぎないというべきであろう。

しかしながら、パイプライン配管上の最も基本的な事柄はもちろん管と管の接合であり、確実な継手をつくることが最重要課題であると考え、今後ともたゆまざる研究努力をかたむけたき所存である。

終りにあたり、自動溶接の問題に対し、終始有益なるご提言を賜った日本国有鉄道技術研究所溶接研究室長太田省三郎博士と木俣登主任研究員に対し、心より謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 成田：溶接技術，(1970) 1, 49
- 2) 成田：配管技術，(1970) 10, 73
- 3) 通商産業省：わが国石油等パイプラインの現状，(1971)，2
- 4) 三木季雄：パイプライン，(1973)，179，〔日本経済新聞社〕
- 5) 土木学会：石油類パイプライン研究委員会報告書，(1970)
- 6) A. S. Tetleman, et al : Fracture of Structural Materials, (1967), [John Wiley & Sons]
- 7) 渡辺ほか：溶接学会誌，24 (1955) 2, 3, 84
- 8) 渡辺ほか：溶接力学とその応用，(1967) 496，〔朝倉書店〕
- 9) 岡田：土木学会誌，59 (1974) 3, 67
- 10) F. G. Danhier : Welding and Metal Fabrication, (1969) 2, 66
- 11) Robert E. Stiles : Pipe Line Industry, (1970) 1, 25
- 12) S. A. Dye : Metal Construction and British Welding Journal, (1970) 3, 111
- 13) 上田，高木：日本鋼管技報，53 (1971)，57
- 14) 高木：配管と装置，(1973) 1, 61
- 15) 伊藤，山内：住友金属，24 (1972) 2, 9
- 16) 馬田，斉藤ほか：第45回溶接法委資料，(1973) 7, 37