(v) 炭素含量 0.17%, マンガン含量 1.46% および珪素含量 0.45% の高抗張力鋼を母材として使用する場合には、充填材として DO1, DM2, DM4' または A のいずれを用うるも、気孔のない緻密な熔接部が得られた。

(vi) 母材の銹は、炭酸ガス被包アーク熔接の場合も気孔発生の一因となり得る。

(vii) 炭酸ガス被包金属アーク熔接で得られた熔着鋼中の拡散性水素含量は、被覆アーク熔接棒による熔着鋼に較べ著しく低い。

以上の諸結果から考察し、炭酸ガス被包金属アーク熔接法による熔着鋼の気孔の発生には、凝固直前の熔着鋼の炭素および酸素含量が大きく影響していると考えられる。従って、脱酸剤を適量含む充填金属を用いれば、炭酸ガス被包金属アーク熔接は充分に鋼の熔接に応用しうることが予想される。

今後炭酸ガスを主とする被包ガスを用い、適量の脱酸剤を含む充填材（関口線材）を採用して行う熔接を、炭酸ガス関口線材アーク熔接法と称し、この方法により得られる熔接部の機械的諸性質については、次報で報告する。

文 献

- 1) R.W. Fenning and H.T. Tizard; Proc. Roy. Soc. Lond. A. 115, 324 (1927)
- 2) R. W. Tuthill; Fillerarc Welding Process, Weld. J., 32 (1953) No. 8, 703-707.
- 3) R.W. Tuthill; Arc Characteristics for Consumable-Electrode Gas-Shielded Welding, Weld. J., 33 (1954) No. 2, 128-132.
- 4) F.G. Harkins; Inert Gas Metal-Arc Welding of Mild and Low Alloy Steel, Weld. J., 32 (1953) No. 8, 683-689.
- 5) C.G. Christopher and R.C. Becker; Inert-Gas Shielded Metal-Arc Welding of Low Carbon Steel, Weld. J., 33 (1954) No. 1, 7-32.
- 6) L.V. Golub; Poluavtomat PEGSH-1 dlia zavarki diefektov stalnogo litia plaviashchimsia eliektrodom pod zashchitoi ugleikislogo gaza, Svarochnie proizvodstvo, No. 1 (1955), 14-17.
- 7) R.W. Tuthill; New Techniques in Inert-Gas-Shielded Metal-Arc Welding, Weld. J., 34 (1955) No. 2 137-141.
- 8) A. B. Pietrov; Plavlenie eliektrodnie provoloki pri avtomaticheskoi argono-dugovoi svarki, Svarochnie proizvodstvo, No. 2 (1955), 4-7.
- 9) 関口春次郎：熔接用鋼線材についての新提案，熔接学会刊行単行論文（1952）

耐食性アルミニウム合金 ANP 板の消耗電極式 アルゴンアーク熔接の研究（第 3 報）*

——熔接部の機械的性質，引張破壊および温度分布——

鈴木 春義** 村 瀬 勉***

Tests on Inert-Gas Metal-Arc Welding of Corrosion Resisting Aluminum Alloy "ANP" Plates (Report 3)*

——Mechanical Properties of Welds, Deformation in Tensile Fracture, Hardness and Weld Thermal Cycle——

By H. Suzuki** and T. Murase**

Abstract

Various tests on the inert-gas metal-arc welding of a corrosion resisting aluminum-manganese alloy "ANP", have been performed with ANP-O and ANP- $\frac{1}{4}$ H plates, $\frac{1}{4}$ in. in thickness, and various consumable electrode wires, 2S, 52S, A54S, 56S and ANP. The present report Part 3 discusses the mechanical properties of butt-welded joints, joint efficiencies, strain-stress curves and yield stresses, distribution of deformation in a tensile test specimen and hardness distribution related with weld thermal cycle.

The main conclusions are as follows;

(1) The joint efficiency of the butt-welded joint increased with magnesium content of the filler wire, but practically with little difference for wires, A54S, ANP and 56S.

(2) The yield and tensile strengths of the butt-welded joint was almost the same for O- and $\frac{1}{4}$ -plates, because the heat-affected base metal, approximately 6mm in width and adjacent to the weld metal, had been annealed to the same hardness with weld heat in both the tempers of base metal. Yielding and fracturing of the tensile specimen occurred in the said heat affected zone, and of which the maximum temperature attained during welding was above 400°C.

* 原稿受付 昭和31年 7 月27日(昭和30年度熔接学会秋季學術講演会において発表)

** 正員 運輸技術研究所熔接部 Member Transportation

tion Technical Research Institute

*** 正員 川崎重工工業株式会社造船工作部 Member Kawasaki Dockyard Co., Ltd.

1 緒 言

第 1, 2 報において耐食性アルミニウム合金 ANP 材 (Al-Mg-Mn 合金) の消耗式アルゴンアーク溶接における施工条件と気孔およびビード両側の黒粉の発生ならびに溶接金属の割れ感度について調べたが, 第 3 報ではマグネシウム含有量を異にした 4 種の電極線 (ワイヤ) 52S (2.2~2.8% Mg), A54S (3.1~3.9% Mg), ANP (4.01% Mg) および 56S (4.9~5.6% Mg) ならびに比較のために 43S (Al-5% Si) の電極線を使用して突合溶接を行い, 溶接部の強度, 延性および熱影響を比較し最適の電極線を選定した。

2 実験装置

Fig. 18 Test specimen

Table 3 Welding Conditions for Test Specimens

Base plate	Edge preparation	Gap mm	Filler wire		No. of pass	Welding condition			Wire feed speed in/min	Argon flow cf/h
			Code	Dia. in		Current amp.	Voltage volt.	Speed in/min		
ANP-O ANP- $\frac{1}{4}$ H 6mm thick	Square butt	1	43 S	$\frac{1}{16}$	1	190~200	24~25	25	190	35
					2	180	24~25	20	175	
	◇	1	52 S	$\frac{1}{16}$	1	200	24~25	25	225	35
					2	200	24~25	20	225	
	◇	1	A54 S	$\frac{1}{16}$	1	200	24~25	25	235	35
					2	200	24~25	20	235	
	◇	1	ANP	$\frac{1}{16}$	1	200~210	24~25	25	245	35
					2	200	24~25	20	235	
	◇	1	56 S	$\frac{1}{16}$	1	200~210	24~25	25	250	35
					2	200	24~25	20	240	

実験装置は第 1 報に述べたとおりである。

3 供試材

供試材は ANP-O および ANP- $\frac{1}{4}$ H 材の 6mm 板厚のものにつき 5 種の電極線 43S, 52S, A54S, ANP および 56S の $\frac{1}{16}$ in 線径のものを使用した。これらの化学成分ならびに機械的性質は第 1 報の Table 1 に示したごとくである。

4 試験方法

試験板は Fig. 18 に示すように広さおのおの 150×500 mm² の 2 枚の板 (厚さ 6mm) の長辺を突合溶接した。溶接線の両端には付足片をつけ, また銅板の裏当を用いた。これより Fig. 18 に示す要領にて各試片を採取して引張り曲げ, 硬度, 顕微鏡組織および腐食試験を行った。また気孔と溶接部の強度, 延性および耐食性との関係を調べるために Fig. 18 と同様な試験板に溶接を行い X 線検査により気孔の程度を級別したのち引張りと曲げ試験を行った。

突合溶接条件は Table 3 に示すように I 型開先により銅板の裏当を使用して溶接した。また電極線と板の表面処理はとくにことわらない限りは化学処理 (5% NaOH, 60°C × 30~60sec., ついで 50% HNO₃, 室温 × 5min, 水洗) によった。

Photo. 10
Extensometer in
tension test

5 試験結果

1) 溶接部の機械的性質

溶接部の強度を調べるためにおのおの 2 個ずつの試験片に採取し, 5 種の電極線について横引張り補強盛り削除および補強盛りのまゝ) および, 縦引張り試験 (補強

盛り削除) を行った。降伏強さ (耐力) は Photo. 10 に示すように東京衡器製の電磁誘導型歪計を用いて 0.2% 永久歪の荷重から計算した。これらの結果は Table 4 および Fig. 19 の棒グラフに示す。電極線の種類により強度および伸びはやゝ異っている。接手強度のばらつきは大きくても 3~4kg/mm² の程度で大部分のものはほとんど 1~2 kg/mm² の範囲に入っておりばらつきは比較的少なか

Table 4 Results of Tensile Tests

Plate	Wire	Type of test	Y.S. kg/mm ²	T.S. kg/mm ²	Elong. (2") %	Joint % Efficiency	Location of fracture
ANP-O	43 S	Reduced section (trans.)	15.1 *14.3	25.1 19.9	5.0 2.0	76.0 61.0	W.M. W.M.
	A 54 S		14.5 12.6	27.4 24.5	12.0 11.0	83.0 74.3	W.M. W.M.
	ANP		13.7 13.4	26.9 28.0	12.8 14.4	82.0 85.0	W.M. W.M.
	56 S		13.8 13.4	27.4 26.4	14.0 12.0	83.0 80.0	W.M. W.M.
	43 S		14.0 16.0	22.9 21.1	2.0 3.0	83.7 58.6	W.M. W.M.
	A 54 S		12.5 13.0	24.2 23.8	10.8 10.4	67.2 66.1	W.M. W.M.
	ANP		13.8 13.6	26.4 26.0	12.8 12.4	73.3 72.2	W.M. W.M.
	56 S		13.2 13.0	27.5 27.0	11.5 12.0	76.5 73.8	W.M. W.M.
ANP-O	43 S	Full section (trans)	16.1 16.0	27.3 24.1	7.0 5.0	82.7 73.2	W.M. W.M.
	52 S		14.4 14.9	29.7 26.4	15.0 10.0	90.0 80.3	B.+B.M. H.A.Z.
	A 54 S		14.0 —	29.9 —	16.0 —	91.0 —	B.M. B.M.
	ANP		13.6 14.0	28.0 28.5	16.0 16.0	85.0 86.5	B.M. B.M.
	56 S		14.1 15.0	29.5 29.5	15.0 12.2	89.7 89.7	H.A.Z. B.+B.M.
	43 S		14.1 15.3	27.0 28.3	5.0 6.0	75.0 78.6	W.M. W.M.
	52 S		—	—	—	—	—
	A 54 S		14.0 13.0	29.5 27.6	15.0 12.2	82.0 76.5	B.M. B.M.
ANP-1/4H	ANP	Reduced section (long.)	15.1 14.8	29.4 30.6	14.0 12.8	81.5 85.0	B.+B.M. B.M.
	56 S		13.7 13.9	28.5 27.8	14.0 12.6	79.0 77.2	B.+B.M. H.A.Z.
	43 S		18.6 16.8	22.8 29.5	3.0 20.0	70.0 89.6	— —
	52 S		18.2 17.8	31.3 29.9	20.4 17.8	94.5 91.0	— —
	A 54 S		18.1 18.4	30.8 22.3	18.0 2.0	93.6 61.9	— —
	ANP		17.5 17.0	30.4 30.7	17.0 18.4	84.5 86.5	— —
	A 54 S		17.9 17.1	29.6 30.4	17.5 17.4	82.2 84.3	— —
	56 S		22.9 22.9	33.2 32.6	19.4 18.8	— —	— —
ANP-O	—	Base metal	27.9 26.1	36.0 36.0	13.4 12.8	— —	— —

Note ;

*Partially porous

った。

まず補強盛りを削除した場合の横引張り試験では Table 4 に示すようにすべて熔着金属内で破断している。従ってその引張り強さはほぼ熔着金属の強さを意味するものと考えてよい。従って Fig. 19 の上図によると、引張り強さは

43S 電極線を用いた場合がもっとも弱く、マグネシウムの含有量が増すにつれて引張り強さが幾分増加しているのが認められる。しかし ANP と 56S 電極線では強さの差がないようである。一方、降伏点(耐力)で 43S は電極線による場合が最も強く、他の電極線ではほとんど差がない。しかし 43S 電極線を用いた場合の伸びは他の電極線によるものに比べて著しく小さい。また 56S 電極線を用いた場合に伸びが少なくなることとはあまり明瞭には現われていない。

補強盛りのまゝの横引張り試験では、Table 4 に示すように 43S 電極線を除けば他の電極線による熔接部の破断はほとんど母材中に生じている。従って、この場合には引張り強さに差が現われないのも当然で、たゞ 43S 電極線の場合だけが引張り強さが低い。また 43S の場合には伸びが著しく少ない。

以上の結果をまとめるとマグネシウムの含有量が A54S, ANP および 56S 程度、すなわち Mg=3.1~5.5% 程度であれば熔接の横引張り試験の強さと伸びにはほとんど差がないが、43S は伸びが著しく少ないので ANP 材用の電極線としては好ましくないといえよう。

Fig. 19 の引張り強さと耐力とを接手効率(引張り強さ対母材の引張り強さ、耐力対母材の耐力)の形で示すと Fig. 20 のようになり、A54S, ANP および 56S 電極線を用いた場合の接手効率に次のような差がある。

ANP-O		
補強盛り	引張り強さ	耐力
削除	79~84%	59%
残	86~91%	60~64%
ANP-1/4H		
補強盛り	引張り強さ	耐力
削除	67~75%	47~50%
残	78~83%	50~58%

すなわち耐力の接手効率は引張り強さの接手効率より約20~30%小さい値である。加工材(1/4H)は素材のまゝでは焼鈍材(O)より約10%程度引張り強さが大きい、熔接した場合には熔接熱により軟化されて焼鈍材と同程度まで強度の低下をきたし、従って接手効率はいずれも焼鈍材に比し約10%低くなっている。なお上記のう

Fig. 19 Comparison of tensile properties of butt welds of ANP-O and ANP $\frac{1}{4}$ H 6mm plates made with various filler wires

Fig. 20 Comparison of joint efficiencies of butt welds made with various filler wires

補強盛りのついた場合のO材の引張り強さの接手効率⁸⁶が86~91%であるのは、従来の実験結果の90~100%に比べてやや低いことが気付かれるが、これは後述の硬度試験結果からもわかるように、供試O材は実際には幾分加工硬化されていたことによるもので、このO材では実際に溶接による母材の軟化が著しかった (Fig. 24 参照)。なおO材の

溶接の横引張り強さはいずれも ANP-O 材の最低規格 27 kg/mm² 値を超えている。

上述したように接手効率の基準を耐力と引張り強さで比較した場合にはかなりの差があり、溶接による耐力の低下はきわめて著しい。これらの関係をさらに判り易くするために Fig. 21 に ANP 電極線による溶接部の各種引張り試験片 (横引張り、縦引張り) と素材引張り試験片の荷重-歪曲線の比較を示す。これによれば加工材 ($\frac{1}{4}$ H) も焼鈍材 (O) も溶接すると、耐力がほぼ同一になってしまうので、加工材の強度が高い利点が失われてしまうことが明瞭である。

溶接部の横引張り試験片の耐力は、もちろん最初に局部的に降伏する部分の強さで決る。今回の供試材では、O材も $\frac{1}{4}$ H材も溶接によって熱影響部は後出の Fig. 24 に示すように軟化し、その硬度は A54S, ANP および 56S の電極線を用いた場合の溶接金属の硬度とほぼ同一であった。従って、補強盛りを削った場合の横引張り試験片の耐力は、Fig. 22 に示されたように上記の電極線の種類にほぼ無関係に一定であるのは当然予想されることである。また補強盛りがある場合の横引張り試験片の変形は後出の Fig. 23 に示すように、溶接金属中心より約10~12mm 離れた母材の軟化部が最初に降伏した。このときの溶接金属は補強盛りによる断面積の増加のために最初に降伏し難く、また母

Fig. 21 Comparison of yield and tensile strengths and young's moduli of butt welds and base metal of ANP-O and ANP- $\frac{1}{4}$ H, 6mm plates

Table 5 Results of Bend Tests

Plate	Wire	Bending radius	Bending load (max.) ton	Bending angle* deg.	Bending	
					G.L.- MM	Elong %
ANP- O	A54 S	R=2t t : plate thick- ness	0.86	180	11.0	28.6
	ANP		0.74	73	—	—
			0.66	73	—	—
			0.73	180	—	22.7
			56 S	0.62	52	—
	0.81			85	—	—
ANP- $\frac{1}{4}$ H	A54 S	R=3t	0.81	180	13.0	23.1
	ANP		0.87	180	9.7	28.8
			0.69	180	10.6	20.7
			0.86	180	11.0	21.8
			56 S	0.85	180	11.4
	0.65			66	—	—

* Value at the first crack

材の非軟化部は最初から降伏点が高いために降伏し難く、結局両者の中間の部分で最初に降伏する結果になったと考えてよい。補強盛りのある場合には、これに隣接する軟化部の降伏が抑制されて、Fig. 20 に示したように補強盛りのない場合に比べて耐力がやゝ増加することは当然考えられることである。

以上の考察によって、横引張試験片の耐力を高めるには、溶接の熱影響による母材の軟化を軽減することが望ましく、従って小さい入熱 (Joule/in) で溶接することが有効であろう。しかしこれは溶接金属内の気孔を減少させるための要求とは矛盾する。

(2) 溶接部の延性と破壊様式

1) 縦引張試験

溶接部の延性を縦引張試験片により電極線別に比較すると Table 4 に示すように 43S 電極線は極めて脆く、その他の電極線では大差がなかった。

2) 曲げ試験

曲げ試験については A54S, ANP, 56S の 3 種の電極線につき、後出の Fig. 29 に示す曲げ治具を用いて曲げ半径を焼鈍材 (O) では $2t$ (t : 板厚), 加工材 ($\frac{1}{4}H$) では $3t$ で行ったがこれらの結果は Table 5 に示す如くである。気孔その他の欠陥のないものは大部分が 180 度曲って亀裂は発生しなかったが、全く欠陥の認められないものでも 60~70 度の小さい曲げ角度で亀裂が発生したものがあつた。この原因は溶接金属の顕微鏡組織にあるようで、これについては後述する。この曲げ試験結果からは A54S 電極線による熔着金属が最も延性にとり、ANP, 56S 電極線の順に脆くなっている。加工材は溶接熱によりほとんど焼鈍材に近くまで軟化されているにもかかわらず、溶接部の曲げ試験では素材試験と同様に曲げ半径を焼鈍材で $2t$, 加工材で $3t$ としたために、焼鈍材の溶接では加工部に比べて曲げ経験の条件が非常に苛酷となり、A54S, ANP 電極線による比較的延性にとむ無欠陥の溶接部でも 70 度前後の曲げ角度で

亀裂を発生したものがあつたが、加工材 ($r=3t$) では 56S の一例を除いていずれも 180 度の曲げ角度でも亀裂を発生しなかつた。また 56S 電極線による熔接部は加工材で 180 度の曲げ角度で亀裂を発生しないものがあつたが、焼鈍材では 85 度以下の曲げ角度で 2 枚とも亀裂を発生した。

3) 引張破壊様式

熔接部のビード中心よりいろいろの距離における延性と破断状況を詳細に調べるために、補強盛りりのまゝ引張試験片の側面に 1mm 間隔の格子状目盛りを刻み Fig. 22 に示すように、降伏荷重より破断荷重までの間で荷重を段階的に変化させ、その度毎に熔接金属と熱影響部の変形量を測定し、さらに破断状況をも調べた。

Fig. 23 に ANP 電極線による ANP-O 材熔接部について熔接中心より各距離における伸びの変化を測定した結果を示す。硬度分布とともにこれをみれば熔接中心より約 10~12mm の距離の最も軟化した部分で最初に降伏が起り、また破断までにこの部分が最もよく伸びている。補強盛りがあるので熔接金属の変形は比較的少ない。Photo. 11 には ANP- $\frac{1}{8}$ H 材について荷重の増加と共に変形が進展する状況を示す。各種電極線による熔接部の変形を比較すると Photo. 12 のようになり、ほとんど母材中で切断するのでこれら 3 種の電極線 (A54S, ANP, 56S) による著しい差はないようである。これらの写真より破断状況をみればまず熔接トウ部の熔接金属のオーバーラップしている部分には応力集中を起して少しく開口するのが認められる。熔接金属の断面は中央部に近いほど変形が大きくてよく伸びており、周辺部は補強盛りによって拘束されて縦の刻み線は熔接金属の外側に向つて凸状に彎曲し境界部で最も著しくなっている。さらに荷重の増加により熔接中心より 8~12mm の場所 (熔接時に 400~450°C に加熱されて著しく軟化した部分) が局部的な収縮を起してついに破断している。破断箇所

Fig. 22 Load-extension curves of butt-weld fracture-deformation specimen

Fig. 23 Distribution of deformation in a weld tensile specimen of ANP-O, 6mm plate

Photo. 11 Deformations in tension test
(ANP- $\frac{1}{4}$ H, ANP $\frac{1}{16}$ in wire)

Photo. 12 Fractures for different wires

は熔接中心より 8~12mm の所であるが、これは補強盛りの大小により多少異なっているようである。

(3) 熔接部の硬度和温度分布

1) 硬度分布

熔接部断面の板表面より深さ 1mm の箇所を横方向に硬度を測定した結果を Fig. 24 に示す。硬度は顕微鏡硬度計により、ビッカース圧子で荷重 1kg を用いた。

熔接金属の硬度は電極線中のマグネシウムの増加と共にやゝ硬くなっているが、大きい差はなくいずれもビッカース硬度で 75~85 の範囲にあった。熔接熱影響による軟化部は境界トウ部より約 10mm の範囲にあり、ビード中心より 8~12mm の所で最も軟化している。また中心より約 20mm 離れた所では軟化はほとんどみられず母材硬度に近くなっている。Fig. 26 の ANP-O 材では熱影響部の軟化が従来の実験結果に比べてやゝ著しい。この原因は母材が実際には少し加工硬化されていたためと想像される。

2) 温度分布

熔接時の温度分布を測定した結果は Fig. 25 に示すごとくである。温度の測定には直径 0.3mm のアルメル・クロメル熱電対線を用いた。この熱電対はアスベストと硬質ガラスの糸で編んだしなやかな絶縁被覆で保護されている。板

Fig. 24 Hardness distribution in butt welds of ANP 6mm plates welded with ANP $\frac{1}{16}$ in filler wire

Fig. 25 Thermal cycle at the junction of the welded metal and the base metal in consumable argon arc welding

の裏側より直径 1.5mm のドリル孔を板の表の面より 1mm の深さのところまであけ、その底に熱電対の先端をスポット熔接した。熱起電力はすべて電磁オシログラフに画かせて、時間は測温孔の真横にアークが来た瞬間を $t=0$ にとった。また ANP- $\frac{1}{4}$ H 材の熔接部の硬質と最高加熱温度の関係を Fig. 26 に示す。これによれば約 250°C 以上に加熱された範囲が熱影響をうけており、約 400°C 以上に加熱された部分の母材 (熔接中心より約 12mm 以内) が最も軟

Fig. 28 Relation between vickers hardness number and maximum heating temperature in bead weld

化している。

6 結 論

以上の Al-Mg-Mn 合金 ANP 板の消耗電極式アルゴンアーク溶接の機械的性質、曲げ延性、引張破壊様式、硬度分布と最高加熱温度分布の実験の結果は次のように要約される。

(1) 溶接接手強度は電極線のマグネシウム含有量の増加とともにやゝ増大しているが、A54S, ANP, 56S 電極線ではほとんど差はなく、接手効率率は引張り強さで比較すると

補強盛りのまゝのもので焼鈍材 (O; 本供試材は幾分加工硬化されていた) では 86~91%, 加工材 (4H) では 78~83% を示した。また耐力 (0.2%) で比較すると前者は 60~64%, 後者は 50~58% で著しく低い。

(2) 加工材 (4H) は素材のまゝでは焼鈍材 (O) に比し引張り強さは約 10% 大であったが、溶接熱により影響部が軟化して溶接試験片の耐力も引張り強さも焼鈍材とはほとんど同じになった。

(3) 溶接部の引張り延性は A54S 電極線によるものが最も延性にとみ、ANP, 56S の順となっている。43S 電極線の溶接部は延性がとくに少なくて好ましくない。

(4) 溶接部の硬度は大体ビッカース (1kg) で 75~85 の範囲にあり、溶接中心より 8~12mm の距離の溶接時に約 400°C 以上に加熱された母材の部分が溶接金属とは同じ硬度まで軟化していた。そうしてまた補強盛りのある突合接手の横引張試験では、この部分から降伏が始った。

(5) 溶接部の曲げ試験における曲げ半径が、焼鈍材と加工材でそれぞれ母材の場合と同一に 1t と 3t と決められた場合には、焼鈍材の条件が苛酷なり無欠陥のものでも 60~70° 曲げ角度で亀裂を発生して曲げ成績に影響しており、溶接試験片の曲げ半径の決定に一考を要することを示している。

高張力鋼の溶接性に及ぼすニッケルおよびクロムの影響* (第1報)

木原 博** 鈴木春義*** 田村 博***

小田 豊久**** 宮野樺太郎**** 田島 啓介*****

Effect of Nickel and Chromium Contents on Weldability of High Tensile Manganese-Silicon Steel (Report 1)*

By H. Kihara,** H. Suzuki,*** H. Tamura,*** T. Oda,**** K. Miyano**** and K. Tazima*****

Abstract

Effects of nickel and chromium contents on weldability of high tensile manganese-silicon steels were investigated. Fourteen experimental ingots which contained 0.06 to 0.93% nickel and 0.03 to 0.91% chromium added to a base composition of 0.16% carbon, 1.10% manganese, and 0.45% silicon, were made by melting in an approximately 700kg acid-lined, high frequency furnace and rolled into 20mm plate.

* 原稿受付 昭和31年7月9日 (昭和30年度溶接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員 東京大学工学部 Member Faculty of Engineering, Tokyo University

*** 正員 運輸技術研究所 Member Transportation Technical Research Institute

**** 正員 株式会社日本製鋼所 Member Nikow Steel Co. Ltd

***** 正員 東洋電極株式会社 Member Toyō Denkyoku Co Ltd