鋼材の熔接諸条件と冷却時間(第6報)*

— 炭関アーク熔接法の場合 —

稲垣道夫**

Welding Conditions of Steels and Cooling Time Near the Fusion Line (Report 6)*

By M. Inagaki**

Abstract

The cooling curve from 800°C and the cooling time from 800°C to 500°C near the fusion line in case of C.S. arc welding process were measured for various welding conditions. Welding conditions such as type of welded joint, plate thickness, welding current, the proceeding rate of bead, arc voltage or open voltage, diameter of filler wire, volume per unit time of supplied gas, volume percentage of oxygen in supplied mixed gas CO₂-O₂ and bead length were changed and effects on cooling time were observed. However the main factors which influence the cooling time are type of welded joint, plate thickness and arc energy per unit bead length $J=60EI/v$, as those in case of the other arc welding processes.

In case of C.S. arc welding of carbon steels or high tensile steels (or low alloy steels), the relations between the welding conditions and cooling time from 800°C to 500°C near fusion line are presented by the following formula.

$$S = \frac{(60EI/v)^{1.7}}{1.11 \times 10^5 \times \beta \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right) \right\}}$$

where E : arc voltage, Volt
 I : welding current, Amp.
 v : the proceeding rate of bead, cm/min.
 t : plate thickness, mm
 β : content $\begin{cases} 1 & \text{for bead on a plate,} \\ 1.7 & \text{for T-fillet joint.} \end{cases}$

This formula is applied when the bead length is above about 10cm. The nomograph of this formula is constructed in Fig. 19. The cooling time can be read easily from the welding conditions by this nomograph.

I 緒 言

第5報¹⁾においては、諸種の熔接法について比較するために、主として板厚9mmの鋼板を用い、炭関アーク熔接法で鋼板上にシングルビードを置いた。そしてその測定結果を報告の一部とした。しかしこれだけで、炭関アーク熔接法の場合の冷却時間を推定する実験式を求めるには、甚だ不充分である。そこで本報においては、主として板厚20mmの鋼板を用い、炭関アーク熔接法で、鋼板上にビードを置いた場合、V型突合せおよびT型隅肉熔接した場合について、広範な実験を行い、その結果を報告する。殊に鋼板上にビードを置く場合には、炭関アーク熔接法の熔接諸

条件のうち、fusion line 附近の冷却時間に影響を及ぼすと考えられる。ほとんどすべての諸因子について調べた。

炭関アーク熔接法は関口、益本によって創始され、既に多数の研究論文が発表された。²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾ 著者はこれらの論文を参照して、種々の熔接条件を選んだ。炭関アーク熔接法の場合 fusion line 附近の冷却時間に影響を及ぼすと考えられる諸因子を列挙すると、1. 熔接接手の型式および板厚、2. 熔接電流、ビード進行速度、アーク電圧または開路電圧、3. 鋼線材の直径、4. 送給ガスの流量および炭酸ガスと酸素との混合割合、5. ビードの長さなどであり、これらと冷却時間との関係を調べた。

そしてこれら測定結果を基礎にして、炭関アーク熔接の場合の冷却時間を推定する実験式を求めた。そしてこの実験式のノモグラフを作成し、熔接諸条件から冷却時間が直ちに推定できるようにした。

* 原稿受付 昭和33年7月30日(昭和33年度熔接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員、名古屋大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Nagoya University.

Table 1 Chemical Analysis (%) of Base Metal and Filler Wire Used

Base metal and filler wire	Mark	Dimension	Elements, %									
			C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Al	Ti
Base metal	YB	20mm thickness	0.13	0.48	1.40	0.016	0.007	0.15	0.03	0.04	0.023	—
Filler wire	DSI	1.6mm diameter	0.11	0.76	1.70	0.007	0.007	0.12	0.06	0.06	—	0.19

II 測定結果

1. 鋼板上にビードを置いた場合

炭アーク溶接法においては、通常直流逆極性を採用し、直流溶接機としてセレン整流器式または電動発電機式が使用されている。溶接機には定電圧特性を有するものと上昇特性を有するものがある⁶⁾が、本実験では定電圧特性を有するセレン整流器式直流溶接機を用いた。また送給ガスとしては、普通には炭酸ガスと酸素とを約3:1の割合で混合したガスが使用される^{3e)6)}ので、ここでは主として CO₂ 30cfh (ft³/hr) に O₂ 10cfh を添加した混合ガスを用いた。鋼線としてはいわゆる「関口鋼線」^{2)3b)6)}が用いられ、比較的細い線と大きな電流密度が採用される。本実験では主として Table 1 に示すような化学成分を有する直径 1.6mm の「DSI」鋼線を使用した。Table 1 にはまた、主として使用した 20mm 鋼板の化学成分を示した。

まず前述したような種々の溶接条件で鋼板上にシングルビードを置き、個々の溶接条件と fusion line 附近の冷却状況との関係を求めた。Fig. 1 には、ビード進行速度そ

Fig. 1 Effect of welding current on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

他の溶接条件を一定とし、溶接電流を種々変えた場合、fusion line 附近の 800°C からの冷却曲線を図示した。この図の右上には、一定に保った溶接条件をまとめて記入し、左下には各冷却曲線の溶接電流、アーク電圧および鋼

線送給速度 (Feeding Rate of Wire, 略して F.R.W.) を記入した。また各冷却曲線の末端には、変質部最高硬度を荷重 10kg のビッカース硬度で記入した。Fig. 1 によると、溶接電流の大きさは 800°C からの冷却曲線または 800°C から 500°C までの冷却時間に、著しく影響を与える。そして当然電流が増すにつれ冷却時間が増すことがわかる。Fig. 2 は、溶接電流 $I=375\text{Amp}$ 、アーク電圧 $E=33$

Fig. 2 Effect of proceeding rate of bead on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

Volt およびその他の溶接条件を一定とし、ビード進行速度のみを広範囲に変化させた場合の結果である。これによると、ビード進行速度の影響も、上述の溶接電流の影響と同よう著しく大きい。そしてビード進行速度が小さくなるにつれて冷却時間が増すことがわかる。

本法用関口鋼線は通常直径 1.0mm, 1.2mm, 1.6mm および 2.0mm の 4 種類のものが市販されている⁶⁾が、いまこれらの電流密度および鋼線送給速度をそれぞれ 185Amp/mm² および 620cm/min の一定とし、鋼線直径の影響を調べると、Fig. 3 となる。この際各鋼線に対し採用した電流およびアーク電圧の値を同図の左下に示した。同図によると鋼線の直径が大きくなるにつれ、冷却曲線がかなり緩やかになり、したがって冷却時間はかなり増加する。なお Fig. 3 の実験に使用した鋼線はすべて「DSI」であるが、鋼線は直径によって化学成分を多少異にするものであった。

Fig. 3 Effect of diameter of wire on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

開路電圧は開路電圧調整器によってある範囲に調整することができ、これによってアーク電圧を変えることができる。アークを安定にするには、ある程度以上の開路電圧が必要である。この実験においては開路電圧を 36Volt から 44Volt の範囲に調整して、アーク電圧を 24Volt から 32 Volt の範囲に変えることができた。この場合の開路電圧が冷却曲線におよぼす影響を調べると、Fig. 4 が得られ

Fig. 4 Effect of open voltage on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

る。この際熔接電流も自動的にいくらか変化した。これによると開路電圧またはアーク電圧が大きくなるにつれ、冷却曲線が緩やかになりしたがって冷却時間が大きくなる傾向にある。

次に送給ガスの流量および混合ガス比の影響を調べた。Fig. 5 は、 CO_2 と O_2 との混合割合を 3 : 1 の一定とし、混合ガスの全流量を種々変化した場合の結果で、全流量

Fig. 5 Effect of gas volume on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

Fig. 6 Effect of gas ratio on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

が 20~60cfh

の範囲では、

800°C から

500°C までの

冷却時間には

殆んど差異が

なかった。

Fig. 6 は、送

給ガスの全流

量を 20cfh お

よび 40cfh の

CO_2 %

一定とし、添

加酸素ガスの

体積 % 0~75

Fig. 7 Relation between gas ratio and cooling time from 800°C to 500°C

%に変えた場合の例である。そして Fig. 7 には、それぞれの全流量について混合ガス比と冷却時間との関係を示した。これによると、送給ガスの全流量が 20cfh の場合にもまた 40cfh の場合にも、炭酸ガスと酸素との混合ガス中の酸素含量が多くなるにつれ冷却時間が大になる傾向にある。しかし酸素含量約30%以上ではこの傾向は明瞭ではない。これらの傾向は被包ガスの酸化性の増大につれ熔融鋼中の諸元素の酸化反応が活潑となり、その反応熱の影響によるものと思われる。

これまでの測定結果から、板厚 9mm および 20mm について、800°C から 500°C までの冷却時間を、ビード長 1cm 当りアーク・エネルギー消費量 $J=60EI/v$ Joule/cm

Fig. 8 Summary of cooling time as a function of $J=60EI/v$, in case of bead deposited on a plate

Fig. 9 Effect of bead length on the cooling curve near fusion line, in case of bead deposited on a plate by C.S. arc welding process

の函数としてまとめると、Fig. 8 となる。これによれば、炭炭アーク溶接法の場合においても、他の溶接法の場合と同よう、fusion line 附近の冷却時間に影響をおよぼす主要因子としては、板厚およびビード長 1cm 当りのアーク・エネルギー消費量であることがわかる。

これまでは板厚 20mm の全長にわたってビードを置いた結果であったが、Fig. 9 にはビード長さを種々変えた場合

Fig. 10 Relation between bead length and cooling time from 800°C to 500°C

くなる。

2. V 型突合せ接手および T 型隅肉接手の場合

V 型突合せ接手の場合の結果を Fig. 11 に示した。V 型開先の角度を 60° とし、これを 3 層または 2 層で溶接した。熱電対の位置は同図の中に示したように、板厚中央よりやや下方で、1 層目および 2 層目を置いたときには熱電対が 800°C 以上を指示するようにした。3 層目のときは最高指示温度が 500°~600°C であった。下のビードを置き、このビードによる冷却曲線の記録温度 100°C に達してか

Fig. 11 Cooling curve from 800°C near fusion line, in case of V-butt joint by C.S. arc welding process

ら次のビードを置いた。したがって2層目および3層目の熔接は予熱温度が 100°C の場合に相当し、それだけ冷却曲線が緩やかになっている。

次にT型隅肉接手の結果を、Fig. 12 に示した。熔接に

Fig. 12 Cooling curve from 800°C near fusion line, in case of T-fillet joint by C.S. arc welding process

際しては、同図の中に示したような位置すなわち下向姿勢で自動熔接した。そして熱電対の位置は、フランジ・プレート側のビードの fusion line のほぼ中間になるようにした。この場合熔接電流を2種にし、ビードの進行速度を種々変えて実験した。

Fig. 13 にはこれら接手の影響を、板上にビードを置いた場合と比較して図示した。これによると、T型隅肉接手

Fig. 13 Effect of form of joint on cooling time as a fusion of $J=60EI/v$, welded by C.S. arc welding process

の場合の冷却時間は他のものに比べて、同じ $J=60EI/v$ の値に対して、著しく小さい。V型突合せ接手の1層目の冷却時間は、板上にビードを置いた場合のそれよりもいくらか大きい。V型突合せ接手の2層目の冷却時間は、約 100°C の予熱効果のために、1層目よりもかなり大きくなっている。

Ⅲ 熔接諸条件から冷却時間を推定する方法

まず最初に、鋼板上にシングル・ビードを置いた場合について述べる。

Fig. 14 は fusion line 近くの 800°C から 500°C まで

Fig. 14 Relation between cooling time from 800°C to 500°C near fusion line and arc energy per unit bead length, in case of bead on a plate

の冷却時間とビード長1cm当りのアーク・エネルギー消費量 $J=60EI/v$ Joule/cm との値を両対数目盛に plot した結果であって、他のアーク熔接法の場合と同ように、直線関係が得られる。その直線の勾配 n は、板厚 9mm については 1.71、板厚 20mm については 1.66 となり、第5報りで述べたごとく

n の値は板厚が大きくなると、小さくなる傾向にあるが、その程度は、潜弧熔接法および被覆アーク

熔接法に較べて僅少である。そこで n の値が板厚にかかわらず一定であると見なして、 $n=1.7$ とすれば

$$S \propto \left(\frac{60EI}{v} \right)^n, \quad n=1.7 \quad (1)$$

とすることができる。

Fig. 15 には板厚と冷却時間との関係の測定結果を、2つの J の値について示した。こゝで Fig. 15 の測定値の平均曲線が、次式で表わされるかどうかを、Fig. 16 によって調べた。

$$S = \frac{k}{1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-t_0}{\alpha} \right)} \quad (2)$$

こゝに α, t_0 は共に常数であり、 k は $J=60EI/v$ によって変化する係数である。すなわち2式を変形して、

$$\tan \frac{\pi}{2} \left(\frac{k}{S} - 1 \right) = \frac{t-t_0}{\alpha} \quad (3)$$

とし、 $\tan \frac{\pi}{2} \left(\frac{k}{S} - 1 \right)$ と板厚 t とを両座標として plot す

ると Fig. 16 が得られる。\$J\$ の値を一定とした場合板厚が無限大となったときの冷却時間を \$S_{I=\infty}\$ とすると、これらを 2 式に代入して次式が得られる。

$$k=2S_{I=\infty} \quad (4)$$

Fig. 15 Experimental data of cooling time as a function of plate thickness \$t\$ mm, in case of bead on a plate

Fig. 16 Determination of constants \$k, \alpha\$ and \$t_0\$ in a formula,

$$\tan \frac{\pi}{2} \left(\frac{k}{S} - 1 \right) = \frac{t}{\alpha} - \frac{t_0}{\alpha}$$

そしてこの近似値は Fig. 15 における板厚が大きい場合の測定値の平均曲線から、(4)式を用いて求めることができる。Fig. 16 において \$J\$ の値が 12200 Joule/cm の場合に、\$k\$ の値が 8.7 および 7.4 の各々について図示した結果、\$k=7.4\$ のときにほぼ直線関係が得られた。したがって \$k\$ の値としては 7.4 を採用した。また \$J\$ の値が 21800 Joule/cm の場合には、\$k\$ の値が 27 のときにさきの直線関係にはほぼ一致したので、この場合には \$k=27\$ を採用した。この直

関線係から常数 \$\alpha\$ および \$t_0\$ の値を求めると、

$$\alpha=3.5, \quad t_0=13 \quad (5)$$

となる。したがって (2) 式および (5) 式から

$$S = \frac{k}{1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right)} \quad (2')$$

が得られる。

炭関アーク溶接による場合の fusion line 附近の 800°C から 500°C までの冷却時間に影響を及ぼす主要因子は、他の溶接法の場合と同よう、鋼板の板厚 \$t\$ mm とビード 1 cm 当りのアーク・エネルギー消費量 \$J=60EI/v\$ Joule/cm であるから、(1)式および (2)式を組合せて、冷却時間 \$S\$ のパラメーターを \$P\$ とすると、

$$P = \frac{(60EI/v)^{1.7}}{1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right)} \quad (6)$$

と置くことができる。そこで炭関アーク溶接法に関するこれまでの測定値につき、パラメーター \$P\$ を計算し、これと冷却時間との関係を両対数目盛に plot すると、Fig. 17 が

Fig. 17 Summary of relation cooling time and parameter \$P\$, in case of bead on a plate

得られる。これによると、両者の間に直線関係があり、測定値はこの直線上にかなりよく乗っている。そして直線の勾配は 1 であるから、冷却時間 \$S\$ sec は次の実験式によって求めることができる。

$$S = \frac{(60EI/v)^{1.7}}{1.11 \times 10^6 \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right) \right\}} \quad (7)$$

この (7) 式は炭素鋼または高張力鋼(低合金鋼)板上に長さ約 10 cm 以上のシングル・ビードを置いた場合に適用される。これはまた突合せ接手の場合の最終層に相当する。

Fig. 18 Relation between cooling time and arc energy per unit bead length $J=60 EI/v$ Joule/cm, in case of various weld joint

の場合の冷却時間は、同じ J の値に対して、鋼板上ビード置きの場合のその約 $1/1.7$ になっている。そこで T 型隅肉接手の冷却時間 S_T sec は、次の実験式によって求めることができる。

$$S_T = \frac{S}{1.7} = \frac{(60EI/v)^{1.7}}{1.88 \times 10^6 \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right) \right\}}$$

$$= \frac{(0.74 \times 60EI/v)^{1.7}}{1.11 \times 10^6 \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right) \right\}} \quad (8)$$

(7) 式および (8) 式を計算し、炭関アーク溶接の場合の冷却時間を推定するためのノモグラフをつくと、Fig. 19 が得られる。この図において、左側のスケールに $J=60 EI/v$ Joule/cm の目盛がきざんである。そしてその左列は鋼板上にビードを置いた場合の目盛であり、右列は T 型隅肉接手の場合の目盛である。そこで板厚 t の鋼板上にビードを置く場合、溶接電流 I Amp, アーク電圧 E Volt およびビード進行速度 v cm/min がきまれば、これらの値からまず $J=60EI/v$ Joule/cm の値を計算し、この値を Fig. 19 の J のスケールの左列の目盛で読みとり、これと右側の板厚 t の目盛とを直線で結ぶ。この直線が中央の S スケールと交わる点の目盛を読めば、これがこの場合の冷却時間の値である。例えば板厚 $t=10$ mm の鋼板上に $J=20000$ Joule/cm でビードを置く場合には、Fig. 19 の点直線で示したように、冷却時間が 33 秒となる。T 型隅肉接手の場合には、 J スケールの右列の目盛で値を読みとり、その後はさきの鋼板上ビード置きの場合と同ようにして、冷却時間を簡単に推定することができる。

Fig. 19 Nomograph for calculation cooling time in case of C.S. arc welding process

IV 結 言

炭関アーク溶接法による場合の、fusion line 附近の 800°C からの冷却曲線および 800°C から 500°C までの冷却時間を、種々の溶接条件で測定し、その結果を総括し、この場合の冷却時間を推定する方法を提示した。調査した溶接条件としては、溶接接手の型式、板厚、溶接電流、ビード進行速度、アーク電圧または開路電圧、鋼線の直径、送給ガスの流量、炭酸ガスと酸素との混合割合およびビード長であるが、ビード長が約 10cm 以上の場合には、冷却時間に影響をおよぼす主要因子としては、やはり他の溶接法の場合と同よう、溶接接手の型式、板厚およびビード長 1cm 当りのアーク・エネルギー消費量 $J=60EI/v$ である。

これら主要因子と冷却時間との関係は、次の実験式によって表わされる。

$$S = \frac{(60EI/v)^{1.7}}{1.11 \times 10^6 \cdot \beta \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t-13}{3.5} \right) \right\}}$$

ここに E はアーク電圧 Volt, I は溶接電流 Amp, v はビード進行速度 cm/min, t は板厚 mm で、 β の値は鋼板上ビード置きの場合または突合接手の最終層の場合 1 で、T 型隅肉接手の場合 1.7 である。この実験式はビード長が約 10cm 以上のときに適用される。

この式のノモグラフを作成し (Fig.19), 熔接条件から冷却時間を直ちに読みとることができるようにした。

終りに臨み本研究は、昭和30年度科学研究交付金による名古屋大学機関研究(関口教授担当、文部省課題番号9067)「高張力鋼の熔接感受性の軽減ならびに熔接亀裂の防止に関する基礎的研究」の一環として行なわれたものであることを附記する。

本研究遂行に当り、終始御懇篤なる御指導御鞭達を賜った関口春次郎教授に深甚なる感謝の意を表する。

本実験に当り、助言された益本功君に深謝する。またこの実験に熱心に協力された藤間敏雄君並びに上野純美君に感謝する次第である。

文 献

- 1) 稲垣道夫, “鋼材の熔接諸条件と冷却時間(第5報), 各種熔接法の場合の測定結果の比較”, 本誌, 28 No. 2 (1959), 103-107
- 2) 関口春次郎, “炭酸ガス関口線材アーク熔接法概説”, 船舶, 30 (1957), No. 7, 1-12
- 3) “炭酸ガス関口線材アーク熔接法について”
 - a) 関口, 益本, (第1報) 本法の着想, 本誌, 25 (1956), No. 11, 608-611

- b) 関口, 益本, (第2報) 炭酸ガス被包金属アーク熔着鋼の多孔性とその防止に対する脱酸剤の効果, 本誌, 25 (1956), No. 12, 674-681
- c) 関口, 益本, (第3報) 炭酸ガスの被包効果と関口線材の効用, 本誌, 26 (1957), No. 1, 14-22
- d) 関口, 益本, (第4報) リムド鋼の熔接並びに熔着金属の遷移温度, 本誌, 26 (1957), No. 9, 573-578
- e) 関口, 益本, (第5報) 被包ガス中の酸素の効果, 本誌, 26 (1957), No. 11, 702-707
- f) 関口, 益本, 限上, (第6報) 炭関アーク熔接法によるビードの形状, 本誌, 27 (1958), No. 1, 31-35
- g) 関口, 益本, (第7報) 熔着金属の低水素含量と銀点の発生頻度, 本誌, 27 (1958), No. 6, 331-339
- h) 関口, 益本, (第8報) 高張力鋼の熔接, 本誌, 27 (1958), No. 7, 388-393
- 4) H. Sekiguchi and I. Masumoto, “A Japanese Process for CO₂-Shielded Arc Welding of Steel”, British Welding J., 4 (1957), No. 5, 205-212
- 5) H. Sekiguchi and I. Masumoto, “Low Crack Sensitivity of Steel Joint by CO₂-O₂ Arc Welding”, Welding J., 37 (1958), No. 7
- 6) 東亜精機株式会社技術部, 大同製鋼株式会社研究所 共編, “炭関アーク熔接法の実験”, (1958年1月)

Svarotchnoe proizvodstvo (熔接生産) No. 5 (1958) 目 次

科 学 技 術

- F.F. Benua, I.V. Vologdin & A.I. Katler — フラックス浴法による熔接金属の凝固と組織
 におよぼす振動効果の研究 1
- G.N. Klebanov — 低合金鋼熱影響部の機械的性質におよぼす熔接熱サイクルの影響 5
- B.I. Lazarev — 1X 18H 18T オーステナイト耐熱鋼管熔接用電極棒 8
- T.I. Avilov — 鋼の水中アーク熔接法の研究 12
- M.P. Shraierman & S.B. Petelina — 金属および鉱物添加による熔融フラックスの改良 14
- I.N. Artemjeva — D16 ジュラルミン板をアルゴン熔接する場合の温度分布の計算 16
- B.A. Koch & V.B. Abramovitch — アーク熔着金属の冷却速度の計算 19

生 産

- P.T. Dmitriev — 化学機械製作における進歩的熔接法 22
- F.S. Bugriy — 帯状電極によるアルミニウムの自動熔接 27
- G.F. Lbov — 多極点熔接機の標準型 29
- S.N. Antonov — レニングラード金属工場における熔接構造物の超音波検査 34
- S.G. Guзов & G.A. Kravetsky — 平滑な酸素切断 36
- M.M. Sheletchnik — カルシウム・カーバイドによるアセチレンの乾燥 39

経 験 の 交 流

- A.D. Gitlevitch, A.M. Tramain & N.M. Krievenko — 走行クレーンの大型フレーム
 熔接用治具 41
- L.S. Sapiro — 縁付による薄板の突合熔接 43

新 し い 設 備

- VNII Avtogen — 新しい金属ガス焰加工装置 44

文 献

- V.A. Nevsky — 熔接に関するソ連邦の文献 46
- 熔接に関する外国の文献 48

(益 本)