

# **Ilc: Welding and gluing**

Objektyp: **Group**

Zeitschrift: **IABSE congress report = Rapport du congrès AIPC = IVBH  
Kongressbericht**

Band (Jahr): **7 (1964)**

PDF erstellt am: **12.07.2024**

## **Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

## **Haftungsausschluss**

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

## IIc1

### Neuere Schweißverfahren für den Hoch- und Brückenbau

*New Welding Processes for Steelwork in Buildings and Bridges*

*Procédés de soudage nouveaux pour les ponts et charpentes*

FRANZ FALTUS

Prof. Dr. Ing, Praha

Im Stahlhoch- und Brückenbau herrscht noch die Anwendung der Handschweißung mit ummantelten Elektroden vor. Meist werden kalkbasierte Elektroden verwendet; zur Erzielung höherer Schweißgeschwindigkeiten kommen für Nähte in Wannelage oft Elektroden mit Eisenpulver in der Umhüllung in Frage. Die automatische Unterpulverschweißung, also die Lichtbogen-schweißung mit Blankdraht im Schutze eines Schweißpulvers hat nur bei der Fertigung langer Nähte Eingang gefunden, z. B. für das Schweißen der Halsnähte von Vollwandträgern. Die größeren Zurichtezeiten und die besonderen Anforderungen an die Genauigkeit der Nahtvorbereitung heben bei kurzen Nähten und bei Einzelfertigung den Vorteil der größeren Schweißgeschwindigkeit ganz oder zum großen Teil wieder auf, so daß nur der Vorteil der Unabhängigkeit von der Geschicklichkeit der Schweißer übrig bleibt. Der großen Schweißgeschwindigkeit zufolge sind bei der UP-Schweißung die Verformungen wesentlich geringer als bei der Handschweißung. Die Anforderungen an die Schweißbeignung des Grundwerkstoffes sind jedoch strenger als bei der Handschweißung. Das Schweißgut selbst besteht des hohen Einbrandes wegen bis zu  $\frac{2}{3}$  aus aufgeschmolzenem Grundmaterial. Die wärmebeeinflusste Zone reicht weiter wie bei der Handschweißung. Es wird deshalb Mehrlagenschweißung angewendet, auch wenn die Schweißung in einer Lage z. B. bei Blechen bis 50 mm Dicke technisch durchführbar ist. Als Nachteil der UP-Schweißung ist noch zu buchen, daß wegen des dünnflüssigen Schweißbades die Schweißung nur in horizontaler Lage möglich ist.

Die schon vor dem Kriege bekannte automatische UP-Schweißung hat eine wesentliche Erweiterung mit der Einführung der Schweißung mit dünnen (1—2 mm), hochstrombelasteten (100—200 A/mm<sup>2</sup>) Elektroden erfahren, da hiedurch die Abschmelzleistung wesentlich gesteigert werden konnte. Es wurde die halbautomatische Unterpulverschweißung mit von Hand geführtem Elektrodenhalter und automatischem Elektrodenvorschub und selbsttätiger Regelung der Lichtbogenlänge entwickelt. Die halbautomatische UP-Schweißung hat im Stahlbau wenig Anklang gefunden, da es meist schwierig ist, ohne Führung den Schweißkanten zu folgen, welche durch das Schweißpulver der Sicht des Schweißers entzogen sind.

In den letzten Jahren wurde eine große Zahl neuer Schweißverfahren in die Praxis eingeführt. Es lohnt sich, kurz zu untersuchen, welche von ihnen auch im Arbeitsgebiet des Stahlbaues ausgedehntere Anwendung finden könnten. Wir beschränken uns hierbei auf die Schmelzschweißung.

Von unseren Betrachtungen können wir vorweg diejenigen Verfahren ausschließen, welche, wie z. B. die Elektrodenstrahlschweißung und die Plasmaschweißung für Sonderzwecke entwickelt wurden und für den Stahlbau nicht in Frage kommen<sup>1)</sup>. Sehr aussichtsreich und wichtig für den Stahlbau scheint die Entwicklung der Schutzgasschweißung zu werden, und zwar die Schweißung mit abschmelzender Elektrode und Kohlendioxyd als Schutzgas. Bei der Schutzgasschweißung mit abschmelzender Metallelektrode (MIG = Metal Inert Gas Welding) brennt der Lichtbogen zwischen Werkstück und einer Metallelektrode, die meist mit konstanter, jedoch regelbarer Geschwindigkeit dem Lichtbogen zugeführt wird und dort abschmilzt (Fig. 1). Dem Mundstück entströmt gleichzeitig das Schutzgas, das Lichtbogen und Schmelzbad umgibt. Die Art des Schutzgases bestimmt wesentlich die Vorgänge im Lichtbogen, den Metallübergang und die Metallurgie der Schweißung. Ursprünglich wurde die Schutzgasschweißung mit teureren inerten Gasen wie Argon oder gar Helium betrieben, und zwar zur Schweißung von Leichtmetallen usw. Es zeigte sich, daß man auch mit billigeren Mischgasen, bei Stahl auch mit reinem  $\text{CO}_2$ -Gas erfolgreich arbeiten kann. (Die Schweißung von Stahl mit Argon stößt übrigens auf Schwierigkeiten.) Es mußten jedoch zunächst die spezifischen Eigenschaften des Lichtbogens und des Metallüberganges im reinen  $\text{CO}_2$ -Gas erkannt werden. Das Gas schützt den Lichtbogen und das hochoverhitzte Metall vor Luftzutritt, erhöht die Lichtbogenspannung und sichert dadurch eine

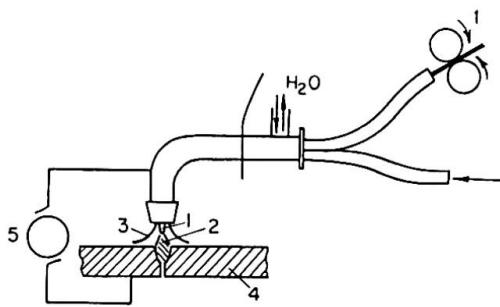


Fig. 1.

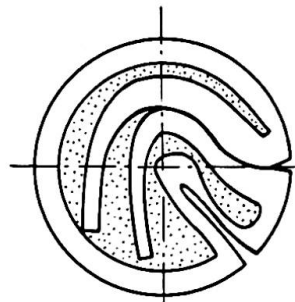


Fig. 2.

<sup>1)</sup> Das Plasmaschneiden kann jedoch in naher Zukunft in unser Arbeitsgebiet Eingang finden. Als Plasmastrahl bezeichnet man einen engebündelten Strahl eines im Lichtbogen hochoverhitzten, dissoziierten und hochjonisierten Gases, das mit großer Geschwindigkeit dem Mundstück des Brenners entströmt. Der Strahl schmilzt jedes Metall und fegt es aus der Schneidfuge. Plasmaschneiden kommt vor allem für Metalle die mit Sauerstoff nicht geschnitten werden können in Betracht. Der großen Schnittgeschwindigkeit wegen kann es sich jedoch etwa bis 50 mm Dicke auch für Stahl als wirtschaftlich erweisen.

große Abschmelzleistung und einen tiefen Einbrand. Das Kohlendioxidgas dissoziiert in CO und O<sub>2</sub>, wirkt oxydierend, verursacht einen Abbrand gewisser Legierungselemente, hauptsächlich Mn und Si. Die Folge sind Poreneinschlüsse im Schweißgut, der unruhige Lichtbogen verursacht hohe Spritzverluste usw. Diesen Schwierigkeiten ist man mit der Verwendung von Mischgasen und später mit Sonderelektroden mit erhöhtem Mn- und Si-Gehalt Herr geworden oder auch mit besonderen Zusätzen, die in den Lichtbogen mit Falzdrähten (Fig. 2) oder als magnetisches, an der Elektrode anhaftendes Schweißpulver eingeführt werden. Die Spritzverluste werden auch durch eine entsprechende Wahl der Charakteristik des Stromerzeugers und der Schweißstromkennziffern, Drahtvorschubgeschwindigkeit usw. niedrig gehalten. Es bestehen nebeneinander verschiedene Schweißtechnologien. Die Entwicklung ist noch nicht abgeschlossen, doch beherrscht man heute die Schweißung von Stahl 37 und 52 ziemlich vollkommen und erhält porenfreie, wasserstoffarme, hochkerbschlagfeste Schweißverbindungen mit dem Grundwerkstoff entsprechenden mechanischen Eigenschaften. Das Verfahren ist gleichermaßen für vollautomatische wie für halbautomatische Schweißung geeignet. Für die letztere werden Drähte von 1—2 mm verwendet.

Die Vorteile der CO<sub>2</sub>-Schweißung sind: große Schweißleistung, mit nach der Einstellung des Schweißstromes und des Drahtvorschubes großem oder kleinem Einbrand, sichtbare Schweißfuge ohne Schlackenabdeckung, die Möglichkeit der Mehrlagenschweißung ohne Reinigung der einzelnen Lagen, Zähflüssigkeit des Schweißbades, so daß bei halbautomatischer Schweißung keine allzu sorgsame Schweißfugenvorbereitung nötig ist und auch in Zwangslagen (auch überkopf) geschweißt werden kann. Bei kleinen Schweißnahtdicken ist die Schweißgeschwindigkeit sogar etwas höher, wie bei der UP-Schweißung. Wegen der hohen Schweißgeschwindigkeit ist der Schweißverzug gering; die Schrumpfmaße betragen etwa  $\frac{1}{3}$  der Werte bei Handschweißung mit umhüllten Elektroden und sind günstiger wie bei der UP-Schweißung mit dünnen Elektroden.

An die Geschicklichkeit der Schweißer werden geringere Ansprüche gestellt wie bei der Handschweißung, da die Regelung der Lichtbogenlänge und der Drahtvorschub automatisch erfolgen und der Schweißer nur für die entsprechende Führung der Schweißpistole zu sorgen hat. Das Verfahren eignet sich gleichermaßen für Kleinteilschweißung wie für den schweren Stahlbau. Es wurden sogar schon erfolgreich Stumpfnähte an Hochdruckbehältern mit über 200 mm Wandstärke ausgeführt. Fig. 3 zeigt als Beispiel den Querschnitt einer horizontalen Naht an vertikaler Wand an einem Werkstoff von 30 kg/mm<sup>2</sup> Streckgrenze. Die Zahl der Schweißlagen ist etwa halb so groß wie bei Handschweißung mit Elektroden, die Schweißzeit noch wesentlich geringer.

An die Schweißeignung des Stahles stellt das CO<sub>2</sub>-Schweißen etwa dieselben Anforderungen wie die UP-Schweißung. Es ist also z. B. nicht möglich, die neuen hochfesten Stähle mit Bainitgefüge mit diesem automatischen Verfah-

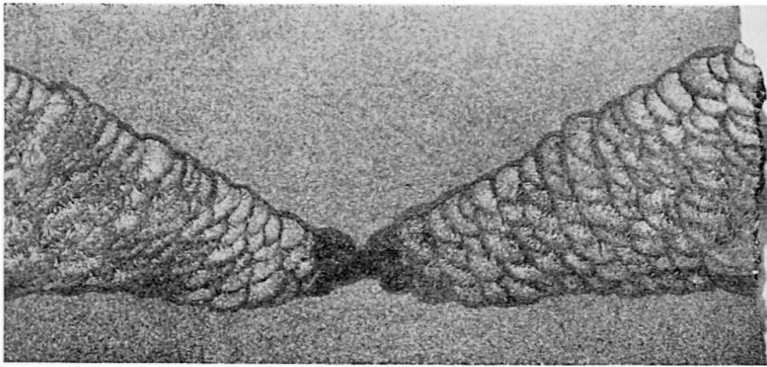


Fig. 3.

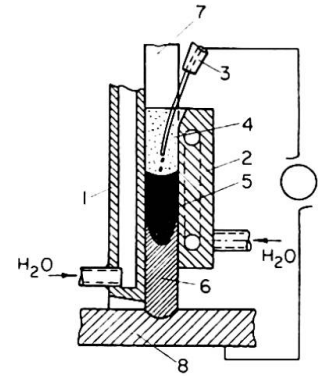


Fig. 4.

ren zu schweißen, da die Wärmebeeinflussung zu groß ist. Wegen der sehr konzentrierten Wärmequelle ist die Abkühlungsgeschwindigkeit sehr groß. Um bei größeren Dicken und Stählen höherer Festigkeit Warmrisse zu vermeiden ist ein Vorwärmen schon bei kleineren Materialstärken nötig, wie beim Handschweißen mit umhüllten Elektroden.

Die Ermüdungsfestigkeit des Schweißgutes ist gut; die heute noch weniger günstigen Schweißnahtoberflächen und Übergänge zum Grundwerkstoff lassen einen gewissen Abfall der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen im Vergleiche zur Handschweißung bei unbearbeiteten Nähten erwarten. Genügende Versuchsergebnisse liegen noch nicht vor.

Gewisse Schwierigkeiten bestehen noch zurzeit bei den halbautomatischen wassergekühlten Handschweißgeräten bezüglich der Betriebssicherheit, die hauptsächlich der großen Vorschubgeschwindigkeit des harten dünnen Drahtes und der Empfindlichkeit der Regelung auf den Spannungsabfall in den Kontaktstellen zwischen Draht und Drahtzuführung zurückzuführen sind, also nicht prinzipieller Natur sind. Es ist zu erwarten, daß die halbautomatische Schutzgasschweißung wohl die Handschweißung mit umhüllten Elektroden stark zurückdrängen wird. Der Übergang wird sich wahrscheinlich rascher vollziehen, wie ehemals der Übergang von nackten oder Seelenelektroden zu umhüllten Elektroden.

Auf die Gestaltung der Konstruktion hat die neue Schweißart keinen wesentlichen Einfluß. Es ändern sich geringfügig nur die Nahtvorbereitungen. Die Zugänglichkeit der Nähte braucht nicht so genau überlegt zu werden, da mit verlängerten Mundstücken auch entlegene Winkel erreichbar sind. Der kleinere Schweißverzug und die große Schweißgeschwindigkeit erlauben eine wirtschaftliche Fertigung von Konstruktionsteilen mit großem bezogenen Schweißnahtvolumen, also orthotroper Platten usw. Die Kehlnahtdicke kann wegen des tiefen Einbrandes herabgesetzt werden.

Für dicke Querschnitte ist das wirtschaftlichste Schmelzschweißverfahren die Unterschlackenschweißung. Bei dieser wird die Schweißwärme durch den Widerstand des Stromdurchganges durch eine Schicht geschmolzener Schlacke

erzeugt und zum Schmelzen der Elektrode und des Grundwerkstoffes benutzt (Fig. 4).

Die Schweißung kann nur an stehender Wand ausgeführt werden. Die Nahtoberflächen werden durch wassergekühlte Kupferbacken geformt, von denen sich mindestens eine mit dem Fortschreiten der Schweißung nach oben bewegt. Praktisch wird nur vollautomatisch geschweißt. Es können verschiedene Nahtformen nach Fig. 5 ausgeführt werden. Die Nahtvorbereitung kann auch mit Sauerstoffhandschnitt ohne besondere Genauigkeit ausgeführt werden.

Der ganze Schweißnahtquerschnitt wird auch bei den größten Querschnitten in einem Zuge ausgefüllt und ist theoretisch nicht begrenzt.

Es wurden schon Schweißungen von über 1 m Dicke ausgeführt. Bei kleinen Dicken, bis zu etwa 50 mm wird mit einer Elektrode gearbeitet, bei größeren Dicken mit einer Elektrode mit pendelnder Querbewegung oder mit mehreren Elektroden. Bei sehr großen Dicken werden als Elektroden auch Breitstähle verwendet.

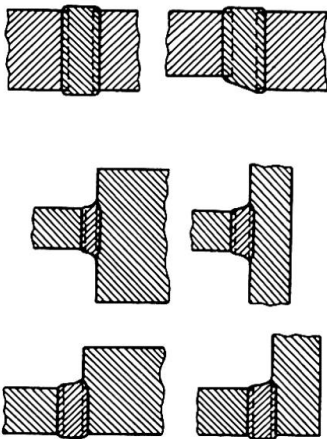


Fig. 5.

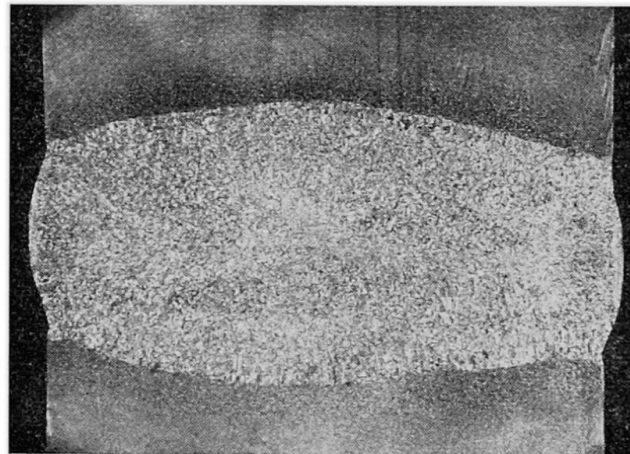


Fig. 6.

Die Breite der Naht ist bis 50 mm Blechdicke etwa 25 mm, bei 500 mm etwa 35 mm, also nur wenig größer. Die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens wächst sehr steil mit dem Schweißnahtquerschnitt; darum wird dieses Verfahren hauptsächlich im Hochdruckbehälterbau verwendet. Es können auch Rundnähte geschweißt werden.

Das Schweißgut besteht bis zu 80% aus aufgeschmolzenem Grundwerkstoff. Wegen des großen Schmelzbades und der langsamen Abkühlung ist die Wärmebeeinflussung des Grundmaterials groß und die Struktur der Schweißnaht ist grobkörnig (Fig. 6). Seine mechanischen Eigenschaften sind zufolge der Reinheit des Schweißgutes trotzdem sehr gut. Bei Dicken über 50 mm ist unbedingt ein Normalglühen vorzunehmen um die Kerbschlagfestigkeit des wärmebeeinflussten Grundmaterials zu heben; nur bei kleineren Dicken kann auch ohne Normal- oder Spannungsfreiglühen eine «Brückenqualität» der

Schweißverbindung, insbesondere auch bezüglich der Kerbschlagfestigkeit erreicht werden. An die Reinheit des Grundwerkstoffes werden große Anforderungen gestellt, die um so strenger werden, je größer die zu verschweißende Dicke ist. Schweißbar sind jedoch auch hochlegierte Stähle bei entsprechender Wahl der Elektroden und des Schweißpulvers und entsprechender nachträglicher Wärmebehandlung.

Die UP-Schweißung wird wohl im Stahlbau nur beschränkte Anwendung finden. Anwendungsmöglichkeiten sind z. B. gegeben beim Stumpfstoß schwerer Kranbahnschienen, Fertigung von großen Lagern oder für das Anschweißen von Lagerkörpern an die Konstruktion usw. Fig. 7 zeigt als Beispiel den Unterteil eines festen Lagers in üblicher geschweißter Ausführung und in US-Schweißung.

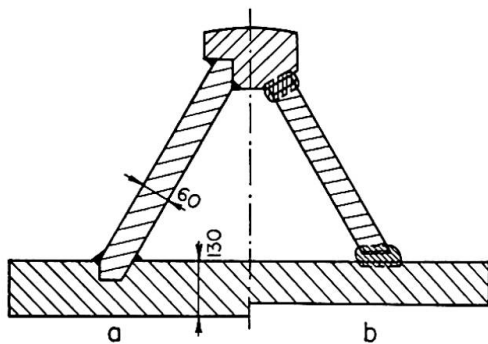


Fig. 7.

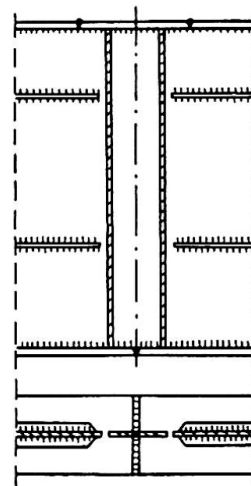


Fig. 8.

Da die US-Schweißung in vertikaler Lage ausgeführt wird, ist es möglich, auch Baustellenstöße großer Brückenträger vollständig automatisch zu schweißen. Diese Ausführung ist in der UdSSR üblich. Fig. 8 zeigt den Stehblechstoß eines 3,2 m hohen Trägers. Die Untergurtlamelle (35—50 mm dick) wird mit UP-Schweißung gestoßen, dann folgen die Stumpfstoße des Stehbleches von 14 mm Dicke mit US-Schweißung und schließlich die Obergurtstöße, wieder mit UP-Schweißung. Die Stöße des Stehbleches wiesen einen Spalt von 10 mm auf, geschweißt wurde mit Draht  $\varnothing$  3 mm, der mit 700 A Schweißstrom belastet wurde. Die Schweißung beginnt als UP-Schweißung und geht dann in eine US-Schweißung über. Die Schweißgeschwindigkeit betrug 13 cm/min.

Die genannten Schmelzschweißverfahren sind die wichtigsten, welche im Stahlbau Verwendung finden können. In den Tab. I und II sind noch zur groben Orientierung einige Daten zum Vergleich zusammengestellt. Auffallend ist die große Strombelastung dünner Elektroden bei automatischer Schweißung und die sich daraus ergebende große Abschmelzgeschwindigkeit. Die Abschmelzleistung ist bei der US-Schweißung am größten. Die Daten für die reine Schweißzeit zeigen die Anwendungsgebiete der Schweißverfahren auf. In

Tab. I. Schweißdaten zum Vergleich

Verfahren	Umhüllte Elektroden			UP-Schweißung			Schutzgas (CO <sub>2</sub> )-Schweißung			US-Schweißung	
Übliche Drahtdurchmesser	2-12			2-8			0,8-3			3	
Drahtdurchmesser m/m	3	4	6,3	2	4	5	1,2	1,6	3,0	1×3	3×3
Strombelastung A/mm <sup>2</sup>	14-20	11,5-16	9,5-12,5	60-200	35-60	30-50	90-210	75-200	55-120	50-60	30-40
Schweißstrom A	100-140	140-200	300-390	190-600	440-750	750-1250	100-250	150-400	400-850	350-400	660-810
Drahtabschmelzgeschwindigkeit m/min	0,3	0,28	0,25	0,9-45	0,8-1,5	0,8-1,5	4-20	1,2-6,0	1,2-3,0	2,5-3	1,5-2,0
Auftragleistung kg/h	1,0	1,7	3,6	2,2-7	5,0-8,5	8,5-14	1,2-5,0	1,8-7	7-15	8,5-10	14-20
Abschmelzleistung g/Ah etwa	10			9-25			10-17		17-24	24-26	
	Handschweißung			halb-autom.	automat.		halbautomat.		autom.	automat.	



Tab. II. Beiläufige reine Schweißzeiten für Stumpfnähte min/m

Blechdicke mm	14	50	200
Handschiweißung	25	100	1200
UP-Schweißung	3	10	120
US-Schweißung	6	16	80
CO <sub>2</sub> -Schweißung	3	12	150

Tab. III. Normzeiten für Kehlnähte min/m

$t_{mm}$	4	5	6	8	10
Handschiweißung	5,5	9	12,5	20,5	30
UP-Schweißung	3,5	4,5	5,5	9,5	11,0
Halbautomatische CO <sub>2</sub> -Schweißung	4,5	6,0	7,0	8,5	10,0

Tab. III sind noch zum Vergleich die Normzeiten für Hand- und CO<sub>2</sub>-Schweißung von Kehlnähten angegeben.

Von weiteren Schweißverfahren ist noch die Bolzenschweißung, das ist das halbautomatische Aufschiessen von Rundstählen nach Fig. 9 zu erwähnen, wie sie z. B. zur Schubsicherung zwischen Stahl und Beton bei Verbundträgern verwendet werden. Im Prinzip handelt es sich um eine Schmelzschweißung; der Lichtbogen wird zwischen Werkstück und dem aufzuschweißenden Bolzen gezogen und dieser bei gleichzeitigem Abschalten des Stromes in das entstehende Schmelzbad gedrückt. Der Vorgang verläuft vollkommen automatisch. Unterschiedlich bei den verschiedenen Verfahren ist die Art der Abschirmung des Lichtbogens und die Steuerung. Es gibt auch «Schweißpistolen» die auf dem Prinzip der Unterpulverschweißung arbeiten. Mit den üblichen Geräten können Durchmesser bis 25 mm geschweißt werden. Dauer einer Schweißung 1—2 Sek. Die mechanischen Eigenschaften der Schweißung sind sehr gut; der Einfluß der Bolzenaufschweißung auf die Ermüdungsfestigkeit des Grundprofils ist m. W. noch nicht genügend untersucht worden.

Der tiefe Einbrand der Schutzgasschweißung und der UP-Schweißung ermöglichen in günstiger Weise Lochschweißungen auszuführen, also auch bei Zugänglichkeit von nur einer Seite ähnliche Verbindungen wie Punktschweißen herzustellen. Es sind Geräte zur vollkommen automatischen Ausführung dieser Schweißungen ausgearbeitet worden. Das obere durchzuschmelzende Blech kann ohne Vorbohren eines Loches etwa 3 mm dick sein, bei vorgebohrtem Loch von  $\varnothing$  8 mm etwa 10—12 mm. Die Anwendungsmöglichkeit bei Hochbaukonstruktionen ist manchmal gegeben; im Brückenbau sollte man diese «Elektronieten» lieber nicht anwenden.

Größeres Interesse verdient die Kanalschweißung, die eine Anwendungsart

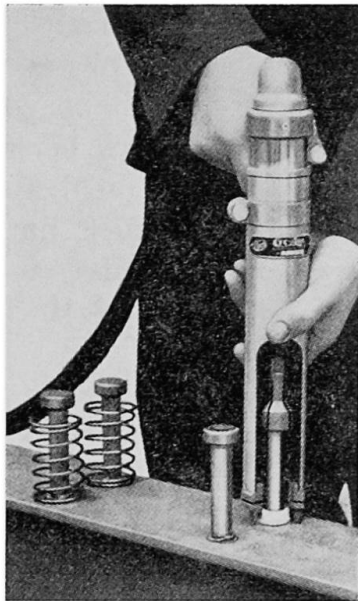


Fig. 9.

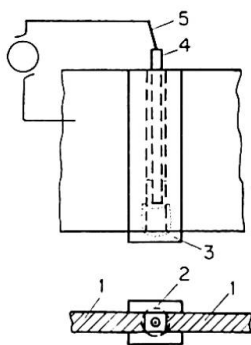


Fig. 10.

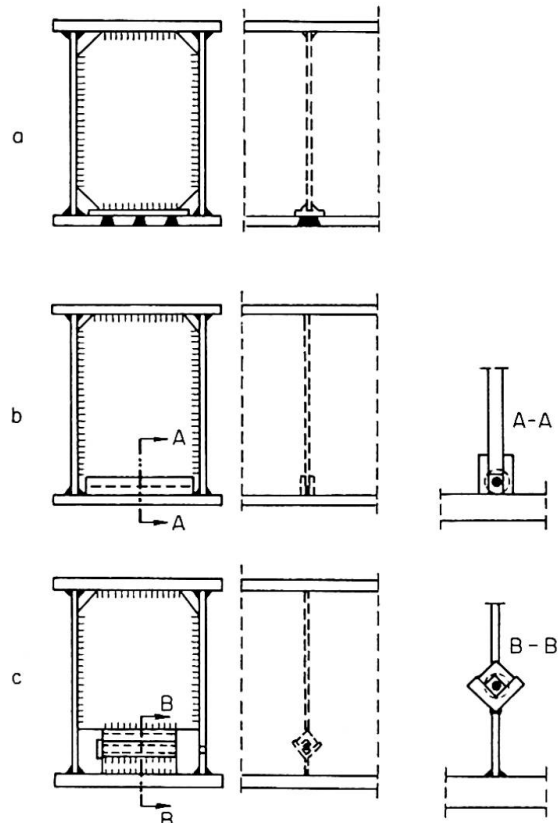


Fig. 11.

der US-Schweißung ist. In einem aus den zu verschweißenden Blechen bzw. Beilagen gebildeten «Kanal» wird stehend eine US-Naht gezogen (Fig. 10). Bei größeren Schweißnahtlängen sind besondere Vorkehrungen zur Sicherung der Drahtzuführung zu treffen. Es wird z. B. mit einem Rohr als abschmelzende Drahtzuführung gearbeitet. Das Verfahren kann z. B. mit Vorteil dort angewendet werden, wo unzugängliche Schweißnähte gezogen werden sollen, wie sie bei engen, geschlossenen Kastenträgern benötigt werden, um die Querschotte an alle 4 Wände anschweißen zu können (Fig. 11). Es empfiehlt sich die Ausführung nach Fig. 11 c zu wählen, da hier die unkontrollierbare Schweißnaht nicht an der Gurtplatte anliegt und diese nicht durch etwaige Kerben schwächen kann.

Abschließend können wir folgendes feststellen: die neuere Entwicklung der Schweißtechnik zielt hauptsächlich auf eine Vergrößerung der Schweißgeschwindigkeit hin und den Ersatz der Handschweißung durch automatische oder halbautomatische Methoden. Da es im allgemeinen Stahlbau immer viel Einzelfertigung geben wird, welche die peinlich genaue und daher kostspielige Vorbereitung für den Einsatz von Vollautomaten nicht lohnen, kommt dem

Ersatz der Handschweißung durch halbautomatische Methoden eine große Bedeutung zu. Als erfolgversprechendste Schweißart scheint hier die Lichtbogenschweißung mit  $\text{CO}_2$  als Schutzgas zu sein. Die US-Schweißung erschließt die Schweißung großer Querschnitte und kommt hauptsächlich beim Ersatz schwerer Gußstücke durch geschweißte Konstruktionen in Betracht. Im Hoch- und Brückenbau wird dieses Schweißverfahren wahrscheinlich nur untergeordnete Bedeutung für Baustellenschweißungen erlangen, da seine Wirtschaftlichkeit erst bei Materialstärken beginnt, die weder im Hoch- noch Brückenbau oft angewendet werden.

### **Zusammenfassung**

Es wird eine kurze Beschreibung der halbautomatischen Unterpulverschweißung und der Schutzgasschweißung in  $\text{CO}_2$  und der Unterschlackenschweißung gegeben und die Anwendungsmöglichkeit im Stahl-, Brücken- und Hochbau untersucht. Weiters werden andere Schweißverfahren erwähnt.

### **Summary**

The paper gives a short description of semi-automatic submerged arc welding,  $\text{CO}_2$  welding and slag-welding processes. The possibility of their use in bridge and steel frame construction is discussed and other welding processes are briefly mentioned.

### **Résumé**

On décrit brièvement trois procédés de soudage: semi-automatique sous flux, sous protection gazeuse de  $\text{CO}_2$  et sous laitier. Leurs possibilités d'application aux ponts et charpentes sont considérées et il est fait état d'autres procédés de soudage.

## IIc2

### Hochleistungsgeschweißte Stahlkonstruktionen

*High-Power Welding-Processes for Steel Structures*

*'Soudage à haut rendement dans les constructions métalliques*

ALEXIS NEUMANN

Halle/S. und Karl-Marx-Stadt

#### 1. Schweißtechnologische Fragen der Hochleistungs-Schweißverfahren

Im Stahlbau haben bekanntlich bisher vorwiegend zwei Schweißverfahren Anwendung gefunden:

- die E-Schweißung (Lichtbogenhand-Schweißung mit Schweißelektroden);
- die UP-Schweißung (Unterpulver- oder Ellira-Schweißung).

Der Einsatz dieser Schweißverfahren in Stahlbaubetrieben gestaltete sich in der Werkstatt und auf der Baustelle (Montage) verschieden.

Die UP-Schweißung wird vorwiegend in den Werkstätten, im Stahlbau, für lange Kehlnähte, als Halsnähte bei Biegeträgern und als Längskehlnähte bei geschweißten Stäben von Großfachwerken u. ä. angewandt. Einsatz findet dieses Verfahren auch vor allem für Stumpfnähte an Blechen aller Art, z. B. für Gurte, Stege usw. Die Montageschweißung mittels UP ist in Deutschland beschränkt ausgeführt worden, während sie im Ausland stärkere Anwendung findet. [2], S. 219, [3]. Der E-Schweißung sind im Stahlbau in der Werkstatt vorwiegend kurze Nähte aller Art, Kehlnahtanschlüsse usw. verblieben. Die Montageschweißungen werden fast vollständig mittels der E-Schweißung ausgeführt.

Die neuen Hochleistungs-Schweißverfahren wie z. B. die CO<sub>2</sub>- und ES-Schweißung beginnen für den Stahlbau große Bedeutung zu erlangen.

Die CO<sub>2</sub>-Schutzgas-Schweißung (CO<sub>2</sub>-Schw.) findet in unseren Stahlbaubetrieben in nachstehenden Formen Anwendung:

- als teilautomatische Schweißung (bisheriger Begriff: Schweißen mit Vollautomaten);
- als mechanisierte Schweißung (bisheriger Begriff: Schweißen mit Halbautomaten);
- als Punktschweißung (mit einer CO<sub>2</sub>-Punktschweißpistole).

Der Einsatz der teilautomatischen CO<sub>2</sub>-Schweißung im Stahlbau erfolgt vorwiegend in der Werkstatt für alle Halbserien ähnlich der UP-Schweißung bei starkem Einsatz von Vorrichtungen für die waagrechte Schweißposition.

Der Einsatz der mechanisierten CO<sub>2</sub>-Schweißung erfolgt in den Stahlbauwerkstätten für alle kurzen Schweißnähte oft ohne Vorrichtungen in allen Positionen. Das neue Anwendungsgebiet im Stahlbau ist der Einsatz auf der Montage mit vorwiegend Senkrecht- und Überkopfnähten. Hierbei macht sich ein besonderer Windschutz zur Gewährleistung des kontinuierlichen CO<sub>2</sub>-Schutzmantels erforderlich.

Die CO<sub>2</sub>-Punktschweißung wird im Stahlbau in allerletzter Zeit mit Erfolg dort angewandt, wo bei statisch beanspruchten Konstruktionen ein Anschluß von dünnen Blechen auf dickere Tragsysteme erforderlich ist. Über dieses bei uns eingesetzte Verfahren wird im nachstehenden aus Raumgründen nicht näher berichtet.

Die *ES-Schweißung* fand ihre ersten Einsätze im Kessel- und Behälterbau für dickwandige Querschnitte [4]. Im Stahlbau gewinnt sie für die Verwendung von Blechdicken über 30 mm immer größere Bedeutung. Der bekanntlich senkrecht verlaufende Schweißvorgang erfordert in der Werkstatt Spezial-einrichtungen. Für die Montage, besonders für Brückenstöße ist die ES-Schweißung bei dickeren Querschnitten ebenfalls gut geeignet. Ob die Erfahrungen des Schiffbaues, auch mitteldicke Bleche von 10—30 mm zu verschweißen, auf den Stahlbau übertragen werden, bleibt abzuwarten.

Die wichtigsten *Vorteile* der modernen Hochleistungs-Schweißverfahren im Stahlbau können wie folgt zusammengefaßt werden:

1. hohe Abschmelzleistung (kg Schweißgut/Std. reiner Schweißzeit);
2. einfachere Nahtvorbereitung (sehr oft *J*-Naht) und damit geringerer Zusatzwerkstoffverbrauch (cm<sup>3</sup> Schweißgut);
3. höhere Schweißgeschwindigkeiten (m/Std.) und damit geringere Schweiß-Grundzeiten ( $t_G$  in min/m reiner Schweißzeit);
4. geringere Herstellungszeiten ( $t_0 = t_G + t_H$  in min/m; Operativzeit = Grundzeit + Hilfszeit);
5. geringere Herstellungskosten;
6. bei zusätzlichem Einsatz von Vorrichtungen, der hier besonders gut möglich ist, weitere Abminderung der Herstellungszeiten und -kosten durch Verminderung der Hilfszeiten.

Ein großer Vorteil der CO<sub>2</sub>-Schweißung ist der fehlende Pulvereinsatz, der den technologischen Prozeß oft behindert.

Die *Abschmelzleistung* der E-Schweißung kann als Vergleichswert im Mittel mit rund 1,5 kg/Std. für die Anwendung aller Elektrodendurchmesser und Elektrodensorten angenommen werden. Der Wert ist wegen der beschränkten Steigerung der einzuführenden Energie (Stromstärke in A) nicht wesentlich im E-Schweißverfahren zu steigern.

Die UP- und CO<sub>2</sub>-Schweißung bringen bei den verschiedenen Durchmessern und angemessenen Stromstärken ohne Schwierigkeiten Abschmelzleistungen

von 4—10 kg/Std. und mehr; die Elektroschlackeschweißung von 20 kg/Std. und mehr.

Ein besserer Maßstab für die Leistung ist jedoch die erforderliche *Schweißzeit*, bezogen auf die gesamte zu schweißende Blechdicke bzw. Nahtdicke. Beispiele hierfür sind in den Fig. 1 bis 4 gegeben.

Als Beispiel für die Werkstattfertigung sind Stumpfnähte, waagrecht geschweißt, beiderseits zugänglich in den Fig. 1 und 2 gewählt. Für die Montageschweißung sind dagegen als Beispiel Kehlnähte, senkrecht (steigend) geschweißt, in den Fig. 3 und 4 veranschaulicht. In den Fig. 1 und 3 ist jeweils die reine Schweißzeit, die sogenannte Grundzeit, für 1 Meter Naht in Minuten ( $t_G$  in min/m), in den Fig. 2 und 4 die Operativzeit ( $t_0 = t_G + t_H$ ) dargestellt. Als Hilfszeiten ( $t_H$ ) werden je nach dem Verfahren Tätigkeiten wie reinigen der Nahtflanken, Elektroden auswechseln, Geräte verschieben u.ä. hinzugerechnet.

Als Schweißverfahren sind in diesen Schaubildern ausgewertet:

- die E-Schweißung mit einer erzsäuren Elektrode (Es VIII s) mit optimalen Schweißwerten in bezug auf Elektrodendurchmesser und Stromstärke für die waagrechte bzw. senkrechte Schweißposition und mit entsprechenden Nahtvorbereitungen;
- die mechanisierte CO<sub>2</sub>-Schweißung (mittels sogenannten Halbautomaten) mit einigen möglichen technologischen Werten für die waagrechte und

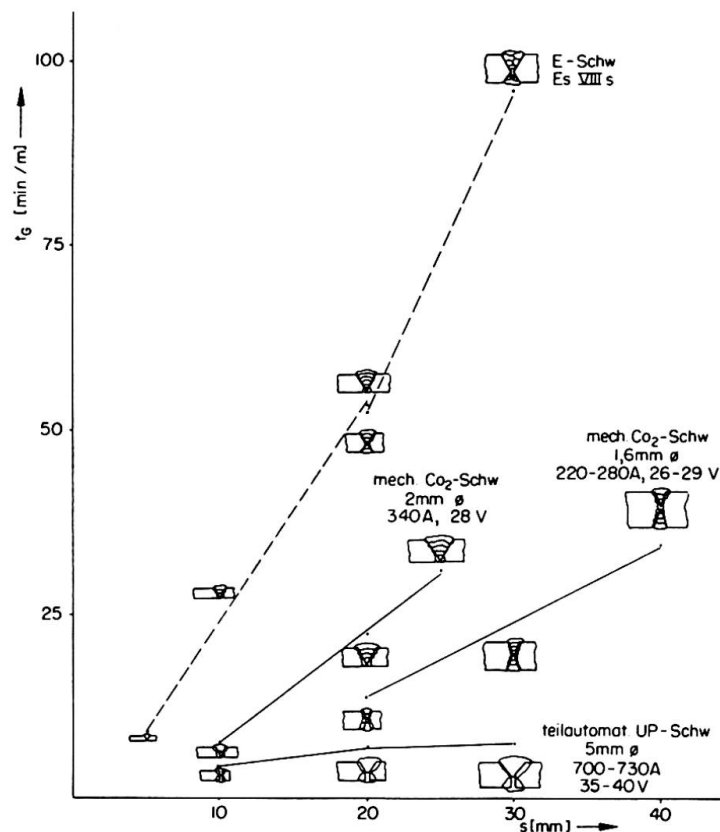


Fig. 1. Schweiß-Grundzeiten  $t_G$  (min/m) für Stumpfnähte (waagrecht) in Abhängigkeit von der Blechdicke  $s$  (mm).

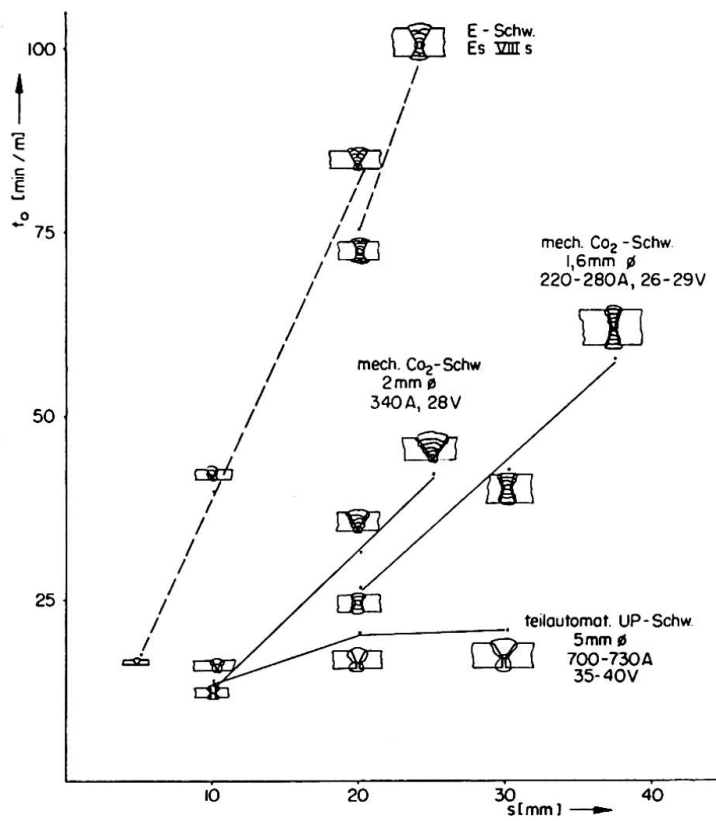


Fig. 2. Schweiß-Operativzeiten  $t_0 = t_G + t_H$  (min/m) für Stumpfnähte (waagrecht) in Abhängigkeit von der Blechdicke  $s$  (mm).

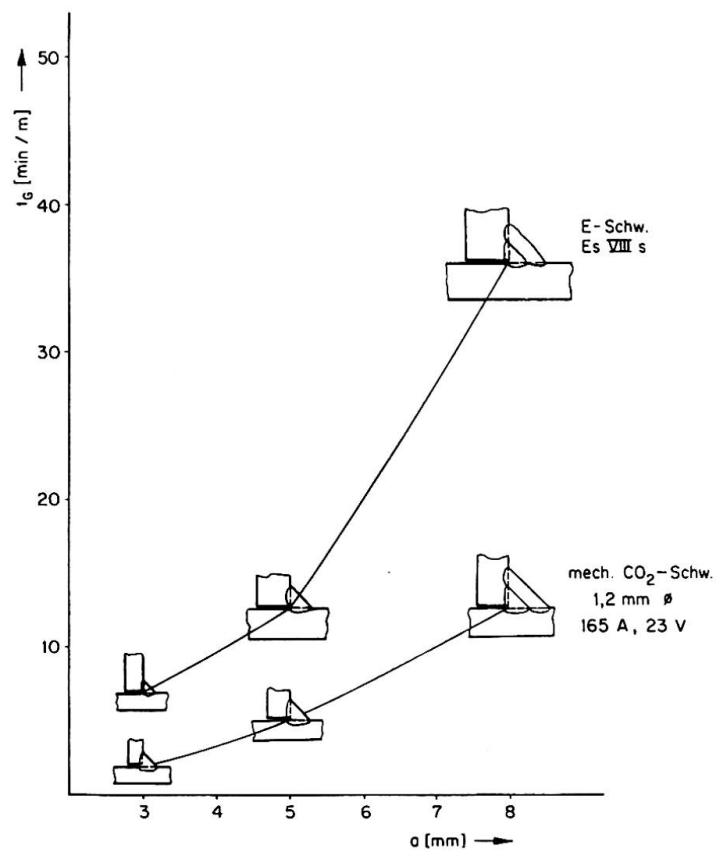
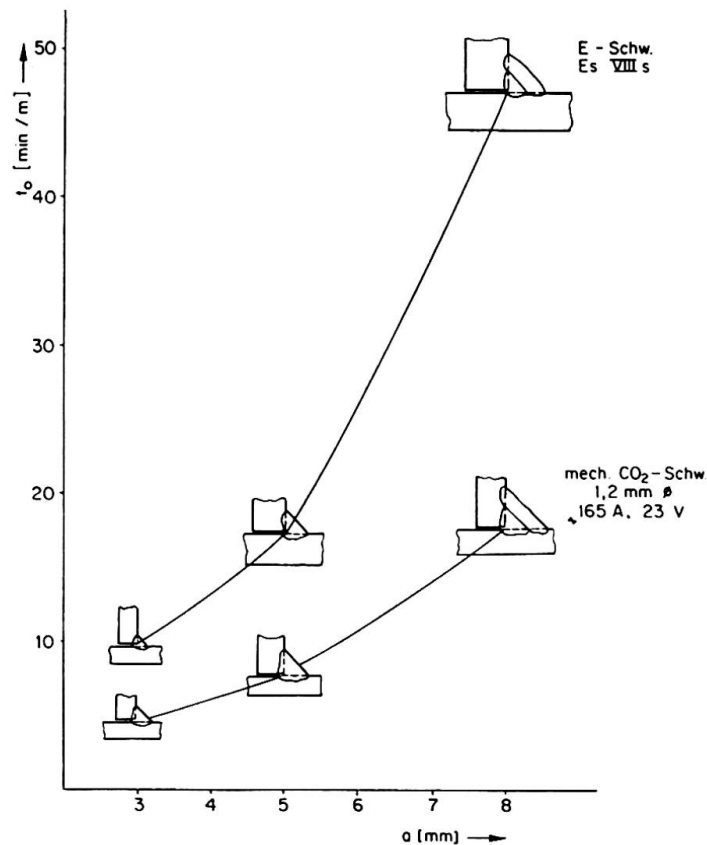


Fig. 3. Schweiß-Grundzeiten  $t_G$  (min/m) für Kehlnähte (senkrecht-steigend) in Abhängigkeit von der Blechdicke  $s$  (mm).

Fig. 4. Schweiß-Operativzeiten  $t_0 = t_G + t_H$  (min/m) für Kehlnähte (senkrecht-steigend) in Abhängigkeit von der Blechdicke  $s$  (mm).



senkrechte Schweißposition und mit entsprechenden Nahtvorbereitungen. Stärkere Verschiebungen dieser Schweißdaten sind hier durchaus möglich; — die teilautomatische UP-Schweißung (mittels sogenannten UP-Vollautomaten) mit ebenfalls einigen möglichen, aber durchaus veränderlichen Schweißdaten für eine waagrechte Schweißposition.

Die Fig. 1 bis 4 zeigen anschaulich die Überlegenheit der Hochleistungsschweißverfahren, wobei besonders die Werte der CO<sub>2</sub>-Schweißung für die senkrechte Position z. B. im Montageeinsatz (Fig. 3 und 4) hervorgehoben werden sollten. Die Schweißzeiten der teilautomatischen CO<sub>2</sub>-Schweißung (mittels CO<sub>2</sub>-Vollautomaten) dürften im Werkstatteinsatz bei Stumpfnähten (waagrecht) die Werte der teilautomatischen UP-Schweißung erreichen.

Für die ES-Schweißung sind nachstehende Schweiß-Grundzeiten ( $t_G$ ) im Einsatz maßgebend:

bei $s = 35$ mm	$t_G = 40$ min/m
bei $s = 45$ mm	$t_G = 45$ min/m
bei $s = 60$ mm	$t_G = 60$ min/m

und darüber.

Bei größeren Blechdicken von 100 mm und darüber sind diese Schweißzeiten außerordentlich wirtschaftlich. Für dünnere Blechdicken werden die für die Praxis geeigneten Zeitwerte ermittelt.



## 2. Festigkeit und Dauerfestigkeit von Stumpf- und Kehlnahtverbindungen bei Anwendung der Hochleistungs-Schweißverfahren

### 2.1. Vergleichswerte der bisher angewandten Schweißverfahren im Stahlbau (E- und UP-Schweißung)

Die Forschung auf dem Gebiet der Festigkeit und Dauerfestigkeit für Schweißkonstruktionen aus Stahl hat in den Jahren von 1960 bis 1963 einen gewissen Abschluß gefunden. Es sind umfangreiche Versuche besonders zur Bestimmung der Dauerfestigkeit in verschiedenen Ländern mit einzelnen Schweißteilen sowie mit ganzen Schweißkonstruktionen durchgeführt worden. Die Ergebnisse fanden ihren Niederschlag in modernen Berechnungsvorschriften für statisch und dynamisch beanspruchte geschweißte Stahlbauwerke, wobei die verschiedenen Verbindungsarten und Werkstoffe (unlegierter Stahl St 37, hochfester Stahl St 52) Berücksichtigung fanden. Die aufgebrachte dynamische Belastung in den Versuchen war in der Regel eine gleichmäßig, sinusförmig schwingende. Als Schweißverfahren wurde:

- die E-Schweißung mit Schweißelektroden, die besonders für die dynamische Beanspruchung geeignet sind,
- die UP-Schweißung mit einer geeigneten Draht-Pulver-Abstimmung

verwendet.

Die in Tafel 1 enthaltenen Werte stellen eine Auswertung der wichtigsten Versuchsergebnisse der letzten 10 Jahre dar [1], S. 44, [5, 6, 7, 8] und weitere, und beziehen sich auf einen unlegierten Werkstoff mit einer Zugfestigkeit  $\sigma_B \cong 37 \text{ kp/mm}^2$ .

Als Zusatzwerkstoff wurde hierbei vorausgesetzt für die E-Schweißung eine erzsaure Elektrode (Es VIII s), waagrecht verschweißt; für die UP-Schweißung ein unlegierter Draht (z. B. MuK 10) mit einem abgestimmten Schweißpulver und einer Technologie, die keine besondere Nahtüberhöhung und kerbfreie Nahtübergänge ergab.

Die Schwell- und Wechselfestigkeiten stellen Endwerte der Wöhlerkurven bei über  $2 \cdot 10^6$  Lastspielen dar, die in der Regel nach STÜSSI [8, 9] ausgewertet wurden.

Die Dauerfestigkeiten der UP-Schweißverbindungen sind denen der E-Schweißverbindungen gleichzusetzen. Teilweise wurden sogar ein wenig bessere Werte für die UP-Schweißung erzielt, was auf den kerbfreieren, gleichmäßigeren Nahtübergang zurückzuführen ist.

Die Festigkeitswerte ( $\sigma_B, \sigma_S$ ) der Schweißnaht liegen höher als die des Grundwerkstoffes. Eine maßgebende Verfahrensabhängigkeit konnte bekanntlich bei der Verwendung von unlegierten Zusatzwerkstoffen für den unlegierten Stahl nicht festgestellt werden.

Tafel 1. Vergleichswerte der Schwell- und Wechselfestigkeit der E- und UP-Schweißung für Stähle mit  $\sigma_B \cong 37 \text{ kp/mm}^2$

	Schwellfestigkeit ( $\sigma_{Sch}$ ) (kp/mm <sup>2</sup> )		Wechselfestigkeit ( $\sigma_W$ ) (kp/mm <sup>2</sup> )	
	E-Schweißung	UP-Schweißung	E-Schweißung	UP-Schweißung
Stumpfnah (IA bzw. Sondergüte) blechen bearbeitet, durchstrahlt	23,0—26,0	25,0—30,0	13,0—14,0	17,0—18,0
Stumpfnah (IB bzw. Normalgüte) unbearbeitet, durchstrahlt	16,0—18,0	17,0—19,0	9,0—10,0	9,0—10,0
Kehlnah-Anschluß (bezogen auf Konstruktionsquerschnitt)	8,0—10,0	9,0—11,0	5,0—6,0	5,0—7,0
Geschw. Biegeträger mit durchgehenden Halsnähten (bezogen auf Zuggurt)	18,0—20,0	20,0—22,0	11,0—12,0	(12,0—13,0)
Geschw. Biegeträger mit am Zuggurt angeschw. Aussteifg. (bezogen auf Zuggurt)	14,0—16,0	16,0—18,0	8,0—9,0	11,0—12,0
Geschw. Biegeträger mit unterbrochenen Halsnähten (bezogen auf Zuggurt)	9,0—11,0	15,0—19,0	5,0—6,0	(10,0—11,0)

Die angegebenen Werte sollen als *Vergleich* mit anderen Hochleistungsschweißverfahren für statisch und dynamisch beanspruchte Stahlkonstruktionen dienen.

## 2.2. Festigkeits- und Dauerfestigkeitsverhalten von CO<sub>2</sub>-Schweißverbindungen

Die von mir am Zentralinstitut für Schweißtechnik der DDR Halle/S. (ZIS) durchgeführten Untersuchungen haben ergeben, daß Stumpfnähte, unbearbeitet, waagrecht, mechanisiert mit einem unlegierten Draht (Si = 0,8 . . . 1,0%) verschweißt eine Biegewechselfestigkeit von  $\sigma_{bW} = 11 \text{ kp/mm}^2$  besitzen und somit der E-Schweißung ebenbürtig sind [10].

Zur Zeit sich in Arbeit befindende Versuche zeigen einen großen Einfluß von Poren im Schweißgut auf die Schwellfestigkeitswerte von CO<sub>2</sub>-Stumpfnahverbindungen besonders dann, wenn Blechverbindungen beidseitig verschweißt werden. Bereits geringere Poren (entsprechend z. B. der Röntgennote 3) verursachen eine Zugschwellfestigkeit von nur  $\sigma_{Sch} = 12—13 \text{ kp/mm}^2$ .

Fehlerfrei verschweißte Verbindungen ergeben die gleichen Werte wie die der E-Schweißung.

Kehl-nahtverbindungen weisen eine Schwellfestigkeit (mit geringer Vorspannung) von  $\sigma_{Sch+0,2} = 11 \text{ kp/mm}^2$  bezogen auf den Konstruktionsquerschnitt auf [11].

Die Festigkeiten für Stumpf- und Kehl-nähte mit  $\sigma_B \cong 56 \text{ kp/mm}^2$  bzw.  $\sigma_B \cong 46 \text{ kp/mm}^2$  (Bruch im Grundwerkstoff) liegen höher als die der unter 2.1 genannten Verfahren.

Es kann allgemein festgestellt werden, daß  $\text{CO}_2$ -geschweißte Stahlkonstruktionen die gleichen Festigkeitswerte besitzen wie E-geschweißte; teilweise liegen sie sogar höher wie z. B. bei Kehl-nahtanschlüssen bezogen auf den Konstruktionsquerschnitt infolge des besseren Durchschweißens und damit einer besseren Kraftüberleitung.

Weitere Dauerfestigkeitsuntersuchungen mit  $\text{CO}_2$ -Schweißkonstruktionen sind im Abschnitt 3 wiedergegeben.

### *2.3. Festigkeits- und Dauerfestigkeitsverhalten von Elektro-Schlacke-Schweißverbindungen (ES)*

I. W. KUDRJAWCEW [12] erhielt für blechen bearbeitete Stumpfnahtverbindungen aus einem unlegierten Stahl mit einer Festigkeit von  $\sigma_B \cong 47 \text{ kp/mm}^2$  eine Biegewechselfestigkeit von  $\sigma_{bW} \cong 13\text{—}14 \text{ kp/mm}^2$  und für eine unbearbeitete Verbindung von  $\sigma_{bW} = 8,5 \text{ kp/mm}^2$  für Blechdicken von 50 bis 200 mm. Auch hier konnte festgestellt werden, daß Nahtfehler (Schlackeneinschlüsse an der Grenzlinie) einen Dauerfestigkeitsabfall auf  $\sigma_{bW} = 10,5 \text{ kp/mm}^2$  zur Folge haben. Festigkeiten wurden von  $\sigma_B \cong 50\text{—}53 \text{ kp/mm}^2$  erzielt. Damit konnte eine Gleichwertigkeit der ES-Schweißverbindungen mit dem Grundwerkstoff festgestellt werden.

Die am ZIS Halle/S. durchgeführten Versuche bestätigten diese Ergebnisse, indem blechen bearbeitete Stumpfnahtverbindungen ( $s = 36$  und  $52 \text{ mm}$ ) aus dem Stahl der Güte St 38 b ( $\sigma_B \cong 38 \text{ kp/mm}^2$ , beruhigt) eine Ebenbürtigkeit mit einer gleichartigen E-Schweißverbindung hinsichtlich der Biegeschwellfestigkeit ( $\sigma_{Sch} \cong 25 \text{ kp/mm}^2$ ) und mit einer  $\text{CO}_2$ -Stumpfnahtverbindung hinsichtlich der Biegewechselfestigkeit mit  $\sigma_{bW} = 11 \text{ kp/mm}^2$  ergaben.

## **3. Beispiel der Anwendung der $\text{CO}_2$ -Schutzgasschweißung für Träger-Montage-Stöße**

### *3.1. Ausbildung der Montage-Stöße und Herstellung*

Die Ausführung von vollgeschweißten Träger-Montage-Stößen, wie sie besonders im Brückenbau Anwendung finden, ist als Beispiel für einen Ver-

gleich der Handschweißung mit den Hochleistungs-Schweißverfahren gut geeignet.

Die bisherige E-Schweißung wird im Brückenbau in der letzten Zeit durch die UP-Schweißung, aber auch durch die ES- und CO<sub>2</sub>-Schweißung ersetzt.

Nachstehend werden einige Möglichkeiten der Ausführung von Montage-Stößen mit der E-Schweißung und CO<sub>2</sub>-Schweißung miteinander verglichen. Es wird hierfür als Beispiel ein symmetrischer I-Träger vorausgesetzt, obwohl die nachstehenden Ausführungen im Prinzip auch für andere Querschnitte gültig sind.

### 3.1.1. Bisherige Träger-Stöße mit der E-Schweißung

*Ausführung 1 (E-Schweißung):* Versetzter Trägerstoß (Fig. 5). Bei dem bisher in der Praxis wohl am meisten eingesetzten Montagestoß sind die Einzelstöße von Gurt und Steg versetzt angeordnet. Für den Ober- und Untergurt werden in der Regel V-Nähte (oder Steilflanken-Nähte) gewählt. Die Schweißung erfolgt von oben, bis auf die Überkopf-Wurzellage. Der Stegstoß (eine X- oder V-Naht) wird senkrecht von beiden Seiten geschweißt. Die Halsnähte, als Kehlnähte ausgeführt, werden am Stoß über die Gurt- und Stegstöße geschweißt. Im Brückenbau werden aus den bekannten Gründen keine Aussparungen des Steges an den Kreuzungen mit den Gurtstößen vorgenommen. Bekannt sind auch die geringfügigen Schwierigkeiten der Schweißausführung des Untergurt-Stoßes an der Steg-Blech-Unterkante und die hierfür maßgebenden Schweißfolgen und deren Einflüsse auf die Tragfähigkeit [2], S. 211, [13].

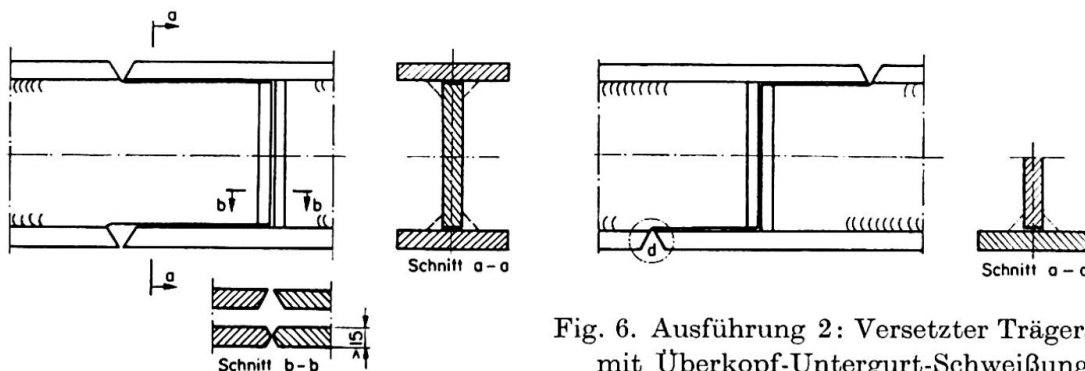


Fig. 5. Ausführung 1:  
Versetzter Trägerstoß.

Fig. 6. Ausführung 2: Versetzter Trägerstoß  
mit Überkopf-Untergurt-Schweißung.

*Ausführung 2 (E-Schweißung):* Versetzter Trägerstoß mit Überkopf-Untergurtschweißung (Fig. 6). In einigen Fällen wählte man in Abweichung von Ausführung 1 (E-Schw.) die Herstellung des Untergurtes als Überkopfnäht (V-Naht). Damit wollte man ein besseres Durchschweißen des Untergurtstoßes an der Stegblechunterkante erreichen.

*Ausführung 3 (E-Schweißung):* Total-Trägerstoß (Fig. 7). In einigen Ländern ist der Total-Trägerstoß auch für Brücken eingesetzt worden. Ein Vorteil gegenüber Ausführung 1 (E-Schw.) entsteht durch das bessere Durchschweißen des Untergurtes an der Stoßstelle, wobei man jedoch weitere bekannte Nachteile in Kauf nimmt [14, 15].

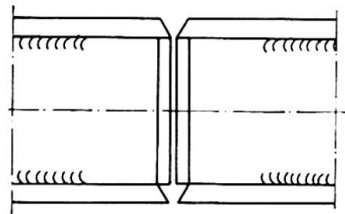


Fig. 7. Ausführung 3:  
Total-Trägerstoß.

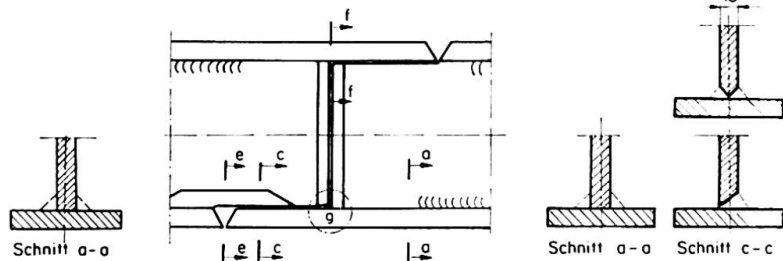


Fig. 8. Ausführung 4: Versetzter Trägerstoß mit Halsnähten als K-Nähte.

*Ausführung 4 (E-Schweißung):* Versetzter Trägerstoß mit Halsnähten als K-Nähte (Fig. 8). In der DDR [16, 17] entwickelte sich in den letzten Jahren ein Trägerstoß, der eine Verbesserung der bisher kurz aufgezeigten Ausführungsarten herbeiführte. Im Bereich der versetzten Gurt- und Stegstoße wurde die untere Halsnaht als K-Naht ausgebildet. Bei dünnen Stegblechen (z. B. unter 15 mm) konnte man die K-Naht durch eine HV-Naht ersetzen. Diese Stoße wurden mit Erfolg bei mehreren Eisenbahn- und Straßen-Brückenbauwerken in der DDR eingesetzt.

Auf die weiteren Möglichkeiten der Montagestoß-Ausführungen z. B. mit eingesetzten, vorgewölbten Stegblech-Teilen u. ä. wird hier nicht eingegangen.

### 3.1.2. Trägerstöße mit der $CO_2$ -Schweißung

Die mechanisierte  $CO_2$ -Schweißung ist durch ihren Einsatz für Überkopf- und Senkrechnähte gut für Brücken-Montagestoße geeignet. Bisher wurde die Herstellung mit  $CO_2$ -Schweißung nach Ausführung 2 und 4 untersucht. Die wichtigsten Herstellungsmerkmale werden nachstehend kurz wieder gegeben.

*Ausführung 2 ( $CO_2$ -Schweißung):* Versetzter Trägerstoß mit Überkopf-Untergurt-Schweißung (Fig. 6). Die Gesamtanordnung entspricht der Ausführung 2 (E-Schw.). Bei der Wahl der Nahtanordnung, wie sie aus den Fig. 9 und 10 hervorgeht, bringt der Einsatz der  $CO_2$ -Schweißung keine Schwierigkeiten.

*Ausführung 4 ( $CO_2$ -Schweißung):* Versetzter Trägerstoß mit Halsnähten als K-Nähte (Fig. 8). Es liegt nahe, den für die Herstellung günstigen Stoß, Ausführung 4, mit Hilfe des  $CO_2$ -Schweißverfahrens herzustellen. Die Anordnung der Nähte und einige Beispiele ausgeführter Montageschweißungen zeigen

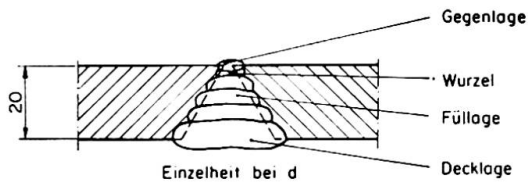


Fig. 9. Einzelheit «d» zu Fig. 6. Schematische Darstellung der CO<sub>2</sub>-überkopfgeschweißten einzelnen Lagen des Untergurtes.

Fig. 10. Einzelheit zu Fig. 6. Decklage einer CO<sub>2</sub>-Überkopf-Schweißung eines Untergurtes.

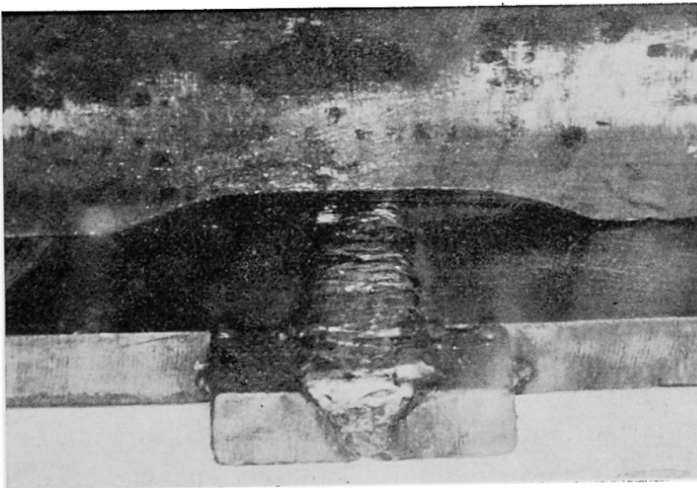
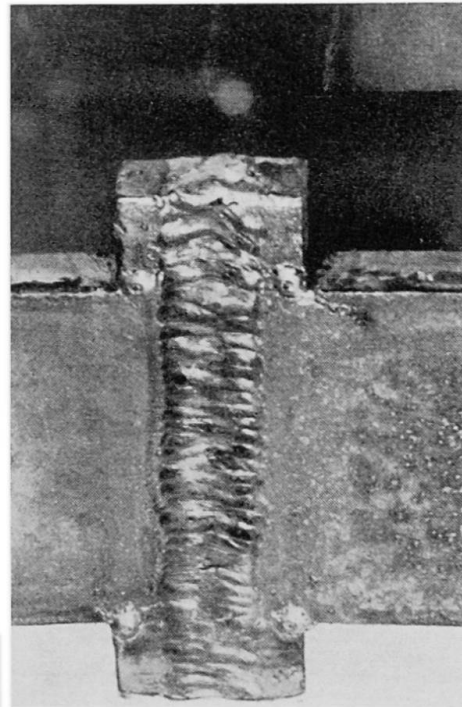


Fig. 11. Einzelheit zu Fig. 8. CO<sub>2</sub>-geschweißte Decklage des Untergurtstoßes.

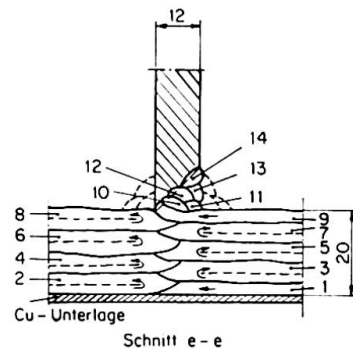


Fig. 12. Schnitt «e - e» zu Fig. 8. Schema des Nahtaufbaues der CO<sub>2</sub>-Schw. am Untergurtstoß bei einer HV-Nahtausbildung des Stegbleches.

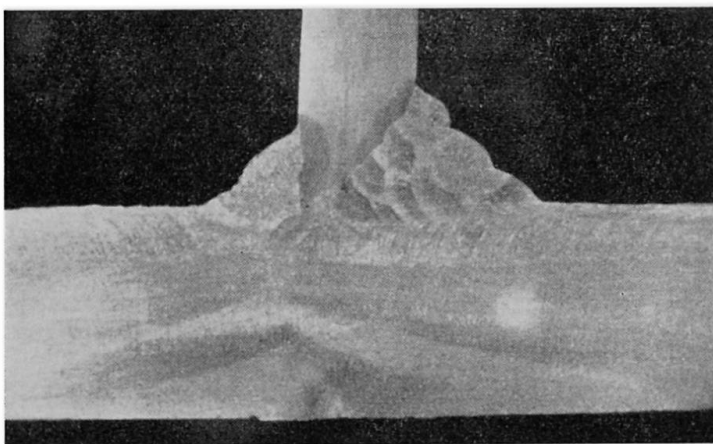


Fig. 13. Einzelheit zu Fig. 8. Makroschliff einer CO<sub>2</sub>-Untergurt-Schweißung.

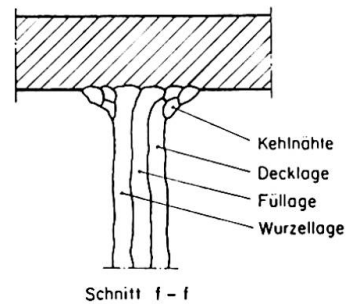


Fig. 14. Schnitt «ff» zu Fig. 8. Obergurtseite der CO<sub>2</sub>-Steignacht.

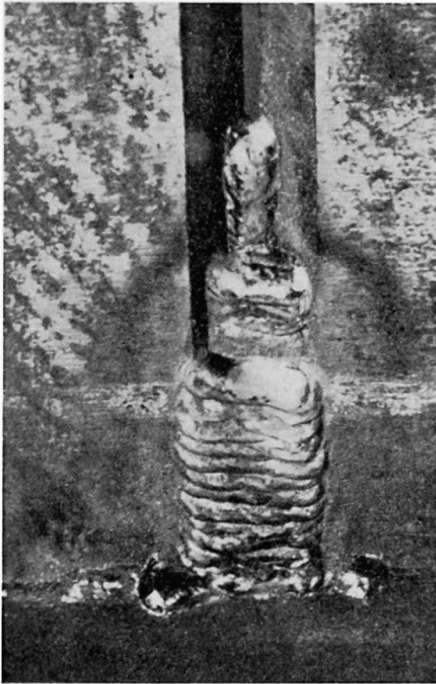


Fig. 15. Einzelheit «g» zu Fig. 8. Nahtaufbau der CO<sub>2</sub>-geschweißten Steignaht.

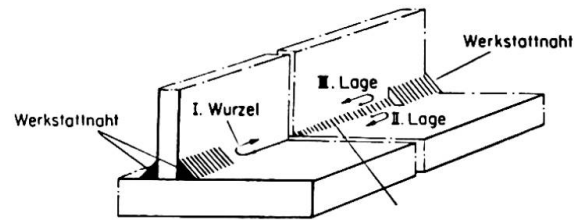


Fig. 16. Einzelheit zu Fig. 8. CO<sub>2</sub>-Schweißfolge der Montage-Halsnaht.

die Fig. 11 bis 16. Ein vollständiges Durchschweißen ist gewährleistet. Die Herstellung des Montagestoßes mittels der CO<sub>2</sub>-Schweißung bei Beachtung aller für dieses Verfahren erforderlichen Maßnahmen ist ohne Fehlschläge durchführbar.

### 3.2. Vergleich der Dauerfestigkeitswerte

Für den Einsatz der verschiedenen Arten (Ausführung 1—4) von Träger-Montagestoßen ist für den Brückenbau in erster Linie die Tragfähigkeit bei dynamischer Beanspruchung, also die Dauerfestigkeit, maßgebend.

Mit der E-Schweißung ausgeführte Stumpfstoße wurden in der Vergangenheit umfangreich auf ihr Dauerfestigkeitsverhalten untersucht [2, 7, 13, 15, 17, 18] und weitere.

Im Zentralinstitut für Schweißtechnik Halle/S. wurden von Rosenkranz entsprechende Vergleichsuntersuchungen mit CO<sub>2</sub>-geschweißten Trägerstoßen durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind mit den bekannten Werten der E-Schweißung, bezogen auf die reine Schwellfestigkeit für alle 4 Ausführungsarten (Fig. 4 bis 8) in Tafel 2 zusammengestellt.

### 3.3. Wirtschaftsvergleich und Schlußfolgerung

Ausgehend von den technologischen Werten der einzelnen Schweißverfahren, die in Abschnitt 1 kurz angegeben worden sind, wird ein *Vergleich der Schweißzeiten* als Beispiel für einen Brücken-Montagestoß mit der E- und CO<sub>2</sub>-Schweißung in Tafel 3 gegeben. Vorausgesetzt ist ein Träger mit Gurten 400 × 30 mm und einem Steg 2500 × 15 mm.

Tafel 2. Vergleichswerte der reinen Schwellfestigkeit der E- und CO<sub>2</sub>-Schweißung für Montage-Trägerstöße für Stähle mit  $\sigma_B \cong 37 \text{ kp/mm}^2$

	Schwellfestigkeit ( $\sigma_{Sch}$ ) (kp/mm <sup>2</sup> )	
	E-Schweißung	CO <sub>2</sub> -Schweißung
Ausführung 1: Versetzter Trägerstoß (Fig. 5)	17—19	—
Ausführung 2: Versetzter Trägerstoß mit Überkopf-Untergurt- Schweißung (Fig. 6)	12—15	—
Ausführung 3: Total-Trägerstoß (Fig. 7)	12—13	17—19
Ausführung 4: Versetzter Trägerstoß mit Halsnähten als K-Nähte (Fig. 8)	25—26	26—27

Da die Hilfszeiten ( $t_H$ ) auf der Montage sehr unterschiedlich sein können, ist für den Vergleich die Grundzeit ( $t_G$ ) angesetzt.

Es zeigt sich, daß mit dem Einsatz von nur einem Schweißer die Grundzeit ( $t_G$ ) auf rund 50% durch die CO<sub>2</sub>-Schweißung gegenüber der bisherigen E-Schweißung abgemindert werden kann. Eine Beeinträchtigung der Qualität findet nicht statt. Beim Einsatz von mehreren Schweißern gleichzeitig sind ähnliche Einsparungen möglich.

Tafel 3. Schweiß-Grundzeiten ( $t_G$ ) in Minuten für Träger-Montage-Stoß (Gurte 400 × 30 mm; Steg 2500 × 15 mm) nach Ausführung 4 mit E- und CO<sub>2</sub>-Schweißung

	Schweiß-Grundzeit $t_G$ (min)	
	E-Schweißung	CO <sub>2</sub> -Schweißung
Obergurt (Steiflankennaht; waagrecht)	78,4	30,0
Untergurt (Steiflankennaht; waagrecht)	78,4	30,0
Steg (X-Naht; senkrecht steigend)	203,0	108,0
Halsnähte oben und unten (Kehl- und K- Naht; horizontal und überkopf)	124,0	79,4
	483,8 Min. (100%)	247,4 Min. (51%)



Die Zeiteinsparungen wirken sich erheblich auf die Herstellungskosten von Träger-Montage-Stößen aus. Hierzu kommen die Kosteneinsparungen von Zusatzwerkstoffen.

Schlußfolgernd kann auf Grund der obengenannten Vergleiche der Herstellungsbedingungen, der Dauerfestigkeitswerte und der Schweißgrundzeiten allgemeingültig ausgesagt werden, daß die CO<sub>2</sub>-Schweißung für Träger-Montagestöße außerordentlich gut geeignet ist.

### Literaturverzeichnis

1. A. NEUMANN: «Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure.» Teil I: Grundlagen. Verlag Technik, Berlin, und Fr. Vieweg und Sohn, Braunschweig 1961.
2. A. NEUMANN: «Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure.» Teil II: Stahlbau. Verlag Technik, Berlin, und Fr. Vieweg und Sohn, Braunschweig 1961.
3. E. O. PATON: «Anwendung der automatischen Schweißung beim Bau einer großen, vollgeschweißten Straßenbrücke.» Verlag Akademie der Wissenschaften, Kiew 1954.
4. B. E. PATON: «Elektro-Schlacke-Schweißung.» Verlag Technik, Berlin 1957.
5. A. NEUMANN: «Festigkeit und Dauerfestigkeit von UP-Verbindungen und deren Berechnung.» Zeitschrift Schweißtechnik, Berlin, 8 (1958), S. 48—53.
6. J. MRYKA: «Die Dauerfestigkeit UP-geschweißter Verbindungen nach Versuchen des JS Gleiwitz.» Zeitschrift Schweißtechnik, Berlin, 8 (1958), S. 53—54.
7. A. NEUMANN: «Probleme der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen.» Verlag Technik, Berlin 1960.
8. F. STÜSSI: «Zur Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen.» Schweizer Bauzeitung 75 (1957), Nr. 52.
9. F. STÜSSI: «Der Einfluß von Kerben auf die Ermüdungsfestigkeit.» Verlag V.S.B., Zürich 1961.
10. A. NEUMANN: «Die Dauerfestigkeit von CO<sub>2</sub>-schutzgasgeschweißten Stumpfnähten.» Zeitschrift Schweißtechnik, Berlin, 9 (1959), S. 43—44.
11. BADER: «Die Dauerfestigkeit des Rohrfachwerkes.» ZIS-Mitteilungen, Heft 2, November 1959.
12. I. W. KUDRJAWCEW: «Dauerfestigkeitsuntersuchungen an elektroschlackegeschweißten Platten und Wellen mit großen Querschnitten.» Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Schwermaschinenbau, Magdeburg (1959), H. 1, S. 87—89.
13. F. STÜSSI und C. F. KOLLBRUNNER: «Schrumpfspannungen und Dauerfestigkeit geschw. Trägerstöße.» Mitt. aus dem Institut für Baustatik d. ETH, Zürich, Nr. 18.
14. A. LAZARD: «Überblick über die Anwendung des Schweißens bei den Brückenbauten der französischen Eisenbahnen.» Referat auf der 1. Schw.-Tagung f. Leichtbau und Konstruktion, April 1956 in Halle/S.
15. W. H. MUNSE und J. E. STALLMYER: «Fatigue in Welded Beams and Girders.» Civil Engineering Studies Nr. 259 University of Illinois (USA), 1962.
16. W. KLIEMAND: «Montageschweißung an geschw. vollwandigen Eisenbahnbrücken.» Zeitschrift Deutsche Eisenbahntechnik 5 (1957), S. 451, Heft 10.
17. K. G. REINHARDT und W. KNAUER: «Das röntgensichere Schweißen von Montagestößen.» Zeitschrift Schweißtechnik, Berlin, 9 (1959), S. 378, und 10 (1960), S. 142.
18. G. BIERETT: «Untersuchungen zur Ermittlung günstiger Herstellungsbedingungen für die Baustellenstöße geschw. Brückenträger.» Berichte d. DAS, Heft 10, Verlag Springer, Berlin 1940.

### Zusammenfassung

Die CO<sub>2</sub>- und die ES-Schweißung erlangen in der Fertigung des Stahlbaues für den Werkstatt- und den Montage-Einsatz, neben der bisherigen E-Schweißung und UP-Schweißung, große Bedeutung.

Es werden die Gesichtspunkte der Herstellungs-Technologien, die Fragen des Einsatzes und der Schweiß-Zeiten der Hochleistungs-Schweißverfahren behandelt.

Die ermittelten Festigkeits- und Dauerfestigkeits-Werte für die einzelnen Schweißverfahren werden miteinander verglichen und Schlüsse für die Berechnungsgrundlagen gezogen.

Am Beispiel von Träger-Montage-Stößen werden einige Ausführungsarten in bezug auf die Herstellung, Dauerfestigkeit und Wirtschaftlichkeit verglichen.

Der Bericht zeigt die Vorteile der Anwendung von Hochleistungs-Schweißverfahren für Stahlkonstruktionen.

### Summary

In the production of steel structures both in the fabricating shop and on the site the CO<sub>2</sub> and the slag welding processes are achieving considerable importance, in addition to the manual and submerged arc welding systems hitherto adopted.

The paper deals with the points of view of production technique and with the problems connected with the application of the high-power welding-processes and the welding times involved.

The strength-factors and fatigue limits for the individual welding-processes are compared with one another and conclusions drawn for the bases of calculation.

Using the example provided by girder-assembly joints, certain forms of construction are mutually compared as regards their production, endurance and economic advantages.

The report shows the advantages of using high-power welding-processes for steel structures.

### Résumé

Outre les procédés courants de soudage manuel et sous flux, le soudage sous laitier et le soudage sous protection gazeuse de CO<sub>2</sub> ont pris une grande importance dans la construction métallique, aussi bien à l'atelier que sur le chantier.

On considère quelques aspects de la technologie de fabrication, les problèmes de mise en œuvre et les temps requis par le soudage à haut rendement.

On compare les résistances à la rupture statique et les résistances à la fatigue relatives aux différents procédés de soudage et on en tire des conclusions qui intéressent les bases du calcul.

A titre d'exemple, on décrit divers types de joints de montage pour des poutres à âme pleine et on les compare en ce qui concerne leur exécution, leur résistance à la fatigue et leur coût.

On fait ensuite ressortir les avantages que présentent les procédés de soudage à haut rendement dans la construction métallique.

## IIc3

### Nearly 90% Mechanised Bridge Welding

*Soudage de pont, automatique ou semi-automatique à près de 90%*

*Zu fast 90% mechanisierte Schweißarbeiten im Brückenbau*

GORO TANAKA  
Dr., Tokyo

SYUICHI HASEGAWA  
Tokyo

#### 1. Fabrication Was Carried Out Almost Entirely by Welding

The Unionmelt welding method was freely used, not only in the butt welding of the plates, but also in the fillet welds, using various types of jig (Photograph 1).

According to the actual work already done by the Yokogawa Bridge Works, nearly 50% of the entire welding operations had been made automatic, but the rest had remained non-automatic, and still depended upon manual welding methods. But since 1954, the E. H. method (Photograph 2), which is a kind of semi-automatic welding method, has been adopted in such welding work as the welding of the longitudinal ribs of the box girders to the steel deck.

Furthermore, in addition to the adoption of the Arcos Welder (Photograph 3), a semi-automatic welding method using CO<sub>2</sub> gas and a sliding-holder-semi-automatic process, which is a type of semi-automatic welding process of Japanese invention, have come into increasing use since 1959.

Since 1961, semi-automatic welding methods, such as the Unionarc (Photograph 4) and the Philip methods, have been used in appropriate places and work which was formerly dependent upon manual welding has been made

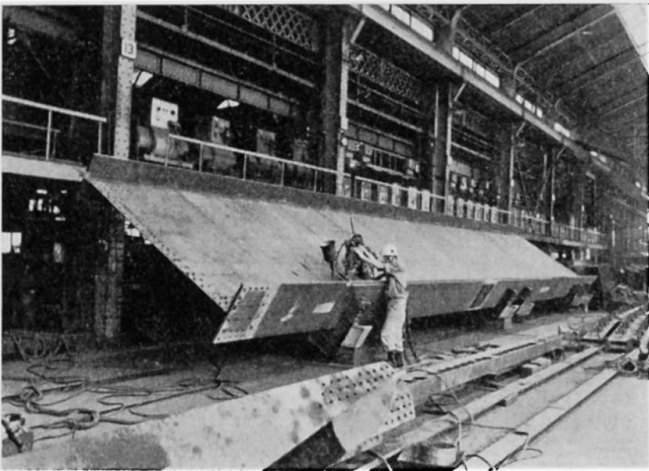


Photo 1.

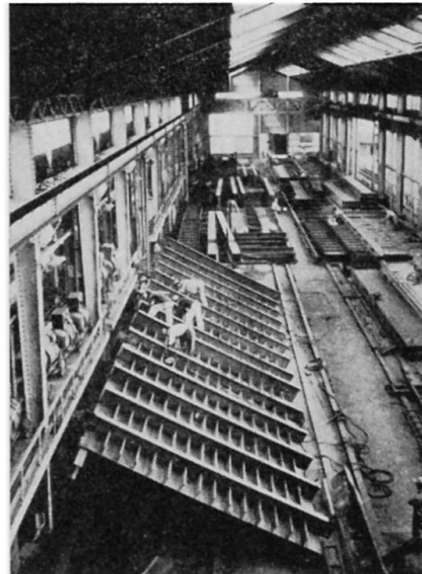


Photo 2.

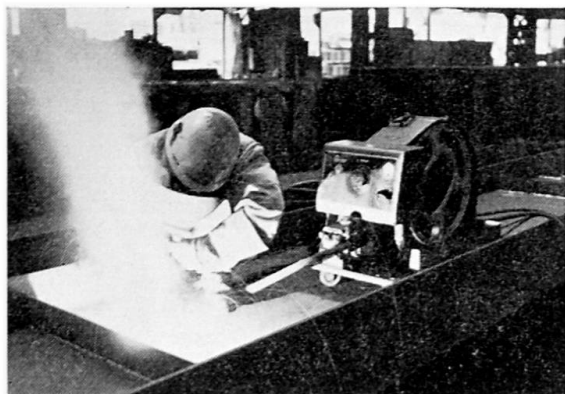


Photo 3.

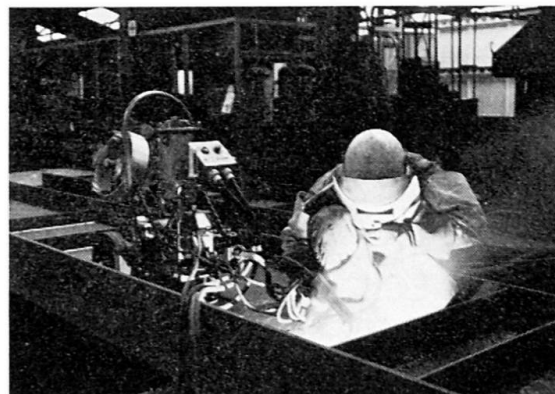


Photo 4.

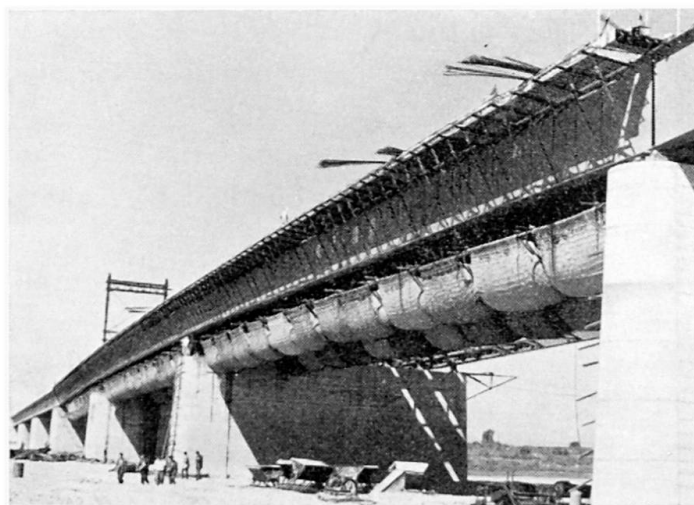


Photo 5.

semi-automatic. Consequently, nearly one-half of the welding work carried out in the factory is now undertaken by automatic and semi-automatic welding methods.

At present, the operation of semi-automatic welding methods using  $\text{CO}_2$  gas is somewhat complicated, although there is some difference in the degree of complexity according to the process employed. In addition, the appearance of the beads is not entirely satisfactory. If an all-purpose welding machine could be devised by means of which the above-mentioned disadvantages could be removed and any simple and easy welding operation could be performed economically, 100% of the welding work on steel bridges could be mechanised.

## 2. Welding Work on the Kisogawa Bridge

### 2.1. Synopsis

As an example of bridges to which automatic, or semi-automatic welding has been applied, we shall take the Kisogawa Bridge on the Nagoya-Kobe trunk road.

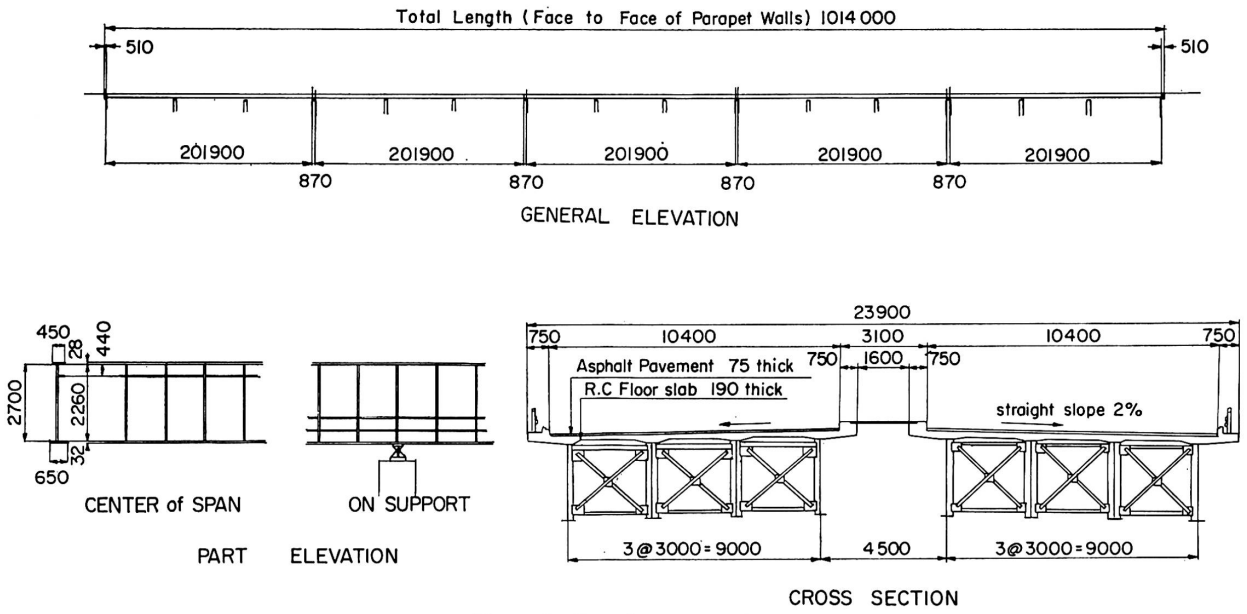


Fig. 1. Outline of super structure.

Table 1. List of Materials Used in the Superstructure of the Kisogawa Bridge

Materials	Weight (t)	Use	
SS-41	648.3	handrail, lateral bracing, sway bracing	Steel struc- ture
SM-41 A	530.9	main girders	
SM-41 B	75.6	main girders	
SM-50 B	3250.2	main girders	
HT-60	1164.2	main girders	
SV-34	10.7	rivets	
SV-41 A	21.9	rivets	
SC-46	132.4	shoes	
S 20 C	50.3	roller	
cast iron	8.8	drainage	
SUS 22 (stainless steel)	1.4	drainage	
high strength bolts	4.7	joints in field	
Total	5899.4		
SS-41	1019.1 t	reinforcing bar	Deck slab
piano wire	76.9 t	Freyssinet cable	
concrete (28 = 400 kg/cm <sup>2</sup> )	5524 m <sup>3</sup>	deck slab	

Table 2. Combinations of Welding Materials

Welding method	Electrode or wire		Flux		Base metal	Type of weld
	Brand	Dia.	Brand	Mesh size		
Manual	B-17 TB-24	4—5 mm			SS 41 SM 41	fillet
	LB-55 L-55 F	4—5 mm			SM 50 SM 50 + (SM 41, SS 41)	fillet
	L-60	4—5 mm			HT 60 HT 60 + SM 50 HT 60 + SM 41 HT 60 + SS 41	fillet
Union-melt	Y-C	$\frac{5}{32}$ " $\frac{3}{16}$ "	YF-15	20 × 206 20 × D	SM 50 SH 50 + SM 41 HT 60 HT 60 + SM 50	butt and fillet
Unionarc	Y-A	$\frac{3}{64}$ "	C.S	20 × D		fillet

Fig. 1 shows an outline of the superstructure of the Kisogawa Bridge. This bridge consists of five, 3-span, twin continuous composite girders, each having a width of 10.4 m, a span of 67.3 m, and a total length of 1014 m.

As this bridge is a continuous composite girder structure, prestressing of the concrete slab was necessary. This prestressing had to be given by jacking up and down of the intermediate supports and by means of the Freyssinet system. In addition, a special process was adopted for placing the concrete slab.

### 2.2. Material Used for the Kisogawa Bridge

Table 1 shows the type and quantity of the material used for the girders and the deck slab of the bridge. Table 2 shows the brands of the electrodes, welding wires and fluxes that were employed and the purposes for which they were used.

The welding methods were as follows: The Unionmelt method was applied to all the butt welds and to the fillet welds connecting the flange plates with the web plates; the Unionarc method was employed for the welding of the stiffeners and the gusset plates; and manual methods were used for the remaining welds.

### 2.3. Use of HT 60

For this bridge about 1,200 tons of 60 kg/mm<sup>2</sup> class high-strength steel, WEL-TEN 60, strengthened by quenching and tempering were used. Prior to its use, the welding methods, electrodes, fluxes, CO<sub>2</sub> gas, pre-heating temperature and other conditions to be adopted had been determined by carrying out various kinds of tests and, at the same time, the properties of the steel material were closely studied.

The chemical compositions of the steel plates, 32 mm and 13 mm thick, are shown in Table 3, and their mechanical properties in Table 4.

To check the weldability of the steel, mechanical tests were carried out on butt and fillet welded specimens.

Table 3. Chemical Compositions of HT 60 Plates (%)

Thick-ness (mm)	Anal-ysis	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	V	Equivalent carbon value
32	ladle check	0.13	0.41	1.20	0.013	0.008	0.21	0.05	0.09	0.397
		0.14	0.45	1.20	0.018	0.004	0.21	0.04	0.013	0.403
13	ladle check	0.12	0.44	1.18	0.011	0.009	0.19	0.05	0.09	0.381
		0.13	0.50	1.18	0.014	0.006	0.20	—	0.013	0.368



Table 4. Mechanical Properties of HT 60 Plates

Thick- ness (mm)	Tensile test			Bending test	Charpy test kg'm/cm <sup>2</sup> 0°C
	Yield point (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (% 1 = 200)		
32	51	61	21	good	24.9
13	52	60	15	good	14.8

*2.3.1. Hardness test:* This test was conducted with 32 mm plates processed by manual and Unionmelt welding methods, with various wire-flux combinations, and varying the temperature of the base metal.

With regard to the 13 mm plates, manual welding, Unionmelt and Unionarc methods were tested, with variations in the welding conditions.

Only in the case of combinations of 32 mm plate, 0°C and manual welding was a value of  $Hv$  350 exceeded (max  $Hv = 380$ ). In the other cases the  $Hv$  value was 310 at most. In this bridge all the welding of thick plates was done by automatic methods, so that no difficulties arose. It was necessary to preheat the plates to 80°C by hand. With regard to the 13 mm plates, preheating was not necessary.

*2.3.2. Tests on butt welded joints.* The 32 mm and 13 mm plates were welded by the Unionmelt process, varying the edge preparation and the number of passes.

The test results on free bend, side bend and V-notched Charpy test specimens were all good, and we selected the best combination of wire and flux (Table 2).

In the Charpy test at 0°C, we found the values 11.4 kg'm/cm<sup>2</sup> for the deposited metal and 24.0 kg'm/cm<sup>2</sup> for the heat affected zone.

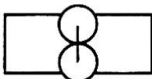
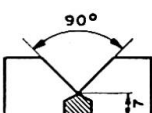
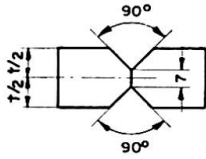
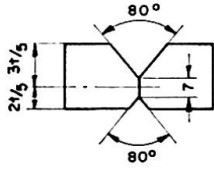
*2.3.3. Tensile tests on fillet-welded specimens.* The cross-shaped specimens were welded by the Unionmelt and Unionarc methods. Only the specimen welded by the Unionarc method was broken off at the fillet, and we found that the tensile strength of the fillet weld metal was at least 60—61 kg/mm<sup>2</sup>.

*2.3.4. Welding conditions and joint geometry of the butt weld.* The standard joint geometry and welding conditions are shown in Table 5.

*2.3.5. Preparation for welding.* The vicinity of the welding joint was thoroughly cleaned by a grinder to remove water, oil and rust.

End tub, having the same edge as the base metal was preset up.

Table 5. Joint Geometry and Welding Condition of Butt Joint by Unionmelt

Thickness of plate (m/m)	Joint geometry	Diameter of wire (in)	Arc current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)
9 ~ 11		5/32	600 650	32 34	30 35
12 ~ 18		5/32	600 650	32 34	30 35
19 ~ 27		3/16	750 800	31 31	25 20
28 ~ 40		3/16	800 900	31 32	20 15

A width of about 100 mm on both sides of the welding line was preheated by a flame of propane gas.

The standard preheating temperatures are shown in Table 6.

Table 6. Standard Temperatures of Preheat

Method	Type of steel and thickness of plate				
	Type HT 60			Type SM 50	
	$t \leq 15$ mm	$15 < t \leq 25$ mm	$25 < t$ mm	$25 \geq t$ mm	$25 < t$ mm
Manual	—	60°—80°C	80°—120°C	20°C	50°—100°C
Unionmelt	—	—	60°—80°C	20°C	50°—100°C
Unionarc	—	—	60°—80°C	20°C	50°—100°C

2.3.6. *Welding operations.* Welding operations were undertaken in the flat position. The welding method and procedure were selected so as to reduce the distortion and the residual stress.

The fillet weld between the flange and the web plate was welded by the Unionmelt process and the welding conditions are shown in Table 7.

Table 7. *Welding Conditions for Fillet Welding by the Unionmelt Method*

Size of fillet mm	Current A	Voltage V	Speed cm/min	Wire and flux	
				for SM 50	for HT 60
6	550	28	60	Y-CM $\frac{5}{32}$ " $\varnothing$	Y-CM $\frac{5}{32}$ " $\varnothing$
7	600	30	55	YF-15	YF-15
8	650	32	50	12 $\times$ 65	12 $\times$ 65

For welding the stiffeners the Unionarc Machine was used and the welding conditions employed are shown in Table 8.

Table 8. *Welding Conditions for Fillet Welding by the Unionarc Method*

Size of fillet mm	Brand of wire	Brand of flux	Current A	Voltage V	Speed cm/min	Consumption of CO <sub>2</sub> gas (l/min)	Ratio of wire to flux
6	Y-A	CS	200	28—30	0.6/1	40	20

2.3.7. *The welding lengths.* Table 9 shows the welding lengths of the members of the Kosogawa Bridge.

2.3.8. *The quantities of welding materials required.* The quantities of wire, flux and CO<sub>2</sub> gas required for welding are shown in Tables 10 and 11.

### 3. 86.6% Automatic and Semi-Automatic Methods

If the total weld deposit metal is assumed to be 174,000 m of 6 mm fillet weld, then 41.4% of the weld metal is deposited by automatic methods 45.2% by semi-automatic methods and 13.4% by manual welding.

Thus, in all, 86.6% of the total weld metal was deposited by mechanised welding.

Table 9. Summary of Welding Lengths of Each Member

Member	Weight of steel t	Total length of weld length of weld per ton of steel*		Proportion of automatic and semi-automatic welding		Manual by welded part
		L (m)	m/t	L (m)	ratio to total %	
main girder	4,877	137,709	28.2	126,464	92.0	stiffener + flange horizontal stiffener + stiffener gusset plate, stiffener all except butt weld
sway bracing	330	21,655	65.8	13,224	60.8	
lateral bracing	191	10,926	57.2	10,926	100.0	
expansion joint	45	1,870	42.0	121	6.7	
drainage	19	1,821	101.0	0	0	
bearing	203					
slab holder	108					
total	5,773	173,981				

\* Calculated as 6 mm fillet weld.

Table 10. Welding Materials Required per Unit Length,  
Calculated as 6-mm Fillet

Welding method	Shape of joint	Dia. of wire	Materials required		
			wire (kg/m)	flux (kg/m)	CO <sub>2</sub> gas (l/m)
Unionmelt	x 13	3/16	0.90	0.72	
	x 22	1/4	1.43	1.10	
	x 25	1/4	1.65	1.32	
	x 28	1/4	2.16	1.72	
	x 32	1/4	2.40	1.92	
	Δ 7	5/32	0.21	1.16	
Unionarc	Δ 8	5/32	0.25	0.20	
	Δ 4-6	3/64	0.16	0.12	42.2
	Δ 8	3/32	0.36	0.22	63.0

Table 11. Total Welding Materials Required

Material	Unionmelt	Unionarc	Manual
wire	13,118 kgs	15,533 kgs	
flux	8,219 kgs	11,152 kgs	
CO <sub>2</sub> gas	—	3,780 m <sup>3</sup>	
electrode	—		6,507 kgs

### Summary

The report first describes the recent tendency towards mechanization in bridge welding in Japan. About 50% of the total welding deposits on a bridge may be carried out by automatic methods, about 40% by semi-automatic methods, and only the remaining 10% need be undertaken by manual methods.

The report gives details regarding the materials and the welding methods employed and the tests made on the Kisogawa Bridge, a part of which was made of 60 kg/mm<sup>2</sup> class high strength steel.

### Résumé

Les auteurs décrivent tout d'abord l'évolution de la mécanisation du soudage dans la construction des ponts au Japon. Le soudage d'un pont peut être exécuté au moyen de procédés automatiques dans une proportion correspondant à environ 50% du métal déposé, de procédés semi-automatiques dans une proportion de 40%, tandis que le soudage à la main n'est nécessaire que pour les 10% qui restent.

On donne le détail des matériaux utilisés et des procédés de soudage employés et on décrit les essais exécutés pour le pont de Kisogawa, réalisé en partie en acier à 60 kg/mm<sup>2</sup> de résistance.

### Zusammenfassung

Die Verfasser beschreiben zuerst die Entwicklung der Mechanisierung bei Schweißungen im japanischen Brückenbau. Die Schweißarbeiten bei einer Brücke können zu ca. 50% des aufgetragenen Schweißgutes mit automatischen Verfahren ausgeführt werden, weitere 40% setzen halbautomatische Verfahren voraus und der Restbetrag von ca. 10% ist noch Schweißarbeit von Hand.

Am Beispiel der Kisogawa-Brücke, die teilweise aus hochwertigem Stahl mit einer Festigkeit von 60 kg/mm<sup>2</sup> besteht, werden die Einzelheiten der gewählten Werkstoffe und der verwendeten Schweißverfahren beschrieben und es werden die in diesem Zusammenhang durchgeführten Versuche angegegen.

## IIc4

### **Versuche und Erfahrungen mit Stahl-Klebeverbindungen**

*Tests and Experiences with the Connection of Steel with Adhesives*

*Essais et expériences sur des assemblages collés*

G. AURNHAMMER

Dipl.-Ing., Abteilungspräsident beim Bundesbahn-Zentralamt München

#### **1. Grund des Interesses am Kleben**

Alle bisher gebräuchlichen Verbindungsmittel des Stahlbaues schädigen die verbundenen Querschnitte, entweder durch Lochschwächung oder durch die Kerbwirkung des Schweißens. Beides kann, besonders bei Beanspruchung auf Dauerfestigkeit, eine empfindliche Schwächung bedeuten. Das Kleben hätte keine derartigen schädlichen Nebenwirkungen. Daher wuchs mit dem Aufkommen von Klebern höherer Festigkeit verständlicherweise der Wunsch, sie auch im Stahlbau zu verwenden.

Solange ihre Eigenschaften für die hohen Beanspruchungen in Kraftverbindungen des Stahlbaues nicht ausreichen, gilt es solche Anwendungsmöglichkeiten zu finden, bei denen die störende Wirkung anderer Verbindungsmittel besonders fühlbar ist, andererseits erhofft werden kann, daß eine Klebeverbindung den auftretenden Beanspruchungen genügt. Diese Voraussetzungen treffen in besonderem Maße für die unmittelbare Befestigung des Gleises auf dem Fahrbahn-Flachblech von Eisenbahnbrücken zu, wo das bisher übliche Aufschweißen der Schienenunterlagsbleche neben einer Herabsetzung der Dauerfestigkeit auch störende Höhenunterschiede bringt. Das Aufkleben dieser Bleche vermeidet beide Nachteile; durch Verwendung eines Klebemörtels größerer Dicke lassen sich sogar die im Flachblech schon vorhandenen Höhendifferenzen ausgleichen.

Die nachstehend beschriebenen Versuche sind daher besonders auf diese Anwendungsmöglichkeit ausgerichtet.

#### **2. Statische und Dauerfestigkeitsversuche mit geklebten Stahlverbindungen**

Die im Jahre 1957 vom Bundesbahn-Zentralamt München durchgeführten Versuche mit geklebten Stahlverbindungen sind als Vorversuche zu werten. Die ersten statischen Festigkeitsversuche (Zugversuche) wurden mit zweiseitigen Laschenverbindungen der Formen nach Fig. 1 und Fig. 2 vorgenommen.

Der Werkstoff dieser Probekörper war Kesselblech I nach DIN 17 155

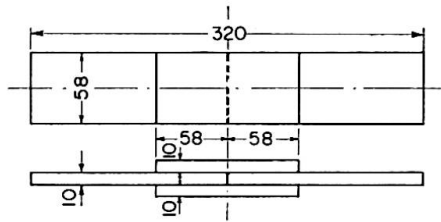


Fig. 1.

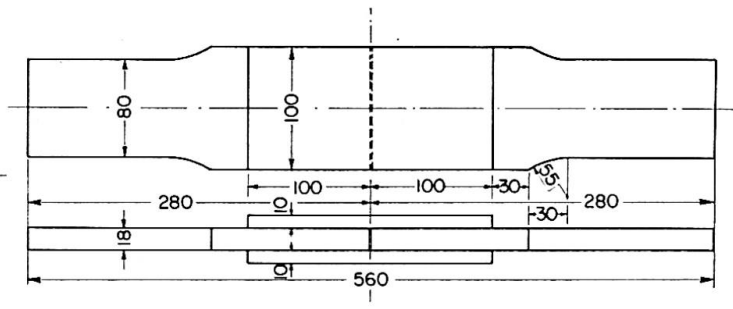


Fig. 2.

(35—40 kg/mm<sup>2</sup>). Die Berührungsflächen von je 6 Prüfstäben beider Formen wurden mit Stahlkies der Körnung 2—3 mm bei 5—6 atü gestrahlt, bis sie metallisch rein waren, dann mit einem kalthärtenden Polyesterharz verklebt.

Weitere 6 Prüfstäbe der Prüfform nach Fig. 1 wurden flammgestrahlt und mit einem kalthärtenden Äthoxylharz verklebt.

Ein Teil der statischen Versuche wurde mit zentrischer, ein Teil mit gering exzentrischer Einspannung ausgeführt, letztere um den Einfluß von geringen Biegespannungen zu ermitteln.

Das Ergebnis der statischen Festigkeitsversuche ist der Tafel 1 zu entnehmen.

Die teilweise exzentrische Einspannung ließ keinen wesentlichen Einfluß erkennen. Die Zahl der Prüfkörper war allerdings zu gering, um hieraus endgültige Schlüsse ziehen zu können. Zum Vergleich wurden auch Zugschwellversuche, gleichfalls mit zweierlei Prüfstabformen, durchgeführt. Die Klebefläche der kleineren Form entsprach genau derjenigen nach Fig. 1. Für die größere Form wurden die Seitenlängen der Klebefläche auf 142 × 142 mm vergrößert, so daß sich eine Klebefläche  $F = 201,6 \text{ cm}^2$ , also das Doppelte der Klebefläche nach Fig. 2, ergab.

Werkstoff und Oberflächenbehandlung waren die gleichen wie bei den statischen Versuchen. Als Kleber wurde kalthärtendes Polyesterharz verwendet. Für Ursprungsfestigkeit (Unterlast = 0) wurden die in Fig. 3 und 4 dargestellten Wöhlerlinien ermittelt.

Bei einer Lastwechselzahl von  $2 \cdot 10^6$ , einer Zahl, die anscheinend auch bei Klebeverbindungen für die Angabe der Dauerfestigkeit ausreicht, lassen sich Scherfestigkeiten

bei den kleinen Probestäben mit  $F = 33,6 \text{ cm}^2$  von 51 bis 52 kp/cm<sup>2</sup>,

bei den größeren Probestäben mit  $F = 201,6 \text{ cm}^2$  von 23 bis 24 kp/cm<sup>2</sup>

angeben.

Der Festigkeitsabfall gegenüber statischer Belastung ist unverkennbar, ebenso der Abfall bei Vergrößerung der Klebelänge.

Diese Ergebnisse entsprechen noch nicht den Festigkeiten, die für tragende Verbindungen im Stahlbau erforderlich sind. Bestenfalls waren die Kleber für Heftverbindungen verwendbar. Die Weiterentwicklung der Kunstharzkleber wurde jedoch im Auge behalten.

Tafel 1

1	2	3			4		
		Polyesterharz			Äthoxylinharz		
		Exzentri- zität mm	Bruch- last kp	Scher- spannung kp/cm <sup>2</sup>	Exzentri- zität mm	Bruch- last kp	Scher- spannung kp/cm <sup>2</sup>
33,6 nach Bild 1	1	0	9280	138	0	8700	129
	2	0	8400	125	0	9400	140
	3	0	8550	127	0	7100	106
	4	2	8950	133	0	7250	108
	5	4	8150	121	0	7300	109
	Mittelwert				125,7		118,0
100 nach Bild 2	1	0	23400	117			
	2	0	21700	108			
	3	0	21400	107			
	4	4	20500	102			
	5	4	21800	109			
	6	4	18000	90			
Mittelwert				105,5			

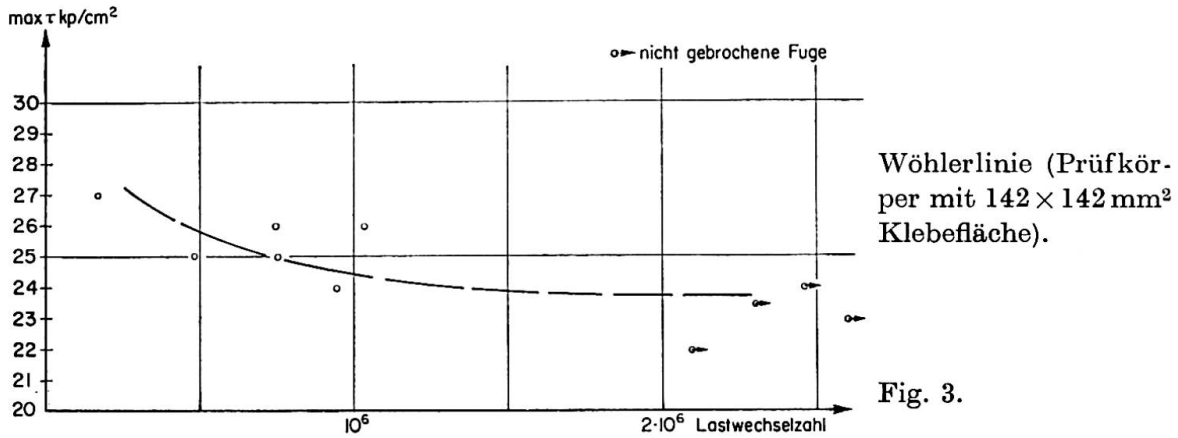


Fig. 3.

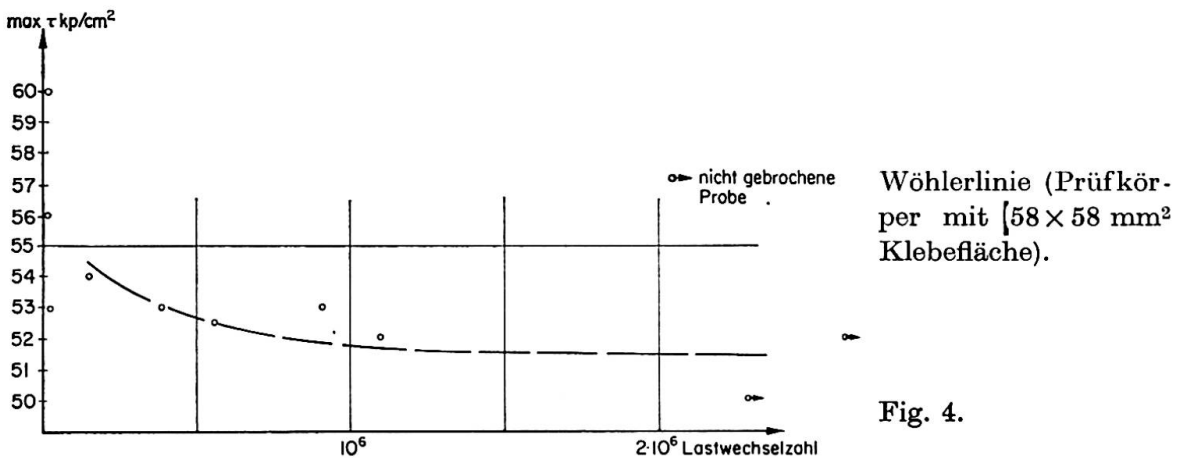


Fig. 4.



Eine praktische Anwendungsmöglichkeit für geklebte Stahlverbindungen sah die Deutsche Bundesbahn, aus den unter Abschnitt 1 angeführten Gründen, nach einer Verbesserung der Festigkeit der Kleber darin, die Unterlags- bzw. Ausgleichsplatten unmittelbarer Schienenbefestigungen auf mittragende Fahrbahnbleche stählerner Brücken anstatt zu schweißen, zu kleben.

Die Eignung der Klebetechnik für diesen Zweck war durch Versuche zu klären.

### 3. Statische und Dauerversuche mit auf stählerne Grundplatten aufgeklebten Schienenausgleichsplatten

Auch diese Versuche sind als Vorversuche zu werten.

Die Prüfkörper bestanden aus Grundplatten der Abmessungen  $600 \times 300 \times 20$  mm und auf sie aufgeklebten Ausgleichsblechen von  $440 \times 250$  mm Grundfläche mit aufgeschweißten Rippenspurplatten des normalen Eisenbahnoberbaus. Als Kleber wurden Epoxydharz und Polyesterharz (kalt-härtend) verwendet. Die Berührungsflächen wurden vorher entfettet und mit Sand gestrahlt. Einige Probekörper wurden mit Kunstharzmörtel als keilförmige Ausgleichsplatten gefertigt. In diesem Fall wurde der Kunstharzkleber mit Quarzmehl, Kreide oder Glasfaser als Füllstoff angereichert. Bei einigen Proben wurden die elastischen Zwischenlagen in Form der üblichen Gummipplatten  $d = 15$  mm durch Stahlplatten ersetzt. Es sollte damit

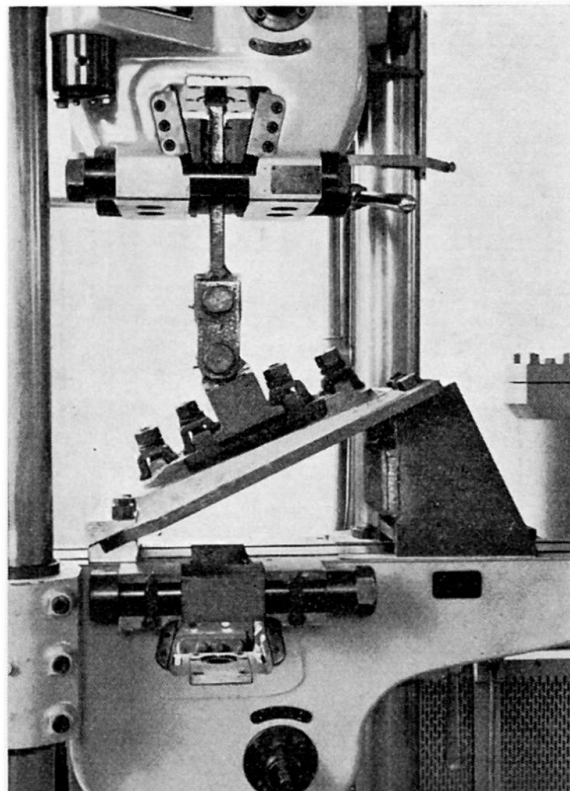


Fig. 5.

festgestellt werden, wie sich die Belastungen auswirken, wenn die Federung durch die Gummizwischenlage fehlt.

Die Versuchsanordnung ist aus Fig. 5 ersichtlich.

Die Grundplatten wurden 26° geneigt in den Pulsator eingespannt, um die Beanspruchung unter dem rollenden Rad nachzuahmen.

Tafel 2

1	2	3	4	5	6	7
Probe-Nr.	Kleber oder Klebemörtel	Zwischenlage	Statische Belastung + 1,1 Mp - 7,6 Mp + 1,1 Mp	Frequenz <i>n</i> U/sec	Lastspielzahl <i>N</i> bei +1,1 Mp Oberlast und -7,6 Mp Unterlast	Be- fund
1	Polyesterharzkleber	15 mm Stahl	0	8,3	240 420	X
2	Epoxydharzkleber	„	0	8,3	2 004 000	O
3	„	15 mm Gummiplatte	0	5—10	2 012 940	O
4	Polyesterharzkleber	„	0	25	10 000	X
5	„	„	0	25	40 000	X
6	„	„	0	10	10	X
7	„	„	0	10	350 000	X
8	Epoxydharzkleber	„	0	10	67 000	X
9	„	„	0	10	72 000	X
10	Polyesterharzklebemörtel Füllstoff: Kreide 30% (Keilform)	15 mm Stahlplatte	0	5	1 980	X
11	„	15 mm Gummiplatte	0	25	5 000	X
12	Polyesterharzklebemörtel Füllstoff: Kreide 40%	„	0	10	2 100 000	X
13	„	„	0	10	2 700 000	X

Bezeichnung: O Probe nicht gebrochen.

X Probe gebrochen.



körper angefertigt, der einem Ausschnitt aus einer Flachblechfahrbahn samt Oberbau in natürlicher Größe entspricht. Die Versuchsanordnung zeigt Fig. 6.

Die zu klebenden Berührungsflächen wurden zuerst durch eine Vacublast-Anlage mit Stahlkies, Körnung 0,75 mm, gestrahlt. Dann wurden die Ausgleichsbleche mit  $440 \times 250$  mm Grundfläche mittels Epoxydharz bei einer Schichtdicke von 1—2 mm auf das Fahrbahnblech aufgeklebt.

### *Versuch 1*

Der Dauerversuch Nr. 1 wurde mit 2 Pulsatoren und 2 30-Mp-Kolben (Fig. 7) durchgeführt, die in 2 benachbarten Feldern auf die Schiene abwechselnd wirkten.

Diese beiden gleichartigen Pulsatoren wurden so miteinander gekoppelt, daß sie eine Phasenverschiebung von einer halben Umdrehung hatten, das heißt daß jeweils ein Kolben die Oberlast (16 Mp) erreichte, wenn der andere gerade an der Unterlast (3,3—4,2 Mp) war und umgekehrt. Die Größen der Ober- und Unterlast für diesen und die folgenden Versuche sind in Taf. 3 zusammengestellt.

Die angestrebte Nachahmung der Wirkung eines über die Schienenstützung rollenden Eisenbahnwagens ließ sich bei diesem Versuch nicht ganz erreichen, da sich die Unterlast aus versuchstechnischen Gründen nicht unter den Wert 3,3 Mp senken ließ. Geringe negative Auflagerdrücke könnten daher höchstens in den äußersten Schienenstützungen auftreten. Besser nachgeahmt ist die Kippwirkung auf die mittlere und die benachbarten Schienenstützungen.

Die niedrigste Umdrehungszahl der Pulsatoren war 5,6 U/sec, so daß die Lasten einander im zeitlichen Abstand von 0,09 sec folgten. Dies entspricht bei 0,48 m Abstand zwischen den Lastangriffspunkten der Geschwindigkeit eines darüberrollenden Rades von  $\sim 20$  km/h.

Der Versuch wurde bei  $\sim 5,5 \cdot 10^6$  Lastwechseln abgebrochen, ohne daß an den Klebefugen des Probekörpers irgendwelche Schäden festgestellt werden konnten (Taf. 3, Versuchs-Nr. 1).

### *Versuch 2*

Um die Aufhebung etwaiger negativer Auflagerdrücke durch die zweite Last auszuschließen, wurde bei diesem Versuch mit nur einem 30-Mp-Kolben im Punkt B mit 16 Mp belastet. Der Versuch wurde bei  $3,4 \cdot 10^6$  Lastwechseln beendet, ohne daß Schäden am Probekörper aufgetreten waren (Taf. 3, Versuch 2).

### *Versuch 3*

Da bei den genannten Lasten keine Schäden an den Klebefugen aufgetreten waren, wurde unter Verwendung eines 60-Mp-Kolbens die Last verdoppelt. Sie griff nur im Punkt A an mit Oberlast 31,3 Mp und Unterlast 1,4 Mp

(Tafel 3, Versuch-Nr. 3). Dabei brach nach  $0,374 \cdot 10^6$  Lastwechseln die Schiene. Für die praktische Verwertung war es nicht nötig, den Versuch mit erneuerter Schiene fortzuführen, da sich die Klebung bereits als der weniger gefährdete Teil erwiesen hatte.

#### Versuch 4

Ein 4. Versuch mit Lastangriffspunkt über der Schienenbefestigung 3 brachte wegen der für die Klebefuge günstigen Belastung erwartungsgemäß bei insgesamt  $5,172 \cdot 10^6$  Lastwechseln keine Schäden an den Klebefugen, dagegen verschiedene Brüche an Stahlteilen.

#### Versuche bei hohen und tiefen Temperaturen

Um die Einwirkung hoher und tiefer Temperaturen auf die Klebung feststellen zu können, wurden noch 2 Versuche mit Laststellung wie bei Versuch 4 bei den praktisch vorkommenden extremen Temperaturen angefügt.

#### Versuch 5

Es wurden nach Aushärtung des Klebers durch Infrarotstrahler, die über und unter der Schienenbefestigung 3 angebracht waren, die Klebefugen auf  $+60^\circ \text{C}$  erwärmt. Es konnten bei  $+57^\circ$  bis  $+63^\circ \text{C}$   $2,066 \cdot 10^6$  Lastwechsel ohne Beschädigung der Klebefuge erreicht werden (Taf. 3, Versuch Nr. 5 und Fig. 8).

#### Versuch 6

Nach Aushärten des Klebers und nach dem Abdämmen des Probekörpers mittels Isoliermatten und Zeltplanen gegen die Außenluft wurde  $\text{CO}_2$ -Eis auf das Fahrbahnblech und in die Längsträger gelegt. Dadurch gelang es, die Temperaturen an der Klebefuge zwischen  $-22^\circ$  und  $-41^\circ \text{C}$  zu halten. Bei durchschnittlich  $-30^\circ \text{C}$  konnten  $2,075 \cdot 10^6$  Lastwechsel gefahren werden, ohne daß Schäden an der Klebemasse festgestellt werden konnten (Taf. 3,

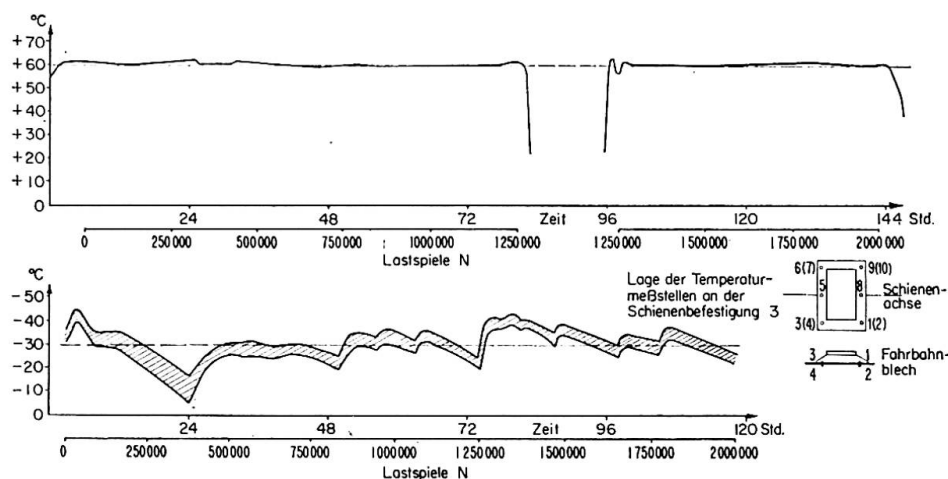


Fig. 8.

Versuch Nr. 6 und Fig. 8). Nach  $1,2 \cdot 10^6$  Lastwechseln brachen jedoch die Schiene und eine Klemmplatte direkt unter der Lasteinleitungsstelle.

*Versuch 7, Schlagversuch*

Die Schienenstützung durch wiederholte Schläge mit einem Vorschlaghammer von der Klebefuge zu lösen, gelang nicht. Dagegen gelang dies mit Schlägen auf einen an einer Ecke der Unterlagsplatte angesetzten Meißel.

*Zusammenfassung der Versuchsergebnisse*

Es wurden bei normalen Raumtemperaturen bei verschiedenen hohen Belastungen insgesamt  $14,433 \cdot 10^6$  Lastwechsel und bei  $+60^\circ\text{C}$  und  $-30^\circ\text{C}$  weitere  $4,627 \cdot 10^6$  Lastwechsel gefahren, ohne daß sichtbare Schäden an den Klebefugen festgestellt werden konnten.

Die Durchbiegungen des Fahrbahnbleches betragen bis zu 0,9 mm.

Die Versuche wurden ebenso wie die in Abschnitt 5 und 6 besprochenen beim Otto-Graf-Institut der Technischen Hochschule Stuttgart durchgeführt.

*Tafel 3. Ergebnisse der Dauerversuche mit geklebten Schienenbefestigungen*

1	2	3	4		6	7	8
			Belastung				
			Oberlast $P_0$ Mp	Unterlast $P_u$ Mp			
Ver-suchs-Nr.	Lastanord-nung	Temperatur ° C	Anzahl der Lastwechsel $N$	Frequenz $f$ U/sec	Be-fund		
1		Raumtemp. + 16,5 bis + 21,0	16,0	3,3 bis 4,2	$5,472 \cdot 10^6$	5,6	keine Schäden an Klebefugen
2		Raumtemp. + 16,0 bis + 18,0	16,0	5,9 bis 6,2	$3,415 \cdot 10^6$	5,6	
3		Raumtemp. + 17,0 bis + 19,5	31,3	1,4	$0,374 \cdot 10^6$	3	
4		Raumtemp. + 19,0 bis + 21,0	31,3	1,4	$4,294 \cdot 10^6$	3	
5		+ 57,0 bis + 63,0	21,0	1,0	$2,066 \cdot 10^6$	5	
6		- 10,0 bis - 45,0	21,0	1,0	$2,075 \cdot 10^6$	5	

**5. Dauerversuche von mit Kunstharzmörtel geklebten Schienenstützungen**

Mit dem gleichen Prüfkörper nach Fig. 6 wurden auch einige Dauerversuche mit Kunstharzmörtel, als Ausgleichsschicht ( $d = 30\text{ mm}$ ) zwischen den Schienenunterlagsplatten und dem Fahrbahnblech, durchgeführt.

Die Vorbehandlung der Berührungsflächen erfolgte in gleicher Weise wie bei den bereits beschriebenen Versuchen durch Strahlen mit Stahlkies, Körnung 0,75 mm. Dann wurde Epoxydharz mit Pinsel dünn auf die Kontaktflächen aufgetragen und der Klebemörtel — eine Mischung aus Epoxydharz und Quarz der Körnungen 0 bis 0,2 und 2 mm, im Verhältnis 1 : 4 — zähflüssig eingebracht. Die freien Mörtelränder wurden durch einen Anstrich mit einer Chlor-Kautschukmasse gegen Eindringen von Feuchtigkeit geschützt. Die Aushärtezeit betrug 6—8 Tage.

Die bisherigen Versuche beschränken sich auf die Lasteintragung über der Schienenstützung 3. Versuche mit ungünstigerer Laststellung stehen noch aus.

#### *Versuch 1*

Bei Raumtemperaturen von im Mittel  $+16^{\circ}\text{C}$  wurden (siehe Taf. 4, Versuch Nr. 1)  $10,861 \cdot 10^6$  Lastwechsel erreicht, ohne daß der Klebemörtel eine Beschädigung erkennen ließ, während bei  $2 \cdot 10^6$  Lastwechseln die Schiene unter der Lastüberleitungsstelle 3 vom Schienenfuß aus und nach  $4 \cdot 10^6$  Lastwechseln die darunterliegende Rippenplatte brach. Außerdem mußten die Gummiplatten öfter ausgewechselt werden.

#### *Versuch 2*

Die Versuchseinrichtung war die gleiche wie beim Wärmeversuch mit unvermishtem Kleber. Bei  $+58^{\circ}$  bis  $+63^{\circ}\text{C}$  wurden  $2,515 \cdot 10^6$  Lastwechsel gefahren (Taf. 4, Versuch 2 und Fig. 9). Es war danach keine Veränderung an den Keilplatten aus Klebemörtel zu bemerken. Nach  $1,5 \cdot 10^6$  Lastwechseln trat ein Riß im Schienenkopf auf.

#### *Versuch 3*

Auch hier war die Versuchsdurchführung die gleiche wie beim Kälteversuch mit reinem Kleber. Bei den von  $-20^{\circ}$  bis  $-41^{\circ}\text{C}$  durchgeführten Versuchen mit  $2,317 \cdot 10^6$  Lastwechseln wurden keine Schadensmerkmale an den Klebemörtelplatten festgestellt (Taf. 4, Versuch 3 und Fig. 9). Es traten hier jedoch wieder Beschädigungen anderer Teile auf.

Insgesamt wurden bei den 3 Versuchen mit dem gleichen Prüfkörper mit Kunstharzmörtelklebung  $15,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel erreicht, ohne daß Veränderungen an den Klebemörtelplatten festgestellt werden konnten.

#### *Versuch 4, Schlagversuch*

Durch kräftige Schläge mit einem schweren Hammer konnte der Klebemörtel nicht von den Stahlflächen gelöst bzw. auseinandergesprengt werden.

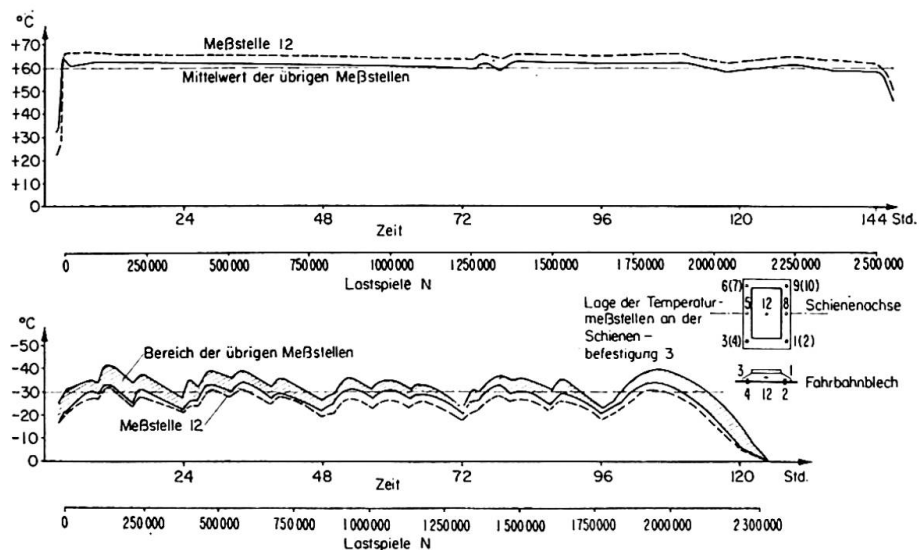


Fig. 9.

Tafel 4. Ergebnis der Dauerversuche mit Klebemörtel-Keilplatten

1	2	3	4	5	6	7	8
Ver- suchs- Nr.	Last- anordnung	Temperatur ° C	Ober- last $P_0$ Mp	Unter- last $P_u$ Mp	Last- wechsel $N$	Fre- quenz $f$ U/sec	Befund
1		Raumtemp. + 11 bis + 21	21	1	$10,861 \cdot 10^6$	5	keine Schäden an Klebemör- telfugen
2		+ 58 bis + 63 Meßstelle 12: 63 bis 67	21	1	$2,515 \cdot 10^6$	5	„
3		- 20 bis - 41 Meßstelle 12: - 18 bis - 32	21	1	$2,317 \cdot 10^6$	5	„

### 6. Einfluß der Aushärtedauer und der während des Aushärtens herrschenden Temperaturen

Die Klebungen aller bisher behandelten Versuchskörper konnten bei Raumtemperatur genügend lange aushärten.

Aus der Praxis ergab sich die Notwendigkeit, zu prüfen, welchen Einfluß kürzere Aushärtezeiten und ungünstigere Aushärtetemperaturen haben. Deshalb wurden Versuche durchgeführt, um die Scherfestigkeiten von Klebe- und Klebemörtelfugen, die bei Lufttemperaturen von 3°, 6°, 10°, 15° bzw. 20° aushärteten, jeweils festzustellen. Verwendet wurde Epoxydharzkleber



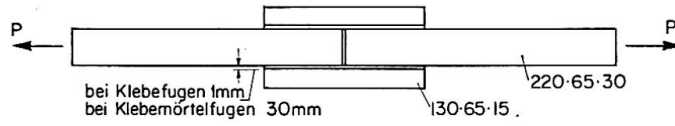


Fig. 10.

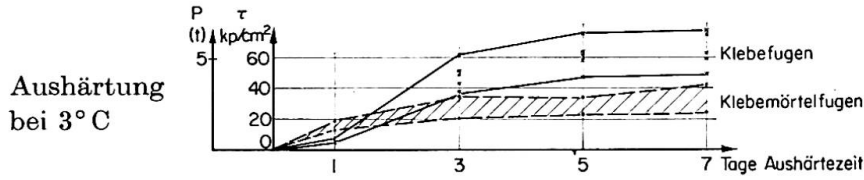


Fig. 11.

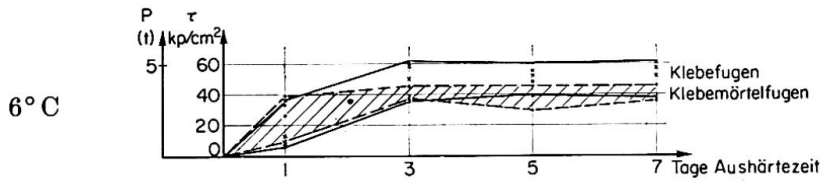


Fig. 12.

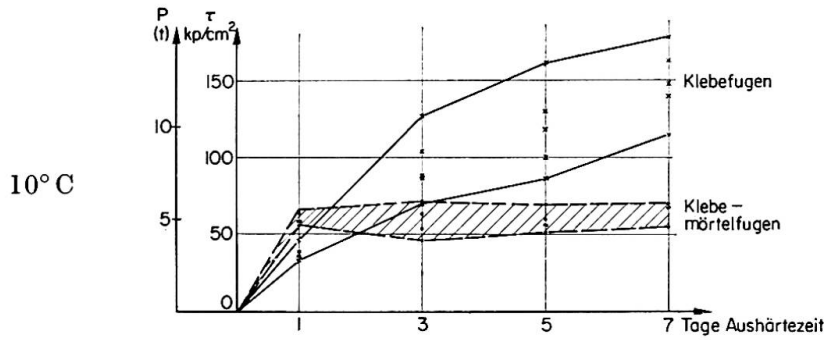


Fig. 13.

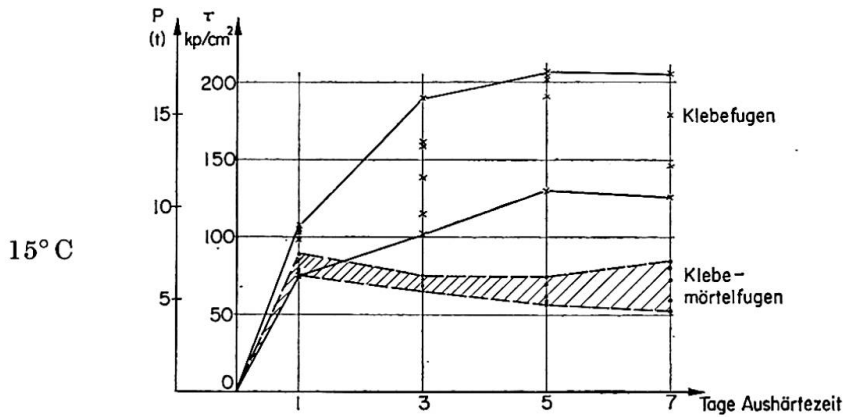


Fig. 14.

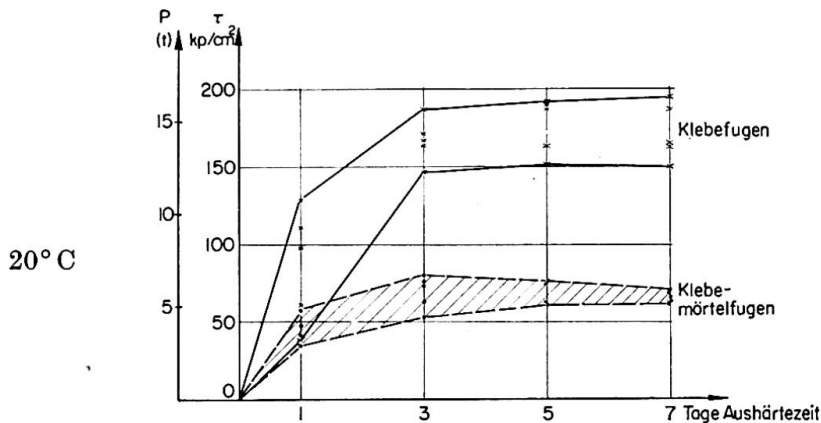


Fig. 15.

und Epoxydharzmörtel mit Quarz. Die Form der Prüfkörper aus St 37 ist der Fig. 10 zu entnehmen. Von den insgesamt 200 Probekörpern standen je 5 für die verschiedenen Prüfungen zur Verfügung.

Die Ergebnisse dieser Versuche sind den Darstellungen in den Fig. 11—15 und der Taf. 5 zu entnehmen.

Tafel 5

Aushärte- temp. °C	Kunstharzkleber (Epoxydharz)		Kunstharzmörtel (Epoxydharz + Quarz)	
	Max. Scherfestig- keit (im Mittel) $\tau$ kp/cm <sup>2</sup>	bei einer Aus- härtezeit in Tagen	Max. Scherfestig- keit (im Mittel) $\tau$ kp/cm <sup>2</sup>	bei einer Aus- härtezeit in Tagen
3	60	7	30	7
6	50	7	40	3
10	150	7	60	1
15	180	5	80	1
20	180	5	70	3

Diese Ergebnisse enthalten zweifellos viele Zufälligkeiten, die bei einer größeren Zahl von Versuchskörpern verschwinden würden. Keiner der in Taf. 5 gebildeten Mittelwerte kann daher strenge Gültigkeit beanspruchen. Erst recht gilt dies für die Anzahl der Tage, in denen die Höchstfestigkeit erreicht war. Immerhin lassen die Darstellungen folgendes erkennen:

In dem untersuchten Temperaturbereich bis zur Raumtemperatur steigt die erreichte Scherfestigkeit mit steigender Lufttemperatur, in der die Erhärtung vor sich gehen konnte, an. Die Wirkung niedriger Temperaturen wird innerhalb der Beobachtungszeit nicht durch zunehmendes Alter der Kleber- oder Mörtelschichten ausgeglichen. Die Tragkraft der Stoßverbindung mit 30 mm dicker Mörtelfuge erreicht nur rund 50% derjenigen mit dünner Klebefuge. Dabei ist bei der Mörtelfuge die Umrechnung der Tragkraft in Scherfestigkeit nur eine grobe Vereinfachung, da es sich in Wirklichkeit nicht nur um Scherbeanspruchung handelt.

### 7. Erfahrungen mit geklebten Schienenstützungen auf Fahrbahnen ausgeführter Stahlbrücken

Zu gleicher Zeit wurden auf mittragende stählerne Fahrbahnen einiger im Betrieb befindlicher Eisenbahnbrücken versuchsweise Schienenstützungen mit Kunstharz- bzw. Kunstharzmörtel geklebt, um deren Verhalten unter dem Zugbetrieb zu beobachten. In allen Fällen wurden noch Sicherungen getroffen, um die Spurhaltung und sichere Gleislage auch dann noch zu ge-

währleisten, wenn die Klebung an einer oder mehreren Schienenstützungen versagen würde.

Am besten kann die Bewährung der aufgeklebten Schienenstützungen an dem Überbau über eine Straßenunterführung beobachtet werden. Bei einer Stützweite von 32 m wurden auf einer Strecke von 20 m Länge sämtliche Stützungen unter beiden Schienen aufgeklebt. Alle zur Sicherung gegen Horizontalverschiebungen und Abheben zusätzlich aufgeschweißten Nocken usw. haben soviel Spiel, daß die Klebung die Lasten allein zu tragen hat. Sie treten erst nach Versagen der Klebung in Wirksamkeit. Von 75 geklebten Schienenstützungen wurden  $\frac{1}{3}$  mit Epoxydharz und  $\frac{2}{3}$  mit Polyesterharz geklebt.

An einem anderen Überbau, der über 10 m + 38 m + 10 m durchläuft, wurden je in Widerlagernähe, über den Stützen und in Feldmitte der Hauptöffnung jeweils unter nur *einer* Schiene bis zu 7 hintereinander liegende Schienenstützungen aufgeklebt. Die Sicherung besteht darin, daß die gegenüberliegenden Stützungen unter der anderen Schiene aufgeschweißt sind und die beiden Schienen im Bereich der geklebten Unterstützungen durch ein Winkelprofil zur Sicherung der Spurhaltung verbunden sind. Als Kleber wurde Epoxydharz verwendet.

Bei einer dritten Brücke mit  $3 \times 45$  m Stützweite wurde jede zweite Schienenunterlagsplatte mit Epoxydharz aufgeklebt.

Die anderen Schienenstützungen sind aufgeschweißt. Dabei wurde auf weitere Sicherungen der geklebten Schienenstützungen verzichtet. Da die Ausführung in die Wintermonate fiel, wurden die Klebearbeiten unter einem Zelt ausgeführt. Durch Infrarotstrahler wurde die Stahltemperatur während des Klebens auf rund  $+50^\circ\text{C}$  gebracht.

Kurz erwähnt werden soll, daß bei einer Rheinbrücke zwischen das Fahrflachblech und die Schienenunterlagsplatten jeweils eine Ausgleichsschicht aus Kunstharzmörtel angebracht wurde, um die Höhendifferenzen auszugleichen. Die Klebewirkung dieser Mörtelschicht wird aber kaum beansprucht, da die Schienenunterlagsplatten mit dem Flachblech verschraubt sind.

Sämtliche geklebten Schienenstützungen haben im Betrieb bereits eine Liegezeit von 1—2 Jahren hinter sich, ohne daß irgendwelche Schäden an den Klebungen aufgetreten wären. Die Ränder der Klebefugen bei allen geklebten Verbindungen haben einen Schutzanstrich gegen Einwirkungen von Feuchtigkeit und anderen Einflüssen erhalten.

### Zusammenfassung

Es wird über Versuche der Deutschen Bundesbahn an einer Reihe von Versuchskörpern und über praktische Erfahrungen mit aufgeklebten Schienenstützungen berichtet. Frühere Vorversuche deuten an, daß die Scher-

festigkeit je Flächeneinheit geklebter Stahlverbindungen mit zunehmender Klebelänge abnimmt und daß die Dauerfestigkeit, besonders bei größeren Flächen, erheblich hinter derjenigen bei ruhender Belastung zurückbleibt. Umfangreiche Versuche, die die Beanspruchung aufgeklebter Schienenstützungen unter dem befahrenen Gleis nachahmen, haben die Zuverlässigkeit des Aufklebens bei Verwendung geeigneter Kunstharzkleber und Einhaltung gewisser Voraussetzungen ergeben. Auch die versuchsweise praktische Erprobung dieser Gleisbefestigung auf den Flachblechen stählerner Brücken hat während einiger Jahre keine Mängel gezeigt. Andere Versuche zeigten, daß die erreichbaren Scherfestigkeiten absinken, wenn das Aushärten bei Temperaturen wenig über  $0^{\circ}\text{C}$  stattfinden muß.

### Summary

This report deals with tests, which were carried out by the D.B. on a number of test specimens and refers also to practical experiences, which were gained with adhesive track supports. Earlier preliminary tests indicated that the shear strength per unit area of adhesive steel connections decreases with increase of bonding length and that the fatigue strength — particularly with larger areas — is considerably less than the strength under static load. Extensive tests, which imitated the stress on adhesive track supports under the loaded track, proved the reliability of adhesive connections, if the proper synthetic resin adhesives are used and if certain requirements are adhered to. The practical testing of such adhesive track supports on steel bridges also showed no defects over several years. Other tests showed, that the obtainable shear strength decreases under hardening at temperatures, but little in excess of  $0^{\circ}\text{C}$ .

### Résumé

L'auteur décrit des essais effectués par la D.B. sur différentes éprouvettes ainsi que les expériences faites avec des fixations de voie collées directement sur un platelage métallique. Des essais préliminaires indiquent que, dans les assemblages en acier réalisés par collage, la résistance au cisaillement diminue par unité de surface quand la longueur de l'assemblage augmente. En outre la résistance à la fatigue, particulièrement s'il s'agit d'assez grandes surfaces, est notablement inférieure à la résistance statique. De nombreux essais, simulant la sollicitation des assemblages soumis à une charge roulante, ont montré que le collage donne des résultats satisfaisants lorsque l'on utilise une résine synthétique convenable, en observant exactement des conditions déterminées. En pratique, on a essayé ces fixations de voie collées sur des platelages métalliques; aucun défaut n'a été constaté au cours de quelques années. D'autres essais ont montré que les résistances au cisaillement diminuent lorsque les couches collantes doivent durcir à des températures peu supérieures à  $0^{\circ}\text{C}$ .

Leere Seite  
Blank page  
Page vide

## **IIc5**

### **Glued Metal Joints**

*Assemblages métalliques collés*

*Geklebte Stöße im Metallbau*

J. W. PAULL

Caulfield, Victoria (Australia)

#### **Introduction**

A series of tests were conducted at The University of New South Wales on glued metal joints to supplement the information already available to the fabricator and designer of this type of construction. This had mainly consisted of a report of the work carried out at the Karlsruhe Technical University in connection with the design of the Lippe Canal pedestrian and pipe-carrying bridge. Most importantly the investigation included the effect of using aluminium as the adherend material as well as mild steel.

#### **Choice of Adhesive**

The opinion that had been expressed by those associated with the Lippe Canal bridge design that in most civil engineering applications a glue not requiring heat or the use of high pressures would be preferable was considered justified and the choice of adhesive for these tests was confined to those of this type. The one selected, Araldite 113, would not be entirely satisfactory for structural use because of the marked loss in strength that occurs with even a moderate increase in temperature but since in all other respects it was typical of acceptable adhesives and since the information sought could be obtained at room temperatures there could be no objection to it on these grounds. On the other hand a particularly good feature of the adhesive was that it was available in a two-component paste form and required only 1 : 1 mixing.

#### **Size of Specimen**

The governing conditions on the size of the specimen to be tested were that they should be of structural dimensions and with a length of sufficient magnitude to ensure that any eccentricity in loading would not be significant. Double-strap butt joints were adopted because at the present stage in the

development of structural glue jointing they represent the typical connection. The sizes actually used are shown in Fig. 1.

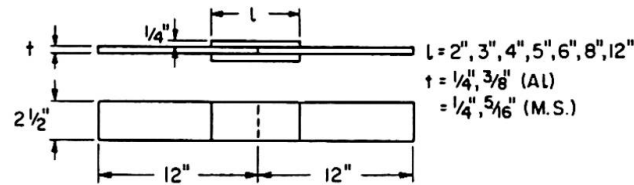


Fig. 1.

### Surface Treatment

After some preliminary trials with emery-cloth roughening, acid etching and rough grinding it was decided to use sand-blasting which continually produced joints with perfect adhesion, was practicable for civil engineering structures and could be used equally well with both mild steel and aluminium.

It was found that some limit had to be placed on the interval between sand-blasting and the make-up of the joints due, no doubt, to the effects of oxidation. This limit could, however, be as much as three hours before failures of adhesion began to occur rather than failures of cohesion. In making structural connections with this adhesive there seemed to be no real excuse for not ensuring that the full cohesive strength of the adhesive is utilised.

### Cleaning

The specimens had to be cleaned after sand-blasting because of the subsequent handling. It was found adequate to move the specimens to and fro in a standard grade tri-clorethylene bath about twenty times.

### Application

Spatulas proved too flexible for the application of the adhesive and in actual fact portions of hacksaw blades proved more convenient.

The specimens were made at room temperature as opportunity occurred with no attempt being made to control temperature or humidity although these were measured. The adhesive was somewhat sensitive to low temperatures during its application and initial cure and one could say that it would be inadvisable to use the adhesive for structural purposes when the temperature was below  $68^{\circ}\text{F}$  and preferably not when it was below  $70^{\circ}\text{F}$ . An upper limit on humidity could be set at about 85%.

*G*-clamps were used to hold the joint assemblies during the initial cure.

### Pot-Life

An endeavour was not made to increase pot-life although this would possibly be standard procedure in a fabricating shop whenever liquid or paste components were used. Either a cooling jacket or an internal cooling coil are practicable.

What appeared significant and does not appear to have been previously reported was an increase in strength with increased delay time between the preparation of the adhesive in the pot and its application to the adherends. The increase in strength continued even when the adhesive was stiffer than would normally be considered applicable and had become so difficult to spread that one had to doubt whether the joint could have any strength at all. At the risk of being thought facetious this effect could be termed the "Paull effect".

Apparently the adhesion properties of the adhesive are not significantly affected by the delay while the cohesive strength is increased because the cross-linking of the resin molecules can take place during the initial stages under more favourable circumstances than if some of them were under the influence of surface chemical and electro-magnetic effects.

### Seam Thickness

The thickness of the glue seam was measured on only two specimens and no correlation was sought with joint strength. It varied over the surface of a joint by factors of the order of two because of unevenness in the surfaces to be joined and because of non-uniformity in the application of the pressure.

It is also very difficult to measure even with an optical micrometer because of the significant sizes of the pits caused by the sand-blasting. In the measurements made it varied between 0.4 mm and 0.8 mm and appeared to warrant no further consideration in these tests.

### Testing

Tension tests were performed in a Universal Testing Machine at a normal loading rate of 1050 lb./min. This was slightly faster than the standard rate prescribed for the testing of standard specimens of glued joints in timber (between 300 and 600 lb./min.) but with these joints generally larger and stronger than those in the timber testing time became a factor since even with this increased speed it was taking 20 minutes to test one specimen.



## Results

1. An initial test was made to obtain an indication of the sensitivity of the specimen strengths to operator differences. Three operators were compared and it was found that there were no significant differences in the mean strength obtained but that there were in the variability of each operator's results. It appears that it would be desirable for some consideration to be given to studying details of application techniques and instructing operators in the best practices.

2. A test was made to determine whether any advantage would be gained by "buttering" both surfaces to be joined in the joints tested. However strengths were, if anything, slightly less than those obtained by "buttering" only one side. In addition, of course, considerably more adhesive would be used.

3. Three grades of sandblasting were available: fine, coarse and shot (very coarse). A test series was run to determine which gave the highest strengths and was to be preferred there being little difference in cost. As might be expected because of the increased area made available for adhesion shot blasting appeared superior to the other two.

4. Out of a series of tests made without control of temperature or humidity but with variations of the adherend material, the adherend thickness and the strap length those results were selected which from graphs of strength vs. strap length for each particular material and adherend thickness (since these curves would be similar and of a known shape) were obviously "satisfactory" results. In this sense they would be approximating the maximum strength that could be obtained with the materials being used and the methods and general controls adopted.

Eleven out of eighteen were chosen but three at the limits of the range were not included in the determination of the regression line because of their larger dispersion compared with the other eight. This curve is shown in Fig. 2.

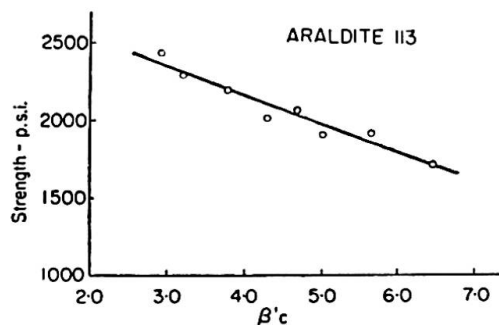


Fig. 2.

These strengths were plotted against the parameter  $\beta' c$

$$\text{where } \beta' = \sqrt{\frac{4}{E} \left( \frac{2}{t_1} + \frac{1}{t_2} \right)} \cdot 10^3;$$

$E$  = Young's Modulus of the adherend;

$t_1$  = thickness of the plates being joined;

$t_2$  = thickness of the strap-plates;

$c$  = length of the adhesive seam.

and found to lie close to a straight line. It was considered therefore that  $\beta' c$  may be a suitable parameter for the characterisation of the joint strength when using a particular adhesive, certainly for aluminium and mild steel and most probably for a majority of materials having identifiable  $E$  values.

The parameter  $\beta' c$  plays an important role in the equation of stress distribution in the elastic range in a double-strap butt joint since an analysis similar to that carried out by Goland and Reissner for a lap joint yields the equation:

$$\tau_0 = -\frac{GT}{2E\eta\beta\sinh\beta c} \left\{ \frac{2}{t_1} \cosh\beta \left( x - \frac{c}{2} \right) + \frac{1}{t_2} \cosh\beta \left( x + \frac{c}{2} \right) \right\},$$

where  $\tau_0$  = shear stress at a distance  $x$  from the mid-length of the seam;

$G$  = modulus of rigidity of the adhesive;

$T$  = tensile force in the joint;

$\eta$  = seam thickness;

$$\beta = \sqrt{\frac{4G}{E\eta} \left( \frac{2}{t_1} + \frac{1}{t_2} \right)}.$$

### References

1. K. MOEHLER: «Kleben von Stahl mit Kunstharzklebern.» V.D.I., Jan. 1, 1959.
2. M. GOLAND and E. REISSNER: "The Stresses in Cemented Joints." J. Applied Mechanics. Vol. 11, No. 1, Mar., 1944.

### Summary

The paper describes the results of a series of tests on the typical joint that would occur in a glued metal truss structure — the double-strap butt joint. The tests clarified some details of fabrication procedure and enabled a suitable parameter for characterising the joint strength to be determined which takes into account variations in average strength due to length of contact surface, thicknesses of main plates and straps, and also the elastic properties of the adherend. A property of adhesives not previously considered in structural work is described.

### Résumé

L'auteur présente les résultats d'une série d'essais effectués sur un assemblage qui serait typique des constructions en treillis collées — l'assemblage à recouvrement symétrique. Les essais ont éclairci de nombreux détails relatifs au procédé de fabrication et permettent de déterminer un paramètre approprié, caractérisant la résistance de l'assemblage et tenant compte de la variation de la résistance moyenne en fonction de la longueur de l'attache, de l'épaisseur des pièces en contact et des caractéristiques élastiques du matériau collé. On décrit une propriété de la colle qui n'était pas encore considérée dans les applications.

### Zusammenfassung

Der Verfasser beschreibt die Ergebnisse einer Versuchsreihe an zweiseitigen Laschenverbindungen, die den Normalfall bei geklebten Stahlfachwerken darstellen dürften. Die Versuche klärten einige Einzelheiten beim Herstellungsvorgang und gestatteten, einen Parameter zu bestimmen, der die Tragfähigkeit des Stoßes charakterisiert. Dieser Parameter berücksichtigt Variationen in der mittleren Festigkeit in Funktion der Länge der Kontaktfläche, der Stärken der Hauptplatten und der Laschen sowie der elastischen Eigenschaften der geklebten Materialien. Ebenfalls findet eine Eigenschaft der Klebstoffe, die bis anhin im Bauwesen nicht berücksichtigt wurde, Erwähnung.

## IIc6

### Berechnung der Tragfähigkeit von Klebverbindungen

*Carrying Capacity of Glued Joints*

*Calcul des assemblages collés*

F. SZÉPE

P. PLATTHY

Technische Universität für Bau- und Verkehrswesen, Lehrstuhl für Stahlbau, Budapest

Die für elastische Verbindungen entwickelte und seit etwa einem halben Jahrhundert bekannte Theorie wurde bereits mehrfach auf die Berechnung von geklebten Verbindungen angewandt. Aus der Fachliteratur ist das Volkersen-Verfahren in weitesten Kreisen bekannt. Nach dieser Theorie ist bei Fügeteilen mit konstantem Querschnitt das Verhältnis der maximalen Scherspannung ( $\tau_{max}$ ) und der mittleren Scherspannung ( $\tau_m$ ) unter anderem von dem Quotienten des Klebstoff-Schubmoduls ( $G$ ) und der Klebschichtdicke ( $d$ ) abhängig.

Das Verfahren kann auch zur Dimensionierung dienen, falls vorausgesetzt wird, daß der Bruch in der Verbindung bei  $\tau_{max} = \tau_B$  erfolgt, wobei die Scherfestigkeit  $\tau_B$  eine vom Klebstoff und von der Klebtechnologie abhängige Konstante darstellt.

Nach den von uns ausgeführten Versuchen sind jedoch die mit der Volkersen-Theorie erzielten Ergebnisse — vor allem bei Elementen mit großen Abmessungen — wesentlich ungünstiger als in der Wirklichkeit.

Das mag darauf zurückzuführen sein, daß  $\tau_B$  und  $G$  auch von  $d$  abhängig sind oder, daß der Versuchswert von  $G$  zur Berechnung der Tragfähigkeit von Klebverbindungen nicht verläßlich genug ist.

Unseren Erfahrungen gemäß können bei einer Klebschichtdicke von  $0,1 \div 1,0$  mm die Scherfestigkeit, die zu einer Überlappungslänge von Null gehört ( $\tau_{B0}$ ), und die Scherspannung, die eine Verschiebung der Größe Eins hervorruft ( $c$ ), als Konstanten angesehen werden, und werden diese mittels Versuche festgestellt, so ist die Bruchlast leicht zu berechnen.

Bei Einführung des Faktors  $c$  erhält die Differenzialgleichung, mit der das Kräftespiel der zweischnittigen Klebverbindung (Fig. 1) sich allgemein beschreiben läßt, die Form:

$$\frac{d^2 P_1(x)}{dx^2} - \lambda^2(x) P_1(x) = -Q(x), \quad (1)$$

wo

$$\lambda^2(x) = \frac{c}{E} \left[ \frac{1}{s_1(x)} + \frac{1}{s_2(x)} \right] \quad (2)$$

und

$$Q(x) = \frac{c}{E} \frac{1}{s_1(x)}. \quad (3)$$

Handelt es sich um Füge­teile mit konstantem Querschnitt — ist also  $s_1(x) = s_1$ ,  $s_2(x) = s_2$  — und mit der Breite Eins, so ergeben sich aus der Differentialgleichung (1) die größten Scherspannungen zu:

$$\tau_{0max} = \tau_m \lambda a \frac{s_2}{s_1 + s_2} \left[ \frac{\operatorname{ch} \lambda a + \frac{s_1}{s_2}}{\operatorname{sh} \lambda a} \right], \quad (4)$$

$$\tau_{amax} = \tau_m \lambda a \frac{s_1}{s_1 + s_2} \left[ \frac{\operatorname{ch} \lambda a + \frac{s_2}{s_1}}{\operatorname{sh} \lambda a} \right]. \quad (5)$$

Obzwar die vorgeführten Formeln zur Bemessung geeignet sind, empfiehlt es sich doch anstatt der Differentialgleichung (1) sich der Differentialgleichung

$$\frac{d^2 P_1(x)}{dx^2} - \frac{c}{E} P \left( 1 - \frac{x}{a} \right) \left[ \frac{1}{s_1(x)} + \frac{1}{s_2(x)} \right] + \frac{c}{E} \frac{P}{s_2(x)} = 0 \quad (6)$$

zu bedienen, die eine sehr gute Annäherung zuläßt und nachstehende Vorteile aufweist:

- a) Es können bedeutend einfachere Formeln als (4) und (5) abgeleitet werden, die aber eine gute Annäherung gewährleisten.
- b) Mit Hilfe der Annäherungsformeln können die Federkonstante ( $c$ ) und der zu einer Überlappungslänge Null gehörige  $\tau_{B0}$ -Wert auf dem Versuchsweg ohne Schwierigkeit festgestellt werden.
- c) Auch die Bruchlast von Klebverbindungen mit veränderlicher Blechdicke, ja sogar mit veränderlicher Breite, kann berechnet werden.

Bei einer zweischnittigen Klebverbindung prismatischer Elemente ergeben sich aus der Differentialgleichung (6) z. B. die größten Scherspannungen zu:

$$\tau_{0max} = \tau_m \left[ 1 + \frac{c a^2}{3 E} \left( \frac{1}{s_1} - \frac{1}{2 s_2} \right) \right], \quad (7)$$

$$\tau_{amax} = \tau_m \left[ 1 + \frac{c a^2}{3 E} \left( \frac{1}{s_2} - \frac{1}{2 s_1} \right) \right]. \quad (8)$$

Bei Laborversuchen werden zwei wichtige Spezialfälle geprüft:

1. Die Gesamtdicke der beiden Stoßlaschen ist gleich der Dicke des Füge­teils:

$$2 s_1 = 2 s_2 = 2 s, \text{ so ist } \tau_{0max} = \tau_{amax}.$$

2. Stoßlasche und Füge­teil sind von gleicher Dicke, also

$$s_1 = 2 s_2.$$

Im Fall 1 gestattet die Annäherungsformel bei  $\frac{c}{E} \frac{a^2}{s} < 2$  eine Genauigkeit von etwa 1 bis 2%, im Fall 2 ist der Fehler etwas größer. Die Werte  $c$  (bzw.  $c/E$ ) und  $\tau_{B0}$  sind für denselben Kleb- und Werkstoff konstant. Zur Bestimmung dieser beiden Unbekannten sind zwei Gleichungen erforderlich. Um die beiden

Gleichungen anzusetzen, muß die Bruchlast von zwei mit verschiedenen Überlappungslängen ( $a_1$  und  $a_2$ ) geklebten Probestücken festgestellt werden. In Kenntnis der mittleren Spannungen lassen sich nämlich  $c/E$  und  $\tau_{B0}$  aus der Formel (7) oder aus der Formel (8) bestimmen, und somit bietet sich die Möglichkeit sowohl zur annähernden als auch zur genauen Berechnung der Bruchlast von Klebverbindungen. Wird die Tragfähigkeit von keinem sonstigen Umstand (z. B. höhere Temperatur) beeinflusst, kann die Verbindung auch bemessen werden.

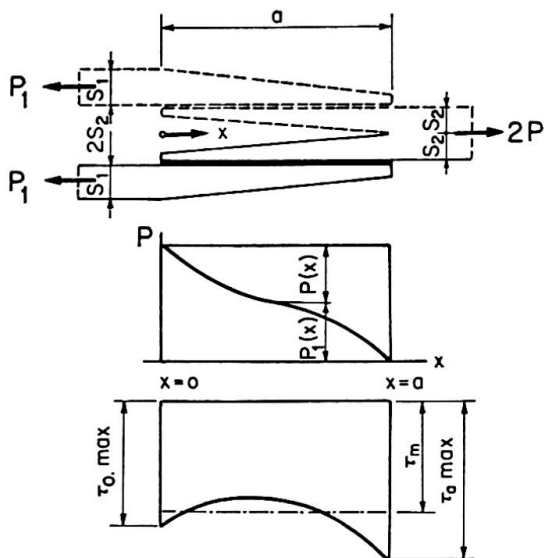


Fig. 1.

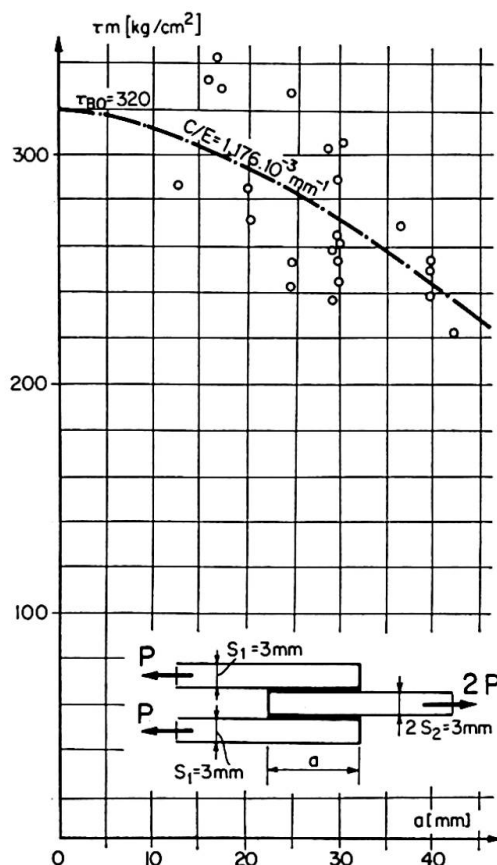


Fig. 2.

Die Versuche zur Bestimmung der Werte  $c/E$  und  $\tau_{B0}$  erfordern hinsichtlich Meßgenauigkeit und Technologie eine sorgfältige Vorbereitung. Die Überlappungslängen sollen auf die Blechdicke abgestimmt gewählt werden, um den Fehler infolge Anwendung der Annäherungsformel vernachlässigen zu können. (Bei gleichen Blechdicken ist z. B.  $a_{max} < 45 \sqrt{s}$ .) Es ist gleichzeitig ein womöglich großer Unterschied zwischen  $a_1$  und  $a_2$  erwünscht. Bei der voraussichtlichen Bruchlast darf die im Blech auftretende Spannung die Proportionalitätsgrenze nicht erreichen. Deshalb kann die Anwendung von hochfestem Stahl zweckmäßig sein. Es empfiehlt sich mit der gleichen Überlappungslänge 10 Probestäbe anzufertigen und die mit fehlerhafter Klebung im vornherein auszuschalten, um für die mittlere Scherfestigkeit den verlässlichsten Wert zu erhalten.

Die Annäherungslösung gestattet auch die Berechnung von Klebverbindungen zwischen Blechen veränderlicher Dicke. Wenn z. B. die Dicke der Stoßlasche sich der Funktion

$$s_1(x) = s_1 \left(1 - \frac{x}{a}\right) \quad (9)$$

gemäß allmählich zu Null verringert, so ist

$$\tau_{0max} = \tau_m \left[1 + \frac{c a^2}{2 E} \left(\frac{1}{s_1} - \frac{1}{3 s_2}\right)\right], \quad (10)$$

bzw. 
$$\tau_{amax} = \tau_m \left[1 + \frac{c a^2}{E} \left(\frac{1}{3 s_2} - \frac{1}{2 s_1}\right)\right]. \quad (11)$$

Vergleicht man (10) und (11) mit den Formeln für prismatische Bleche, so ergibt sich, daß, falls  $s_1 = s_2$ , die Schwächung der Stoßlasche eine Verminderung der Traglast der Verbindung herbeiführt, da  $\tau_{amax}$  sich zwar verringert, dafür aber der Wert  $\tau_{0max}$  größer ist als im Falle von prismatischen Fügeteilen. Die Schwächung der Stoßlasche ist im Falle von  $s_1 > s_2$  günstig, da so der maßgebende Wert von  $\tau_{0max}$  sich vermindert. Durch die richtige Wahl der Schwächung der Stoßlaschendicke können größte Scherspannungen von gleichem Wert erzielt werden.

Wie es für genietete Verbindungen bereits seit langem bekannt ist, ist es am zweckmäßigsten, wenn sowohl die Dicke der Stoßlasche als auch die des Fügeteils sich dem Ende zu verringert. So kann annähernd erzielt werden, daß  $\tau_{max} = \tau_m$  sei.

Ist  $s_1(a) \neq 0$ , so gestalten sich die Formeln etwas komplizierter; annäherungsweise können sie aber auch bei veränderlichen Blechbreiten (z. B. Stabverbindung mit Knotenblech) angewandt werden.

Das dargelegte Berechnungsverfahren wurde durch die am Lehrstuhl für Stahlbau in den Jahren 1961 und 1962 durchgeführten Versuche nachgewiesen. Nach den Vorversuchen besitzt das Epoxydharz Epamin II eine Scherfestigkeit von  $\tau_{B0} = 320 \text{ kg/cm}^2$ , wobei der Faktor  $c/E$  bei geklebtem Stahl  $1,176 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^{-1}$  beträgt. Die Probestäbe wurden größtenteils aus hochfestem Stahlblech ( $\sigma_B > 6000 \text{ kg/cm}^2$ ) mit konstantem Querschnitt  $40 \times 3$ ,  $40 \times 5$  und  $40 \times 6 \text{ mm}$  dem Berechnungsverfahren entsprechend mit praktisch biegungsfreier zweischichtiger Überlappung angefertigt.

Die erste Gruppe der Probestäbe wurde aus Blechen| von 3 mm Dicke zusammengeklebt. Die erzielten Ergebnisse sind in Fig. 2 wahllos dargestellt. Die strichpunktierte Linie zeigt die nach der vorgeführten Theorie ermittelten, die Kreise bedeuten die bei den Versuchen erhaltenen mittleren Bruchspannungen. Die Streuung kann nicht für beträchtlich angesehen werden.

Werden bei der Auswertung die offenbar fehlerhaften Probestäbe (z. B. Klebefehler) nicht berücksichtigt, so erhält man noch überzeugendere Ergebnisse. Bei der in Fig. 3 gezeigten Versuchsreihe wurden an ein 5-mm-Blech zwei Stoßlaschen von 3 mm Dicke geklebt. Die Anzahl der wegen fehlerhafter

Klebung bei der Auswertung nicht berücksichtigten Proben betrug 7; doch auch die bei diesen erhaltenen Ergebnisse wiesen keine starken Abweichungen gegenüber dem berechneten Wert auf (max. 14%).

Neben den Stahlblechen wurden auch Versuche mit Probestäben aus AlCuMg 4, Querschnitt  $30 \times 3$  mm, durchgeführt. Diese Versuche waren deshalb von besonderer Wichtigkeit, weil bei den oben geschilderten Versuchen nur die Wirkung der Veränderungen in der Überlappungslänge und der Blechdicke beobachtet werden konnte, jedoch die Wirkung der Veränderung des für die Spannungsverteilung und somit für die Bruchlast sehr wichtigen Wertes  $c/E$  nicht. Ist das Elastizitätsmodul von Aluminium ( $E_{Al}$ ) ein Drittel des Elastizitätsmoduls von Stahl, so ist

$$\frac{c}{E_{Al}} = 1,176 \cdot 10^{-3} \cdot 3 = 3,528 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^{-1}.$$

Die Versuchsergebnisse und die theoretische Kurve sind in Fig. 4 dargestellt. Wegen der niedrigeren Festigkeit von Aluminium kann die Überlappungslänge nur zwischen engeren Grenzen geändert werden. Die Streuung erweist sich im Verhältnis zu den geschilderten Versuchen als größer, doch sind die Ergebnisse noch immer befriedigend.

Es wurden noch weitere Versuche mit Stahlblechen anderer Abmessungen bzw. veränderlicher Dicke und Breite durchgeführt. Bei Veränderung der

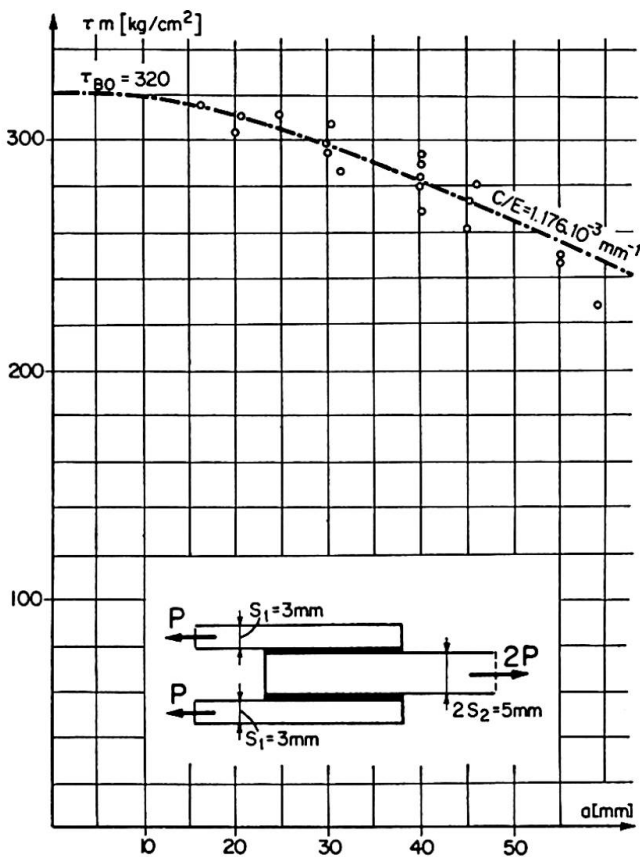


Fig. 3.

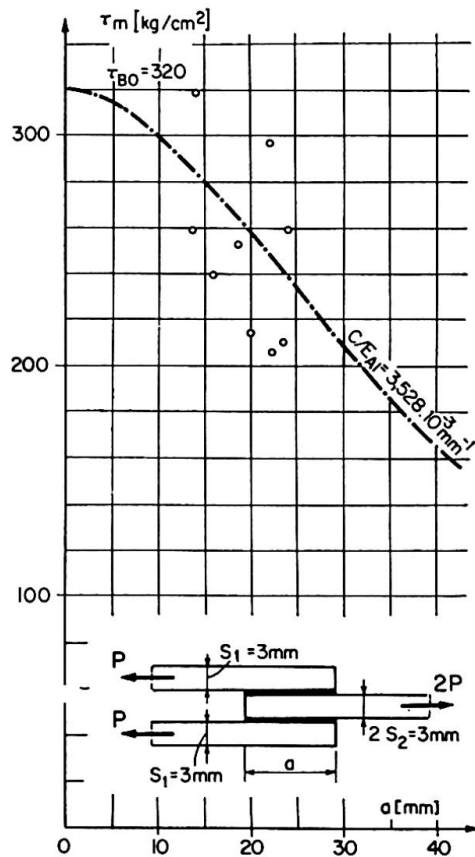


Fig. 4.



Stoßlaschendicke wurden die Annäherungsformeln durch die Versuchsergebnisse ebenfalls bestätigt. Beim Zusammenkleben von drei 3-mm-Blechen ( $s_1 = 3,0$  mm,  $s_2 = 1,5$  mm) erhöhte sich die mittlere Scherspannung durch die Schwächung der Stoßlaschen von  $258$  kg/cm<sup>2</sup> auf  $285$  kg/cm<sup>2</sup>, die Tragfähigkeit der Verbindung stieg also auf das 1,102fache. Derselbe Wert ergibt sich theoretisch zu 1,103.

Nach dem Obigen bieten die Werte  $c/E$  und  $\tau_{B0}$  eine ausreichende Grundlage zur Berechnung der Tragfähigkeit von Klebverbindungen. Es ist zu erhoffen, daß mit dem dargelegten Verfahren, neben den bei Raumtemperatur auftretenden kurzfristigen Belastungen, auch andere Wirkungen (Temperatureinflüsse, Alterung usw.) berücksichtigt werden können.

Wir erachten es aber für wahrscheinlich, daß zur Aufnahme der ständigen Last auch weiterhin die herkömmlichen Fügeverfahren zur Anwendung gelangen werden. Den Schrauben oder Nieten bzw. der Punktschweißung kommt auch hinsichtlich Vereinfachung der Montage eine wichtige Rolle zu.

Die herkömmliche Verbindung begünstigt bei der Montage, bei der Aufnahme der ständigen Last sowie bei der Schlagwirkung und, falls die herkömmliche Verbindung im Warmverfahren ausgeführt wird, beschleunigt sie sogar die Polymerisation. Gleichzeitig wird durch den Klebstoff die für die herkömmlichen Verbindungen kennzeichnende Spannungskonzentration und Kerbempfindlichkeit vermindert, was eine bessere Ausnutzung des geklebten Elementes gewährleisten wird.

### Zusammenfassung

Es wird die Scherspannungsverteilung in geklebten Überlappungsverbindungen theoretisch untersucht. Dabei wird der Schubverformungswiderstand der Klebeschicht durch eine von deren Dicke unabhängige Konstante festgelegt. Diese Konstante sowie die zu einer Überlappungslänge von Null gehörende Scherfestigkeit können mit Hilfe von zwei Versuchsergebnissen ermittelt werden.

Die theoretische Untersuchung zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen von verschiedenen Versuchen.

### Summary

The distribution of shear-stresses in glued lap joints is investigated theoretically. The resistance of the adhesive layer to shearing-deformation is established by a constant independent of its thickness. This constant, as well as the shear strength corresponding to a lap length of zero, can be determined by means of two test-results.

There is a satisfactory measure of agreement between the results of the theoretical investigation and those of various tests.

### Résumé

Les auteurs étudient la répartition des contraintes de cisaillement dans les assemblages par recouvrement collés. Ils proposent à cet effet de définir la rigidité au cisaillement de la couche collante par une constante indépendante de l'épaisseur. Cette constante ainsi que la résistance au cisaillement pour un recouvrement nul peuvent être déterminées à partir des résultats de deux essais.

L'étude théorique est confirmée par de résultats expérimentaux.

Leere Seite  
Blank page  
Page vide