

UNIVERSITÄT DER BUNDESWEHR MÜNCHEN  
Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik

# Experimentelle Analyse des Elektrodenwerkstoffüber- gangs beim Metallschutzgasschweißen mit gepulstem Schweißstrom

Erwan Siewert

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Elektrotechnik und  
Informationstechnik der Universität der Bundeswehr München  
zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Gutachter:

1. Prof. Dr.-Ing. Jochen Schein
2. Prof. Dr.-Ing. habil. Uwe Füssel
3. Prof. Dr.-Ing. Emil Schubert

Die Dissertation wurde am 18.12.2013 bei der  
Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für  
Elektrotechnik und Informationstechnik am 05.11.2014 angenommen.  
Die mündliche Prüfung fand am 28.11.2014 statt.



## **Abstract**

Gas metal arc welding (GMAW) is widely used for numerous industrial applications and is hence one of the most important joining processes. Despite significant improvements by using pulsed current (pulsed gas metal arc welding), there are still unsolved problems like emission and spatter, a low process stability as well as a strong coupling of melting rate and heat transfer into the workpiece. Therefore the metal transfer has a fundamental function, because it substantially determines the energy flow into the workpiece, the fume formation rate and strongly influences arc formation and stability.

In this thesis the material transfer of a precisely defined pulsed gas metal arc welding (PGMAW) process is analyzed experimentally with high accuracy from the wire electrode (anode) to the workpiece (cathode) using various diagnostic techniques. For this purpose a high speed two-color pyrometer, a calorimeter, a thermocouple arrangement, a high speed stereo optical setup and a drop oscillation technique have been developed. Thus, results obtained can be verified by different measurement techniques and enable a comprehensive description of the material transfer. The surface temperature of both electrodes as well as the droplet bulk and surface temperature, enthalpy and surface tension were determined. Furthermore, in order to describe the interaction between the material transfer and the formation of the weld seam, the geometry of the arc, wire, droplets and weld seam are measured in three dimensions. Most experiments are performed using pure argon as shielding gas and pure iron as filler and base material in order to reduce the complexity of the process to a minimum and thus to increase the usability for scientific description by means of simulation.

It is shown, that the surface tension of the wire electrode is the most important property for the material transfer in PGMAW. It is reduced by an increasing temperature resulting in a current independent spray like material transfer of the molten electrode tip for temperature above 3,000 K. The unwanted transition from a pulsed to a spray arc at higher currents can consequently be explained by the high temperature of the wire and the low surface tension. Also for mixed gases changes in the material transfer can be explained by surface tension variation. Studies on the Stickout show a large, previously unused potential of the Joule-preheating of the wire that makes it possible to heat the droplets more uniformly and to control the heat transfer into the workpiece more flexibly.

## **Kurzfassung**

Die Metall-Schutzgas- (MSG) Schweißverfahren werden weitverbreitet eingesetzt und zählen zu den wirtschaftlich bedeutendsten Fügeverfahren. Trotz deutlicher Fortschritte durch die Entwicklung des Impulslichtbogenverfahrens bestehen ungelöste Probleme bei der Reduzierung von Emissionen und Spritzern, bei der Erhöhung der Prozesssicherheit, bei der Ausweitung der Grenzen der Lichtbogenarten sowie bei der Entkopplung der Energieflüsse in die Elektroden. Für eine Weiterentwicklung des Verfahrens kommt dem Verständnis des Elektrodenwerkstoffübergangs, als Schlüsselvorgang des gesamten Prozesses, eine entscheidende Rolle zu.

In dieser Arbeit werden daher Messmethoden für die experimentelle Beschreibung des Elektrodenwerkstoffübergangs eines MSG-Pulsprozesses entwickelt. Durch den Einsatz eines Hochgeschwindigkeitszweifarbepyrometers, eines Kalorimeters, einer Vorrichtung zum Einbringen von Thermoelementen, einer Stereoptik sowie einer Schattentechnik kann der Einfluss wichtiger Prozessparameter auf den Elektrodenwerkstoffübergang umfassend geklärt und die Messergebnisse abgesichert werden. Analysiert werden die Temperatur und die Oberflächenspannung der Drahtelektrode und der Schweißtropfen, die dreidimensionale Ausbreitung des Plasmas sowie die geometrische Ausbildung der Drahtelektrode, der Schweißtropfen und des Schmelzbades. Um die Komplexität des Gesamtprozesses zu reduzieren und Effekte klarer separieren zu können werden umfassende Untersuchungen mit reinem Argon als Schutzgas und Reineisen als Elektrodenwerkstoff durchgeführt, sodass diese Messergebnisse besonders für die Verwendung in Simulationsmodellen geeignet sind.

Es kann gezeigt werden, dass die für den Elektrodenwerkstoffübergang wesentlichste Eigenschaft die Oberflächenspannung der Drahtelektrode ist. Diese wird infolge eines Temperaturanstieges der Drahtelektrode reduziert, sodass es ab einer Tropfentemperatur von ca. 3.000 K zu einem von der Stromstärke unabhängigen "Abfließen" des flüssigen Drahtendes kommt. Der Übergang von einem Impuls- zu einem Sprühlichtbogen lässt sich folglich mit der hohen Drahttemperatur und der geringen Oberflächenspannung erklären. Auch bei der Verwendung von Mischgasen kann die Veränderung des Elektrodenwerkstoffübergangs anhand von Oberflächenspannungsvariationen erklärt werden. Untersuchungen zum Stickout zeigen ein großes, bisher kaum genutztes Potential der jouleschen Vorwärmung der Drahtelektrode. Hierdurch ist es möglich, den Schweißtropfen gleichmäßiger zu erhitzen sowie die Wärmeflüsse in die Elektroden variabler zu steuern.

## **Eidesstattliche Erklärung**

Name des Doktoranden: Erwan Siewert

Name des Hochschulprofessors: Prof. Dr.-Ing. Jochen Schein

Ich erkläre hiermit an Eides Statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig ohne die Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe; die aus fremden Quellen (einschließlich elektronischer Quellen) direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht. Die Verwendung von vorveröffentlichtem Material ist in dieser Arbeit durch einen entsprechenden Verweis kenntlich gemacht.

Bei der Auswahl und der Auswertung des Materials sowie bei der Herstellung des Typoskriptes habe ich Unterstützung von folgenden Personen erhalten:

1. Prof. Dr.-Ing. Jochen Schein

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder in ähnlicher Form einer anderen Person oder einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt und ist auch noch nicht veröffentlicht.

Neubiberg, \_\_\_\_\_

\_\_\_\_\_  
*Erwan Siewert*

## **Vorwort**

Die vorliegende Doktorarbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter und Gruppenleiter "Schweißen" an der Universität der Bundeswehr in München, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Professur für Plasmatechnik und Grundlagen der Elektrotechnik im Zeitraum von Juni 2008 bis Dezember 2012 entstanden. Die Fertigstellung dieser Arbeit erfolgte neben meiner Arbeit als Entwicklungsleiter "Lichtbogenschweißen" bei der Linde AG bis Dezember 2013.

Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Jochen Schein, Leiter der Professur für Plasmatechnik und Grundlagen der Elektrotechnik, für die wissenschaftlichen Freiräume, für die Anregungen und für die Betreuung dieser Arbeit sowie für die Übernahme des Referats. Prof. Dr.-Ing. habil. Uwe Füssel und Prof. Dr.-Ing. Emil Schubert danke ich für die Übernahme des Koreferats und für die wertvollen Hinweise bei der Durchsicht des Manuskripts.

Außerordentlicher Dank gebührt auch der Linde AG in Unterschleißheim, Geschäftsbereich Linde Gas, für die Bereitstellung der Schweißtechnik, der Schutzgase sowie der Grund- und Zusatzwerkstoffe. Bei Laurentius Dreßel, Mitarbeiter der Linde AG, möchte ich mich für die engagierte Mitarbeit und für die zahlreichen technischen Diskussionen bedanken.

Mein Dank gilt allen Mitarbeitern der Professur für Plasmatechnik und Grundlagen der Elektrotechnik für die kollegiale Zusammenarbeit und für die hilfreichen Ratschläge. Im Einzelnen möchte ich mich bei Dr.-Ing. Günter Forster, bei Dr. rer. nat. José-Luis Marqués-López sowie bei der feinmechanischen Werkstatt unter der Leitung von Ulrich Bayrle bedanken. Des Weiteren danke ich allen Studenten, die im Rahmen von Studien-, Diplom-, Bachelor- und Masterarbeiten an dieser Arbeit mitgewirkt haben.

Bedanken möchte ich mich auch bei Dipl.-Phys., Dr. rer. nat. Dirk Uhrland vom Leibniz-Institut für Plasmaforschung und Technologie e.V. für die vielen fachlichen Diskussionen.

Mein besonderer Dank gilt auch meiner Familie, meinen Freunden und meiner Freundin sowie Charlie und Artus für ihre Unterstützung und ihre Geduld während der Anfertigung dieser Arbeit.

## **Verzeichnis der Vorveröffentlichungen**

Während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter und Gruppenleiter “Schweißen“ an der Universität der Bundeswehr wurden Teilergebnisse dieser Doktorarbeit veröffentlicht. Die folgenden, meine Dissertation betreffenden, Vorveröffentlichungen wurden mit der Genehmigung der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Universität der Bundeswehr publiziert (nach Beschluss 24/2006 n.ö.T.).

### Peer-Review:

1. Bachmann, B., Siewert, E., Schein, J.: In situ droplet surface tension and viscosity measurements in gas metal arc welding. *Journal of Physics D: Applied Physics* 45, 175202, 2012
2. Siewert, E., Schein, J., Forster, G.: Determination of enthalpy, temperature, surface tension and geometry of the material transfer in PGMAW for the system argon–iron. *Journal of Physics D: Applied Physics* 46, 224008, 2013

### Buchbeiträge:

3. Siewert, E., Schein, J., Forster, G., et al.: Entwicklung und Parametrisierung eines instrumentierten Modellichtbogens. Beitrag zu “ Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug“. Zwischenbericht II zum Lichtbogenkolloquium am 07. Oktober 2010 in Aachen, Cluster Lichtbogenschweißen, S. 20-7, 2010, ISBN: 978-3-941681-09-5
4. Bachmann, B., Marques, J.-L., Siewert, E., Pietzka, M., Schein, J.: Stromdichtemessungen im Lichtbogenschweißprozess. DVS-Berichte Band 275, Große Schweißtechnische Tagung, 2011, S. 527-30, ISBN 978-3-87155-267-0
5. Siewert, E., Bachmann, B., Marques, J.-L., et al.: Experimentelle Erkenntnisse zum Werkstoffübergang. DVS-Berichte Band 275, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen, S. 531-7, 2011, ISBN 978-3-87155-267-0
6. Bachmann B., Siewert E., Schein J.: Development of innovative diagnostics for characterization of material transfer and plasma properties in tungsten inert gas welding (TIG) and gas metal arc welding (GMAW). Beitrag in *Physics and capabilities of gas metal arc welding*, DVS Media 281, S. 18-33, 2012, ISBN: 3-87155-273-9

7. Siewert E., Schein J., Kozakov, R., et al.: Experimental analysis of the material transfer in GMAW. Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding DVS Media 281, S. 34-45, 2012, ISBN: 3-87155-273-9

Konferenzberichte:

8. Siewert, E., Schein, J.: Determination of the surface temperature, surface tension and enthalpy of the material transfer from the electrode to the workpiece in GMAW for the system argon-iron. 39<sup>th</sup> IEEE International Conference on Plasma Science (ICOPS), Edinburgh, UK, 2012
9. Siewert, E., Schein, J.: Diagnostic analysis of free burning and constricted arcs as well as the interaction with metallic materials. 12<sup>th</sup> High-Tech Plasma Processes conference (HTPP-12), Bologna, Italy, 2012
10. Bachmann, B., Siewert, E., Schein, J.: Surface-controlled droplet oscillations in gas metal arc welding, 12<sup>th</sup> European Plasma Conference, Bologna, Italy, 2012
11. Siewert, E., Schein, J.: Comprehensive diagnostic description of Plasma and TIG Welding processes by analyzing the cathode surface temperature, the energy density and pressure distribution, the integrated heat flux as well as the arc geometry. Proceedings of the Visual-JW2012, S. 18-9, Osaka, Japan
12. Siewert, E., Schein, J.: Influence of wire material and gas composition on surface temperature, surface tension and enthalpy of the material transfer from the electrode to the workpiece in pulse GMAW. Proceedings of the Visual-JW2012, S. 29-30, Osaka, Japan



## Inhaltsverzeichnis

|       |   |    |
|-------|---|----|
| 1     | Einleitung und Zielstellung .....   | 1  |
| 2     | Stand von Wissenschaft und Technik des MSG-Impulslichtbogen-Schweißens.....   | 4  |
| 2.1   | Verfahren, Zusatz- und Hilfsstoffe .....                                      | 4  |
| 2.2   | Experimentelle und numerische Methoden zur Analyse von MSG-Prozessen .....    | 12 |
| 2.2.1 | Hochgeschwindigkeitskinematographie.....                                      | 13 |
| 2.2.2 | Elektroden- und Schweißtropfentemperatur, Wirkungsgrad.....                   | 14 |
| 2.2.3 | Thermophysikalische Eigenschaften von flüssigen Phasen .....                  | 17 |
| 2.2.4 | Zusammensetzung und Stromdichteverteilung thermischer Plasmen.....            | 21 |
| 2.2.5 | Lichtbogendruck und Schmelzbadgeometrie .....                                 | 22 |
| 2.2.6 | Numerische Modelle .....  | 22 |
| 2.3   | Erkenntnisstand zum Elektrodenwerkstoffübergang.....                          | 25 |
| 2.3.1 | Plasmaeigenschaften und Lichtbogenansatz .....                                | 25 |
| 2.3.2 | Aufschmelzen der Drahtelektrode.....  | 31 |
| 2.3.3 | Tropfenbildung und Tropfentransfer.....                                       | 35 |
| 2.3.4 | Interaktion zwischen Werkstofftransfer und Schmelzbadausbildung.....          | 42 |
| 2.4   | Forschungsbedarf.....   | 45 |
| 3     | Experimentelle Randbedingungen .....  | 47 |
| 3.1   | Schweißtechnik und Schweißparameter .....                                     | 47 |
| 3.2   | Messvorrichtungen .....   | 51 |
| 3.2.1 | Kathodenleistung und Tropfenkalorimeter .....                                 | 53 |
| 3.2.2 | Hochgeschwindigkeitszweifarbepyrometer .....                                  | 57 |
| 3.2.3 | Schwingungsanalyse .....  | 62 |
| 3.2.4 | Gezieltes Einbringen von Thermoelementen in schmelzflüssige Phasen .....      | 65 |
| 3.2.5 | 3-D Rekonstruktion der Elektroden, der Tropfen und des Lichtbogens .....      | 67 |
| 4     | Experimentelle Ergebnisse .....   | 71 |
| 4.1   | Einfluss der Schweißparameter (Reineisenelektroden und Argon-Schutzgas) ..... | 71 |

|       |   |     |
|-------|---|-----|
| 4.1.1 | Drahtelektrode (Anode) und Schweißtropfen .....               | 71  |
| 4.1.2 | Lichtbogen.....   | 80  |
| 4.1.3 | Werkstück (Kathode) .....                                     | 84  |
| 4.2   | Einfluss der Schutzgaszusammensetzung .....                   | 90  |
| 4.2.1 | Drahtelektrode (Anode) und Schweißtropfen .....               | 90  |
| 4.2.2 | Lichtbogen.....   | 93  |
| 4.2.3 | Werkstück (Kathode) .....                                     | 95  |
| 4.3   | Einfluss der Grund- und Zusatzwerkstoffe.....                 | 98  |
| 5     | Diskussion .....  | 101 |
| 5.1   | Leistungsfähigkeit der experimentellen Messmethoden .....     | 101 |
| 5.2   | Untersuchungsergebnisse .....                                 | 104 |
| 5.2.1 | Allgemeine Erkenntnisse zum Elektrodenwerkstoffübergang ..... | 104 |
| 5.2.2 | Schweißparameter .....  | 106 |
| 5.2.3 | Schutzgase .....  | 111 |
| 5.2.4 | Elektrodenmaterialien .....                                   | 113 |
| 6     | Zusammenfassung und Ausblick .....                            | 114 |
| 7     | Schrifttum.....   | 117 |
| 8     | Abbildungs- und Tabellenverzeichnis.....                      | 142 |
| 9     | Anlagenverzeichnis .....                                      | 150 |

## Abkürzungs- und Formelverzeichnis

### Verzeichnis der verwendeten Abkürzungen und Begriffe

| Abkürzung,<br>Begriff       | Bedeutung   |
|-----------------------------|---|
| 2 FP                        | Zweifارbenpyrometrie  |
| 3-D                         | dreidimensional   |
| AC                          | Wechselstrom (engl. <i>alternating current</i> )  |
| Al                          | Aluminium   |
| AL                          | Abschmelzleistung   |
| Ar                          | Argon   |
| argonreich                  | Argon-Anteil größer als 75 % - 80 %   |
| Bulkphase                   | das Innere einer flüssigen Phase  |
| C                           | Kohlenstoff   |
| CCD                         | ladungsgekoppeltes Bauelement (engl. <i>charge-coupled device</i> )                                 |
| CMOS                        | komplementärer Metall-Oxid-Halbleiter (engl. <i>complementary metal oxide semiconductor</i> )       |
| CMT                         | energiereduziertes MSG-Verfahren Fa. Fronius (engl. <i>cold metal transfer</i> )                    |
| Co                          | Kobalt  |
| CO <sub>2</sub>             | Kohlendioxid  |
| Cu                          | Kupfer  |
| Cr                          | Chrom   |
| CWL                         | zentrale Wellenlänge (engl. <i>central wave length</i> )  |
| Downslope                   | Stromabfall beim Impulslichtbogen   |
| explorative<br>Datenanalyse | statistische Methode zur Untersuchung und zur Begutachtung von Daten                                |
| Fa.                         | Firma   |
| Fe                          | Eisen   |
| FFT                         | schnelle Fourier-Transformation (engl. <i>Fast Fourier Transformation</i> )                         |
| FWHM                        | Gesamtbreite beim halben Maximum (engl. <i>full width at half maximum</i> )                         |
| Geißel                      | lange, spitz zulaufende Drahtelektroden spitze  |
| Geschw.                     | Geschwindigkeit   |
| geteiltes Anodenverfahren   | Verfahren zur Bestimmung der Energiedichteverteilung von WSG-Lichtbögen (engl. <i>split anode</i> ) |

| Abkürzung,<br>Begriff | Bedeutung   |
|-----------------------|---|
| H <sub>2</sub>        | Wasserstoff   |
| HDRC                  | CMOS mit hohem Dynamikbereich (engl. <i>high dynamic range CMOS</i> )                                     |
| He                    | Helium  |
| ILB                   | Impulslichtbogen  |
| inverse Modellierung  | Methode zur Generierung von physikalischen Modellen aus Beobachtungen und Messungen                       |
| KLB                   | Kurzlichtbogen  |
| LB                    | Lichtbogen  |
| LTG                   | lokales thermodynamisches Gleichgewicht   |
| MAG                   | Metallaktivgas  |
| MAGC                  | Metallaktivgas mit Kohlendioxid als Schutzgas   |
| MAGM                  | Metallaktivgas mit Mischgas als Schutzgas   |
| Marangoni Konvektion  | oberflächeninduzierte Schmelzbadströmung  |
| Mg                    | Magnesium   |
| MIG                   | Metallinertgas  |
| Mn                    | Mangan  |
| Mo                    | Molybdän  |
| MSG                   | Metallschutzgas   |
| N                     | Stickstoff  |
| Ni                    | Nickel  |
| n.b.                  | nicht bestimmbar  |
| O <sub>2</sub>        | Sauerstoff  |
| OES                   | optische Emissionsspektroskopie   |
| P                     | Phosphor  |
| Pinchkraft            | elektromagnetische Kraft (dt. <i>abquetschen, abkneifen</i> )   |
| PIV                   | optisches Verfahren zur Bestimmung von Geschwindigkeitsfeldern (engl. <i>Particle Image Velocimetry</i> ) |
| ROI                   | Region von Interesse (engl. <i>region of interest</i> )   |
| S                     | Schwefel  |
| SA                    | Schwingungsanalyse  |

| Abkürzung,<br>Begriff | Bedeutung   |
|-----------------------|---|
| Satellitentropfen     | kleine Schweißtropfen, welche sich zumeist beim Auflösen der Schmelzbrücke zwischen dem Schweißdraht und dem Haupttropfen ausbilden |
| SB                    | Schmelzbad  |
| Si                    | Silizium  |
| SLB                   | Sprühlichtbogen   |
| Sn                    | Zinn  |
| spez.                 | spezifisch  |
| Stickout              | freie Drahtlänge zwischen dem Stromkontaktrohr und dem Lichtbogenansatz   |
| TE                    | Thermoelement   |
| Temp.                 | Temperatur  |
| Ti                    | Titan   |
| Tropfendepot          | flüssiger Bereich der Drahtelektrodenspitze   |
| TTL                   | Transistor-Transistor-Logik (Schaltungstechnik)   |
| ÜLB                   | Übergangslichtbogen   |
| Upslope               | Stromanstieg beim Impulslichtbogen  |
| V                     | Vanadium  |
| WIG                   | Wolframinertgas   |
| WSG                   | Wolframschutzgas  |
| WST                   | Werkstück   |
| Zr                    | Zirkonium   |
| Zn                    | Zink  |

### Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen

| Zeichen    | Bedeutung                             | Einheit                           |
|------------|---------------------------------------|-----------------------------------|
| $a$        | Länge der 1. Halbachse der Ellipse    | m                                 |
| $\vec{A}$  | magnetisches Vektorpotential          | $V \text{ m}^{-1} \text{ s}^{-1}$ |
| $A_D$      | Querschnittsfläche der Drahtelektrode | $\text{m}^2$                      |
| $A_E$      | Ellipsenfläche                        | $\text{m}^2$                      |
| $A_{H_2O}$ | Wasseroberfläche                      | $\text{m}^2$                      |

| Zeichen      | Bedeutung   | Einheit                            |
|--------------|---|------------------------------------|
| $A_{St}$     | abstrahlende Fläche   | $m^2$                              |
| $AL$         | Abschmelzleistung*  | $kg\ s^{-1}$                       |
| $AL_0$       | durch den Lichtbogen verursachte Abschmelzleistung bei einer extrapolierten freien Drahtlänge von 0 mm* | $kg\ s^{-1}$                       |
| $AL_{Strom}$ | Abschmelzleistung durch Stromwärmeerhitzung*  | $kg\ s^{-1}$                       |
| $b$          | Länge der 2. Halbachse der Ellipse  | m                                  |
| $B$          | elektromagnetisches Feld, Induktion   | $A\ m^{-1}$                        |
| $\vec{B}$    | magnetische Flussdichte   | T                                  |
| $c$          | Lichtgeschwindigkeit  | $2,9979 \cdot 10^8\ m\ s^{-1}$     |
| $c_{pH_2O}$  | spezifische Wärmekapazität von Wasser   | $4183\ J\ kg^{-1}\ K^{-1}$         |
| $d_E$        | Dicke einer Ellipsenscheibe   | m                                  |
| $E$          | Streckenenergie   | $J\ m^{-1}$                        |
| $f_L$        | Lorentzkraft  | N                                  |
| $\vec{j}_L$  | Lorentzkraftdichte  | $N\ m^{-3}$                        |
| $f_P$        | Pulsfrequenz  | Hz                                 |
| $f_T$        | Tropfenfrequenz   | Hz                                 |
| $F_G$        | Gewichtskraft   | N                                  |
| $F_P$        | elektromagnetische Pinchkraft   | N                                  |
| $F_R$        | Rückstoßkraft   | N                                  |
| $g$          | Erdanziehung  | $9,81\ m\ s^{-2}$                  |
| $h$          | Planck'sche Konstante   | $6,6261 \cdot 10^{-34}\ J\ s$      |
| $h_{Fe}$     | spezifische Enthalpie Eisen   | $J\ kg^{-1}$                       |
| $h_{H_2O}$   | spezifische Enthalpie Wasser  | $J\ kg^{-1}$                       |
| $i(t)$       | Augenblickswert des Schweißstroms   | A                                  |
| $I_S$        | Schweißstrom  | A                                  |
| $j$          | Stromdichte   | $A\ m^{-2}$                        |
| $k_B$        | Boltzmannkonstante  | $1,3806 \cdot 10^{-23}\ J\ K^{-1}$ |
| $l_D$        | Stickout (freie Drahtlänge)*  | m                                  |
| $\dot{m}_D$  | Dampfstrom  | $kg\ s^{-1}$                       |
| $m_T$        | Tropfenmasse*   | kg                                 |

| Zeichen              | Bedeutung   | Einheit           |
|----------------------|---|-------------------|
| $n$                  | Ellipsennummer                                    | -                 |
| $P_{LB}$             | Lichtbogenleistung*                               | W                 |
| $P_{St}$             | Gesamtstrahlungsleistung                          | W                 |
| $Q_{Fe}$             | Wärmemenge eines Eisentropfens                    | J                 |
| $Q_{H_2O}$           | Wärmeübertragung zur kalorimetrischen Flüssigkeit | J                 |
| $\dot{Q}_K$          | Kathodenleistung*                                 | W                 |
| $r_D$                | Drahradius*                                       | m                 |
| $r_L$                | Radius des elektrischen Leiters*                  | m                 |
| $r_{LB}$             | Radius des Lichtbogens*                           | m                 |
| $r_T$                | Tropfenradius*                                    | m                 |
| $R_D$                | elektrischer Drahtwiderstand                      | $\Omega$          |
| $t$                  | Zeitpunkt   | s                 |
| $T_A$                | Oberflächentemperatur                             | K                 |
| $T_0$                | ursprüngliche Temperatur                          | K                 |
| $T_f$                | Endtemperatur des Wassers und der Eisentropfen    | K                 |
| $T_{Fe}$             | Tropfentemperatur                                 | K                 |
| $T_{H_2O}$           | Wassertemperatur                                  | K                 |
| $T_{Luft}$           | Lufttemperatur                                    | K                 |
| $T_{ref}$            | Referenztemperatur                                | 293,15 K          |
| $T_T$                | Periodendauer einer Schwingung                    | $s^{-1}$          |
| $u(t)$               | Augenblickswert der Lichtbogenspannung            | V                 |
| $U_{LB}$             | Lichtbogenspannung                                | V                 |
| $v_D$                | Geschwindigkeit des ausströmenden Dampfes         | $m s^{-1}$        |
| $v_S$                | Schweißgeschwindigkeit*                           | $m s^{-1}$        |
| $V_E$                | Ellipsen-Volumen (Tropfenvolumen)*                | $m^3$             |
| $\dot{V}_{H_2O}$     | Volumenstrom des Kühlwassers                      | $m^3 s^{-1}$      |
| $W_J$                | joulesche Wärme                                   | J                 |
| $\Delta T$           | Temperaturerhöhung des Kühlwassers                | K                 |
| $\Delta t$           | Zeitspanne  | s                 |
| $\alpha_{Luft-H_2O}$ | Wärmeübergangskoeffizient                         | $W m^{-2} K^{-1}$ |

| Zeichen                | Bedeutung   | Einheit                            |
|------------------------|---|------------------------------------|
| $\lambda_1, \lambda_2$ | Wellenlänge*  | m                                  |
| $\mu$                  | elektrische Permeabilität (magnetische Leitfähigkeit)   | $\text{m kg s}^{-2} \text{A}^{-2}$ |
| $\eta$                 | Wirkungsgrad  | %                                  |
| $\rho_D$               | spezifischer elektrischer Widerstand des Drahtmaterials | $\Omega \text{ m}$                 |
| $\rho_{H_2O}$          | Dichte des Kühlwassers                                  | $0,999975 \text{ kg m}^{-3}$       |
| $\rho_T$               | Dichte des Tropfens bzw. Liquids                        | $\text{kg m}^{-3}$                 |
| $\varepsilon$          | Emissivität   | -                                  |
| $\mu_T$                | Viskosität des Tropfens bzw. Liquides*                  | $\text{Pa s}$                      |
| $\sigma$               | Stefan-Boltzmann-Konstante                              | $1,3806488 \text{ J K}^{-1}$       |
| $\sigma_T$             | Oberflächenspannung des Tropfens*                       | $\text{kg s}^{-2}$                 |
| $\tau$                 | Abklingkonstante  | $\text{s}^{-1}$                    |
| $\tau_T$               | Abklingdauer der Schwingung                             | s                                  |
| $\omega$               | Kreisfrequenz   | $\text{s}^{-1}$                    |

Für alle mit \* gekennzeichneten Größen werden statt den SI-Einheiten die in der Technik üblichen Größen verwendet. Die Umrechnung ist der folgenden Tabelle zu entnehmen.

| Größe                  | SI-Einheit         | verwendete Einheit   | Umrechnung  |
|------------------------|--------------------|----------------------|---|
| Abschmelzleistung      | $\text{kg s}^{-1}$ | $\text{kg h}^{-1}$   | $1 \text{ kg h}^{-1} = 2,77 \cdot 10^{-4} \text{ kg s}^{-1}$  |
| Drahtgeschwindigkeit   | $\text{m s}^{-1}$  | $\text{m min}^{-1}$  | $1 \text{ m min}^{-1} = 0,0166 \text{ m s}^{-1}$              |
| Stickout               | m                  | mm                   | $1 \text{ mm} = 0,001 \text{ m}$                              |
| Radius                 | m                  | mm                   | $1 \text{ mm} = 0,001 \text{ m}$                              |
| Schweißgeschwindigkeit | $\text{m s}^{-1}$  | $\text{cm min}^{-1}$ | $1 \text{ cm min}^{-1} = 1,66 \cdot 10^{-4} \text{ m s}^{-1}$ |
| Tropfenmasse           | kg                 | g                    | $1 \text{ g} = 0,001 \text{ kg}$                              |
| Leistung               | W                  | kW                   | $1 \text{ kW} = 1000 \text{ W}$                               |
| Volumen                | $\text{m}^3$       | $\text{mm}^3$        | $1 \text{ mm}^3 = 1 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3$                |
| Wellenlänge            | m                  | nm                   | $1 \text{ nm} = 1 \cdot 10^{-9} \text{ m}$                    |
| Viskosität             | $\text{Pa s}$      | $\text{mPa s}$       | $1 \text{ mPa s} = 0,001 \text{ Pa s}$                        |
| Oberflächenspannung    | $\text{kg s}^{-2}$ | $\text{N m}^{-1}$    | $1 \text{ N m}^{-1} = 1 \text{ kg s}^{-2}$                    |



## 1 Einleitung und Zielstellung

Ein wachsender Kostendruck und ein zunehmendes Gesundheitsbewusstsein verlangen nach immer effizienteren und emissionsärmeren Schweißprozessen, die zudem eine hohe und reproduzierbare Qualität der Fügeverbindung sicherstellen. Diese Bestrebungen betreffen auch die etablierten Metall-Schutzgas- (MSG) Schweißverfahren, die aufgrund einer universellen Einsetzbarkeit, einer hohen Fügeleistung [1] [13] [172] [213], einer verfahrensbedingten Teilmechanisierung [1] [2] sowie aufgrund von geringen Investitions- und Betriebskosten momentan noch am häufigsten in der metallverarbeitenden Industrie eingesetzt werden [53] [132]. Als besonders kritisch für einen fortwährenden Einsatz des MSG-Schweißens sind die schlechte Vorhersagbarkeit der Fügeverbindung [186], die geringe Prozessstabilität sowie auch die starken Emissionen des Verfahrens [50] [209] einzustufen. Für entsprechende grundlegende Verbesserungen der MSG-Schweißverfahren wird dem Verständnis der physikalischen Abläufe beim Elektrodenwerkstoffübergang eine fundamentale Bedeutung zukommen [30] [194], da dieser die Lichtbogenstabilität [237], die Lichtbogeneigenschaften und das Entstehen von Schweißrauchemissionen [50] [209] sowie die Schmelzbadausbildung [172] [237] [285] entscheidend beeinflusst.

Durch den Einsatz eines Impulslichtbogens (ILB), einer Verfahrensvariante des MSG-Schweißens, ist es möglich den Ablösevorgang der Schweißtropfen gezielt zu beeinflussen, sodass Kurzschlüsse zwischen dem Zusatzwerkstoff und dem Werkstück fast vollständig vermieden und die Entstehung von Spritzern und Emissionen reduziert werden können [172] [173] [214]. Aufgrund dieser Vorteile gewinnt der Impulslichtbogen immer mehr an Bedeutung. Eingeschränkt wird der Einsatz dieser Technologie jedoch dadurch, dass der gezielte Tropfenablösevorgang nur bei der Verwendung von argonreichen Schutzgasen (maximal 20 % bis 25 % CO<sub>2</sub>) [13] [131] [132] [172] [232] und bei geringen bis mittleren Drahtgeschwindigkeiten funktioniert [13]. Die Ausweitung dieser Verfahrensgrenzen sowie das gezielte Ausnutzen von Verfahrensvorteilen wie z.B. eine Minderung der Schweißrauchemission [194] [214] [218] scheitern momentan noch an einem lückenhaften Verständnis der Vorgänge bei der Bildung der Schweißtropfen, beim Tropfentransfer sowie bei der Interaktion zwischen dem Zusatzwerkstoff, dem Lichtbogen und dem Schmelzbad.

In den letzten Jahrzehnten wurden Schweißprozesse zumeist anhand von empirischen Schweißversuchen weiterentwickelt [275], welche jedoch zeitaufwändig und größtenteils mit nur

inkrementellen Verbesserungen verbunden sind. Mithilfe von diagnostischen Messmethoden und numerischen Simulationen kann der Entwicklungsprozess von MSG-Schweißverfahren unterstützt und beschleunigt werden. Die derzeitige Anzahl an experimentellen Grundlagenuntersuchungen zu MSG-Schweißprozessen ist jedoch gering und mit einer hohen Plasmatemperatur und einer intensiven Plasmastrahlung sowie einer hochfrequenten Tropfenablösung, welche zu einer ständigen Veränderung des Lichtbogenansatzes und der Lichtbogenlänge führt [237], zu erklären. Bei diesen, für ein Experiment schwierigen Randbedingungen ist der Einsatz von Simulationsmodellen vorteilhaft und bietet neue Möglichkeiten einer umfassenden Prozessbeschreibung. Die zahlreichen Publikationen zu MSG-Schweißprozesssimulationen verdeutlichen jedoch auch, dass das Gesamtsystem bei fehlenden oder falsch formulierten physikalischen Vorgängen wie z.B. der Metaldampfentstehung, der Strahlungsreabsorption, des Lichtbogenansatzes oder der Fallgebietsmechanismen extrem sensitiv reagiert und falsche Ergebnisse liefert. Durch die Zunahme der Anzahl an implementierten physikalischen und chemischen Vorgängen, durch die dreidimensionale Abbildung des Gesamtprozesses [298] und durch die Darstellung von flüssigen Phasen [7] [189] werden Simulationsmodelle zunehmend komplexer [55] [93] [95] [104] [191]. Simulationsergebnisse sind daher ohne eine experimentelle Absicherung immer kritisch zu bewerten. Die experimentelle Plasmadiagnostik ist folglich gefordert, für die Weiterentwicklung und die Verifizierung von aussagekräftigen Simulationsmodellen fehlende Eingangsgrößen wie die dreidimensionale Geometrie, die Temperatur, die Viskosität und die Oberflächenspannung der Schweißtropfen und der Elektroden (Schweißdraht und Werkstück) bereitzustellen.

**Das Ziel dieser Arbeit** ist die detaillierte experimentelle Beschreibung des Elektrodenwerkstoffübergangs eines präzise definierten Impulslichtbogen-Schweißprozesses von der abschmelzenden Elektrode (Anode) bis hin zum Werkstück (Kathode). Hierzu werden ein Hochgeschwindigkeitszweifarbepyrometer, ein Kalorimeter, eine Stereoptik und eine Schattentechnik entwickelt. Aufgrund dieser unterschiedlichen experimentellen Methoden ist es erstmals möglich, die Messergebnisse abzusichern und den Materialtransfer umfassend zu beschreiben. Im Einzelnen werden die Oberflächentemperatur der Elektroden und der Schweißtropfen zeitlich und örtlich hochaufgelöst bestimmt sowie die Enthalpie und die Oberflächenspannung der Schweißtropfen. Ferner wird die Geometrie des Lichtbogens, der Tropfen und des Schmelzbades dreidimensional rekonstruiert, um den Einfluss der gemessenen thermophysikalischen Eigenschaften auf den Gesamtprozess und die Wechselwirkungen zwischen dem Werkstoffübergang und der Schmelzbadaus-

bildung beschreiben zu können. Für einen Großteil der Experimente wird reines Argon als Schutzgas und Reineisen als Zusatz- und Grundwerkstoff verwendet, sodass der Einfluss komplexer chemischer Prozesse reduziert wird. Die Ergebnisse sind somit insbesondere für den Einsatz in Lichtbogensimulationsmodellen, welche die Beschreibung von flüssigen Phasen beinhalten, nützlich. Exemplarisch wird zudem der Einfluss verschiedener Schutzgase und Elektrodenmaterialien auf den Elektrodenwerkstoffübergang aufgezeigt.

In dieser Arbeit werden wesentliche Auswirkungen der Drahtgeschwindigkeit, der freien Drahtlänge (engl. *Stickout*), der Lichtbogenlänge, der Schutzgaszusammensetzung und der Elektrodenmaterialien auf den Elektrodenwerkstoffübergang eines Impulslichtbogens geklärt. Bei hohen Drahtgeschwindigkeiten geht der Impuls- in einen Sprühlichtbogen (SLB) über. Dieser unerwünschte Übergang ist mit einer geringen Oberflächenspannung infolge einer hohen Drahttemperatur zu erklären. Der Stickout übt über die joulesche Widerstandserwärmung nicht nur einen bedeutenden Einfluss auf den Elektrodenwerkstoffübergang, sondern auch auf die Energieflüsse in die Elektroden und auf die Metaldampfentstehung aus. Die Lichtbogenlänge hat hingegen eine zu vernachlässigende Auswirkung auf den Elektrodenwerkstoffübergang. Ferner kann bei allen Prozesseinstellungen gezeigt werden, dass die Wirkung der Pinchkraft stark vom Lichtbogenansatz abhängig und entscheidend für die Entstehung, aber nicht, wie bisher überwiegend angenommen, unmittelbar für den Ablösevorgang der Schweißtropfen ist.

Des Weiteren zeigt diese Arbeit, dass die maßgebliche Auswirkung von aktiven Gasen bei einem Impulslichtbogenprozess die Reduzierung der Oberflächenspannung und nicht die Veränderung des Lichtbogenansatzes ist, sodass sich in der Pulsstromphase eine dem Sprühlichtbogen stark ähnelnde Elektrodengeometrie ausbildet. Wasserstoff erhöht die Oberflächenspannung der Elektroden und verändert den Kathodenansatz. Durch den Einsatz von hohen Heliumanteilen sowie durch den Einsatz von Elektrodenmaterialien mit einer niedrigen Siedetemperatur entstehen sehr stark durch Metaldampf dominierte Lichtbögen, welche zudem eine hohe Kathodenleistung zeigen.

Die Verdampfungstemperatur der Elektroden reguliert deren maximale Oberflächentemperatur. Bei der Ausbildung des Schmelzbades ist ein Zusammenhang zwischen dem Oberflächentemperaturgradienten und dem Einbrand festzustellen, welcher maßgeblich durch die Schweiß- und die Drahtgeschwindigkeit bestimmt wird.

## 2 Stand von Wissenschaft und Technik des MSG-Impulslichtbogen-Schweißens

### 2.1 Verfahren, Zusatz- und Hilfsstoffe

Der Lichtbogen wird für einige der bedeutendsten schweißtechnischen Fügeverfahren als Energiequelle eingesetzt und hat hierbei die Aufgaben, das Werkstück aufzuschmelzen (Einbrand zu erzeugen) und den Schweißzusatz abzuschmelzen [132]. Das MSG-Schweißen ist das am häufigsten eingesetzte Lichtbogenschweißverfahren [53] [132]. Es wird in nahezu allen Zweigen der schweißtechnischen Fertigung von Handwerksbetrieben bis hin zu industriellen Großbetrieben eingesetzt [1] [53] [211] und findet Anwendung im Stahl-, Maschinen-, Kessel-, Behälter-, Apparate- und Fahrzeugbau, der Fahrzeugreparatur sowie im Brücken- und im Kranbau [53] [172]. Die Vorteile des MSG-Schweißens liegen in einer hohen Abschmelzleistung [1] [13] [172] [213], einem tiefen Einbrand [53], einem großen Leistungsspektrum [2], einer hohen Schweißgeschwindigkeit [71], einer verfahrensbedingten Teilmechanisierung [1] [2], der einfachen Automatisierbarkeit [1] [2] [53] sowie einer hohen Wirtschaftlichkeit [245]. Das Verfahren wurde zum ersten Mal 1948 in den USA als Metallinertgas- (MIG) [53] und 1953 erstmals als Metallaktivgas- (MAG) Schweißverfahren in der UdSSR angewendet [133]. Das MIG-Schweißen mit gepulstem Schweißstrom wurde 1962 von *Needham* vorgestellt [138] und 1970 von ihm patentiert [192]. Der breite industrielle Einsatz des Impulslichtbogens wurde jedoch erst durch die Entwicklung von getakteten Stromquellen ab 1980 möglich [112], welche das von der Netzfrequenz unabhängige Einstellen der Pulsfrequenz ermöglichen. 1992 war schon jede vierte verkaufte MSG-Stromquelle ein Impulsgerät [131].

Der Lichtbogen wird beim MSG-Schweißen zwischen einer drahtförmigen abschmelzenden Elektrode (Massiv- oder Fülldrahtelektrode) und dem Werkstück initiiert, siehe Abbildung 2–1.

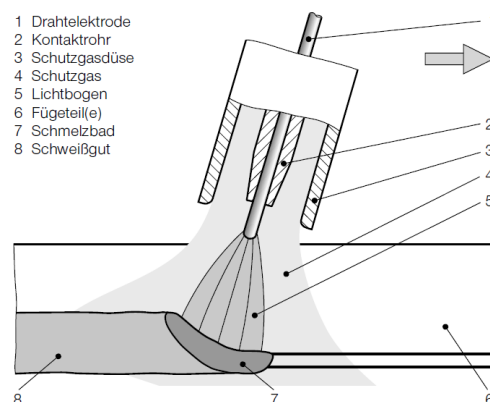


Abbildung 2–1: Verfahrensprinzip des MSG-Schweißverfahrens [59]

Der Schweißstrom wird erst im Brenner anhand eines Stromkontaktrohres, welches als Schleifkontakt fungiert, auf die Drahtelektrode geführt [2]. Zum Initiieren des Lichtbogens wird die Berührungszündung eingesetzt, bei der die Drahtelektrode mit dem Werkstück in Kontakt gebracht wird. Aufgrund des hohen Kontaktwiderstandes und aufgrund der sehr kleinen Kontaktfläche überhitzen und verdampfen hierbei die Berührungspunkte der Elektroden durch die Widerstandserwärmung [13] [30] [57] [130] [232]. Grundsätzlich wird Gleichstrom eingesetzt [13] [172], wobei die Drahtelektrode bei Massivdrähten fast ausschließlich anodisch gepolt wird [172] [216]. Wechselstrom wird selten und dabei hauptsächlich zum Schweißen von Aluminium [53] [88] [136] [270] [287] sowie vereinzelt zum Schweißen [253] [263] oder Löten [124] von Stahlwerkstoffen verwendet.

Der **Zusatzwerkstoff** wird zumeist mechanisch über Drahttransportrollen bei einer üblicherweise gleichbleibenden Drahtgeschwindigkeit zwischen ca.  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $20 \text{ m min}^{-1}$  bewegt [53] [130] [132]. Das Drahtvorschubgerät fördert den Schweißdraht von einer Spule oder aus fassförmigen Behältern über ein ca. 3 m langes Schlauchpaket zum Schweißbrenner [1] [132] [172]. Diese automatisierte und zum Lichtbogen konzentrische Zuführung des Zusatzwerkstoffs ist ein besonderer Vorteil der MSG-Verfahren, da diese dadurch bereits teilmechanisiert sind [59] und mit einem geringen Aufwand vollmechanisiert werden können [2]. Die Zusammensetzung des Schweißzusatzes wird auf den Grundwerkstoff abgestimmt. Zusatzdrähte von un- und niedriglegierten Stählen sind verkupfert, um den Gleitwiderstand im Stromkontaktrohr zu reduzieren und die Stromkontaktierung zu verbessern [13] [53]. Aus Abbildung 2–2 wird ersichtlich, dass dünnere Drähte bei einer identischen Stromstärke eine höhere Abschmelzleistung zeigen [132] [211] [259].

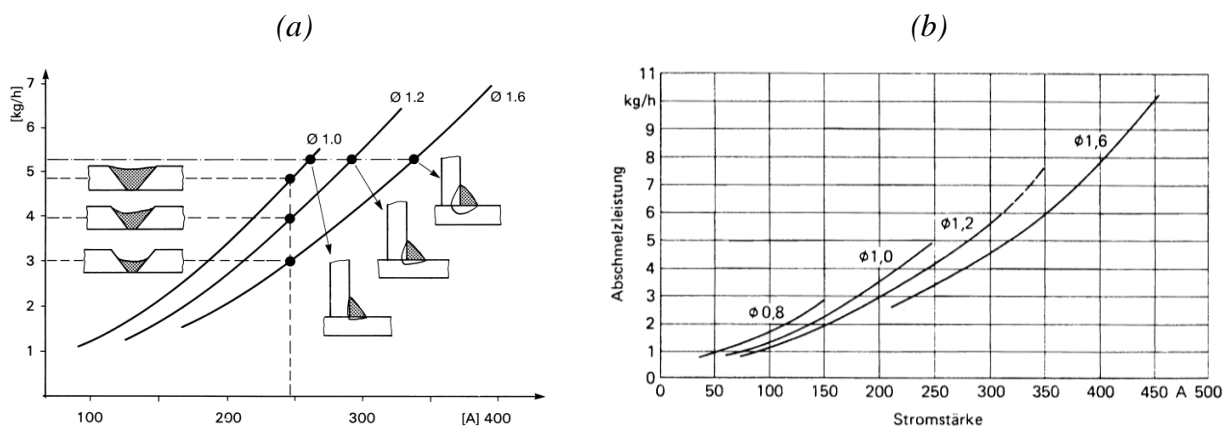


Abbildung 2–2: Einfluss des Drahtdurchmessers und der Stromstärke auf die Abschmelzleistung und den Einbrand [211] (a) sowie auf die Abschmelzleistung [133] (b)

*Killing* [132] und *Matthes* [172] führen die hohe Abschmelzleistung bei dünnen Drahtelektroden auf eine stärkere ohmsche Widerstandserwärmung sowie *Pomaska* [211] auf eine höhere Energiedichte am Draht zurück. Der Einbrand ist bei einer identischen Abschmelzmenge bei dünnen Drähten hingegen am geringsten, siehe Abbildung 2–2a [13] [211]. Eine Gegenüberstellung der Abschmelzleistung mit der Lichtbogenleistung anstatt mit der Stromstärke ist nicht bekannt.

Das **Schutzgas** wird vorwiegend konzentrisch zur Drahtelektrode über eine Schutzgasdüse zugeführt [13] und soll Reaktionen von atmosphärischen Gasen mit dem Lichtbogen und den Elektroden verhindern [1]. Es trägt zudem zu einer leichten Ionisierung der freien Lichtbogenstrecke bei [53] und kann gezielt eingesetzt werden, um die physikalischen und die elektrischen Eigenschaften der Lichtbogenstrecke sowie die chemischen und die physikalischen Reaktionen an den Elektroden zu beeinflussen [16] [53] [186] [245]. Die Schutzgaszusammensetzung wird auf den zu fügenden Werkstoff abgestimmt. Beim MAG-Schweißen werden aktive Gase und Gasgemische verwendet [13] [59]. In den Anfängen wurde hierzu reines Kohlendioxid (MAGC) eingesetzt [1], welches im asiatischen Raum weiterhin Verwendung findet. Hauptsächlich werden heute jedoch Mischgase aus Argon und Kohlendioxid oder Sauerstoff angewendet (MAGM) [1]. Der Einsatz von Kohlendioxid und Sauerstoff hat den Vorteil eines sicheren Einbrandes [13], ist jedoch auch mit einer stärkeren Spritzerbildung verbunden [1] [2]. Argon reduziert die Spritzerbildung, erzeugt jedoch auch einen ungleichmäßigeren und ungünstigeren Einbrand [1] [13]. Ein typisches Gasgemisch für das MAG-Schweißen von niedrig legiertem Stahl besteht in Deutschland aus ca. 82 % Argon und 18 % Kohlendioxid [1] [16] [50] [245] und vereint die Vorteile beider Gase. Beim MIG-Schweißen werden inerte Schutzgase verwendet [13] [232], die teilweise mit geringen Mengen an aktiven Gasen versetzt werden [2] [40]. In Deutschland wird hierzu meistens Argon eingesetzt. Helium wird aufgrund des höheren Preises [1] [13] [16] [40] und der schlechteren Verfügbarkeit meist nur als Zumischung zum Argon-Schutzgas genutzt [1]. Der Impulslichtbogen, eine besonders vorteilhafte Lichtbogenart, kann nur beim MIG-Schweißen sowie beim MAGM-Schweißen ( $\text{CO}_2$ -Anteil  $< 20\% - 25\%$ ) eingesetzt werden [13] [131] [132] [172] [232], sodass der Vorteil eines sicheren Einbrandes bei der Verwendung von höherkohlendioxidhaltigen Schutzgasen nicht genutzt werden kann. Bei größeren Kohlendioxidanteilen kommt es zur Bildung von großen Schweißtropfen, die aus der Lichtbogenachse ausgelenkt werden, und die zum Auftreten von Spritzern, Kurzschlüssen und Prozessstörungen führen [172] [237].

Mit den MSG-Verfahren können nahezu alle **Werkstoffe** über einen großen Blechdickenbereich geschweißt werden. Nach Berechnungen auf der Basis des Zusatzwerkstoffverbrauchs [51] beträgt hierbei der Anteil der unlegierten und niedriglegierten Stähle ca. 80 % an allen geschweißten metallischen Werkstoffen. Das MAG-Schweißen wird (i.) für unlegierte und niedriglegierte Stähle im Bereich von 0,7 mm [1] [172] bis 100 mm [53] sowie (ii.) für hochlegierte Stähle ab 1 mm [172] eingesetzt. Das MIG-Schweißen wird hingegen (i.) für besonders reaktionsfreudige Werkstoffe wie Titan und Magnesium, (ii) für Aluminium und Aluminiumlegierungen ab ca. 1 mm [172], (iii) für Kupfer ab 5 mm [172] sowie für Nickel und Nickellegierungen ab 1,5 mm verwendet. Die Impulslichtbogentechnik wird bevorzugt für Nicht-Eisen-Metalle [1] [2] [59], hoch- und höherfeste Stähle [1], hochlegierte Stähle [2] [59] sowie zum Auftragsschweißen eingesetzt [2]. Seit einiger Zeit [131] wird das Verfahren jedoch auch aufgrund der geringen Spritzerbildung vorteilhaft zum Schweißen von unlegierten und niedriglegierten Stählen verwendet.

Der umfangreiche Blechdickenbereich und die breite Palette der mit den MSG-Verfahren zu fügenden Werkstoffe werden durch den Einsatz von einer Vielzahl von **Lichtbogenarten** (auch Lichtbogenbetriebsarten genannt) ermöglicht [2] [40] [133]. Die wichtigsten konventionellen Lichtbogenarten sind (i.) der Kurz-, (ii.) der Übergangs-, (iii.) der Lang-, (iv.) der Sprüh- und (v.) der Impulslichtbogen, welche in Abbildung 2–3 dargestellt sind. Nur selten wird der rotierende Lichtbogen eingesetzt, welcher zu den Hochleistungsschweißverfahren zählt.

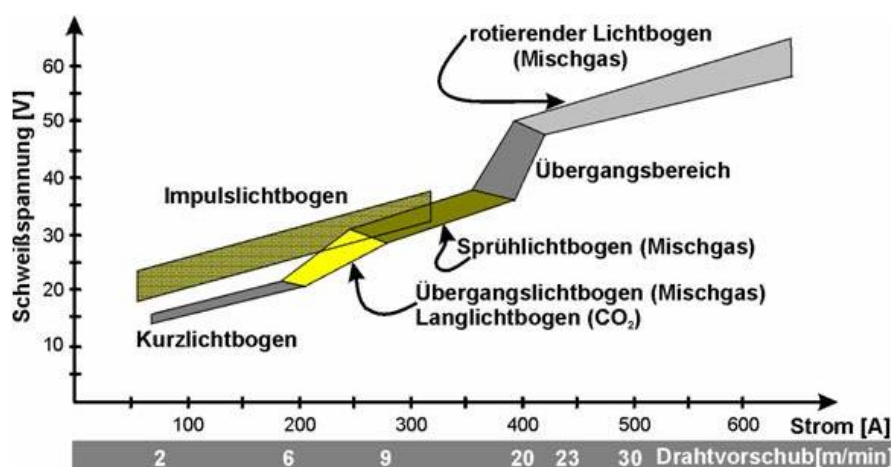


Abbildung 2–3: Schematische Darstellung der konventionellen Lichtbogenarten in Abhängigkeit der Schweißstromstärke, der Drahtgeschwindigkeit und der Lichtbogenenspannung [271]

Die Lichtbogenarten stellen sich durch die Wahl des Schutzgases und der Schweißparameter (Stromstärke, Drahtdurchmesser und Lichtbogenlänge) ein [53] [132] [133] und unterscheiden

sich durch ihren Werkstoffübergang (Tropfengröße und -frequenz, Kurzschlussverhalten) sowie durch ihre Abschmelzleistung. Eine Übersicht über den Leistungsbereich der Lichtbogenarten gibt Abbildung 9–1 im Anhang, welcher im Folgenden bei jeder Lichtbogenart aufgeführt wird.

Der **Kurzlichtbogen** (KLB) tritt bei allen Schutzgasen im untersten Leistungsbereich (ca. 0,7 kW - 4,2 kW) bei geringen Stromstärken mit niedrigen Lichtbogenspannungen auf. Der Werkstoffübergang erfolgt bei modernen Stromquellen spritzerarm im Kurzschluss mit einer Frequenz von 20 Hz bis 100 Hz [53]. Der Pincheffekt (siehe auch Kapitel 2.3.3) hat aufgrund der geringen Stromstärke und aufgrund der geringen Aufschmelzung der Drahtspitze einen nur sehr geringen Einfluss auf die Tropfenablösung [53]. Der Kurzlichtbogen bringt relativ wenig Energie in das Bauteil ein und wird überwiegend zum Schweißen der Wurzellage und zum Schweißen von dünnen Blechen eingesetzt [13] [53] [133].

Der **Langlichtbogen** (LLB) tritt bei hohen Stromstärken mit hohen Lichtbogenspannungen (ca. 3,2 kW - 13,3 kW) beim Einsatz von Kohlendioxid oder von stark kohlendioxidhaltigen Schutzgasen (> 25 %) auf [53]. Bei dieser Lichtbogenart bilden sich, überwiegend durch die Schwerkraft, große Tropfen aus, die Kurzschlussbrücken bilden und zu einer starken Spritzerbildung führen [1] [53] [132] [133]. Durch den Einsatz von modernen Stromquellen ist eine Reduzierung der Spritzerbildung möglich [125] [303].

Der **Sprühlichtbogen** (SLB) tritt bei der Verwendung von Argon und argonreichen Schutzgasen (die maximal mögliche Zumischung an Kohlendioxid ist abhängig von der Stromstärke, siehe auch Kapitel 2.3.1) im oberen Leistungsbereich (ca. 3,2 kW - 13,3 kW) auf [172] und zeichnet sich durch höchste Abschmelzleistungen aus. Hierbei umschließt der Lichtbogen eine große Fläche der Drahtspitze, sodass der Pincheffekt einen starken Einfluss auf die Tropfenablösung hat und sich daher viele kleine Tropfen bilden [53] [132] [172] [211]. Der Werkstoffübergang ist nahezu kurzschlussfrei und spritzerarm [133] [172]. Das Einsetzen des Sprühlichtbogens kann über die Reduzierung der Oberflächenspannung durch den Einsatz von Sauerstoff unterstützt werden [40].

Der **Übergangsbogen** (ÜLB; auch Mischlichtbogen genannt) liegt im Leistungsbereich zwischen dem Kurz- und dem Sprüh-, bzw. dem Langlichtbogen (ca. 2 kW - 8,4 kW). Trotz der starken Spritzerbildung wird dieser Lichtbogentyp in der Praxis noch weitverbreitet eingesetzt, da für den mittleren Blechdickenbereich keine Alternativen vorhanden sind, wenn Schutzgase mit einem hohen Kohlendioxidgehalt eingesetzt werden sollen [172].



Der **Impulslichtbogen** (ILB) gewinnt zunehmend an Bedeutung, da der Werkstoffübergang, welcher auch Projektilübergang oder frei fliegender Übergang genannt wird [152] [237], annähernd kurzschlussfrei ist, sodass eine hohe Lichtbogenstabilität erreicht wird [172] [173] [214]. Bei dieser Technik werden dem Gleichstrom Strompulse überlagert, wodurch die Wirkung der Pinchkraft verstärkt [53] [59] [123] [133] [172] und pro Strompuls kontrolliert ein Schweißtropfen ohne ein Verlöschen des Lichtbogens abgelöst werden kann. Wie in Abbildung 2–4a zu erkennen ist, lässt sich der Werkstoffübergang über die Pulsstromstärke, die Pulsdauer und die Pulsfrequenz beeinflussen. In der Grundstromphase wird der Zusatzdraht teilweise aufgeschmolzen und durch den Pulsstrom abgelöst [1] [40] [211]. Der Grundstrom sollte nicht mehr als 25 A bis 40 A betragen, da der Zusatzwerkstoff sonst zu stark aufgeschmolzen und dadurch das Hochwandern des Lichtbogens am Draht in der Pulsstromphase verhindert wird [172]. Ohne eine Begründung anzugeben, empfiehlt *Matthes* [172] beim Einsatz von reinem Argon als Schutzgas die Stromanstiegsgeschwindigkeit (Upslope) geringer zu wählen als bei Mischgasen. In der Regel wird die Pulsform nicht verändert, sodass die Impulsfrequenz eng an die Drahtgeschwindigkeit gekoppelt ist, siehe Abbildung 2–4b [172]. *Baum und Fichter* [13] weisen zudem darauf hin, dass die Impulsstromdauer mindestens so lange gewählt werden muss, bis der Tropfen ablöst. Die *Gesellschaft für Schweißtechnik* [245] empfiehlt hingegen, dass sich die Tropfenablösung bei fallendem Strom (Downslope) vollziehen soll.

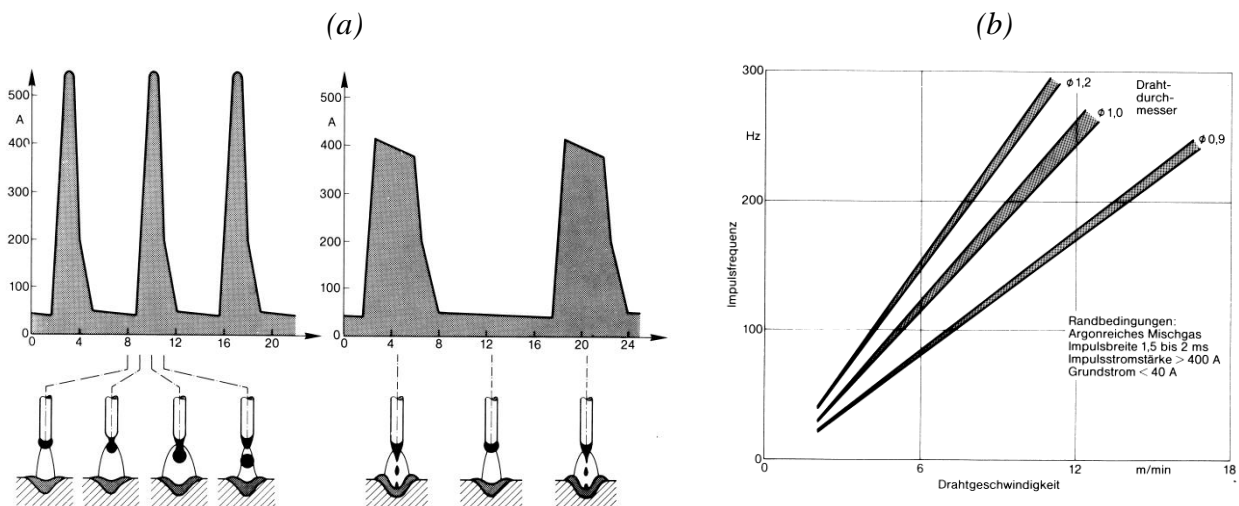


Abbildung 2–4: Einfluss des Stromverlaufs auf den Werkstofftransfer beim ILB-Schweißen [13] (a) und Tropfenablösefrequenz in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Drahtdurchmessers [13] (b)

Durch den hohen Pulsstrom gehen viele Forscher [13] [113] [132] [226] [237] [304] davon aus, dass der Werkstoffübergang kurzzeitig wie bei einem Sprühlichtbogen erfolgt. Zu hohe Puls-

stromstärken führen zu einem Lichtbogen mit einem “schneidenden Charakter“, den *Baum und Fichter* [13] auf eine starke Druckwirkung durch die Plasmaströmung und den Tropfenaufprall zurückführen. Einen geringeren Einbrand im Vergleich zu einem Sprühlichtbogen bei einer gleichen Abschmelzleistung führen *Matthes* [172] und *Schellhase* [237] auf einen unterbrochenen Lichtbogendruck in der Grundstromphase zurück. Nach *Killing* [132] und *Matthes* [172] nimmt die Einbrandtiefe pro 100 A Schweißstrom um etwa 1,5 mm zu. Die mittlere Spannung eines Impulslichtbogens ist bei einer identischen Stromstärke im Vergleich zu allen anderen Lichtbogenarten um bis zu 4 V höher [131]. Mit einer zunehmenden Lichtbogenspannung wird der Einbrand breiter und es wird vermutet, dass die Viskosität des Schmelzbades abnimmt [132]. Der Tropfendurchmesser entspricht nach *Matthes* [172] etwa dem Drahtdurchmesser, wohingegen nach *Aichele und Smith* [1], *Wolff* [297] und *Pomaska* [210] eine Abhängigkeit der Tropfengröße von der Pulsfrequenz und nach *Killing* [133] sowie *Fritz und Schulze* [59] von der Impulsform besteht. Die Impulslichtbogentechnik funktioniert nur in einem Bereich geringer bis mittlerer Drahtgeschwindigkeiten, da der Werkstoffübergang bei hohen Drahtgeschwindigkeiten immer stärker dem Sprühlichtbogen ähnelt [13], sodass die Vorteile eines kontrollierten Werkstoffübergangs und eines geringeren Wärmeeintrages in das Bauteil verloren gehen. Bei sehr geringen Drahtgeschwindigkeiten kann der Impulslichtbogen den Kurzlichtbogen aufgrund einer zu niedrigen Tropfenfrequenz [13] oder eines zu hohen Wärmeeintrages [230] nicht ersetzen. Ein weiterer Nachteil des Impulslichtbogens ist der eng begrenzte Bereich stabiler Arbeitspunkte [237].

Als **Netzteile** kommen heutzutage vorwiegend Inverter-Stromquellen zum Einsatz, welche sich durch eine kleine Baugröße und ein geringes Transformatorgewicht auszeichnen [13] [53] [78] [133]. Zudem ist mit diesen Stromquellen eine Einflussnahme auf den Kurzschlussstrom, auf den Strom beim Aufbrechen einer Kurzschlussbrücke sowie auf den Strom zum Aufheizen des Zusatzwerkstoffs in nahezu Echtzeit möglich [32] [72]. Für Aluminiumwerkstoffe und Chrom-Nickel-Stähle sind Pulsströme von 450 A ausreichend, wohingegen für das Schweißen von un- und niedriglegierten Stählen 500 A bis 600 A notwendig sind [13]. *Schellhase* [237] geht hingegen bei Chrom-Nickel-Stählen davon aus, dass diese eines höheren Pulsstroms bedürfen als un- und niedriglegierte Stähle. Letztere Aussage ist kritisch zu hinterfragen, da Chrom-Nickel-Stähle aufgrund ihres höheren spezifischen elektrischen Widerstandes stärker durch die joulesche Wärme erhitzt werden und zudem einen geringeren Schmelzpunkt aufweisen als un- und niedriglegierte Stähle (siehe auch Kapitel 2.3.2).

Trotz des jahrelangen und des weitverbreiteten Einsatzes des MSG-Impulslichtbogens besteht bei dieser Technik weiterhin **Verbesserungs- und Entwicklungsbedarf**. Eine große Bedeutung wird der Reduzierung von Emissionen beigemessen [19] [20] [37] [118] [190] [209] [218] [228], da abzusehen ist, dass es künftig zu einer Verschärfung der Schadstoffverordnungen beim MSG-Schweißen hinsichtlich der zulässigen Art und Menge an Emissionen kommen wird [24] [50] [228]. Momentane Empfehlungen, geringe Stromstärken oder Gase mit einem geringen Oxidationspotential einzusetzen, sind bei Fügeaufgaben, die eine hohe Abschmelzleistung, eine hohe Wirtschaftlichkeit und einen sicheren Einbrand verlangen, nicht zielführend. Statt den Ursachen der Emissionsentstehung entgegenzuwirken, wird derzeit versucht, deren Auswirkungen anhand von Absaugbrennern [48] [258] oder Schweißerschutzhelmen mit Rauchabsaugung zu mindern, welche jedoch das Handling und die Zugänglichkeit einschränken. Simulationen von *Cooper et al.* [31] visualisieren die Ausbreitung von Schweißrauch durch die Schutzgasströmung und zeigen, dass Absaugbrenner nur einen Teil der Emissionen erfassen können.

Ein weiterer Schwerpunkt wird in der Entwicklung von MSG-Schweißverfahren für moderne, oft wärmeempfindliche Werkstoffe, für Multimaterialverbindungen sowie für beschichtete Werkstoffe gesehen [206] [287], die es gestatten die Abschmelzleistung des Schweißzusatzes von der Wärmeeinbringung in den Grundwerkstoff variabler einstellen zu können [121], sodass die Wärmeleitung an die Fügeaufgabe angepasst werden kann [293]. *Pomaska* [211], *Kolodziejczak* [142], *Killing* [132] und *Praveen et al.* [213] weisen zwar auf den Vorteil eines variablen Wärmeeintrages durch den Einsatz der Impulslichtbogentechnik hin, führen jedoch keine Wärmeleistungsmessungen durch und geben keine konkreten Empfehlungen, wie die Schweißparameter einzustellen sind. Die Ausführungen zum Stand der Technik zeigen darüber hinaus, dass die Auswirkungen der Schweißparameter auf den Elektrodenwerkstoffübergang noch größtenteils ungeklärt sind und der bisherige Erkenntnisstand zumeist auf visuellen Beobachtungen und Vermutungen beruht.

Gegenstand momentaner Forschungsbemühungen sind die Reduzierung von Spritzern, die Verbesserung der Prozessstabilität, die Ausweitung der Prozessfenster und die Vorhersagbarkeit der Eigenschaften der Schweißverbindung ohne das Durchführen von aufwändigen Testserien.



### 2.2.1 Hochgeschwindigkeitskinematographie

Die Hochgeschwindigkeitskinematographie ist die unkomplizierteste und gängigste Methode den Elektrodenwerkstoffübergang eines Schweißprozesses zu beobachten [22] [144]. Deren Verwendung wird jedoch, trotz großer Fortschritte bei dieser Technik in den letzten Jahrzehnten, durch die intensive Strahlung des Lichtbogens sowie durch die enormen Intensitätsunterschiede der Lichtbogenstrahlung zwischen der Grund- und der Pulsstromphase, bzw. zwischen der Brenn- und der Kurzschlussphase, erschwert. Um trotz der intensiven Plasmastrahlung und der großen Helligkeitsdynamik den Werkstoffübergang zu jedem Zeitpunkt visualisieren zu können, kommen häufig Schattentechniken (engl. *shadowgraph*) [54] [55] [65] [143] [144] [159] [260] [306], High Dynamic Range CMOS Kameras (HDRC), welche einen größeren Helligkeitsbereich abdecken [197], optische Filter [288] oder Laserbeleuchtungstechniken [56] [65] [162] [230] [244] [254] [255] [263] zum Einsatz. Selten wird die Hochgeschwindigkeits-Röntgen-Kinematographie verwendet [14], die mit einem sehr viel größeren mess- und sicherheitstechnischen Aufwand verbunden ist. Anhand dieser Methoden lassen sich der Werkstofftransfer bewerten, geometrische Daten extrahieren und die Prozessstabilität beurteilen. Ferner verwenden *Kruscha et al.* [151] [150] [224] [294] Hochgeschwindigkeitsaufnahmen mit synchron aufgenommenen Lichtbogenspannungs- und Schweißstromverläufen in einer explorativen Datenanalyse zur Entwicklung von inversen Modellen sowie *Rose et al.* [65] [230] als Eingangsdaten für die numerische Simulation. Des Weiteren kann anhand der Tropfengröße und -geschwindigkeit [165] [288] der Tropfenimpuls berechnet werden [30] [244]. Kritisch anzumerken ist bei allen zweidimensionalen Visualisierungstechniken, dass Bewegungen senkrecht zur Bildebene sowie die räumliche Gestalt der betrachteten Objekte nicht darzustellen sind.

Zur Charakterisierung von Gasströmungen in MSG-Prozessen wird die Hochgeschwindigkeits-technik mit der PIV- oder der Schlierentechnik kombiniert [43] [44] [60] [241] [258] [294] [311]. Das PIV-Verfahren ermöglicht eine detaillierte quantitative Abbildung des Strömungsverlaufs, ist mit einem relativ großen messtechnischen Aufwand verbunden und nicht für die Visualisierung der Gasströmung außerhalb des Schutzgasfreistrahls geeignet [44]. Der messtechnische Aufwand der Schlierentechnik ist erheblich geringer, gestattet jedoch nur eine qualitative Darstellung der Strömungscharakteristik durch die Visualisierung von Dichtegradienten. Da es sich um eine Durchstrahlungstechnik handelt, ist die genaue Position der Dichtegradienten nicht zu bestimmen. Beide Methoden werden eingesetzt, um die Schutzgasabdeckung zu verbessern, die insbe-

sondere für das MIG-Schweißen von hochlegierten Stählen, Aluminium und Titan wichtig ist [43] [241]. Aus den aufgeführten Untersuchungen ist kein Einfluss der Strömungscharakteristik auf den Elektrodenwerkstoffübergang bekannt.

### 2.2.2 Elektroden- und Schweißtropfentemperatur, Wirkungsgrad

Die Elektroden- und Schweißtropfentemperatur wird zum einen taktill bestimmt, indem Thermo-elemente in die Flugbahn der Schweißtropfen platziert oder direkt in das Schmelzbad eingebracht werden [185]. Diese taktile Messmethode hat die Nachteile einer geringen zeitlichen und örtlichen Temperaturlösung, eines eingeschränkten Messbereichs sowie der Wärmeableitung und der Kontamination der Schmelze. Vorteilhaft sind der geringe messtechnische Aufwand sowie die hohe Genauigkeit und die Zuverlässigkeit der Messmethode.

Zum anderen werden berührungslose Messgeräte zur Bestimmung der Oberflächen-temperatur wie Pyrometer [76] und Wärmebildkameras eingesetzt. Diese verwenden die Gesetzmäßigkeit, dass Gegenstände mit einer Temperatur größer als 0 K Wärmestrahlung mit einer Gesamtstrahlungsleistung  $P_{St}$  nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz emittieren:

$$P_{St} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A_{St} \cdot T_A^4 \quad \text{Gl. 1}$$

Die Gesamtstrahlungsleistung  $P_{St}$  ist demnach proportional zur Emissivität der betrachteten Oberfläche  $\varepsilon$ , der Stefan-Boltzmann-Konstanten  $\sigma$  und der abstrahlenden Fläche  $A_{St}$  sowie proportional der vierten Potenz der absoluten Oberflächentemperatur  $T_A$ . Andere Messsysteme nutzen den Zusammenhang, dass sich die Frequenzverteilung der Strahlung mit der Temperatur verändert [76] [111]. Mit einer zunehmenden Temperatur verschiebt sich die maximale Intensität der Strahlung zu geringeren Wellenlängen. Bei beiden Methoden muss der Emissionskoeffizient  $\varepsilon$ , welcher zwischen 0 und 1 liegt, bekannt sein. Dieser wird geschätzt oder durch Messungen bestimmt [75]. Der Koeffizient ist bei heißen Schmelzen jedoch neben der Temperatur abhängig von der Oberflächenbeschaffenheit und dem Oxidationsgrad [75] [181]. Auch bei Schweißprozessen variiert dieser zeitlich wie örtlich an den Elektroden und ist daher nur schwer zu bestimmen [181]. Deshalb sind Zweifarbenpyrometer besonders dazu geeignet die Oberflächen-temperatur von Schmelzen zu bestimmen, da für deren Einsatz der Emissionskoeffizient nicht bekannt sein muss [187]. Mit dieser Methode beurteilen *Hofmeister et al.* [100] das Abkühlverhalten eines fallenden Niobtropfens, indem die Wärmestrahlung der Tropfen über einen Strahlteilerwürfel in zwei Strahlenbündel aufgeteilt, über zwei Filter ( $900 \pm 10$  nm und  $655 \pm 70$  nm)

geführt und anhand von zwei Fotodioden (EGG HUV-200B) ausgewertet wird. Müller *et al.* [187] zeigen, dass mit Fotodioden auch noch eine Temperatur von nur ca. 573 K bestimmt werden kann. Fotodioden zeichnen sich durch eine hohe zeitliche Auflösung aus. Die Temperatur kann jedoch nur punktuell analysiert werden. Statt der Dioden verwenden Mishin *et al.* [181] Monochromatoren und bilden den Intensitätsquotienten bei  $685 \pm 8$  nm und  $831 \pm 8$  nm, sodass die Temperatur eindimensional gemessen werden kann. In der Arbeit von Boulos *et al.* [22] wird diese Technik, bei Wellenlängen von 800 nm und 900 nm, zur Bestimmung der Temperatur von schnell fliegenden Partikeln benutzt. Für die Realisierung einer zeitlichen wie auch einer örtlichen Auflösung werden Hochgeschwindigkeitskameras als Signalaufnehmer eingesetzt. Abbildung 2–6a zeigt, wie hierbei die Wärmestrahlung zumeist mit einem Objektiv eingefangen und mithilfe eines Spiegelprismas in zwei Strahlenbündel aufgeteilt wird, die über zwei Interferenzfilter unterschiedlicher Wellenlänge geführt und auf dem CCD oder CMOS Sensor der Kamera abgebildet werden [252] [265] [300] [301] [302].

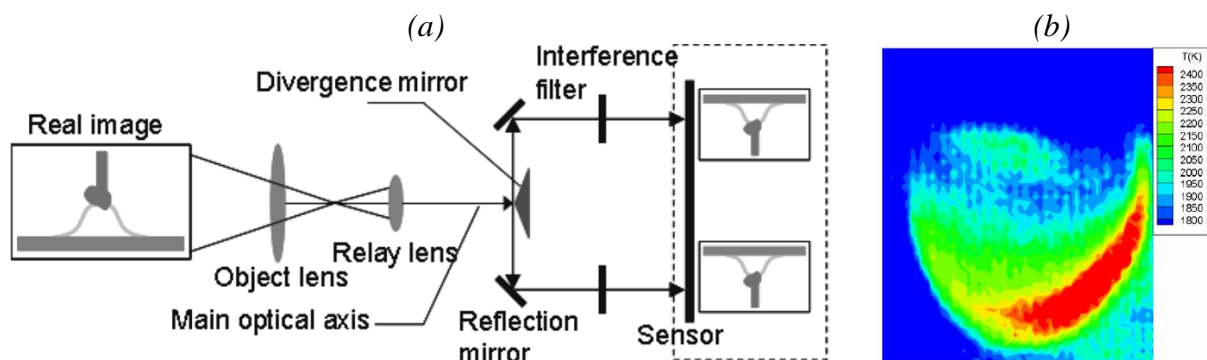


Abbildung 2–6: Schematischer Versuchsaufbau eines Zweifarbenpyrometers [265] (a) und Temperaturplot eines Schweißtropfens [21] (b) mit dem Versuchsaufbau von [265]

Tanaka *et al.* [265] und Yamazaki *et al.* [300] [301] [302] verwenden Interferenzfilter bei 950 nm und 980 nm, um die Wärmestrahlung in einem Wellenlängenbereich zu bestimmen, indem die Störstrahlung durch das Lichtbogenplasma gering ausfällt. Ungeachtet der gewählten Wellenlängen reduzieren oder schalten die Forscher den Schweißstrom für die Messungen jedoch aus. Zu vermuten ist, dass die Breite des Transmissionsbereichs der Interferenzfilter (FWHM) zu groß gewählt ist, sodass die Lichtbogenstrahlung, wie in den Rohdaten von Yamazaki *et al.* [302] zu erkennen ist, dennoch Einfluss auf das Messergebnis nimmt. Die geringe Sensitivität der Sensoren von Hochgeschwindigkeitskameras in diesem Wellenlängenbereich (siehe exemplarisch Abbildung 9–2 im Anhang) hat zudem zur Folge, dass mit einer langen Belichtungszeit gearbeitet werden muss und die maximale Bildfrequenz folglich nur zwischen 125 Hz und 500 Hz liegt.

Diese langen Belichtungszeiten führen zu einer Bildunschärfe und zu einer Schlierenbildung bei den sich schnell bewegenden Schweißtropfen. Das Messergebnis in Abbildung 2–6b zeigt zudem, dass der Dynamikbereich der Temperatur und die örtliche Auflösung bei bisherigen Systemen gering sind. *Hirata et al.* [98] verwenden zur Untersuchung eines Kurzlichtbogens statt einer Hochgeschwindigkeitskamera zwei herkömmliche CCD-Kameras in Kombination mit einem Strahlteiler und Interferenzfiltern bei 689 nm und 590,2 nm. Mit einem solchen System sind jedoch keine schnellen Bildfolgen zu realisieren. Sonderlösungen, wie z.B. das von *Hernandez et al.* [92] entwickelte Pyroreflektometer, sind mit einem deutlich höheren messtechnischen Aufwand verbunden.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Festkörperoberflächentemperatur in Schweißprozessen vorteilhaft mit der Zweifarbenpyrometrie bestimmt werden kann, welche die Ansprüche einer hohen örtlichen wie auch einer hohen zeitlichen Auflösung erfüllt. Zudem wird der Schweißprozess durch die Messmethode nicht beeinflusst. Die Pyrometrie ermöglicht jedoch nur die Bestimmung von Oberflächentemperaturen und nicht der Temperatur im Inneren von flüssigen Phasen. Verbesserungsbedarf besteht in der Ausweitung des Dynamikbereichs der Temperatur und in der Steigerung der Bildfrequenz. Zudem ist der Einfluss der Lichtbogenstrahlung auf die Temperaturmessung zu klären.

Der Wirkungsgrad von MSG-Schweißprozessen [45] [79] [175] [207] [293] oder die mittlere Tropfentemperatur [248] [249] [251] [252] [254] [255] [293] werden anhand der Kalorimetrie bestimmt. Zur Analyse des Wirkungsgrades werden Seebeck- [45] [207], Differenztemperatur- [79] [175], Differenzmasse- [207] oder Flüssigkeitskalorimeter [293] verwendet. Im Vergleich zu den erstgenannten Methoden zeichnet sich das Flüssigkeitskalorimeter durch eine höhere Genauigkeit und eine deutlich geringere Messzeit aus [175]. Detaillierte Angaben zum Aufbau und zur Funktionsweise der unterschiedlichen Kalorimetertypen sind [175] zu entnehmen. Vorteilhaft ist zudem die hohe Reproduzierbarkeit der Methode, wie ein Vergleich der Messergebnisse von [45] [79] [175] [207] [293] zeigt. Die Aussagekraft des Wirkungsgrades für die Vorhersage der geometrischen Schmelzbadausbildung ist jedoch gering, da diese durch viele weitere Faktoren, wie z.B. die Energiedichteverteilung oder das Staudruckprofil, bestimmt wird.

Die mittlere Tropfentemperatur wird ermittelt, indem das Werkstück durch eine Ringelektrode [248] [249] [252] [254] [255] oder durch zwei gekühlte Kupferrohre [293] substituiert wird, sodass die Schweißtropfen in eine kalorimetrische Flüssigkeit oder in einen kalorimetri-



schen Behälter gelangen [293]. Aus dem Temperaturanstieg der kalorimetrischen Flüssigkeit bzw. des kalorimetrischen Behälters wird auf die mittlere Tropfentemperatur zurückgerechnet. Die Beeinträchtigung des Schweißprozesses durch die Ring-Elektrode sowie die von der Tropfenenthalpie separate Auswertung der Kathodenleistung (Energieeintrag in die Ring-Elektrode) werden in der Literatur nicht dokumentiert. Aus Arbeiten von *Quigley et al.* [217] ist für das Wolframinertgas- (WIG) Schweißen bekannt, dass die Energieeinbringung in eine gekühlte Kupferanode um etwa 30 % höher ausfällt als in eine geschmolzene Eisenanode. Für flächige Kathoden liegen jedoch keine Ergebnisse vor. Nachteilig an der Tropfenkalorimetrie ist, dass die Flugbahn der Schweißtropfen verlängert wird, keine örtliche wie zeitliche Auflösung der Temperatur gegeben ist und die Messung nicht in-situ erfolgt.

### 2.2.3 Thermophysikalische Eigenschaften von flüssigen Phasen

Thermophysikalische Eigenschaften von flüssigen Phasen wie die Oberflächenspannung, die Dichte und die Viskosität bei unterschiedlichen Temperaturen, Zusammensetzungen und Oxidationsgraden werden zumeist in messtechnisch aufwändigen Versuchsaufbauten bestimmt [7] [18] [49] [58] [69] [70] [90] [101] [102] [110] [126] [127] [128] [148] [155] [170] [171] [176] [182] [183] [184] [202] [203] [204] [225] [243] [286] [295] [299], die schwer oder nicht in einen Schweißprozess zu integrieren sind. Ferner existieren Modelle zur Berechnung dieser Stoffdaten [6] [41] [182] [183] [184] [233] [262] [266]. *Assael et al.* [7] bewerten eine große Anzahl an Viskositäts- und Dichtemessungen, recherchieren hierbei Abweichungen von bis zu 400 % in der Viskosität und entwickeln aus vertrauenswürdigen Ergebnissen anhand einer linearen Regressionsanalyse Dichte- und Viskositätskurven in Abhängigkeit der Temperatur, siehe Abbildung 2–7.

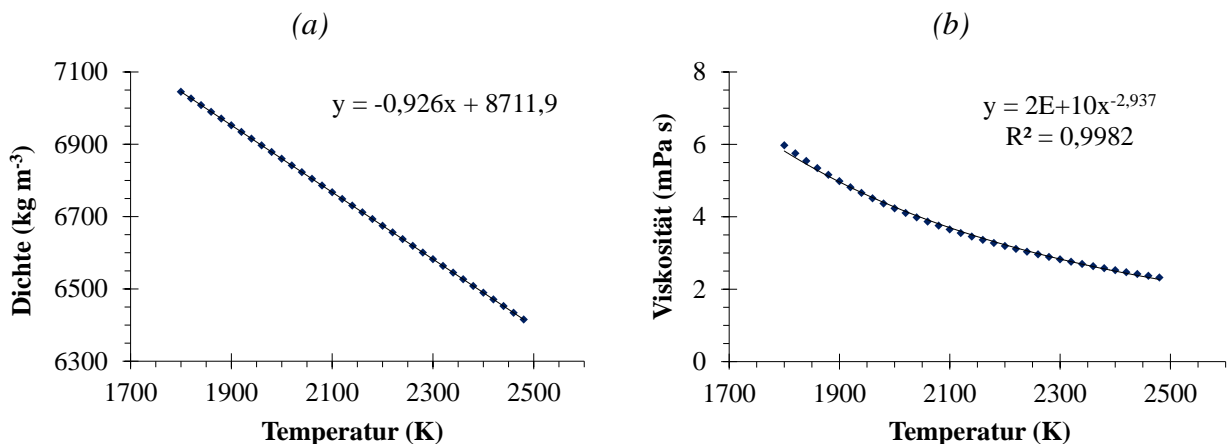


Abbildung 2–7: Dichte (a) und Viskosität (b) von Reineisen als Funktion der Temperatur, modifiziert übernommen aus [7]

*Assael et al.* [7] gehen auch unter bestmöglichen Bedingungen der Schwerelosigkeit, welche durch Untersuchungen im Weltraumlabor [102] [148] [204] oder bei Parabelflügen geschaffen werden, von Unsicherheiten von bis zu 0,8 % bei der Ermittlung der Dichte und von  $\pm 6$  % bei der Bestimmung der Viskosität von Reineisen sowie von  $\pm 14$  % bei der Bestimmung der Viskosität von Aluminium aus. Nach *Glorieux* [69] sind erdgebundene Messungen der Viskosität kaum möglich. *Keene* [126] [127] [128], *David et al.* [35], *Borgmann* [18] und *Xue et al.* [299] zeigen zudem, dass schon geringe Mengen an aktiven Gasen oder festen Verunreinigungen zu einer deutlichen Veränderung der Oberflächenspannung führen, siehe Abbildung 2–8a. *Keene* [127] [128] extrahiert daher aus einer Vielzahl von Messdaten der Literatur einen gemittelten Oberflächenspannungsverlauf, siehe Abbildung 2–8b. Entsprechende Stoffdaten für Aluminium sind der Abbildung 9–3 im Anhang zu entnehmen.

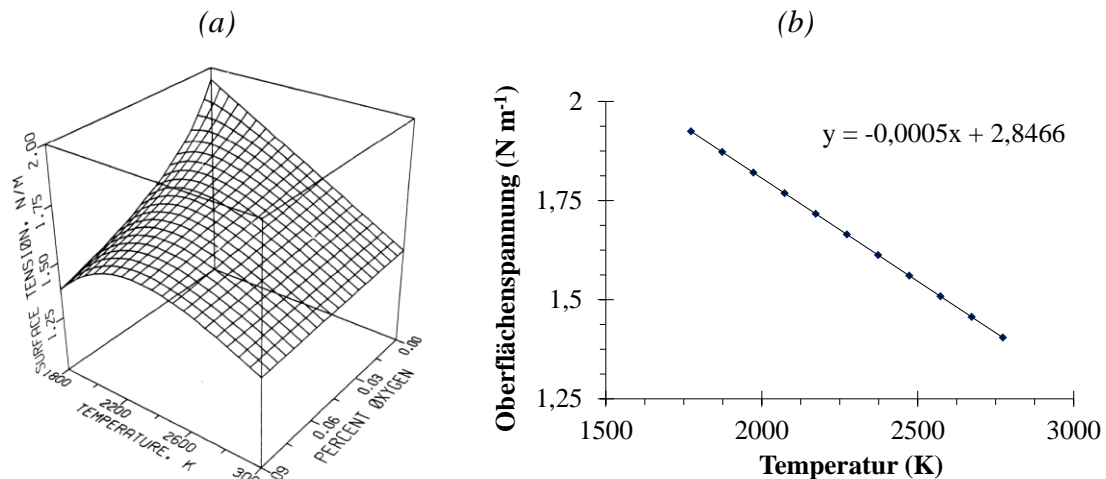


Abbildung 2–8: Oberflächenspannung von Reineisen als Funktion der Temperatur und der Sauerstoffkonzentration [35] (a) und als Funktion der Temperatur, modifiziert übernommen aus [127] [128] (b)

Die Oberflächenspannung und die Viskosität von Metallen werden bestimmt, indem diese durch eine Energiequelle wie einen Laser [69] [70] [110] [203] [225] [295], ein Plasma [182] [183] [184] oder einen Induktor [49] [58] [170] [171] [176] aufgeheizt werden, bis sich ein Tropfen ausbildet. Dieser Tropfen wird zumeist durch einen Gasstrom [69] [70] [90] [295] oder ein Magnetfeld [49] [58] [110] [202] [203] [225] sowie seltener durch ein akustisches Feld [102] in der Schwebe gehalten und in Schwingung versetzt. Eine andere Möglichkeit besteht in der Analyse der Tropfen im freien Fall [170] [171] [182] [183] [184]. Wird die Kraft, welche die Schwingung verursacht, ausgeschaltet, vollzieht der Tropfen eine Bewegung, die sich anhand einer symmetrischen, gedämpften Oszillation beschreiben lässt, siehe Abbildung 2–9. Die bisher

zumeist eingesetzte Video- und Fotodiodentechnik [49] [90] [155] [170] [171] zur Aufzeichnung der Tropfenbewegung wird heute häufig durch moderne Hochgeschwindigkeitskameras [69] [90] [182] [184] ersetzt. Die Temperatur wird mit Thermoelementen [90] [155] oder Pyrometern [170] [203] [225] gemessen. Ist die Tropfenschwingung keiner weiteren äußeren Kraft ausgesetzt, steht die Oberflächenspannung des Tropfens  $\sigma_T$ , wie von *Rayleigh* [223] beschrieben und wie von *Cummings* [33] für eine erdgebundene Schwingung korrigiert, in Zusammenhang zu dessen Schwingungsfrequenz.

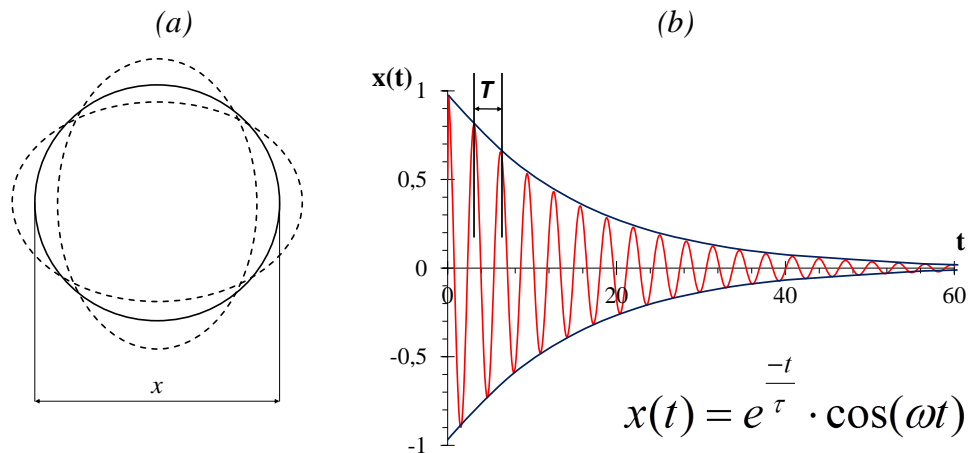


Abbildung 2-9: Schematische Darstellung der Verformung eines oszillierenden Tropfens (a) und Darstellung des Schwingungsverhaltens einer symmetrischen gedämpften Oszillation über die Zeit (b)

Die Oberflächenspannung  $\sigma_T$  kann anhand der Dichte des Liquides  $\rho_T$ , des Tropfenradius  $r_T$  und der Periodendauer einer Schwingung im geringsten Schwingungsmodus  $T_T$  beschrieben werden:

$$\sigma_T = \frac{\pi^2 r_T^3 \rho_T}{2T_T^2} \quad \text{Gl. 2}$$

Die Tropfenoszillation wird durch die Viskosität des Tropfens gedämpft. Nach *Chandrasekhar* [27] kann die Viskosität  $\mu_T$  anhand der Abklingdauer der Schwingung  $\tau_T$ , des Tropfenradius  $r_T$  und der Dichte des Liquides  $\rho_T$  berechnet werden:

$$\mu_T = \frac{r_T^2 \rho_T}{5\tau_T} \quad \text{Gl. 3}$$

Für die Verwendung dieser Formel muss (i.) die Geometrie des Tropfens kugelförmig sein, (ii.) die Schwingung während der Zeitspanne  $t = 1/\tau$  ungestört erfolgen, und (iii.) es darf kein weiterer Dämpfungsmechanismus vorhanden sein. Aus den Messungen der Oberflächenspannung oder der Viskosität kann anhand der bekannten Zusammenhänge zwischen der Temperatur und

der Oberflächenspannung (siehe Abbildung 2–8b) [127] [128] [152], bzw. der Viskosität (siehe Abbildung 2–7b) [7], die Tropfentemperatur berechnet werden.

Trotz der oben beschriebenen messtechnischen Diffizilität wird die Oszillationsmethode auch zur erdgebundenen Analyse der Oberflächenspannung und der Viskosität von Schweißtropfen bei MSG-Prozessen eingesetzt [9] [10] [248] [249] [260] [261]. Bei diesen Untersuchungen wird die Zusatzwerkstoffelektrode durch den Schweißvorgang aufgeschmolzen (siehe auch Kapitel 2.3.2) und die Tropfenschwingung um die eigene Sphäre während des freien Fluges zum Werkstück bestimmt. Es erfolgt keine zusätzliche externe Zuführung von Energie zum Aufheizen der Tropfen oder zum Anregen der Tropfenschwingung. *Subramaniam et al.* [260] [261] verwenden die "Oszillationsmethode" um die Oberflächenspannung von Aluminium (Al 4047 (AlSi 12)) zu bestimmen. Mit dem Ziel, die Flugbahn der Schweißtropfen zu verlängern, werden hierbei jedoch extrem lange und damit praxisunübliche Lichtbögen eingesetzt. Zudem wird eine konstante Dichte für das Aluminium angenommen, obwohl diese abhängig von der Temperatur ist, siehe Abbildung 9–3b im Anhang. In einer eigenen Studie [9] wird zudem die Viskosität eines Schweißtropfens aus Reineisen bestimmt. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass nur die Viskosität von kleinen Satellitotropfen mit der eingesetzten Messtechnik ermittelt werden kann, welche durch nicht praxisrelevante Schweißereinstellungen hervorgerufen werden. Die exakte Bestimmung des Tropfenradius ist besonders wichtig, da dieser zur dritten Potenz nach Gl. 2 in die Berechnung der Oberflächenspannung eingeht. Der Tropfenradius wird in [9] und [11] taktil nach dem Abkühlen der Schweißtropfen und in den anderen aufgeführten Arbeiten optisch ermittelt. Die taktile Bestimmung des Durchmessers ist kritisch zu bewerten, da die Tropfen bei einer Tropfenfrequenz zwischen ca. 50 Hz und 400 Hz nicht den entsprechenden Messdaten zugeordnet werden können, es zu einer temperaturbedingten Volumenabnahme kommt und die Schweißtropfen nicht rund erstarren.

Zusammenfassend liegen die Vorteile dieser berührungslosen Messmethode darin, dass der Schweißprozess unbeeinflusst und in-situ analysiert werden kann. Zu klären ist, welche Auswirkungen der Lichtbogen und die Oxidation auf das Messergebnis haben. Zudem sind praxisrelevante Einstellungen zu wählen, die Dichte des Liquids ist iterativ an die berechnete Temperatur anzupassen und der Tropfendurchmesser ist mit einer geeigneten Methode zu bestimmen. Zur Absicherung der Messergebnisse ist die Temperatur der Tropfen zeitgleich aufzunehmen.

#### 2.2.4 Zusammensetzung und Stromdichteverteilung thermischer Plasmen

Die Zusammensetzung thermischer Plasmen wird anhand der Spektroskopie [71] [73] [231] [269] [279] [280] [294] [309], spektralselektiver Fotodioden [91] [229] [230] und optischer Filter [73] [216] [230] bestimmt. Mit diesen Methoden kann das Auftreten von Metaldampf beim MSG-Schweißen detektiert werden. Zur Visualisierung der Strahlung von Kupfer verwenden *Goecke et al.* [73] einen Interferenzfilter bei  $510 \pm 3$  nm und für die Argonstrahlung  $750 \pm 3,5$  nm. Nachteilig bei dieser Filterauswahl sind die unterschiedlichen Transmissionsintensitäten der Filter, sodass mit unterschiedlichen Bildfrequenzen und Belichtungszeiten gearbeitet werden muss. Anhand von Fotodiodenmessungen lässt sich ferner die Plasmatemperatur abschätzen [91] und mittels Spektroskopie [74] bestimmen. Da viele weitere Plasmaeigenschaften eng an die Temperatur gekoppelt sind [30], lassen sich u.a. die elektrische und die thermische Leitfähigkeit oder der Ionisierungsgrad aus den Temperaturmessungen ableiten [30] [71]. Die Spektroskopie hat jedoch die Nachteile einer kostenintensiven, sensitiven und aufwändigen Messtechnik sowie einer zeitintensiven Auswertung. Zusätzlich müssen Annahmen wie die rotationssymmetrische Ausbildung des Lichtbogens oder Annahmen zum thermodynamischen Zustand (wie z.B. LTG) getroffen werden [10] [22] [141].

Die elektrische Stromdichte, eine für Schweißprozesse wesentliche Lichtbogeneigenschaft, kann bei Wolframschutzgas- (WSG) Lichtbögen auch taktill anhand des "geteilten Anodenverfahrens" (engl. *split anode*) bestimmt werden [8] [62] [63] [195] [272]. Aufgrund des Elektrodenwerstoffübergangs sind für MSG-Prozesse jedoch vorwiegend berührungslose Messmethoden relevant, welche Hallsonden oder Spulen (engl. *B-dot-probes*) verwenden, die das Ringintegral der magnetischen Flussdichte messen, aus dem die Stromdichte anhand des ampèreschen Gesetzes, auch Durchflutungsgesetz genannt, rekonstruiert wird [10] [166] [292] [305]. Diese Methode wird erfolgreich bei WIG-Lichtbögen [8] [11] und in der Schaltungstechnik [166] [292] [305] eingesetzt, scheidet jedoch momentan bei MSG-Lichtbögen noch aufgrund einer zu geringen örtlichen Auflösung [10] und aufgrund von fehlenden Informationen zur Stromdichteverteilung in metaldampfdominierten Lichtbögen, welche für die Rekonstruktion benötigt werden [11]. Neue Ansätze, Hallsonden mit dem methodischen Ansatz der "geteilten Anoden" zu kombinieren, sind vielversprechend, konnten bisher jedoch noch nicht vollständig umgesetzt werden [11].

### 2.2.5 Lichtbogendruck und Schmelzbadgeometrie

Neben der Stromdichte ist der Lichtbogendruck entscheidend an der Ausbildung des Schmelzbades beteiligt, welcher für WIG-Lichtbögen anhand einer flachen wassergekühlten Kupferanode, wie z.B. in [62] [63] [158] [250] beschrieben, bestimmt wird. Der Druck an einer stabförmigen Kathode fällt nach Messungen von *Schoeck et al.* [242] höher aus als an der flachen Gegenelektrode. An MSG-Lichtbögen wird aufgrund des Werkstoffübergangs zumeist nur die Gesamtkraft wie von *Doan und Lorentz* [42] anhand einer Federwaage, von *Erdmann-Jesnitzer und Primke* [52] mittels Waagebalken, von *Jochim et al.* [119] durch einen Biegebalken, von *Nieburg* [196] mithilfe einer Kraftdose und von *Wienecke* [291] mit einer magnetischen Waage gemessen. Einschränkend ist bei diesen Messungen anzumerken, dass die Untersuchungen mit einer geringen zeitlichen Auflösung bei heute untypischen Drahtmaterialien und -durchmessern sowie unüblichen Gasen und Prozesseinstellungen durchgeführt wurden. Nur *Thurner* [268] führt Druckmessungen auch bei einem modernen MSG-Prozess an einer gekühlten Kupferkathode durch, die für die Bewertung des Einbrandes, jedoch nicht für den Schweißtropfenablösevorgang von Interesse sind.

Die Schmelzbadgeometrie wird beim MSG-Schweißen überwiegend anhand von Schliffbildern beschrieben [1] [13] [59] [77] [133] [211] [253] [263], welche jedoch nur einen zweidimensionalen Schnitt senkrecht zur Schweißrichtung wiedergeben. Die Schmelzbadausbildung in Schweißrichtung sowie das dynamische Verhalten können nicht dargestellt werden [281]. Für diese Informationen wird in Untersuchungen zum WIG- [5] [235] [250], zum Plasma- [246] [250] und zum MSG-Schweißen [281] [282] [293] das schmelzflüssige Schweißbad ausgetrieben und die dadurch entstehende Geometrie zwischen der Liquidus- und der Soliduslinie dreidimensional vermessen. Vom Laserschweißen sind zudem röntgentechnische Durchstrahlungsverfahren [34] bekannt, die jedoch mit einem großen mess- und sicherheitstechnischen Aufwand verbunden sind. Stereo- und Laserschnitttechniken [144] [256] [307] bilden nicht den Einbrand, sondern die Geometrie zwischen dem Schmelzbad und dem Lichtbogen ab.

### 2.2.6 Numerische Modelle

Die Ausführungen zum Stand der Messmethoden zeigen, dass nur wenige experimentelle Analysen zu MSG-Prozessen existieren. Dies ist auf eine hohe Frequenz der Tropfenbildung und -ablösung, die wiederum eine hohe Dynamik zahlreicher gekoppelter Prozesse auslöst, sowie auf

eine hohe Plasmatemperatur und eine intensive Plasmastrahlung zurückzuführen. Diese für ein Experiment widrigen Umstände erklären die große Anzahl an Publikationen, die den MSG-Prozess anhand von numerischen Modellen beschreiben. Simulationsmodelle lassen sich laut *Hertel et al.* [95] nach ihrer Komplexität und nach ihrem Berechnungsaufwand in (i.) sequentiell und (ii.) parallel gekoppelte Modelle unterteilen, siehe Abbildung 2–10. Die Komplexität bezeichnet hierbei den Umfang der implementierten physikalischen Vorgänge, und der Berechnungsaufwand steht für die Größe des Berechnungsraums und für die Netzauflösung. Die sequentiell gekoppelten Modelle betrachten nur einen einzelnen Teilbereich des Gesamtprozesses getrennt von anderen, wie z.B. den Lichtbogen oder den Materialtransfer oder das Schmelzbad. Die Teilergebnisse werden zur Beschreibung des Gesamtprozesses in einem anschließenden Arbeitsschritt miteinander gekoppelt, sodass die Rechenzeit minimiert werden kann.

Lichtbogenmodelle unterschiedlicher Komplexität [43] [44] [63] [64] [66] [73] [190] [238] [239] [240] [273] geben zumeist die Geometrie der Elektroden vor, welche zuvor häufig experimentell gewonnen wird (z.B. *Rose et al.* [229] [230]). Vermehrt beinhalten Modelle jedoch auch die Beschreibung von flüssigen Phasen, um den Materialtransfer beschreiben zu können [29] [54] [55] [81] [82] [83] [84] [85] [86] [93] [99] [103] [122] [123] [193] [219] [221] [222] [283] [284] und weisen meistens eine geringere Komplexität des Lichtbogenmodells auf, um den Berechnungsaufwand zu begrenzen. Schmelzbadmodelle [28] [36] [77] [105] [137] [147] [219] [220] [264] [281] [285] [298] verwenden häufig die aus den umfangreicheren Lichtbogenmodellen gewonnenen Lichtbogeneigenschaften und zeichnen sich daher durch eine geringe Komplexität aus. Aufgrund eines großen dreidimensionalen Berechnungsraums mit vielen Elementen ist der Berechnungsaufwand jedoch hoch.

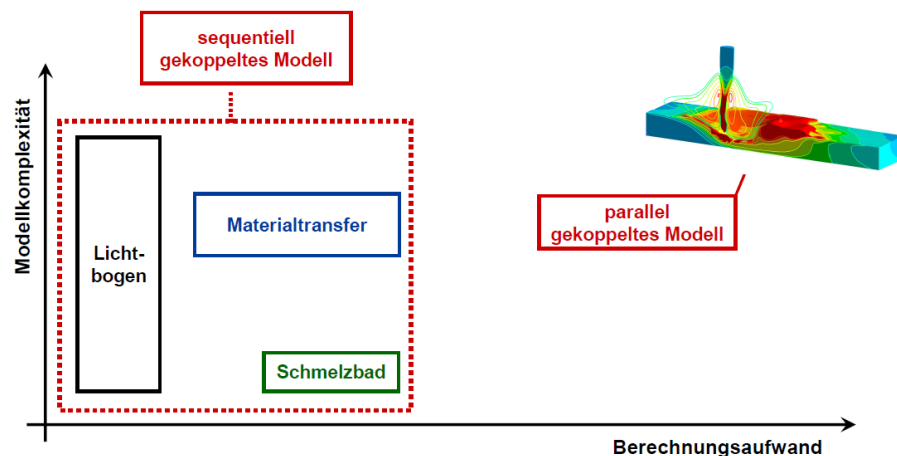


Abbildung 2–10: Einteilung von Simulationsmodellen nach ihrer Komplexität und ihrem Berechnungsaufwand [95]

Bisher wurde überwiegend die sequentielle Vorgehensweise verfolgt. Es ist jedoch abzusehen, dass diese Modelle in der Zukunft vermehrt gekoppelt eingesetzt werden, um die Ausbildung des Schmelzbades präziser und flexibler vorhersagen zu können [189] und somit den praktischen Nutzen der Simulation zu erhöhen. Erste parallel gekoppelte Untersuchungen [55] [93] [95] [104] [191] verwenden bisher aufgrund einer begrenzten Rechenleistung noch recht stark vereinfachte Modelle. Hierbei zeigen *Hu und Tsai* [104], dass sich auch die Lichtbogeneigenschaften durch die Schmelzbadausbildung und durch den Schweißvorschub transient verändern und daher nicht als konstant angenommen werden dürfen. *Füssel et al.* [64] und *Xu et al.* [298] zeigen zudem, dass sich der Lichtbogen beim MSG-Schweißen durch die Brennerbewegung nicht rotations-symmetrisch ausbildet und schlussfolgern, dass die Annahme von Rotationssymmetrie nicht gerechtfertigt ist. Auf der Basis dieser Erkenntnisse sind diagnostische Methoden, welche Rotationssymmetrie voraussetzen, wie die Magnetfeldmessung oder die Spektroskopie, kritisch zu prüfen und experimentelle Analysen zur geometrischen Schmelzbadausbildung und zur Schmelzbadtemperatur durchzuführen.

Die Entwicklung der Simulation in den letzten zwei Jahrzehnten hat gezeigt, dass auch zunächst plausibel erscheinende Ergebnisse ohne eine experimentelle Absicherung kritisch zu bewerten sind. Beispielsweise reduziert die Implementierung der Metallverdampfung die maximale Plasmatemperatur im Lichtbogenkern von ca. 19.000 K [83] [84] [298] auf nur ca. 7.000 K (siehe auch Kapitel 2.3.1). Weitere wichtige physikalische Prozesse, die berücksichtigt werden müssen, sind die Strahlung, der Lichtbogenansatz, die Reabsorption von Strahlung und die Beschreibung der Randschichten. Für die Entwicklung und für die Validierung von aussagekräftigen Modellen, welche die Beschreibung der flüssigen Phasen der Elektroden und der Schweißtropfen beinhalten, fehlen bis heute wichtige thermophysikalische Stoffdaten, sodass z.B. *Haidar und Lowke* [81] [82] [85] eine feste Oberflächenspannung von  $1,2 \text{ N m}^{-1}$  annehmen oder *Xu et al.* [298] eine einheitliche Tropfentemperatur von 3.000 K. Dabei zeigen Untersuchungen von *Füssel et al.* [64], dass die Oberflächenspannung essentiell für den Elektrodenwerkstoffübergang ist. Ferner ist von *Jenkins et al.* [116] [118], *Bosworth et al.* [19], *Murphy* [190], *Yamazaki et al.* [300] und *Deam et al.* [37] bekannt, dass die exakte Tropfentemperatur ausschlaggebend für die Metallverdampfung ist. Notwendige Messdaten für die Weiterentwicklung von Simulationsmodellen sind die Temperatur, die Oberflächenspannung und die Viskosität der flüssigen Phasen als Funktion der Elektrodenwerkstoff- und Schutzgaszusammensetzung sowie der Schweißparameter.



### 2.3 Erkenntnisstand zum Elektrodenwerkstoffübergang

Der Vorgang des Elektrodenwerkstoffübergangs ist sehr komplex und kann bisher nur lückenhaft beschrieben werden. Die Auswirkungen des Zusatzwerkstofftransfers auf die Schmelzbadausbildung und somit auf das Schweißergebnis sind fast vollständig ungeklärt. Für eine übersichtliche Darstellung der komplexen Vorgänge werden im Folgenden zunächst die beiden wichtigsten Einflüsse auf den Elektrodenwerkstoffübergang (Plasmaeigenschaften und Lichtbogenansatz) separat vom eigentlichen Prozess des Werkstofftransfers dargestellt, welcher zudem in die drei Teilvorgänge Aufschmelzen, Tropfenbildung und Tropfentransfer unterteilt wird, siehe Abbildung 2–11. Abschließend werden die bekannten Wechselwirkungen des Elektrodenwerkstofftransfers mit der Schmelzbadausbildung aufgezeigt.

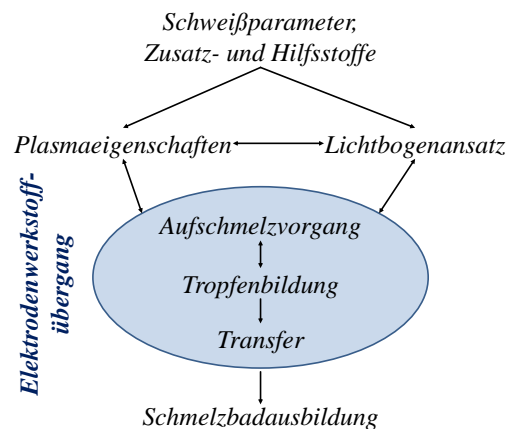


Abbildung 2–11: Teilvorgänge des Elektrodenwerkstoffübergangs beim MSG-Schweißen und Wechselwirkungen mit dem Lichtbogen und dem Schmelzbad

Da es zum Impulslichtbogen-Schweißprozess nur sehr wenige Untersuchungen gibt und sich der Übergang von einem Impulslichtbogen zu anderen Lichtbogenarten wie. z.B. zu einem Sprühlichtbogen fließend vollzieht, wird in diesem Kapitel der Wissensstand zu allen relevanten Lichtbogenarten zusammengefasst.

#### 2.3.1 Plasmaeigenschaften und Lichtbogenansatz

Die Plasmaeigenschaften werden maßgeblich von der Plasmazusammensetzung bestimmt, welche primär vom eingesetzten Schutzgas und sekundär von den Substanzen der Elektrodenverdampfung beeinflusst wird. Die Verdampfung hängt wiederum stark vom Lichtbogenansatz ab, welcher durch das eingesetzte Schutzgas, das Elektrodenmaterial, die Elektrodengeometrie und den Schweißstrom sowie auch durch den Verdampfungsvorgang selbst bestimmt wird.

Durch die **Schutzgasauswahl** und insbesondere über den Anteil an Kohlendioxid kann der Lichtbogenansatz an der Drahtelektrode und damit die Charakteristik des Zusatzwerkstoffübergangs, wie im Stand der Technik beschrieben (siehe Kapitel 2.1), grundlegend verändert werden [53] [120] [132] [172] [221]. Beim Einsatz von reinem Argon als Schutzgas wandert der Lichtbogen am Schweißdraht hoch und umschließt diesen großflächig [245]. Mit einem zunehmenden Anteil an Kohlendioxid im Schutzgas verschiebt sich der Lichtbogenansatz zur Drahtspitze [94], bis dieser bei hohen Anteilen sehr konzentriert am Tropfenende ansetzt [13] [53] [172] [293], siehe Abbildung 2–12a. Die Auswirkungen der Schutzgase auf den Lichtbogenansatz werden für gewöhnlich, wie z.B. in [16] [40] [152] [169] [189] [238] aufgeführt, anhand der thermodynamischen Eigenschaften der Elementargase bewertet, siehe Abbildung 2–12b. Nach *Baum und Fichter* [13] sowie *Böhme* [16], *Schellhase* [237] und *Haidar* [86] ist die Wärmeleitfähigkeit des Schutzgases die für den Lichtbogenansatz entscheidende Größe. Hingegen sehen *Füssel et al.* [66] und *Murphy et al.* [189] die Enthalpie bzw. das Produkt aus der Enthalpie und der Dichte [189] als die maßgebliche Eigenschaft an, welche zu einer Lichtbogeneinschnürung und zu einem konzentrierten Lichtbogenansatz führt.

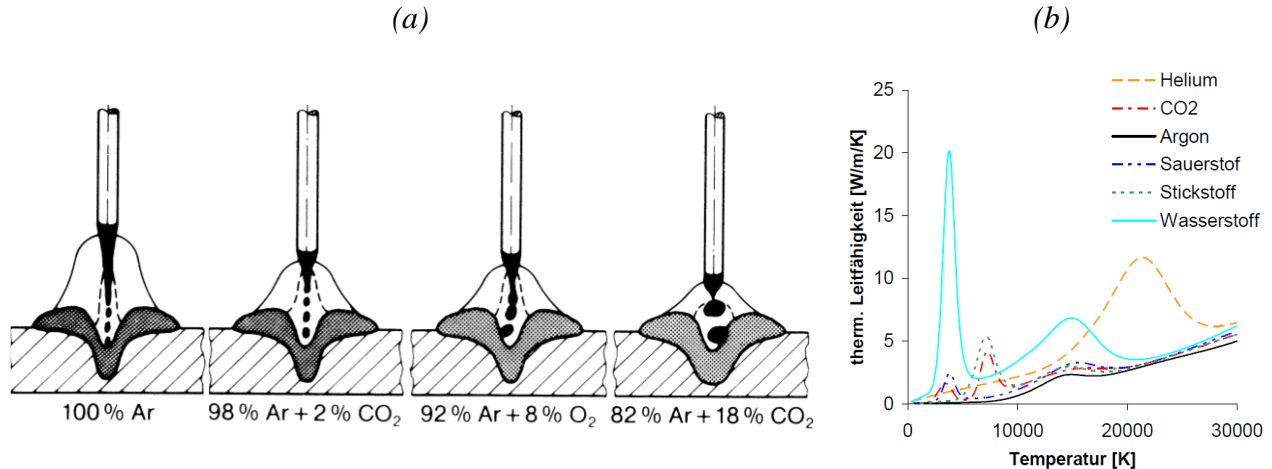


Abbildung 2–12: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf den Lichtbogenansatz, den Tropfentransfer und den Einbrand [13] (a) sowie Wärmeleitfähigkeit von Elementargasen als Funktion der Temperatur [238] (b)

Darüber hinaus zeigen *Füssel et al.* [66], dass sich die maximale Plasmatemperatur in Abhängigkeit des Kohlendioxidanteils kaum ändert, sich der Lichtbogen jedoch, in Übereinstimmung mit Simulationsergebnissen von *Haidar und Lowke* [82], deutlich einschnürt. Dem widersprechend stellen *Valensi et al.* [279] eine Zunahme der Plasmatemperatur beim Einsatz von Kohlendioxid fest, die nach *Yamazaki et al.* [301] auch die Ursache für ein heißeres Schmelzbad ist. *Dilthey*

[40] führt die höheren Schmelzbadtemperaturen hingegen auf eine höhere Lichtbogenspannung und auf Rekombinationsvorgänge des Kohlendioxids zurück. Die höhere Plasmatemperatur ist nach *Valensi et al.* [280] mit einer Erhöhung der Viskosität des Plasmas verbunden und wird als Grund für einen erschwerten Werkstoffübergang angenommen. Ferner zeigt *Schellhase* [237], dass Sauerstoff und Stickstoff kaum Einfluss auf die Lichtbogentemperatur haben, wohingegen *Rose* [230] eine Erhöhung der Plasmatemperatur im Lichtbogenkern beim Einsatz von Sauerstoff feststellt. Durch den Einsatz von Sauerstoff bildet sich nach *Böhme* [16] und *Conn* [30] zudem in einem exothermen Vorgang Eisenoxid, sodass zusätzliche Energie erzeugt wird, welche jedoch nach *Huismann* [106] sehr gering ausfällt. Helium zeichnet sich im Vergleich zu Argon durch eine höhere Ionisationsenergie, durch eine schlechte elektrische Leitfähigkeit, durch eine höhere Wärmeleitfähigkeit sowie durch einen hohen Wärmeübergangskoeffizienten aus [16] [120] [186] [220] [222], sodass bei Schutzgasprozessen die Schweißgeschwindigkeit und der Einbrand gesteigert werden können [12] [13] [16]. Ähnliche Effekte sind auch schon durch geringe Zumischungen von einigen Prozent Wasserstoff in das Argon-Schutzgas zu erreichen [16]. Beim Einsatz von Wasserstoff kontrahiert der Lichtbogen und die Lichtbogentemperatur nimmt zu [237]. Von *Böhme* [16] und *Rao et al.* [220] [221] ist bei höheren Heliumanteilen ein unruhigerer Lichtbogenansatz bekannt.

Die Plasmaeigenschaften hängen beim MSG-Schweißen jedoch nicht nur von den thermophysikalischen Eigenschaften der Schutzgase ab, da diese zusätzlich durch die **Verdampfungsprodukte** der Elektroden bestimmt werden, welche zumeist eine sehr viel geringere Ionisierungsenergie aufweisen als das Schutzgas [30] [57]. Die bei MSG-Prozessen für gewöhnlich positiv gepolte Drahtelektrode wird aufgeschmolzen und durch Anodeneffekte (siehe auch Kapitel 2.3.2) teilweise verdampft. Der Anteil des Zusatzwerkstoffs, der in der Dampfphase zum Werkstück übergeht, beträgt nach *Haidar* [86] in einem Stromstärkebereich zwischen 150 A und 325 A mindestens 8 %, wobei der Metaldampf nach *Goecke et al.* [71] [73], *Dilthey* [39], *Flügge* [57] und *Hertel et al.* [94] auch schon in geringsten Mengen die Lichtbogeneigenschaften entscheidend verändert. Der verdampfende Zusatzwerkstoff wird größtenteils im Lichtbogenkern durch die Plasmaströmung in Richtung des Werkstücks transportiert [94] [106]. Hierbei kondensiert ein großer Teil des Dampfes wieder am Bauteil [20] [37] [86]. *Gött et al.* [74] [294], *Rouffet et al.* [231] und *Kozakov et al.* [145] messen bei einem Impulslichtbogen in der Hochstromphase (ca. 430 A) im Lichtbogenzentrum direkt unterhalb der Drahtelektrode spektroskopisch einen

molaren Eisenanteil zwischen 50 % und 70 %, der radial und zum Werkstück hin stark abnimmt [280]. Im Außenbereich des Lichtbogens kann von einem fast reinen Argonplasma ausgegangen werden [74]. Schon 1975 stellt *Ton* [269] spektroskopisch Eisen-, Mangan-, Kupfer- und Kalziumdampf im Lichtbogenzentrum eines Plasma-MIG-Prozesses fest, der lediglich eine Temperatur von ca. 7.000 K besitzt. Zudem erkennt er einen daran anschließenden, sehr viel heißeren, von Argon dominierten Randbereich, der bei einem Lichtbogenradius von ca. 1 mm die maximale Lichtbogentemperatur von etwa 13.000 K aufweist. Basierend auf diesen Ergebnissen berechnet *Ton* [269], dass nur ein geringer Teil des Schweißstroms über den hell leuchtenden Lichtbogenkern fließt. *Schellhase* [237] und *Murphy* [190] erklären dies mit einer sehr viel schlechteren elektrischen Leitfähigkeit des kalten Metaldampfkerns, siehe Abbildung 9–4 im Anhang. In den folgenden Jahren kommen Wissenschaftler bei der Verwendung von Argon oder argonreichen Schutzgasen (max. 5,4 % CO<sub>2</sub>) für Sprüh- [156] [309], Kurz- [73] und Impulslichtbögen [64] [71] [190] [231] [279] [280] [294] auf ähnliche Resultate. Die geringe Temperatur des metaldampfdominierten Lichtbogenkerns wird mit hohen Verlusten der intensiven Metaldampfstrahlung erklärt, die zu einer Abkühlung des Plasmas führt [68] [94] [189] [190] [227] [239] [240] [273]. Jüngste Untersuchungen deuten darauf hin, dass ein Teil der Metaldampfstrahlung wieder vom umgebenden Argonplasma insbesondere bei geringen Wellenlängen reabsorbiert wird [94] [240]. Die Strahlungsverluste nehmen ferner mit der Stromstärke und der Lichtbogenlänge zu, sowie durch die Zugabe von Helium [310] und Stickstoff ab [16]. Bei Helium ist bekannt, dass sowohl die Linien- als auch die Kontinuumsstrahlung abnehmen [97]. Diese Abnahme der Strahlungsverluste ist nach *Zijp und Hiraoka* [310] auf die deutlich geringere Elektronendichte im Lichtbogenzentrum von Heliumlichtbögen zurückzuführen. Der Metaldampfanteil im Plasma nimmt nach *Valensi et al.* [280] und *Schellhase* [237] mit einem steigenden Kohlendioxidanteil im Schutzgas zu. Weiterhin kommt es nach *Conn* [30], *Schellhase* [237] und *Müller* [186] zu einer deutlichen Ausweitung des Metaldampfkerns beim Einsatz von Elektrodenmaterialien mit einem geringen Siedepunkt wie Aluminium oder Magnesium sowie nach *Conn* [30], *Murphy et al.* [189] und *Jönsson et al.* [120] beim Einsatz von Helium.

Neben der direkten spektroskopischen Bestimmung des Metaldampfanteils im Plasma können auch qualitative Aussagen zur Metallverdampfung indirekt über die Ermittlung der Gesamtrauchmenge getroffen werden [106]. Hierbei wird angenommen, dass der Metaldampf zu ca. 90 % an der Drahtelektrode und nur zu ca. 10 % am Werkstück entsteht [118] [174] [177]

[209]. Die starken Verdampfungen an der Drahtelektrode im Vergleich zum Schmelzbad sind mit der wesentlich höheren Temperatur der Drahtspitze (siehe auch Kapitel 2.3.2) zu erklären [190] [248] [249] [300] [301]. Zu beachten ist bei dieser indirekten Herangehensweise jedoch, dass hohe Stromstärken sowie instabile Prozesszustände mit Kurzschlüssen und Satellitentropfen größere Mengen an Emissionen verursachen [50] [96] [117] [209] [277]. Zusätzlich führt ein Nichtablösen wie auch eine lange Verweilzeit eines Schweißtropfens im stromführenden Plasma nach *Rose et al.* [228] zu einer Erhöhung der Emissionen. *Bothma* [21] stellt weiterhin fest, dass auch die Dicke der Kupferummantelung Einfluss auf die Emissionsbildung hat. Ob diese Diagnose im Zusammenhang zu einer von *Conn* [30] gemessenen geringeren Lichtbogenspannung im Vergleich zu Nacktelektroden steht, ist nicht auszumachen. Messungen der Gesamtrauchmenge zeigen, dass dünnere Elektroden nach *Eichhorn et al.* [50] weniger Emissionen erzeugen. Weiterhin stellen *Ushio* [277] und *Jenkins* [116] beim AC-Schweißen sowie *Quimby und Ulrich* [218] beim Übergang von einem Tropfen- zu einem Sprühtransfer eine Reduzierung der Emissionen fest und führen diese auf eine geringere Tropfentemperatur infolge einer homogeneren Erwärmung des Tropfens zurück. *Mendez et al.* [177] bestätigen in Simulationen, dass ein großflächiger Lichtbogenansatz an der Drahtspitze wie bei einem Sprühlichtbogen zu einer geringen Verdampfungsrate führt. *Bosworth und Deam* [19] sowie *Pires et al.* [209] messen eine Zunahme der Rauchemissionen mit der Tropfengröße, verändern hierfür jedoch auch deutlich die Strompulsform. *Matthes et al.* [174] zeigen, dass die Gesamtrauchmenge annähernd mit der Drahtgeschwindigkeit ansteigt. Beim Impulslichtbogen ist zu vermuten, dass auch die Pulsform (Upslope, Pulsstromzeit, etc.) die Verdampfung und damit den Lichtbogenansatz determiniert. Entsprechende Untersuchungen sind jedoch nur von Hochdrucklichtbogenlampen bekannt, in denen *Bötticher et al.* [17] zeigen, dass der Übergang von einem diffusen Lichtbogenansatz zu einem Spotansatz durch einen schnellen Stromanstieg hervorgerufen werden kann und zudem von der Kathodengeometrie, der Kathodenoberflächenstruktur und der Wärmeableitung abhängig ist. Bei Lampenanoden ist die Verdampfung nach *Flügge* [57] zudem von der Geometrie und der Wärmeleitfähigkeit der Anode abhängig. Eine Erhöhung des Kohlendioxidanteils im Schutzgas führt nach *Valensi* [280], *Carpenter et al.* [25], *Hilton et al.* [96] und *Eichhorn et al.* [50] zu einer Zunahme der Verdampfung, wohingegen Sauerstoff einen geringeren Einfluss hat [25] [26]. Folglich korreliert das Oxidationspotential nur bedingt mit der Elektrodenverdampfung [25]. Eine Erklärung für die stärkere Verdampfung beim Einsatz von Kohlendioxid stellt der im vorherigen

Abschnitt beschriebene fokussiertere Lichtbogenansatz dar. Nach *Jenkins et al.* [118] hat schon eine Änderung der Oberflächentemperatur der Drahtelektrode (siehe auch Kapitel 2.3.2) von einigen zehn Grad eine deutliche Änderung der chemischen Schweißrauchzusammensetzung und der Schweißrauchmenge zur Folge. Daher sehen *Jenkins et al.* [116] [118], *Bosworth et al.* [19], *Murphy* [190], *Yamazaki et al.* [300] und *Deam* [37] die exakte orts aufgelöste Bestimmung der Elektrodentemperatur als essentiell für die Berechnung der Schweißrauchzusammensetzung an. Neben der Veränderung der Plasmazusammensetzung führt der Vorgang der Metaldampfbildung zur Kühlung des Lichtbogens am Entstehungsort [178], sodass mit diesem Vorgang nach *Hertel et al.* [94] das "Hochwandern" des Lichtbogens an der Drahtelektrode zu erklären ist. Auch *Murphy* [190] geht von einer Ausweitung des Anodenansatzes und damit von einer Reduzierung der Energiedichte durch die Metaldampfbildung aus, führt diesen Effekt jedoch auf die gute elektrische Leitfähigkeit von Metaldampf auch schon bei geringen Temperaturen zurück.

Die Schutzgaszusammensetzung übt jedoch nicht nur über den Lichtbogenansatz Einfluss auf den Verdampfungsvorgang aus. So kommt es nach *Goecke* [71] bereits durch geringe Sauerstoff- bzw. Stickstoffzumischungen von nur 0,1 % in das Argon-Schutzgas zu einer Zunahme des Metaldampfpartialdrucks von 40 % bzw. 50 %. Auch chemische Vorgänge an den Elektroden können den Lichtbogenansatz verändern. So postuliert *Valensi* [278] [280] entgegen der allgemeinen Auffassung, dass es beim MSG-Prozess sogar zu einer Verbreiterung des Lichtbogenansatzes beim Einsatz von Kohlendioxid durch die Bildung einer schlecht leitenden Oxidschicht an der Drahtspitze kommt. Die Oxidschicht soll zudem eine hohe Viskosität aufweisen und die Tropfenablösung erschweren [278].

Tabelle 2-1 zeigt zusammenfassend, dass die Metaldampfbildung und damit der Lichtbogenansatz maßgeblich durch zwei gegenläufige, im Gleichgewicht stehende Effekte bestimmt wird. Zum einen führt der Einsatz von Gasen hoher Enthalpie und Dichte zu einer Fokussierung des Lichtbogens an die Drahtspitze, sodass die Lichtbogenenergie über eine kleinere Fläche übertragen wird und folglich die Metallverdampfung zunimmt. Eine Steigerung der Metallverdampfung ruft aufgrund einer Kühlung des Plasmas und aufgrund einer Ausweitung des Anodenansatzes wiederum eine Verschiebung und eine Vergrößerung des Lichtbogenansatzes hervor.

Tabelle 2-1: Leicht (+) und stark (++) fördernde sowie reduzierende (-) Einflüsse auf die Bildung von Metaldampf

| O <sub>2</sub> | CO <sub>2</sub> ,<br>He | niedriger<br>Schmelzpunkt | langer Transfer,<br>Nichtablösen | Stromstärke,<br>Drahtgeschw. | Kurzschlüsse | dünne<br>Drähte | Übergang zum<br>Sprühlichtbogen | AC |
|----------------|-------------------------|---------------------------|----------------------------------|------------------------------|--------------|-----------------|---------------------------------|----|
| +              | ++                      | ++                        | +                                | ++                           | +            | -               | -                               | -  |

Diese Effekte stellen eine Erklärung für die Erhöhung der Übergangsstromstärke (auch kritische Stromstärke genannt), welche den Wechsel zu einem Sprühlichtbogen charakterisiert [1] [139] [237], mit einem zunehmenden Anteil an Kohlendioxid im Argon-Schutzgas [13] [211] dar. Konkret stellt sich ein Sprühlichtbogen nach *Pomaska* [211] bei einer Kohlendioxidzumischung von 6 % bei 270 A ein; jedoch bei einer Zumischung von 25 % erst bei 310 A. Zu schlussfolgern ist, dass ein erhöhter Kohlendioxidanteil zu einer stärkeren Fokussierung des Lichtbogens an die Schweißdrahtspitze führt, welche den Übergang zu einem Sprühlichtbogen unterbindet. Erst durch eine Erhöhung des Schweißstroms wird der Wechsel zu einem Sprühlichtbogen ermöglicht, indem der Lichtbogenansatz infolge einer stärkeren Elektrodenverdampfung nach oben verschoben wird. Beim Einsatz von reinem Kohlendioxid als Schutzgas kann bei einem Stahldraht auch durch einen Schweißstrom von 1.000 A kein Wechsel zu einem Sprühlichtbogen erzielt werden [30].

### 2.3.2 Aufschmelzen der Drahtelektrode

Ungeachtet einer höheren Abschmelzleistung und eines geringeren Energieeintrages in das Werkstück bei einer kathodischen Polung der Drahtelektrode [32] [107] [136] [216] [237] [253] [287] erfolgt das Schweißen von Massivdrähten fast ausschließlich anodisch, da bei einer kathodischen Polung kein stabiler Kathodenansatz zu erreichen ist und somit Prozessinstabilitäten auftreten. Eine Ausnahme stellen einige Fülldrähte dar, welche auch bei einer kathodischen Polung, aufgrund von Stoffen wie z.B. Titan-, Aluminium-, Mangan- oder Siliziumdioxid [216], eine gute Prozessstabilität aufweisen [53] [216] [237] [263].

Die **Energiezufuhr** in einen anodisch gepolten Schweißdraht erfolgt durch (i.) die Elektronen, (ii.) die Konvektion und Wärmeleitung vom Plasma zum Draht, (iii.) die Wärmestrahlung und (iv.) durch die ohmsche Widerstandserwärmung im Draht [19] [86] [106] [242]. Der Einfluss der Wärmestrahlung ist gering und kann nach *Huismann* [106], *Schellhase* [237] und *Conn* [30] vernachlässigt werden. Gleiches gilt für die Konvektion [30] [86], da der anodisch kontrahierte Lichtbogen nach *Sanders* [234] zu einer deutlichen Abnahme der in die Anode eingebrachten Energie führt. Bei einem WIG-Lichtbogen hat die Wärmeleitung in die Anode nach *Huismann* [106] einen Anteil von ca. 10 %, welcher jedoch beim MSG-Schweißen aufgrund der sehr viel kleineren Anodenfläche des Schweißdrahtes deutlich geringer ausfällt. *Schellhase* [237], *Huismann* [106] und *Conn* [30] gehen sogar von einem "Ansaug-Effekt" von Kaltgas am Schweißdraht aus, der dazu beiträgt, dass kaltes Schutzgas an der Drahtelektrode entlang zum Werkstück

beschleunigt wird und dort hochoberhitzt auftrifft. Ein Großteil der Energie wird dem Draht nach *Huisman* [106], *Schoeck* [242] und *Haidar* [86] durch die Kondensationswärme der Elektronen, welche der Austrittsarbeit der Anode gleichgesetzt werden kann [47] [242], sowie durch die kinetische und die thermische Energie der Elektronen zugeführt, welche zusammen eine spezifische Anodenleistung zwischen ca.  $5,27 \text{ W A}^{-1}$  und  $5,7 \text{ W A}^{-1}$  ausmachen [106]. Unterschätzt wird nach *Conn* [30] und *Haidar* [86] die durch den Schweißstrom  $I_S$  und den elektrischen Drahtwiderstand  $R_D$  während der Zeit  $\Delta t$  erzeugte joulesche Wärme  $W_J$  (auch  $I^2R$ -Erhitzung genannt). Der elektrische Drahtwiderstand  $R_D$  ist eine Funktion der Querschnittsfläche  $A_D$ , der Drahtlänge zwischen dem Stromübergang und dem Lichtbogen  $l_D$  (Stickout) und des spezifischen Widerstands des Drahtmaterials  $\rho_D$ , sodass sich für die im Draht erzeugte joulesche Wärme  $W_J$  ergibt:

$$W_J = \frac{I_S^2 \cdot l_D \cdot \rho_D}{A_D} \cdot \Delta t \quad \text{mit } A_D = \pi \cdot r_D^2 \quad \text{Gl. 4}$$

Demnach erhöht sich die Stromwärmeerhitzung mit der Stromstärke  $I_S$ , mit dem Stickout  $l_D$  und mit dem spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_D$  und nimmt mit dem Drahtradius  $r_D$  ab [30] [296]. Der Spannungsabfall im freien Draht beträgt nach *Schellhase* [237] 4 V bis 6 V und nach *Wilson* [296] ca. 0,5 V bis 3 V. In Abbildung 2–13a ist zu erkennen, dass die Abschmelzleistung durch die Widerstandserwärmung bei einer identischen Lichtbogenleistung um ein Vielfaches gesteigert werden kann [30] [237] [259] [296]. Wie in Abbildung 2–13b dargestellt, nimmt der elektrische Widerstand von Eisen, Stahl und Aluminium mit der Temperatur zu [130], sodass eine Temperaturzunahme des Schweißdrahtes zu einer beschleunigten Aufheizung führt [30].

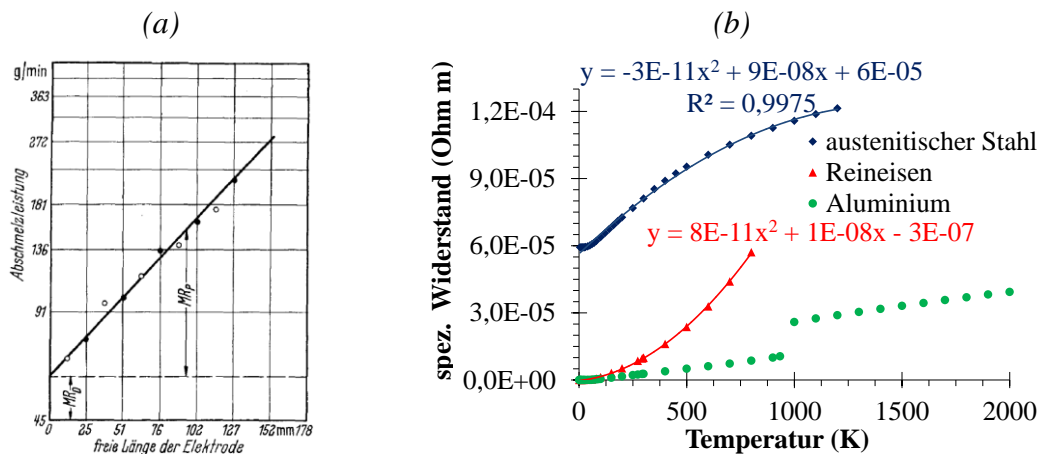


Abbildung 2–13: Abschmelzleistung  $MR$  als Funktion der freien Länge der Elektrode [296], entnommen aus [30] (a) sowie elektrischer Widerstand von Eisen und Stahl, modifiziert übernommen aus [108] und Aluminium, modifiziert übernommen aus [38] in Abhängigkeit der Temperatur (b)



Die Auswirkungen der Widerstandszunahme im Schweißdraht auf den Lichtbogenansatz sind beim MSG-Schweißen nicht untersucht. Erkenntnisse von *Benilov und Cunha* [15], die eine Verschiebung des Lichtbogenansatzes an einer thermionischen Kathode infolge eines hohen elektrischen Widerstandes in der Kathodenspitze feststellen, welcher durch die joulesche Erwärmung hervorgerufen wird, lassen jedoch vermuten, dass solche Phänomene auch bei einer drahtförmigen abschmelzenden Elektrode unabhängig von der Polarität auftreten können. Nach *Benilov und Cunha* [15] sowie *Haidar* [86] erfolgt die Widerstandserwärmung im Inneren (in der Bulkphase) eines Leiters. *Baum und Fichter* [13] stellen ferner fest, dass sich bei einer großen freien Drahtlänge große Schweißtropfen ausbilden. Nach *DuPont und Marder* [45] beträgt der Anteil der Widerstandserwärmung an der gesamten in das Bauteil eingebrachten Energie bei praxisnahen Einstellungen 14 % bis 18 % bzw. nach *Schellhase* [237] 5 % bis 10 %. Die gesamte Abschmelzleistung  $AL$  setzt sich folglich aus dem Anteil der Stromwärmeerhitzung  $AL_{Strom}$  und aus dem Anteil der durch den Lichtbogen verursachten Abschmelzleistung bei einer extrapolierten freien Drahtlänge von 0 mm  $AL_0$  zusammen [296]:

$$AL = AL_{Strom} + AL_0 \quad \text{Gl. 5}$$

Die dem Draht durch den Lichtbogen zugeführte Energie ist nach *Conn* [30] unabhängig von der freien Drahtlänge und nimmt mit der Elektrodenfläche zu. Diese Annahme korreliert mit der Feststellung, dass die Abschmelzleistung gesteigert werden kann, wenn die vom Lichtbogen umschlossene Fläche am Draht vergrößert wird [89] [237] und ist somit wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben vom eingesetzten Schutzgas abhängig. *Mendez et al.* [177] gehen davon aus, dass eine homogene Erwärmung durch eine gute Wärmeableitung in den Tropfen erzielt werden kann, die maßgeblich durch die Lichtbogenansatzfläche an der Drahtspitze beeinflusst wird. Ist diese groß, reduziert sich die Tropfentemperatur und folglich auch die Metaldampfbildung [177]. Dem entspricht auch die Vermutung von *Baum und Fichter* [13], *Schellhase* [237], *Kim et al.* [140] sowie *Jönsson et al.* [120], dass der Stromübergang bei einem Sprühlichtbogen mehr radial als axial erfolgt. Beim Einsatz von Helium stellen *Jönsson et al.* [120] eine mehr zur Drahtspitze fokussierte Energieeinbringung fest. *Ferraresi et al.* [56] zeigen jedoch eine deutliche Steigerung der Abschmelzleistung durch die Zumischung von Helium in das Argon-Schutzgas. Hingegen geht *Müller* [186] von einer geringeren Abschmelzleistung aus. Eine Literaturzusammenfassung von *Lancaster et al.* [154] sowie Arbeiten von *Suban und Tušek* [259] und *Puyrenier et al.* [216] zeigen wiederum, dass die Abschmelzleistung bei einer anodisch gepolten Drahtelektrode nicht

nennenswert von der Schutzgaszusammensetzung beeinflusst wird. Dazu passend sind *Deam et al.* [37] der Auffassung, dass das eingesetzte Schutzgas keinen Einfluss auf die Tropfentemperatur hat.

Die Erhitzung der Drahtelektrode in Kombination mit dem im vorherigen Kapitel thematisierten Lichtbogenansatz und der Elektrodenverdampfung ergeben eine stark prozessabhängige **Oberflächentemperaturverteilung** an der Drahtelektrode. Spektroskopische Tropfentemperaturmessungen von *Uhrland et al.* [247] an einem Impulslichtbogen bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $4 \text{ m min}^{-1}$  zeigen eine relativ große Streuung zwischen 2.600 K und 3.000 K. Eigene pyrometrische Messungen ergeben für einen gepulsten MSG-Prozess beim Einsatz von Argon als Schutzgas bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $5 \text{ m min}^{-1}$  eine Tropfentemperatur von ca. 3.000 K [248] [249]. *Yamazaki* [300] stellt eine Erhöhung der Tropfentemperatur mit der Pulsstromstärke und *Hirata et al.* [98] eine Zunahme von 2.200 K auf 2.700 K bei einer Steigerung der mittleren Stromstärke von 50 A auf 250 A bei einem Kurzlichtbogen fest. *Tanaka et al.* [265] und *Yamazaki et al.* [300] [301] messen bei einem Langlichtbogen eine um 1.000 K höhere Temperatur an der Tropfenunterseite im Vergleich zur Oberseite, wobei sich die Tropfentemperaturen beim Transfer zum Werkstück angleichen. Beim Sprühlichtbogen (20 %  $\text{CO}_2$ ) stellen die Forscher hingegen eine gleichmäßige Erwärmung fest. Die mittlere Tropfenoberflächentemperatur beträgt nach *Tanaka et al.* [265] und *Yamazaki et al.* [300] [301] beim Einsatz von reinem Kohlendioxid ca. 2.450 K und ist somit 200 K höher als beim Einsatz von Mischgas (20 %  $\text{CO}_2$ ). *Jenkins* [118] und *Yamazaki et al.* [301] berichten von sehr viel höheren Temperaturen oberhalb des Siedepunktes von ca. 3.100 K an der Spitze der Drahtelektrode, wenn der Lichtbogen bei Verwendung von Kohlendioxid als Schutzgas sehr konzentriert ansetzt. Ferner berichten *Mendez et al.* [177] von einer Erhöhung der Tropfentemperatur mit einer Zunahme der Tropfengröße. Umschließt der Lichtbogen den Tropfen hingegen großflächig, liegen die Temperaturen nach *Yamazaki et al.* [300] [301] bei nur ca. 2.300 K und zeigen eine gute Übereinstimmung zu Messungen von *Tanaka* [265]. Simulationsmodelle berechnen Temperaturen zwischen 3.000 K [84] und 3.100 K [85].

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die in Kapitel 2.3.1 recherchierte Zunahme der Elektrodenverdampfung beim Einsatz von Kohlendioxid mit einer höheren Tropfenoberflächentemperatur infolge einer Fokussierung des Lichtbogens an die Drahtspitze korreliert. Bei einem großflächigen Anodenansatz wie beim Einsatz von Mischgasen oder bei einem Sprühlichtbogen sinkt die Oberflächentemperatur der Schweißtropfen. Die Abschmelzleistung kann durch eine

Erhöhung des Stickouts gesteigert werden, wohingegen der Einfluss des Lichtbogenansatzes und der Schutzgaszusammensetzung auf die Abschmelzleistung konträr diskutiert wird.

### 2.3.3 Tropfenbildung und Tropfentransfer

Ist die Spitze der Drahtelektrode durch die in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Vorgänge ausreichend aufgeschmolzen, kommt es zur Tropfenbildung, indem ein Teil der flüssigen Phase, wie in Abbildung 2–14 dargestellt, durch folgende Kräfte verformt und abgelöst wird:

- die Gewichtskraft (Schwerkraft) [13] [55] [81] [132] [201] [226],
- elektromagnetische Kräfte [53] [55] [59] [123] [133] [165] [172] [194] [226],
- Sog- und Scherkräfte der Schutzgas-, der Plasma- und der Metaldampfströmung [55] [81] [83] [132] [201] [226] sowie
- ggf. externe mechanische Zusatzkräfte [23] [121] [135].

Kräfte, welche die Tropfenablösung erschweren sind:

- statische Kräfte des Lichtbogens [245] [132],
- die Oberflächenspannung [13] [55] [81] [132] [201] [226],
- die Viskosität [132] und
- Rückstoßkräfte der verdampfenden Drahtspitze [13] [132] [201] [226] [227] [263].

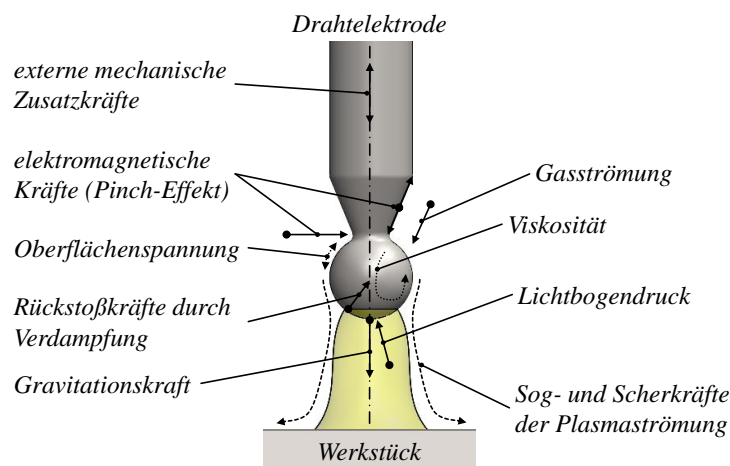


Abbildung 2–14: Schematische Darstellung der Kräfte, die auf die Drahtelektrode beim MSG-Schweißen wirken

Eine Kraft, auf die momentan in der Praxis gezielt Einfluss genommen wird um den Tropfenablösevorgang zu unterstützen, ist eine **mechanische Zusatzkraft** durch einen reversiblen Drahtvorschub [18]. Wenn sich der Tropfen beim Kurzlichtbogen in Kontakt mit dem Schmelzbad befindet, führt der reversible Drahtvorschub im CMT Prozess [18] zu einer Verjüngung der flüs-

sigen Schmelzbrücke zwischen dem Draht und dem Tropfen und unterstützt somit eine spritzerarme Tropfenablösung. Wissenschaftliche Arbeiten zeigen, dass die Tropfenablösung bei einem hängenden Tropfen durch Vibrationen unterstützt werden kann [103] [115] [203]. Bei einer konstanten Drahtgeschwindigkeit eines Impulslichtbogens treten diese Kräfte jedoch nicht auf.

Bei einem Impulslichtbogen wird das Ablösen der Schweißtropfen durch das Pulsen der Stromstärke unterstützt [172]. Dieser Effekt wird in der Schweißtechnik mit der Wirkung der **Pinchkraft** (dt. *abquetschen, abkneifen*) erklärt, der nach Lehrmeinung [53] [59] [133] und nach wissenschaftlichen Studien [55] [103] [123] [165] mit Abstand die größte Bedeutung bei der Tropfenablösung zugemessen wird. Demnach nimmt beim Auftreten einer Verjüngung im Schweißdraht der stromführende Querschnitt ab, sodass die Stromdichte an dieser Stelle zunimmt und es folglich zu einer Erhöhung des Eigenmagnetfeldes kommt. Hierdurch entsteht eine vorwiegend radial nach innen wirkende elektromagnetische Lorentzkraft, die den Draht an der verjüngten Stelle weiter einschnürt (Pincheffekt), bis sich ein Tropfen ablöst [53]. Dieser Effekt wird beim Impulslichtbogen durch eine plötzliche Stromstärkerhöhung intensiviert. Nach *Pomaska* [211] kann die elektromagnetische Pinchkraft  $F_p$  beim Ablösevorgang anhand der magnetischen Permeabilität  $\mu$  (auch magnetische Leitfähigkeit genannt), der Schweißstromstärke  $I_S$  und des Radius des elektrischen Leiters  $r_L$  beschrieben werden:

$$F_p = \frac{10 \cdot 2 \cdot \mu \cdot I_S^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot r_L^2} \quad \text{Gl. 6}$$

*Pomaska* [211] schlussfolgert, dass die Stromstärke für die Wirkung der Pinchkraft die entscheidende Größe ist. Eine detailliertere Betrachtung der Pinchkraft in Abhängigkeit der Geometrie des sich ausbildenden Schweißtropfens ist der Arbeit von *Amson* [3] zu entnehmen. In bisherigen Betrachtungen findet der Lichtbogenansatz allerdings wenig Berücksichtigung, welcher jedoch die Stromführung durch den Draht und somit die Stromdichtverteilung wie auch die Lorentzkraft entscheidend bestimmt [13] [123] [165] [201], siehe Abbildung 2–15. Demzufolge würde der Schweißstrom bei einem Sprühlichtbogen nur zu einem geringen Teil über den sich ausbildenden Tropfen fließen, vgl. Abbildung 2–15c, sodass die Pinchkraft entgegen der gängigen Meinung im Stand der Technik (Kapitel 2.1) nach Gl. 6 keine bedeutende Rolle bei der Tropfenablösung spielen kann. In wissenschaftlichen Studien, wie z.B. in Berechnungen von *Haidar und Lowke* [81] wird jedoch häufig ein kontrahierter Lichtbogenansatz an der Drahtspitze und dadurch ein Stromfluss ausschließlich über den Draht angenommen, weswegen sie schlussfolgern, dass die

Pinchkraft entscheidend an der Tropfenablösung beteiligt ist. Im Umkehrschluss müsste der konzentrierte Lichtbogenansatz beim Langlichtbogen, wie in Abbildung 2–15d dargestellt, zu einem starken Pincheffekt führen, der jedoch nicht zu beobachten ist.

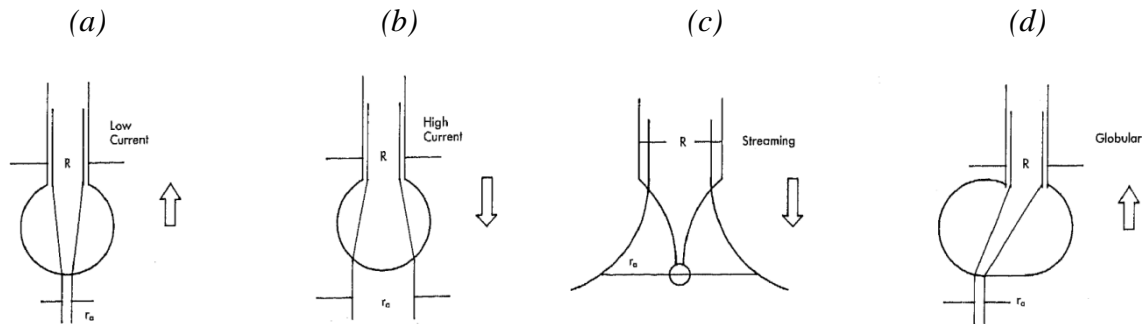


Abbildung 2–15: “Geometrie“ des Strompfades bei geringen Stromstärken (a), bei hohen Stromstärken (b), beim Sprühlichtbogen (c) und beim Tropfenübergang mit exzentrisch weggedrückten Tropfen (d) [201]

Die Lorentzkraft ändert nach *Killing* [132] bei der Tropfenablösung ihre Richtung und wirkt axial, wodurch der Tropfen eine Beschleunigung in Richtung des Werkstücks erfährt. *Haidar* [83] zeigt bei einem Sprühlichtbogen, dass die axiale Komponente der Lorentzkraft sogar bedeutender ist als die radiale. Daher gehen *Jönsson et al.* [120] und *Schellhase* [237] davon aus, dass der aufgeschmolzene Drahtmantel durch die axiale Kraft zur Elektrodenspitze gedrückt wird.

Bei einem großflächigen Lichtbogenansatz am Draht, wie bei einem Sprühlichtbogen, ist zu beachten, dass neben der Lorentzkraft im festen und flüssigen Schweißdraht auch das umgebende Plasma einen Druck auf den Draht ausübt. Dieser Druck wird, ähnlich wie bei der Pinchkraft, durch die **elektromagnetische Lorentzkraft** verursacht, welche bei einem gleichförmig stromdurchflossenen Plasma durch die Wechselwirkung des Stroms mit dem von ihm erzeugten magnetischen Eigenfeld hervorgerufen wird, siehe Abbildung 2–16.

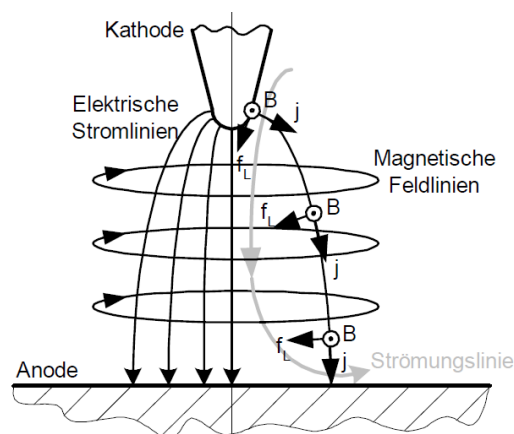


Abbildung 2–16: Plasmagasströmung infolge der Lorentzkraft [60] [61]

Die Lorentzkraft  $\vec{f}_L$  ergibt sich aus dem Kreuzprodukt der elektrischen Stromdichte  $\vec{j}$  und der magnetischen Flussdichte  $\vec{B}$  [238]:

$$\vec{f}_L = \vec{j} \times \vec{B} \quad \text{Gl. 7}$$

Die magnetische Flussdichte  $\vec{B}$  berechnet sich aus der Rotation des magnetischen Vektorfeldes  $\vec{A}$ , welches sich aus der elektrischen Stromdichte  $\vec{j}$  und der magnetischen Permeabilität  $\mu$  ergibt [230]:

$$\vec{B} = \text{rot}(\vec{A}) \quad \text{mit } \text{div}(\text{grad}\vec{A}) = -\mu \cdot \vec{j} \quad \text{Gl. 8}$$

Folglich ist die Lorentzkraft proportional  $j^2$ . Die elektrische Stromdichte  $j$  ist abhängig vom Schweißstrom  $I_s$  und vom Lichtbogenradius  $r_{LB}$ :

$$j = \frac{I_s}{\pi \cdot r_{LB}^2} \quad \text{Gl. 9}$$

Aus Gl. 7 und Gl. 9 folgt [60]:

$$f_L \sim \frac{1}{r_{LB}^4} \quad \text{Gl. 10}$$

Die Lorentzkraft  $f_L$  wirkt senkrecht zur Stromrichtung radial nach innen, sodass es zu einer eigenmagnetischen Kontraktion (auch eigenmagnetische Kompression genannt) kommt, bis sich ein Gleichgewicht mit dem thermodynamischen Druck des sich verdichtenden Plasmas einstellt [115] [158]:

$$\frac{\partial p}{\partial r} + (\vec{j} \times \vec{B})_r = 0 \quad \text{Gl. 11}$$

Die starke Abhängigkeit der Lorentzkraft vom Lichtbogenradius begründet die besonders große eigenmagnetische Kompression in eingeschnürten Bereichen des Lichtbogens. Infolge des geringen Lichtbogenradius an der Drahtelektrode entsteht hier ein hoher Druck. In Richtung der Werkstückoberfläche nehmen der Lichtbogenradius zu und die Stromdichte ab, sodass sich folglich der Druck auf die Plasmasäule reduziert. Es entsteht ein Druckgradient von Bereichen hoher zu Bereichen geringer Stromdichte [167] [168], sodass sich eine Strömung von der Drahtelektrode zum Werkstück ausbildet [30] [132], welche **Scherkräfte** auf den Schweißtropfen überträgt [55] [81] [83] und diesen in Richtung des Werkstücks beschleunigt [122] [132]. Demnach ist die Plasmaströmung vom Lichtbogenansatz an den Elektroden und vom Strompfad im Plasma und somit vom Schutzgas und von der Metallverdampfung abhängig. Bekannt ist, dass der Lichtbogenansatz an der Drahtelektrode mit einer zunehmenden Metallverdampfung diffuser

wird und sich die äußeren Lichtbogenregionen stärker aufheizen, sodass der Lichtbogen breiter und die axiale Strömungsgeschwindigkeit wie auch folglich der Staudruck am Werkstück reduziert werden [94]. Durch den Einsatz von Kohlendioxid als Schutzgas werden nach *Füssel et al.* [66] höhere Stromdichten und sogar gering höhere Strömungsgeschwindigkeiten erreicht. Die Plasmaströmung wird zudem durch eine schlagartige Erhitzung und eine Expansion des an der Drahtelektrode in den Lichtbogen einströmenden Schutzgases verstärkt [30].

Bei einem fokussierten Ansatz (siehe auch Abbildung 2–15d) kann der **thermodynamische Druck** des Plasmas auch der Tropfenablösung entgegenwirken [1] [82] [167] [237]. Mit der Stromstärke steigt der Druck, welcher auf die Drahtelektrode wirkt, überproportional stark an [42] [52] [106] [167] [168] [208] [291]. Zudem nehmen die Kräfte mit einer abnehmenden Bogenlänge [208] [237], mit einer zunehmenden Stromdichte [208] und mit einem abnehmenden Drahtdurchmesser [237] zu. Schon bei einer Stromstärke von 250 A wirkt nach *Erdmann-Jesnitzer und Primke* [52] bis zu 0,012 N auf eine Stabelektrode und somit der Tropfenablösung entgegen. *Böhme* [16] und *Rao et al.* [220] [221] stellen beim Einsatz höherer Heliumanteile die Ausbildung von großen Schweißtropfen sowie *Aichele und Smith* [1] einen breiteren Lichtbogen und einen ungünstigeren Tropfenübergang fest. *Rao et al.* [220] [221] [222] und *Jönsson et al.* [120] erklären diese Phänomene mit einer Lichtbogeneinschnürung am Werkstück, sodass sich eine zum Schweißdraht gerichtete Strömung ausbildet, welche einen verstärkt axial auf den Schweißtropfen wirkenden Lichtbogendruck verursacht. Diese Befunde korrelieren mit der Feststellung von *Schnick et al.* [240] und *Rose* [230], die bei hohen Metaldampfkonzentrationen eine von der Kathode zur Anode gerichtete Strömung im Lichtbogenzentrum berechnen, und mit Untersuchungen von *Conn* [30] und *Jönsson et al.* [120], die beim Einsatz von Helium eine deutliche Ausweitung des Metaldampfkerns registrieren (siehe auch Kapitel 2.3.1).

Dem Ablösen eines Schweißtropfens wirken die **Viskosität** und die **Oberflächen-  
spannung** des flüssigen Tropfens entgegen. Diese werden durch chemische Reaktionen von aktiven Gasen mit Bestandteilen der Drahtelektrode [16], durch die Temperatur und die Zusammensetzung des Zusatzwerkstoffs [13] bestimmt (siehe auch Kapitel 2.2.3). Die Oberflächen-  
spannung ist bei der Verwendung von reinem Argon hoch [245], wird durch Stickstoff stark erhöht [237] und durch Sauerstoff [1] [2] [13] [16] [30] [226] [233] sowie Phosphor [299] und hohe Schwefelanteile im Zusatzwerkstoff reduziert [226] [233] [261]. Auch Schwefel ist ein oberflächenaktives Element, das ähnliche Auswirkungen wie Sauerstoff zeigt [18] [41] [233].

Wirken Schwefel und Sauerstoff zusammen an einer Eisenoberfläche, so addieren sich deren Auswirkungen nicht; das stärker oberflächenspannungsreduzierende Element (Sauerstoff) dominiert und drängt das andere Element (Schwefel) in das Innere der Phase, die sogenannte "Bulkphase" zurück [18]. Wasserstoff wirkt reduzierend und mindert nach *Böhme* [16] die Oberflächenspannung. Wissenschaftliche Studien von *Ozawa et al.* [202] zeigen hingegen eine Erhöhung der Oberflächenspannung in einer Wasserstoffatmosphäre. Der von *Böhme* [16] beobachtete Effekt beim Einsatz von Wasserstoff kann vermutlich auf eine dominante Erhöhung der Schmelzbadtemperatur zurückgeführt werden, die zu einer Abnahme der Oberflächenspannung führt. Bei einer geringen Oberflächenspannung bilden sich nach *Baum und Fichter* [13], *Aichele und Smith* [1] sowie *Böhme* [16] feine Tropfen aus. Diese Feststellung korreliert mit Simulationen von *Füssel et al.* [64], die zeigen, dass sich bei einer geringen Oberflächenspannung von  $0,075 \text{ N m}^{-1}$  in einer identischen Zeitspanne eine größere Anzahl an Tropfen ausbildet als bei einer hohen Oberflächenspannung von  $1,2 \text{ N m}^{-1}$ . Bei sehr kleinen Eisentropfen (Satellitentropfen) messen *Bachmann et al.* [9] mit der Schwingungsmethode eine hohe Oberflächenspannung von  $1,83 \pm 0,02 \text{ N m}^{-1}$  bei einer geringen Tropfentemperatur von  $2.040 \pm 50 \text{ K}$ , einer Dichte von  $6.830 \pm 50 \text{ kg m}^{-3}$  und einer Viskosität von  $2,9 \pm 0,3 \text{ mPa s}$ . Bei Aluminium (4047) bestimmen *Subramaniam et al.* [260] eine Oberflächenspannung zwischen  $0,54 \text{ N m}^{-1}$  und  $0,7 \text{ N m}^{-1}$  bei jedoch praxisuntauglichen Lichtbogenlängen. Der Einfluss der Verkupferung des Zusatzwerkstoffs auf die Oberflächenspannung ist nach *Bothma* [21] zu vernachlässigen, da diese einen Anteil von 0,5 % (inklusive des Kupferanteils im Massivdraht) nicht übersteigt und die Oberflächenspannung nach Messungen von *Borgmann* [18] erst merklich ab einem Massegehalt von über 2 % bzw. nach *Bothma* [21] ab 1 % beeinflusst wird. Mangan reduziert die Oberflächenspannung nach *Borgmann* [18] erst ab ca. 2 %, wohingegen *Schrinner* [243] nur einen Einfluss zwischen 0 % und 1 % aufzeigt. Silizium und Kohlenstoff reduzieren und Molybdän erhöht die Oberflächenspannung [243]. Die Arbeit von *Holappa et al.* [101] lässt vermuten, dass Chrom die Oberflächenspannung reduziert. Hochlegierter Stahl (1.4404) hat bei ca. 1.870 K eine um ca.  $0,34 \text{ N m}^{-1}$  geringere Oberflächenspannung als Reineisen [126].

**Rückstoßkräfte** entstehen, wenn der Lichtbogen, wie beim Einsatz von Kohlendioxid, konzentriert an der Drahtspitze ansetzt, sodass diese stark verdampft. Der große Dichteunterschied zwischen dem festen und dem gasförmigen Elektrodenmaterial führt zu einem raschen Abströmen des Metaldampfs [291]. *Wienecke* [290] [291] bestimmt die Geschwindigkeit



von Dampfstrahlen einer Kohlekathode auf bis zu  $12.500 \text{ m s}^{-1}$ . Entsprechende Untersuchungen sind vom MSG-Schweißen nicht bekannt. Der entstehende Impuls ist abhängig vom Dampfstrom  $\dot{m}_D$ , der Geschwindigkeit des ausströmenden Dampfes  $v_D$  und erzeugt eine Rückstoßkraft  $F_R$ , die der Tropfenablösung entgegenwirkt [1] [13] [201]:

$$F_R = \dot{m}_D \cdot v_D \quad \text{Gl. 12}$$

Die **Gewichtskraft**  $F_G$  durch die Erdanziehung  $g$  ist bei erdgebundenen Bedingungen nur von der Tropfenmasse  $m_T$  abhängig. Die Richtung und somit die Wirkung der Gewichtskraft auf den Elektrodenwerkstoffübergang wird von der Schweißposition bestimmt.

$$F_G = m_T \cdot \vec{g} \quad \text{Gl. 13}$$

Zusammenfassend ist festzustellen, dass differenziert werden muss zwischen der Pinchkraft in der Drahtelektrode und der Lorentzkraft im Plasma. Die Aufteilung und Wirkung dieser beiden Kräfte ist stark vom Strompfad und somit vom Lichtbogenansatz abhängig. Alle Kräfte der Tropfenausbildung lassen sich auf der Basis der Literaturangaben nicht hinreichend genau abschätzen. Berechnen lässt sich unter der Annahme eines Eisentropfens mit einem Durchmesser von 1,2 mm eine Gewichtskraft von ca.  $7 \cdot 10^{-5} \text{ N}$  sowie eine Pinchkraft bei Annahme eines Pulsstroms von 450 A nach Formeln von *Amson* [3] von 0,0036 N. Der thermodynamische Druck beträgt nach Angaben von *Erdmann-Jesnitze und Primke* [52] bei einem Schweißstrom von 250 A 0,012 N. Die Rückstoßkräfte fallen bei der Verwendung der Angaben zu Kohleelektroden von *Wienecke* [290] [291] viel zu hoch aus.

Beim **Transfer** zum Werkstück wird dem Tropfen nach Vermutungen von *Deam et al.* [37] und *Haidar* [86] nicht mehr viel Energie durch den Lichtbogen zugeführt, da dieser nur noch durch Wärmeleitung vom umgebenden Plasma geheizt werden kann. Ferner ist die Verdampfung während des freien Fluges nach *Haidar* [86] und *Jenkins* [117] zu vernachlässigen, da sich die Maximaltemperatur von ungleichmäßig erhitzten Tropfen durch einen Temperatenausgleich während des Transfers reduziert [37]. *Conn* [30] geht hingegen davon aus, dass die Schweißtropfen durch Rekombinationsvorgänge, Strahlung und Konvektion weiter aufgeheizt werden. Auch *Bachmann* [11] geht bei einem Impulslichtbogen von einer Erwärmung der Tropfen durch die Plasmastrahlung während des Transfers zum Werkstück aus, die zu einer Verdampfung von ca. 15 % des Tropfenvolumens führt. Für seine Berechnung verwendet er die Plasmatemperatur eines Impulslichtbogens in der Pulsstromphase von *Rouffet* [231]. Die Anwendung dieser

Temperatur für die Berechnung der Strahlungsenergie, die einem Schweißtropfen in der Grundstromphase zugeführt wird, ist kritisch zu bewerten.

### 2.3.4 Interaktion zwischen Werkstofftransfer und Schmelzbadausbildung

Die Schweißtropfen übertragen Masse, thermische Energie und Impuls auf das Schmelzbad [285]. Die Auswirkungen des Elektrodenwerkstoffübergangs auf die Schmelzbadausbildung sind jedoch größtenteils nicht erforscht, obwohl angenommen wird, dass dieser einen entscheidenden Einfluss auf die Geometrie und die Metallurgie und somit auf die Qualität der Schweißverbindung ausübt [172] [237].

*Conn* [30], *Kolodziejczak* [142], *Hu und Tsai* [103] sowie *Guo et al.* [77] vermuten, dass der **Aufprall** des übergehenden Elektrodenmaterials und die **magnetohydrodynamischen Kräfte** den größten Einfluss auf die Schmelzbadausbildung haben. Die Tropfengeschwindigkeit beträgt nach *Schellhase* [237]  $1,2 \text{ m s}^{-1}$  bis  $2 \text{ m s}^{-1}$  und nach *Scotti et al.* [244] ca.  $1,2 \text{ m s}^{-1}$  bis  $2,7 \text{ m s}^{-1}$ . *Thurner* [268] und *Yudodibroto* [304] gehen von einem dominanten Einfluss des Tropfenaufpralls aus, wohingegen *Huismann* [106] den Lichtbogendruck als die entscheidendere Größe ansieht. *Fan und Kovacevic* [54] [55] zeigen in einem Modell, dass die Schmelzbad-schwingung durch den Tropfenaufprall ausgelöst wird. *Guo et al.* [77], *Rao et al.* [219] sowie *Hu und Tsai* [105] schlussfolgern, dass die Oberflächenstruktur der Schweißnaht (Schuppung genannt) durch den Elektrodenwerkstoffübergang verursacht wird. Es besteht die Hypothese, dass auch der fingerförmige Einbrand beim Einsatz von Argon durch einen konzentrierten Werkstoffübergang [1] [2] [13] und eine intensive Gasströmung verursacht wird [13] bzw. durch eine hohe Tropfenfrequenz [54] [55] [219]. In Simulationen stellen *Cho et al.* [28] eine starke Zunahme des Einbrandes mit einer Erhöhung der Stromdichte und des Staudrucks fest.

Die Schweißtropfen tragen nach *DuPont und Marder* [45] mit einem Anteil von 38 % bis 42 % sowie nach *Wilhelm* [293] mit einem Anteil von ca. 39 % maßgeblich zum Gesamtenergieeintrag in das Bauteil bei. Die **Schmelzbadtemperatur** beträgt zwischen 1.715 K und 1.845 K [265] [300] [301] und fällt damit sehr viel geringer aus als die Tropfentemperatur [237] [302]. Daher ist anzunehmen, dass die ca. 1.000 K heißeren Schweißtropfen eine verstärkte Schmelzbadkonvektion verursachen, welche nach *Kumar und DebRoy* [147], *Wang und Tsai* [285] sowie *Lancaster* [152], *Mills et al.* [179] und *Limmaneevichitr* [157] entscheidend für die Schmelzbad-ausbildung ist. Berechnungen zur Vermischung von Metalltropfen in einem Schmelzbad ohne die Implementierung eines Lichtbogens von *Hartz-Behrend* [87] zeigen, dass ein großer Temperatur-

unterschied zwischen dem Tropfen und dem Schmelzbad zu einer schnelleren Vermischung der Tropfen führt. Beim Einsatz von reinem Kohlendioxid [265] [300] [301] [302] oder von Wasserstoffgemischen [237] ist zu klären, ob die Erhöhung der Schmelzbadtemperatur auf eine erhöhte Tropfentemperatur oder auf einen verstärkten Energieeintrag in das Bauteil durch den Lichtbogen zurückzuführen ist. Die Stromstärke hat nach *Schellhase* [237] einen geringen Einfluss auf die Schmelzbadtemperatur. Beim WIG-Schweißen ist zudem bekannt, dass ein hoher Schwefelgehalt des Grundwerkstoffs [264] sowie der Einsatz von heliumhaltigen Gasen [301] zu einer deutlichen Erhöhung der Schmelzbadtemperatur im Zentrum führen.

Die Kraft, die dem Staudruck und dem Tropfenaufprall entgegenwirkt, ist die **Oberflächenspannung** des Schmelzbades, welche maßgeblich dessen Form bestimmt [226]. Von *Doan und Lorentz* [42] besteht die Vermutung, dass eine geringere Oberflächenspannung zu einer stärkeren Deformation der Schmelzbadoberfläche durch den Lichtbogendruck und folglich zu einem tieferen Einbrand führt. Es wird angenommen, dass es zu einer Reduktion der Oberflächenspannung beim Einsatz von sauerstoffhaltigen Schutzgasen kommt [13] [30] [186] [226]. *Lu et al.* [163] [164] stellen eine starke Änderung des Einbrandes schon durch Sauerstoffkonzentrationen im ppm-Bereich sowie *Mills et al.* [179] [180] durch eine Variation im Schwefelgehalt von Stahl fest und führen diese auf eine Beeinflussung der Schmelzbadströmung zurück. *Czerner* [34] stellt bei Untersuchungen zum Laserschweißen eine deutliche Zunahme der oberflächeninduzierten Schmelzbadströmung (Marangoni Konvektion) durch den Einsatz von 8 % Sauerstoff im Argon-Schutzgas fest, welche eine erhebliche Steigerung der Aufschmelzgeschwindigkeit zur Folge hat. Entsprechende Analysen fehlen beim MSG-Schweißen.

Die Schmelzbadausbildung hängt neben dem Tropfenaufprall und den Lichtbogeneigenschaften stark von der Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  ab. Die durch den Schweißprozess pro Weg eingebrachte Energie wird anhand der **Streckenenergie** beschrieben, welche von der elektrischen Lichtbogenleistung  $P_{LB}$ , vom Wirkungsgrad  $\eta$  und von der Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  abhängig ist:

$$E = \frac{P_{LB} \cdot 60}{v_S} \cdot \eta \quad \text{Gl. 14}$$

Als Wirkungsgrad wird hierbei zumeist das Verhältnis von der dem Grundwerkstoff zugeführten Energie zur Lichtbogenenergie definiert. Die Streckenenergie ist beim MSG-Schweißen allerdings nicht dazu geeignet, den Einbrand vorherzusagen, da insbesondere bei geringen

Schweißgeschwindigkeiten der Einbrand gegen Null divergiert [172]. Angenommen wird, dass hierbei eine, dem Lichtbogen vorlaufende, schmelzflüssige Schicht den Energiefluss in tiefere Regionen des Bauteils mindert. Der Wirkungsgrad ist zudem abhängig von der Drahtgeschwindigkeit und sinkt von ca. 85 % bei  $2 \text{ m min}^{-1}$  auf 75 % bei  $10 \text{ m min}^{-1}$  [175]. Bei einer mittleren Schweißgeschwindigkeit haben MSG-Prozesse nach *DuPont und Marder* [45] einen Wirkungsgrad von  $84 \pm 4 \%$ . *Matthes et al.* [175] sowie *Haelsig et al.* [79] messen mittlere Wirkungsgrade für Drahtgeschwindigkeiten zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $10 \text{ m min}^{-1}$  für Kurzlichtbögen von 85 %, für Impulslichtbögen von 77 % und für Sprühlichtbögen von 69 % bis 75 %. In guter Übereinstimmung bestimmen *Pépe et al.* [207] für einen Kurzlichtbogen einen Wirkungsgrad von 85 % sowie für einen Sprühlichtbogen von 78 %, welcher nach *Wilhelm* [293] 84 % beträgt. *Matthes et al.* [175] stellen ferner eine leichte Steigerung des Wirkungsgrades mit einer Zunahme des Kohlendioxid- und des Heliumanteils, eine starke Steigerung mit einem zunehmenden Stickout sowie eine Abnahme mit der Lichtbogenlänge fest. Entgegen der Meinung im Stand der Technik zeigen *Matthes et al.* [175], dass durch den Einsatz eines Impulslichtbogens nur eine geringfügige Reduzierung der eingebrachten Wärmemenge in das Bauteil um 5 % möglich ist. Bei austenitischen Werkstoffen verbessert sich der Wirkungsgrad nach *Matthes et al.* [175] um ca. 6 %.

Der geringe Kenntnisstand zur Interaktion zwischen dem Werkstofftransfer und der Schmelzbadausbildung ist auf die sich stark überlagernden Effekte der einzelnen Teilprozesse zurückzuführen. So wird die Schmelzbadausbildung neben dem Werkstofftransfer an sich zusätzlich durch die eingesetzten Schutzgase und durch die Plasma- und Lichtbogeneigenschaften beeinflusst. Die aufgeschmolzene Geometrie wird nach *De und DebRoy* [36] zudem stark von den Eigenschaften des Schmelzbades wie der effektiven thermischen Leitfähigkeit und der Viskosität bestimmt, welche wiederum durch den Wärmeeintrag beeinflusst werden. Nach *Schellhase* [237] hat sogar der Ansatz des Lichtbogens am Werkstück einen beträchtlichen Einfluss auf den Elektrodenwerkstoffübergang, welcher stark durch die Schutzgase beeinflusst wird. Nach einer Literaturzusammenfassung von *Lancaster* [153] und einer Arbeit von *Conn* [30] verringern aktive Gaskomponenten das Wandern des Lichtbogens an einer flächigen Kathode. Dieses Phänomen kann nach *Flügge* [57] mit der besonders hohen Elektronenemission von erhitzten Metalloxyden erklärt werden.

## 2.4 Forschungsbedarf

Die Ausarbeitungen zum Stand der Technik (Kapitel 2.1) zeigen, dass fundamentale Praxisprobleme trotz zahlreicher wissenschaftlicher Untersuchungen (Kapitel 2.2) nicht gelöst sind. Zur Lösung dieser Probleme ist ein verbessertes Verständnis der komplexen physikalischen und chemischen Vorgänge des MSG-Prozesses notwendig [190]. Hierbei kommt dem Zusatzwerkstofftransfer als Schlüsselvorgang des gesamten Schweißprozesses eine besonders große Bedeutung zu. Dieser wird als die Quelle für einen Großteil der Schweißrauchemissionen gesehen [50] [209], ist bedeutend an der Prozessstabilität beteiligt [237], nimmt immensen Einfluss auf die Plasmaeigenschaften und wirkt sich auf die Abschmelzleistung und auf die Ausbildung der Schweißnaht aus. Im Einzelnen fehlt das Verständnis zu den Kräften bei der Tropfenbildung und -ablösung [194], zum Aufschmelzen der Elektroden [30] [194] und zu den Auswirkungen der Prozessgase [190], welche allesamt fundamental wichtig für die Tropfenbildung und die Tropfenablösung sind. Eine besonders große Wissenslücke besteht zu den Auswirkungen des Materialtransfers auf die Schmelzbadausbildung.

Zur Analyse des Elektrodenwerkstoffübergangs von MSG-Schweißprozessen werden, wie im Stand der Wissenschaft beschrieben, diverse taktile wie auch berührungslose Messmethoden eingesetzt [9] [14] [19] [42] [45] [52] [54] [55] [65] [71] [73] [74] [91] [98] [119] [143] [145] [159] [162] [175] [185] [196] [197] [207] [230] [231] [247] [254] [260] [261] [265] [268] [269] [279] [281] [293] [300] [301] [302] [309]. In diesen experimentellen Untersuchungen werden jedoch vorwiegend nur Teilaspekte des gesamten MSG-Schweißvorgangs separat von anderen betrachtet. Eine Vergleichbarkeit der Messergebnisse sowie eine hinreichend umfassende Beschreibung des MSG-Prozesses auf der Basis von mehreren Publikationen ist aufgrund von beträchtlichen Unterschieden in den Randbedingungen, wie z.B. den Elektrodenwerkstoffen, den Schutzgasen, den Lichtbogenarten und den elektrischen Einstellungen sowie aufgrund von fehlenden Angaben zu den Versuchsbedingungen nicht möglich. Daher steht ferner auch die Validierung der bestehenden Messergebnisse aus. Eine umfassende Charakterisierung des Werkstoffübergangs sowie die Beschreibung der Interaktion von Tropfentransfer, Lichtbogen und Schmelzbadausbildung verlangen folglich den gleichzeitigen Einsatz von unterschiedlichen Messverfahren.

In bisherigen experimentellen Untersuchungen ist die Deutung von Effekten, für welche als Grund- und Zusatzwerkstoff komplexe Stoffgemische verwendet werden, extrem schwierig, da für diese die physikalischen und chemischen Vorgänge bei hohen Temperaturen und die

thermophysikalischen Stoffdaten nicht genau bekannt sind [226]. Zudem ist deren Zusammensetzung chargenabhängig und schwankt während des Schweißprozesses durch Verdampfungsvorgänge. In den bisherigen Studien wird die Komplexität des Gesamtprozesses weiter erhöht, da reaktive Gasmischungen verwendet werden, die Sauerstoff oder Kohlendioxid enthalten und chemische Reaktionen hervorrufen. Folglich sind Messungen an Reineisen als Grund- und Zusatzwerkstoff in Kombination mit einem inerten Schutzgas wie Argon, das keine chemischen Reaktionen an den Elektroden hervorruft, notwendig, um einzelne Effekte getrennt darstellen zu können.

Die Ausarbeitungen zeigen ferner die Notwendigkeit von zeitlich und örtlich hochaufgelösten Oberflächentemperaturmessungen an den Elektroden, welche bisher nicht für detaillierte Untersuchungen eingesetzt werden. Sensitivanalysen, die z.B. den Einfluss der Drahtgeschwindigkeit, der freien Drahtlänge oder der Schweißgeschwindigkeit aufzeigen, fehlen fast vollständig.

Die Weiterentwicklungen auf dem Gebiet der Schweißprozesssimulation ermöglichen zunehmend auch die Darstellung der in Kapitel 2.3 und insbesondere in Kapitel 2.3.4 dargestellten sehr komplexen Abläufe des gesamten Schweißprozesses. Hierbei zeigt sich der Trend, den gesamten Schweißprozess dreidimensional abzubilden [298] und auch flüssige Phasen zu beschreiben [7], sodass die Schweißnahtausbildung realistischer vorhergesagt und Prozessvariationen flexibler untersucht werden können. Für die Absicherung und die Entwicklung von aussagekräftigen Modellen sind fehlende thermophysikalische Stoffdaten bei hohen Temperaturen experimentell zu ermitteln. Aufgrund einer asymmetrischen Schmelzbadausbildung sowie um der Notwendigkeit gerecht zu werden die Lichtbogen- und Schmelzbadmodelle zu koppeln, sind geometrische Daten der Elektroden, der Schweißtropfen und des Lichtbogens dreidimensional bereitzustellen.

In dieser Arbeit werden die experimentellen Analysen an einem Impulslichtbogenschweißprozess durchgeführt, weil dieser zum einen von einem hohen wirtschaftlichen Interesse ist und sich zum anderen besonders für experimentelle Analysen eignet, da dieser (i.) den Einfluss der Stromstärke aufzeigt, (ii.) sehr regelmäßig abläuft und (iii.) eine experimentelle Analyse zum Zeitpunkt der Grundstromphase aufgrund einer geringen Lichtbogenstrahlung gestattet.

### 3 Experimentelle Randbedingungen

Im Folgenden werden die für die experimentellen Studien eingesetzte Schweißtechnik (siehe Kapitel 3.1) und die diagnostischen Aufbauten (siehe Kapitel 3.2) beschrieben. Die wichtigsten Eigenschaften der verwendeten Messtechnik sind Tabelle 9-6 im Anhang zu entnehmen.

#### 3.1 Schweißtechnik und Schweißparameter

Für die Schweißversuche werden die Stromquelle Digital Inverter – DW 300 (Fa. OTC) aufgrund ihrer Strompulsform ohne Zwischenplateaus (siehe auch Abbildung 3–3a) sowie der Maschinenschweißbrenner TBI 9W (Fa. Tbi Industries) eingesetzt. Die Standardeinstellungen des Schweißprozesses sind Tabelle 3-1 zu entnehmen. Die Höhe des Grund- und des Pulsstroms, die Stromanstiegs- und Stromabsenkzeiten sowie die Länge der Grund- und der Pulsstromphase werden vorgegeben. Der Synergy-Modus wird abgestellt. Es wird ein Abstand zwischen dem Werkstück und dem Kontaktrohr von 15 mm gewählt, welcher zum einen keine zu hohe thermische Belastung des Kontaktrohres verursacht [211] und zum anderen nicht zum Einwirbeln von atmosphärischen Gasen führt [53]. Die Schutzgasmenge wird nach Empfehlungen von *Baum und Fichter* [13] auf den Gasdüsendurchmesser abgestimmt. Bei der Analyse von heliumhaltigen Gasgemischen wird der Durchfluss, wie von *Füssel et al.* [63] beschrieben, entsprechend den Empfehlungen des DVS-Merkblattes 0913 [46] angepasst, um das Eintreten von atmosphärischen Gasen zu vermeiden. Für die Aluminiumlegierung wird ein Schutzgasdurchfluss von  $25 \text{ l min}^{-1}$  (Argon) verwendet.

Tabelle 3-1: Standardeinstellungen des Schweißprozesses

| Parameter                                       | Wert       |
|---|------------|
| Drahtdurchmesser (mm)                           | 1,2        |
| Probengröße (mm)                                | 500×70×6,1 |
| Abstand Werkstück-Kontaktrohr (mm)              | 15,0       |
| Schutzgasdurchfluss ( $\text{l min}^{-1}$ )     | 12,0       |
| Drahtgeschwindigkeit ( $\text{m min}^{-1}$ )    | 3,0        |
| Schutzgasdüseninnendurchmesser (mm)             | 16,0       |
| Abstand Schutzgasdüse-Kontaktrohr (mm)          | -2,5       |
| Betriebsart                                     | DC Puls    |
| Schweißgeschwindigkeit ( $\text{cm min}^{-1}$ ) | 20,0       |

Die Drahtgeschwindigkeit wird an der Schweißstromquelle eingestellt. Zusätzlich wird diese mit dem Sensor DV 25 M (Fa. HKS Prozesstechnik) überwacht. Die Lichtbogenlänge wird durch die Eingabe einer Spannungskorrektur an der Stromquelle reguliert und zum Zweck der Nachvollziehbarkeit angegeben. Die gemessenen mittleren Spannungswerte zwischen dem Stromkontakt-

rohr und der Kathode sind dem Anhang auf Seite 162 bis Seite 169 zu entnehmen sowie der Zusammenhang zwischen der Lichtbogenspannung und der Lichtbogenlänge der Abbildung 9–5 im Anhang. Synchron zu allen diagnostischen Messungen werden der Schweißstrom und die Lichtbogenspannung mit dem Prozesssensor P1000 (Fa. HKS Prozesstechnik GmbH) aufgezeichnet, um eine spätere Korrelation zwischen den Messergebnissen der unterschiedlichen Messmethoden zu ermöglichen. Beim Einsatz der Hochgeschwindigkeitskamera HG-100K (Fa. Redlake) werden die Messsignale anhand des DAQ-Systems Motion DAS (Fa. Redlake) mit den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen synchronisiert. Für die Verwendung der Hochgeschwindigkeitskamera Dimax (Fa. Pco) werden die elektrischen Signale des Schweißprozesses sowie das Belichtungs-TTL-Signal der Kamera zusammen auf das Oszilloskop LT364 (Fa. LeCroy) geführt und anschließend anhand einer Software synchronisiert.

Für eine Vergleichbarkeit der Schweißprozesseinstellungen wird ein “Ein-Tropfen-Übergang“ pro Strompuls und eine Lichtbogenlänge von 3 mm (gemessen im Moment des Übergangs von der Grund- in die Pulsstromphase) eingestellt. Hierzu wird die Lichtbogenlänge über die Grundstromzeit, d.h. über die Pulsfrequenz, angepasst; die Pulsstromform bleibt unverändert.

Die Schweißungen erfolgen auf einem Spannbett, in das eine wassergekühlte Formiergasschiene integriert ist. Die Schweißproben werden mit sechs Kraftspannern auf das Spannbett gedrückt und in Position gehalten. Die Formiergasschiene wird durch Federdruck gegen die zu fügenden Bauteile gepresst (siehe Abbildung 9–7 im Anhang). Die Schweißgeschwindigkeit wird zwischen  $10 \text{ cm min}^{-1}$  und  $30 \text{ cm min}^{-1}$  variiert.

Die Analysen gliedern sich in Untersuchungen zum Einfluss (i) der Schweißparameter, (ii) der Schutzgase und (iii) der Zusatzwerkstoffe, siehe Tabelle 3-2.

Tabelle 3-2: Gruppierung der Untersuchungen

|           | Gegenstand der Untersuchungen   |  |   |
|-----------|---|--|---|
|           | Schweißparameter am System Argon-Reineisen  | Schutzgase (Argon + x) (%)   | Zusatzwerkstoff   |
| Variation | <ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Drahtgeschwindigkeit</li> <li>▪ Stickout</li> <li>▪ Lichtbogenlänge</li> <li>▪ Schweißgeschwindigkeit</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>▪ 2; 8 N<sub>2</sub></li> <li>▪ 0,05; 3; 8 O<sub>2</sub></li> <li>▪ 10; 18 CO<sub>2</sub></li> <li>▪ 20; 50; 70 He</li> <li>▪ 2; 6 H<sub>2</sub></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Reineisen</li> <li>▪ G3Si1 (1.5125)</li> <li>▪ 19 9 L Si (1.4316)</li> <li>▪ AlMg4,5Mn (3.3547)</li> <li>▪ Drahtdurchmesser</li> </ul> |

Da herkömmliche Schweißgrund- und Zusatzwerkstoffe Stoffgemische darstellen, deren Materialeigenschaften bei hohen Temperaturen nicht hinreichend bekannt sind, wird die überwiegende



Anzahl der Untersuchungen beim Einsatz von Reineisen als Zusatzwerkstoff durchgeführt. Zudem kann die Zusammensetzung von herkömmliche Schweißgrund- und Zusatzwerkstoffen chargenabhängig variieren, sodass eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse nicht gewährleistet ist. Des Weiteren sind die chemischen Vorgänge und die Wechselwirkungen bei Stoffgemischen, wie in Kapitel 2.2.3 und 2.3.3 beschrieben, extrem komplex [226]. Das Reineisen der Güte 4 zeichnet sich durch ein homogenes Gefüge aus reinem Ferrit mit einem extrem niedrigen Anteil an Kohlenstoff, Sauerstoff, Phosphor und Stickstoff sowie durch einen Reinheitsgrad von über 99,85 % aus. Die maximale Konzentration an Verunreinigungen ist Tabelle 3-3 zu entnehmen. Der Gehalt der besonders kritischen Elemente Schwefel und Phosphor liegt nach Angaben von *Borgmann* [18] sowie *Xue und Wang* [299] in einem Bereich, in dem die Oberflächenspannung des Eisens nicht nennenswert beeinflusst wird. Bei den restlichen Verunreinigungen ist nach Angaben von *Borgmann* [18] und *Schrinner* [243] von keiner Beeinflussung auszugehen.

Tabelle 3-3: Maximale Verunreinigungen des Reineisens (Güte 4) [313]

| C<br>(%) | Mn<br>(%) | P<br>(%) | S<br>(%) | N<br>(%) | Cu<br>(%) | Co<br>(%) | Sn<br>(%) |
|----------|-----------|----------|----------|----------|-----------|-----------|-----------|
| 0,010    | 0,06      | 0,005    | 0,003    | 0,005    | 0,03      | 0,005     | 0,005     |

Der Einsatz von inertem Argon als Schutzgas reduziert den Einfluss chemischer Reaktionen auf den Elektrodenwerkstoffübergang, sodass Effekte einfacher extrahiert werden können. Für das Reineisen werden die Materialeigenschaften von *Hust und Giarratano* [108] entnommen und die Zusammenhänge zwischen der Temperatur und der Oberflächenspannung *Keene* [127] [128] bzw. der Viskosität *Assael et al.* [7].

Am System Reineisen-Argon werden der Einfluss (i.) der Drahtgeschwindigkeit, (ii.) des Stickouts, (iii.) der Lichtbogenlänge und (iv.) der Schweißgeschwindigkeit analysiert, siehe Tabelle 3-4.

Tabelle 3-4: Variationsbreite der SchweißEinstellungen für die Versuchsreihe "Argon-Reineisen" (variable Größen sind hervorgehoben)

| Nr. | Drahtgeschwindigkeit<br>(m min <sup>-1</sup> ) | Stickout<br>(mm) | Spannung an der Stromquelle<br>(V) |
|-----|--|------------------|------------------------------------|
| 1   | 2 - 10   | 15               | 25 - 36                            |
| 2   | 3  | 15               | 20 - 34                            |
| 3   | 3  | 4 - 22           | 20-32                              |

In der zweiten Versuchsreihe werden die Schutzgase variiert. Es werden dem Argon-Schutzgas unterschiedliche Konzentrationen an Sauerstoff, Kohlendioxid, Wasserstoff, Stickstoff und

Helium zugeführt, siehe Tabelle 3-5. Bei den aufgeführten Randbedingungen können reines Kohlendioxid aufgrund eines ‐Erlöschens‐ des Lichtbogens, höhere Stickstoffkonzentrationen aufgrund eines explosionsartigen Zerplatzens der Schweißtropfen und reines Helium aufgrund eines nicht konstanten Prozessverhaltens nicht mit den Standardeinstellungen untersucht werden.

Tabelle 3-5: Versuchsplan Schutzgase

| Nr. | Schutzgase (Argon + x)<br>(%) | Material                          | Drahtgeschwindigkeit<br>(m min <sup>-1</sup> ) |
|-----|-------------------------------|-----------------------------------|--|
| 1   | 2; 8 N <sub>2</sub>           | Reineisen; 1.5125; 1.4316; 3.3547 | 3  |
| 2   | 0,05; 3; 8 O <sub>2</sub>     | Reineisen; 1.5125; 1.4316; 3.3547 | 3  |
| 3   | 10; 18 CO <sub>2</sub>        | Reineisen; 1.5125; 1.4316; 3.3547 | 3  |
| 4   | 20; 50; 70 He                 | Reineisen; 1.5125; 1.4316; 3.3547 | 3  |
| 5   | 2; 6 H <sub>2</sub>           | Reineisen; 1.5125; 1.4316; 3.3547 | 3  |

Die Auswahl der Zweikomponenten-Gasgemische soll den Einfluss praxistypischer Zumischungen wie auch, basierend auf Ausarbeitung aus Kapitel 2.3.1, die Auswirkungen von spezifischen Gaseigenschaften auf den Elektrodenwerkstoffübergang aufzeigen, siehe Tabelle 3-6.

Tabelle 3-6: Wichtigste, den Elektrodenwerkstoffübergang beeinflussende, Unterschiede der Mischgase im Vergleich zu reinem Argon und zu erwartende Auswirkungen

|                      | Stickstoff                                 | Sauerstoff                            | Kohlendioxid                | Helium                     | Wasserstoff                  |
|----------------------|--|---------------------------------------|-----------------------------|----------------------------|------------------------------|
| Unterschied zu Argon | Produkt aus Enthalpie und Masse groß [189] | oxidierend [1] [2] [13]               | hohe Enthalpie [66] [189]   | schwer zu ionisieren [220] | reduzierend [202]            |
| Auswirkung           | Lichtbogenfokussierung [189]               | Reduzierung Oberflächenspannung [233] | Lichtbogenfokussierung [13] | Metaldampfplasma [189]     | Erhöhung Oberflächenspannung |

In einer dritten Versuchsreihe werden unterschiedliche Elektrodenmaterialien analysiert, siehe Tabelle 3-7. Die Zusammensetzungen der Materialien sind in Tabelle 3-3 sowie in Tabelle 9-3 bis Tabelle 9-5 im Anhang detailliert aufgeführt.

Tabelle 3-7: Versuchsplan Zusatzwerkstoffe

| Nr. | Material  | Drahtgeschwindigkeit<br>(m min <sup>-1</sup> ) | Gas   |
|-----|-----------|--|-------|
| 1   | Reineisen | 2 - 8  | Argon |
| 2   | 1.5125    | 2 - 8  | Argon |
| 3   | 1.4316    | 2 - 8  | Argon |
| 4   | 3.3547    | 2 - 8  | Argon |

Die Materialien unterscheiden sich deutlich durch ihren Schmelz- und Siedepunkt sowie durch ihre elektrische und ihre thermische Leitfähigkeit wie auch durch ihre Oberflächenspannung, siehe Tabelle 9-2 und Abbildung 9-6 im Anhang. Kupfer, Kohlenstoff, Silizium, Molybdän und Mangan üben beim Einsatz der Stähle nach Ausführungen in Kapitel 2.3.2 [18] [243] keinen

messbaren Einfluss auf die Oberflächenspannung aus. Jedoch kann der Phosphorgehalt zu einer deutlichen Absenkung der Oberflächenspannung führen [299]. Bei dem hochlegierten Stahl ist durch den hohen Chrom- und Nickelgehalt und bei der Aluminiumlegierung durch den hohen Anteil an Magnesium mit deutlichen Abweichungen von den Eigenschaften ihrer Reinmetalle auszugehen, siehe Tabelle 9-2 im Anhang.

### 3.2 Messvorrichtungen

Die in dieser Arbeit entwickelten Messvorrichtungen, siehe Abbildung 3–1 (links), sind:

- ein Hochgeschwindigkeitspyrometer zum Messen von Oberflächentemperaturen,
- eine Schattentechnik für die Analyse der Tropfenschwingung zur Bestimmung der Oberflächenspannung der Schweißtropfen und der flüssigen Drahtspitze (Tropfendepot),
- ein Kalorimeter zur Ermittlung der durchschnittlichen Tropfentemperatur, der Tropfenmasse und der Tropfengeometrie sowie der Kathodenleistung,
- Aufbau zum gezielten Einbringen von Thermoelementen in den Schweißprozess zur Untersuchung der mittleren Tropfen- und Schmelzbadtemperatur,
- Vorrichtung zum Austreiben und Aufbau zum dreidimensionalen Vermessen von Schmelzbädern sowie
- eine Hochgeschwindigkeits-Stereo-Optik zur Rekonstruktion der Tropfen-, Draht- und Lichtbogeneometrie.

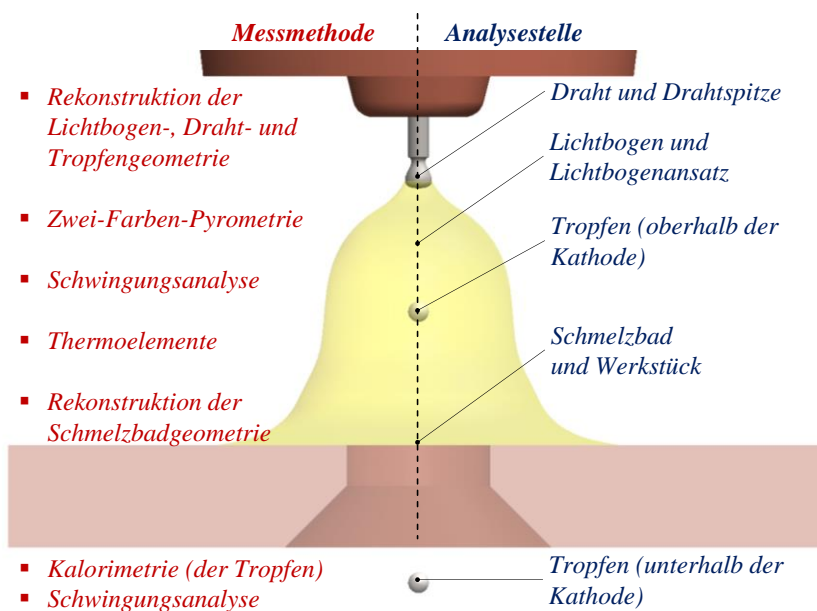


Abbildung 3–1: Überblick über die eingesetzten Messmethoden (links) und die Analysestellen (rechts) zur experimentellen Beschreibung des Werkstoffübergangs und dessen Interaktion mit der Schmelzbadausbildung

In Abbildung 3–1 (rechts) sind die Analysestellen aufgeführt, welche beide Elektroden (Werkstück und Schweißdraht), den Lichtbogen und die Flugbahn der Schweißtropfen beinhalten. Für einige diagnostische Messungen wird das Werkstück durch eine wassergekühlte Kupferplatte mit einer mittigen Bohrung ersetzt (im Weiteren Ring-Kathode genannt). Die Geometrie der Ring-Kathode, des Schweißbrenners sowie die Standardabstände zwischen der Ring-Kathode, dem Stromkontaktrrohr, der Schutzgasdüse und dem Schweißdraht sind in Abbildung 3–2 zusammengefasst dargestellt.

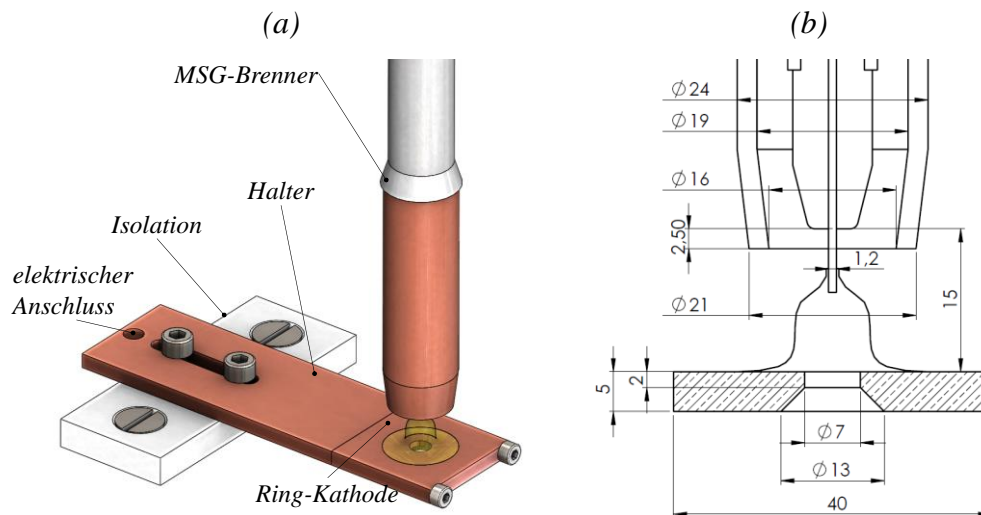


Abbildung 3–2: Schematischer Aufbau (a) und Abmessungen (b) der Elektroden und des Schweißbrenners, modifiziert übernommen aus [252]

Die Vorteile der Ring-Kathode sind:

- Die Schweißtropfen werden nicht durch das Schmelzbad oder die Schweißnaht verdeckt und können somit ungestört mit den Messmethoden analysiert werden.
- Der Lichtbogen bildet sich verhältnismäßig rotationssymmetrisch aus, da sich die Ring-Kathode gleichmäßiger erhitzt als ein Blech und sich keine geometrischen Änderungen durch den Nahtaufbau ergeben.
- Die Flugbahn der Schweißtropfen und somit die Analysezeit werden verlängert und eine kalorimetrische Bestimmung der Tropfenenthalpie wird möglich.

Abbildung 3–3b zeigt, dass die Ring-Kathode den Lichtbogenspannungsverlauf im Vergleich zu einer Schweißung auf einem Reineisenblech verändert, sodass eine Beeinträchtigung des Schweißprozesses nicht vollkommen ausgeschlossen werden kann. Anhand von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen sind jedoch keine Auswirkungen der Spannungsbeeinflussung auf den Werkstoffübergang zu erkennen. Der Verlauf des Schweißstroms wird hingegen nur geringfügig

beeinflusst, siehe Abbildung 3–3a. Ein Durchmesser der Ring-Kathodenbohrung von 7 mm ist von Vorteil, da bei kleineren Durchmessern die Tropfen an der Mantelfläche der Bohrung anhaften und das Loch verstopfen. Größere Durchmesser beeinflussen die Spannungs-Charakteristik stärker.

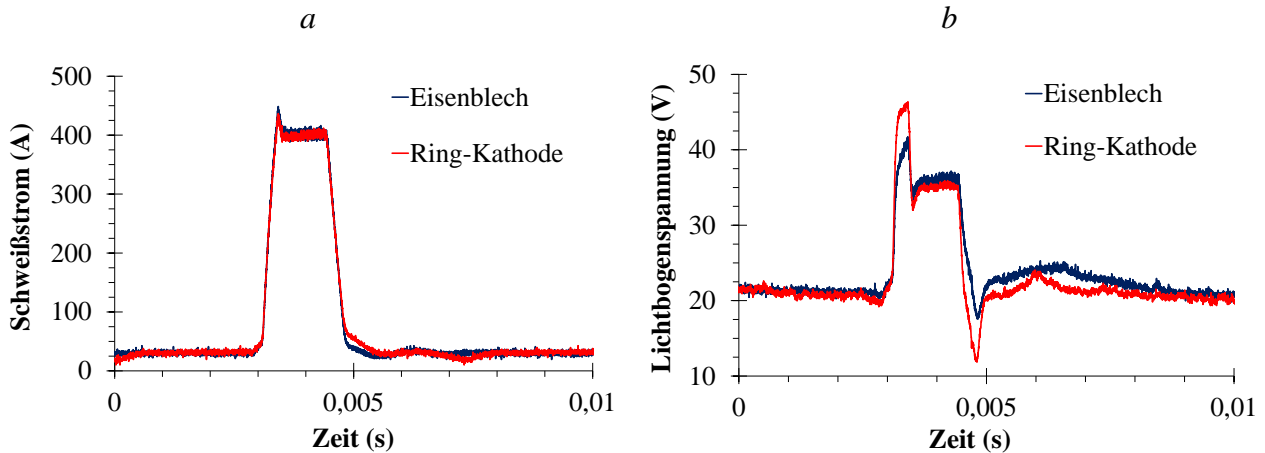


Abbildung 3–3: Einfluss der wassergekühlten Ring-Kathode aus Kupfer (rote Kurve) auf den Verlauf des Schweißstroms (a) und auf den Verlauf der Lichtbogenspannung (b) im Vergleich zu einem Reineisenblech (blaue Kurve), modifiziert übernommen aus [252]

### 3.2.1 Kathodenleistung und Tropfenkalorimeter

In einem MSG-Schweißprozess trägt der Energieeintrag in den Schweißdraht (Anode) durch den Massetransport der Schweißtropfen auch zu einem Energieeintrag in das Bauteil (Kathode) bei. Die im vorherigen Abschnitt 3.2 beschriebene Ring-Kathode ermöglicht es jedoch, den Energieeintrag in die Kathode separat vom Energieeintrag in die Schweißtropfen zu messen, da die Schweißtropfen durch die Ring-Kathode hindurchfallen und somit keine Energie in diese eintragen. Wie in Abbildung 3–4 dargestellt, wird die **Kathodenleistung**  $\dot{Q}_K$  bestimmt, indem die Temperaturerhöhung  $\Delta T$  durch Temperatursensoren Pt100 (Fa. Sika) und der Volumenstrom  $\dot{V}_{H_2O}$  des Kühlwassers der Ring-Kathode anhand des Turbinen-Durchflusssensors VTI (Fa. Sika) gemessen werden.

$$\dot{Q}_K = \dot{V}_{H_2O} \cdot c_{pH_2O} \cdot \rho_{H_2O} \cdot \Delta T \quad \text{Gl. 15}$$

Die Dichte  $\rho_{H_2O}$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_{pH_2O}$  des Kühlwassers zeigen im Temperaturbereich der Messung keine große Abhängigkeit von der Temperatur und werden daher als konstant angenommen.

Aus den synchron zur Kathodenleistung aufgezeichneten Messwerten der Schweißstromstärke  $I_S$  und der Lichtbogenspannung  $U_{LB}$  wird die elektrische Lichtbogenleistung  $P_{LB}$  bestimmt:

$$P_{LB} = U_{LB} \cdot I_S \quad \text{Gl. 16}$$

Hierbei wird für die Berechnung der Lichtbogenleistung der Effektivwert (engl. *Root Mean Square* (RMS)) [114] [245] bestimmt, indem zu jedem Zeitpunkt  $t$  das Produkt aus den Augenblickswerten des Schweißstroms  $i(t)$  und der Lichtbogenspannung  $u(t)$  gebildet wird:

$$P_{LB} = \frac{1}{T} \cdot \int_{t_0}^{t_0+T} u(t) \cdot i(t) dt \quad \text{Gl. 17}$$

Der Wirkungsgrad  $\eta$  ergibt sich aus dem Verhältnis der Kathodenleistung  $\dot{Q}_K$  zur Lichtbogenleistung  $P_{LB}$ :

$$\eta = \frac{\dot{Q}_K}{P_{LB}} \quad \text{Gl. 18}$$

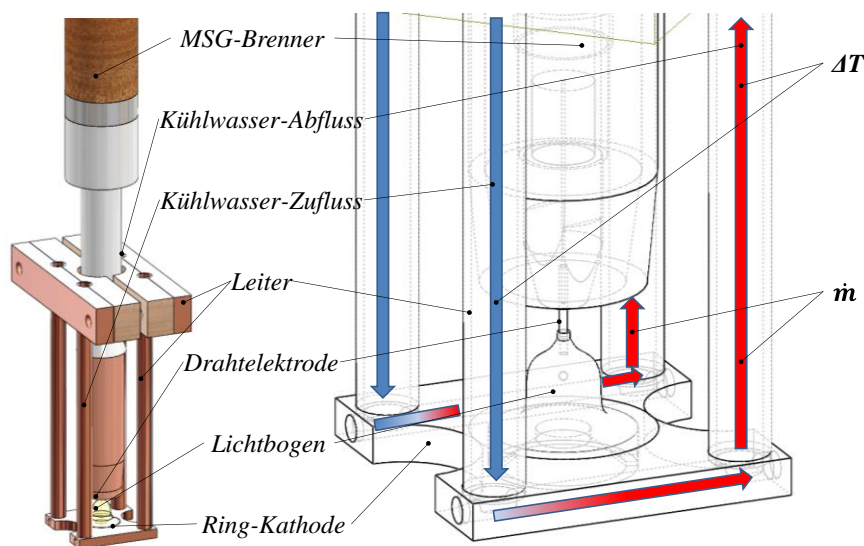


Abbildung 3–4: Schematischer Aufbau der gekühlten Ring-Kathode zur Bestimmung der Kathodenleistung

Die durch die Ring-Kathode hindurchfallenden Schweißtropfen geben ihre Energie beim Eintauchen in eine kalorimetrische Flüssigkeit an diese ab, sodass die **mittlere Tropfentemperatur** bestimmt werden kann, siehe Abbildung 3–5a. Eine typische Temperaturerhöhung der kalorimetrischen Flüssigkeit, welche anhand eines Thermofühlers (Pt100) erfasst wird, zeigt Abbildung 3–5b. Für einen schnellen Temperatenausgleich zwischen den Schweißtropfen und der gesamten kalorimetrischen Flüssigkeit wird diese permanent durch einen Magnetührer umgewälzt. Eine gute thermische Isolierung des Dewar-Gefäßes minimiert die Wärmeableitung an die Umgebung. Der magnetische Rührer und die thermische Isolation des kalorimetrischen Gefäßes gewährleisten das Erreichen einer konstanten Temperatur der kalorimetrischen Flüssig-

keit nach weniger als 60 s. Ein weiterer Temperaturfühler (Thermoelement Typ K) erfasst die Gastemperatur 2 mm oberhalb der kalorimetrischen Flüssigkeit sowie ein dritter Temperaturfühler des gleichen Typs die Temperatur unterhalb des Deckels des Kalorimeters. Über einen Gasanschluss kann im Kalorimeter ein leichter Überdruck erzeugt werden, wodurch das Einströmen von heißen Gasen in den Innenraum des Kalorimeters reduziert wird [248]. Wie Abbildung 3–5c zeigt, kann auf diese Weise die Temperaturerhöhung im Innenraum des Kalorimeters auf maximal 50 K begrenzt werden.

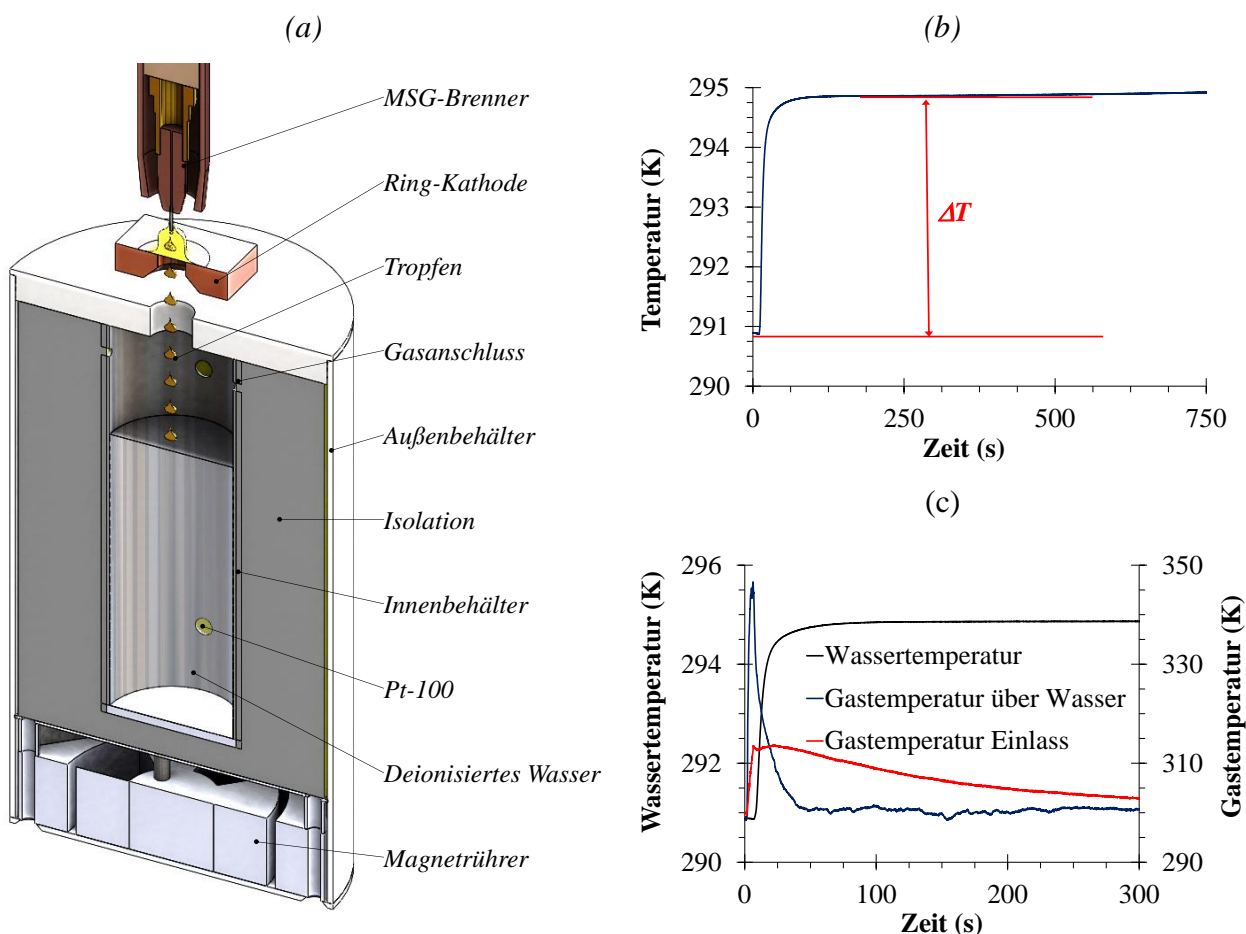


Abbildung 3–5: Aufbau des anisothermen Flüssigkeitskalorimeters, modifiziert übernommen aus [251] (a), typischer Temperaturanstieg der kalorimetrischen Flüssigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (b) und Erwärmung der Gase oberhalb der kalorimetrischen Flüssigkeit (c)

Während einer Messung werden alle Temperatursensoren mit einer Frequenz von 10 Hz ausgelesen und daraus die Ausgangs- und die Endtemperatur extrahiert, siehe Abbildung 3–5b. Die in die kalorimetrische Flüssigkeit eingebrachten erstarrten Tropfen werden gewogen und ihre Geometrie durch eine Bilderkennungssoftware vermessen (siehe auch Abbildung 9–8 im Anhang). Aus der Temperaturerhöhung der kalorimetrischen Flüssigkeit und aus der Tropfen-

masse lassen sich die Tropfenenthalpie sowie die Tropfentemperatur berechnen. Die Wärme  $Q_{Fe}$ , die von den Eisentropfen mit einer ursprünglichen, noch unbekanntem Temperatur  $T_{Fe}$  auf die endgültige Temperatur des Wassers und der Eisentropfen  $T_f$  übertragen wird, berechnet sich nach Gl. 19:

$$Q_{Fe} = m_{Fe} [h_{Fe}(T_{Fe}) - h_{Fe}(T_f)] \quad \text{Gl. 19}$$

Die Wärme, welche wiederum vom Wasser aufgenommen wird, berechnet sich nach Gl. 20:

$$Q_{H_2O} = m_{H_2O} [h_{H_2O}(T_f) - h_{H_2O}(T_0)] \quad \text{Gl. 20}$$

Die Anfangs-  $T_0$  und die Endtemperatur der kalorimetrischen Flüssigkeit (inkl. Tropfen)  $T_f$  werden gemessen. Die spezifische Enthalpie von Wasser  $h_{H_2O}$  und von Eisen  $h_{Fe}$  ist von der Temperatur abhängig und wird nach Formeln der *NIST* Datenbank [312] berechnet. Die Konstanten  $A, B, C, D, E, F_{ref}$  der Gl. 21 und Gl. 22 sind dem Anhang Tabelle 9-7 zu entnehmen.

$$h_{Fe}(T) = \int_{T_{ref}}^T c_{p,Fe}(T') dT' = A_{Fe} T + \frac{B_{Fe}}{2} T^2 + \frac{C_{Fe}}{3} T^3 + \frac{D_{Fe}}{4} T^4 - E_{Fe} \frac{1}{T} + F_{ref,Fe} - H \quad \text{Gl. 21}$$

$$h_{H_2O}(T) = \int_{T_{ref}}^T c_{p,H_2O}(T') dT' = A_{H_2O} T + \frac{B_{H_2O}}{2} T^2 + \frac{C_{H_2O}}{3} T^3 + \frac{D_{H_2O}}{4} T^4 - E_{H_2O} \frac{1}{T} + F_{ref,H_2O} - H \quad \text{Gl. 22}$$

Als Referenztemperatur  $T_{ref}$  wird die Raumtemperatur mit 293,15 K angenommen. Für die Berechnung der spezifischen Enthalpie des Wassers  $h_{H_2O}$  wird nur die flüssige Phase betrachtet; für die Enthalpieberechnung des Eisens  $h_{Fe}$  die flüssige und die feste Phase in vier Temperaturbereichen. Die Wärme, welche von den Tropfen an das Wasser abgegeben wird, kann mit der Wärme, die das Wasser von den Tropfen aufnimmt, gleichgesetzt werden, sodass die anfängliche Temperatur der Tropfen  $T_{Fe}$  iterativ bestimmt werden kann.

$$m_{H_2O} [h_{H_2O}(T_f) - h_{H_2O}(T_0)] = m_{Fe} [h_{Fe}(T_{Fe}) - h_{Fe}(T_f)] \Rightarrow T_{Fe} \quad \text{Gl. 23}$$

Das Einströmen von heißen Gasen kann zu einer Verfälschung der Messergebnisse führen. Aus dem Temperaturunterschied zwischen der Luft oberhalb der kalorimetrischen Flüssigkeit  $T_{Luft}$  und der Wassertemperatur  $T_{H_2O}$ , aus der Wasseroberfläche  $A_{H_2O}$  und dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{Luft-H_2O}$  ergibt sich die Wärmeübertragung zur kalorimetrischen Flüssigkeit  $Q_{H_2O}$ :

$$Q_{H_2O} = \alpha_{Luft-H_2O} \cdot A_{H_2O} \cdot (T_{Luft} - T_{H_2O}) \cdot \Delta t \quad \text{Gl. 24}$$



Die Wärmeübertragung zur kalorimetrischen Flüssigkeit beträgt bei der Annahme eines Wärmeübergangskoeffizienten von  $10 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  [146] ca.  $15 \text{ J}$  und trägt somit zu einem maximalen Messfehler von  $1 \%$  bei.

Ferner kann das Verdampfen der kalorimetrischen Flüssigkeit Wärmeverluste verursachen, die nicht erfasst werden. Hochgeschwindigkeitsaufnahmen vom Eintauchvorgang der heißen Schweißtropfen in die kalorimetrische Flüssigkeit und die Bestimmung des Masseverlusts der kalorimetrischen Flüssigkeit zeigen, dass sich destilliertes Wasser gut als kalorimetrische Flüssigkeit eignet und die Verdampfung zu vernachlässigen ist. Öl wird aus gesundheitlichen Aspekten und aufgrund der Brandgefahr nicht als kalorimetrische Flüssigkeit eingesetzt.

Zu beachten ist, dass anhand der Kalorimetrie keine in-situ Messung möglich ist, keine örtliche wie zeitliche Auflösung der Temperatur gegeben ist und die Tropfentemperatur erst ca.  $100 \text{ mm}$  unterhalb der Ring-Kathode erfasst werden kann.

### 3.2.2 Hochgeschwindigkeitszweifarbenpyrometer

Die Kenntnis der Oberflächentemperatur der Elektroden und der Schweißtropfen ist bei MSG-Prozessen entscheidend für die Beurteilung der Verdampfung. Bei MSG-Schweißprozessen ist, wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben, die Emissivität der Schmelze und der Schweißtropfen nicht hinreichend genau bekannt und kann örtlich wie auch zeitlich stark variieren [75] [181]. Die Änderungen treten aufgrund von Oxidationen (Anlauffarben), Temperaturdifferenzen und unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten wie z.B. beim Übergang von der festen zur flüssigen Phase auf und sind nicht oder schwer zu bestimmen. In dieser Arbeit wird für die Oberflächentemperaturbestimmung daher die Zweifarbenpyrometrie angewendet, da bei dieser Methode die Emissivität des Analyseobjekts nicht bekannt sein muss [187]. Unter der Annahme eines schwarzen Strahlers mit der Planck'schen Konstante  $h$ , der Lichtgeschwindigkeit  $c$  und der Boltzmannkonstanten  $k_B$  bei den gewählten Wellenlängen  $\lambda_1 = 780 \text{ nm}$  und  $\lambda_2 = 940 \text{ nm}$  entfallen die Emissionskoeffizienten  $\varepsilon_1$  und  $\varepsilon_2$  bei der Bildung von Intensitätsverhältnissen:

$$T = \frac{\frac{hc}{k_B} \left( \frac{1}{\lambda_2} - \frac{1}{\lambda_1} \right)}{\ln\left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2}\right) + 5 \cdot \ln\left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2}\right)} \quad \text{Gl. 25}$$

Aufbauend auf Konstruktionen von [265] [300] [301] [302] wird in dieser Arbeit, wie in Abbildung 3–6 dargestellt, die thermische Strahlung eines Messobjekts über ein Objektiv

eingefangen und anhand eines Spiegelprismas aufgeteilt, siehe auch Abbildung 9–9 im Anhang. Die beiden entstehenden Strahlenbündel werden wiederum anhand von zwei Spiegeln auf einem CMOS-Sensor einer Hochgeschwindigkeitskamera (pco DIMAX) abgebildet. In den Strahlengängen befinden sich Interferenzfilter bei  $780 \pm 10$  nm bzw. bei  $940 \pm 10$  nm. Diese Filterauswahl stellt einen optimalen Kompromiss zwischen dem Sensitivitätsbereich der Kamera (siehe auch Abbildung 9–2 im Anhang) und dem Wellenlängenbereich der maximalen Festkörperstrahlung dar, sodass kurze Belichtungszeiten zu realisieren sind. Zudem ist bei diesen Wellenlängen keine intensive Linienstrahlung des Plasmas vorzufinden, siehe Abbildung 9–10 im Anhang.

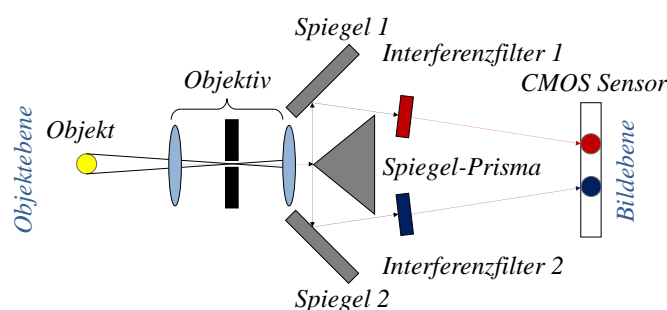


Abbildung 3–6: Schematischer Aufbau des Zweifarbenpyrometers, modifiziert übernommen aus [252]

Das eingesetzte Tele-Zoom-Objektiv mit einer Brennweite von 170 mm bis 500 mm (Fa. Sigma) ist für einen speziellen Wellenlängenbereich korrigiert, welcher teilweise außerhalb der Wellenlängen der Interferenzfilter liegt. Dadurch können bei einem identisch langen optischen Weg der beiden Strahlengänge nicht beide Bilder zusammen scharf abgebildet werden. Daher wird der optische Weg der Strahlengänge manuell angepasst, bis beide Abbildungen scharf dargestellt werden. Die aufgrund des Distanzunterschiedes von max. 2 mm verursachte Zeitverzögerung von ca.  $7 \cdot 10^{-12}$  s ist im Vergleich zu der Belichtungszeit von ca.  $3,7 \cdot 10^{-4}$  s zu vernachlässigen.

Aus den Intensitätsquotienten der beiden gefilterten Abbildungen wird mithilfe einer Kalibrierung die Temperatur berechnet. Die Kalibrierung erfolgt anhand einer Wolframlampe aus dem Messsystem DPV 2000 (Fa. Technar) [129] [161] [267], welche entsprechend einer Kalibriertabelle auf verschiedene bekannte Temperaturen eingestellt wird, siehe Abbildung 3–7a. Die Kalibrierlampe wird hierbei genau an die spätere Analysestelle (Schweißprozess) positioniert, sodass das Zweifarbenpyrometer für den eigentlichen Messvorgang nicht mehr bewegt werden muss, siehe Abbildung 9–11 im Anhang. Das Zweifarbenpyrometer wird zwischen 2.100 K und 3.400 K kalibriert. Für Temperaturen außerhalb dieses Bereichs wird, wie in Abbildung 3–7b dargestellt, ein linearer Zusammenhang zwischen der Temperatur und dem Intensitätsquotienten

angenommen. Bei der Analyse des Schweißvorgangs (siehe Abbildung 3–7c) wird die Temperatur aus dem Quotientenbild der Intensitäten des Messobjekts wiederum anhand der Kalibriergeraden bestimmt.

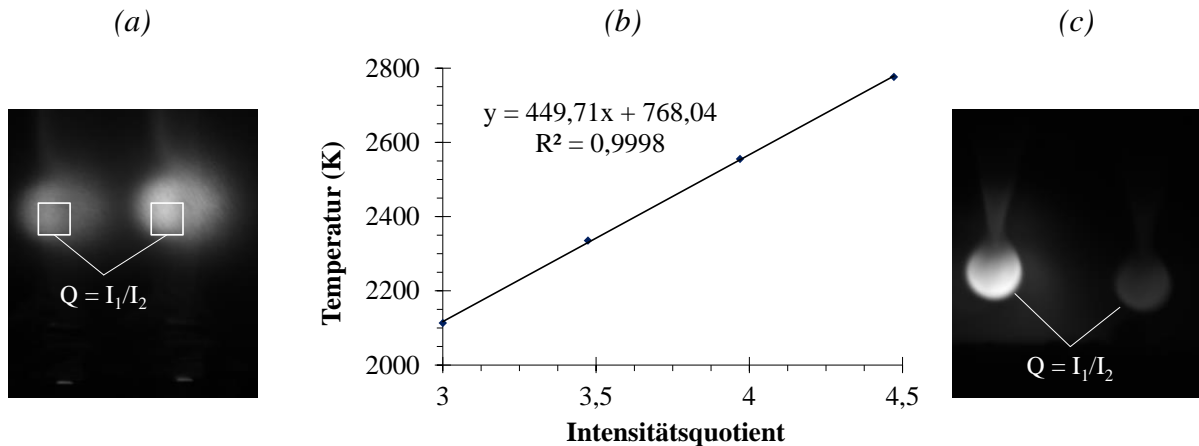


Abbildung 3–7: Bild bei der Kalibrierung der Zweifarbenpyrometrie bei  $\lambda_1 = 780 \text{ nm}$  und  $\lambda_2 = 940 \text{ nm}$  (a), Kalibriergerade (b) und Bild des Messobjektes bei den zwei Wellenlängen (c)

Aus einem definierbaren Bereich des Originalbildes, siehe Abbildung 3–8a, wird ein Quotientenbild erzeugt, siehe Abbildung 3–8b, und anhand der Kalibriergeraden ein Temperaturplot, siehe Abbildung 3–8c. Die Software gestattet zudem den Temperaturverlauf entlang einer Linie oder die mittlere Temperatur in einer definierbaren Region (engl. *region of interest* (ROI)) zu extrahieren.

Der Temperaturbereich des Zweifarbenpyrometers wird durch die Farbtiefe der Kamera (12 bit), durch die eingesetzten Interferenzfilter (780 nm und 940 nm) sowie durch die Belichtungszeit der Kamera (0,3656 ms) bestimmt. Mit dieser Konfiguration können Temperaturen zwischen 1.600 K und 3.400 K bei einer Bildwiederholrate von 2,5 kHz und einer Auflösung von  $816 \times 2016$  Pixeln gemessen werden [248] [249]. Für Messobjekte mit einer geringeren Temperatur, wie z.B. das Schmelzbad, wird die Belichtungszeit auf 0,632 ms erhöht. Aufgrund der größeren Abmessungen des Schmelzbades im Vergleich zu den Tropfen oder der Drahtelektrode wird die Auflösung zudem auf  $2016 \times 2016$  Pixel erhöht, sodass nur noch eine Bildfrequenz von 1 kHz möglich ist. Eine strahlungsintensive Wolframelektrode kann mit einer Bildwiederholrate von 5 kHz [250] analysiert werden. Die Temperaturmessungen zeigen hierbei eine gute Übereinstimmung mit Messungen von *Haidar und Farmer* [80], von *Zhou et al.* [308] und *Kraut* [149] (siehe Abbildung 9–12 im Anhang). Die Distanz zwischen dem Messobjekt und dem Objektiv beträgt 1,3 m, sodass auch emissionsreiche Hochtemperaturprozesse untersucht werden können.

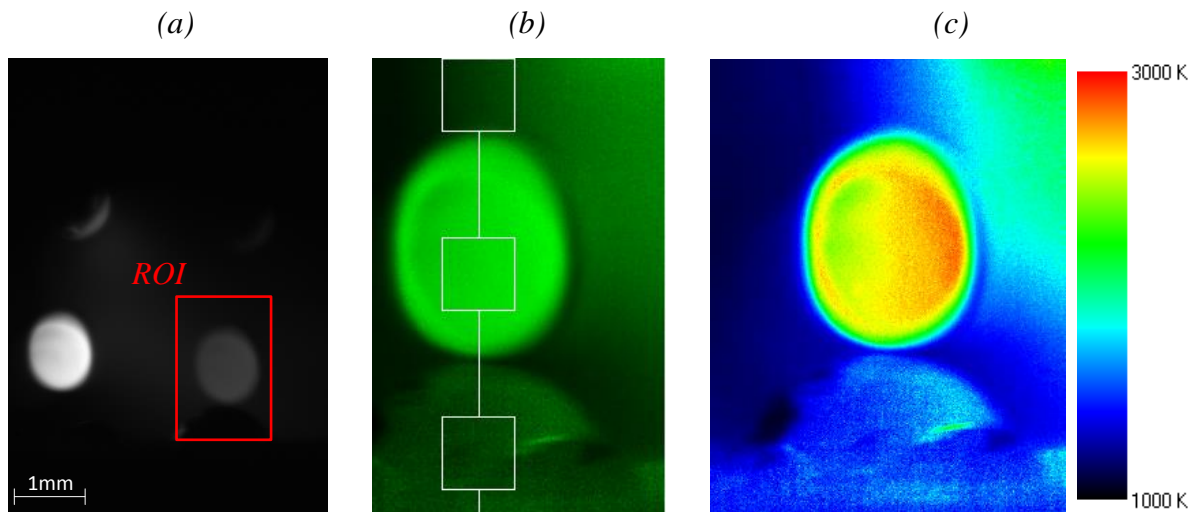


Abbildung 3–8: Rohdaten der Kamera (a), Intensitäts-Quotientenbild der ROI (b) und Temperaturplot (c)

Untersuchungen an einem Kurzlichtbogenprozess zeigen, wie in Abbildung 3–9a dargestellt, dass eine auf den Originalbildern durch einen unterschiedlichen Emissionskoeffizienten subjektiv heller erscheinende Schlackeansammlung trotzdem eine einheitliche und somit physikalisch plausible Temperatur zeigt, siehe Abbildung 3–9b. Die Emissionskoeffizienten kürzen sich demzufolge nach Gl. 25 erfolgreich.

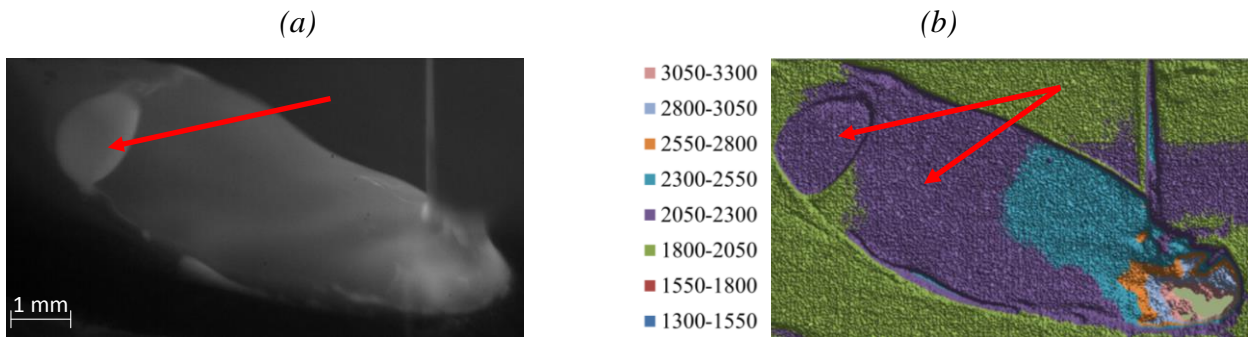


Abbildung 3–9: Bewertung eines Temperaturplots von einem Schmelzbad in der Kurzschlussphase eines CMT-Prozesses, Originalbild bei 780 nm (a) und entsprechender Temperaturplot (b)

Des Weiteren wird der Lichtbogen für die Temperaturmessungen in Vorversuchen kurzgeschlossen, indem die Elektroden mithilfe des Schützes DIL 4-22 (Fa. Klöckner Moeller) überbrückt werden. Hierdurch fließt nach maximal 500  $\mu$ s kein Schweißstrom mehr über die Elektroden, siehe Abbildung 9–13 im Anhang. Zudem wird die Ring-Kathode (siehe auch Abbildung 3–2) eingesetzt, sodass nach dem Kurzschließen des Lichtbogens davon ausgegangen werden kann, dass unterhalb der Ring-Kathode keine nennenswerte Plasmastrahlung mehr vorhanden ist. Eine synchrone Betrachtung des Schweißstroms mit der Oberflächentemperatur der Drahtspitze bzw.

des Schweißtropfens zeigt, dass ein Strom von ca. 30 A bis 70 A keinen messbaren Einfluss auf die Analysemethode ausübt, siehe Abbildung 9–14 im Anhang. Kritisch ist hingegen das Auftreten von Spotansätzen, die zu einer deutlichen Verfälschung der Messergebnisse führen. In der Hochstromphase sind keine Temperaturmessungen möglich, da die Lichtbogenstrahlung während dieser Zeit deutlich stärker ausfällt als die Wärmestrahlung der Tropfen oder der Elektroden.

Die Temperaturen der Drahtelektrode und der Schweißtropfen werden zu verschiedenen Zeitpunkten des Stromverlaufs ausgewertet, siehe Abbildung 3–10. Die Analyse erfolgt kurz vor dem Moment der Tropfenablösung (a), im Moment des Eintauchens der Tropfen in das Schmelzbad (b), vor dem Pulsstrom (c) und beim Auftreten von Satellitentropfen (d).

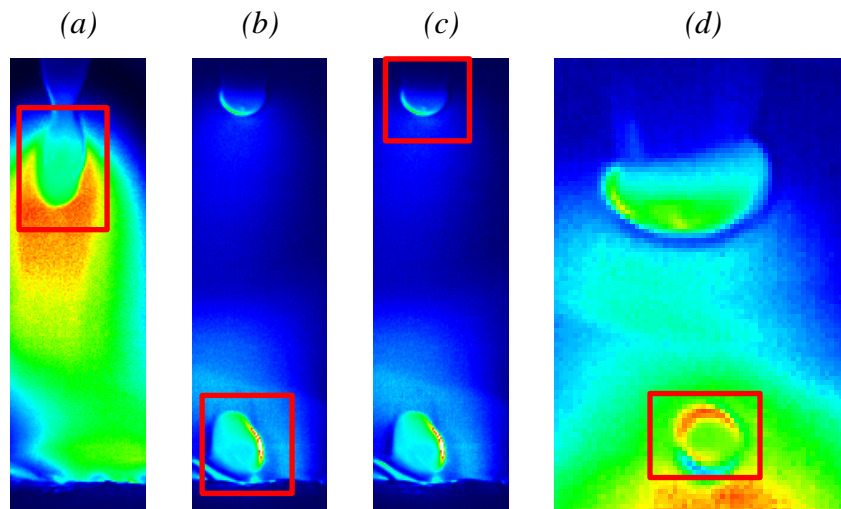


Abbildung 3–10: Analysestellen und Analysezeitpunkte: Schweißtropfen vor dem Ablösen (a), Schweißtropfen vor dem Eintauchen in das Schmelzbad (b), Drahtende vor dem Strompuls (c) sowie Satellitentropfen (d)

Das Schmelzbad wird von der Seite aus einem Winkel von  $30^\circ$  zur Horizontalen betrachtet, siehe Abbildung 3–11a. An drei Stellen (ROIs) werden gemittelte Temperaturen bestimmt, siehe Abbildung 3–11b. Die Schweißtropfen gehen etwa zwischen ROI 1 und ROI 2 in das Schmelzbad über. Die Schmelzbadtemperatur wird 1 ms nach dem Kurzschließen des Lichtbogens bewertet.

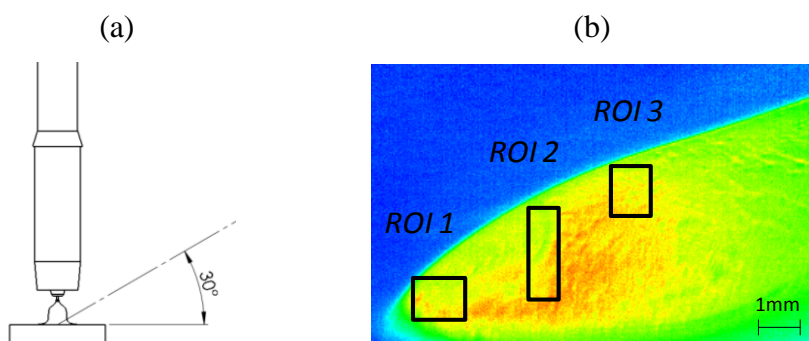


Abbildung 3–11: Betrachtungswinkel (Blick in Schweißrichtung) (a) und Analysestellen am Schmelzbad [252] (b)

### 3.2.3 Schwingungsanalyse

Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben, können die Oberflächenspannung und die Viskosität von Schweißtropfen anhand ihres Schwingungsverhaltens bestimmt werden. In dieser Arbeit wird neben dem Schwingungsverhalten der Schweißtropfen auch das der flüssigen Drahtspitze (im Folgenden Tropfendepot genannt) analysiert. Die Schweißtropfen erhalten nach jedem Strompuls durch den Ablösevorgang in der Hochstromphase einen Impuls, sodass eine signifikante Eigenschwingung der Tropfen während der Flugphase zu erkennen ist, siehe Abbildung 3–12. Diese Aufnahmen machen zudem deutlich, dass die Schweißtropfen, entgegen der Annahme von *Bachmann* [11], auch unterhalb der Ring-Kathode trotz ausgeschaltetem Schweißstrom weiter verdampfen.

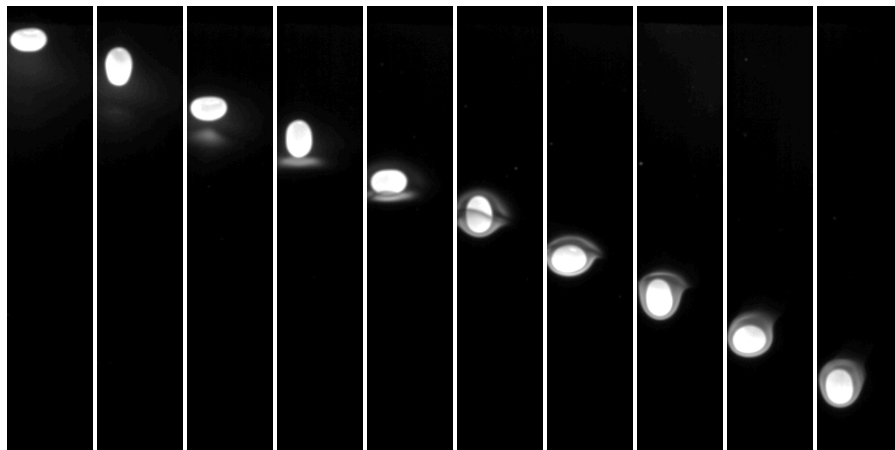


Abbildung 3–12: Unbearbeitete Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Schwingungsverhaltens eines Schweißtropfens während der Flugphase unterhalb der Ring-Kathode bei Standardeinstellungen in einem zeitlichen Abstand von 1 ms

Wie Abbildung 3–13 zeigt, schnellen zudem die obere Schmelzbrücke wie auch die bereits aufgeschmolzene Drahtspitze beim Abschnüren des Tropfens aufgrund der Oberflächenspannung zum Schweißdraht zurück, sodass diese ebenfalls eine deutliche Eigenschwingung zeigen [283].

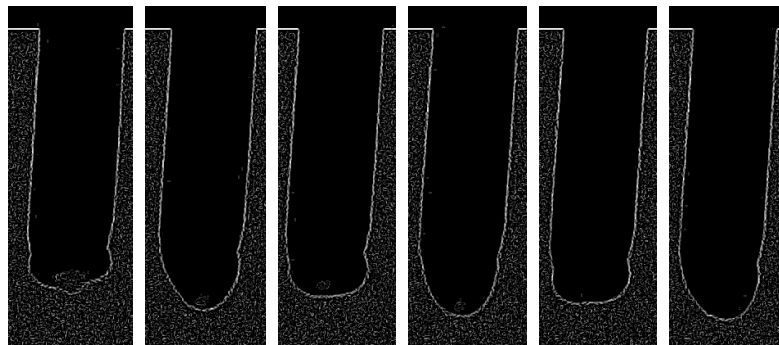


Abbildung 3–13: Mit einem Sobel- ( $3 \times 3$ ) und einem Laplacefilter ( $5 \times 5$ ) nachbearbeitete Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Schwingungsverhaltens der schmelzflüssigen Drahtspitze in einem zeitlichen Abstand von 1 ms

Wie in Abbildung 3–14 dargestellt, wird zur Visualisierung der Tropfen- und der Depotschwingung das Verfahren der Schattenprojektion eingesetzt, wodurch die störende Lichtbogenstrahlung ausgeblendet werden kann. Hierzu wird der Werkstoffübergang durch die aufgeweitete und anhand einer Linse parallelisierte Strahlung eines 40 mW Diodenlasers beleuchtet und das Schattensbild von einer Hochgeschwindigkeitskamera mit einer Frequenz von 18 kHz aufgenommen. Im Wellenlängenbereich des Lasers wird ein Interferenzfilter ( $656 \pm 10$  nm) vor das Objektiv der Hochgeschwindigkeitskamera gesetzt, um die störende Lichtbogenstrahlung zu minimieren.

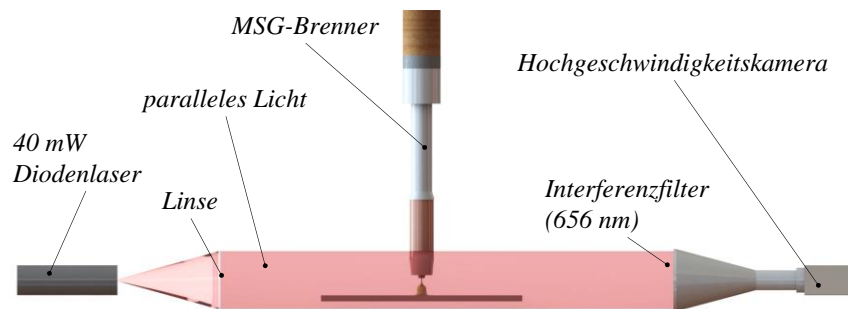


Abbildung 3–14: Schattenprojektion der Tropfengeometrie zur Analyse der Tropfenschwingung

Aufgrund der geringen Distanz zwischen den Elektroden wird die in Abschnitt 3.2 beschriebene Ring-Kathode eingesetzt, sodass die Flugbahn der Tropfen verlängert und trotzdem mit einer praxisrelevanten Lichtbogenlänge gearbeitet werden kann.

Für die Auswertung der Bilddaten der Hochgeschwindigkeitskamera werden diese mit einem Sobel- ( $3 \times 3$ ) und mit einem Laplacefilter ( $5 \times 5$ ) bearbeitet und die Geometrie des übergehenden Tropfens anhand einer Ellipse beschrieben, siehe Abbildung 3–15. Aus der zeitlichen Änderung der Ellipsenbreite und -höhe wird die Frequenz der Schwingung extrahiert.

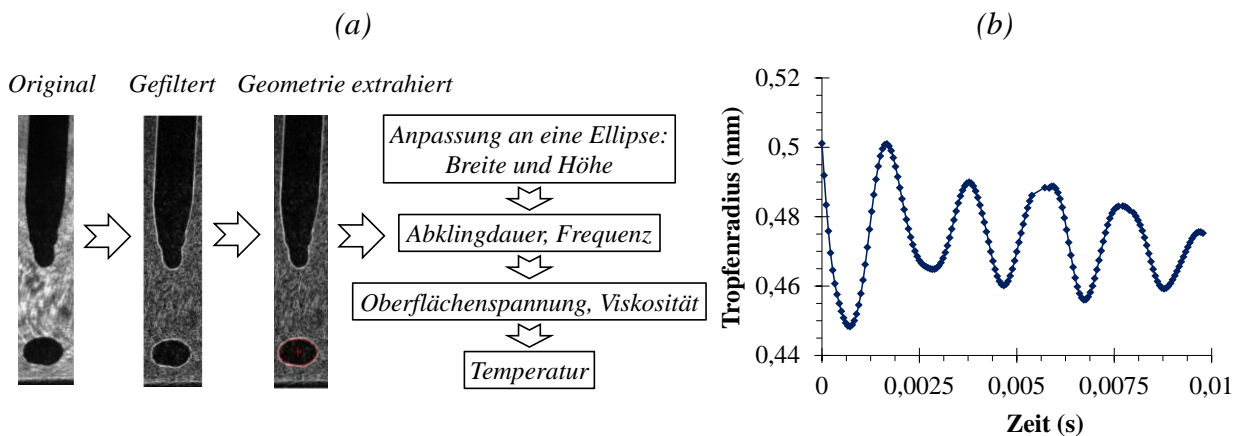


Abbildung 3–15: Vorgehensweise bei der Analyse der Bilddaten und bei der Bestimmung der Temperatur (a) sowie extrahiertes Schwingungsverhalten (b)

Die exakte Bestimmung der Tropfengröße ist nach *Hirata et al.* [99] entscheidend für ein exaktes Messergebnis (siehe auch Gl. 2 und Gl. 3). Analog zu einer Arbeit von *Bachmann et al.* [9] kann auch in dieser Arbeit eine leichte Abnahme des Tropfendurchmessers während des freien Fluges festgestellt werden. Da für die Analyse des Schwingungsverhaltens ein längerer Zeitraum betrachtet werden muss, wird für diesen ein Mittelwert des Tropfendurchmessers aus kalibrierten Kameraaufnahmen extrahiert. Die Abnahme des Tropfendurchmessers erfolgt, entgegen der Feststellung von *Bachmann* [11], auch unterhalb der Ring-Kathode, da die Schweißtropfen, wie in Abbildung 3–12 zu erkennen ist, weiterhin verdampfen.

Mit der Auswertung der Schwingung des Tropfendepots an der Drahtspitze wird in ähnlicher Weise verfahren wie bei den übergehenden Tropfen, wobei die Schwingung jedoch anhand der Bewegung des untersten Drahtpunktes beschrieben wird, siehe Abbildung 3–16a. Anhand der Neigung des extrahierten Schwingungsverlaufs kann zudem die Drahtgeschwindigkeit bestimmt werden, siehe Abbildung 3–16b.

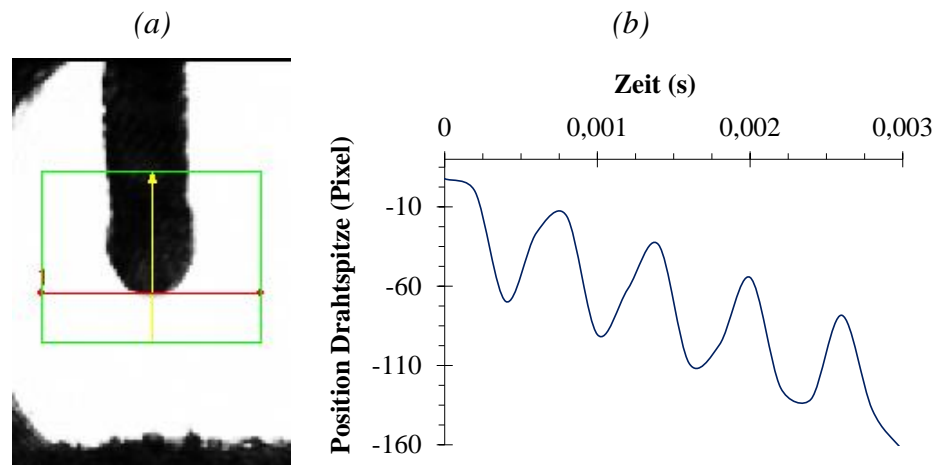


Abbildung 3–16: Detektion der Schwingung des Tropfendepots an der Drahtspitze (a) und extrahierter Schwingungsverlauf (b)

Das Schwingungsverhalten wird automatisiert mit einem Lab-View-Programm anhand einer schnellen Fourier-Transformation FFT (engl. *Fast Fourier Transformation*) bewertet, siehe Abbildung 9–15 im Anhang und die Oberflächenspannung berechnet. Die Dichte als Funktion der Temperatur wird aus der Arbeit von *Assael et al.* [7] sowie die Oberflächenspannung als Funktion der Temperatur aus den Arbeiten von *Keene* [127] [128] und *Lancaster* [152] entnommen. Da die Dichte der Schweißtropfen gemäß Gl. 2 und Gl. 3 temperaturabhängig ist und somit Einfluss auf die Berechnung der Tropfentemperatur nimmt, wird zunächst eine Dichte von  $7.000 \text{ kg m}^{-3}$  angenommen und der tatsächliche Wert iterativ bestimmt. Die Rechnungen werden



unter der Annahme durchgeführt, dass es sich um eine symmetrische Schwingung handelt und keine Turbulenzen innerhalb des Tropfens auftreten. Weiterhin wird bei der Auswertung der Schwingung des Tropfendepots die Dämpfung der Schwingung durch den festen Draht und durch die Temperaturableitung vernachlässigt.

An dieser Stelle wird auf eine Fehlerrechnung verzichtet, da angenommen wird, dass die bestimmbaren Unsicherheiten der Messmethode wie der Tropfenradius, die Dichte und die zeitliche Auflösung der Schwingungsamplitude im Vergleich zu Fehlern, die durch den Schweißprozess verursacht werden, zu vernachlässigen sind. Zu diesen nicht quantifizierbaren Fehlern zählen der Einfluss der Plasmagasströmung, die Auswirkungen der elektromagnetischen Felder, prozessbedingte Schwankungen und insbesondere ein nicht einheitlich erwärmter Schweißtropfen sowie Wirbel und Strömungen im Tropfen. Jedoch wird der Schweißprozess durch das Schütz DIL 4-22 (Fa. Klöckner Moeller) kurzgeschlossen, um den Einfluss des nachfolgenden Strompulses auf den zu analysierenden Tropfen zu vermeiden. Nachfolgende Strompulse führen insbesondere bei einer hohen Drahtgeschwindigkeit und folglich hohen Pulsfrequenzen zu einer deutlichen Beschleunigung, zu einer Aufheizung und zu einer Deformation des Schweißtropfens, welche das ursprüngliche Schwingungsverhalten des Tropfens deutlich stören, siehe Abbildung 9–16 im Anhang.

### **3.2.4 Gezieltes Einbringen von Thermoelementen in schmelzflüssige Phasen**

Um die in den vorangegangenen Abschnitten beschriebenen Messmethoden der Kalorimetrie, der Zweifarbenpyrometrie und der Schwingungsanalyse zu validieren und um zusätzlich die Temperatur im Inneren des Schmelzbades zu bestimmen, werden Thermoelemente vom Typ S eingesetzt. Die der maximalen Temperatur beigeordnete Messunsicherheit ergibt sich aus den Toleranzen des Thermoelements, der Ausgleichsleitung, des Messumformers und der Auswertelektronik zu 8,5 K [236]. Fehler durch Wärmeableitung, durch galvanische Ströme und durch Ableitströme werden nicht berücksichtigt.

Wie in Abbildung 3–17 dargestellt, werden die Thermoelemente für die Bestimmung der Tropfentemperatur unterhalb der Ring-Kathode platziert, sodass die Tropfen auf diesen auftreffen. Ein Federmechanismus bringt das Thermoelement erst nach dem Erreichen von konstanten Bedingungen in die Messposition. Die Temperatur wird mit einer Frequenz von 100 Hz aufgezeichnet. Die Thermodrähte mit einem Durchmesser von 0,5 mm sind bis auf die Mess-

spitze durch ein Keramikrohr mit einem Außendurchmesser von 3 mm geschützt. Der lineare Bereich der Thermoelemente reicht bis 2.020 K; Temperaturen bis 2.110 K werden angezeigt.

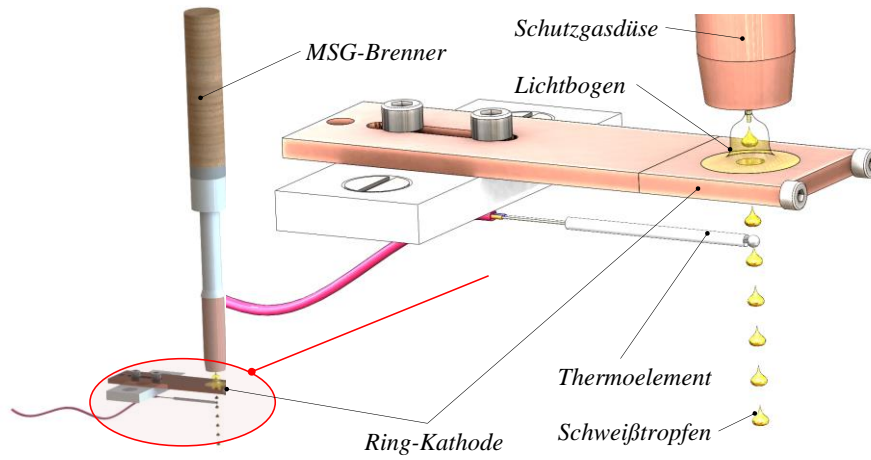


Abbildung 3–17: Vorrichtung zur Bestimmung der Tropfentemperatur anhand von Thermoelementen, modifiziert übernommen aus [252]

Für die Bestimmung der Schmelzbadtemperatur werden drei Thermoelemente gleichzeitig in das Schmelzbad eingetaucht, siehe Abbildung 3–18 wie auch Abbildung 9–17 im Anhang. Für diesen Vorgang werden die Sensoren, welche fest mit einem Halter verbunden sind, am Start einer Schweißung zurückgezogen. Durch eine Feder wird der Halter an die Messposition zurückgebracht, nachdem eine Länge von ca. 0,12 m geschweißt wurde und von einer konstanten Schmelzbadausbildung ausgegangen werden kann. Es werden drei Thermoelemente eingesetzt, um zumindestens eine geringe örtliche Auflösung der Temperatur ermöglichen zu können. Die erste Messposition befindet sich ca. 2 mm hinter der Lichtbogenachse und der Abstand zwischen den einzelnen Thermoelementen beträgt ca. 2,5 mm.

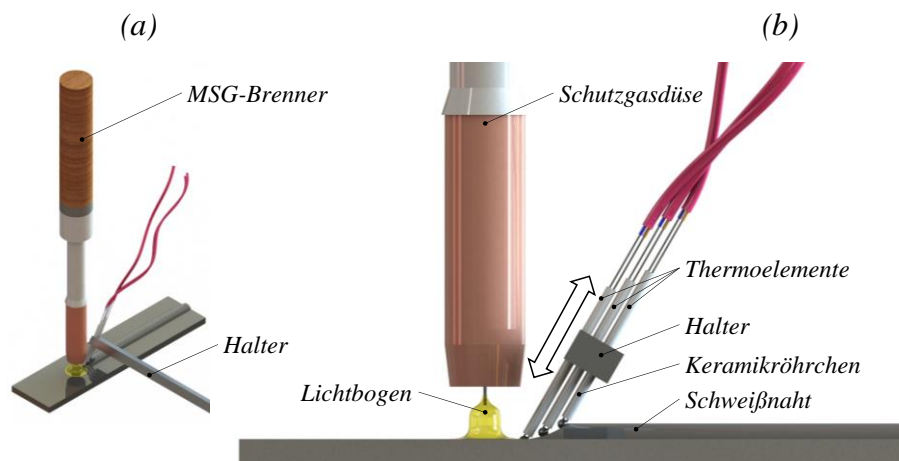


Abbildung 3–18: Vorrichtung zum gezielten Einbringen von Thermoelementen in das Schmelzbad, Übersicht (a) und Detailansicht (b), modifiziert übernommen aus [252]

Aufgrund der geringen örtlichen wie zeitlichen Auflösung, aufgrund des eingeschränkten Messbereichs sowie aufgrund einer möglichen Beeinflussung des Messobjektes werden keine Sensitivitätsanalysen mit diesem Verfahren durchgeführt.

### 3.2.5 3-D Rekonstruktion der Elektroden, der Tropfen und des Lichtbogens

Die Bewertung des Elektrodenwerkstoffübergangs sowie dessen Interaktion mit dem Lichtbogen werden durch die dreidimensionale Rekonstruktion der Geometrie des Schweißdrahtes, des Schmelzbades, des Lichtbogens und der Tropfen möglich.

Der **Lichtbogenansatz** an der Drahtelektrode und die **Lichtbogeneometrie** werden anhand einer Stereoptik visualisiert. Wie in Abbildung 3–19a dargestellt, wird der Prozess mit diesem optischen Aufbau von zwei Seiten in einem Winkel von  $90^\circ$  betrachtet, siehe auch Abbildung 9–18 im Anhang. Hierzu wird die Lichtbogenstrahlung über zwei Spiegel und ein Spiegelprisma mithilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera (Fa. Redlake) mit einer Bildfrequenz von 8.333 Hz und einer Auflösung von  $736 \times 276$  Pixeln aufgenommen. Somit ist es möglich, die räumliche Ausbildung der Elektroden, der Schweißtropfen oder des Lichtbogens auch senkrecht zur Betrachtungsrichtung der Kamera zu bestimmen.

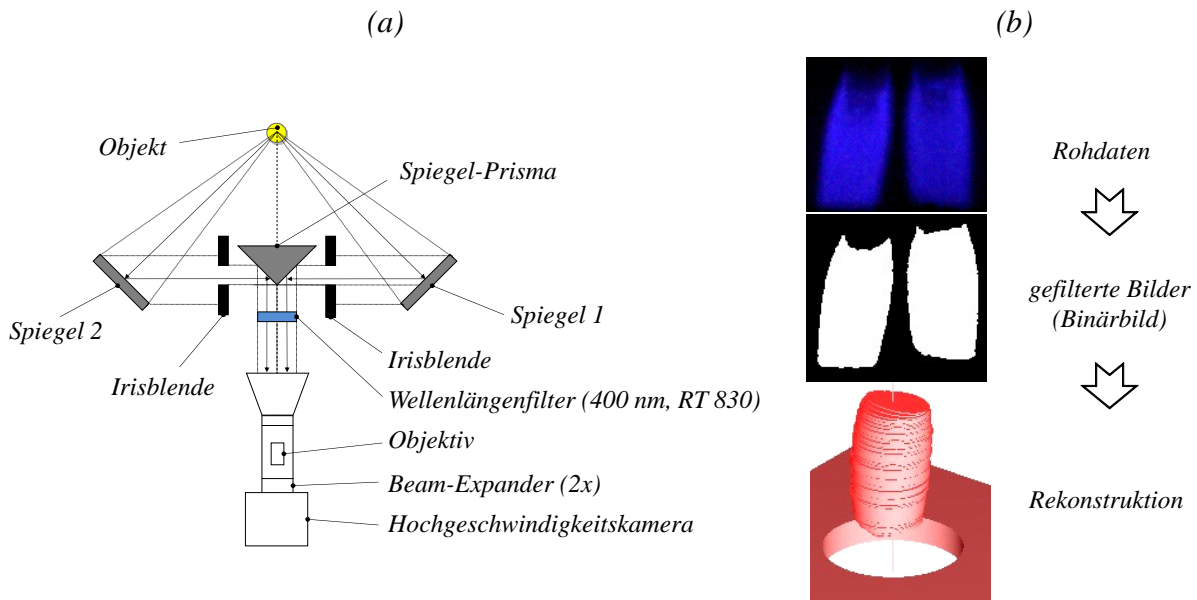


Abbildung 3–19: Aufbau der Stereoptik zur Rekonstruktion der Plasmastrahlung (a) sowie Rekonstruktionsvorgang (b), modifiziert übernommen aus [252]

Zum einen wird ein Interferenzfilter bei einer Wellenlänge von  $400 \pm 10$  nm und bei einer Belichtungszeit von  $31 \mu\text{s}$  eingesetzt, sodass die metaldampfdominierte Plasmastrahlung visualisiert werden kann. Zum anderen wird ein Infrarotbandpassfilter (RT 830) mit einer maximalen

Transmission zwischen 700 nm und 900 nm bei einer Belichtungszeit von 117  $\mu\text{s}$  verwendet, sodass die durch Argon dominierte Plasmastrahlung dargestellt werden kann. Die Rohdaten werden anhand eines Medianfilters mit einer Blockgröße von 7 Pixeln bearbeitet um Ausreißerpixel zu eliminieren, welche durch kleine Spritzer oder Schweißrauch entstehen. Bei der Visualisierung der Metaldampfstrahlung werden die gefilterten Bilddaten binarisiert (Schwellwert: 10 %), siehe Abbildung 3–19b. Für die argondominierte Plasmastrahlung werden bis zu fünf Schwellwerte (Standard-Helligkeitsstufe: 40 %) eingestellt. Der Lichtbogen wird aus den beiden gefilterten Bildern zeilenweise durch Ellipsen rekonstruiert.

Die Filterauswahl basiert auf Literaturangaben zum Häufungsort von Argon- und Eisenlinien (siehe Abbildung 9–21 im Anhang) sowie auf eigenen spektroskopischen Übersichtsspektren, siehe Abbildung 9–22 im Anhang. Die Transmissionscharakteristik der beiden Filter wird in Abbildung 3–20a anhand des Diodenzeilen-Spektrographen TranSpec (Fa. Ing.-Büro Thomas Fuchs) und der Quecksilberlampe HBO 200W als Beleuchtungsquelle dargestellt. Für eine Vergleichbarkeit der Rekonstruktionen bei verschiedenen Schweißereinstellungen werden feste Betrachtungszeitpunkte in Relation zum Stromverlauf festgelegt, welche beispielhaft bei Standardeinstellungen Abbildung 3–20b zu entnehmen sind.

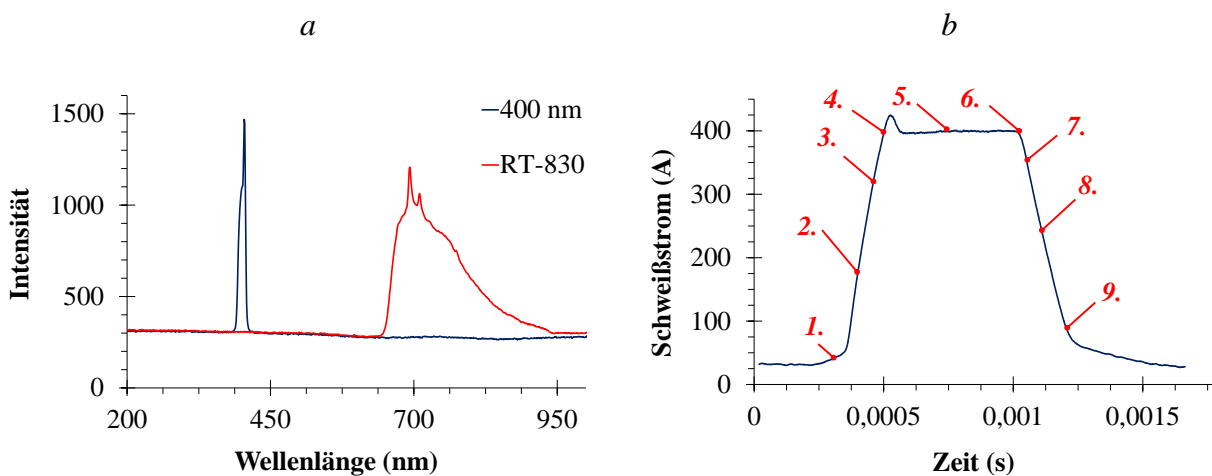


Abbildung 3–20: Transmissionscharakteristik der Filter (Beleuchtungsquelle: HBO 200W) (a) und Analysezeitpunkte (b), modifiziert übernommen aus [252]

Des Weiteren kommt eine Schattentechnik mit einer Laserbeleuchtung zum Einsatz, um auch die **Geometrie der Drahtelektrode** und der **Schweißtropfen** visualisieren zu können, siehe Abbildung 3–21. Hierbei werden zwei identische Diodenlaser mit einer Wellenlänge von 656 nm in Kombination mit entsprechenden Interferenzfiltern eingesetzt (siehe auch Abbildung 3–14).

Die Belichtungszeit beträgt  $4 \mu\text{s}$ , sodass die intensive Plasmastrahlung ausgeblendet werden kann.

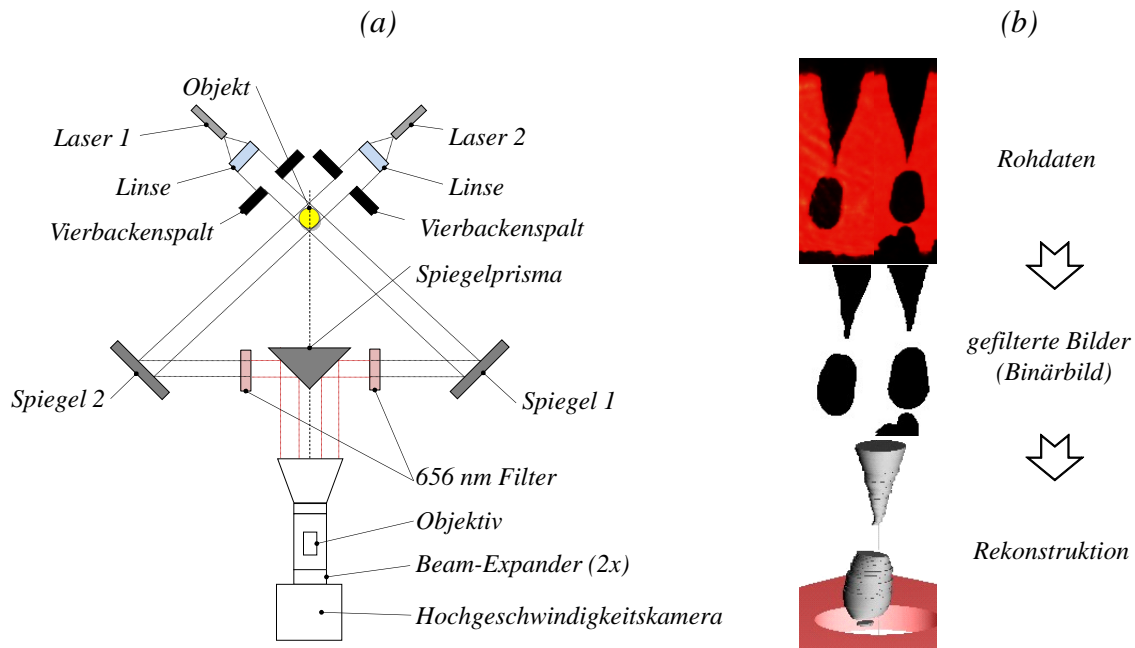


Abbildung 3-21: Aufbau der Stereoptik zur Rekonstruktion der Tropfen- und Anodengeometrie (a) sowie Rekonstruktionsvorgang (b) modifiziert übernommen aus [252]

Die Bilddaten werden anhand eines Medianfilters mit einer Blockgröße von 7 Pixeln bearbeitet und binarisiert. Der Schwellwert der Binarisierung liegt bei 40 %. Die Gestalt des Drahtes und der Tropfen werden analog zur Vorgehensweise bei der Plasmastrahlung dreidimensional anhand von Ellipsen rekonstruiert, siehe Abbildung 3-21b. Anhand der Rekonstruktion wird zudem das Tropfenvolumen bestimmt, indem die Ellipsenflächen  $A_E$  nach Gl. 26 mit den Halbachsen  $a$  und  $b$  berechnet werden.

$$A_E = \pi \cdot a \cdot b \quad \text{Gl. 26}$$

Aus der Integration aller Ellipsenflächen  $A_E(n)$  eines Schweißtropfens und der Dicke einer Ellipsenscheibe  $d_E$  ergibt sich nach Gl. 27 das Tropfenvolumen  $V_E$ .

$$V_E = d_E \cdot \pi \cdot \int_0^n a(n) \cdot b(n) \, dn \quad \text{Gl. 27}$$

Die **Geometrie des Schmelzbades** wird dreidimensional nachgebildet, indem dieses, wie in Abbildung 9-19 im Anhang dargestellt, durch eine Hochdruckargonströmung (5.000 kPa) angetrieben und die verbleibende Geometrie anhand eines Laserschnittverfahrens sowie eines Linien-Laser-Triangulationssystems vermessen wird, siehe Abbildung 3-22.

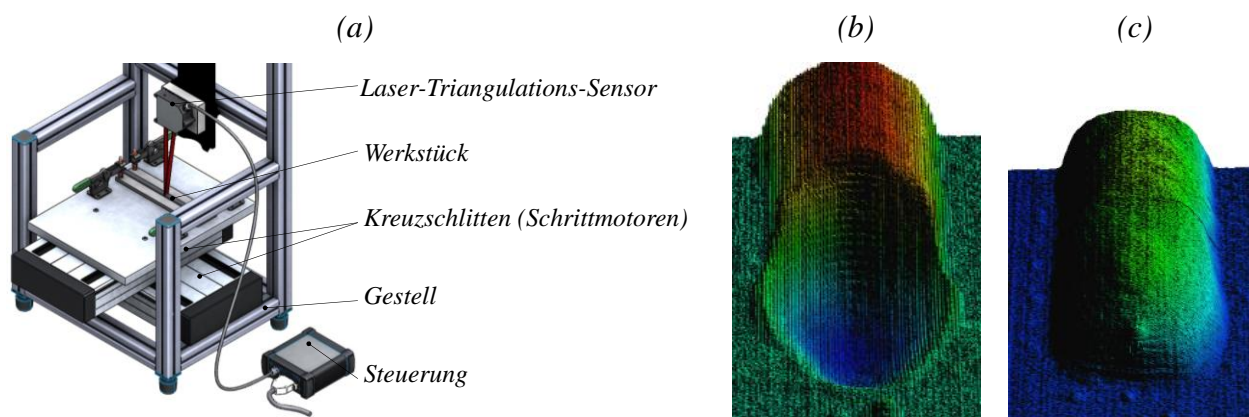


Abbildung 3–22: Vorrichtung zum Vermessen der Schmelzbadgeometrie (a), rekonstruiertes ausgetriebenes Schmelzbad (b) und rekonstruierte Schweißnahtoberfläche (c), modifiziert übernommen aus [252]

Die Hochdruckströmung wird mithilfe einer Düse auf das Schmelzbad fokussiert und durch ein Magnetventil ausgelöst. In dem Augenblick, in dem die Hochdruckströmung das Schmelzbad erreicht, wird der Schweißstrom durch das Schütz DIL 4-22 (Fa. Klöckner Moeller) kurzgeschlossen. Die Ansteuerung des Ventils, des Fahrwerks, des Leistungsschalters und des Schweißstroms erfolgt automatisiert anhand eines Programms, welches zudem das Abstimmen der genauen zeitlichen Abfolge der Vorgänge ermöglicht. Die Synchronität der Abläufe wird anhand einer Hochgeschwindigkeitskamera überwacht. Die Prozedur wird ein zweites Mal wiederholt, jedoch ohne das Schmelzbad auszutreiben, sodass auch die Geometrie der Schweißnahtoberseite gescannt werden kann, siehe Abbildung 3–22c. Durch das Kurzschließen des Schweißstroms wird ein schnelles Erstarren des Schmelzbades erzielt. Die Rekonstruktion der Oberflächen erfolgt zum einen durch einen Lasertriangulationslinienscanner (Fa. ALLSENS Messtechnik) und zum anderen durch das kommerzielle Messsystem DigiScan SP (Fa. RSI), welches ein Lichtschnittverfahren verwendet. Die Auflösung der Scan-Systeme beträgt ca. 5  $\mu\text{m}$  in z-Richtung. Aus den Messdaten werden das Schmelzbadvolumen, die Einbrandtiefe sowie die Schmelzbadbreite und -länge extrahiert, siehe Abbildung 9–20 im Anhang.

## 4 Experimentelle Ergebnisse

Im Folgenden werden die Untersuchungsergebnisse zum Werkstoffübergang eines Impulslichtbogenprozesses vorgestellt und abschließend in Kapitel 5 diskutiert. Eine Übersicht über die Prozesseinstellungen, die elektrischen Signale und die Tropfenvolumina sind dem Anhang zu entnehmen (siehe Seite 162 bis Seite 164). Wenn nicht anders deklariert, werden die Standardeinstellungen aus Tabelle 3-1 verwendet. Zunächst werden die Ergebnisse zum Elektrodenwerkstoffübergang bei Verwendung von Argon als Schutzgas und Reineisen als Elektrodenmaterial vorgestellt. Im Anschluss werden die Einflüsse der Schutzgaszusammensetzung (Kapitel 4.2) und des Elektrodenwerkstoffs (Kapitel 4.3) auf den Elektrodenwerkstoffübergang dargestellt. Eine Zusammenstellung der Ergebnisse aller Untersuchungen ist dem Beiblatt (letzte Seite dieser Arbeit) oder Tabelle 9-16 im Anhang zu entnehmen.

### 4.1 Einfluss der Schweißparameter (Reineisenelektroden und Argon-Schutzgas)

Im Folgenden werden die Analysestellen (i.) Drahtelektrode und Schweißtropfen, (ii.) Lichtbogen sowie (iii.) Schmelzbad nacheinander behandelt.

#### 4.1.1 Drahtelektrode (Anode) und Schweißtropfen

Der Elektrodenwerkstoffübergang kann zeitlich aufgelöst anhand der, in Kapitel 3.2.5 beschriebenen, **dreidimensionalen Rekonstruktion** des Schweißdrahtes und der Schweißtropfen visualisiert werden, siehe Abbildung 4–1.

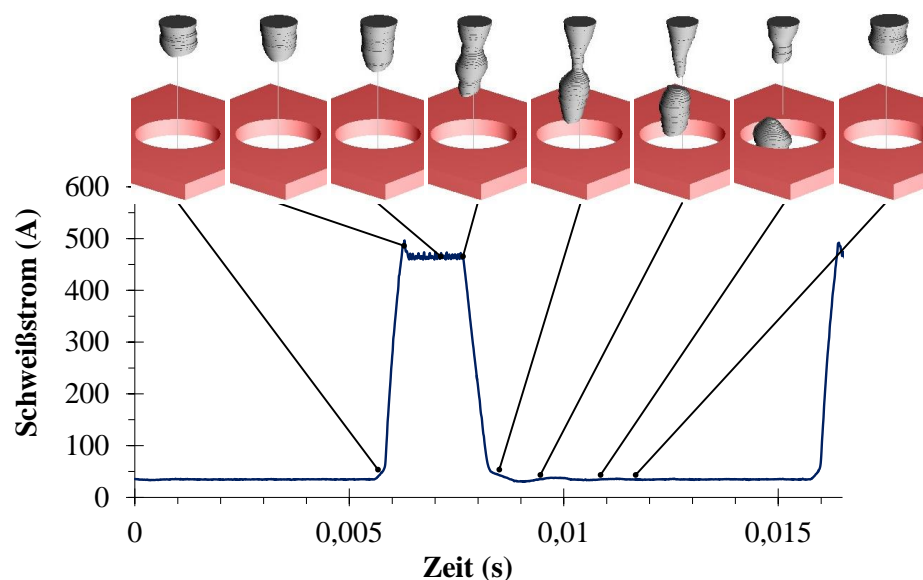


Abbildung 4–1: Typischer Ablauf des Elektrodenwerkstoffübergangs bei Standardeinstellungen

Zu erkennen ist, dass sich das schmelzflüssige Volumen an der Drahtspitze, entgegen der Annahme im Stand der Technik [1] [40] [211], nicht merklich in der Grundstromphase vergrößert (vergl. erstes und letztes Bild in Abbildung 4–1). Erst in der Pulsstromphase beginnt sich ein Schweißtropfen auszubilden, indem die aufgeschmolzene Drahtspitze kontinuierlich zum Werkstück hin beschleunigt wird. Hierbei kommt es zu einer Einschnürung zwischen der Drahtelektrode und dem sich entwickelnden Tropfen, sodass sich eine Schmelzbrücke ausbildet. Diese Brücke reißt erst nach der Downslope-Phase auf und der Tropfen löst ohne das Auftreten von Spritzern ab. Beim Ablösen des Tropfens schnellt die Schmelzbücke zur Drahtelektrode zurück und initiiert eine Oszillation des Tropfendepots an der Drahtspitze, welche auch noch über den gesamten Zeitraum der Grundstromphase zu erkennen ist (siehe auch Abbildung 3–13). Erwähnenswert ist ferner das Auftreten einer zweiten Einschnürung an der Tropfenspitze in der Pulsstromphase, welche bei der Tropfenablösung in der Grundstromphase nicht mehr zu erkennen ist, siehe Abbildung 4–1 (viertes Bild von links). Dieser Effekt tritt reproduzierbar bei allen Einstellungen des Stickouts, der Lichtbogenlänge und in einem Drahtgeschwindigkeitsbereich von  $1,2 \text{ m min}^{-1}$  bis ca.  $7 \text{ m min}^{-1}$  auf. Die Einschnürung ist bei sehr geringen Geschwindigkeiten jedoch nicht so stark ausgeprägt, siehe Abbildung 9–26 im Anhang.

In einem Drahtgeschwindigkeitsbereich zwischen  $1,2 \text{ m min}^{-1}$  und maximal  $7 \text{ m min}^{-1}$  lässt sich ein Impulslichtbogenprozess mit einem Ein-Tropfen-Übergang pro Strompuls einstellen, siehe Abbildung 4–2.

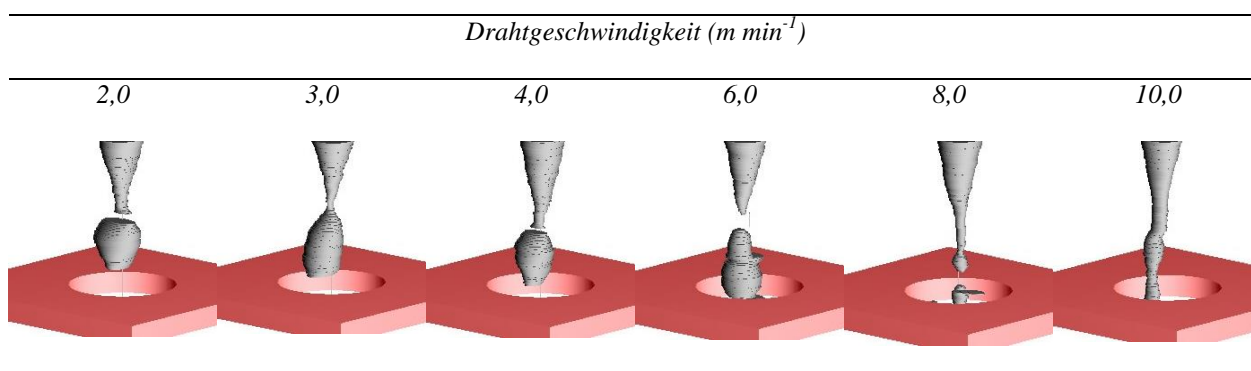


Abbildung 4–2: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252]

Die Pulsfrequenz des Schweißstroms steigt in diesem Bereich linear von ca. 55 Hz auf ca. 290 Hz an. Die Mittelwerte des Schweißstroms und der Lichtbogen Spannung erhöhen sich leicht überproportional mit der Drahtgeschwindigkeit (siehe auch Tabelle 9-8 und Abbildung 9–23 im



Anhang). Die Lichtbogenleistung (berechnet nach Gl. 17) erhöht sich dadurch von ca. 1,87 kW auf 7,56 kW. Der Leistungsbereich umfasst somit nach Angaben von *Matthes* [172] den Bereich des Kurzlichtbogens und den unteren Bereich des Übergangslichtbogens, siehe Abbildung 9–1 im Anhang.

Wie Abbildung 4–3a zeigt, bleibt das Tropfenvolumen in einem Drahtgeschwindigkeitsbereich zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und ca.  $6 \text{ m min}^{-1}$  nahezu konstant. Nur bei sehr geringen Drahtgeschwindigkeiten bilden sich etwas größere Schweißtropfen aus. Der Tropfendurchmesser ist etwas kleiner als der Drahtdurchmesser. Der Materialtransfer ändert sich grundlegend bei hohen Drahtgeschwindigkeiten ab ca.  $8 \text{ m min}^{-1}$  von einem Ein-Tropfen-Übergang pro Strompuls zu einem Sprühlichtbogenübergang, obwohl auch noch bei Drahtgeschwindigkeiten von mehr als  $10 \text{ m min}^{-1}$  ein Grundstrom von ca. 55 A und ein Pulsstrom von ca. 460 A erreicht werden, siehe Abbildung 9–27 im Anhang. In diesem Drahtgeschwindigkeitsbereich sind eine starke Abnahme des Tropfenvolumens (siehe Abbildung 4–3a) und eine deutliche Zunahme der Tropfenfrequenz zu erkennen.

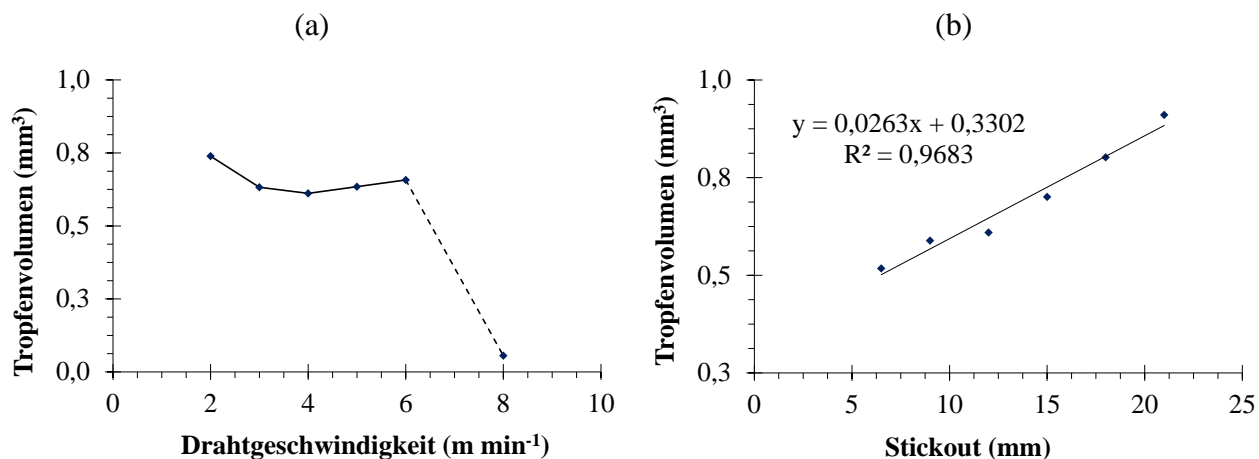


Abbildung 4–3: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit (a) und des Stickouts (b) auf das Tropfenvolumen

Ab einer Drahtgeschwindigkeit von ca.  $8 \text{ m min}^{-1}$  korreliert zudem die Frequenz der Strompulse nicht mehr mit der Ablösefrequenz der Schweißtropfen. Auch ist kein Einfluss der Strompulse auf die Entstehung der Schweißtropfen mehr zu erkennen. Die Änderung des Werkstofftransfers ist mit einer deutlichen Änderung der Geometrie der aufgeschmolzenen Drahtspitze verbunden. Diese wird bei hohen Drahtgeschwindigkeiten bereits weit oben am Draht aufgeschmolzen, sodass sich eine lange, spitz zulaufende Schmelzbrücke (im Folgenden als Geißel bezeichnet) ausbildet. Über diese Geißel erfolgt ein Großteil des Werkstoffübergangs; es bilden sich nur noch

vereinzelte Schweißtropfen aus, siehe Abbildung 4–2. Diese Elektrodenform ist ein Indiz für eine hohe Temperatur der Drahtelektrode.

Mit einer Zunahme des Stickouts formen sich längliche Schweißtropfen, siehe Abbildung 4–4. Das Drahtende schmilzt weit oben am Draht auf, sodass sich ein langes spitzes Elektrodenende ausbildet. Die Pulsfrequenz nimmt von ca. 68 Hz auf 24 Hz und die mittlere Lichtbogenleistung von 3,3 kW auf 1,8 kW linear mit dem Stickout ab (siehe auch Tabelle 9-9 und Abbildung 9–24 im Anhang). Mit einem zunehmenden Stickout vergrößert sich das Tropfenvolumen näherungsweise linear, siehe Abbildung 4–3b. Das aufgeschmolzene Volumen pro Zeit (Produkt aus der Pulsfrequenz und dem Tropfenvolumen) bleibt hierbei annähernd unverändert. Demnach kann das gleiche Volumen an Schweißzusatz mit einem Lichtbogen geringerer Leistung aufgeschmolzen werden. Es kommt jedoch nicht zu einer Veränderung der Lichtbogenart.

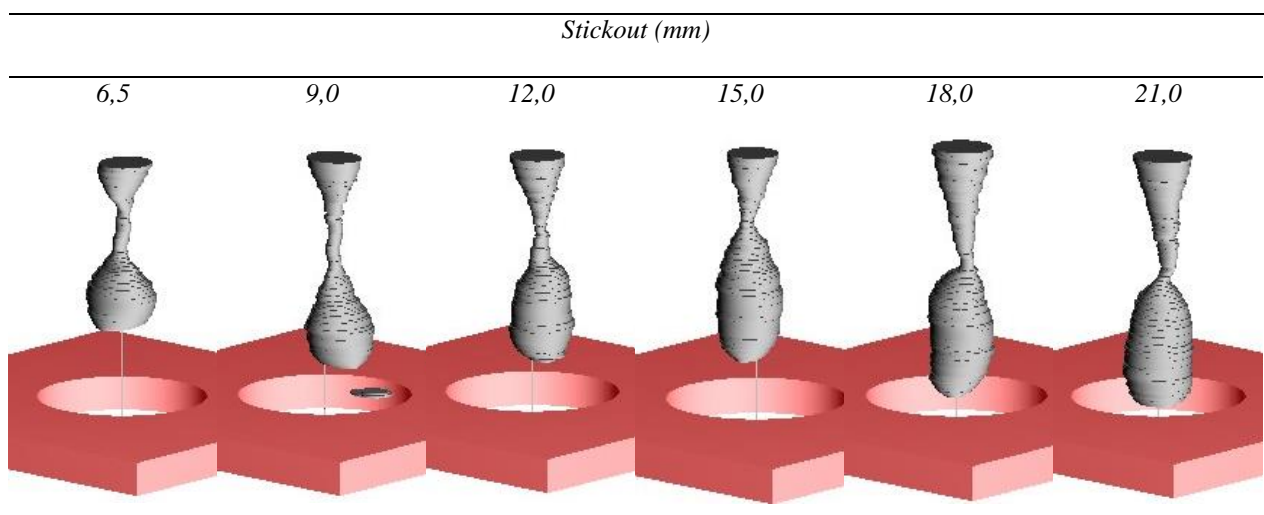


Abbildung 4–4: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit des Stickouts, modifiziert übernommen aus [252]

Die Lichtbogenlänge hat einen geringen Einfluss auf die geometrische Ausbildung der Drahtelektrode und der Schweißtropfen. Mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge steigt die Pulsfrequenz leicht an und das Tropfenvolumen nimmt geringfügig ab. Hierbei kommt es jedoch zu einer deutlichen, fast linearen Zunahme der mittleren Stromstärke und der mittleren Lichtbogenleistung. Folglich steigt die Lichtbogenleistung von ca. 2,2 kW auf 3 kW an (siehe auch Tabelle 9-10 und Abbildung 9–25 im Anhang).

Bei allen Einstellungen von Drahtgeschwindigkeit, Lichtbogenlänge und Stickout findet die Tropfenablösung, entgegen der Annahme im Stand der Technik [13], in der Grundstromphase statt und nicht in der Hochstromphase.

Anhand der in Kapitel 3.2.2 beschriebenen **Hochgeschwindigkeitszweifarbpyrometrie** können die Oberflächentemperaturen der Elektroden und der Schweißtropfen bis zu Drahtgeschwindigkeiten von maximal  $8 \text{ m min}^{-1}$  bestimmt werden. Bei höheren Drahtgeschwindigkeiten ist die Grundstromzeit zu kurz um die Festkörperstrahlung zu analysieren. Die Oberflächentemperaturmessungen zeigen, dass der Schweißtropfen insbesondere bei einer geringen Drahtgeschwindigkeit nicht gleichmäßig durch den Lichtbogen erhitzt wird, siehe Abbildung 4–5a.

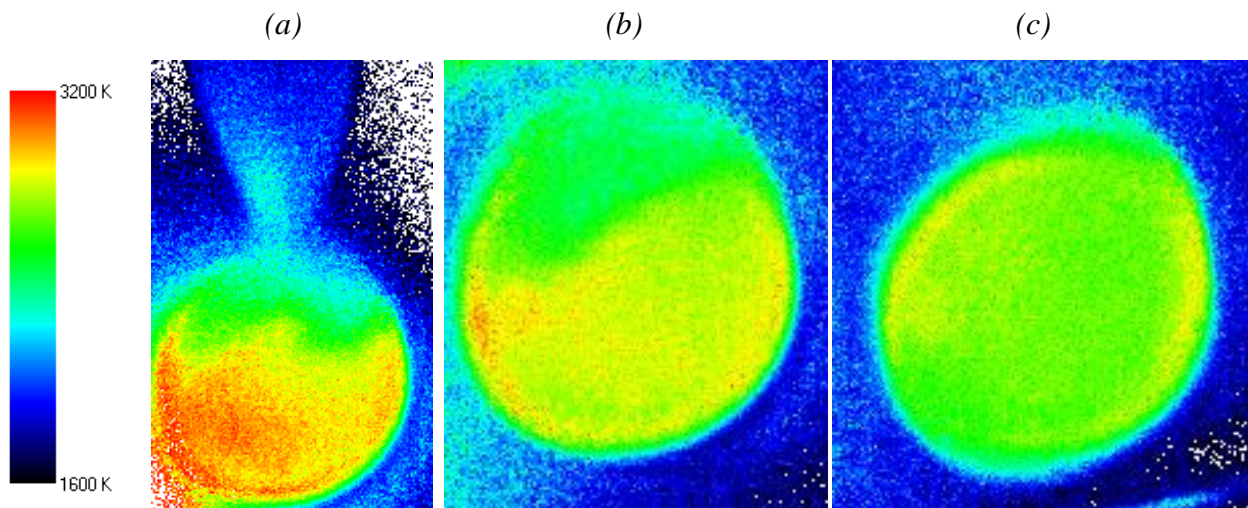


Abbildung 4–5: Oberflächen-temperatur eines Schweißtropfens kurz vor dem Ablösen von der Drahtelektrode (a), auf halber Distanz zum Werkstück (b) und auf der Höhe des Werkstücks (c), modifiziert übernommen aus [252]

Die Oberflächentemperatur der Tropfenunterseite, die dem Werkstück zugewandt ist und über welche die meiste Lichtbogenenergie in den Tropfen eingebracht wird, ist höher als die der Tropfenoberseite, bei welcher das Abschnüren des Tropfens erfolgt. Abbildung 4–5 zeigt zudem, dass sich die Temperaturen von der Schweißtropfenober- und Unterseite auf dem Weg zum Werkstück angleichen, sodass die maximale Oberflächentemperatur des Tropfens abnimmt. Die Homogenisierung der Schweißtropfentemperatur stimmt mit Feststellungen von *Tanaka et al.* [265] und *Yamazaki et al.* [300] [301] überein.

Wie Abbildung 4–6a zeigt, nehmen mit einer steigenden Drahtgeschwindigkeit die Temperaturen der Drahtspitze, der Schweißtropfen beim Ablösen und beim Eintauchen in das Schmelzbad sowie der Satellitentropfen deutlich zu (die Analysestellen sind Abbildung 3–10 zu entnehmen). Insbesondere der Temperaturanstieg der flüssigen Spitze des Schweißdrahtes ist immens, sodass deren Temperatur kurz vor der Pulsstromphase bei einer Drahtgeschwindigkeit von ca.  $8 \text{ m min}^{-1}$  annähernd die Temperatur der Schweißtropfen erreicht. Die Tropfentempera-

turen liegen schon bei mittleren Drahtgeschwindigkeiten leicht oberhalb der Siedetemperatur von Reineisen (ca. 3.000 K [30]).

Abbildung 4–6b ist zu entnehmen, dass der Einfluss des Stickouts auf die Oberflächentemperatur im Vergleich zur Drahtgeschwindigkeit weniger signifikant ist. Die Temperaturen der Drahtspitze, der Schweißtropfen und der Satellitentropfen steigen leicht mit einem zunehmenden Stickout an.

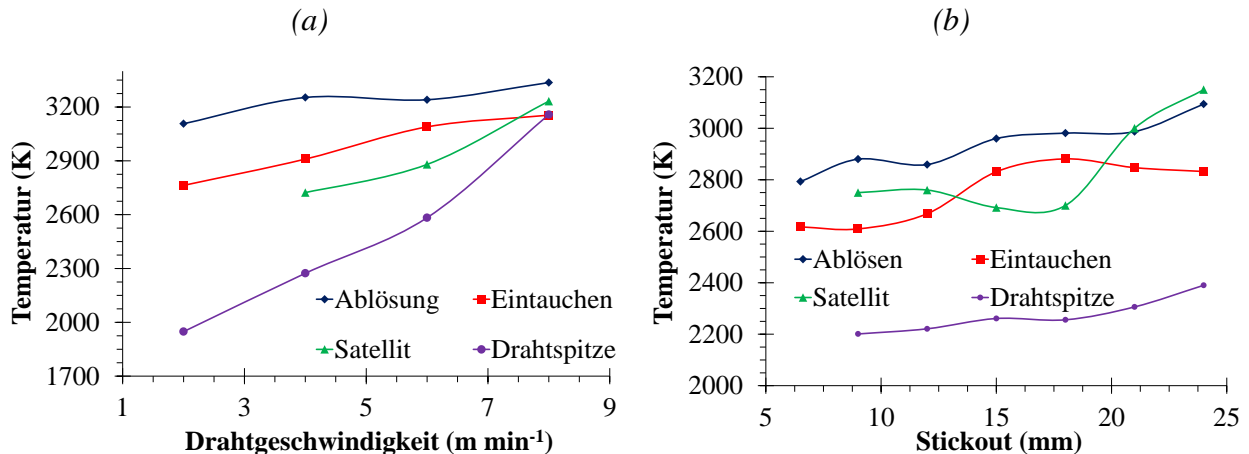


Abbildung 4–6: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit (a) und des Stickouts (b) auf die mittlere Oberflächentemperatur der Drahtspitze, der Schweißtropfen und der Satellitentropfen, modifiziert übernommen aus [252]

Mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge reduzieren sich die Oberflächentemperaturen der Drahtspitze, der Schweißtropfen und der Satellitentropfen (siehe Abbildung 9–28 im Anhang). Der Unterschied zwischen der Tropfentemperatur nach dem Ablösen und der Tropfentemperatur vor dem Erreichen der Kathode vergrößert sich.

Die Temperaturangaben von Satellitentropfen sind bei allen Messreihen kritisch zu bewerten, da diese stark von der Tropfengröße und vom Entstehungszeitpunkt abhängig sind, welche stark variieren können.

Die **mittlere Tropfentemperatur** wird, wie in Kapitel 3.2.1 beschrieben, kalorimetrisch gemessen. Hierfür werden für ca. 5 s Schweißtropfen im Kalorimeter aufgefangen. Die durchschnittliche mittlere Tropfentemperatur beträgt ca. 2.500 K und stimmt gut mit Messungen von *Soderstrom* [254] [255] überein, siehe Abbildung 4–7. Die Drahtgeschwindigkeit zeigt in einem Bereich zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $6 \text{ m min}^{-1}$  keinen eindeutigen Trend auf die mittlere Tropfentemperatur. Auch diese Feststellung korreliert mit Messungen von *Soderstrom et al.* [254] [255], die in einem Stromstärkebereich zwischen 170 A und 250 A keinen eindeutigen Einfluss der Drahtgeschwindigkeit auf die Tropfentemperatur feststellen. Bei einer Drahtgeschwindigkeit von

$6 \text{ m min}^{-1}$  beträgt der durchschnittliche Tropfenradius  $0,537 \text{ mm}$  und die durchschnittliche Tropfenmasse  $0,005 \text{ g}$ . Der Tropfenradius im erstarrten Zustand ist etwas geringer als der in-situ während des Werkstoffübergangs optisch gemessene Tropfendurchmesser, siehe Tabelle 9-8 im Anhang.

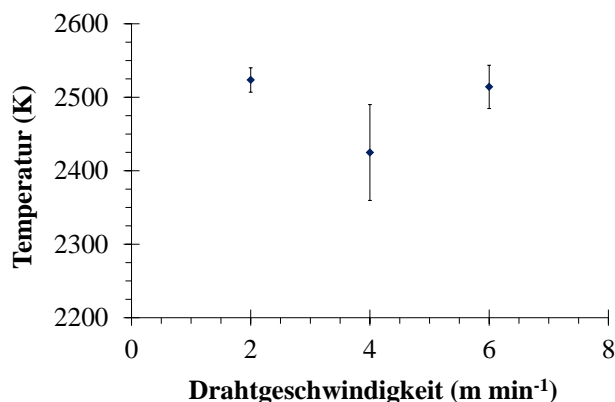


Abbildung 4-7: Kalorimetrisch bestimmte mittlere Tropfentemperatur als Funktion der Drahtgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252]

Die kalorimetrisch bestimmten mittleren Tropfentemperaturen liegen um  $100 \text{ K}$  bis  $400 \text{ K}$  niedriger als die pyrometrisch ermittelten Oberflächentemperaturen. Anzumerken ist hierbei, dass sich die Distanz zwischen der Tropfenablösung und der Analysestelle im Vergleich zur Pyrometrie um ca.  $100 \text{ mm}$  vergrößert sowie die mittlere Tropfentemperatur und nicht die Oberflächentemperatur bestimmt wird.

Zur Bestimmung der **Oberflächenspannung** der Schweißtropfen und der Drahtelektroden spitze wird die in Kapitel 3.2.3 beschriebene Schwingungsanalyse eingesetzt. Der Schweißprozess wird auf der Ring-Kathode durchgeführt, um die Flugbahn der Schweißtropfen und somit die Analysezeit zu verlängern. Mit einer zunehmenden Drahtgeschwindigkeit nimmt die Oberflächenspannung der Schweißtropfen annähernd linear von ca.  $1,561 \text{ N m}^{-1}$  bei  $2 \text{ m min}^{-1}$  auf ca.  $1,205 \text{ N m}^{-1}$  bei  $6 \text{ m min}^{-1}$  ab, siehe Abbildung 4-8a. Unter Verwendung der Stoffdaten von *Assael et al.* [7] entsprechen diese Oberflächenspannungswerte Temperaturen zwischen  $2.473 \text{ K}$  und  $3.157 \text{ K}$ , welche gut mit Zweifarbenpyrometermessungen übereinstimmen, siehe Abbildung 4-6a. Bei den Messungen ist darauf hinzuweisen, dass sich diese extrem schwierig gestalten, da nur ein sehr geringer Anteil der Schweißtropfen analysiert werden kann. In den häufigsten Fällen weisen die Tropfen aufgrund des Ablösevorgangs eine rotierende Bewegung auf, welche eine Extraktion der Schwingungsdaten unmöglich macht. Daher werden in dieser Arbeit keine Angaben zur Viskosität gemacht und an dieser Stelle auf Viskositätsmessungen an Satellitentropfen verwiesen [9].

Diese zeigen eine Viskosität von  $2,9 \pm 0,3$  mPa s, die einer Temperatur, bei der Verwendung der Daten von *Assael et al.* [7], von 2.040 K entspricht. Diese Temperatur korreliert nur schlecht mit hiesigen pyrometrischen Messungen, welche höhere Temperaturen aufzeigen. Auch bei diesem Vergleich ist zu beachten, dass die Analysen von *Bachmann et al.* [9] unterhalb einer Ringkathode durchgeführt werden, sodass sich die Flugbahn verlängert und zu vermuten ist, dass die Satellitentropfen einen Wärmeaustausch mit ihrer Umgebung vollziehen.

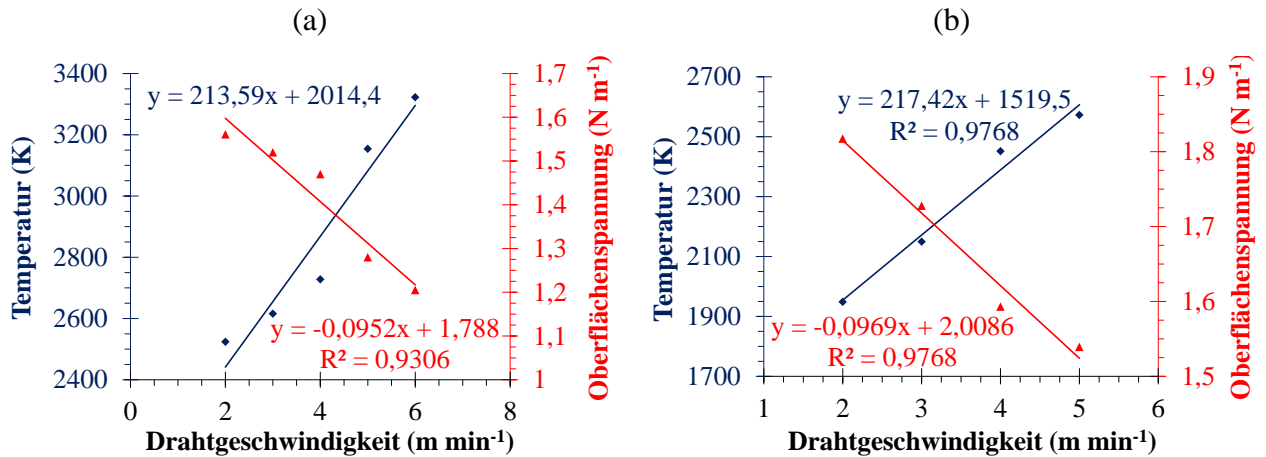


Abbildung 4–8: Anhand der Schwingungsanalyse bestimmte Oberflächenspannung und Temperatur der Schweißtropfen (a) sowie der flüssigen Drahtspitze (Tropfendepot) (b) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit

Der Einfluss des Stickouts kann nicht analysiert werden, da sich bei großen freien Drahtlängen, wie in Abbildung 4–4 aufgezeigt, große längliche Tropfen ausbilden, welche die Voraussetzung der Kugelgeometrie nicht erfüllen und kein gedämpftes Schwingungsverhalten zeigen.

Die Schwingung der flüssigen Drahtelektroden Spitze kann im Vergleich zu den frei fliegenden Schweißtropfen sehr viel einfacher bestimmt werden. Es sind jedoch auch hier keine vertrauenswürdigen Messungen der Viskosität möglich, da die Schwingungsdauer zu kurz ist um die Abklingzeit zu bestimmen.

Mit einer Zunahme der Drahtgeschwindigkeit von  $2 \text{ m min}^{-1}$  auf  $5 \text{ m min}^{-1}$  reduziert sich die Oberflächenspannung nahezu linear von ca.  $1,8 \text{ N m}^{-1}$  auf  $1,55 \text{ N m}^{-1}$ , siehe Abbildung 4–8b. Die der Oberflächenspannung entsprechende Temperatur beträgt bei der Verwendung der Daten von *Assael et al.* [7] zwischen ca. 1.900 K und 2.600 K. Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit pyrometrischen Messungen der Oberflächentemperatur. Höhere Drahtgeschwindigkeiten können nicht analysiert werden, da die Grundstromphase hierbei zu kurz ausfällt, um das Schwingungsverhalten zu erfassen.

Mit einem zunehmenden Stickout nehmen die Oberflächenspannung ab und die Tropfentemperatur folglich zu, siehe Abbildung 4–9a. Bis zu einem Stickout von 18 mm stimmen die Temperaturen gut mit Temperaturmessungen des Zweifarbenpyrometers überein. Bei einem größeren Stickout kommt es zu einer sprunghaften Abnahme der Schwingungsfrequenz, sodass sich sehr geringe Oberflächenspannungen ergeben, welche zur Berechnung von unrealistisch hohen Temperaturen führen.

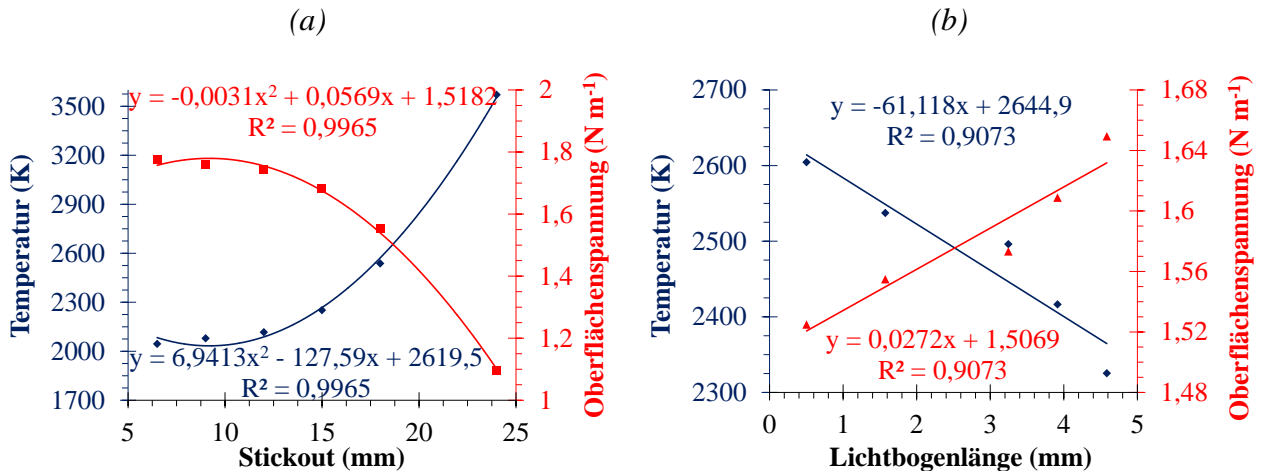


Abbildung 4–9: Oberflächenspannung und Temperatur der Drahtspitze als Funktion des Stickouts (a) und der Lichtbogenlänge (b)

Mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge erhöht sich die Oberflächenspannung leicht von ca.  $1,52 \text{ N m}^{-1}$  auf ca.  $1,65 \text{ N m}^{-1}$ , siehe Abbildung 4–9b. Die Temperatur der Drahtspitze reduziert sich folglich von ca.  $2.600 \text{ K}$  auf  $2.325 \text{ K}$ .

Thermoelemente sind nicht dazu geeignet die **Temperatur** von Reineisentropfen zu validieren, da diese den Messbereich der Thermoelemente übersteigt und die Tropfen die Thermoelemente aufschmelzen. Auch bei geringen Drahtgeschwindigkeiten und einer Messposition  $60 \text{ mm}$  unterhalb der Ring-Kathode übersteigt die Tropfentemperatur den maximalen Messbereich der Sensoren von  $2.110 \text{ K}$ . Thermoelemente können jedoch dazu eingesetzt werden, die Schmelzbadtemperatur (siehe Kapitel 4.1.3) sowie die Schweißtropfentemperatur von Werkstoffen mit einem geringeren Schmelzpunkt wie z.B. von Aluminium (siehe Kapitel 4.3) zu bestimmen.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass der Elektrodenwerkstoffübergang stark durch die Drahttemperatur und somit von der Oberflächenspannung determiniert wird und mit einer Änderung der Drahtspitzengeometrie einhergeht. Den stärksten Einfluss haben die Drahtgeschwindigkeit und der Stickout.

### 4.1.2 Lichtbogen

Die Plasmastrahlung kann zeitlich und örtlich aufgelöst mit der in Kapitel 3.2.5 beschriebenen Stereoptik durch die Verwendung von optischen Filtern visualisiert werden. Die metaldampfdominierte Strahlung beim Einsatz eines 400 nm Interferenzfilters wird im Folgenden dem Auftreten von argondominierter Plasmastrahlung (Bandpassfilter  $> 700$  nm) gegenübergestellt, siehe Abbildung 4–10.

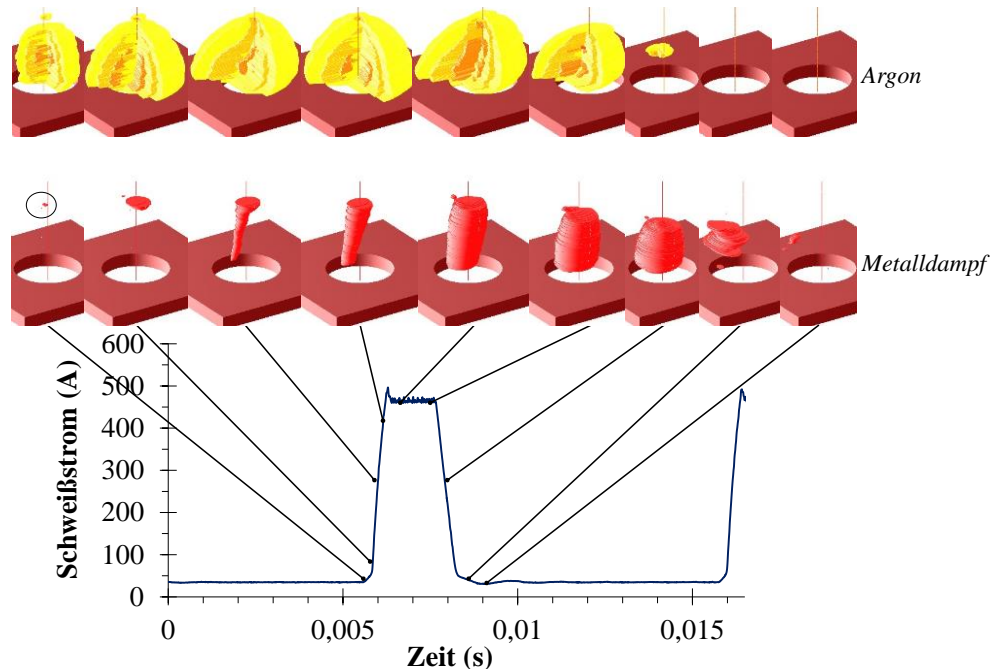


Abbildung 4–10: Synchrone Darstellung der argondominierten Plasmastrahlung (gelb) und der metaldampfdominierten Strahlung (rot) in Abhängigkeit des Schweißstroms bei Standardeinstellungen

Durch die dreidimensionale Rekonstruktion und durch die Bildbearbeitung werden Effekte sichtbar, welche auf den Rohdaten mit dem menschlichen Auge nicht zu erkennen sind. So ist bei Standardeinstellungen bei der Verwendung eines 400 nm Interferenzfilters die Ausbreitung des Metaldampfkerns auch schon im Moment des Übergangs von der Grund- in die Pulsstromphase nachzuvollziehen, siehe Abbildung 4–10 (erstes Bild von links). Zum Beginn der Upslope-Phase befindet sich nur unmittelbar unterhalb der Drahtspitze Metaldampf, welcher sich bei halbem Pulsstrom bereits als dünner Dampfstrahl bis zur Kathode ausgebildet hat und sich im Folgenden nur noch radial ausdehnt. Der Metaldampf ist als eine scharf abgegrenzte, hell leuchtende Plasmasäule im Lichtbogenzentrum zu erkennen, welche direkt unterhalb des Schweißdrahtes ansetzt und zur Kathode hin immer schmaler wird. Das schmale Auslaufen der Metaldampfsäule korreliert mit der von [145] [231] [280] [294] festgestellten axialen Abnahme des Eisenanteils im Plasma. Durch die zum Werkstück hin beschleunigte flüssige Drahtspitze wird der Metaldampf-



kern in der Downslope-Phase gestaucht und nimmt radial weiter zu. Erst beim Erreichen des Grundstroms löst sich der Metalldampf auf.

Die argondominierte Strahlung ist bereits zum Beginn der Upslope-Phase deutlich ausgeprägter und hat bei halbem Pulsstrom schon annähernd ihre maximale Dimension erreicht. Das Argonplasma bildet sich glockenförmig und diffus aus. Im Moment der Downslope-Phase ist eine deutliche Abnahme der Argonstrahlung festzustellen, sodass diese bereits bei halbem Pulsstrom nicht mehr zu detektieren ist. Zusammenfassend ist die Tendenz zu erkennen, dass die argondominierte Strahlung im Vergleich zur Metalldampfstrahlung früher intensiv einsetzt, jedoch auch in der Downslope-Phase eher abklingt.

Im Folgenden wird die Plasmastrahlung in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit, des Stickouts und der Lichtbogenlänge bewertet, siehe Abbildung 4–11.

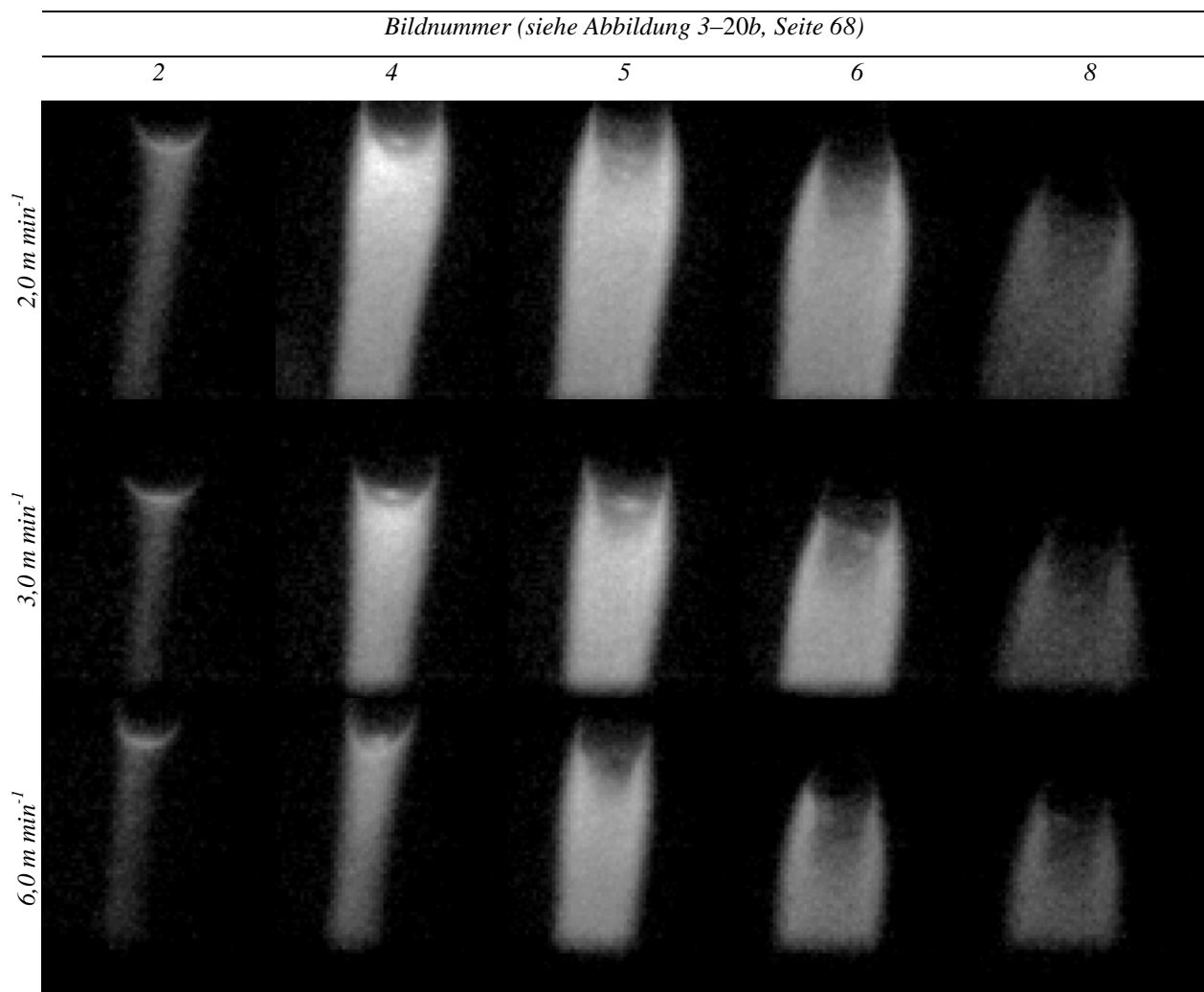


Abbildung 4–11: Typische metalldampfdominierte Lichtbogenstrahlung in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Schweißstroms, modifiziert übernommen aus [252]

Die Analysezeitpunkte sind Abbildung 3–20b zu entnehmen. Die Metaldampfsäule ist bei niedrigen Drahtgeschwindigkeiten im Vergleich zu hohen Drahtgeschwindigkeiten geringfügig heller und deutlicher ausgeprägt, radial breiter ausgedehnt und über einen längeren Zeitraum zu erkennen. Für höhere Drahtgeschwindigkeiten nehmen die Zeitspanne der Metaldampfstrahlung, die Helligkeit und die räumliche Ausdehnung des Metaldampfkerns leicht ab. Bei allen Drahtgeschwindigkeiten setzt der metaldampfdominierte Lichtbogen zunächst sehr konzentriert unterhalb des Drahtes an und wandert erst in der Pulsstromphase am Tropfen hoch, sodass dieser komplett vom Metaldampfplasma umhüllt wird. Ab einer Drahtgeschwindigkeit von etwa  $8 \text{ m min}^{-1}$  ist die Metaldampfstrahlung anhand der Originalbilder kaum oder nicht mehr zu erkennen, siehe auch Abbildung 9–29 im Anhang. Anhand der gefilterten und binarisierten Bilder ist jedoch zu erkennen, dass sich in der Hochstromphase ein deutlicher Metaldampfkern ausbildet, welcher in der Grundstromphase vollständig verschwindet, siehe Abbildung 9–30 im Anhang. Weiterhin ist festzustellen, dass sich der Metaldampfkern beim Übergang zu einem Sprühlichtbogen nicht mehr zur Kathode verjüngt, sondern verbreitert, siehe Abbildung 4–12.

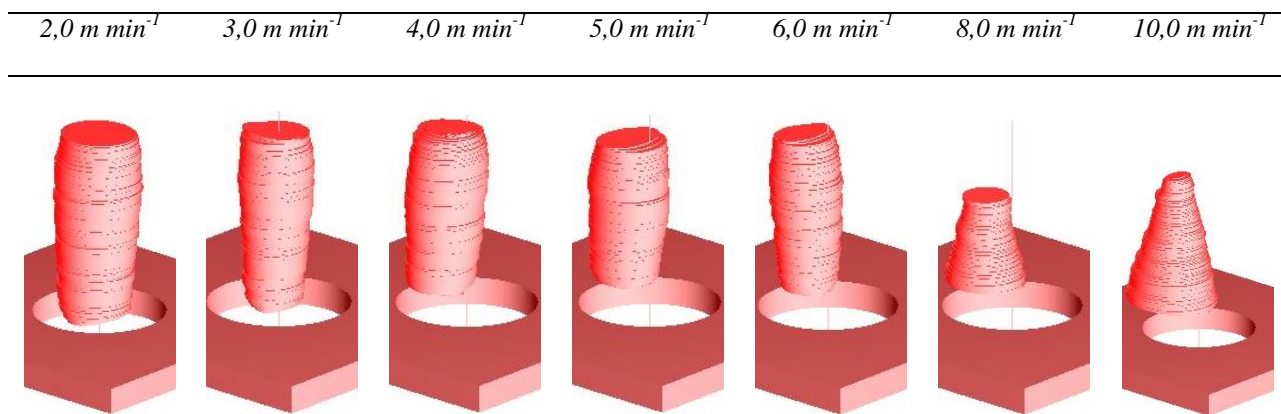


Abbildung 4–12: Typische geometrische Ausbildung der Metaldampfsäule in der Mitte der Pulsstromphase in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit

Abbildung 4–13 zeigt die argondominierte Plasmastrahlung beim Einsatz eines Bandpassfilters ( $> 700 \text{ nm}$ ). Schon zu Beginn der Pulsstromphase setzt der argondominierte Lichtbogen oberhalb der Drahtelektroden spitze an. Auch in dem Moment, in dem sich das Metaldampfplasma ausbildet (Bildnummer 2 von Abbildung 4–11) sind keine außergewöhnlichen Auswirkungen auf das argondominierte Plasma festzustellen. Die argondominierte Strahlung zeigt auch für höhere Drahtgeschwindigkeiten bis  $10 \text{ m min}^{-1}$  kein abweichendes Verhalten. Durch den Einsatz der Bildbearbeitung sind keine weiteren Effekte sichtbar zu machen.

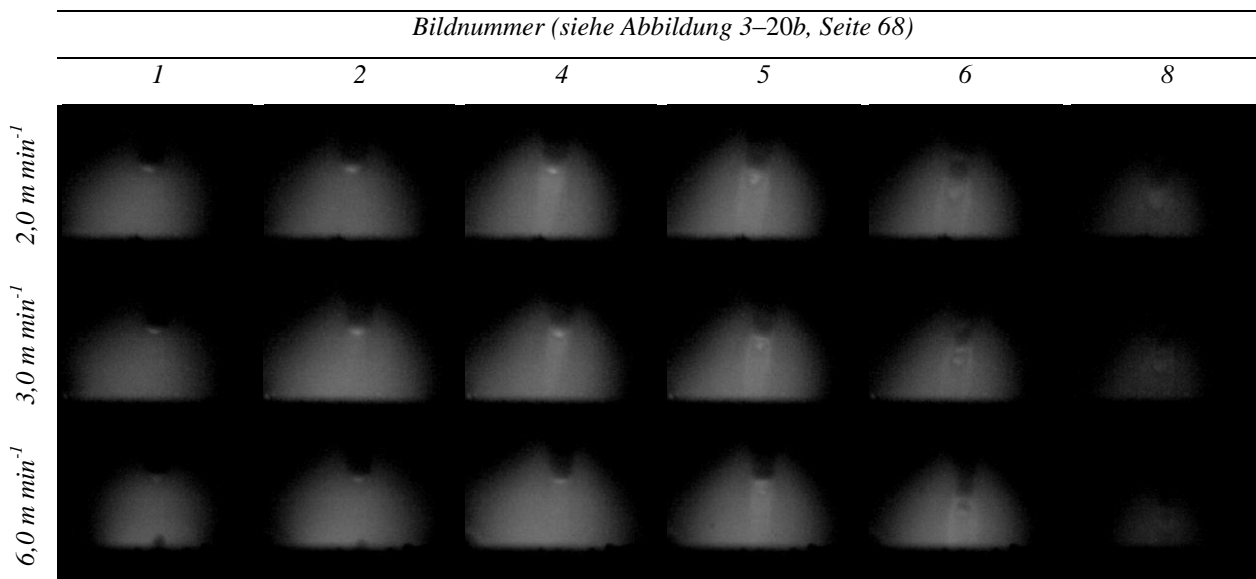


Abbildung 4–13: Typische argondominierte Lichtbogenstrahlung in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Schweißstroms, modifiziert übernommen aus [252]

Die Lichtbogenlänge hat in einem Bereich von ca. 0,5 mm bis 5,1 mm keinen quantifizierbaren Einfluss auf die Geometrie und das zeitliche Auftreten der Metaldampfstrahlung, siehe Abbildung 9–32 im Anhang. Jedoch ist bei langen Lichtbögen die Entstehung und das Abklingen des Metaldampfkerns besonders gut zu erkennen, siehe Abbildung 9–33 und Abbildung 9–34 im Anhang. Bis zum halben Pulsstrom tritt der Metaldampf nur punktuell und diffus auf. Mit einer weiteren Erhöhung des Schweißstroms kommt es zu einer plötzlichen Ausbildung eines eng begrenzten Metaldampfkerns. Umgekehrt löst sich der eng begrenzte Metaldampfkern nur sehr langsam beim Erreichen sehr geringer Ströme auf. Vereinzelt Metaldampfplasma ist auch noch zu Beginn der Grundstromphase zu erkennen. Mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge vergrößert sich der Durchmesser des argondominierten Lichtbogenplasmas deutlich, siehe Abbildung 9–31 im Anhang. Der Lichtbogenansatz des Argonplasmas an der Anode bleibt unverändert.

Der Stickout zeigt einen deutlichen Einfluss auf die Metaldampfbildung, siehe Abbildung 4–14. Bei einem geringen Stickout bildet sich der Metaldampf zunächst konzentriert unterhalb der Drahtspitze aus und geht schon bei ca.  $\frac{1}{4}$  des Pulsstroms direkt in einen deutlich abgegrenzten Metaldampfkern über. Bei einem großen Stickout bildet sich hingegen zunächst eine diffuse Metaldampfwolke aus, welche erst beim Erreichen der Pulsstromstärke in einen klar abgegrenzten Lichtbogenkern übergeht. In der abfallenden Stromflanke sind keine Auswirkungen des Stickouts zu erkennen. Das argondominierte Plasma bildet sich nur bei einem großen Stick-

out in der Upslope-Phase stark einseitig aus und nimmt erst in der Hochstromphase wieder eine symmetrische Ausbildung an, siehe Abbildung 9–35 im Anhang.



Abbildung 4–14: Typische Metaldampfentstehung als Funktion des Stickouts und des Schweißstroms

Es ist festzuhalten, dass die Drahtgeschwindigkeit und der Stickout bedeutend für die Ausbildung des Eisen- wie auch des Argonplasmas sind. Bei geringen Drahtgeschwindigkeiten bildet sich tendenziell ein ausgeprägterer Metaldampfkern aus als bei hohen Drahtgeschwindigkeiten. Mit einem zunehmenden Stickout verschiebt sich der Umschlagspunkt von einem diffusen zu einem eng begrenzten Eisenplasma zu höheren Strömen. Es sind keine wesentlichen Wechselwirkungen zwischen dem Eisen- und dem Argonplasma zu erkennen.

#### 4.1.3 Werkstück (Kathode)

Anhand der Temperaturerhöhung der Kathodenkühlung (Ring-Kathode) und anhand des Kühlwasserdurchflusses kann, wie in Kapitel 3.2.1 beschrieben, die **Kathodenleistung** bestimmt werden. Hierbei ist anzumerken, dass sich die Bedingungen einer wassergekühlten Kupferplatte von denen eines Schmelzbades unterscheiden [217]. Dennoch können Tendenzen schnell und ohne einen großen Aufwand abgebildet werden. Die Effektivität (Verhältnis der Kathoden- zur Lichtbogenleistung) liegt zwischen 50 % und 65 % und fällt damit sehr viel geringer aus, als die von *Matthes* [175] oder *DuPont und Marder* [45] kalorimetrisch gemessenen 77 % bis 85 %. Die Forscher bestimmen jedoch auch die Summe aus der Lichtbogen- und der Tropfenenergie. In hiesigen Messungen fallen die Tropfen durch die Ring-Kathode hindurch und tragen folglich

nicht zur Kathodenleistung bei. Bei der Annahme einer mittleren Tropfentemperatur von 2.500 K (wie mit der Kalorimetrie bestimmt) entsprechen die fehlenden 20 % bis 35 % der Energie, die zu einer Erwärmung der Tropfen auf diese Temperatur notwendig ist.

Die Kathodenleistung wird am stärksten durch die Drahtgeschwindigkeit beeinflusst. Mit einer zunehmenden Drahtgeschwindigkeit steigt die elektrische Lichtbogenleistung stärker als die Kathodenleistung an, sodass die Effektivität abnimmt, siehe Abbildung 4–15a.

Mit einem zunehmenden Stickout verringert sich die Lichtbogenleistung, wobei die Kathodenleistung nur geringfügig abnimmt, sodass sich die Effektivität, wie bereits von *Matthes* [175] festgestellt, mit einem zunehmenden Stickout erhöht, siehe Abbildung 4–15b.

Mit einer größer werdenden Lichtbogenlänge steigen die mittlere Lichtbogenspannung von ca. 20 V auf 24 V und der mittlere Strom von 111 A auf 126 A an, sodass die elektrische Lichtbogenleistung wie auch die Kathodenleistung zunehmen. Der Wirkungsgrad erhöht sich leicht mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge, siehe Abbildung 4–15c.

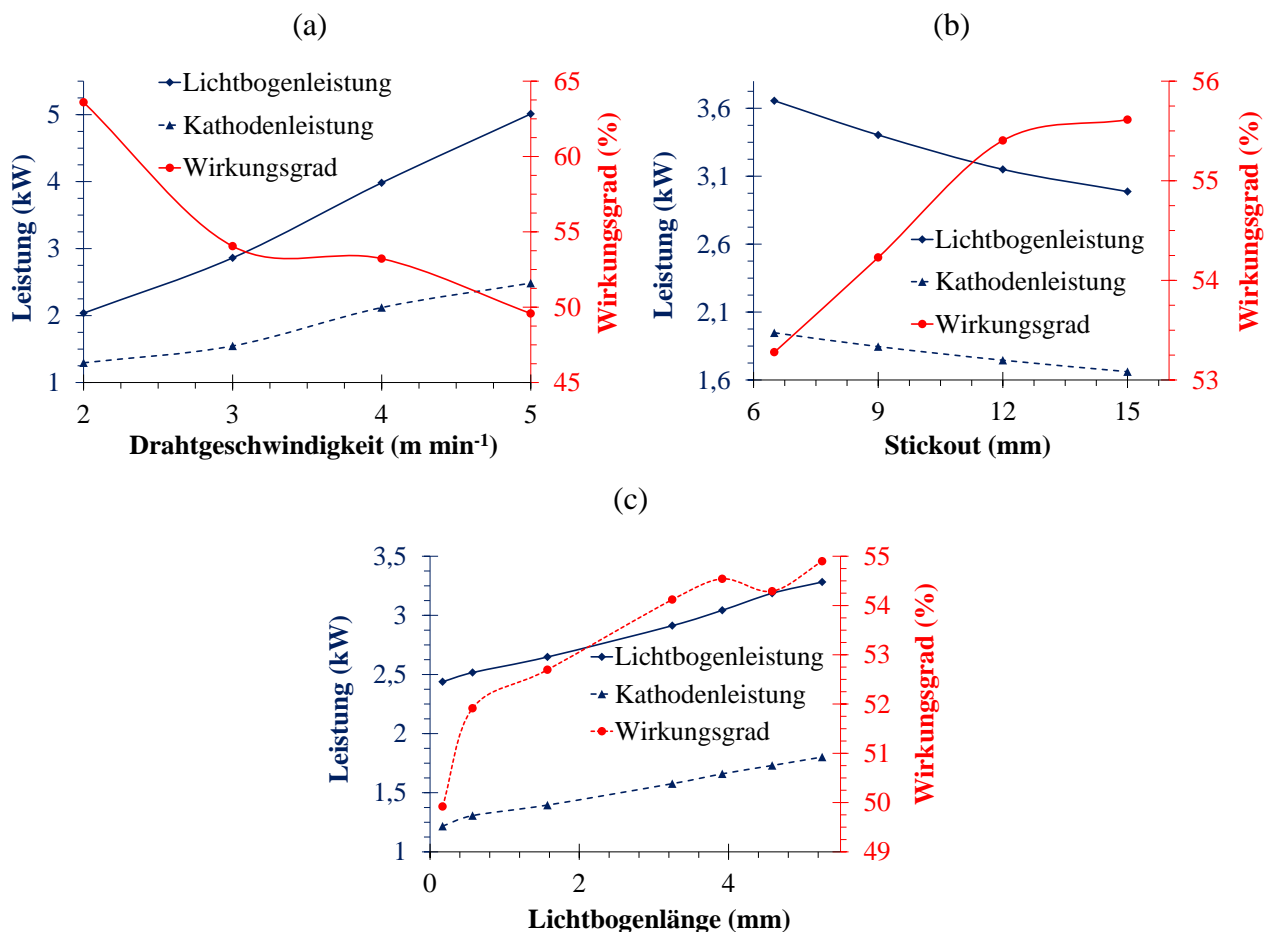


Abbildung 4–15: Elektrische Lichtbogenleistung, Kathodenleistung und Wirkungsgrad als Funktion der Drahtgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (a), des Stickouts (b) und der Lichtbogenlänge (c)

Schweißversuche (Blindnaht) werden durchgeführt, um die gewonnenen Erkenntnisse zum Elektrodenwerkstoffübergang auf die geometrische Ausbildung und auf die Eigenschaften des Schmelzbades übertragen zu können. Zweifarbenpyrometeraufnahmen an einem realen schmelzflüssigen Werkstück zeigen, dass mit einer zunehmenden Drahtgeschwindigkeit, siehe Abbildung 4–16a, die mittlere **Oberflächentemperatur** in den drei Analysebereichen (siehe Abbildung 3–11) ansteigt. Die stärkste Temperaturzunahme tritt in einem Drahtgeschwindigkeitsbereich zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $4 \text{ m min}^{-1}$  auf, insbesondere in der vordersten Region des Schmelzbades, und führt damit zu einem stärkeren Temperaturgradienten zwischen dem Bereich 1 und dem Bereich 3.

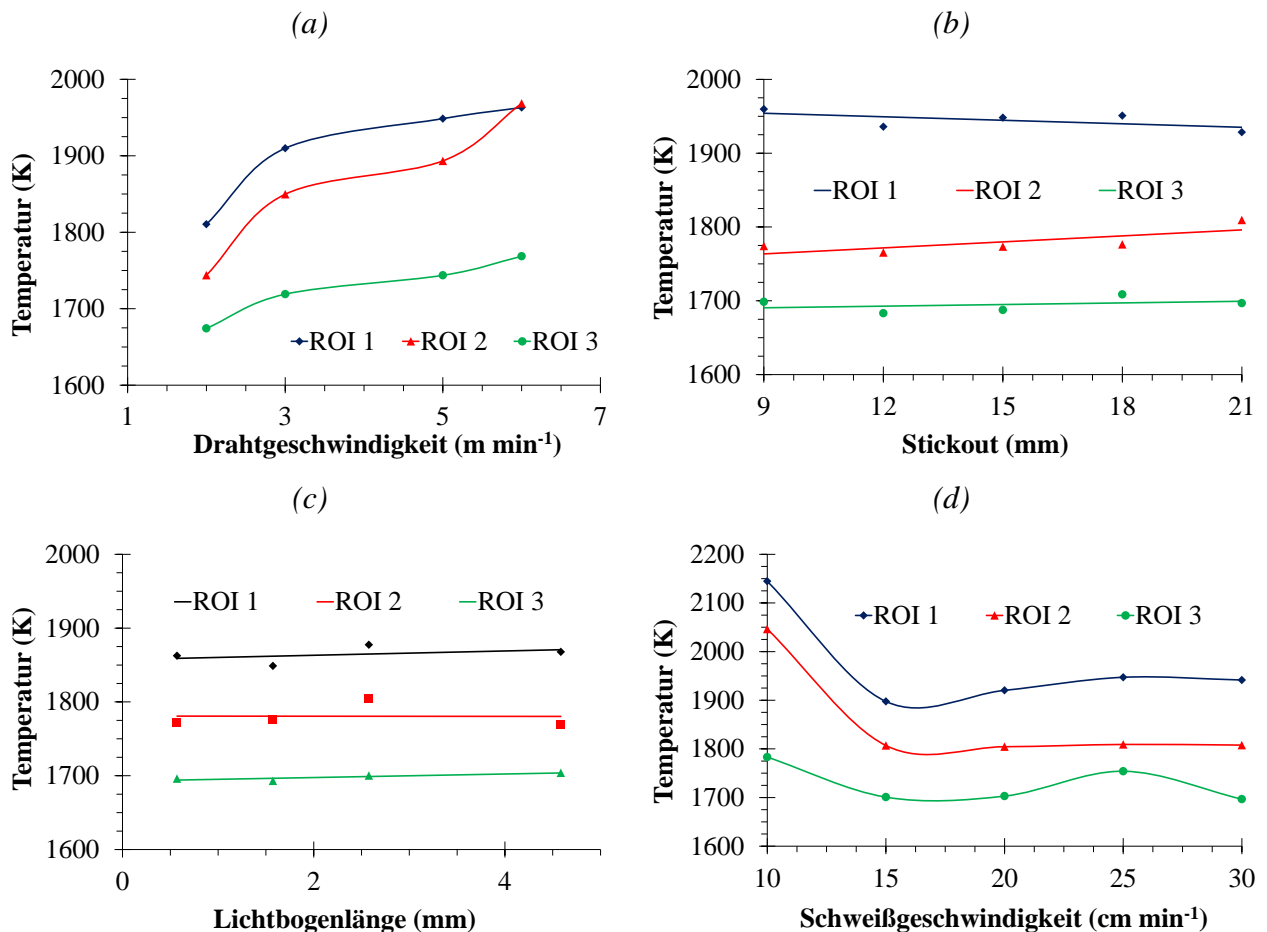


Abbildung 4–16: Mittlere Oberflächentemperatur 1 ms nach dem Kurzschließen des Lichtbogens in drei Bereichen des Schmelzbades (ROI 1 bis 3) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit (a) des Stickouts (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit (d), modifiziert übernommen aus [252]

Abbildung 4–16b zeigt, dass der Einfluss des Stickouts gering ausfällt. Im Bereich des Lichtbogenansatzes (ROI 1) ist eine geringe Abnahme der Oberflächentemperatur zu verzeichnen. In den anderen Regionen nimmt die Temperatur tendenziell leicht zu.

Auch die Lichtbogenlänge hat keinen großen Einfluss auf die Schmelzbadtemperatur, siehe Abbildung 4–16c. Nur im Bereich des Lichtbogenansatzes (ROI 1) ist eine marginale Zunahme der Schmelzbadtemperatur festzustellen.

Bei einer Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit von ca.  $10 \text{ cm min}^{-1}$  auf  $20 \text{ cm min}^{-1}$  ist eine deutliche Abnahme von ca. 300 K im vorderen Teil des Schmelzbades zu erkennen, wobei die Temperaturen in den beiden hinteren Regionen fast konstant bleiben, siehe Abbildung 4–16d. Die analysierte Schmelzbadregion, welche am nächsten an der bereits erstarrten Schweißnaht liegt (ROI 3), wird nahezu nicht von der Schweißgeschwindigkeitssteigerung von  $10 \text{ cm min}^{-1}$  auf  $30 \text{ cm min}^{-1}$  beeinflusst, sodass der Oberflächentemperaturgradient mit einer zunehmenden Schweißgeschwindigkeit abnimmt.

Des Weiteren verdeutlichen die Zweifarbenpyrometeraufnahmen in Übereinstimmung zu Messungen von [265] [300] [301], dass die maximale Schmelzbadtemperatur weniger als ca. 2.300 K beträgt und damit signifikant unterhalb der Tropfentemperatur liegt. Die heißen Schweißtropfen vermischen sich nicht sofort mit dem kühleren Schmelzbad. Sie werden durch die Konvektion im Schmelzbad bewegt und stellen einen präferierten Kathodenansatzpunkt für den Lichtbogen in der Grundstromphase dar, welcher zum Auftreten von Spotansätzen führen kann. Ferner zeigen die Untersuchungen, dass sich Prozessvariationen deutlich geringer auf die Schmelzbadtemperatur auswirken als auf die Tropfentemperatur.

Thermoelemente werden eingesetzt, um die Temperaturmessungen des Zweifarbenpyrometers zu validieren. Die mit den Thermoelementen bestimmte **Schmelzbadtemperatur** liegt bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $3 \text{ m min}^{-1}$  bei ca. 1.920 K (Messposition 1) und korreliert somit gut mit den Zweifarbenpyrometeraufnahmen, siehe Abbildung 4–16a. Eine Variation der Eintauchtiefe der Thermoelemente zeigt, dass die Schmelzbadtemperatur im Schmelzbadinneren ca. 250 K geringer ausfällt als an der Schmelzbadoberfläche.

Die gescannte und rekonstruierte **Geometrie der Schmelzbäder** liefert sehr viel mehr Informationen über die Schmelzbadausbildung als Querschliffe, da auch die Schmelzbadstruktur in Schweißrichtung analysiert werden kann, siehe Abbildung 9–36 im Anhang. Wie in Versuchen von *Wahab und Painter* [281] üben die Draht- und die Schweißgeschwindigkeit den stärksten Einfluss auf die Schmelzbadausbildung aus. Abbildung 4–18a zeigt Schnitte in Schweißrichtung durch den tiefsten Punkt des Einbrandes, die verdeutlichen, dass die Einbrandtiefe und die Schweißnahthöhe deutlich mit der Drahtgeschwindigkeit bis ca.  $4 \text{ m min}^{-1}$  zunehmen. Eine weite-

re Erhöhung der Drahtgeschwindigkeit hat einen geringeren Einfluss auf die Einbrandtiefe, führt jedoch zu einer deutlichen Steigerung der Einbrandlänge und -breite sowie zu einer stärkeren Schweißnahtüberhöhung, siehe Abbildung 4–17a. Ab einer Drahtgeschwindigkeit von  $8 \text{ m min}^{-1}$ , bei welcher in Kapitel 4.1.1 ein Übergang zu einem Sprühlichtbogen festgestellt wurde, wird das Werkstück in der gesamten Dicke aufgeschmolzen, sodass es zu einem Durchsacken der Schmelze kommt.

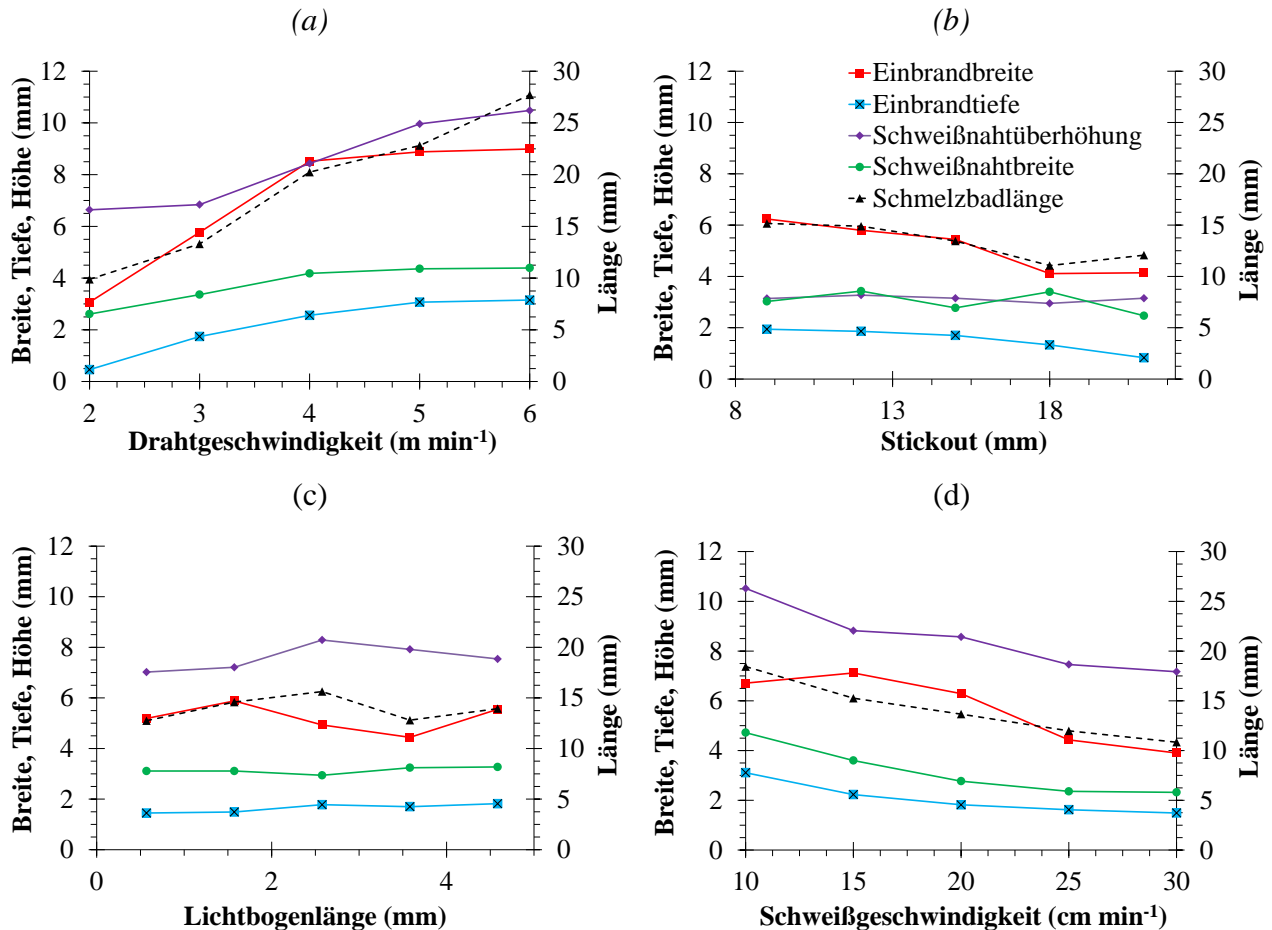


Abbildung 4–17: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (a), des Stickouts (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (d) auf die Einbrandbreite, die Einbrandtiefe, die Schweißnahtbreite, die Schweißnahtüberhöhung und die Schmelzbadlänge (Legende in (b) gilt für alle Diagramme)

Eine Erhöhung des Stickouts von 9 mm auf 21 mm, bei welcher eine deutliche Abnahme der Lichtbogenleistung festgestellt wurde, führt zu einer Reduzierung der Einbrandtiefe und -breite sowie der Schmelzbadlänge, welche besonders deutlich bei großen freien Drahtlängen ausfällt, siehe Abbildung 4–18b. Die Nahtüberhöhung und die Schweißnahtbreite bleiben nahezu konstant, siehe Abbildung 4–17b.



Die Lichtbogenlänge (mittlere Lichtbogenlänge zwischen 24,5 V und 30,5 V) zeigt einen nur leichten Einfluss auf die Schmelzbadlänge, die Schweißnahtüberhöhung und die Einbrandbreite, siehe Abbildung 4–17c. Die Einbrandtiefe nimmt leicht zu, wobei die Schweißnahtüberhöhung annähernd konstant bleibt, siehe Abbildung 4–18c.

Mit einer Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit verringern sich die Schmelzbadabmessungen in allen Dimensionen, wobei die stärkste Abnahme in einem Bereich geringer Schweißgeschwindigkeiten auftritt, siehe Abbildung 4–18d und Abbildung 4–17d.

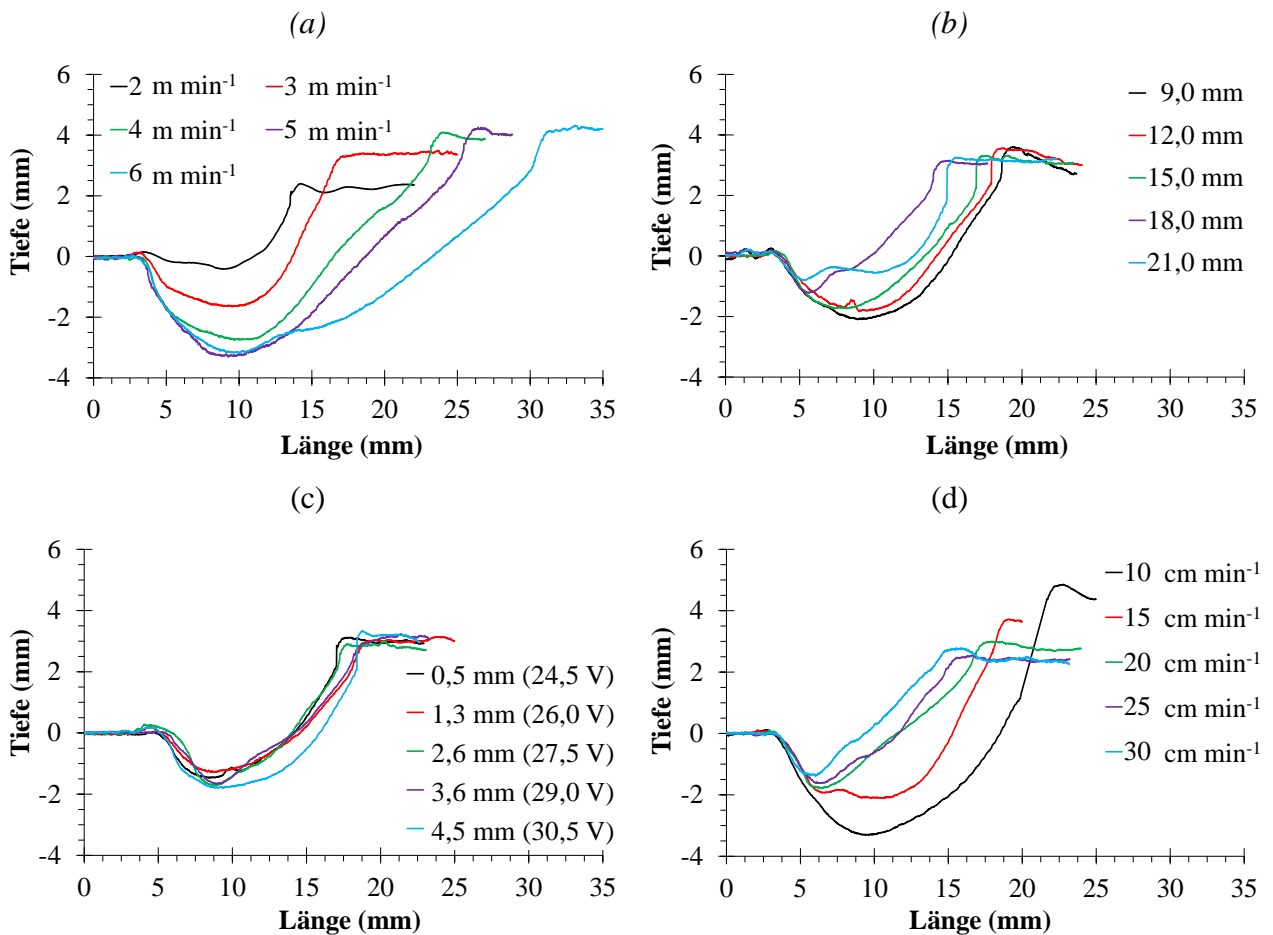


Abbildung 4–18: Schnitte der Schmelzfläche (solid-liquid) in Schweißrichtung als Funktion der Drahtgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (a), des Stickouts (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit, modifiziert übernommen aus [252] (d)

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass bei einer Zunahme der Kathodenleistung auch die Oberflächentemperatur und der Einbrand zunehmen. Der Einbrand nimmt mit der Drahtgeschwindigkeit zu und mit dem Stickout, der Lichtbogenlänge und der Schweißgeschwindigkeit ab.

## 4.2 Einfluss der Schutzgaszusammensetzung

Die Wirkung der Schutzgase auf den Elektrodenwerkstoffübergang wird mit Reineisen als Zusatzwerkstoff bei den in Tabelle 3-1 aufgeführten Standardeinstellungen untersucht. Eine Zusammenfassung der Tropfenvolumina und der elektrischen Daten ist dem Anhang Tabelle 9-11 bis Tabelle 9-15 zu entnehmen. Es werden Gasgemische aus zwei Komponenten verwendet. Als "Trägergas" wird Argon verwendet, dem Kohlendioxid, Sauerstoff, Wasserstoff, Stickstoff oder Helium zugemischt wird.

### 4.2.1 Drahtelektrode (Anode) und Schweißtropfen

Die Schutzgaszusammensetzung hat einen großen Einfluss auf die geometrische Ausbildung der Drahtspitze und der Schweißtropfen, siehe Abbildung 4–19.

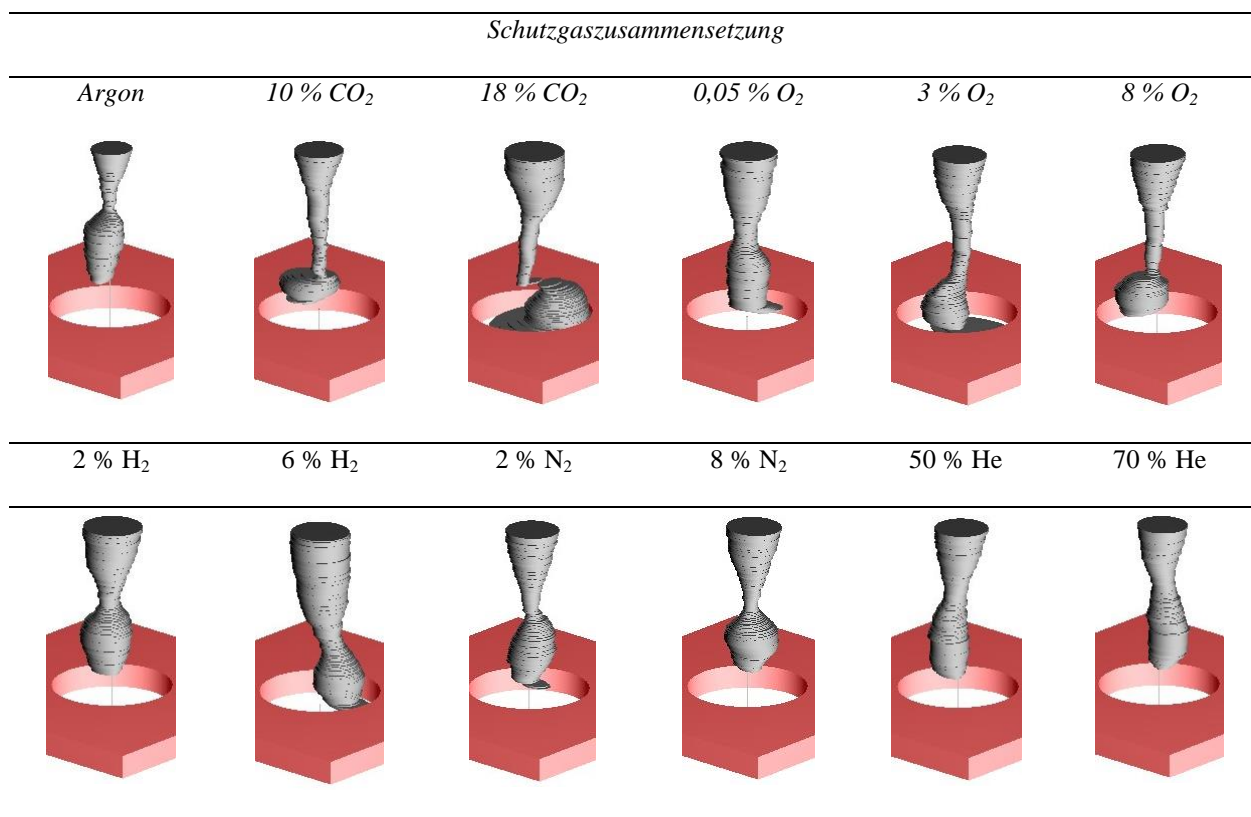


Abbildung 4–19: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit der Schutzgaszusammensetzung

Mit einem zunehmenden Anteil eines aktiven Gases verstärkt sich die Ausbildung einer langen Schmelzbrücke (im Folgenden als Geißel bezeichnet). Dieses Phänomen ist tendenziell auch schon bei sehr geringen Zumischungen von 500 ppm Sauerstoff zu erkennen. Ab 10 % Kohlendioxid bzw. 8 % Sauerstoff wird die Geißel schon in der Hochstromphase so dünn, dass der

Tropfen, bevor dieser sich von der Geißel ablöst, zur Seite bzw. vom Werkstück weg ausgelenkt wird. Der Tropfendurchmesser wird beim Einsatz von Kohlendioxid und Sauerstoff kleiner, wobei jedoch die Summe aus Tropfen- und Geißelvolumen im Vergleich zum Tropfenvolumen beim Einsatz von reinem Argon zunimmt. Beim Einsatz von Wasserstoff entstehen hingegen nahezu runde Schweißtropfen mit einem größeren Durchmesser. Satellitentropfen bilden sich hierbei nicht. Große und langgezogene Tropfen entstehen beim Einsatz von Helium. Die Tropfenablösung verzögert sich mit einer zunehmenden Zumischung an Helium und erfolgt bei einem Heliumanteil von 70 % erst nach einem Drittel der Grundstromphase und somit deutlich später als bei Argon und den anderen Gasgemischen. Schon bei einem Heliumanteil von 20 % nimmt das Tropfenvolumen zu und bleibt dann annähernd konstant. Stickstoff zeigt einen nur geringen Einfluss auf die geometrische Ausbildung der Schweißtropfen; das Tropfenvolumen ändert sich hierbei nahezu nicht.

Repräsentativ für eine seitliche Auslenkung der Schweißtropfen ist Abbildung 4–20 der zeitliche Verlauf der Tropfenablösung beim Einsatz von 18 % Kohlendioxid zu entnehmen. Hierbei ist zu erkennen, dass sich die Geißel schon in der Pulsstromphase ausbildet und der Tropfen mit dem Beginn der Downslope-Phase ausgelenkt wird. Die Geißel löst sich erst in der Grundstromphase unter der Bildung von vielen kleinen Satellitentropfen auf, welche nur langsam zum Werkstück übergehen.

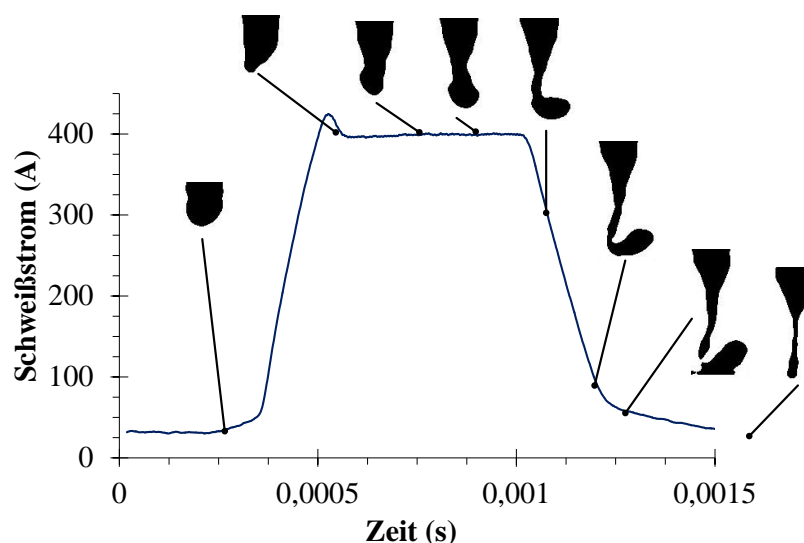


Abbildung 4–20: Typische binarisierte Darstellung der Draht- und Tropfengeometrie während eines Strompulses beim Einsatz von 18 %  $\text{CO}_2$  im Argon-Schutzgas

Messungen der **Schweißtropfenoberflächentemperatur** zeigen, dass diese durch die Zumischung von Kohlendioxid, Helium und Wasserstoff tendenziell zunimmt, siehe Abbildung 4–21.

Bei einer Zumischung von 18 % Kohlendioxid erhöht sich die Tropfentemperatur um fast 100 K im Vergleich zu reinem Argon und bestätigt Messungen von [265] [300] [301], siehe Abbildung 4–21a. Ein Tropfentemperaturanstieg um fast 200 K ist beim Einsatz von 10 % Wasserstoff festzustellen. Eine geringe Sauerstoffzumischung von 500 ppm zeigt keine Auswirkung auf die Temperatur des Tropfens. Bei höheren Zumischungen von 3 % und 8 % kommt es zu einer Temperaturzunahme von ca. 80 K. Schon bei 20 % Helium ist eine deutliche Zunahme der Oberflächentemperatur der Schweißtropfen um 60 K festzustellen, welche für höhere Zumischungen nur noch leicht ansteigt, siehe Abbildung 4–21b.

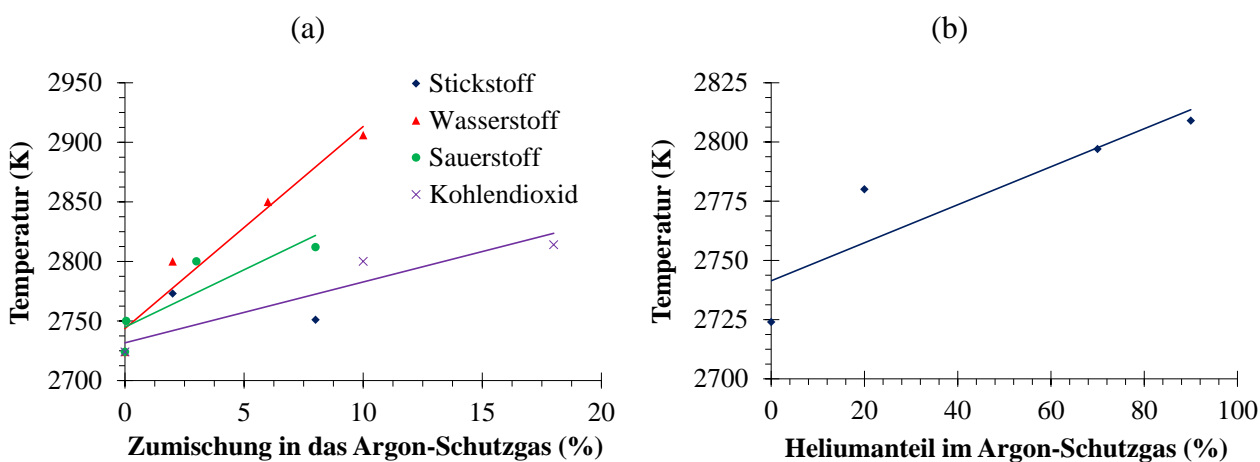


Abbildung 4–21: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf die Tropfentemperatur kurz vor dem Eintauchen in die Kathode bei Zumischungen von Stickstoff, Kohlendioxid, Wasserstoff, Sauerstoff (a) sowie Helium (b)

Die Anwendung der Schwingungsanalyse zur Bestimmung der **Oberflächenspannung** von Schweißtropfen ist insbesondere beim Einsatz von aktiven Gasen nicht möglich, da der Werkstoffübergang fließend, ähnlich wie bei einem Sprühlichtbogen erfolgt und sich daher keine zu analysierenden Schweißtropfen ausbilden. Jedoch kann die Schwingung des Tropfendepots an der Spitze der Drahtelektrode analysiert werden. Nur beim Einsatz von kohlendioxidhaltigen Gasgemischen sowie bei 70 % Helium kommt es durch den fließenden Werkstoffübergang zu keinem starken Zurückschnellen des Tropfendepots zur Drahtspitze, sodass bei diesen Gasen keine nennenswerte Schwingung initiiert wird. Wie Abbildung 4–22 zeigt, verändert sich die Oberflächenspannung bei Zumischungen von 8 % Stickstoff, von 50 % Helium und von 6 % Wasserstoff nur geringfügig. Bei der Wasserstoffmessung ist jedoch anzumerken, dass die Temperatur des Tropfendepots ca. 150 K höher liegt als beim Einsatz von reinem Argon. Durch den Einsatz von 500 ppm Sauerstoff reduziert sich die Oberflächenspannung von ca.  $1,72 \text{ N m}^{-1}$  auf  $1,34 \text{ N m}^{-1}$  und stimmt somit tendenziell mit Grundlagenuntersuchungen der Metallurgie [18]

[35] [126] [127] [128] [299] überein. Bei 3 % Sauerstoff berechnet sich eine extrem niedrige Oberflächenspannung von nur ca.  $0,6 \text{ N m}^{-1}$ .

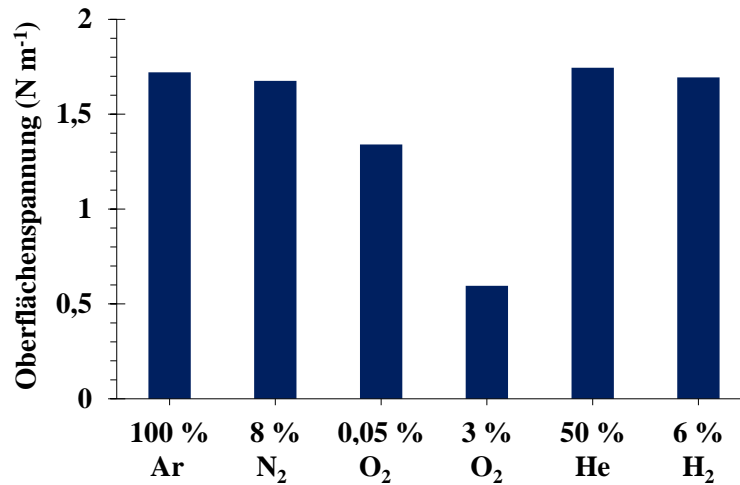


Abbildung 4–22: Oberflächenspannung des Tropfendepots einer Reineisenelektrode in Abhängigkeit der Schutzgaszusammensetzung

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass auch bei der Schutzgaszusammensetzung ein deutlicher Zusammenhang zwischen der Oberflächenspannung und der Tropfengeometrie auszumachen ist, welcher zudem mit einer Veränderung der Drahtspitzengeometrie verbunden ist. Insbesondere die Reduzierung der Oberflächenspannung beim Einsatz von aktiven Gasen führt zur Ausbildung eines fließenden Werkstoffübergangs. Bei allen Zumischungen nimmt zudem die Tropfentemperatur zu.

#### 4.2.2 Lichtbogen

Die Schutzgaszusammensetzung verändert die Entstehung und die örtliche Ausbildung des Metalldampfkerne von MSG-Lichtbögen. Durch die Zugabe von Kohlendioxid weitet sich der Metalldampfkerne radial stark zum Werkstück hin aus, sodass dieser bei einer Kohlendioxidzumischung von 18 % eine glockenförmige Form annimmt, siehe Abbildung 4–23. Gleichzeitig reduziert sich das durch das Schutzgas dominierte Plasma und der Anodenansatz des schutzgasdominierten Lichtbogens wird geringfügig zum Werkstück verschoben, siehe Abbildung 9–41 im Anhang. Eine Auswirkung des Kohlendioxidgehaltes auf den Anodenansatz des metalldampfdominierten Lichtbogens ist nicht zu erkennen. Zumischungen von Sauerstoff zeigen bei einer ähnlichen Konzentration analoge Effekte wie bei Kohlendioxid. Bei einer Zumischung von 500 ppm ist jedoch noch kein Einfluss zu erkennen. Eine Ausdehnung des Metalldampfkerne ist ebenfalls durch den Einsatz von Wasserstoffgemischen zu beobachten, welche jedoch keinen

nennenswerten Einfluss auf die, durch das Schutzgas dominierte Strahlung, ausüben. Stickstoffgemische zeigen keine erwähnenswerten Veränderungen der Leuchterscheinungen. Durch die Verwendung von Heliumzumischungen weitet sich der Metaldampfkern deutlich aus. Es bildet sich jedoch keine Glockenform aus, wie beim Einsatz von 18 % Kohlendioxid. Bei einer Zumischung von 70 % Helium ist kaum noch schutzgasdominiertes Plasma zu erkennen, sodass sich ein fast reiner Metaldampflichtbogen ausbildet. Auf die zeitliche Ausbildung des Metaldampfkerns übt die Schutzgaszusammensetzung keinen Einfluss aus.

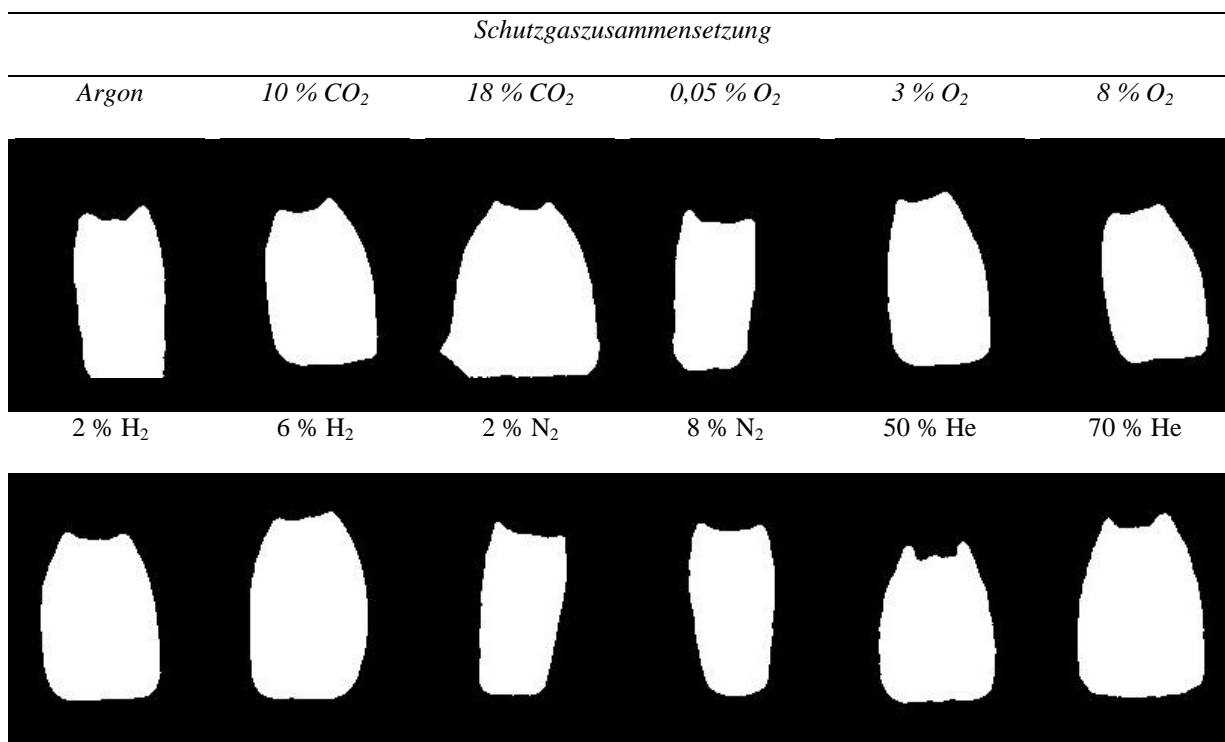


Abbildung 4–23: Typische Geometrie des Metaldampfkerns (binarisiert) in der Mitte der Hochstromphase als Funktion der Schutzgaszusammensetzung

Eine Ausnahme stellt der Einsatz von 500 ppm Sauerstoff dar, siehe Abbildung 9–42 im Anhang. Hierbei bildet sich der Metaldampfkern erst in der Hochstromphase aus und somit viel später im Vergleich zu allen anderen Schutzgasgemischen. Bemerkenswert ist auch, dass der Metaldampf zunächst diffus am Werkstück und nicht an der Drahtspitze entsteht und sich erst dann der übliche, vom Draht ausgehende Metaldampfkern bildet. Zudem ist eine Abnahme des schutzgasdominierten Plasmas in dem Augenblick der Metaldampfbildung zu erkennen. Dieser Vorgang ist zudem mit dem Auftreten eines Spannungspeaks verbunden. Bei Kohlendioxidzumischungen und höheren Sauerstoffanteilen sind diese Effekte nicht klar zu erkennen.

Die Auswertung der **elektrischen Signale** zeigt, dass die Pulsfrequenz des Schweißstroms an die Schutzgaszusammensetzung angepasst werden muss, um einen stabilen Prozessablauf zu gewährleisten. Zudem verändern die Prozessgase über die Lichtbogeneigenschaften die Lichtbogenspannung, siehe Abbildung 9–37 bis Abbildung 9–40 im Anhang. Mit einem zunehmenden Stickstoffanteil steigt die Lichtbogenspannung geringfügig an und die Pulsfrequenz nimmt leicht ab. Die Lichtbogenleistung erhöht sich unwesentlich von ca. 2,5 kW auf 2,7 kW. Wasserstoff führt zu einer starken Zunahme der Lichtbogenspannung, sodass die Lichtbogenleistung deutlich von ca. 2,5 kW auf 3,2 kW ansteigt. Die Pulsfrequenz reduziert sich durch die Zugabe von Wasserstoff. Der Unterschied zwischen einer Wasserstoffzumischung von 6 % und 10 % auf die elektrischen Signale ist marginal. Sauerstoff führt bei einer Zumischung von 500 ppm zu einer deutlichen Abnahme der Lichtbogenspannung, der Pulsfrequenz, des Schweißstroms und der Lichtbogenleistung. Bei Sauerstoffzumischungen von 3 % und 8 % nimmt die Lichtbogenspannung wieder leicht zu. Die Lichtbogenleistung bleibt bei höheren Konzentrationen nahezu unverändert. Beim Einsatz von Kohlendioxid nimmt die mittlere Lichtbogenspannung kontinuierlich zu, wobei die Pulsfrequenz und die mittlere Stromstärke schon bei 10 % Kohlendioxid deutlich abnehmen und dann annähernd konstant bleiben. Die Lichtbogenleistung steigt von ca. 2,5 kW auf 3 kW. Helium führt zu einer Zunahme der Lichtbogenspannung und zu einer Reduzierung des mittleren Lichtbogenstroms und der Pulsfrequenz. Bis zu einem Anteil von 50 % nimmt die Lichtbogenleistung nur sehr geringfügig zu; ein deutlicher Anstieg von ca. 2,6 kW auf 3 kW ist bei einer weiteren Erhöhung des Heliumanteils auf 70 % zu verzeichnen. Mit Ausnahme von 500 ppm Sauerstoff nimmt die Lichtbogenleistung für alle Gasgemische bei einer gleichbleibenden Drahtgeschwindigkeit zu, sodass keine Steigerung der Abschmelzleistung zu erzielen ist.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das durch das Schutzgas dominierte Plasma bei einer Ausdehnung des Eisenplasmas abnimmt. Mit einem zunehmenden Anteil an Kohlendioxid, Sauerstoff, Wasserstoff und Helium weitet sich der Metaldampfkern aus. Insbesondere durch Helium und Kohlendioxid nimmt die Lichtbogenleistung zu.

### 4.2.3 Werkstück (Kathode)

Die festgestellten Auswirkungen der Schutzgaszusammensetzung beeinflussen auch die Kathodenleistung, siehe Abbildung 4–24. Die in Kapitel 3.2.1 beschriebene Messmethode bedarf einer Messzeit von ca. 60 s, sodass die Kathodenleistung nur bei sehr stabilen Prozesseinstellungen

bestimmt werden kann. Wasserstoffgemische, welche einen instabilen Kathodenansatz zeigen, können daher nicht analysiert werden.

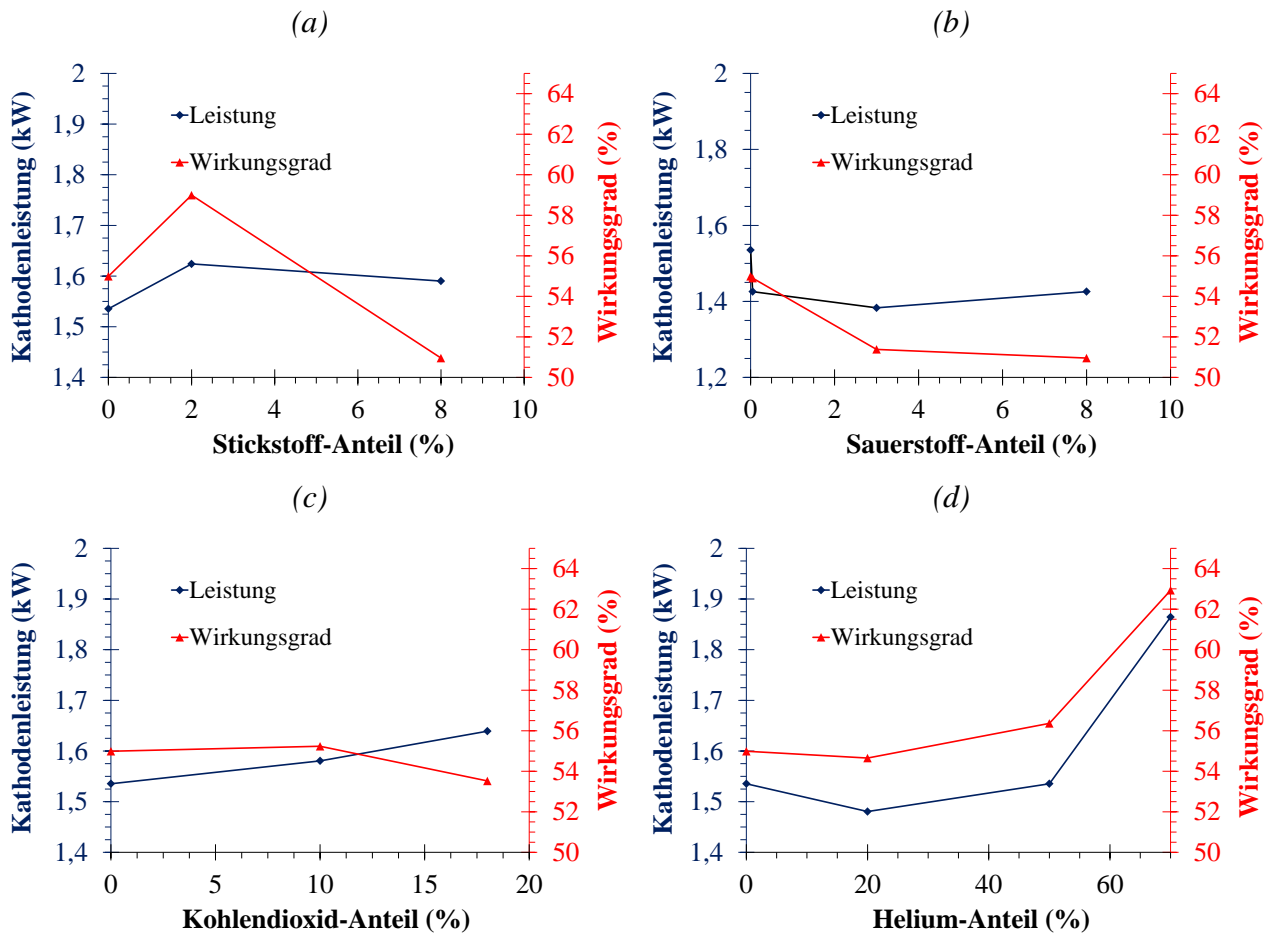


Abbildung 4-24: Einfluss der Zumischung von Stickstoff (a), von Sauerstoff (b), von Kohlendioxid (c) und von Helium (d) auf die Kathodenleistung und den Wirkungsgrad

Bei Stickstoffzumischungen kommt es zu einer geringfügigen Erhöhung der Kathodenleistung. Die Lichtbogenleistung steigt jedoch stärker an, sodass der Wirkungsgrad abnimmt, siehe Abbildung 4-24a. Schon bei geringen Sauerstoffzumischungen reduziert sich die in die Ring-Kathode eingebrachte Leistung, sodass bei einer fast gleichbleibenden Lichtbogenleistung der Wirkungsgrad abnimmt, siehe Abbildung 4-24b. Durch Kohlendioxid kommt es zu einer Erhöhung der in die Kathode eingebrachten Leistung. Die Lichtbogenleistung steigt jedoch stärker an, sodass der Wirkungsgrad abnimmt, siehe Abbildung 4-24c. Wie bereits in [251] beschrieben, zeigen Heliumzumischungen bis zu einem Anteil von 50 % kaum einen Einfluss auf die Kathodenleistung und auf den Wirkungsgrad. Erst bei einem Heliumanteil von 70 % kommt es zu einer deutlichen Zunahme der Kathodenleistung und des Wirkungsgrades, siehe Abbildung 4-24d.



Die **Schmelzbadtemperatur** zeigt tendenziell eine ähnliche Abhängigkeit von der Schutzgaszusammensetzung wie die Tropfentemperatur, siehe Abbildung 4–25. Ein Kohlendioxidanteil von 18 % führt zu einer Zunahme der Schmelzbadtemperatur um ca. 135 K. Heliumzumischungen erhöhen die Temperatur annähernd linear, sodass diese bei einem Heliumanteil von 70 % um ca. 150 K zunimmt. Zumischungen von 2 % und 6 % Wasserstoff zeigen eine Erhöhung der Schmelzbadtemperatur um ca. 100 K. Erst bei 8 % Sauerstoff erhöht sich die Schmelzbadtemperatur um ca. 50 K. Stickstoff übt nahezu keinen Einfluss auf die Temperatur des Schmelzbades aus.

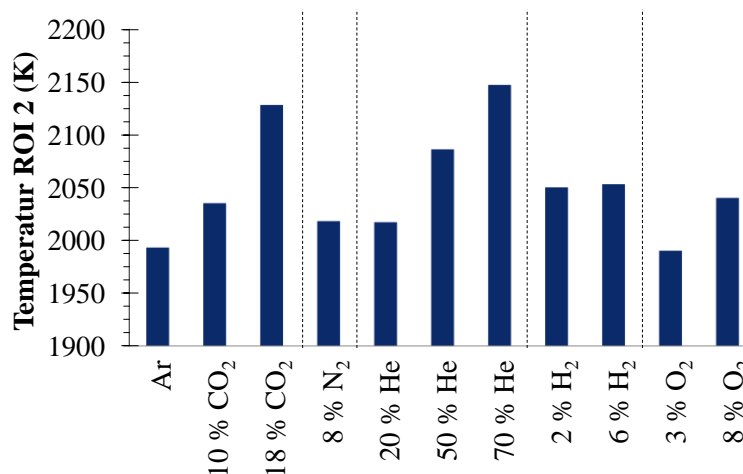


Abbildung 4–25: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf die Schmelzbadtemperatur bei ROI 2

Wie Abbildung 4–26a zeigt, nimmt das **Schmelzbadvolumen** mit dem Kohlendioxid- und geringfügig mit dem Sauerstoffanteil zu. Durch die Zumischungen von Kohlendioxid und Sauerstoff kommt es zu einer Zunahme der Schmelzbadbreite, wohingegen die Schmelzbadlänge annähernd konstant bleibt, siehe Abbildung 9–43a und Abbildung 9–43 im Anhang. Die Einbrandtiefe nimmt tendenziell leicht zu. Bereits bei einem Heliumanteil von 50 % ist das Schmelzbadvolumen schon größer als bei einem Kohlendioxidanteil von 18 %, welches bei einer Erhöhung des Heliumanteils auf 70 % fast nochmals verdoppelt werden kann. Durch Heliumzumischungen kommt es zu einer Vergrößerung des Einbrandes in allen Dimensionen, siehe Abbildung 9–43c im Anhang. Eine deutliche Zunahme der Einbrandtiefe ist zwischen 50 % und 70 % Helium festzustellen. Eine geringe Steigerung der Einbrandtiefe ist bei einer Wasserstoffzumischung von 2 % zu verzeichnen, welche jedoch bei höheren Zumischungen deutlich abnimmt. Der Einfluss von Wasserstoff auf die Schmelzbadausbildung ist schwer auszumachen, da es zur Ausbildung und zum Wandern von Kathodenfußpunkten kommt. Dieses Phänomen führt zu einer

deutlichen Abnahme der Schmelzbadtiefe. Abbildung 9–43d im Anhang verdeutlicht, dass sich die Schmelzbadlänge vergrößert und die Schmelzbadbreite konstant bleibt. Durch die Zugabe von 2 % Stickstoff erhöht sich insbesondere die Schmelzbadtiefe.

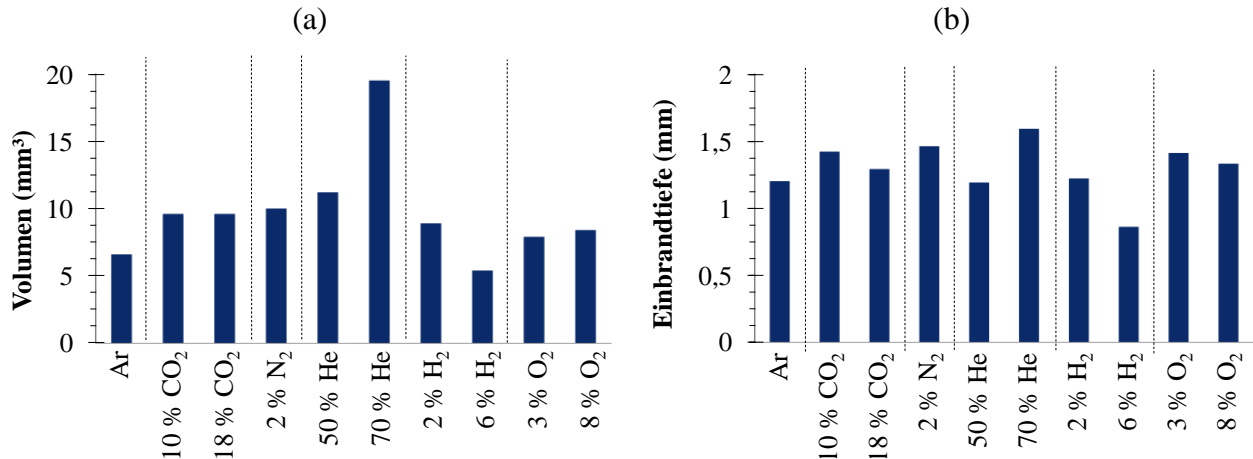


Abbildung 4–26: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf das Schmelzbadvolumen (a) und die Einbrandtiefe (b)

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass durch die Zumischung von Helium, Sauerstoff und Kohlendioxid die Lichtbogen- und damit auch die Kathodenleistung gesteigert werden kann, sodass der Einbrand zunimmt. Mit diesen Zumischungen erhöht sich zudem die Schmelzbadtemperatur.

### 4.3 Einfluss der Grund- und Zusatzwerkstoffe

Der Einfluss des Drahtelektrodenmaterials auf den Elektrodenwerkstoffübergang wird durch den Einsatz von Drahtelektroden mit einem Durchmesser von 1,2 mm aus Reineisen, aus einem niedrig- und einem hochlegierten Stahl, sowie aus einer Aluminiumlegierung untersucht, siehe Tabelle 3-7. Die Strompulsform muss hierbei für den hochlegierten Stahl und für die Aluminiumlegierung angepasst werden, um einen “Ein-Tropfen-Übergang“ pro Strompuls zu erzeugen, siehe Abbildung 9–44 im Anhang. Hochlegierter Stahl bedarf eines geringeren und eines kürzeren Pulsstroms, welcher für die Aluminiumlegierung weiter verkürzt und abgesenkt werden muss.

Wie Abbildung 4–27 zeigt, ist die **geometrische Ausbildung** der Schweißtropfen und der Drahtelektrode bei Reineisen und bei niedriglegiertem Stahl relativ ähnlich. Im Vergleich dazu bilden sich die Schweißtropfen beim hochlegierten Stahl und bei der Aluminiumlegierung deutlich später aus, sodass die Tropfenablösung erst nach einem Drittel der Grundstromphase erfolgt.

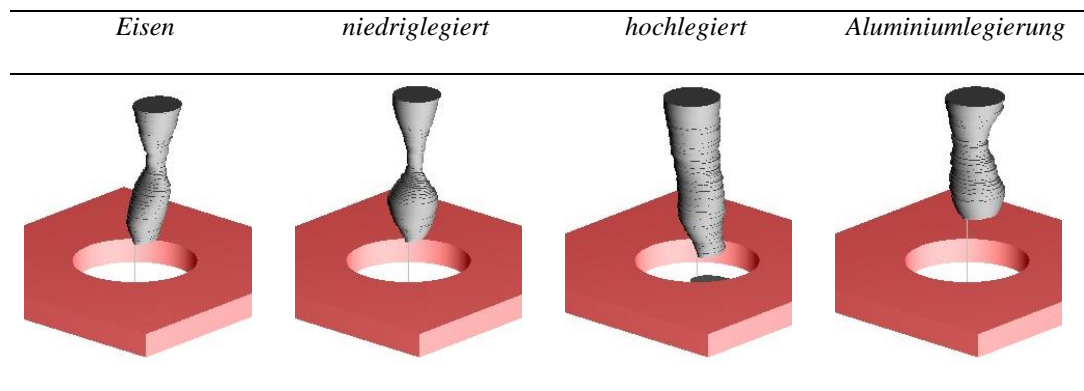


Abbildung 4–27: Typische geometrische Ausbildung der Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit des Elektrodenmaterials

**Oberflächentemperaturmessungen** zeigen, dass die maximale Tropfentemperatur eng an die Siedetemperatur des Elektrodenmaterials gekoppelt ist. So werden die höchsten Temperaturen bei Reineisen von ca. 2.750 K (Siedepunkt ca. 3.008 K) und die niedrigsten Temperaturen bei der Aluminiumlegierung von ca. 1.830 K (Siedepunkt ca. 1.970 K) gemessen. Somit wird die Siedetemperatur bei Standardeinstellungen bei Reineisen um 380 K unterschritten und bei der Aluminiumlegierung bei Verwendung der Daten von *Schellhase* [237] für eine Legierung mit 2 % Mangan um ca. 140 K.

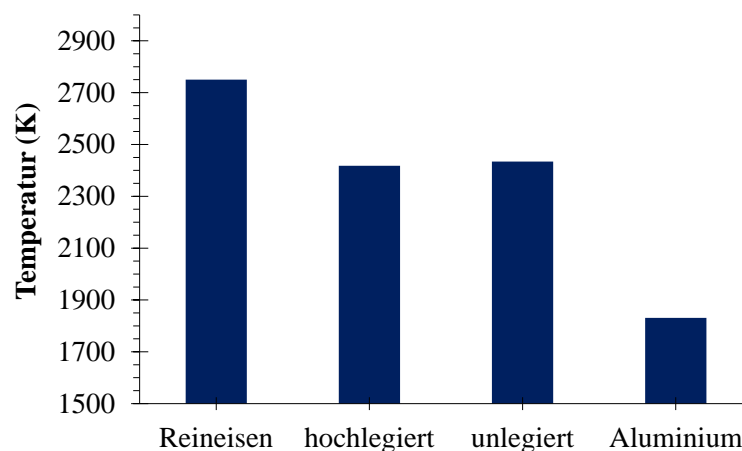


Abbildung 4–28: Einfluss des Anodenmaterials auf die Tropfentemperatur bei Standardeinstellungen

Messungen der Tropfentemperatur mit **Thermoelementen** zeigen für die Aluminiumlegierung eine geringfügig niedrigere Temperatur von 1.811 K.

Das **Metалldampfplasma** bildet sich beim Einsatz von Reineisen und niedriglegiertem Stahl deutlich früher aus als bei hochlegiertem Stahl und bei der Aluminiumlegierung und geht zudem schon bei halbem Pulsstrom in einen scharf abgegrenzten Metалldampfkern über, siehe Abbil-

dung 9–45 im Anhang. Der Metaldampfkern zeigt bei dem niedriglegierten Stahl in der Pulsstromphase eine größere radiale Ausdehnung, welche bei der Aluminiumlegierung nochmals deutlich größer ausfällt. Analog dazu ist die Strahlung des Argonplasmas bei der Aluminiumlegierung deutlich schwächer ausgeprägt, siehe Abbildung 9–46 im Anhang.

Die Auswertung der elektrischen Signale zeigt, dass alle Zusatzwerkstoffe einen sehr ähnlichen Trend in Abhängigkeit der Schutzgaszusammensetzung und der Schweißparameter aufweisen, siehe Abbildung 9–37 bis Abbildung 9–40 im Anhang. Bei einer identischen Abschmelzleistung benötigt Reineisen einen Lichtbogen höherer Leistung, gefolgt von dem niedriglegierten und dem hochlegierten Stahl. Die Lichtbogenleistung wird hierbei maßgeblich durch den Schweißstrom beeinflusst, siehe Abbildung 9–38 im Anhang. Die Lichtbogenspannungen unterscheiden sich nur geringfügig, siehe Abbildung 9–37 im Anhang. Die Pulsfrequenz ist bei niedrig- und hochlegierten Stählen sehr ähnlich, liegt jedoch deutlich unter der Frequenz von Reineisen, siehe Abbildung 9–40 im Anhang.

Wie Abbildung 4–29a zeigt, ist die Abschmelzleistung von dünnen Drahtelektroden, in Übereinstimmung mit Aussagen von [132] [211] [259], bei einem identischen mittleren Schweißstrom auch für einen Impulslichtbogen größer als die Abschmelzleistung von dicken Drahtelektroden. Die Unterschiede nehmen mit einer steigenden mittleren Stromstärke zu. Ein ähnlicher Verlauf der Abschmelzleistung ist in Abhängigkeit der Lichtbogenleistung festzustellen, wobei der Einfluss des Drahtdurchmessers erst bei mittleren Leistungen erkennbar ist, siehe Abbildung 4–29b.

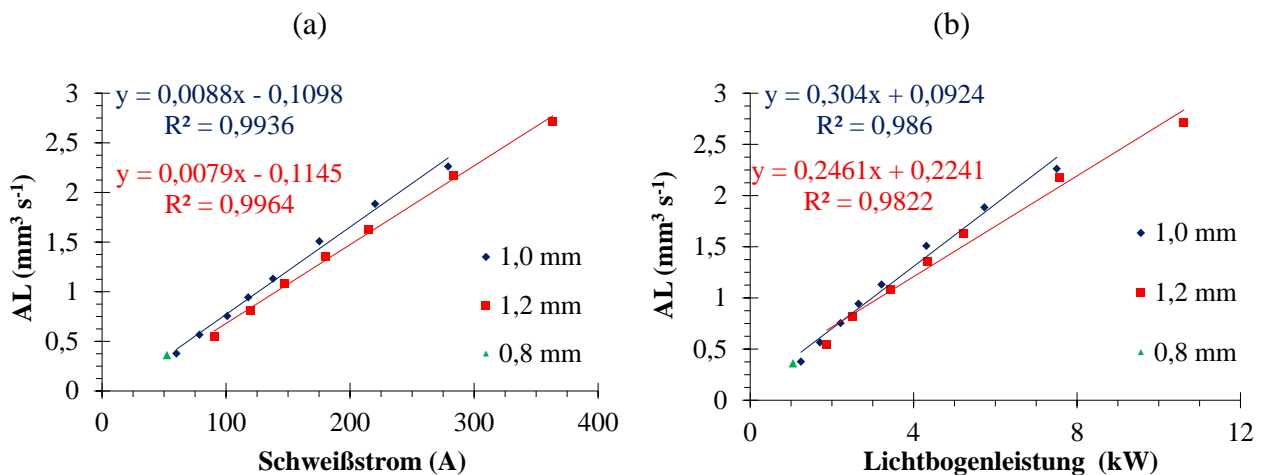


Abbildung 4–29: Abschmelzleistung (AL) als Funktion des Drahtdurchmessers und des mittleren Schweißstroms (a) bzw. der Lichtbogenleistung (b)

## 5 Diskussion

In diesem Kapitel werden (i) die Leistungsfähigkeit der experimentellen Messmethoden beurteilt und (ii.) die Untersuchungsergebnisse aus Kapitel 4 diskutiert und gedeutet.

### 5.1 Leistungsfähigkeit der experimentellen Messmethoden

Die große Anzahl an eingesetzten Messmethoden ermöglicht es, die Messergebnisse abzusichern und die Messmethoden zu verifizieren. Die in Kapitel 4 dargestellten Temperaturmessungen, welche anhand eines Tropfenkalorimeters, eines Zweifarbenpyrometers, eines Aufbaus zum Einbringen von Thermoelementen sowie einer Vorrichtung zur Analyse der Schwingung der Schweißtropfen und der flüssigen Elektrodenspitze durchgeführt werden, zeigen eine gute Übereinstimmung der Messergebnisse. Somit wurden die Resultate der Elektroden- und Tropfentemperaturen an einem MSG-Prozess erstmals anhand von vier Analyseverfahren diagnostisch abgesichert, siehe Abbildung 5–1.

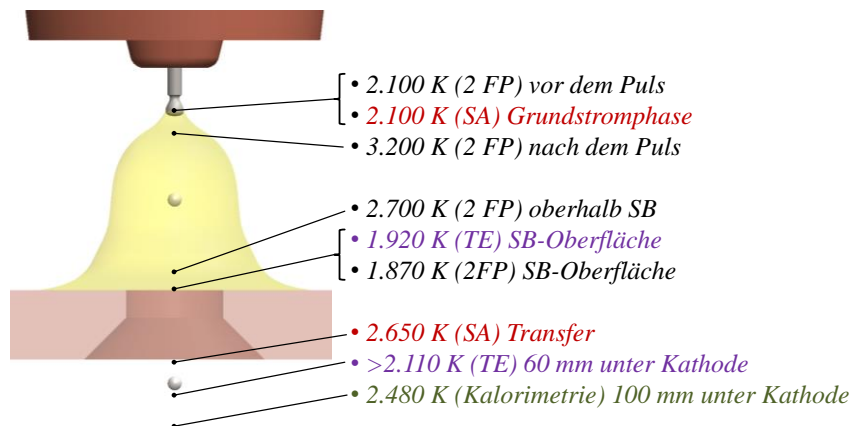


Abbildung 5–1: Zusammenfassung der Temperaturmessungen bei Standardeinstellungen mit dem Zwei-Farben-Pyrometer (2 FP), der Schwingungsanalyse (SA), Thermoelementen (TE) und der Kalorimetrie, modifiziert übernommen aus [252]

Vor dem Strompuls wie auch in der Grundstromphase wird für die Temperatur der Drahtelektrodenspitze anhand der Zweifarbenpyrometrie sowie anhand der Schwingungsanalyse ein sehr ähnliches Ergebnis von ca. 2.100 K bestimmt, welches zudem gut mit Messungen von *Hirata et al.* [98] übereinstimmt. Die höchsten Temperaturen an der Oberfläche der Schweißtropfen von ca. 3.200 K werden bei der Tropfenablösung, kurz nach dem Strompuls, anhand der Zweifarbenpyrometrie gemessen. Die Oberflächentemperatur nimmt bis zum Eintauchen in das Schmelzbad um ca. 500 K ab. Unterhalb der Ring-Kathode werden geringere Temperaturen von ca. 2.650 K anhand der Schwingungsanalyse und von ca. 2.480 K anhand der Kalorimetrie bestimmt, welche gut mit Messungen von *Soderstrom et al.* [254] [255] übereinstimmen.

Thermoelemente erreichen ihren maximalen Messbereich und belegen damit, dass die Temperatur der Schweißtropfen über 2.110 K liegen muss. Messungen anhand von Thermoelementen und anhand der Zweifarbenpyrometrie zeigen annähernd identische Temperaturen an der Schmelzbadoberfläche von ca. 1.900 K.

Einige Analysemethoden zeigen Unterschiede in der Temperaturmessung auf, welche zum einen auf unterschiedliche Analysezeitpunkte und zum anderen auf abweichende bestimm- bare physikalische Größen zurückzuführen sind. Unter der Berücksichtigung dieser Randbedin- gungen ergibt sich für das Gesamtsystem ein schlüssiges Ergebnis. Anhand der Kalorimetrie und der Schwingungsanalyse kann die Temperatur der Schweißtropfen aufgrund von konstruktiven und messtechnischen Restriktionen nicht oberhalb der Kathode erfasst werden, sodass sich die ursprüngliche Flugdistanz um ein Vielfaches verlängert und die Untersuchungen erst zeitversetzt erfolgen können. Zudem wird durch diese Verfahren nur die integrale Energie und somit die mittlere Temperatur der Schweißtropfen bestimmt. Eine örtliche wie auch eine zeitliche Auflösung sind daher nicht gegeben. Jedoch ist es durch diese Messmethoden möglich, das Abkühlverhalten der Schweißtropfen zu beurteilen. Eine Überschlagsrechnung der maximalen Strahlungsverluste nach Gl. 1 mit einem Emissionskoeffizienten von  $\varepsilon = 1$ , einem Tropfenradius von  $r_T = 0,6$  mm und einer anfänglichen Oberflächentemperatur von  $T_{Fe} = 2.700$  K ergeben für eine Flugzeit von 0,17 s einen Wärmeverlust von ca. 2,3 J. Bei einer identischen Flugzeit und einer identischen Tropfengeometrie berechnet sich zudem ein Konvektionsverlust nach Gl. 24 von ca. 0,38 J bei der Annahme eines Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 250$  W m<sup>-2</sup> K<sup>-1</sup> [146] sowie eines Temperaturunterschiedes zwischen dem Tropfen und der Umgebung von 2.000 K. In der Summe würde sich die Tropfentemperatur nach Gl. 21 demzufolge von 2.700 K auf ca. 2.560 K reduzieren. Unbeachtet bleiben bei dieser Betrachtung Verdampfungsvorgänge, welche einen stoffgebundenen Wärmeverlust darstellen, der eindeutig anhand von Hochge- schwindigkeitsaufnahmen festzustellen ist. Dieser kann bei hohen Temperaturen nach *Quigley et al.* [217] um den Faktor 100 stärker zur Abkühlung beitragen als die Strahlung. Unter Einbe- ziehung dieser Verluste sind die mit dem Kalorimeter und mit der Schwingungsanalyse festge- stellten Temperaturen plausibel.

Die kalorimetrische Bestimmung der Schweißtropfentemperatur als Funktion der Draht- geschwindigkeit zeigt keinen eindeutigen Trend zwischen 2 m min<sup>-1</sup> und 6 m min<sup>-1</sup>. Dieser Sach- verhalt wurde auch von *Soderstrom et al.* [254] [255] in einem Stromstärkebereich zwischen

170 A und 250 A festgestellt. Aufgrund einer zudem langen Messzeit und einer zeitversetzten Temperaturbestimmung wird diese Messmethode daher in dieser Arbeit nicht für weitere Sensitivanalysen eingesetzt.

Für die Untersuchung von MSG-Prozessen hat sich der Einsatz der Zweifarbenpyrometrie als besonders leistungsfähig erwiesen, da diese eine hohe örtliche wie auch eine hohe zeitliche Auflösung der Oberflächentemperatur ermöglicht und unabhängig von der Emissivität des Messobjektes funktioniert. Einschränkend ist festzuhalten, dass diese Methode nur in der Grundstromphase oder bei ausgeschaltetem Schweißstrom eingesetzt werden kann. Die deutliche Abnahme der Oberflächentemperatur der Schweißtropfen auf dem Weg von der Anode zur Kathode kann nicht allein mit Strahlungs- und Konvektionsverlusten begründet werden. Zu klären bleibt, ob ein kälterer Tropfenkern oder ein materialgebundener Wärmeverlust zu der Temperaturreduzierung führen. Die mit der Kalorimetrie bestimmte, von der Drahtgeschwindigkeit unabhängige mittlere Tropfentemperatur ist ein Indiz dafür, dass die Verdampfung der Anode durch eine "kühlende" Wirkung [94] [178] [190] die Energieeinbringung in den Tropfen begrenzt, sodass die Kerntemperatur durch Parametervariationen nicht stark beeinflusst wird.

Die Anwendung der Schwingungstheorie eines Flüssigkeitstropfens, welcher sich im freien Fall befindet, auf die Schwingung von Schweißtropfen in einem stromführenden Plasma oder auf die Schwingung des Tropfendepots an der Spitze der Drahtelektrode ist mit Ungenauigkeiten verbunden. Die Messungen zeigen jedoch, dass Trends abgebildet werden können und die berechneten, auf den Messungen basierenden Fluidtemperaturen mit den direkten Analysen der anderen Messverfahren gut übereinstimmen. Allerdings ist darauf hinzuweisen, dass die exakte Detektion der Schwingung der Schweißtropfen unter realen Bedingungen äußerst kompliziert ist, da die Schweißtropfen beim Ablösevorgang in Rotation versetzt werden. Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen zudem, dass es nicht sinnvoll ist Viskositätsmessungen mit dem verwendeten Aufbau durchzuführen und bestätigen somit die Einschätzung von *Glorieux et al.* [69].

Die entwickelte Stereoptik kombiniert die Vorteile von optischen Filtern, der Schatten- und der Lasertechnik in einem Aufbau und ermöglicht zudem eine dreidimensionale Rekonstruktion des Elektrodenwerkstoffübergangs, welcher insbesondere beim Einsatz von Kohlendioxidmischungen den Vorteil bietet, auch die räumliche Auslenkung der Tropfen visualisieren zu können. Ferner kann das Tropfenvolumen bestimmt werden. Bei der dreidimensionalen Rekonstruktion des Metaldampfplasmas werden durch den Einsatz von Bildbearbeitungsalgorithmen

Effekte erkennbar, welche auf den Rohdaten für das menschliche Auge nicht sichtbar sind. Sie sind daher eine wichtige Voraussetzung für die korrekte Deutung der Messdaten, wie z.B. bei der Beurteilung der Metaldampfentstehung, auch schon bei sehr geringen Konzentrationen im Moment des Übergangs von der Grund- in die Pulsstromphase.

## 5.2 Untersuchungsergebnisse

Wie Kapitel 4 zeigt, kann der Elektrodenwerkstoffübergang umfassend anhand der eingesetzten, sich ergänzenden Messmethoden beschrieben werden. Im Folgenden werden zunächst die für alle untersuchten Prozesseinstellungen (inkl. Schutzgas- und Elektrodenzusammensetzungen) geltenden Erkenntnisse erörtert und anschließend die speziellen Ergebnisse zum Einfluss der Schweißparameter, der Schutzgaszusammensetzung und der Elektrodenmaterialien diskutiert.

### 5.2.1 Allgemeine Erkenntnisse zum Elektrodenwerkstoffübergang

Für alle Prozesseinstellungen zeigt die dreidimensionale geometrische Rekonstruktion des Elektrodenwerkstoffübergangs, entgegen der Annahmen von *Aichele et al.* [1], *Dilthey* [40] und *Pomaska* [211], dass der Schweißdraht in der Grundstromphase nicht nachweisbar aufgeschmolzen wird. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass der eingesetzte Grundstrom von 35 A keinen nennenswerten Einfluss auf den Werkstoffübergang ausübt.

Auch ein kurzzeitiger Wechsel zu einem, dem Sprühlichtbogen ähnelnden, Werkstoffübergang in der Pulsstromphase, wie in [13] [113] [132] [226] [237] [304] postuliert, kann nicht festgestellt werden.

Ferner zeigen die Untersuchungen, dass der Tropfenablösevorgang bei allen Prozesseinstellungen nicht in der Pulsstromphase, sondern erst in der Grundstromphase erfolgt. Aufgrund des niedrigen Grundstroms kann die Pinchkraft somit nicht, wie bisher angenommen [53] [55] [59] [103] [123] [133] [165], den entscheidenden Mechanismus für das Ablösen der Schweißtropfen darstellen. Auch der schon zu Beginn der Pulsstromphase die komplette Drahtspitze großflächig umschließende Lichtbogenansatz ist ein Indiz dafür, dass nur ein Teil des Schweißstroms axial durch die Tropfenspitze austritt und der Reststrom über die radiale Mantelfläche des sich ausbildenden Schweißtropfens geleitet wird. Diese Beobachtung wird durch das Ausbleiben eines explosionsartigen Aufbrechens der Schmelzbrücke zwischen dem Schweißdraht und dem Tropfen im Augenblick der Tropfenablösung bekräftigt, welche auf eine wesentliche Stromführung der Schmelzbrücke hinweisen würde. Weiter zeigen spektralselektive Hochgeschwindigkeitsauf-



nahmen bei einer zentralen Wellenlänge von 400 nm einen sehr konzentrierten, eng begrenzten metaldampfdominierten Lichtbogenkern direkt unterhalb der Drahtelektrode. Dieser weist eine geringere elektrische Leitfähigkeit auf als das ihn umgebende Argonplasma [71] [73] [74] [156] [190] [231] [279] [280] [294] [309] und stellt somit eine zusätzliche Begründung für einen partiellen radialen Stromaustritt dar. Unter der Annahme, dass der Stromaustritt auch oberhalb der Tropfeneinschnürung erfolgt, wird die Pinchkraft im Festkörper geschwächt [55] [81] [103] [123] [165]. Hingegen kann davon ausgegangen werden, dass sich das den Schweißtropfen umgebende Plasma aufgrund der Lorentzkraft zusammenzieht und somit einen seitlichen Druck auf den Tropfen ausübt. Durch diesen axial wie auch radial ausgeprägten Plasmadruck wird der Theorie von *Jönsson* [120] und *Schellhase* [237] nach flüssiges Elektrodenmaterial zur Drahtspitze beschleunigt. Diese beschleunigte Masse würde die in der Grundstromphase erfolgende Tropfenablösung, wie von *Schellhase* [237] vermutet, unterstützen. Eine weitere Erklärung für das Ablösen der Tropfen in der Grundstromphase sind der, in der Pulsstromphase auch axiale, gegen die Tropfenspitze agierende und der Tropfenablösung entgegenwirkende Plasmadruck [42] [52] [106] [167] [168] [208] [291] sowie die Rückstoßkraft infolge von Verdampfungsvorgängen [1] [13] [201]. Der Ort, an dem an der Tropfenspitze eine zweite Einschnürung auftritt, korreliert mit dem Durchmesser des Metaldampfkerns und könnte ein Indiz für einen geringeren Druck auf die Tropfenspitze infolge einer geringeren zentralen Stromdichte oder infolge einer besonders hohen Stromdichte im Übergangsbereich vom Metaldampfkern zum argondominierten Lichtbogenbereich sein.

Die Rekonstruktionen des Werkstoffübergangs zeigen zudem, dass Aussagen von z.B. *Matthes* [172], dass der Durchmesser der Schweißtropfen dem Drahtdurchmesser entspricht oder von *Aichele und Smith* [1], *Wolff* [297] sowie *Pomaska* [210], dass die Tropfengröße abhängig von der Pulsfrequenz ist, sehr viel differenzierter betrachtet werden müssen.

Diese Arbeit bestätigt, auch für einen Impulslichtbogen, die für andere Lichtbogentypen festgestellte, sehr viel höhere Temperatur an der drahtförmigen Anode im Vergleich zur flächigen Kathode [190] [237] [248] [249] [265] [300] [301] [302]. Die um ca. 250 K geringere Temperatur im Schmelzbadinneren, im Vergleich zur Schmelzbadoberfläche, ist auf die Wärmeableitung in das Bauteil sowie auf die Wärmeeinbringung an der Schmelzbadoberfläche durch den Lichtbogen und die heißen Schweißtropfen zurückzuführen. Prozessvariationen wirken sich deutlich geringer auf die Schmelzbadtemperatur aus als auf die Tropfentemperatur.

Durch eine Variation der Schweißgeschwindigkeit verändert sich die Schmelzbadtemperatur um bis zu 300 K. Zudem korreliert der Einbrand mit dem Oberflächentemperaturgradienten, welcher bedeutend für die Schmelzbadkonvektion ist [147] [152] [157] [179] [285] und stark von der Schweißgeschwindigkeit beeinflusst wird.

Die in dieser Arbeit zeitlich wie auch örtlich aufgelöste Rekonstruktion des von der Anode ausgehenden Metalldampfstrahls sowie der Einsatz einer nicht verdampfenden wassergekühlten Ring-Kathode bekräftigen die Meinung von *Jenkins et al.* [118], *Matthes et al.* [174], *Mendez et al.* [177] und *Pires et al.* [209], dass ein Großteil des Metalldampfs an der Drahtelektrode entsteht. Die bearbeiteten Bildinformationen zeigen, dass die argondominierte Strahlung zwar bereits zum Beginn der Upslope-Phase sehr deutlich ausgeprägt ist, sich zu diesem Zeitpunkt jedoch auch schon Metalldampf unmittelbar unter der Drahtspitze ausbildet. Durch die synchrone Ausbildung des Argon- und des Metalldampfplasmas ist zu erklären, warum der auf den Originalbildern plötzlich festzustellende eng begrenzte Metalldampfkern keinen erkennbaren Effekt auf das Argonplasma ausübt. Der Metalldampfkern setzt bis zum Erreichen des Pulsstroms konzentriert unterhalb der Drahtspitze an und wandert erst in der Pulsstromphase am Tropfen hoch, sodass dieser komplett vom Metalldampfplasma umhüllt wird. In der Downslope-Phase ist hingegen eine rapide Abnahme der Argonstrahlung festzustellen, sodass diese bei halbem Pulsstrom bereits nicht mehr zu detektieren ist, wohingegen sich der Metalldampf erst beim Erreichen des Grundstroms auflöst. Es kann davon ausgegangen werden, dass aus der Schmelze der Drahtelektrode, wie bei Vakuumlichtbögen [4], Metallatome im Grundzustand in die Gasphase übergehen, welche dann erst im Lichtbogen angeregt und ionisiert werden [276]. Die Abklingkonstanten betragen nach *Wienecke* [289] für einen Metalldampfbogen 0,13 ms bis 5 ms, für einen Stickstoffbogen 0,13 ms bis 1 ms sowie für einen Argonlichtbogen weniger als 0,35 ms und korrelieren gut mit hiesigen Feststellungen. Die Verjüngung des Metalldampfkerns an der Kathode ist mit dem Abkühlen des Plasmas infolge der starken Strahlungsverluste eines Metalldampfplasmas zu erklären [227].

### 5.2.2 Schweißparameter

Mit einer zunehmenden **Drahtgeschwindigkeit** von  $2 \text{ m min}^{-1}$  auf  $10 \text{ m min}^{-1}$  muss die Pulsfrequenz, bei einer gleichbleibenden Strompulsform, von ca. 57 Hz auf 388 Hz angehoben werden, sodass die mittlere Lichtbogenleistung von ca. 1,9 kW auf 10,6 kW steigt. Entgegen der Meinung

von *Killing* [133] bleibt das Tropfenvolumen jedoch in einem Bereich von ca.  $2 \text{ m min}^{-1}$  bis  $7 \text{ m min}^{-1}$  nahezu unverändert. Erst mit einer weiteren Steigerung der Drahtgeschwindigkeit auf ca.  $8 \text{ m min}^{-1}$  kommt es zu einer schlagartigen Änderung des Elektrodenwerkstoffübergangs, welche mit einer deutlichen Abnahme der Oberflächenspannung der flüssigen Drahtspitze zu erklären ist und mit den Feststellungen von *Aichele et al.* [1], *Baum und Fichter* [13], *Böhme* [16] und *Füssel et al.* [64] korreliert, dass sich bei einer geringen Oberflächenspannung feine Schweißtropfen ausbilden. Der Impulslichtbogen ähnelt bei diesen hohen Drahtgeschwindigkeiten, wie von *Baum und Fichter* [13] postuliert, somit dem Sprühlichtbogen. Die Oberflächenspannung der Elektrodenspitze nimmt in einem Bereich zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $5 \text{ m min}^{-1}$  von ca.  $1,8 \text{ N m}^{-1}$  auf etwa  $1,5 \text{ N m}^{-1}$  ab. Diese Abnahme lässt sich nahezu ausschließlich auf eine drastische Temperaturzunahme der Drahtspitze von ca.  $1.950 \text{ K}$  auf ca.  $3.150 \text{ K}$  (bestimmt mit der Zweifarbenpyrometrie zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $8 \text{ m min}^{-1}$ ) zurückführen. Die Schwingungsanalyse zeigt eine Temperaturerhöhung von  $1.900 \text{ K}$  auf  $2.600 \text{ K}$  für eine Drahtgeschwindigkeitszunahme von  $2 \text{ m min}^{-1}$  auf  $5 \text{ m min}^{-1}$ . Die starke Temperaturzunahme der Drahtspitze wird vermutlich durch eine stärkere ohmsche Erwärmung des Drahtes infolge einer höheren mittleren Stromstärke verursacht, welche wiederum, nach Abbildung 2–13b, zu einer Zunahme des elektrischen Widerstandes führt. Der Lichtbogen setzt weit oben am Drahtende an, sodass die gesamte Geißel und das Drahtende vom Plasma umschlossen werden. Der hohe Lichtbogenansatz verursacht nach *Haidar* [83] [85] eine starke radiale Pinchkraft, die den hochoberhitzten Drahtmantel geringer Oberflächenspannung zur Drahtspitze beschleunigt [120] [237]. Auch bekräftigt das Ausbleiben von starken Spritzern bei einer Berührung beider Elektroden die Vermutung von *Baum und Fichter* [13], *Jönsson et al.* [120], *Kim et al.* [140] und *Schellhase* [237], dass der Stromübergang mehr radial als axial erfolgt. Obwohl der Grund- und der Pulsstrom auch noch bei  $12 \text{ m min}^{-1}$  erreicht werden und die Stromvariation einen deutlichen Einfluss auf die Plasmaszusammensetzung zeigt, ist keine Auswirkung mehr auf die Tropfenbildung zu erkennen. Da auch in der Grundstromphase, in welcher nur geringe Pinchkräfte wirken können, ein gleichbleibender Materialtransport vonstattengeht, ist von einer dominanten Wirkung der geringen Oberflächenspannung auszugehen, die zudem die Bildung von kleinen Tropfen erklären würde. Der Werkstoffübergang in der Grundstromphase ist zudem mit der Trägheit der in der Pulsstromphase beschleunigten Tropfenmasse zu erklären.

Beim Übergang zu einem Sprühlichtbogen bei hohen Drahtgeschwindigkeiten ist auffällig, dass sich der Metaldampfkern an der Kathode radial ausdehnt, sodass anzunehmen ist, dass die festgestellte radiale Verjüngung des Metaldampfkerns [145] [231] [280] [294] nur für einen Impulslichtbogen, aber nicht für einen Sprühlichtbogen zutrifft.

Die von *Tanaka et al.* [265] und *Yamazaki et al.* [300] [301] bei einem Langlichtbogen festgestellte ungleichmäßige Erwärmung der Schweißtropfen kann auch für geringe Drahtgeschwindigkeiten bei einem Impulslichtbogen festgestellt werden. Die deutlich heißere Tropfenunterseite, im Vergleich zur Oberseite, kann mit einer geringeren ohmschen Widerstandserwärmung des Drahtes bei geringen Drahtgeschwindigkeiten erklärt werden. Ein Großteil der Energie, die notwendig ist, um den Bereich der Tropfeneinschnürung aufzuschmelzen, muss daher durch die Wärmeleitung der Lichtbogenenergie bereitgestellt werden. Die ungleichmäßige Erwärmung nimmt bei hohen Drahtgeschwindigkeiten ab und ist mit einer stärkeren und einer gleichmäßigeren Erwärmung im Bereich der Tropfeneinschnürung, welche durch die joulesche Erwärmung verursacht wird zu erklären. Bei Annahme einer Drahttemperatur am Stromkontaktrohr von ca. 573 K [134] und bei Verwendung der mit der Zweifarbenpyrometrie bestimmten Drahtspitzen-temperatur sowie der mittleren Schweißströme ergibt sich für einen linearen Temperaturabfall im Schweißdraht eine joulesche Wärme von 145 W bei  $2 \text{ m min}^{-1}$  bzw. von ca. 3.186 W bei  $8 \text{ m min}^{-1}$ . Demnach wird dem Schweißdraht bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $2 \text{ m min}^{-1}$  eine Streckenenergie von  $4,27 \text{ J m}^{-1}$  bzw. bei  $8 \text{ m min}^{-1}$  eine ca. fünfmal höhere Streckenenergie von ca.  $23,9 \text{ J m}^{-1}$  zugeführt. Die Homogenisierung der Schweißtropfentemperatur während des freien Fluges stimmt mit Feststellungen von *Tanaka et al.* [265] und *Yamazaki et al.* [300] [301] überein. Der Temperaturunterschied zwischen dem Ablösen und dem Eintauchen der Schweißtropfen in das Schmelzbad ist größtenteils auf den oben beschriebenen Vorgang der Temperaturhomogenisierung zurückzuführen. Mit einer zunehmenden Drahtgeschwindigkeit reduziert sich zudem die Flugzeit der Tropfen und somit die Zeitspanne der Temperaturhomogenisierung, da sich beim Ablösevorgang eine längere Schmelzbrücke zwischen dem Drahtende und dem Tropfen ausbildet, sodass die Tropfenablösung näher am Werkstück erfolgt.

Eine von *Killing* [132] und *Matthes* [172] angenommene lineare Zunahme der Einbrandtiefe mit dem Schweißstrom kann für einen Impulslichtbogen nicht festgestellt werden. Ferner verursacht der Übergang zu einem Sprühlichtbogen bei hohen Drahtgeschwindigkeiten eine starke Zunahme des Einbrandes, welcher zu einer kompletten Durchschweißung und zu einem

Durchsacken des Schmelzbades führt und daher nicht genauer quantifiziert werden kann. Eine besonders deutliche Zunahme des Einbrandes kann zudem bei einer Drahtgeschwindigkeit zwischen  $2 \text{ m min}^{-1}$  und  $4 \text{ m min}^{-1}$  festgestellt werden. Diese ist mit einer deutlichen Zunahme der Schmelzbadtemperatur und einer Zunahme des Oberflächentemperaturgradienten zu erklären. Ein höherer Temperaturgradient an der Oberfläche eines Schmelzbades führt zu einer Verstärkung der oberflächeninduzierten Schmelzbadströmung (Marangoni Konvektion), sodass die eingebrachte Energie effektiver in tiefere Schichten transportiert wird. Die Temperaturerhöhung des Schmelzbads wird durch eine höhere Kathodenleistung, durch eine Zunahme der Abschmelzleistung und durch eine Steigerung der Tropfentemperatur von ca.  $2.700 \text{ K}$  auf  $3.050 \text{ K}$  verursacht. Zudem führt eine Abnahme der Oberflächenspannung der Schweißtropfen infolge des Massetransfers auch zu einer Reduzierung der Oberflächenspannung des Schmelzbades, sodass die Schmelzbadoberfläche stärker durch den Lichtbogen Druck verformt wird.

Die joulesche Erwärmung des Schweißdrahtes hat nicht nur, wie von *Conn* [30] und *Haidar* [86] angenommen, einen großen Einfluss auf die Energieflüsse, sondern auch auf den Werkstoffübergang und die Verdampfungsvorgänge. Über eine Vergrößerung des **Stickouts** von  $6,5 \text{ mm}$  auf  $24 \text{ mm}$  kann die Lichtbogenleistung, welche für eine Abschmelzleistung von ca.  $4,453 \cdot 10^{-4} \text{ kg s}^{-1}$  erforderlich ist, von  $3,3 \text{ kW}$  auf  $1,8 \text{ kW}$  reduziert werden. Hierbei nehmen die Pulsfrequenz von ca.  $68 \text{ Hz}$  auf  $24 \text{ Hz}$  ab und das Tropfenvolumen näherungsweise linear zu, sodass das abgeschmolzene Volumen nahezu unverändert bleibt. Die Ausbildung von länglichen Tropfen wie auch von einem langen spitzen Elektrodenende ist mit einer verstärkten jouleschen Vorheizung der Elektrode zu begründen, die zu einer Oberflächentemperaturzunahme der Elektrodenspitze von  $2.150 \text{ K}$  auf  $2.350 \text{ K}$  führt. Bei der Annahme einer Drahttemperatur am Stromkontaktrohr von ca.  $573 \text{ K}$  [134] erhöht sich die joulesche Wärme, bei einer Vergrößerung des Stickouts von  $6,5 \text{ mm}$  auf  $24 \text{ mm}$ , von ca.  $250 \text{ W}$  auf  $450 \text{ W}$ , obwohl die mittlere Stromstärke von ca.  $142 \text{ A}$  auf  $93,4 \text{ A}$  sinkt, siehe Abbildung 9–47. Der nicht besonders starke Temperaturanstieg kann vermutlich auf die Tatsache zurückgeführt werden, dass die Widerstandserwärmung nach *Benilov et al.* [15] und *Haidar* [86] einheitlich über den gesamten Leiterquerschnitt erfolgt und der Tropfen daher sehr viel gleichmäßiger erhitzt wird. Zusätzlich wird durch die reduzierte Lichtbogenleistung weniger Energie in die Oberfläche der Drahtspitze eingebracht.

Der Stickout übt anscheinend über die joulesche Vorheizung auch einen deutlichen Einfluss auf die Metaldampfentstehung aus. Ist der Stickout gering, bildet sich der Metaldampf

konzentriert unterhalb der Tropfenspitze aus und geht, schon bei ca.  $\frac{1}{4}$  des Pulsstroms, direkt in eine deutlich abgegrenzte Metaldampfsäule über. Bei einem großen Stickout bildet sich hingegen zunächst eine diffuse Metaldampfwolke aus, welche erst beim Erreichen der Pulsstromstärke in einen klar abgegrenzten Metaldampfkern übergeht. Zu vermuten ist, dass der Draht durch die Widerstandserwärmung zusätzlich geheizt wird und dadurch auch noch in der Grundstromphase verdampft, sodass leitfähiger Metaldampf im Lichtbogenbereich vorhanden ist.

Die Abnahme der Einbrandtiefe und -breite sowie der Schmelzbadlänge ist bei einem großen Stickout mit einer verringerten Kathodenleistung zu erklären. Die Nahtüberhöhung bleibt aufgrund der konstanten Abschmelzleistung nahezu unverändert. Da der Stickout keinen großen Einfluss auf die Schmelzbadoberflächentemperaturverteilung hat, kann angenommen werden, dass diese nicht maßgeblich durch die Kathodenleistung beeinflusst wird.

Da sich der Stickout bei einem identischen Brennerabstand mit der **Lichtbogenlänge** reduziert, ist der Effekt der jouleschen Erwärmung der Drahtelektrode anscheinend im geringen Maße auch bei einer Variation der Lichtbogenlänge zu erkennen, sodass die Pulsfrequenz mit dem Elektrodenabstand leicht zu- und das Tropfenvolumen leicht abnimmt. Die Temperatur der Drahtspitze reduziert sich dadurch von ca. 2.600 K auf 2.325 K. Durch einen längeren Lichtbogen kommt es zu einer deutlichen, fast linearen Zunahme der mittleren Stromstärke von ca. 111 A auf 126 A und der mittleren Lichtbogenleistung von ca. 20 V auf 24 V, sodass die Lichtbogenleistung von ca. 2,2 kW auf 3 kW sowie die Kathodenleistung zunehmen. Entgegen den Messungen von *Matthes* [175] kommt es sogar zu einer leichten Zunahme des Wirkungsgrades. Dieser Effekt ist jedoch höchstwahrscheinlich mit einem größeren Durchmesser des argondominierten Lichtbogenplasmas bei großen Elektrodenabständen zu erklären, wodurch der gekühlten Ring-Kathode die Lichtbogenenergie über eine größere Fläche zugeführt wird.

Die Lichtbogenlänge zeigt einen nur leichten Einfluss auf die Schmelzbadlänge, die Schweißnahtüberhöhung wie auch die Einbrandbreite. Die Einbrandtiefe vergrößert sich leicht, obwohl die Oberflächentemperatur der Schweißtropfen abnimmt, vermutlich aufgrund der größeren Lichtbogenleistung, wobei die Schweißnahtüberhöhung infolge einer gleichbleibenden Abschmelzleistung konstant bleibt.

Mit einer zunehmenden Lichtbogenlänge steigt die Oberflächenspannung der Schweißtropfen leicht von ca.  $1,52 \text{ N m}^{-1}$  auf ca.  $1,65 \text{ N m}^{-1}$  an, sodass zu vermuten ist, dass entgegen der Annahme von *Killing* [132] auch die Viskosität des Schmelzbades nicht stark beeinflusst wird.

### 5.2.3 Schutzgase

Der in dieser Arbeit festgestellte wesentlichste Einfluss der Schutzgaszusammensetzung, welcher den Elektrodenwerkstoffübergang maßgeblich beeinflusst, ist die Veränderung der Oberflächenspannung. Die Bildung einer Oxidschicht an der Drahtspitze, welche eine hohe Viskosität aufweist und die Tropfenablösung erschwert [278], kann nicht festgestellt werden. Messungen zeigen hingegen eine starke Abnahme der Oberflächenspannung bei der Zumischung von aktiven Gasen, die bei 10 % Kohlendioxid bereits so deutlich ausfällt, dass keine Oberflächenspannungsmessungen mehr möglich sind. Da bereits eine geringe Menge an Sauerstoff von 500 ppm zu einer deutlichen Abnahme der Oberflächenspannung führt, sodass sich in der Pulsstromphase eine lange Geißel ausbildet, sich die Plasmaeigenschaften jedoch nicht nennenswert verändern, kann abgeleitet werden, dass nicht die Plasmaeigenschaften, sondern die Oberflächenspannung der Anode entscheidend für den Elektrodenwerkstoffübergang ist. Die Reduzierung der Oberflächenspannung erklärt auch, das von *Dilthey* [40] beschriebene, frühzeitige Einsetzen des Sprühlichtbogens beim Einsatz von sauerstoffhaltigen Gasen. Eine hohe Oberflächenspannung beim Einsatz von reinem Argon [245] und Stickstoff [237] sowie eine Reduzierung durch den Einsatz von Sauerstoff [1] [2] [13] [16] [30] [226] [233] können bestätigt werden. Folglich ist auch von einer Reduzierung der Oberflächenspannung des Schmelzbades beim Einsatz von sauerstoffhaltigen Schutzgasen, wie von *Baum und Fichter* [13], *Conn* [30], *Müller* [186] und *Rodwell* [226] postuliert, auszugehen. Wasserstoff erzeugt eine hohe Oberflächenspannung und erklärt das Ausbilden von kreisrunden Schweißtropfen.

Entgegen der Meinung im Stand der Wissenschaft kann bei Zumischungen von 18 % Kohlendioxid bzw. 8 % Sauerstoff noch keine starke Verschiebung und Fokussierung des Lichtbogenansatzes zur Drahtspitze [13] [53] [94] [172] [293] wie auch keine Ausweitung des Ansatzes [278] [280] festgestellt werden. Daher wird angenommen, dass bei diesen Zumischungen der Lichtbogenanfang, aufgrund der fehlenden Fokussierung, nicht der Auslöser für einen unregelmäßigen Elektrodenwerkstoffübergang sein kann. Auch bei Stickstoffzumischungen ist, trotz eines großen Produktes aus der Enthalpie und der Dichte, keine Lichtbogenfokussierung zu erkennen.

Beim Einsatz von aktiven Gasen zeigt sich eine deutliche Ausweitung des Metaldampfplasmas, die mit der von *Carpenter et al.* [25], *Eichhorn et al.* [50], *Hilton et al.* [96], *Schellhase* [237] und *Valensi et al.* [280] festgestellten starken Verdampfung der Elektrode und der von

*Valensi et al.* [280] diagnostizierten Zunahme des Metaldampfanteils im Plasma mit einem steigenden Kohlendioxidanteil korreliert. Sauerstoffzumischungen zeigen bei einer ähnlichen Konzentration vergleichbare Auswirkungen auf die Ausbildung des Metaldampfkerns wie Kohlendioxid. Rauchgasmessungen von *Carpenter et al.* [25] [26] stellen jedoch geringere Emissionswerte bei Sauerstoffzumischungen fest. Stickstoffzumischungen verändern das Metaldampfplasma nicht merklich. Bei der Verwendung von Wasserstoff und Helium weitet sich das Metaldampfplasma deutlich aus. Entgegen der Aussage von *Valensi et al.* [237] ist jedoch keine Kontraktion des Lichtbogens beim Einsatz von Wasserstoff festzustellen; das durch das Schutzgas dominierte Plasma bleibt unverändert. Die Ausdehnung des Metaldampfplasmas bei Heliumzumischungen korreliert mit Feststellungen von *Conn* [30], *Jönsson et al.* [120] und *Murphy et al.* [189] und ist auf die im Vergleich zum Argon schlechtere elektrische Leitfähigkeit zurückzuführen.

Die von *Ferraresi et al.* [56] postulierte deutliche Steigerung der Abschmelzleistung durch die Zumischung von Helium in das Argon-Schutzgas wurde nicht festgestellt. Hingegen kann die von *Müller* [186] festgestellte Reduzierung der Abschmelzleistung bestätigt werden. Die Auffassung, dass die Abschmelzleistung bei einer anodisch gepolten Drahtelektrode nicht nennenswert von der Schutzgaszusammensetzung beeinflusst wird [154] [259] [216] und keinen Einfluss auf die Tropfentemperatur zeigt [37], kann für einen Impulslichtbogen nicht diagnostiziert werden. Da die Drahtgeschwindigkeit konstant gehalten wird und die Lichtbogenleistung bei allen Gasgemischen, mit Ausnahme von 500 ppm Sauerstoff, zunimmt, sinkt die leistungsbezogene Abschmelzleistung sogar für die untersuchten Mischgase. Zudem kann bei einem Impulslichtbogen auch bei Heliumzumischungen von bis zu 90 % entgegen der Meinung von *Böhme* [16] und *Rao et al.* [220] [221] kein unruhiger Lichtbogenansatz ermittelt werden, welcher jedoch ab 6 % Wasserstoff an einer gekühlten wie auch an einer schmelzflüssigen Kathode auftritt. Die Energieflüsse in die Kathode können allerdings deutlich durch die Schutzgaszusammensetzung verändert werden, sodass das Schmelzbadvolumen bei einer identischen Drahtgeschwindigkeit nur durch die Zumischung von Helium mehr als verdoppelt wird.

Auffällig ist, dass stark metaldampfdominierte Lichtbögen wie bei einer Zumischung von 18 % Kohlendioxid oder von 70 % Helium den höchsten Wirkungsgrad und damit eine hohe Kathodenleistung aufzeigen. Die Erhöhung der Schmelzbadtemperatur beim Einsatz von Kohlendioxid



[265] [300] [301] [302] ist daher geringfügig auf eine Steigerung der Tropfentemperatur und größtenteils auf die deutliche Erhöhung der Kathodenleistung zurückzuführen.

Die Meinung, dass die Stromanstiegsgeschwindigkeit (Upslope) bei Mischgasen geringer eingestellt werden muss [172], ist differenzierter zu betrachten. Sinnvoll erscheint, die Stromform der Oberflächenspannung der Drahtelektrode anzupassen.

#### 5.2.4 Elektrodenmaterialien

In Übereinstimmung zu *Baum und Fichter* [13] benötigen Aluminiumwerkstoffe und Chrom-Nickel-Stähle einen geringeren Pulsstrom als un- und niedriglegierte Stähle. Zudem kann festgestellt werden, dass für das Abschmelzen der Aluminiumlegierung deutlich kürzere Pulsstromzeiten erforderlich sind. Da hochlegierter Stahl im Vergleich zu niedriglegiertem Stahl einen sehr ähnlichen Schmelz- und Siedepunkt aufweist, ist davon auszugehen, dass die schlechtere elektrische Leitfähigkeit von hochlegierten Stählen (siehe auch Abbildung 2–13) zu einer Erhöhung des Energieanteils durch die jouleschen Wärme führt, sodass die Pulsstromstärke und die Pulsstromdauer reduziert werden müssen. Diese Theorie erklärt auch die von *Matthes* [175] festgestellte Steigerung des Wirkungsgrades um ca. 6 % beim Einsatz von austenitischen Werkstoffen.

Die maximale Oberflächentemperatur wird durch die Verdampfungstemperatur des Drahtelektrodenmaterials begrenzt und bestätigt die von *Mentel* [178], *Murphy* [190] und *Füssel et al.* [94] aufgestellte Theorie, dass die Erhitzung der Elektrode durch die kühlende Wirkung des Verdampfungsvorgangs begrenzt wird. Ferner können Aussagen von *Conn* [30], *Müller* [186] und *Schellhase* [237] bestätigt werden, dass der Lichtbogen einer Aluminiumanode viel stärker durch Metaldampf dominiert wird als die Lichtbögen der Stahl- und Eisenanode.

Die Ausbildung einer langen Schmelzbrücke beim Einsatz des hochlegierten Stahls ist ein Indiz für eine geringe Oberflächenspannung im Vergleich zu der Reineisenelektrode, welche von *Keene et al.* [126] gemessen wurde.

Die Abschmelzleistung von dünnen Drahtelektroden ist in Übereinstimmung mit Feststellungen von *Killing* [132], *Pomaska* [211], *Matthes* [172] sowie *Suban und Tušek* [259], bei einem identischen mittleren Schweißstrom auch für einen Impulslichtbogen, größer als die Abschmelzleistung von dicken Drahtelektroden. Die Zunahme der Abschmelzleistung mit einem abnehmenden Drahtdurchmesser ist nach Gl. 4 auf eine verstärkte joulesche Wärmeentwicklung zurückzuführen und bestätigt die Vermutungen von *Killing* [132] und *Pomaska* [211].

## 6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Metallschutzgasschweißverfahren werden weitverbreitet eingesetzt und zählen zu den wirtschaftlich bedeutendsten Fügeverfahren. In den letzten Jahrzehnten konnten deutliche Fortschritte durch die Entwicklung des Impulslichtbogenverfahrens und durch die Weiterentwicklung der Stromquellentechnik erzielt werden. Ungelöste Probleme bestehen jedoch bei der Reduzierung von Emissionen und Spritzern, bei der Erhöhung der Prozesssicherheit, bei der Ausweitung der Grenzen der Lichtbogenarten sowie bei der Entkopplung der Energieflüsse in die Elektroden. Dem Verständnis des Elektrodenwerkstoffübergangs kommt als Schlüsselvorgang des gesamten Prozesses hierbei eine wesentliche Rolle zu.

Aufgrund von messtechnisch schwer zugänglichen Größen findet die Simulation zunehmenden Einzug bei der Beschreibung von Schweißvorgängen. Weiterentwicklungen der Modelle und Fortschritte in der Rechentechnik ermöglichen mittlerweile eine umfassende dreidimensionale Beschreibung des Schweißvorgangs unter Einbeziehung der Elektrodenverdampfung, der Beschreibung von flüssigen Phasen und der Strahlungsvorgänge [7]. Für die Validierung der Simulationsergebnisse fehlen hinreichend umfassende experimentelle Messdaten sowie thermophysikalische Stoffdaten und geometrische Informationen der flüssigen Phasen bei hohen Temperaturen.

Aufbauend auf einer Zusammenfassung über Methoden zur Analyse von flüssigen Phasen werden in dieser Arbeit Messmethoden für die experimentelle Beschreibung des Elektrodenwerkstoffübergangs eines MSG-Pulsprozesses entwickelt. Durch den Einsatz eines Hochgeschwindigkeitszweifarbepyrometers, eines Kalorimeters, einer Vorrichtung zum Einbringen von Thermoelementen, einer Rekonstruktionstechnik zur Beschreibung der Elektroden-, der Lichtbogen- und der Tropfengeometrie sowie einer Schattentechnik zur Analyse der Oberflächenspannung der Schweißtropfen wie auch der flüssigen Drahtspitze kann der Einfluss wichtiger Prozessparameter auf den Elektrodenwerkstoffübergang umfassend geklärt werden. Im Einzelnen werden die Auswirkungen der Drahtgeschwindigkeit, des Stickouts, der Lichtbogenlänge und der Schweißgeschwindigkeit wie auch der Prozessgase und der Elektrodenmaterialien auf den Elektrodenwerkstoffübergang aufgezeigt. Zu analysierende Größen sind die Temperatur und Oberflächenspannung der Drahtelektrode und der Tropfen, die dreidimensionale Ausbreitung der Plasmastrahlung sowie die geometrische Ausbildung des Schmelzbades. Um die Komplexität des

Gesamtprozesses zu reduzieren und Effekte klarer separieren zu können werden umfassende Untersuchungen mit Argon als Schutzgas und Reineisen als Elektrodenwerkstoff durchgeführt, sodass die Messergebnisse dieser Arbeit besonders für die Verwendung in Simulationsmodellen geeignet sind.

Im Rahmen dieser Arbeit kann der Einfluss von vielen Schweißparametern und Schutzgasen geklärt werden. Hierbei zeigt sich, dass die für den Elektrodenwerkstoffübergang wesentlichste Eigenschaft die Oberflächenspannung der Drahtelektrode ist. Diese ist temperaturabhängig und wird daher infolge eines starken Temperaturanstieges der Drahtelektrode durch eine zunehmende Drahtgeschwindigkeit reduziert. Ab einer Tropfentemperatur von ca. 3.000 K kommt es dadurch zu einem von der Stromstärke unabhängigen "Abfließen" des flüssigen Drahtendes. Dieser Übergang von einem Impuls- zu einem Sprühlichtbogen lässt sich folglich mit der hohen Drahttemperatur und der geringen Oberflächenspannung erklären. Auch bei der Verwendung von Mischgasen können Veränderungen des Elektrodenwerkstoffübergangs anhand von Oberflächenspannungsvariationen erklärt werden.

Ferner kann gezeigt werden, dass sich der Tropfen nicht in der Pulsstromphase ablöst, sondern, unabhängig von den Prozesseinstellungen, in der Grundstromphase. Die Pinchkraft ist somit für die Bildung, aber nicht, wie bisher vermutet, für die Ablösung des Schweißtropfens der entscheidende Mechanismus.

Untersuchungen zum Einfluss des Stickouts zeigen ein großes, bisher kaum genutztes Potential in der Nutzung der jouleschen Vorwärmung der Drahtelektrode. Hierdurch scheint es möglich, den Schweißtropfen gleichmäßiger zu erhitzen, sodass die Verdampfungen an der Elektrode und folglich die Entstehung von Emissionen reduziert werden können. Zudem zeigen die Analysen, dass die Energieflüsse in die Elektroden gezielt durch den Stickout zu steuern sind.

Bei der Ausbildung des Schmelzbades ist ein Zusammenhang zwischen dem Oberflächen-temperaturgradienten und dem Einbrand festzustellen, welcher maßgeblich durch die Schweißgeschwindigkeit und die Drahtgeschwindigkeit bestimmt wird.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass es möglich ist, den Elektrodenwerkstoffübergang anhand von einer Großzahl sich ergänzender Messmethoden zu beschreiben. In weiterführenden Arbeiten ist die Analyse der Strompulsform einzubeziehen, sodass eine Erhöhung der Tropfentemperatur bei einer gleichbleibenden Abschmelzleistung erzielt und eine separate Betrachtung beider Parameter möglich wird. Für eine zuverlässige Bestimmung der Oberflächenspannung und der

Viskosität muss die Tropfengeometrie auch für die Schwingungsanalyse dreidimensional über den gesamten, durch die Ring-Kathode verlängerten, Tropfenfall rekonstruiert werden. Eine favorisierte Lösung ist, wie bereits von *Holt et al.* [102] an Wassertropfen durchgeführt, der Einsatz von zwei identischen synchronisierten Hochgeschwindigkeitskameras, die in einem Winkel von  $90^\circ$  zueinander angeordnet werden. Detailliertere Untersuchungen zum Einfluss der Schutzgase, der Schweißparameter und der Elektrodenmaterialien sind mit Thermoelementen zur Analyse der Schmelzbadtemperatur in unterschiedlichen Tiefen des Schmelzbades durchzuführen. Die Ausbildung des diffusen Metaldampfplasmas bei einem großen Stickout sowie beim Einsatz von geringen Mengen an Sauerstoff ist genauer zu untersuchen. Sinnvoll erscheinen hierfür die Analyse der Strömungscharakteristik anhand der Schlierentechnik sowie der Einsatz einer hochauflösenden (örtlich wie zeitlich) spektralgefilterten Hochgeschwindigkeitskinematographie. Letztere Technik ist auch für eine detailliertere Analyse des Lichtbogenansatzes an der Anode in Abhängigkeit des Kohlendioxidanteils einzusetzen, um auch geringe Veränderungen detektieren zu können. Die Ausweitung der Temperaturmessungen auf höhere Drahtgeschwindigkeiten und den Sprühlichtbogenbereich erscheint notwendig, bedarf jedoch einer schnelleren und auf den Schweißverlauf abgestimmten Kurzschlusschaltung. Ferner sind die in dieser Arbeit vorgestellten Messtechniken für die Entwicklung von emissionsarmen Schweißprozessen einsetzbar.

## 7 Schrifttum

- [1] Aichele, G., Smith, A.A.: MAG-Schweißen. Fachbuchreihe Schweißtechnik 65, Deutscher Verlag für Schweißtechnik. 1975, ISBN 387155068
- [2] Aichele, G.: Schutzgasschweißen – Verfahren, Anwendung, Wirtschaftlichkeit. Messer Griesheim, 1981
- [3] Amson, J.C.: Lorentz force in the molten tip of an arc electrode. British Journal of Applied Physics, Vol. 16, S. 1169-79, 1965
- [4] Anders, A.: Time-Dependence of Ion Charge State Distributions of Vacuum Arcs: An Interpretation Involving Atoms and Charge Exchange Collisions. IEEE Transaction on Plasma Science, Vol. 33, Nr. 1, S. 205-9, Februar 2005
- [5] Apps, R.L., Milner, D.R.: Heat Flow in Argon-Arc Welding. British Welding Journal, S. 475-85, October, 1955
- [6] Aqra, F., Ayyad, A.: Surface tension ( $\gamma_{LV}$ ), surface energy ( $\gamma_{SV}$ ) and crystal-melt interfacial energy ( $\gamma_{SL}$ ) of metals. Current Applied Physics 12, S. 31-5, 2012
- [7] Assael, M.J., Kakosimos, K., Banish, R.M., et al.: Reference Data for the Density and Viscosity of Liquid Aluminum and Liquid Iron. J. Phys. Chem. Ref Data, Vol. 35, Nr. 1, S. 285-300, 2006
- [8] Bachmann, B., Marques, J.-L., Siewert, E., Pietzka, M., Schein, J.: Stromdichtemessungen im Lichtbogenschweißprozess. DVS-Berichte Band 275, Große Schweißtechnische Tagung, 2011, S. 527-30, ISBN 978-3-87155-267-0
- [9] Bachmann, B., Siewert, E., Schein, J.: In situ droplet surface tension and viscosity measurements in gas metal arc welding. J. Phys. D: Appl. Phys. 45, 2012
- [10] Bachmann B., Siewert E., Schein J.: Development of innovative diagnostics for characterization of material transfer and plasma properties in tungsten inert gas welding (TIG) and gas metal arc welding (GMAW). Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding, DVS Media 281, S. 18-33, ISBN: 3-87155-273-9, 2012
- [11] Bachmann, B.-L.: Development of innovative thermal plasma and particle diagnostics. Dissertation, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Universität der Bundeswehr München, September 2013
- [12] Baum, L., Fichter, H.: Der Schutzgasschweißer, Teil 1: WIG-Schweißen / Plasma-

- schweißen. 2., überarbeitete und erweiterte Auflage, 1981, ISBN: 3871555169
- [13] Baum, L., Fichter, H.: Der Schutzgasschweißer, Teil 2: MIG-/MAG-Schweißen. Band 12 3., Auflage, 1990, ISBN: 3871555177
- [14] Becken, O.: Metal transfer from Welding Electrodes. IIW-Doc. 212-179-69
- [15] Benilov, M.S., Cunha, M.: Joule heat generation in thermionic cathodes of high-pressure arc discharge. *Journal of Applied Physics* 113, 063301, 2013
- [16] Böhme, D.: Gezielte Beeinflussung des Lichtbogenschweißprozesses in der Fertigung, Sonderdrucke 03/90, Linde AG, 1990
- [17] Bötticher, R., Graser, W., Kloss, A.: Cathodic arc attachment in HID model lamp during a current step. *J. Phys. D.: Appl. Phys.* 37, S 55-63, 2004
- [18] Borgmann, F.O.: Die Bestimmung der Oberflächenspannung und Dichte an Eisenlegierungen, insbesondere an den Systemen Eisen-Kupfer-Schwefel und Eisen-Mangan-Schwefel. Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Bo 575/3-3, Deutsche Forschungsgemeinschaft, Technische Universität Berlin, 1984
- [19] Bosworth, M.R., Deam, R.T.: Influence of GMAW droplet size on fume formation rate. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 33, S. 2605–10, 2000
- [20] Bosworth, M., Farmer, A.: Metal vapour transfer in GMAW and its contribution to fume formation. *Australian Welding Journal*, Vol. 44, S. 42-7, 1999
- [21] Bothma, N.: The influence of copper content of welding wires on the influence on fume formation rates in gas metal arc welding of steel. Doctor thesis, Universität von Wollongong, 2012
- [22] Boulos, M., Fauchais, P., Pfender, E.: Diagnostic techniques in thermal plasma processing. U.S. Department of Energy, Office of Energy Research, Office of Basic Energy Sciences, 1986
- [23] Bruckner, J.: Cold Metal Transfer (CMT) – Ein neuer Prozess in der Fügetechnik. Fronius International GmbH, FH Steyr, 2005
- [24] Brüning, T., Lehnert, M., Pesch, B.: Schweißbrauche - Verbundstudie WELDOX-SALIA erfolgreich am BGFA gestartet. *BGFA-Info* 03, S.12-4, 2007
- [25] Carpenter, K. R. Monaghan, B.J., Norrish, J.: Analysis of Fume Formation Rate and Fume Particle Composition for Gas Metal Arc Welding (GMAW) of Plain Carbon Steel Using Different Shielding Gas Compositions. *ISIJ International*, Vol. 49, Nr. 3, S. 416–20, 2009

- [26] Carpenter, K., Monaghan, B.J., Nicholson, et al.: Influence of shielding gas on fume formation rates and particle distribution for optimal GMAW, Australian Welding Journal Vol. 5, 2010
- [27] Chandrasekhar, S.: Hydrodynamic and hydro magnetic stability. University of Chicago, Dover Publications, Inc. New York, S. 466-77, 1981, ISBN-10: 0-486-64071-X
- [28] Cho, M.H., Lim, Y.C., Farson, D.F.: Simulation of Weld Pool Dynamics in the Stationary Pulsed Gas Metal Arc Welding Process and Final Weld Shape. Welding Journal, S. 271-83, Dezember 2006
- [29] Choi, J.H., Lee, J., Yoo, C.D.: Dynamic force balance model for metal transfer in arc welding. Journal of Physics D: Appl. Phys. 34, S. 2658-64, 2001
- [30] Conn, W.M.: Die Technische Physik der Lichtbogenschweißung einschließlich der Schweißmittel. Springer-Verlag, 1959
- [31] Cooper, P., Godbole, A.R., Norrish, J.: Modelling and Simulation of Gas Flows in Arc Welding - Implications for Shielding Efficiency and Fume Extraction. Revista Soldagem and Inspecao, 12 (4), S. 336-45, 2007
- [32] Cramer, H., Baum, L., Pommer, S.: Überblick über moderne Lichtbogenprozesse und deren Werkstoffübergänge beim MSG-Schweißen. DVS-Berichte Band 275, Große Schweißtechnische Tagung, S. 232-7, 2011, ISBN 978-3-87155-267-0
- [33] Cummings, D.L. and Blackburn, D.A.: Oscillations of magnetically levitated aspherical droplets. J. Fluid. Mech. 224, S. 395-416, 1991
- [34] Czerner, S.: Schmelzbaddynamik beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Eisenwerkstoffen. Dissertation, Universität Hannover, Fakultät Maschinenbau, 2005
- [35] David, S. A.; Vitek, J. M.; Zacharia, T.; DebRoy, T.: Weld pool phenomena. Presented at the 46<sup>th</sup> Annual Meeting of the International Institute of Welding (IIW), Glasgow, Scotland, IIW Doc. 212-829-93, 1993
- [36] De, A., DebRoy, T.: A smart model to estimate effective thermal conductivity and viscosity in the weld pool. J. Appl. Phys., Vol. 95, Nr. 9, S. 5230-40, May 2004
- [37] Deam, R.T., Simpson, S.W., Haidar, J.: A semi-empirical model of the fume formation from gas metal arc welding. J. Phys. D: Appl. Phys. 33, S. 1393-1402, 2000
- [38] Desai, P.D., James, H.M., Ho, C.Y.: Electrical Resistivity of Aluminum and Manganese. J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol. 13, Nr. 4, S. 1131-72, 1984

- [39] Dilthey, D.: Zur Deutung des unterschiedlichen Schweißverhaltens beim Schutzgasschweißen unter Argon und Kohlendioxid. Schw. Schn. 26, H.7, S. 254-8, 1974
- [40] Dilthey, D.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1, 3., bearbeitete Auflage: Schweiß- und Schneidtechnologien. VDI-Buch, 2006, S. 61-92, DOI: 10.1007/3-540-33154-9\_5
- [41] Divakar, M., Hajra, J.P.: The effect of temperature on the surface tension and adsorption functions of the Fe-S-O melts - an analysis based on interaction parameters. Steel Research 68, Nr. 10, S. 417-23, 1997
- [42] Doan, G.E., Lorentz, R.E.: Crater Formation and the Force of the Electric Arc in Various Atmospheres. Welding Journal 20, S. 103-9, 1941
- [43] Dreher, M., Füssel, U., Schnick, M.: Numerical optimization of gas metal arc welding torches using ANSYS CFX. 63<sup>rd</sup> Annual Assembly & International Conference of the International Institute of Welding, Istanbul, Turkey, 2010
- [44] Dreher, M., Füssel, U., Rose, S.: Strömungstechnische Auslegung von Brennersystemen zum wirtschaftlichen und emissionsreduzierten Lichtbogenschweißen – Teil 1: Methoden der Strömungsanalyse. Schweißen und Schneiden 65, Heft 1-2, S. 26-33, 2013
- [45] DuPont, J.N., Marder A.R.: Thermal Efficiency of Arc Welding Processes. Research Supplement to the Welding Journal, S. 406-15, December 1995
- [46] DVS 0913: MIG-Schweißen von Aluminium - Anwendungstechnische Hinweise. Mai 2008
- [47] Dzur, B.: Plasmatechnologie – Handout zur Vorlesung, Technische Universität Ilmenau, Fachgebiet Plasma- und Oberflächentechnik, September 2006
- [48] Ebert, L., Kusch, M., Bürkner, G.: Optimierung der Schweißbraucherfassung an MSG-Absaugbrennern. Schweißen und Schneiden 60, Heft 5, S. 248-54, 2008
- [49] Egry, I., Lohöfer, G., Neuhaus, P., et al.: Surface Tension Measurements of Liquid Metals Using Levitation, Microgravity and Image Processing. International Journal of Thermophysics, Vol. 13, Nr. 1, S. 65-74, 1992
- [50] Eichhorn, F., Tröskén, F., Oldenburg, T.: Untersuchung der Entstehung gesundheitsgefährdender Schweißbrauche beim Lichtbogenhandschweißen und Schutzgasschweißen. Forschungs-Berichte Humanisierung des Arbeitslebens der Schweißer Band 2, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, GmbH 1981, ISBN 3871559113
- [51] European Welding Association: Home market - consumables –statistics 2006



- [52] Erdmann-Jesnitzer, F., Primke, K.: Beitrag von Elektroden (Teil I) zum Tiefbrandeffekt und zur Messung mechanischer Kräfte im Schweißlichtbogen (Teil II). Schweißtechnik Berlin, 6. Jahrgang, Heft 11, S. 321-7 und S. 353-61, 1956
- [53] EWM Hightec Welding GmbH: EWM-Schweißlexikon, 2009
- [54] Fan, H.G., Kovacevic, R.: Dynamic analysis of globular metal transfer in gas metal arc welding- a comparison of numerical and experimental results. J. Phys. D: Appl. Phys. 3, S. 2929-41, 1998
- [55] Fan, H.G., Kovacevic, R.: Droplet formation, Detachment, and Impingement on the Molten Pool in Gas Metal Arc Welding. Metallurgical and Materials Transaction B, Vol. 30B, S. 791-801, August 1999
- [56] Ferraresi, V.A., Figueiredo, K.M., Hiap Ong, T.: Metal Transfer in the Aluminum Gas Metal Arc Welding. J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. and Eng., Vol. XXV, Nr. 3, S. 229-33, 2003
- [57] Flügge, S.: Handbuch der Physik – Band XXII: Gasentladungen II. Springer-Verlag Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1956
- [58] Fraser, M.E., Lu, W.-K., Hamielec, A.E., et al.: Surface Tension Measurement on Pure Liquid Iron and Nickel by an Oscillating Technique. Metallurgical Transactions, Vol. 2, S. 817-23, 1971
- [59] Fritz, A.H., Schulze G.: Fertigungstechnik. 5. Auflage, 3. Kapitel "Fügen", VDI-Buch 2008, Springer-Verlag, ISBN 3-540-41238-7
- [60] Füssel, U., Zschetzche J., Zosel, J., Guth, U.: Strömungsmessung in Lichtbogen- und Plasmaprozessen. Stiftung Industrieforschung S559, Abschlussbericht, 2005
- [61] Füssel, U., Schnick, M.: Strömungssimulation von Lichtbogen- und Plasmaprozessen. Abschlussbericht des Forschungsvorhabens Nr. S 633, Dresden 2005
- [62] Füssel, U., Schnick, M., Fuentes, J.E., Zschetzche, J., Siewert, E.: Experimentelle Möglichkeiten der WSG-Lichtbogenanalyse. Schweißen und Schneiden 59, Heft 7-8, S. 396-403, 2007
- [63] Füssel, U., Schnick, M., Zähr, J.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zur gezielten Beeinflussung des Lichtbogens und des Schweißbads beim Schutzgasschweißen durch die Schutzgaseigenschaften und die Schutzgaszusammensetzung. AiF-Abschlussbericht, IGF-Nr.: 15.774 BR 1, Technische Universität Dresden, 2010

- [64] Füssel, U., Hertel, M., Schnick, M.: Erweiterung des Prozessverständnisses über MSG-Lichtbogenprozesse durch Modellierung und Visualisierung der physikalischen Zusammenhänge. Beitrag in Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug. Zwischenbericht II, Lichtbogenschweißen Cluster, 2010, S. 26-30, ISBN-978-3-941681-09-5
- [65] Füssel, U., Rose, S., Schnick, M.: Beschreibung komplexer Vorgänge im Lichtbogen durch die Kopplung von inverser und direkter Modellierung. Beitrag in Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug. Zwischenbericht II, Lichtbogenschweißen Cluster, 2010, S. 33-8, ISBN-978-3-941681-09-5
- [66] Füssel, U., Weltmann, K.-D.: Steigerung der Wirtschaftlichkeit der MSG-Schweißprozesse durch konsequente Nutzung der Potentiale von Schutzgasen. IGF 17.431 B, FA3 Sitzung Magdeburg, 2013
- [67] Gleich-Gruppe: Broschüre - 30 Jahre Innovationen in Aluminium – Entwicklung, Produktion, Vertrieb. 2010
- [68] Gleizes, A., Gonzalez, J.J., Liani, B., et al.: Calculation of net emission coefficient of thermal plasmas in mixtures of gas with metallic vapour. J. Phys. D: Appl. Phys. 26, S. 1921-7, 1993
- [69] Glorieux, B., Saboungi, M.-L., Millot, F., et al.: Aerodynamic levitation: an approach to microgravity. Supported by the U.S. Department of Energy, Office of Science, W-31-109-ENG-38, 2001
- [70] Glorieux, B., Millot, F., Rifflet, J.C.: Surface Tension of Liquid Alumina from Contactless Techniques. International Journal of Thermophysics, Vol. 23, Nr. 5, S. 1249-57, September 2002
- [71] Goecke, S.-F.: Auswirkung von Aktivgaszumischungen im vpm-Bereich zu Argon auf das MIG-Impulsschweißen von Aluminium. Dissertation, TU Berlin, 2004.
- [72] Goecke, S.F.: Energiereduzierte Lichtbogen-Fügeverfahren für wärmeempfindliche Werkstoffe. EWM Mündersbach, 2005
- [73] Goecke, S.F., Metzke, E., Spille-Kohoff, A., et al.: ChopArc – MSG-Lichtbogenschweißen für den Ultraleichtbau. Fraunhofer IRB Verlag, 2005, ISBN 3-8167-6766-4
- [74] Gött, G., Gorchakov, S., Kozakov, R., et al.: Plasmadiagnostik und -modellierung am MSG-Lichtbogen. Beitrag in Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug. Zwischenbericht II, Lichtbogenschweißen Cluster, 2010, S. 7-12, ISBN-978-3-941681-09-5

- [75] Goett, G., Kozakov, R., Uhrland, D., et al.: Emissivity and temperature determination on steel above the melting point. *Weld World* 57, S. 595-602, 2013
- [76] Gruner, K.-D.: *Principles of Non-Contact Temperature Measurement*. Raytek, 2003
- [77] Guo, H., Hu, J., Tsai, H.L.: Three-Dimensional Modeling of Gas Metal Arc Welding of Aluminum Alloys. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 132, April 2010
- [78] Hackl, H.: *MSG-Schweißanlagen mit Leistungselektronik – Technologie und praktischer Einsatz*. Fronius-Wels, Austria, 2002
- [79] Haelsig, A., Kusch, M., Mayr, P.: New findings on the efficiency of gas shielded arc welding. *Welding in the world*, Nr. 11, Vol. 56, 2012
- [80] Haidar, J., Farmer, A.J.D.: Surface temperature measurements for tungsten-based cathodes of high-current free-burning arcs. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 28, S. 2089–94, 1995
- [81] Haidar, J., Lowke, J.J.: Predictions of metal droplet formation in arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 29, S. 2951-60, 1996
- [82] Haidar, J., Lowke, J.J.: Effect of CO<sub>2</sub> Shielding Gas on Metal Droplet Formation in Arc Welding. *IEEE Transaction on plasma science*, Vol. 25, Nr. 5, S.931-6, 1997
- [83] Haidar, J.: An analysis of the formation of metal droplets in arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 32, S. 1233-44, 1998
- [84] Haidar, J.: A theoretical model for gas metal arc welding and gas tungsten arc welding. I. *J. Appl. Phys.*, Vol. 84, Nr. 7, S. 3518-29, October 1998
- [85] Haidar, J.: An analysis of the formation of metal droplets in arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 31, S. 1233-44, 1998
- [86] Haidar, J.: An analysis of heat transfer and fume production in gas metal arc welding. III. *J. Appl. Phys.*, Vol. 85, Nr. 7, S. 3448-59, April 1999
- [87] Hartz-Behrend, K.: Persönliches Gespräch, geführt am 15.02.2011 zum Thema “Einfluss der Tropfentemperatur auf die Vermischung der Tropfen in einer Schmelze“, Wissenschaftler an der Professur für Plasmatechnik und Grundgebiete der Elektrotechnik, Universität der Bundeswehr München
- [88] Harwig, D.D., Dierksheide, J.E., Yapp, D., et al.: Droplet Burnoff Rate Measurements on the VP-GMAW-Process, IIW annual meeting, IIW Doc. XII-1858-05, 2005
- [89] Harwig, D.D., Dierksheide, J.E., Yapp, D., et al.: Arc Behavior and Melting Rate in the

- VP-GMAW-Process. *Welding Journal*, S. 52-62, 2006
- [90] Haumesser, P.-H., Bancillon, J., Daniel, M., et al.: High-temperature contactless viscosity measurements by the gas-film levitation technique: Application to oxide and metallic glasses. *Rev. Sci. Instrum.*, Vol. 73, Nr. 9, S. 3275-85, September 2002
- [91] Heinz, G.: Abschlussbericht AiF 14607 / BG: Optimierung des Energieeintrages gepulster Lichtbogenfügeprozesse mittels spektralselektiver Sensorik (Gepulste Lichtbogenfügeprozesse). GFaI e. V., INP Greifswald, TU Berlin, 2008
- [92] Hernandez, D., Netchaieff, A., Stein, A.: True temperature measurement on metallic surfaces using a two-color pyroreflectometer method. *Rev. Sci. Instrum.* 80, 2009, doi: 10.1063/1.3208011
- [93] Hertel, M., Schnick, M., Füssel, U., et al.: Numerical Simulation of GMAW Processes Including Effects of Metal Vapor and Sheath Mechanisms at the Electrodes. *International Scientific Colloquium, Modelling for Material Processing*, Riga, September, 2010
- [94] Hertel, M., Spille-Kohoff, A., Füssel, U., et al.: Numerical simulation of the GMAW process. *Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding DVS Media 281*, S. 58-68, ISBN: 3-87155-273-9, 2012
- [95] Hertel, M., Lohse, M., Rose, M., Füssel, U.: Gekoppelte Simulation von Lichtbogen, Materialtransfer und Schmelzbad. *Workshop "Lichtbogenphysik"*, Magdeburg 2013
- [96] Hilton, D.E., Plumridge, P.N., Green, J.I.: Particulate fume generation during gas metal arc welding and gas tungsten arc welding. *IIW Document VIII-1652-1992*
- [97] Hiraoka, K., Sakuma, N., Zijp, J.: Energy balance in argon-helium mixed gas tungsten (TIG) arcs. Study of characteristics of gas tungsten arc shielded by mixed gases (3<sup>rd</sup> Report). *Welding International* 12, Nr. 5, S. 372-9, 1998
- [98] Hirata, Y. Onda, M. Nagaki, H. Ohji, T.: In-Situ Measurement of Metal Drop Temperature in GMA Short-Circuiting Welding. *Journal of high temperature Society*, Vol. 30; Nr. 3, S. 140-7, 2004
- [99] Hirata, Y., Tsujimura, K., et al.: Modeling of Molten Droplet Oscillation in Gas shielded Metal Arc Welding. *Materials Science Forum* Vols. 539-543, S. 3973-398, 2007
- [100] Hofmeister, W. H.; Bayuzick, R. J.; Robinson, M. B.: Noncontact temperature measurement of a falling drop. *International Journal of Thermophysics*, Vol. 10, Ausgabe 1, S. 279-92, 1989

- [101] Holappa, L., Forsbacka, L., Han, Z.: Measuring and Modeling of Viscosity and Surface Properties in High Temperature Systems. ISIJ International, Vol. 46, Nr. 3, S. 394-9, 2006
- [102] Holt, R.G., Tian, Y., Jankovsky, J., et al.: Surface-controlled drop oscillations in space. J. Acoust. Soc. Am. 102 (6), S. 3802-5, Dezember 1997
- [103] Hu, J., Tsai, H.L.: Effects of current on droplet generation and arc plasma in gas metal arc welding. Journal of applied Physics 100, 053304, 2006
- [104] Hu, J., Tsai, H.L.: Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part I: The arc. International Journal of Heat and Mass Transfer 50, S. 833-46, 2007
- [105] Hu, J., Tsai, H.L.: Modelling of transport phenomena in 3D GMAW of thick metals with V groove. J. Phys. D: Appl. Phys. 41, 2008
- [106] Huismann, G.: Analyse eines Schmelzschweißprozesses mit abschmelzender Elektrode. Habilitationsschrift, Laboratorium für Werkstoffkunde und Schweißtechnik, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1997
- [107] Huismann, G.: Heat transfer to the wire electrode in AC-MIG welding. Com. XII, Intermediate meeting, Paris, 2010
- [108] Hust, J.C., Giarratano, P.J.: Thermal Conductivity and Electrical Resistivity Standard Reference Materials: Austenitic Stainless Steel, SRM's 735 and 798, from 4 to 1200 K. U.S. Department of Commerce, Cryogenics Division, Institute for Basic Standards, March 1975
- [109] Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (ISER): Merkblatt 821 Edelstahl Rostfrei - Eigenschaften, 4. Auflage 2006, aktualisierter Nachdruck 2006
- [110] Ishikawa, T., Paradis, P.-F., Itami, T., et al.: Non-contact thermophysical property measurements of refractory metals using an electrostatic levitator. Meas. Sci. Technol. 16, S. 443-51, 2005
- [111] Jäger, C., Geurts, J., Kaser, A.: Physik der Technischen Lichtquellen, Seminar 1. Gesetze der Strahlung, 1993
- [112] Jaeschke, B.: Digital gesteuerte Stromquellen für das Lichtbogenschweißen. Dissertation Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2003
- [113] Jaeschke, B.: Speed Pulse - eine produktivitäts- und effizienzsteigernde Weiterentwicklung des MIG-MAG Impulsschweißens. 03 / 2010 Schweißtechnik / Soudure
- [114] Jaeschke, B., Kruscha, J.: Leistungs- und Modellparameter kurzschlussfreier Lichtbogen-

- prozesse. Schweißen und Schneiden 65, Heft 9, S. 616-23, 2013
- [115] Jenkes-Botterweck, K.: Modellierung des Plasmas im Vakuum-Leistungsschalter unter Berücksichtigung axialer Magnetfelder, Aachen 2003
- [116] Jenkins, N.: Welding Fume formation. A doctoral dissertation proposal in the department of materials science and engineering. MIT 1999
- [117] Jenkins, N., Eagar, T.W.: Fume formation from spatter oxidation during arc welding. Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 10, Nr. 5, S. 537-43, 2005
- [118] Jenkins, N.T., Mendez, P.F., Eagar, T.W.: Effect of Arc Welding Electrode Temperature on Vapor and Fume Composition. Trends in Welding Research: Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference, May 2005
- [119] Jochim, M., Jentsch, W., Blume, F.: Kraftwirkung von Lichtbögen mit und ohne Werkstoffübertragung, ZIS Mitteilungen 12, S. 1373-83, 1977
- [120] Jönsson, P.G., Eagar, T.W., Szekely, J.: Heat and Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding Using Argon and Helium. Metallurgical and materials transaction B, Vol. 26B, S. 383-95, 1995
- [121] Jones, L.A., Eagar, T.W., Lang, J.H.: Metal Transfer control in gas metal arc welding. Tenth Symposium on Energy Engineering Sciences, Argonne National Laboratory, Argonne, IL, 1992
- [122] Jones, L.A., Eagar, T.W., Lang, J.H.: A dynamic model of drops detaching from a gas metal arc welding electrode. J. Phys. D: Appl. Phys. 31, S. 107-23, 1998
- [123] Jones, L.A., Eagar, T.W., Lang, J.H.: Magnetic forces acting on molten drops in gas metal arc welding. J. Phys. D: Appl. Phys. 31, S. 93-106, 1998
- [124] Joseph, A., Webb, C., et al.: Variable Polarity (AC) Arc Weld Brazing of Galvanized Sheet. Proc. of 56<sup>th</sup> IIW International Conference, Bucharest, Romania; IIW Doc. XII-1779-03, July 2003
- [125] Kataoka, T., Ikeda, R., Yasuda, K., Hirata, Y.: Development of a low-spatter CO<sub>2</sub> arc welding process with a high-frequency pulse current. Welding International, Vol. 23, Ausgabe 5, S. 353-59, 2009
- [126] Keene, B.J., Mills, K.C., Kasama, A., et al.: Comparison of Surface Tension Measurements using the Levitated Droplet Method. Metallurgical transactions B, Vol. 17B, S.159-62, 1986

- [127] Keene, B.J.: Surface tension of pure metals. National Physical Laboratory, NPL Report DMM(A) 39, November 1991, ISSN 0143-7313
- [128] Keene, B.J.: Review of data for the surface tension of pure metals. International Materials Reviews, Vol. 38, Nr. 4, S. 157-92, 1993
- [129] Khatibi, P. D., Ilbagi, A., Beinker, D., Henein, H.: In-situ characterization of droplets during free fall in the drop tube-impulse system. International Symposium on Physical Sciences in Space, Journal of Physics: Conference Series 327, 2011, doi:10.1088/1742-6596/327/1/012014
- [130] Killing, R., Schäfermolte, R.: Elektrotechnische Grundlagen der Schweißtechnik. Die Schweißtechnische Praxis Band 16., Deuter Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1985, ISBN 3 87155 522 3
- [131] Killing, R.: Das Verfahren der Zukunft, MIG/MAG-Impulslichtbogenschweißen. Metallbau Nr. 10, S. 26-9, 1992, ISSN 0938-7579
- [132] Killing, R.: Handbuch der Schweißverfahren – Teil I: Lichtbogenschweißverfahren.3., überarbeitete und erweiterte Auflage. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 76/I, Düsseldorf 1999, ISBN 3-87155-184-8
- [133] Killing, R., Killing, U.: Kompendium der Schweißtechnik – Band 1: Verfahren der Schweißtechnik. 2., überarbeitete Auflage, Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 128/I, 2002, ISBN 3-87155-205-4
- [134] Kim, Y.-S., Eagar, W.: Temperature Distribution and Energy Balance in the Electrode during GMAW. Recent Trends in Welding Science and Technology, ASM International, Materials Park, S.13-8, 1990
- [135] Kim, H.-Y.: Drop fall-off from the vibrating ceiling. Physics of fluids, Vol. 16, Nr. 2, S. 474-7, Februar 2004
- [136] Kim, T.J., Lee, J.P., Min, D.B., et al.: Characteristics of Pulse MIG Arc Welding with a Wire Melting Rate Change by Current Polarity Effect. Journal of Electrical Engineering & Technology, Vol. 2, Nr. 3, S. 366-72, 2007
- [137] Kim, W.-H. Fan, H.G., Na, S.-J.: Effect of various Driving Forces on Heat and Mass transfer in Arc Welding, Numerical Heat Transfer, Part A: Applications, Vol. 48, Nr. 6, S. 633-52, 2005
- [138] Kim, Y.-S., Eagar, T.W.: Metal Transfer in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding.

- Welding research supplement, S. 279-87, July 1993
- [139] Kim, Y.-S., Eagar, T.W.: Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. Welding research supplement, S. 269-78, Juni 1993
- [140] Kim, Y. S., McEligot, D.M., Eagar, T.W.: Analyses of electrode heat transfer in gas metal arc welding. Welding J. Vol. 70, Nr. 1, S. 20-31, 1991
- [141] Kimura, I., Kanzawa, A.: Experiments on Heat Transfer to Wires in a Partially Ionized Argon Plasma. AIAA Journal, Vol. 3, Nr. 3, S. 476-81, 1965
- [142] Kolodziejczak, G.C.: Pulsed GMAW parameter variation to minimize interference from tack welds. Doctor theses, Massachusetts Institute of Technology, 1987
- [143] Kovacevic, R., Beardsley, H.: Process Control of 3D Welding as a Droplet-Based Rapid Prototyping Technique. 1998
- [144] Kovacevic, R.: Welding processes. InTech Prepress, Novi Sad, 2012, ISBN 978-953-51-0854-2
- [145] Kozakov, R., Gött, G., Rouffet, M., et al.: Physical properties of the arc in a one-drop-per-pulse gas metal arc welding process. Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding – summary of research results. DVS-Berichte Vol. 281, S. 8-17, 2012, ISBN 978-3-87155-273-1
- [146] Kuchling, H.: Taschenbuch der Physik. Fachbuchverlag Leipzig, 17. Auflage, 2001, ISBN 3-446-21760-6
- [147] Kumar, A., DebRoy, T.: Heat Transfer and Fluid Flow during Gas-Metal-Arc Fillet Welding for Various Joint Configurations and Welding Positions, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 38a, S. 506-19, 2007
- [148] Kuppermann, G.: Die Bestimmung der Oberflächenspannung mit Hilfe des levitierten oszillierenden Tropfens unter irdischen Bedingungen und im Weltraum. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2000
- [149] Kraut, G.: Pyrometrie der Oberflächentemperatur dotierter Kathoden. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, Januar 1999
- [150] Kruscha, J., Schlotter, K., Tempelhagen, M., et al.: Von der explorativen Datenanalyse zur inversen Modellierung –auf dem Weg zu einem neuen Auswertungsstandard für schweißtechnische Messsignale. Beitrag in Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug. Zwischenbericht II, Lichtbogenschweißen Cluster, 2010, S. 39-46, ISBN-978-3-941681-



09-5

- [151] Kruscha, J.: Abschlussbericht Teilvorhaben G5, Teil II, Beschreibung komplexer Vorgänge im Lichtbogen durch die Kopplung von inverser und direkter Modellierung. DFG/AiF-Gemeinschaftsvorhaben „Lichtbogenschweißen - Physik und Werkzeug“, 2012
- [152] Lancaster, J.F.: The Physics of welding. International Institute of Welding; Pergamon Press Oxford, New York, Toronto, etc., 1984, ISBN 0-08-030555-5
- [153] Lancaster, J.F.: The Physics of fusion welding, Part 1: The electric arc in welding. IEE Proceedings, Vol. 134, Pt. B, Nr. 5, S. 233-54, 1987
- [154] Lancaster, J.F.: The Physics of fusion welding, Part 2: Mass transfer and heat flow. IEE Proceedings, Vol. 134, Pt. B, Nr. 6, S. 297-316, 1987
- [155] Lee, J., Kiyose, A, Tanaka, M., et al.: Surface tension of Liquid Fe-Ti Alloys at 1823 K. ISIJ International, Vol. 46, Nr.4, S. 467-71, 2006
- [156] Lenivkin, V.A.: Experimental determination of the conductivity of the welding arc. Svar. Proiz., Nr. 11, S. 9-11, 1981
- [157] Limmaneevichitr, C., Kou, S.: Experiments to Simulate Effect of Marangoni Convection on Weld Pool Shape. Welding research supplement, S. 231-7, August 2000
- [158] Lin, M.; Eagar, W.: Pressures Produced by Gas Tungsten Arcs. Metallurgical transactions B, Vol. 17B, S. 601-7, Massachusetts 1985
- [159] Lin, Q., Li, X., Simpson, S.W.: Metal transfer measurements in gas metal arc welding. J. Phys. D: Appl. Phys. 34, S. 347-53, 2001
- [160] Linde AG: Leistung durch Innovation und Kompetenz. Die Linde Schweißschutzgase. Broschüre ([www.linde-gas.de/de/processes/cutting\\_joining\\_and\\_heating/arc/index.html](http://www.linde-gas.de/de/processes/cutting_joining_and_heating/arc/index.html))
- [161] Liu, Y., Tanaka, M., Ikeba, T., et al.: In-flight particle measurement of glass raw materials in hybrid heating of twelve-phase AC arc with oxygen burner. 12<sup>th</sup> High-Tech Plasma Processes Conference (HTPP-12). Journal of Physics: Conference Series 406, 2012, doi:10.1088/1742-6596/406/1/012022
- [162] Lui, S., Siewert, T.A.: Metal transfer in Gas Metal Arc Welding Droplet Rate. Welding research supplement. S. 52-8, 1989
- [163] Lu, S., Fujii, H., Sugiyama, H., et al.: Effects of Oxygen Additions to Argon Shielding Gas on GTA Weld Shape. ISIJ International, Vol. 43, Nr. 10, S. 1590-5, 2003
- [164] Lu, S., Fujii, H., Nogi, K.: Marangoni Convection and Gas Tungsten Arc Weld Shape

- Variations on Pure Iron Plates. ISIJ International, Vol. 46, Nr. 2, S. 276-80, 2006
- [165] Ludwig, H.C.: Metal transfer characteristics in Gas-Shielded arc welding. Welding research supplement, S. 23-7, 1957
- [166] Machkour, N.: Magnetic method to characterize the Current Density in a Breaker Arc. Fusion Science and Technology, Vol. 47, S. 784-9, April 2005
- [167] Maecker, H.: Plasmaströmungen in Lichtbögen infolge eigenmagnetischer Kompression. Z. Physik, Bd. 141, S.198-16, 1955
- [168] Maecker, H.: Plasma streams produced by self-magnetic compression and its importance for the mechanism of high current arcs. Applied Scientific Research, Section B, Vol. 5, S. 231-6, 1956
- [169] Marchandise, H.: Plasmatechnologie – Grundlagen und Anwendungen. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., DVS-Berichte Band 8, Brüssel, Juli 1970, ISBN 3 87155 308 9
- [170] Matsumoto, T., Fujii, H., Ueda, T., et al.: Surface tension Measurement of Molten Metal using Falling Droplet in A Short Drop Tube. Transaction of JWRI, Vol. 34, Nr. 2, S. 29-33, 2005
- [171] Matsumoto, T., Fujii, H., Ueda, T., et al.: Measurement of surface tension of molten copper using the free-fall oscillating drop method. Meas. Sci. Technol. 16, S. 432-7, 2005
- [172] Matthes, K.-J.: Schweißtechnik – Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen. 4., aktualisierte Auflage, 2008, ISBN 978-3-446-41422-8
- [173] Matthes, K.-J., Kusch, M.: MIG-Schweißen von Aluminium mit zeitlicher Veränderung von Menge und Zusammensetzung des Schutzgases. Abschlussbericht des Forschungsvorhabens AiF-Nr.: 13.384 BR, IFS Chemnitz, 2005
- [174] Matthes, K.-J., Kusch, M., Hönig, T.: Bewertung von Schweißrauchemissionen bei Anwendung moderner Schutzgasschweißverfahren. Abschlussbericht, Forschungsvorhaben AiF-Nr.: 14.459 B, Oktober 2007
- [175] Matthes, K.-J., Hälsig, A., Thurner, S.: Bestimmung von Wirkungsgraden moderner Schutzgasschweißverfahren. Abschlussbericht, Forschungsvorhaben AiF-Nr.: 15.562BR1, Oktober 2010
- [176] Meier, W., Greune, G., Meyboom, A., et al.: Surface tension and viscosity of surfactant from the resonance of an oscillating drop. Eur. Biophys. J. 29: S. 113-24, 2000

- [177] Mendez, P.F., Jenkins, N.T., Eagar, T.W.: Effect of electrode droplet size on evaporation and fume generation in GMAW. Proceedings of Gas Metal Arc Welding for the 21<sup>st</sup> Century Conference; Orlando, FL, Dezember 2000
- [178] Mentel, J.: The influence of vaporisation on the behaviour of arc roots shown at graphite cathodes. Presentation given at Universität der Bundeswehr München, Juni 2011
- [179] Mills, K.C., Keene, B.J., Brooks, R.F., et al.: Marangoni effects in welding. Phil. Trans. R. Soc. Lond. A 356, S. 911-25, 1998
- [180] Mills, K.C., Keene, B.J.: Factors affecting variable weld penetration. International Materials Reviews, Vol. 35, Nr.4, S. 185-216, 1990
- [181] Mishin, J., Vardelle, M., Lesinski, J., Fauchais, P.: Two-colour pyrometer for the statistical measurement of the surface temperature of particles under thermal plasma conditions. J. Phys. E: Sci. Instrum. 20, S. 620-5, 1987
- [182] Moradian, A., Mostaghimi, J.: High Temperature Surface Tension Measurement. IEEE Transactions on plasma science, Vol. 33, Nr. 2, April 2005
- [183] Moradian, A., Mostaghimi, J.: Surface Tension Measurement at high Temperatures by Using Dynamics of Melt Flow. Journal of Fluids Engineering, Vol. 129, S. 991-1001, August 2007
- [184] Moradian, A., Mostaghimi, J.: Measurement of Surface Tension, Viscosity, and Density at High Temperatures by Free-Fall Drop Oscillation. Metallurgical and materials transactions B, Vol. 39b, S. 280-90, 2008
- [185] Moreira, P.M., Frazão, O., Tavares, S.M., et al.: Temperature field acquisition during gas metal arc welding using thermocouples, thermography and fibre Bragg grating sensors. Meas. Sci. Technol. 18, S. 877-83, 2007
- [186] Müller, J.: Gase, Gasgemische und Dämpfe für das Schutzgasschweißen, Teil 1. Schweißtechnik 15, Heft 11, S. 501-6, 1965
- [187] Müller, B., Renz, U.: Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. Rev. Sci. Instrum., Vol. 72, Nr. 8, August 2001
- [188] Murphy, A.B., Arundell, C.J.: Transport Coefficients of Argon, Nitrogen, Oxygen, Argon-Nitrogen, and Argon-Oxygen Plasmas. Plasma Chemistry and Plasma Processing, Vol. 14, Nr. 4, S. 451-90, 1994

- [189] Murphy, A.B., Tanaka, M., Yamamoto, K., et al.: Modelling of thermal plasmas for arc welding: the role of the shielding gas properties and of metal vapor. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 42, 2009, doi:10.1088/0022-3727/42/19/194006
- [190] Murphy, A.B.: The effects of metal vapor in arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 43, 2010
- [191] Murphy, A.B.: A self-consistent three-dimensional model of the arc, electrode and weld pool in gas-metal arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 44, 2011, doi:10.1088/0022-3727/44/19/194009
- [192] Needham, J.C.: Arc Welding. Patent 3496330, 1970
- [193] Nemchinsky, V.A.: Heat transfer in a liquid droplet hanging at the tip of an electrode during arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 30, S. 1120-4, 1997
- [194] Nemchinsky, V.A.: Electrode melting during arc welding with pulsed current. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 31, S. 2797-802, 1998
- [195] Nestor, O.H.: Heat Intensity and Current Density Distributions at the Anode of High Current, Inert Gas Arcs. *J. Appl. Phys.* 33, Nr.5, S. 1638-48, May 1962
- [196] Nieburg, F.: *Elektroschweißung* 9, S. 101-27, 1938
- [197] Nordbruch, S., Gräser, A.: Optimization of PGMAW using online observation and statistical data. Eleventh International Conference on Computer Technology in Welding, NIST Special Publication 973, S. 31-8, 2002
- [198] Norm DIN 440: Drahtelektroden und Schweißgut zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen. Deutsche Fassung, November 1994
- [199] Norm DIN EN 573-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen. November 2007
- [200] Norm DIN EN 12072: Drahtelektroden, Drähte und Stäbe zum Lichtbogenschweißen von nichtrostenden und hitzebeständigen Stählen. Januar 2000
- [201] Norrish, J, Richardson, I.F.: Metal transfer mechanisms. *Welding & Metal Fabrication*, S. 17-22, Januar, Februar 1988
- [202] Ozawa, S., Suzuki, S., Hibiya, T., et al.: Influence of oxygen partial pressure on surface tension and its temperature coefficient of molten iron. *J. Appl. Phys.* 109, 2011
- [203] Paradis, P.-F., Ishikawa, T., Yoda, S.: Non-contact measurements of Surface tension and Viscosity of Niobium, Zirconium, and Titanium Using an Electrostatic Levitation Fur-

- nace. *International Journal of Thermophysics*, Vol. 23, Nr. 3, S. 825-42, 2002
- [204] Passerone, A.: Twenty Years of Surface Tension Measurements in Space. *Microgravity Sci. Technol.* 23, S.101-11, 2011
- [205] PCO AG: pco.dimax User Manual V1.02. November 2012
- [206] Pekkari, B.: The Future of Welding and Joining. *Svetsarin Magazine: The ESAB Welding and Cutting Journal*, Vol.59, Nr.1, 2004
- [207] Pépe, N., Egerland, S., Colegrove, P.A., et al.: Measuring the Process Efficiency of Controlled Gas Metal Arc Welding Processes. *Science and Technology of Welding & Joining*, Vol. 16, Ausgabe 5, S. 412-7, 2011
- [208] Petrov, A.V.: *Schweißtechnik Berlin*, 6. Jahrgang, 1956
- [209] Pires, I., Quintino, L., Miranda, R.M., et al.: Fume emission during gas metal arc welding. *Toxicological and Environmental Chemistry*, 88(3), S. 385-94, Juli-Sept. 2006
- [210] Pomaska, H.-U.: Anwendung des Impulslichtbogenschweißens. *Der Praktiker – Schweißen und Schneiden* 25, H. 11, S. 264-7, 1973
- [211] Pomaska, H.-U.: *MAG Welding – Not a Sealed Book*. Linde AG, 1991
- [212] Powell, R.W., Ho, C.Y., Liley, P.E.: *Thermal Conductivity of Selected Materials. National Standard Reference Data Series – National Bureau of Standards – 8 (Category 5 – Thermodynamic and Transport Properties)*, 1966
- [213] Praveen, P., Yarlagadda, P.K.: Pulsed Gas Metal Arc Welding (GMAW-P) for Newer Challenges in Welding of Aluminium Alloys. *Proceedings of the International Manufacturing Leaders Forum on “Global Competitive Manufacturing”*, Adelaide, März 2005
- [214] Praveen, P., Yarlagadda, P.K.: Meeting challenges in welding of aluminum alloys through pulse gas metal arc welding. *Journal of Materials Proceeding Technology* 164-165, S. 1106-12, 2005
- [215] Puschner, P.: *Dynamisches Verhalten eines MIG-Schweißlichtbogens unter Betriebsbedingungen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Fakultät Maschinenwesen, 1974
- [216] Puyrenier, B., Valensi, F., et al.: Comparison between direct and reverse polarity in GMAW. *International Symposium on Plasma Chemistry 19*, Bochum, Deutschland, Juli 2009
- [217] Quigley, M.B.C., Richards, P.H., Swift-Hook, D.T., Gick, A.E.F.: Heat flow to the work-

- piece from a TIG welding arc. *J. Phys. D: Appl. Phys.*, Vol. 6, S. 2250-9, 1973
- [218] Quimby, B.J., Ulrich, G.D.: Fume Formation Rates in Gas Metal Arc Welding – A new fume chamber design improves the accuracy of fume generation data. *Welding research supplement*, S. 142-9, April 1999
- [219] Rao, Z.H., Zhou, J., Liao, S.M., Tsai, H.L.: Three-dimensional modeling of transport phenomena and their effect on the formation of ripples in gas metal arc welding. *J. Appl. Phys.* 107, 054905, 2010
- [220] Rao, Z.H., Liao, S.M., Tsai, H.L.: Effects of shielding gas compositions on arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding. *J. Appl. Phys.* 107, 044902, 2010
- [221] Rao, Z.H., Hu, J., Liao, S.M., et al.: Modeling of the transport phenomena in GMAW using argon–helium mixtures. Part I – The arc- *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53, S. 5707-21, 2010
- [222] Rao, Z.H., Hu, J., Liao, S.M., et al.: Modeling of the transport phenomena in GMAW using argon–helium mixtures. Part II – The metal. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53, S. 5722–32, 2010
- [223] Rayleigh L.: On the capillary phenomena of jets *Proceeding of the Royal Society of London*. 29, S. 71–97, 1879
- [224] Reisinger, U., Kruscha, J.: Entwicklung einer ereignisorientierten Regelung auf der Basis der inversen Modellierung zur robusten Prozessführung komplexer MSG-Impulsschweißprozesse. Schlussbericht, AiF-Forschungsvereinigung, Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 15.872 BG, 2012
- [225] Rhim, W.-K., Ohsaka, K., Paradis, P.-F.: Noncontact technique for measuring surface tension and viscosity of molten materials using high temperature electrostatic levitation. *Review of scientific instruments*, Vol. 70, Nr. 6, S. 2796-801, Juni 1999
- [226] Rodwell, M.: Surface tension effects in welding. *TWI Bulletin*, Juni 1985
- [227] Rohloff, E.: Strömungsgeschwindigkeit der Anodenflamme des Kohlebogens. *Zeitschrift für Physik*, Bd. 126, S. 175-84, 1949
- [228] Rose, S.: Entstehung und Reduzierung der Schweißrauchemission beim MSG-Schweißen – Ergebnisse des 1. EWM-Awards. *DVS-Berichte Band 275, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen 2011*, S. 599-606, ISBN 978-3-87155-267-0
- [229] Rose, S., Füssel, U., Schnick, M.: Modelling of the dynamic arc behaviour considering

- experimental data. Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding DVS Media 281, S. 77-88, ISBN: 3-87155-273-9, 2012
- [230] Rose, S.: Einfluss des Werkstoffübergangs auf das dynamische Prozessverhalten beim Metallschutzgasschweißen. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresdner Fügetechnische Berichte Band 24, 2013
- [231] Rouffet, M.E., et al.: Spectroscopic investigation of the high-current phase of a pulsed GMAW process, J. Phys. D: Appl. Phys. 43, 434003, 2010
- [232] Ruge, J.: Handbuch der Schweißtechnik, Band II: Verfahren und Fertigung. 2., neubearbeitete Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1980, ISBN978-3-642-96568-5
- [233] Sahoo, P., DebRoy, T., McNallan, M.J.: Surface Tension of Binary Metal – Surface Active Solute Systems under Conditions Relevant to Welding Metallurgy. Metallurgical transactions B, Vol. 19B, S.483-91, Juni 1988
- [234] Sanders, N.A., Pfender, E.: Measurement of anode falls and anode heat transfer in atmospheric pressure high intensity arcs. J. Appl. Phys. 55 (3), S. 714-22, Februar 1984
- [235] Savage, W.F., Nippes, E.F., Zanner, F.J.: Determination of GTA Wed-Puddle Configuration by Impulse Decanting. Welding Research Supplement, S. 201-10, Juli 1978
- [236] Scheller, G.: Messunsicherheit einer Temperaturmesskette mit Beispielrechnungen. Fulda 2003, ISBN 978-3-935742-12-2
- [237] Schellhase, M.: Der Schweißlichtbogen – ein technologisches Werkzeug. VEB Verlag Technik Berlin. 1. Auflage, 1985
- [238] Schnick, M.: Numerische und experimentelle Verfahrens- und Brennerentwicklung beim Plasmalichtbogenschweißen. Dissertation, Technische Universität Dresden, Professur für Fügetechnik und Montage, 2011, ISBN 978-3-942710-16-9
- [239] Schnick, M., Füssel, U., Hertel, M., et al.: Metal vapour causes a central minimum in arc temperature in gas–metal arc welding through increased radiative emission. J. Phys. D: Appl. Phys. 43, 2010, doi:10.1088/0022-3727/43/2/022001
- [240] Schnick, M., Füssel, U., Hertel, M., et al.: Modelling of gas-metal arc welding taking into account metal vapour. J. Phys. D: Appl. Phys. 43, 2010
- [241] Schnick, M., Dreher, M., Zschetzsche, J., Füssel, U., Spille-Kohoff, A.: Visualization and Optimization of Shielding Gas Flows in Arc Welding. Welding in the world, Vol. 56, S.

- 54-61, 2012
- [242] Schoeck, P.A., Eckert, E.R.G.: An Investigation of the Anode Energy Balance of High Intensity Arcs in Argon. *Modern Developments in Heat Transfer*. Ed. W. Ibele, Academic Press, NY, S. 353-400, 1963
- [243] Schrunner, H.-J.: Einfluss verschiedener Legierungselemente auf die Oberflächen- und Grenzflächenspannung von Stahl und Schlacke. *Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen*. 1993
- [244] Scotti, A., Rodrigues, C.A.: Determination of the Momentum of Droplets Impinging on the Pool during Aluminium GMAW. *Soldagem Insp. São Paulo*, Vol. 14, Nr. 4, S.336-43, 2009
- [245] SFI-Aktuell 06/07: Hauptgebiet 1, Sonderschweißprozesse, Kapitel 1.12: Einführung in das Schutzgasschweißen. *Gesellschaft für Schweißtechnik International mbH*, 2006
- [246] Siewert, E.: Steigerung der Leistungsfähigkeit des Plasmastichlochsweißens durch gezieltes Ausnutzen physikalischer Effekte im Bereich des Lichtbogens und des Stichlochs. *Diplomarbeit Technische Universität Dresden*, 2008
- [247] Siewert, E., Schein, J., Forster, G., et al.: Entwicklung und Parametrisierung eines instrumentierten Modelllichtbogens. Beitrag zu "Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug". *Zwischenbericht II zum Lichtbogenkolloquium am 07. Oktober 2010 in Aachen, Cluster Lichtbogenschweißen*, S. 20-7, 2010, ISBN: 978-3-941681-09-5
- [248] Siewert, E., Bachmann, B., Marques, J.-L. et al.: Experimentelle Erkenntnisse zum Werkstoffübergang. *DVS-Berichte Band 275, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen*, S. 531-37, 2011, ISBN 978-3-87155-267-0
- [249] Siewert E., Schein J., Kozakov, R., et al.: Experimental analysis of the material transfer in GTAW. *Beitrag in Physics and capabilities of gas metal arc welding DVS Media 281*, S. 34-45, ISBN: 3-87155-273-9, 2012
- [250] Siewert, E., Schein, J.: Comprehensive diagnostic description of Plasma and TIG Welding processes by analyzing the cathode surface temperature, the energy density and pressure distribution, the integrated heat flux as well as the arc geometry. *Proceedings of the Visual-JW2012*, S. 18-9, Osaka, Japan
- [251] Siewert, E., Schein, J.: Influence of wire material and gas composition on surface temperature, surface tension and enthalpy of the material transfer from the electrode to the work-



- piece in pulse GMAW. Proceedings of the Visual-JW2012, S. 29-30, Osaka, Japan
- [252] Siewert, E., Schein, J., Forster, G.: Determination of enthalpy, temperature, surface tension and geometry of the material transfer in PGMAW for the system argon–iron. *Journal of Physics D: Applied Physics* 46, 224008, 2013
- [253] So, W.J., Kang, M.J., Kim, D.C.: Weldability of pulse GMAW joints of 780 MPa dual-phase steel. *Achieves of Materials Science and Engineering*, Vol. 41, Ausgabe 1, S. 53-60, Januar 2010
- [254] Soderstrom, E.J., Scott, K.M., Mendez, P.F.: Calorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW. *Welding Journal*, Vol. 90, S. 77-84, April 2011
- [255] Soderstrom, E.J., Scott, K.M., Mendez, P.F.: Calorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW. *Welding Journal*, Vol. 90, S. 77-84, April 2011
- [256] Song, H.S., Zhang, Y.M.: Image Processing for Measurement of Three-Dimensional GTA Weld Pool Surface. *Welding Journal*, Vol. 86, S. 323-30, Oktober 2007
- [257] Spur, G., Stöferle, T.: *Handbuch der Fertigungstechnik: Fügen, Handhaben und Montieren*. Hanser Verlag, 1986, ISBN 3446125361
- [258] Stark, R., Bartout, D., Fischer, G., et al.: Entwicklung eines optimierten Absaugbrenners zum Metall-Schutzgasschweißen. *Schweißen und Schneiden* 65, Heft 1-2, S. 40-4, 2013
- [259] Suban, M., Tušek, J.: Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used. *Journal of Materials Processing Technology* 119, S. 185-92, 2001
- [260] Subramaniam, S., White, D.R., Scholl, D.J., Weber, W.H.: In situ optical measurement of liquid drop surface tension in gas metal arc welding. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 31, S. 1963–7, 1998
- [261] Subramaniam, S., White, D.R.: Effect of Shielding Gas Composition on Surface Tension of Steel Droplets in a Gas-Metal-Arc Welding Arc. *Metallurgical and Metals Transaction B*, Vol. 32B, S. 313-8, April 2001
- [262] Suryanarayana, P.V., Bayazitoglu, Y.: Surface Tension and Viscosity from Damped Free Oscillations of Viscous Droplets. *International Journal of Thermophysics*, Vol. 12, Nr. 1, S. 137-51, 1991
- [263] Talkington, J.: *Variable Polarity Gas Metal Arc Welding*. A Thesis for the degree Master of Science in the Graduate School of The Ohio State University, 1998
- [264] Tanaka, M., Lowke, J.H.: Predictions of weld pool profiles using plasma physics. *J. Phys.*

- D: Appl. Phys. 40, R1–R23, 2007, doi:10.1088/0022-3727/40/1/R01
- [265] Tanaka, M., Kenji, W., et al.: Visualization of 2D Temperature Distribution of Molten Metal in Arc Welding Process. Transaction of JWRI, Vol. 38, Nr.2, S. 1-4, 2009
- [266] Tanaka, T., Kitamura, T., Back, I.A.: Evaluation of Surface tension of Molten Ionic Mixtures. ISIJ International, Vol. 46, Nr. 3, S. 400-6, 2006
- [267] Tecnar: DPV-2000 Handbuch, Rev. 5.0
- [268] Thurner, S.: Erzeugung und Anwendung modulierter Prozessgasströme beim Schutzgasschweißen. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2008
- [269] Ton, H.: Physical properties of the plasma-MIG welding arc. J. Phys. D: Appl. Phys. 8, S. 923-33, 1975
- [270] Tong, H., Ueyama, T., Tanaka, M., Ushio, M.: Observations of abnormal arc voltage phenomena in AC/DC pulsed MIG Welding. Welding International, 19:12, S. 940-4, 2005
- [271] Trube, S., Miklos, E.: Metall-Aktivgasschweißen MAG / Metall-Inertgasschweißen MIG. 29. Sondertagung: Schweißen im Anlagen und Behälterbau. Basis-Info: MAG / MIG, 2001
- [272] Tsai, N.S., Eagar, T.W.: Distribution of the Heat and Current Fluxes in Gas Tungsten Arcs. Metallurgical Transactions B, Vol. 16B, S. 841-6, Dezember 1985
- [273] Tsujimura, Y., Tashiro, S., Tanaka, M.: Numerical Model of Gas Metal Arc with Metal Vapor for Heat Source in Welding. Transaction of JWRI, Vol. 40, Nr.1, S. 25-9, 2011
- [274] Thyssen Krupp Materials: Aluminium Alloy 5083-O H111 – Material Data Sheet, September 2013
- [275] Uhrland, D.: Preamble – Physics and capabilities of gas metal arc welding – summary of research results. DVS-Berichte Vol. 281, 2012, S. 1-7, ISBN 978-3-87155-273-1
- [276] Uhrland, D.: Persönliches Gespräch, geführt am 23.10.2013 zum Thema "Metалldampfbildung", Forschungsschwerpunktleiter Energie, Leibniz-Institut für Plasmaforschung und Technologie e.V., Greifswald
- [277] Ushio, M., Nakata, K., Tanaka, M., et al.: Fume Generation in Al-Mg Alloy Welding with AC-pulsed GMA welding method, Trans JWRI, Vol. 23, Nr.1, 1994
- [278] Valensi, F., Pellerin, S., Pellerin, N., et al.: Experimental Investigations on Anode in GMAW. Trends in Welding Research, Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference, S. 417-23, 2009

- [279] Valensi, F., Pellerin, S., Boutaghane, A., et al.: Optical emission spectroscopic diagnostics of a GMAW plasma column. International Symposium on Plasma Chemistry 19, S. 417-23, Juli 2009, Bochum, Germany
- [280] Valensi, F., Pellerin, S., Boutaghane, A., et al.: Plasma diagnostics in gas metal arc welding by optical emission spectroscopy. J. Phys. D: Appl. Phys. 43, 2010, doi:10.1088/0022-3727/43/43/434002
- [281] Wahab, M.A., Painter, M.J.: Numerical models of gas metal arc weld using experimentally determined weld pool shapes as the representation of welding heat source. Int. J. Pres. Ves. & Piping 73, S. 153-9, 1997
- [282] Wahab, M.A., Painter, M.J., Davies, M.H.: The prediction of the temperature distribution and weld pool geometry in the gas metal arc welding process. Journal of Materials Processing Technology 77, S. 233-9, 1998
- [283] Wang, F., Hou, W.K., Hu, S.J., et al.: Modelling and analysis of metal transfer in gas metal arc welding. J. Phys. D: Appl. Phys. 36, S. 1143-52, 2003
- [284] Wang, G., Huang, P.G., Zhang, Y.M.: Numerical Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding under Modified Pulsed Current Conditions. Metallurgical and materials transactions B, Vol. 35B, S. 857-66, Oktober 2004
- [285] Wang, Y., Tsai, H.L.: Impingement of filler droplets and weld pool dynamics during gas metal arc welding process. International Journal of Heat and Mass Transfer 44, S. 2067-80, 2001
- [286] Weber, R.: Messung der Grenzflächenspannung von Eisen in flüssigen, oxidischen Mehrstoffsystemen mit der Methode des hängenden Tropfens. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Hochschule Aachen, 1981
- [287] Wege, M., Platz, J., Schmidt, K.-P.: Moderne MIG-/MAG-Wechselstromtechnik und ihre Anwendungen. DVS-Berichte Band 275, Große Schweißtechnische Tagung 2011, S. 238-45, ISBN 978-3-87155-267-0
- [288] Węglowski, M.St., Huang, Y., Zhang, Y.M.: Effect of welding current on metal transfer in GMAW. Archives of Materials Science and Engineering. Vol. 33, Ausgabe 1, S. 49-56, September 2008
- [289] Wienecke, R.: Über das Verhalten abgeschalteter Lichtbögen hoher Stromstärke. Zeitschrift für Physik, Bd. 143, S. 118-27, 1955

- [290] Wienecke, R.: Über das Geschwindigkeitsfeld der Hochstrombogensäule. Zeitschrift für Physik, Bd. 143, S. 128-40, 1955
- [291] Wienecke, R.: Über das Auftreten von Dampfstrahlen in Kohlelichtbögen hoher Stromstärken. II, Zeitschrift für Physik, Bd. 151, S. 159-73, 1958
- [292] Wieser, Ch., Helmbold, A., Gülzow, E.: A new technique for two-dimensional current distribution measurements in electrochemical cells. Journal of Applied Electrochemistry 30, S. 803-7, 2000
- [293] Wilhelm, G.: Quantitative Optimierung des Energieeintrags beim MSG-Hochleistungsschweißen nichtrostender Stähle. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2006, ISBN 3-87155-976-8
- [294] Wilden, J.: Lichtbogenschweißen – Physik und Werkzeug, Zwischenberichte II, 2010, ISBN-978-3-941681-02-6
- [295] Wille, G., Millot, F., Rifflet, J.C.: Thermophysical Properties of Containerless Liquid Iron up to 2500 K. International Journal of Thermophysics, Vol. 23, Nr. 5, S. 1197-206, September 2002
- [296] Wilson, J.L., Claussen, G.E., Jackson, C.E.: The effect of  $I^2R$  heating on electrode melting rate. Supplement of the welding journal, S. 1-8, Jan. 1956
- [297] Wolff, L.: Das Impulslichtbogenschweißen und der praktische Einsatz. DVS-Berichte Bd. 18. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf 1970
- [298] Xu, G., Hu, J., Tsai, H.L.: Three-dimensional modeling of arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding. International Journal of Heat and Mass Transfer 52, S. 1709–24, 2009
- [299] Xue, X.M., Wang, J.T.: The surface tension and composition of liquid Fe-P alloys. Journal of Non-Crystalline Solids 156-158, S. 841-4, 1993
- [300] Yamazaki, K., Yamamoto, E., et al.: The measurement of metal droplet temperature in GMA welding by infrared two-colour pyrometry. Welding International, Vol. 24, Nr. 2, S. 81-7, February 2010
- [301] Yamazaki, K., Yamamoto, E., Suzuki, K., et al.: Measurement of surface temperature of weld pools by infrared two colour pyrometry. Science and Technology of Welding and Joining. Vol. 15, Nr. 1, S. 40-7, 2010
- [302] Yamazaki, K., Yamamoto, E., et al.: In-Situ Measurement of Metal Droplet Temperature

- in Gas Metal Arc Welding by Two-Color Pyrometry. IIW Doc. 212-1103-07
- [303] Yamazaki, K., Suzuki, R., Shimizu, H., Koshiishi, F.: Spatter and fume reduction in CO<sub>2</sub> Gas-Shielded Arc Welding by regulated globular transfer. *Welding in the world*, Nr. 56, 2012
- [304] Yudodibroto, R.: Liquid Metal Oscillation and Arc Behavior during welding. Dissertation, Delft University of Technology, January 2010
- [305] Zeller, P., Danninger, C., Rabl, M.: Observation of Current Distribution in Arc Chutes with a Hall Probe Matrix. *Proceedings of the IEEE Sensors, Austria, Vol.2*, S. 631-4, 2004
- [306] Zhang, Y.M., Ligu, E., Kovacevic, R.: Active Metal Transfer Control by Monitoring Excited Droplet Oscillation. *Welding research supplement*, S. 388-95, September 1998
- [307] Zhang, G., Yan, Z., Wu, L.: Reconstructing a three-dimensional P-GMAW weld pool shape from a two-dimensional visual image. *Meas. Sci. Technol.* 17, S. 1877-82, 2006
- [308] Zhou, X., Ding, B., Heberlein, J.V.R.: Temperature measurements and metallurgical study of cathodes in DC arcs. *IEEE Trans. Comp., Packag., Manufact. Technol. A* 19, S. 320-8, 1998
- [309] Zielinska, S., Musiol, K., Dzierzega, K., et al.: Investigation of GMAW plasma by optical emission spectroscopy. *Plasma Sources Sci. Technol.* 16, S. 832-8, 2007
- [310] Zijp, J., Hiraoka, K.: Basic parameters of heat transport in argon-helium mixed gas arcs. *Welding International*, Nr. 8, S. 518-24, 1994
- [311] Zschetzsche, J.: Diagnostik von Schutzgasschweißprozessen. Dissertation, Technische Universität Dresden, Verlag der Wissenschaften, Dresden, 2007
- [312] <http://webbook.nist.gov/chemistry/>
- [313] <http://www.aksteel.eu/de/1-produkte/0-reineisen/1-chemische-zusammensetzung.html>

## 8 Abbildungs- und Tabellenverzeichnis

|  |    |
|--|----|
| Abbildung 2–1: Verfahrensprinzip des MSG-Schweißverfahrens [59]  | 4  |
| Abbildung 2–2: Einfluss des Drahtdurchmessers und der Stromstärke auf die Abschmelzleistung und den Einbrand [211] (a) sowie auf die Abschmelzleistung [133] (b)   | 5  |
| Abbildung 2–3: Schematische Darstellung der konventionellen Lichtbogenarten in Abhängigkeit der Schweißstromstärke, der Drahtgeschwindigkeit und der Lichtbogenspannung [271]  | 7  |
| Abbildung 2–4: Einfluss des Stromverlaufs auf den Werkstofftransfer beim ILB-Schweißen [13] (a) und Tropfenablösefrequenz in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Drahtdurchmessers [13] (b)  | 9  |
| Abbildung 2–5: Übersicht über experimentelle Messmethoden zur Analyse von MSG-Schweißprozessen   | 12 |
| Abbildung 2–6: Schematischer Versuchsaufbau eines Zweifarbenpyrometers [265] (a) und Temperaturplot eines Schweißtropfens [21] (b) mit dem Versuchsaufbau von [265]  | 15 |
| Abbildung 2–7: Dichte (a) und Viskosität (b) von Reineisen als Funktion der Temperatur, modifiziert übernommen aus [7]   | 17 |
| Abbildung 2–8: Oberflächenspannung von Reineisen als Funktion der Temperatur und der Sauerstoffkonzentration [35] (a) und als Funktion der Temperatur, modifiziert übernommen aus [127] [128] (b)  | 18 |
| Abbildung 2–9: Schematische Darstellung der Verformung eines oszillierenden Tropfens (a) und Darstellung des Schwingungsverhaltens einer symmetrischen gedämpften Oszillation über die Zeit (b)  | 19 |
| Abbildung 2–10: Einteilung von Simulationsmodellen nach ihrer Komplexität und ihrem Berechnungsaufwand [95]  | 23 |
| Abbildung 2–11: Teilvorgänge des Elektrodenwerkstoffübergangs beim MSG-Schweißen und Wechselwirkungen mit dem Lichtbogen und dem Schmelzbad  | 25 |
| Abbildung 2–12: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf den Lichtbogenansatz, den Tropfentransfer und den Einbrand [13] (a) sowie Wärmeleitfähigkeit von Elementargasen als Funktion der Temperatur [238] (b)  | 26 |
| Abbildung 2–13: Abschmelzleistung MR als Funktion der freien Länge der Elektrode [296], entnommen aus [30] (a) sowie elektrischer Widerstand von Eisen und Stahl, modifiziert übernommen aus [108] und Aluminium, modifiziert übernommen aus [38] in Abhängigkeit der Temperatur (b) | 32 |
| Abbildung 2–14: Schematische Darstellung der Kräfte, die auf die Drahtelektrode beim MSG-Schweißen wirken  | 35 |
| Abbildung 2–15: “Geometrie“ des Strompfades bei geringen Stromstärken (a), bei hohen Stromstärken (b), beim Sprühlichtbogen (c) und beim Tropfenübergang mit exzentrisch weggedrückten Tropfen (d) [201]   | 37 |
| Abbildung 2–16: Plasmagasströmung infolge der Lorentzkraft [60] [61]   | 37 |
| Abbildung 3–1: Überblick über die eingesetzten Messmethoden (links) und die Analysestellen (rechts) zur experimentellen Beschreibung des Werkstoffübergangs und dessen Interaktion mit der Schmelzbadausbildung  | 51 |
| Abbildung 3–2: Schematischer Aufbau (a) und Abmessungen (b) der Elektroden und des Schweißbrenners [252]   | 52 |

|  |    |
|--|----|
| Abbildung 3–3: Einfluss der wassergekühlten Ring-Kathode aus Kupfer (rote Kurve) auf den Verlauf des Schweißstroms (a) und auf den Verlauf der Lichtbogenspannung (b) im Vergleich zu einem Reineisenblech (blaue Kurve)                 | 53 |
| Abbildung 3–4: Schematischer Aufbau der gekühlten Ring-Kathode zur Bestimmung der Kathodenleistung   | 54 |
| Abbildung 3–5: Aufbau des anisothermen Flüssigkeitskalorimeters [251] (a), typischer Temperaturanstieg der kalorimetrischen Flüssigkeit (b) und Erwärmung der Gase oberhalb der kalorimetrischen Flüssigkeit (c)                         | 55 |
| Abbildung 3–6: Schematischer Aufbau des Zweifarbenpyrometers   | 58 |
| Abbildung 3–7: Bild bei der Kalibrierung der Zweifarbenpyrometrie bei $\lambda_1 = 780 \text{ nm}$ und $\lambda_2 = 940 \text{ nm}$ (a), Kalibriergerade (b) und Bild des Messobjektes bei den zwei Wellenlängen (c)                     | 59 |
| Abbildung 3–8: Rohdaten der Kamera (a), Intensitäts-Quotientenbild der ROI (b) und Temperaturplot (c)  | 60 |
| Abbildung 3–9: Bewertung eines Temperaturplots von einem Schmelzbad in der Kurzschlussphase eines CMT-Prozesses, Originalbild bei 780 nm (a) und entsprechender Temperaturplot (b)   | 60 |
| Abbildung 3–10: Analysestellen und Analysezeitpunkte: Schweißtropfen vor dem Ablösen (a), Schweißtropfen vor dem Eintauchen in das Schmelzbad (b), Drahtende vor dem Strompuls (c) sowie Satellitentropfen (d)                           | 61 |
| Abbildung 3–11: Betrachtungswinkel (Blick in Schweißrichtung) (a) und Analysestellen am Schmelzbad [252] (b)   | 61 |
| Abbildung 3–12: Unbearbeitete Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Schwingungsverhaltens eines Schweißtropfens während der Flugphase unterhalb der Ring-Kathode bei Standardeinstellungen in einem zeitlichen Abstand von 1 ms              | 62 |
| Abbildung 3–13: Mit einem Sobel- ( $3 \times 3$ ) und einem Laplacefilter ( $5 \times 5$ ) nachbearbeitete Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Schwingungsverhaltens der schmelzflüssigen Drahtspitze in einem zeitlichen Abstand von 1 ms | 62 |
| Abbildung 3–14: Schattenprojektion der Tropfengeometrie zur Analyse der Tropfenschwingung  | 63 |
| Abbildung 3–15: Vorgehensweise bei der Analyse der Bilddaten und bei der Bestimmung der Temperatur (a) sowie extrahiertes Schwingungsverhalten (b)   | 63 |
| Abbildung 3–16: Detektion der Schwingung des Tropfendepots an der Drahtspitze (a) und extrahierter Schwingungsverlauf (b)  | 64 |
| Abbildung 3–17: Vorrichtung zur Bestimmung der Tropfentemperatur anhand von Thermoelementen  | 66 |
| Abbildung 3–18: Vorrichtung zum gezielten Einbringen von Thermoelementen in das Schmelzbad, Übersicht (a) und Detailansicht (b)  | 66 |
| Abbildung 3–19: Aufbau der Stereoptik zur Rekonstruktion der Plasmastrahlung (a) sowie Rekonstruktionsvorgang (b) [252]  | 67 |
| Abbildung 3–20: Transmissionscharakteristik der Filter (Beleuchtungsquelle: HBO 200W) [252] (a) und Analysezeitpunkte (b) [252]  | 68 |
| Abbildung 3–21: Aufbau der Stereoptik zur Rekonstruktion der Tropfen- und Anodengeometrie (a) sowie Rekonstruktionsvorgang (b) [252]   | 69 |

|   |    |
|---|----|
| Abbildung 3–22: Vorrichtung zum Vermessen der Schmelzbadgeometrie (a), rekonstruiertes ausgetriebenes Schmelzbad (b) und rekonstruierte Schweißnahtoberfläche (c)   | 70 |
| Abbildung 4–1: Typischer Ablauf des Elektrodenwerkstoffübergangs bei Standardeinstellungen  | 71 |
| Abbildung 4–2: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit [252]  | 72 |
| Abbildung 4–3: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit (a) und des Stickouts (b) auf das Tropfenvolumen   | 73 |
| Abbildung 4–4: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit des Stickouts [252]   | 74 |
| Abbildung 4–5: Oberflächentemperatur eines Schweißtropfens kurz vor dem Ablösen von der Drahtelektrode (a), auf halber Distanz zum Werkstück (b) und auf der Höhe des Werkstücks (c) [252]  | 75 |
| Abbildung 4–6: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit (a) und des Stickouts (b) auf die mittlere Oberflächentemperatur der Drahtspitze, der Schweißtropfen und der Satellitentropfen [252]   | 76 |
| Abbildung 4–7: Kalorimetrisch bestimmte mittlere Tropfentemperatur als Funktion der Drahtgeschwindigkeit  | 77 |
| Abbildung 4–8: Anhand der Schwingungsanalyse bestimmte Oberflächenspannung und Temperatur der Schweißtropfen (a) sowie der flüssigen Drahtspitze (Tropfendepot) (b) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit   | 78 |
| Abbildung 4–9: Oberflächenspannung und Temperatur der Drahtspitze als Funktion des Stickouts (a) und der Lichtbogenlänge (b)  | 79 |
| Abbildung 4–10: Synchrone Darstellung der argondominierten Plasmastrahlung (gelb) und der metaldampfdominierten Strahlung (rot) in Abhängigkeit des Schweißstroms bei Standardeinstellungen   | 80 |
| Abbildung 4–11: Typische metaldampfdominierte Lichtbogenstrahlung in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Schweißstroms [252]  | 81 |
| Abbildung 4–12: Typische geometrische Ausbildung der Metaldampfsäule in der Mitte der Pulsstromphase in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit   | 82 |
| Abbildung 4–13: Typische argondominierte Lichtbogenstrahlung in Abhängigkeit der Drahtgeschwindigkeit und des Schweißstroms [252]   | 83 |
| Abbildung 4–14: Typische Metaldampfstehung als Funktion des Stickouts und des Schweißstroms   | 84 |
| Abbildung 4–15: Elektrische Lichtbogenleistung, Kathodenleistung und Wirkungsgrad als Funktion der Drahtgeschwindigkeit [252] (a), des Stickouts (b) und der Lichtbogenlänge (c)  | 85 |
| Abbildung 4–16: Mittlere Oberflächentemperatur 1 ms nach dem Kurzschließen des Lichtbogens in drei Bereichen des Schmelzbades (ROI 1 bis 3) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit [252] (a) des Stickouts [252] (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit [252] (d)                         | 86 |
| Abbildung 4–17: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit [252] (a), des Stickouts (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit [252] (d) auf die Einbrandbreite, die Einbrandtiefe, die Schweißnahtbreite, die Schweißnahtüberhöhung und die Schmelzbadlänge (Legende in (b) gilt für alle Diagramme) | 88 |



|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 4–18: Schnitte der Schmelzfläche (solid-liquid) in Schweißrichtung als Funktion der Drahtgeschwindigkeit [252] (a), des Stickouts (b), der Lichtbogenlänge (c) und der Schweißgeschwindigkeit [252] (d)  | 89  |
| Abbildung 4–19: 3-D Rekonstruktion der Draht- und Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit der Schutzgaszusammensetzung  | 90  |
| Abbildung 4–20: Typische binarisierte Darstellung der Draht- und Tropfengeometrie während eines Strompulses beim Einsatz von 18 % CO <sub>2</sub> im Argon-Schutzgas   | 91  |
| Abbildung 4–21: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf die Tropfentemperatur kurz vor dem Eintauchen in die Kathode bei Zumischungen von Stickstoff, Kohlendioxid, Wasserstoff, Sauerstoff (a) sowie Helium (b) | 92  |
| Abbildung 4–22: Oberflächenspannung des Tropfendepots einer Reineisenelektrode in Abhängigkeit der Schutzgaszusammensetzung  | 93  |
| Abbildung 4–23: Typische Geometrie des Metaldampfkerns (binarisiert) in der Mitte der Hochstromphase als Funktion der Schutzgaszusammensetzung   | 94  |
| Abbildung 4–24: Einfluss der Zumischung von Stickstoff (a), von Sauerstoff (b), von Kohlendioxid (c) und von Helium (d) auf die Kathodenleistung und den Wirkungsgrad  | 96  |
| Abbildung 4–25: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf die Schmelzbadtemperatur bei ROI 2   | 97  |
| Abbildung 4–26: Einfluss der Schutzgaszusammensetzung auf das Schmelzbadvolumen (a) und die Einbrandtiefe (b)  | 98  |
| Abbildung 4–27: Typische geometrische Ausbildung der Tropfengeometrie am Ende der Downslope-Phase in Abhängigkeit des Elektrodenmaterials  | 99  |
| Abbildung 4–28: Einfluss des Anodenmaterials auf die Tropfentemperatur bei Standardeinstellungen   | 99  |
| Abbildung 4–29: Abschmelzleistung (AL) als Funktion des Drahtdurchmessers und des mittleren Schweißstroms (a) bzw. der Lichtbogenleistung (b)  | 100 |
| Abbildung 5–1: Zusammenfassung der Temperaturmessungen bei Standardeinstellungen mit dem Zwei-Farben-Pyrometer (2 FP), der Schwingungsanalyse (SA), Thermoelementen (TE) und der Kalorimetrie                      | 101 |
| Abbildung 9–1: Lichtbogenleistung als Funktion der Lichtbogenart und des Drahtdurchmessers, Darstellung beruht auf Angaben von [172]   | 150 |
| Abbildung 9–2: Quanteneffizienz der Hochgeschwindigkeitskamera pco DIMAX (Fa. PCO) modifiziert übernommen aus [205]  | 150 |
| Abbildung 9–3: Oberflächenspannung, modifiziert übernommen aus [70] (a) und Dichte, modifiziert übernommen aus [7] (b) von Aluminium als Funktion der Temperatur   | 153 |
| Abbildung 9–4: Elektrische Leitfähigkeit als Funktion der Temperatur und der Plasmazusammensetzung (Prozentangaben in Mol), modifiziert übernommen aus [169]   | 153 |
| Abbildung 9–5: Lichtbogenlänge als Funktion der Lichtbogenspannung (an der Schweißmaschine eingestellt)  | 154 |
| Abbildung 9–6: Wärmeleitfähigkeit von Aluminium und Eisen, modifiziert übernommen aus [212]  | 155 |
| Abbildung 9–7: Versuchsaufbau für die Schweißversuche  | 155 |

|   |     |
|---|-----|
| Abbildung 9–8: Rohdaten der aufgefangenen Schweißtropfen [248] (a), Extraktion der Schweißtropfengeometrie [248] (b) und Größenverteilung der Schweißtropfen (c)  | 155 |
| Abbildung 9–9: Hochgeschwindigkeitszweifarbenpyrometer, Gesamtansicht von der Seite (a) und Detailansicht der Optik von oben (b)  | 156 |
| Abbildung 9–10: Über einen Strompuls gemittelttes Spektrum eines MSG-Plasmas bei Standardeinstellungen (zentrale Wellenlängen der Filter der Zweifarbenpyrometrie sind eingezeichnet)   | 157 |
| Abbildung 9–11: Brennerposition beim Schweißen (a) sowie Positionierung der Kalibrierlampe (b, c)   | 157 |
| Abbildung 9–12: Oberflächentemperaturmessung entlang der Achse einer mit 160 A betriebenen cerierten Wolframkathode im Vergleich zu Messungen von <i>Kraut</i> [149] (Elektroden Durchmesser: 3,2 mm, Spitzenwinkel: 60°, Lichtbogenlänge: 5 mm)        | 157 |
| Abbildung 9–13: Abschaltverhalten des Schützes DIL 4-22 (Fa. Klöckner Moeller) bei einem 200 A WIG-Lichtbogen (Argon-Schutzgas; 5 mm Lichtbogenlänge; 4,0 mm WC-20 Wolframelektrode; 30° Spitzenwinkel)   | 158 |
| Abbildung 9–14: Temperaturverlauf der Drahtspitze (a) und des Schweißtropfens (b) nach dem Kurzschließen des Schweißstroms am Ende der Pulsstromphase bei Standardeinstellungen   | 158 |
| Abbildung 9–15: FFT der Tropfenschwingung bei Standardeinstellungen   | 158 |
| Abbildung 9–16: An der Unterseite der Hohlkathode austretender Schweißtropfen (a), Einfluss des folgenden Strompulses auf den abgelösten Schweißtropfen bei einer Drahtgeschwindigkeit von 2 m min <sup>-1</sup> (b) bzw. von 6 m min <sup>-1</sup> (c) | 159 |
| Abbildung 9–17: Hochgeschwindigkeitsaufnahme beim Eintauchen der Thermoelemente in das Schmelzbad (a) und Gesamtansicht nach dem Erstarren des Schmelzbades (b)   | 159 |
| Abbildung 9–18: Dreidimensionales Modell der Stereooptik  | 160 |
| Abbildung 9–19: Aufbau zum Austreiben der Schmelze  | 160 |
| Abbildung 9–20: 3-D-Oberflächenplot und Extraktion einer Schnittebene längs (a) und quer (b) zur Schweißrichtung  | 161 |
| Abbildung 9–21: Häufungsorte von Argon-Linien (rot) und von Metalllinien (blau) bei einem Schweißvorgang [91]   | 161 |
| Abbildung 9–22: Gemittelttes Spektrum eines MSG-Plasmas bei Standardeinstellungen und Transmissionsbereich der eingesetzten Filter für die Stereooptik  | 161 |
| Abbildung 9–23: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b), der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit   | 162 |
| Abbildung 9–24: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b), der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion des Stickouts  | 163 |
| Abbildung 9–25: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b), der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion der Lichtbogenleistung   | 164 |
| Abbildung 9–26: Typische Tropfengeometrie als Funktion der Drahtgeschwindigkeit am Ende der Pulsstromphase  | 165 |
| Abbildung 9–27: Stromverlauf bei einer Drahtgeschwindigkeit von 10 m min <sup>-1</sup>  | 165 |

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 9–28: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die mittlere Temperatur der Drahtspitze und der Schweißtropfen beim Ablösen und beim Eintauchen in das Schmelzbad sowie von Satellitentropfen   | 165 |
| Abbildung 9–29: Frühzeitiges Visualisieren der Metaldampfstrahlung bei einer hohen Drahtgeschwindigkeit von $10 \text{ m min}^{-1}$ im Übergang von der Grund- in die Pulsstromphase (a) und beim Erreichen des Pulsstroms (b) sowie bei Standardeinstellungen im Übergang von der Grund- in die Pulsstromphase (c) und bei halbem Pulsstrom (d) | 166 |
| Abbildung 9–30: Auftreten von metaldampfdominierter Strahlung bei einer Drahtgeschwindigkeit von $10 \text{ m min}^{-1}$   | 166 |
| Abbildung 9–31: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die Ausbildung des argondominierten Plasmas in der Mitte der Pulsstromphase   | 166 |
| Abbildung 9–32: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die Ausbildung des Metaldampfkerns in der Mitte der Pulsstromphase  | 167 |
| Abbildung 9–33: Ausbildung des Metaldampfkerns bei einer Lichtbogenlänge von 5 mm  | 167 |
| Abbildung 9–34: Abklingverhalten der Metaldampfstrahlung bei einer Lichtbogenlänge von 5 mm  | 167 |
| Abbildung 9–35: Argondominiertes Plasma als Funktion des Stickouts   | 168 |
| Abbildung 9–36: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit auf die Schmelzbadgeometrie [252]  | 168 |
| Abbildung 9–37: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenleistung als Funktion des Elektrodenmaterials sowie der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)  | 170 |
| Abbildung 9–38: Graphische Darstellung des mittleren Schweißstroms als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)   | 171 |
| Abbildung 9–39: Graphische Darstellung der mittleren Pulsfrequenz als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)  | 172 |
| Abbildung 9–40: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenleistung als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)  | 173 |
| Abbildung 9–41: Argon-Lichtbogen in der Mitte der Hochstromphase als Funktion der Schutzgaszusammensetzung   | 174 |
| Abbildung 9–42: Zeitliche Ausbildung des Metaldampfplasmas bei 500 ppm Sauerstoff  | 174 |
| Abbildung 9–43: Einfluss des Kohlendioxid- (a), Sauerstoff- (b), Helium- (c) und Wasserstoffanteils (d) im Argon-Schutzgas auf die Breite und Länge des Schmelzbades sowie auf die Einbrandtiefe   | 175 |
| Abbildung 9–44: Stromverlauf in Abhängigkeit des Drahtelektrodenmaterials bei Standardeinstellungen  | 175 |
| Abbildung 9–45: Metaldampfplasma als Funktion des Elektrodenmaterials und des Schweißstroms  | 176 |
| Abbildung 9–46: Argonplasma als Funktion des Elektrodenmaterials und des Schweißstroms   | 176 |
| Abbildung 9–47: Drahttemperatur und kumulativer Widerstand des Drahtes bei einem Stickout von 6,5 mm (Linien) und bei 24 mm (unterbrochene Linien)   | 177 |

|  |     |
|--|-----|
| Tabelle 2-1: Leicht (+) und stark (++) fördernde sowie reduzierende (-) Einflüsse auf die Bildung von Metaldampf .....   | 30  |
| Tabelle 3-1: Standardeinstellungen des Schweißprozesses .....  | 47  |
| Tabelle 3-2: Gruppierung der Untersuchungen .....  | 48  |
| Tabelle 3-3: Maximale Verunreinigungen des Reineisens (Güte 4) [313] .....   | 49  |
| Tabelle 3-4: Variationsbreite der Schweiß Einstellungen für die Versuchsreihe "Argon-Reineisen" (variable Größen sind hervorgehoben) .....   | 49  |
| Tabelle 3-5: Versuchsplan Schutzgase .....   | 50  |
| Tabelle 3-6: Wichtigste, den Elektrodenwerkstoffübergang beeinflussende, Unterschiede der Mischgase im Vergleich zu reinem Argon und zu erwartende Auswirkungen .....  | 50  |
| Tabelle 3-7: Versuchsplan Zusatzwerkstoffe .....   | 50  |
| Tabelle 9-1: Übersicht über Messmethoden am MSG-Schweißprozess .....   | 151 |
| Tabelle 9-2: Wichtige Eigenschaften der Drahtelektrodenmaterialien .....   | 152 |
| Tabelle 9-3: Chemische Zusammensetzung von G3Si1 (Einzelwerte in der Tabelle sind Höchstwerte; falls nicht festgelegt: $Cr \leq 0,15$ ; $Cu \leq 0,35$ ; und $V \leq 0,03$ ; der Anteil an Kupfer im Stahl plus Umhüllung darf 0,35 % nicht überschreiten) [198] ..... | 153 |
| Tabelle 9-4: Chemische Zusammensetzung von 1.4316 (X1CrNi19-9) [200] (falls nicht festgelegt $Mo < 0,3$ %; $Cu < 0,3$ % und $Ni < 0,3$ %) .....  | 154 |
| Tabelle 9-5: Chemische Zusammensetzung von 3.3547 (AL Mg4,5Mn0,7) nach DIN EN 573-3 [199] (andere Beimengungen, für die keine Grenzwerte angegeben sind, betragen einzeln maximal 0,05 % oder in Summe 0,15 %) .....   | 154 |
| Tabelle 9-6: Messtechnik und Leistungsdaten .....  | 154 |
| Tabelle 9-7: Konstanten der Gl. 21 und Gl. 22 [312] .....  | 156 |
| Tabelle 9-8: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Drahtgeschwindigkeit [252] .....  | 162 |
| Tabelle 9-9: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion des Stickouts [252] .....   | 163 |
| Tabelle 9-10: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Lichtbogenlänge [252] .....  | 164 |
| Tabelle 9-11: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Stickstoff in das Argon-Schutzgas .....  | 169 |
| Tabelle 9-12: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Kohlendioxid in das Argon-Schutzgas .....  | 169 |

|  |     |
|--|-----|
| Tabelle 9-13: Mittlere Lichtbogen­spannung, mittlerer Schweiß­strom, Puls­frequenz, Licht­bogen­leistung, Tropfen­volumen und Tropfen­durchmesser als Funktion der Zumischung an Sauerstoff in das Argon-Schutzgas.....  | 169 |
| Tabelle 9-14: Mittlere Lichtbogen­spannung, mittlerer Schweiß­strom, Puls­frequenz, Licht­bogen­leistung, Tropfen­volumen und Tropfen­durchmesser als Funktion der Zumischung an Helium in das Argon-Schutzgas.....      | 169 |
| Tabelle 9-15: Mittlere Lichtbogen­spannung, mittlerer Schweiß­strom, Puls­frequenz, Licht­bogen­leistung, Tropfen­volumen und Tropfen­durchmesser als Funktion der Zumischung an Wasserstoff in das Argon-Schutzgas..... | 169 |
| Tabelle 9-16: Einflüsse auf den Elektrodenwerkstoffübergang (rote Pfeile: Zunahme, grüne Pfeile: Abnahme, blaue Doppelpfeile: keine Veränderung, schwarzer Pfeil: Veränderung ohne Wertung) .....                        | 178 |

## 9 Anlagenverzeichnis

### Anhang 1: Stand von Wissenschaft und Technik

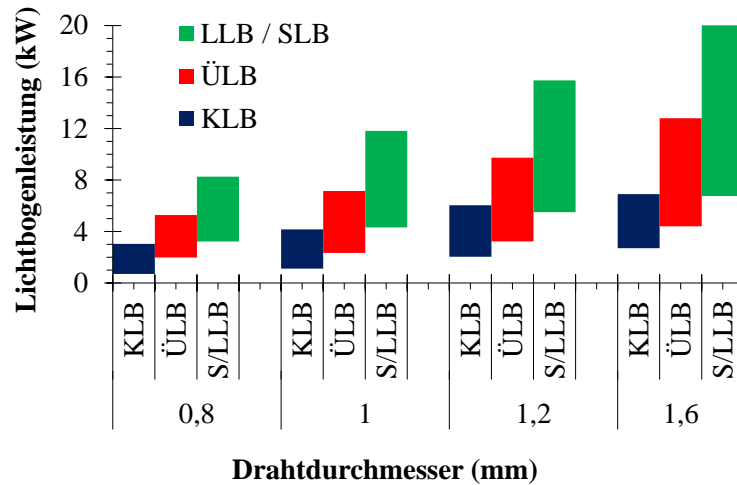


Abbildung 9–1: Lichtbogenleistung als Funktion der Lichtbogenart und des Drahtdurchmessers, Darstellung beruht auf Angaben von [172]

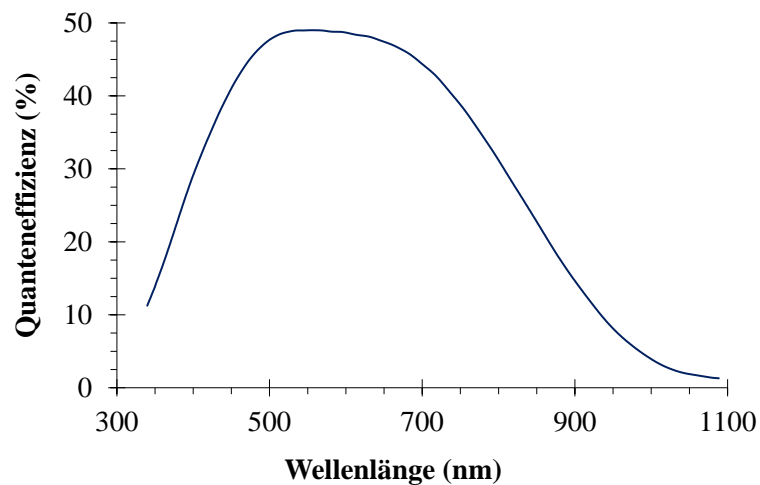


Abbildung 9–2: Quanteneffizienz der Hochgeschwindigkeitskamera pco DIMAX (Fa. PCO) modifiziert übernommen aus [205]

Tabelle 9-1: Übersicht über Messmethoden am MSG-Schweißprozess

| Messmethode                                | Nutzen, bestimmbare Größe                         | Quelle   | Untersuchungsgegenstand   |
|--|---|--|---|
| <u>Hochgeschwindigkeitskinematographie</u> | LB-Geometrie, WST-Übergang                        | [22] [144]   | Partikelbewegung, WST-Übergang  |
| Schattentechnik                            | WST-Übergang ohne LB                              | [54] [55] [65] [143] [144] [159]<br>[306]<br>[155] [260] | WST-Übergang MSG<br>Prozesskontrolle<br>Schwingungsanalyse                        |
| Laserbeleuchtung                           | WST-Übergang ohne LB                              | [56] [65] [162] [230] [244] [254]<br>[255] [263]         | WST-Übergang MSG  |
| optische Filter                            | Reduzierung Überbelichtung                        | [288]  | Prozesskontrolle  |
| Röntgentechnik                             | WST-Übergang ohne LB                              | [14]   | WST-Übergang MSG  |
| HDRC                                       | Reduzierung Überbelichtung                        | [197]  | WST-Übergang MSG  |
| <u>Schlieren, PIV</u>                      | Charakterisierung von Gasströmungen               | [43] [44] [60] [241] [258] [294]<br>[311]                | Gasströmungen von MIG und MAG-Prozessen   |
| <u>Temperatur</u>                          |   |  |   |
| Thermoelemente                             | Temperatur  | [185]  | Temperaturfeld WST  |
| Zweifarbepyrometrie (Dioden)               | Oberflächentemperatur                             | [100]  | Abkühlverhalten eines fallenden Niob-Tropfens                                     |
| Zweifarbepyrometrie (Monochromatoren)      | Oberflächentemperatur                             | [181]  | Partikeltemperatur Plasmaspritzen   |
| Zweifarbepyrometrie (Dioden)               | Oberflächentemperatur                             | [187]  | Hochgeschwindigkeitszerspanung  |
| Zweifarbepyrometrie (HGK)                  | Oberflächentemperatur                             | [265]  | WIG, MAG (100 % CO <sub>2</sub> ; Ar + 20 % CO <sub>2</sub> )                     |
| Zweifarbepyrometrie (HGK)                  | Oberflächentemperatur                             | [300] [301] [302]  | WIG (Einfluss Schwefel), MAG (100 % CO <sub>2</sub> ; Ar + 20 % CO <sub>2</sub> ) |
| Zweifarbepyrometrie (Zwei CCD-Kameras)     | Oberflächentemperatur                             | [98]   | KLB   |
| Zweifarbepyrometrie (HGK)                  | Oberflächentemperatur                             | [248] [249] [250]  | WIG, Impulslichtbogen   |
| Kalorimetrie                               | Wirkungsgrad                                      | [45][79][207]  | verschiedene MSG-Verfahren  |
| Kalorimetrie                               | Tropfentemperatur, Kathodenleistung, Wirkungsgrad | [293]  | MSG-Hochleistungsschweißen  |
| Schwingungsanalyse                         | Oberflächenspannung                               | [49] [58] [127] [128] [182] [225]                        | metallurgische Grundlagenuntersuchungen   |
|  | Oberflächenspannung                               | [248] [249] [260] [261]                                  | MSG-Prozesse  |
|  | Viskosität  | [9]  | Satellitentropfen Reineisen ILB   |
| <u>Temp. und Zusammensetzung Plasma</u>    |   |  |   |
| spektralselektive Fotodioden               | Abschätzen der Temp., Metaldampf                  | [91]   | Auftreten Metaldampf  |
| Spektroskopie                              | Temp., Plasmazusammensetzung                      | [71]   | Plasmatemperaturbestimmung  |

| Messmethode                       | Nutzen, bestimmbare Größe         | Quelle                               | Untersuchungsgegenstand |
|-----------------------------------|-----------------------------------|--------------------------------------|-------------------------|
| optischer Filter                  | Abschätzen der Temp., Metalldampf | [73] [216] [230]                     | Auftreten Metalldampf   |
| <u>Energiedichte</u>              |                                   |                                      |                         |
| geteiltes Anodenverfahren         | Stromdichte, elektrische          | [8] [62] [63] [195] [272]            | WSG                     |
| Hallsonden, kleine Spulen         | magnetische Flussdichte           | [8] [10] [166] [292] [305]           | WIG, Schalter           |
| <u>Lichtbogendruck, -kraft</u>    |                                   |                                      |                         |
| flache wassergekühlte Kupferanode | ortsaufgelöster Lichtbogendruck   | [62] [63] [158] [250]<br>[268]       | WIG, Plasma<br>MSG      |
| Federwaage                        | Gesamtkraft                       | [42]                                 | Stabelektrode           |
| Waagebalken                       | Gesamtkraft                       | [52]                                 | Stabelektrode           |
| Biegebalken                       | Gesamtkraft                       | [119]                                | Stabelektrode           |
| Kraftdose                         | Gesamtkraft                       | [196]                                | Stabelektrode           |
| magnetische Waage                 | Gesamtkraft                       | [291]                                | Stabelektrode           |
| <u>Schmelzbadgeometrie</u>        |                                   |                                      |                         |
| Schliffbilder                     | Fläche Einbrand                   | [1] [13] [59] [77] [133] [211] [253] | MSG                     |
| Austreiben SB                     | 3-D Geometrie Einbrand            | [5] [235] [250]                      | WIG                     |
|                                   | 3-D Geometrie Einbrand            | [246] [250]                          | Plasma                  |
|                                   | 3-D Geometrie Einbrand            | [281] [282] [293]                    | MSG                     |
| röntgentechnische Durchstrahlung  | 3-D Geometrie Einbrand            | [34]                                 | Laserschweißen          |
| Stereo- und Laserschnitttechniken | 3-D Geometrie Schmelzbad          | [144] [256] [307]                    | WIG, MSG                |

Tabelle 9-2: Wichtige Eigenschaften der Drahtelektrodenmaterialien

|           | Schmelzpunkt<br>(K) | Siedepunkt<br>(K)    | Wärmeleitfähigkeit<br>(W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ) | Spez. Wärmekapazität<br>(J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ) | Oberflächenspannung<br>(N m <sup>-1</sup> ) |
|-----------|---------------------|----------------------|--|---|---|
| Eisen     | 1.808 [146] [295]   | ca. 3.008 [30] [146] | 29 - 75 [212], 74 [146]                                    | 452 [146]   | 1,87 @ 1.875 K [127]                        |
| 1.5125    | 1723,15 [160]       | k.A.                 | ca. 45 [146]   | ca. 420 [146]   | k.A.  |
| 1.4316    | k.A.                | k.A.                 | ca. 15 [109] [146]   | ca. 500 [146]   | 1,542 @ 1.870 K [126]                       |
| Aluminium | 933,15 [146]        | 2723,15 [146]        | ca. 210 - 236 [212]  | 896 [146]   | 0,677 @ 1.800 K [70]                        |
| 3.3547    | ca. 843,15 [274]    | ca. 1.970 [237]      | ca. 121 [274]  | 900 [67]  | k.A.  |



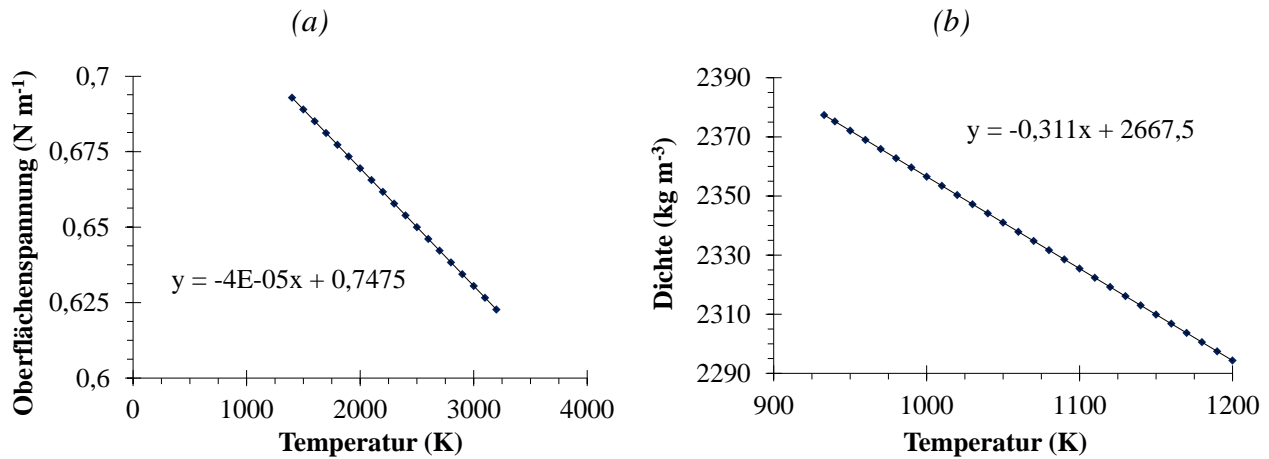


Abbildung 9-3: Oberflächenspannung, modifiziert übernommen aus [70] (a) und Dichte, modifiziert übernommen aus [7] (b) von Aluminium als Funktion der Temperatur

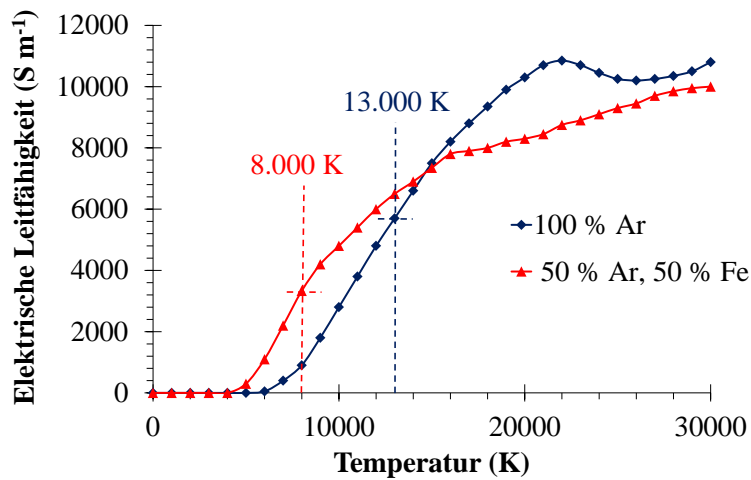


Abbildung 9-4: Elektrische Leitfähigkeit als Funktion der Temperatur und der Plasmazusammensetzung (Prozentangaben in Mol), modifiziert übernommen aus [169]

## Anhang 2: Experimentelle Randbedingungen und Schweißtechnik

Tabelle 9-3: Chemische Zusammensetzung von G3Si1 (Einzelwerte in der Tabelle sind Höchstwerte; falls nicht festgelegt:  $\text{Cr} \leq 0,15$ ;  $\text{Cu} \leq 0,35$ ; und  $\text{V} \leq 0,03$ ; der Anteil an Kupfer im Stahl plus Umhüllung darf 0,35 % nicht überschreiten) [198]

| C (%)       | Si (%)   | Mn (%)    | P (%) | S (%) | Ni (%) | Mo (%) | Al (%) | Ti und Zr (%) |
|-------------|----------|-----------|-------|-------|--------|--------|--------|---------------|
| 0,06 - 0,14 | 0,7- 1,0 | 1,3 - 1,6 | 0,025 | 0,025 | 0,15   | 0,15   | 0,02   | 0,15          |

Tabelle 9-4: Chemische Zusammensetzung von 1.4316 (X1CrNi19-9) [200] (falls nicht festgelegt Mo &lt; 0,3 %; Cu &lt; 0,3 % und Ni &lt; 0,3 %)

| C (%) | Si (%) | Mn (%)    | P (%) | S (%) | Ni (%)     | Cr (%)  |
|-------|--------|-----------|-------|-------|------------|---------|
| 0,03  | 0,85   | 1,0 - 2,5 | 0,03  | 0,02  | 9,0 - 11,0 | 19 - 21 |

Tabelle 9-5: Chemische Zusammensetzung von 3.3547 (AL Mg4,5Mn0,7) nach DIN EN 573-3 [199] (andere Beimengungen, für die keine Grenzwerte angegeben sind, betragen einzeln maximal 0,05 % oder in Summe 0,15 %)

| Si (%) | Fe (%) | Cu (%) | Mn (%)    | Mg (%)    | Cr (%)      | Zn (%) | Ti (%) |
|--------|--------|--------|-----------|-----------|-------------|--------|--------|
| 0,4    | 0,4    | 0,1    | 0,4 - 1,0 | 4,0 - 4,9 | 0,05 - 0,25 | 0,25   | 0,15   |

Tabelle 9-6: Messtechnik und Leistungsdaten

| Messgerät                             | Messgröße                                 | Leistungsdaten   |
|---------------------------------------|---|--|
| DV 25 M (Fa. HKS Prozesstechnik GmbH) | Drahtgeschwindigkeit                      | Bereich: 0 bis 25 m min <sup>-1</sup><br>Genauigkeit: 1 %                        |
| P1000 (Fa. HKS Prozesstechnik GmbH)   | Spannung, Strom                           | Bereich: +/- 1.000 A und +/- 100 V<br>Genauigkeit: +/- 1 %<br>Bandbreite: 25 kHz |
| Motion DAS (Fa. Redlake)              | digitale und analoge Signale (DAQ-System) | Auflösung: 16 Bit<br>Summenabtastrate: 500 kS s <sup>-1</sup>                    |
| Waage Satorius L610D Standard         | Masse                                     | maximale Abweichung ≤ ± 0,005 g<br>maximale Linearitätsabweichung ≤ ± 0,01 g     |

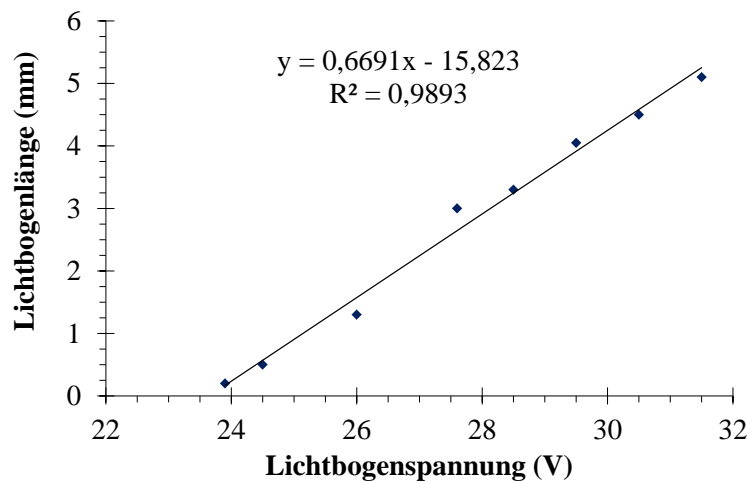


Abbildung 9-5: Lichtbogenlänge als Funktion der Lichtbogenspannung (an der Schweißmaschine eingestellt)

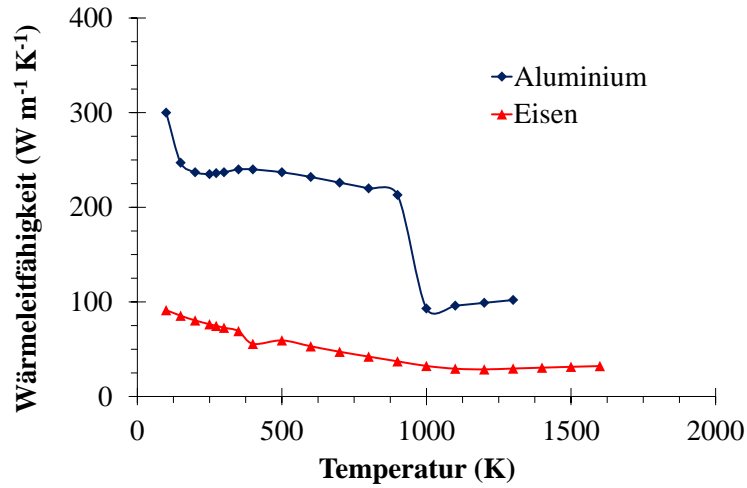


Abbildung 9–6: Wärmeleitfähigkeit von Aluminium und Eisen, modifiziert übernommen aus [212]

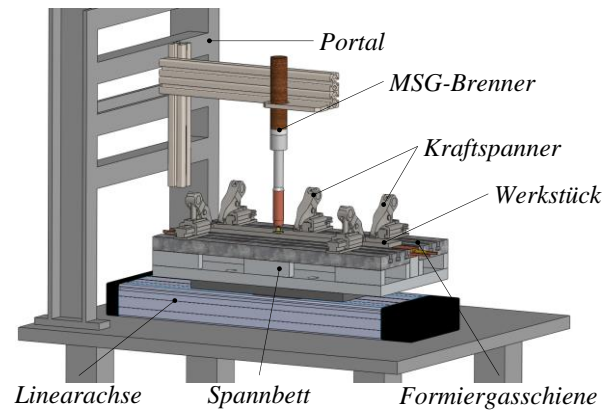


Abbildung 9–7: Versuchsaufbau für die Schweißversuche

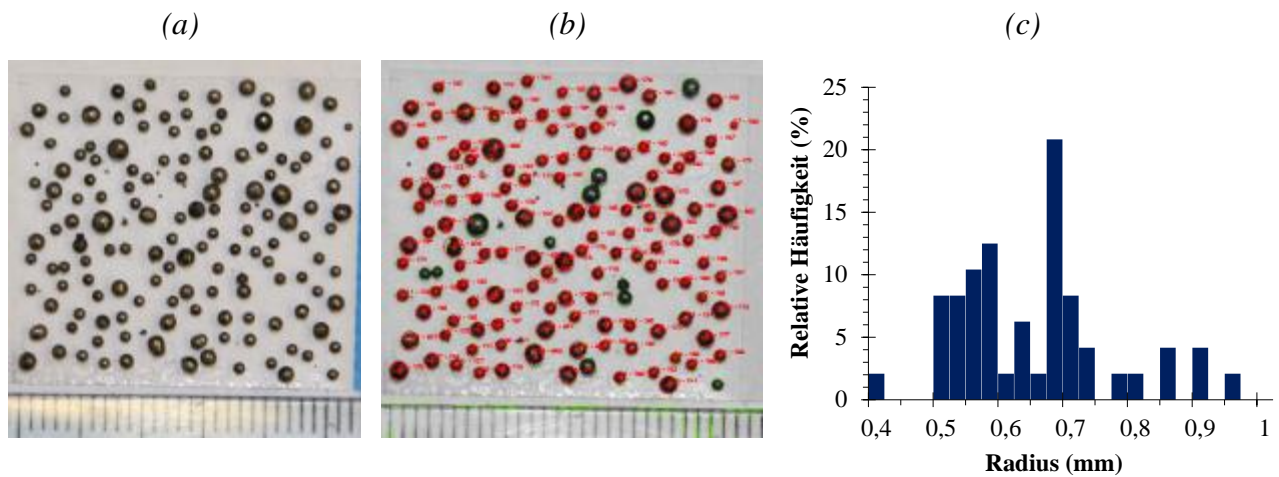


Abbildung 9–8: Rohdaten der aufgefangenen Schweißtropfen [248] (a), Extraktion der Schweißtropfengeometrie [248] (b) und Größenverteilung der Schweißtropfen (c)

Tabelle 9-7: Konstanten der Gl. 21 und Gl. 22 [312]

| flüssige Phase Eisen      |             | feste Phase Eisen         |             |
|---------------------------|-------------|---------------------------|-------------|
| A                         | 4,6024E+01  | A                         | 1,8429E+01  |
| B                         | -1,8847E-08 | B                         | 2,4643E+01  |
| C                         | 6,0948E-09  | C                         | -8,9137E+00 |
| D                         | -6,6403E-10 | D                         | 9,6647E+00  |
| E                         | -8,2461E-09 | E                         | -1,2643E-02 |
| F                         | -1,0805E+01 | F                         | -6,5730E+00 |
| H                         | 1,2395E+01  | H                         | 0,0000E+00  |
| feste Phase Eisen 700 K   |             | feste Phase Eisen 1.042 K |             |
| A                         | -5,7768E+04 | A                         | -3,2589E+02 |
| B                         | 1,3792E+05  | B                         | 2,8929E+01  |
| C                         | -1,2277E+05 | C                         | 0,0000E+00  |
| D                         | 3,8682E+04  | D                         | 0,0000E+00  |
| E                         | 3,9931E+03  | E                         | 4,1196E+02  |
| F                         | 2,4079E+04  | F                         | 7,4582E+02  |
| H                         | 0,0000E+00  | H                         | 0,0000E+00  |
| feste Phase Eisen 1.100 K |             | flüssige Phase Wasser     |             |
| A                         | -7,7674E+02 | A                         | -2,0361E+02 |
| B                         | 9,1940E+02  | B                         | 1,5233E+03  |
| C                         | -3,8372E+02 | C                         | -3,1964E+03 |
| D                         | 5,7081E+01  | D                         | 2,4745E+03  |
| E                         | 2,4214E+02  | E                         | 2,8553E+00  |
| F                         | 6,9762E+02  | F                         | -4,8872E+02 |
| H                         | 0,0000E+00  | H                         | -2,8583E+02 |

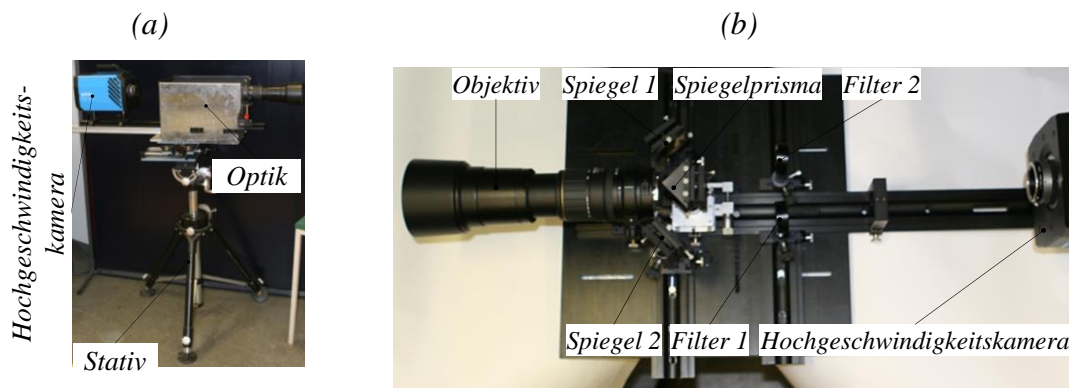


Abbildung 9-9: Hochgeschwindigkeitszweifarbepyrometer, Gesamtansicht von der Seite (a) und Detailansicht der Optik von oben (b)

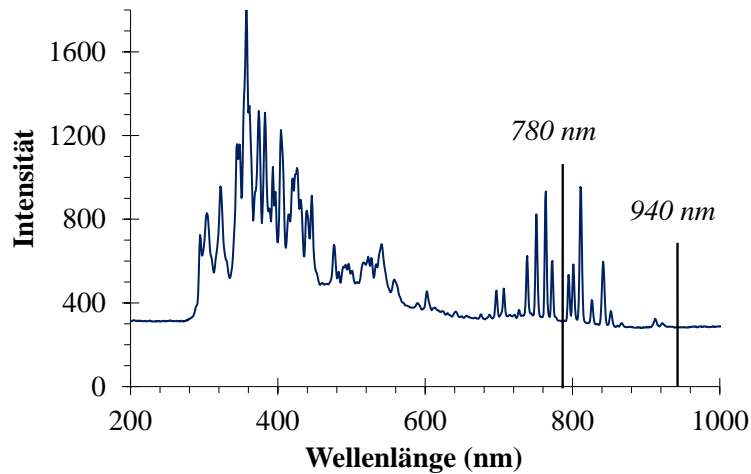


Abbildung 9–10: Über einen Strompuls gemittelttes Spektrum eines MSG-Plasmas bei Standardeinstellungen (zentrale Wellenlängen der Filter der Zweifarbenpyrometrie sind eingezeichnet)

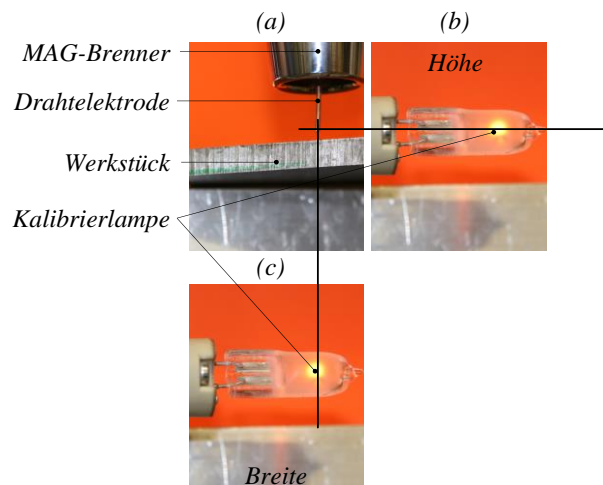


Abbildung 9–11: Brennerposition beim Schweißen (a) sowie Positionierung der Kalibrierlampe (b, c)

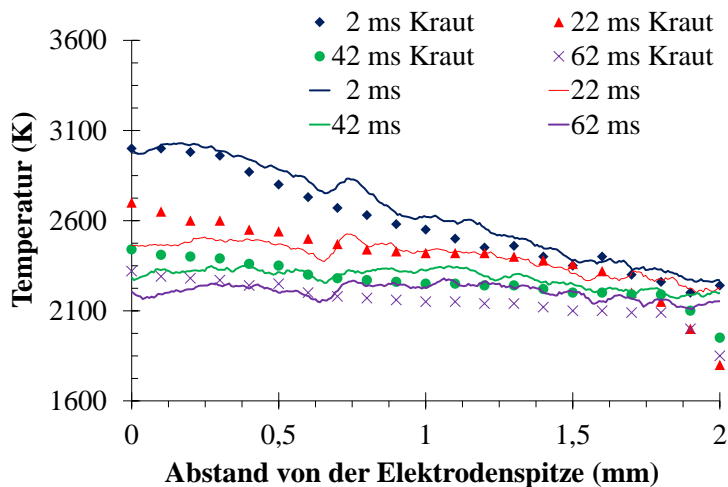


Abbildung 9–12: Oberflächentemperaturmessung entlang der Achse einer mit 160 A betriebenen cerierten Wolframkathode im Vergleich zu Messungen von *Kraut* [149] (Elektroden Durchmesser: 3,2 mm, Spitzenwinkel: 60°, Lichtbogenlänge: 5 mm)

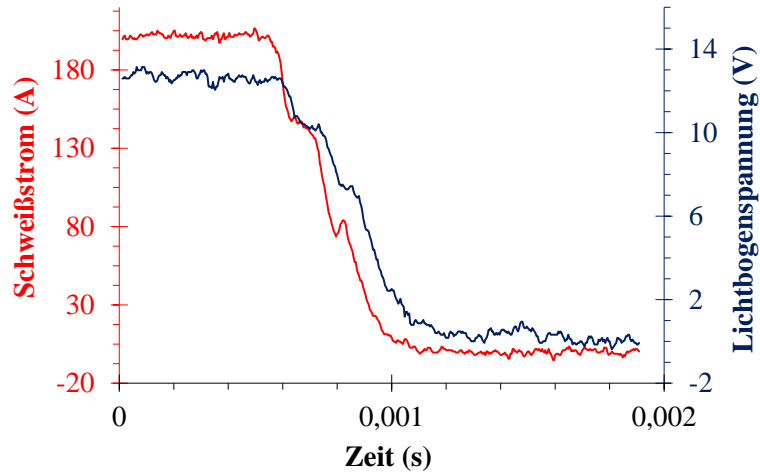


Abbildung 9–13: Abschaltverhalten des Schützes DIL 4-22 (Fa. Klöckner Moeller) bei einem 200 A WIG-Lichtbogen (Argon-Schutzgas; 5 mm Lichtbogenlänge; 4,0 mm WC-20 Wolframelektrode; 30° Spitzenwinkel)

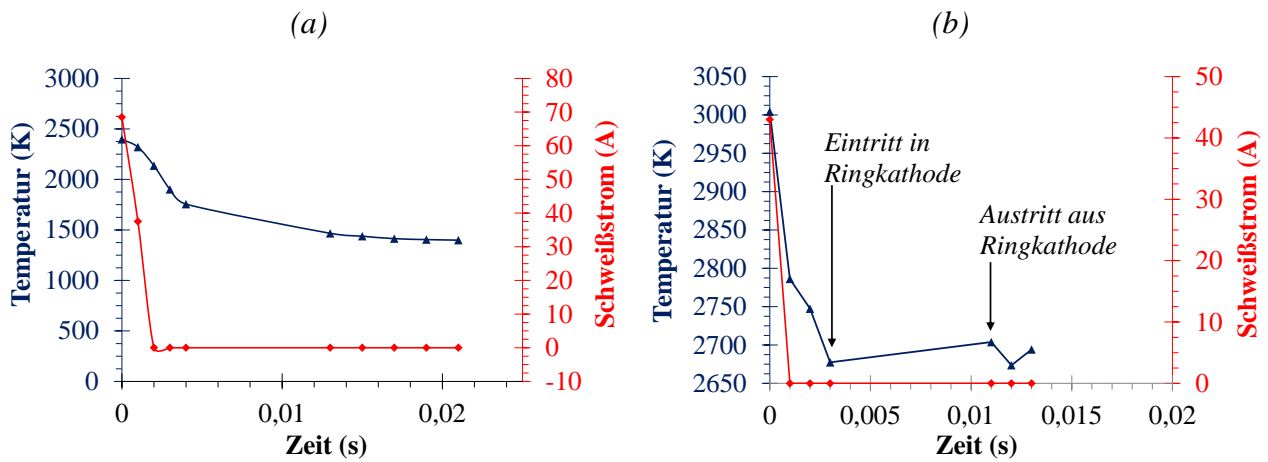


Abbildung 9–14: Temperaturverlauf der Drahtspitze (a) und des Schweißtropfens (b) nach dem Kurzschließen des Schweißstroms am Ende der Pulsstromphase bei Standardeinstellungen

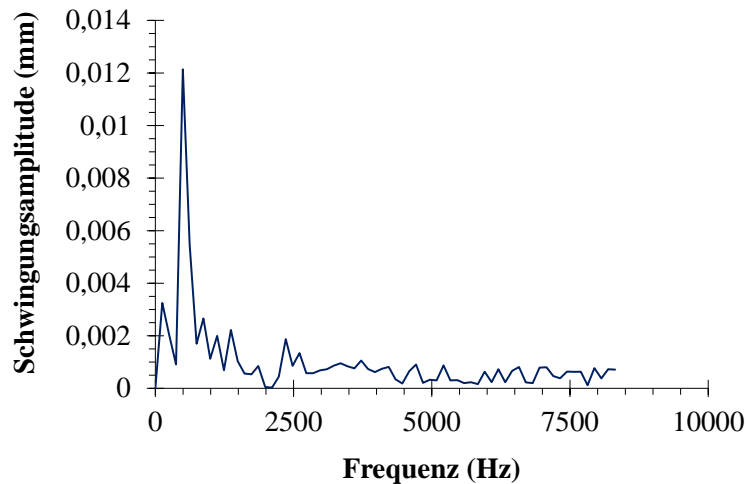


Abbildung 9–15: FFT der Tropfenschwingung bei Standardeinstellungen

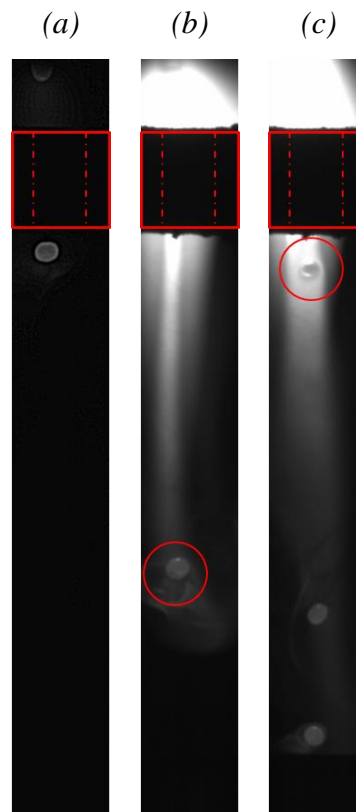


Abbildung 9–16: An der Unterseite der Hohlkathode austretender Schweißtropfen (a), Einfluss des folgenden Strompulses auf den abgelösten Schweißtropfen bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $2 \text{ m min}^{-1}$  (b) bzw. von  $6 \text{ m min}^{-1}$  (c)

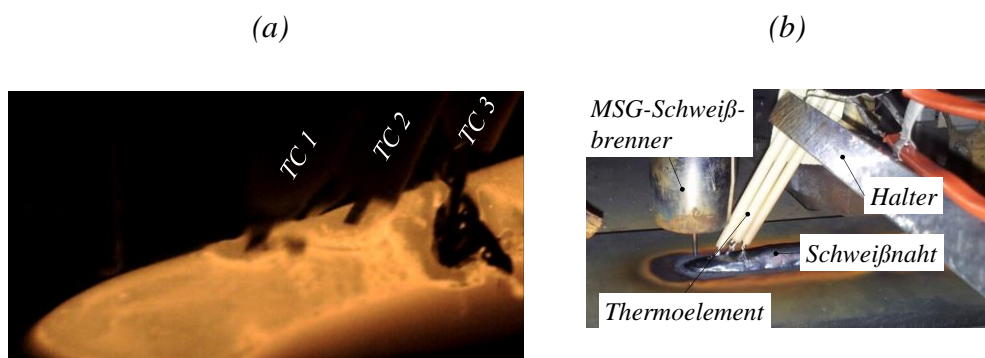


Abbildung 9–17: Hochgeschwindigkeitsaufnahme beim Eintauchen der Thermolemente in das Schmelzbad (a) und Gesamtansicht nach dem Erstarren des Schmelzbades (b)

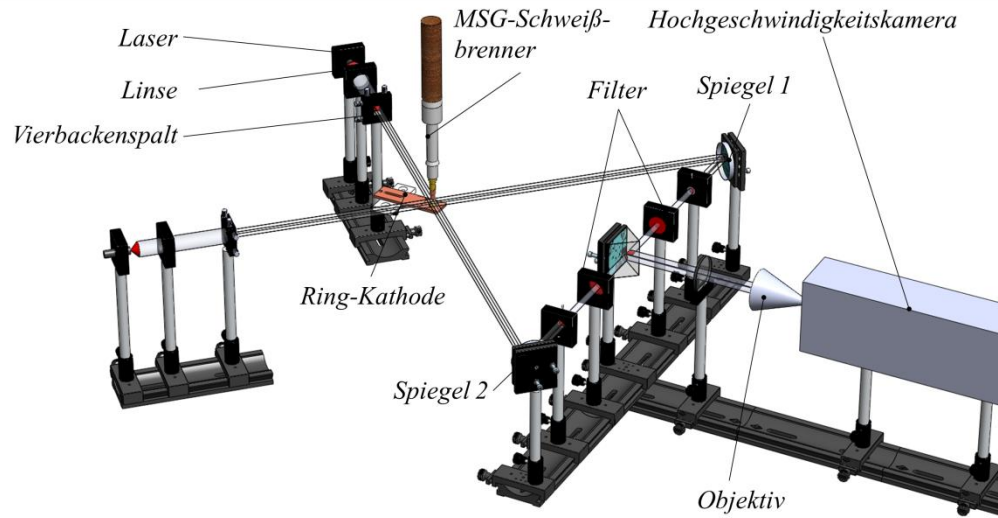


Abbildung 9–18: Dreidimensionales Modell der Stereoptik

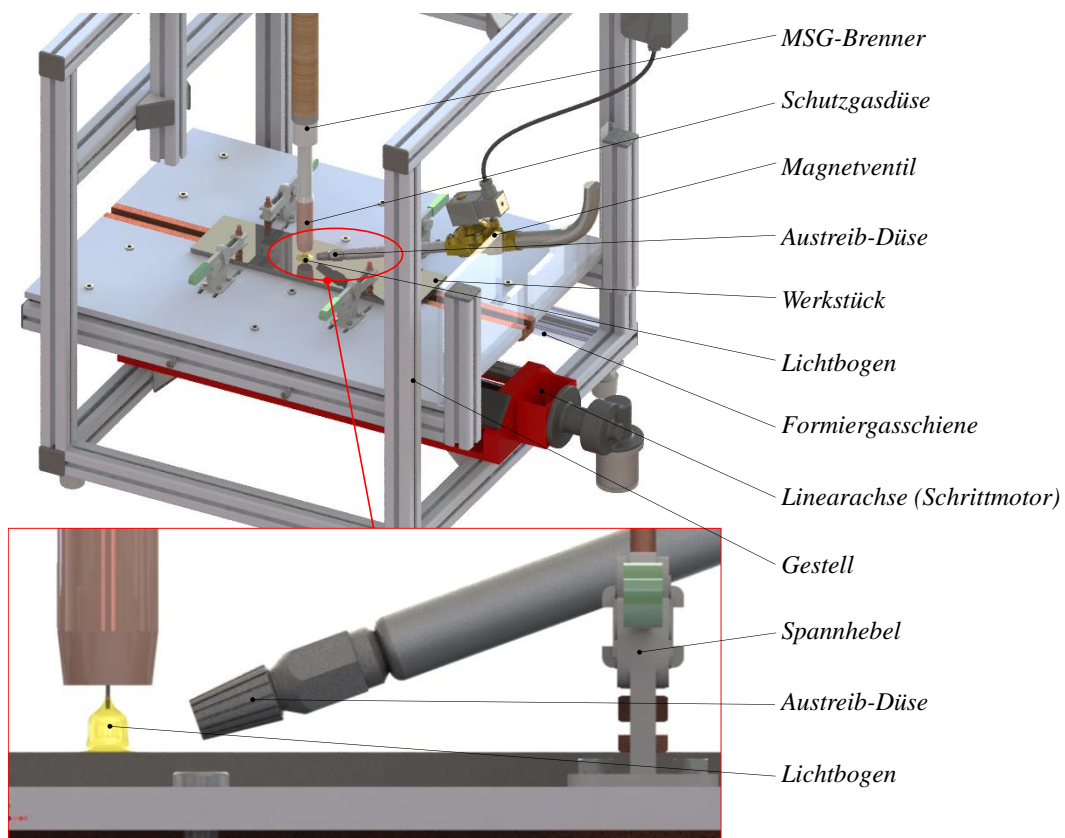


Abbildung 9–19: Aufbau zum Austreiben der Schmelze



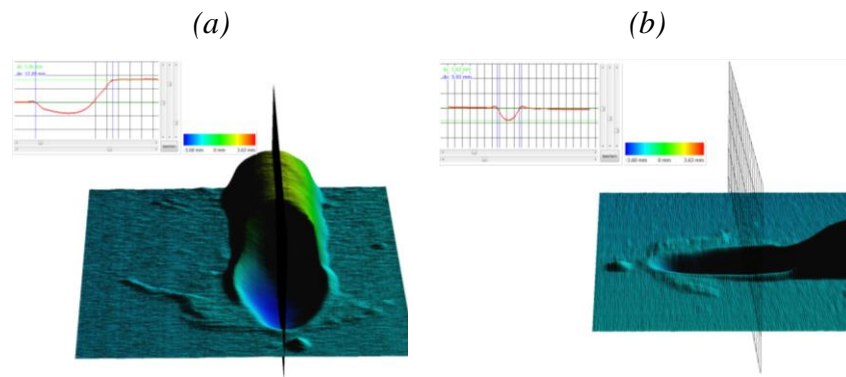


Abbildung 9–20: 3-D-Oberflächenplot und Extraktion einer Schnittebene längs (a) und quer (b) zur Schweißrichtung

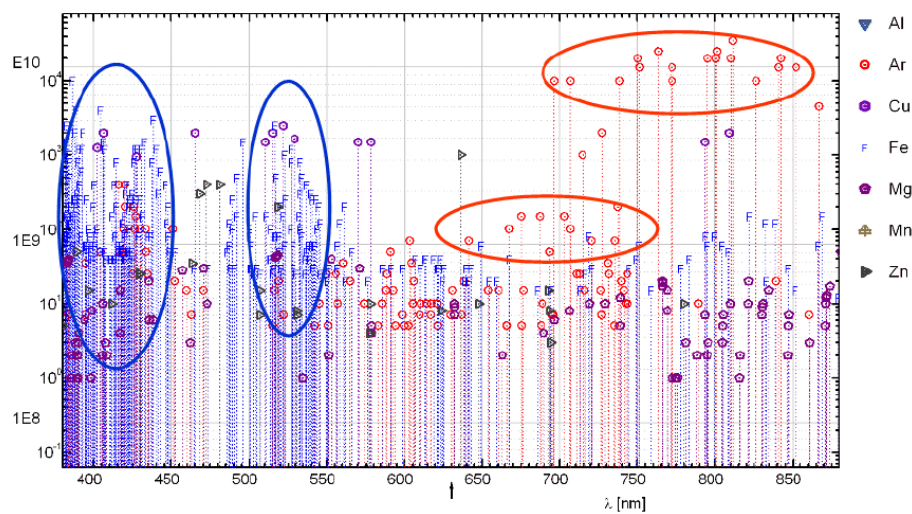


Abbildung 9–21: Häufungsorte von Argon-Linien (rot) und von Metalllinien (blau) bei einem Schweißvorgang [91]

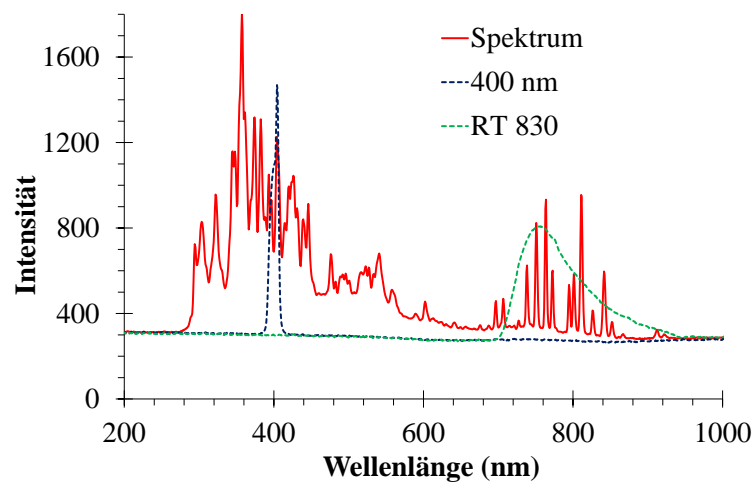


Abbildung 9–22: Gemittetes Spektrum eines MSG-Plasmas bei Standardeinstellungen und Transmissionsbereich der eingesetzten Filter für die Stereoptik

### Anhang 3: Experimentelle Ergebnisse

Tabelle 9-8: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfenvolumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Drahtgeschwindigkeit [252]

| Drahtgeschwindigkeit<br>(m min <sup>-1</sup> ) | LB-Spannung<br>(V) | Schweißstrom<br>(A) | Frequenz<br>(Hz) | LB-Leistung<br>(kW) | Volumen<br>(mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser<br>(mm) |
|--|--------------------|---------------------|------------------|---------------------|-------------------------------|---------------------|
| 2,0  | 20,6919            | 90,5658             | 56,7649          | 1,8740              | 0,7390                        | 1,1217              |
| 3,0  | 21,2601            | 118,0580            | 98,1102          | 2,5101              | 0,6324                        | 1,0649              |
| 4,0  | 22,8145            | 150,0280            | 132,3260         | 3,4228              | 0,6115                        | 1,0531              |
| 5,0  | 24,0320            | 180,3400            | 158,7410         | 4,3339              | 0,6345                        | 1,0661              |
| 6,0  | 24,3247            | 214,7560            | 206,9770         | 5,2238              | 0,6574                        | 1,0788              |
| 8,0  | 26,7034            | 283,1800            | 289,7920         | 7,5605              | 0,0555                        | 0,4734              |
| 10,0   | 29,3474            | 361,8090            | 388,4140         | 10,6175             | n.b.                          | n.b.                |

Tropfenvolumina, die nicht mit dem Auswertalgorithmus bestimmt werden können, sind mit n.b. gekennzeichnet

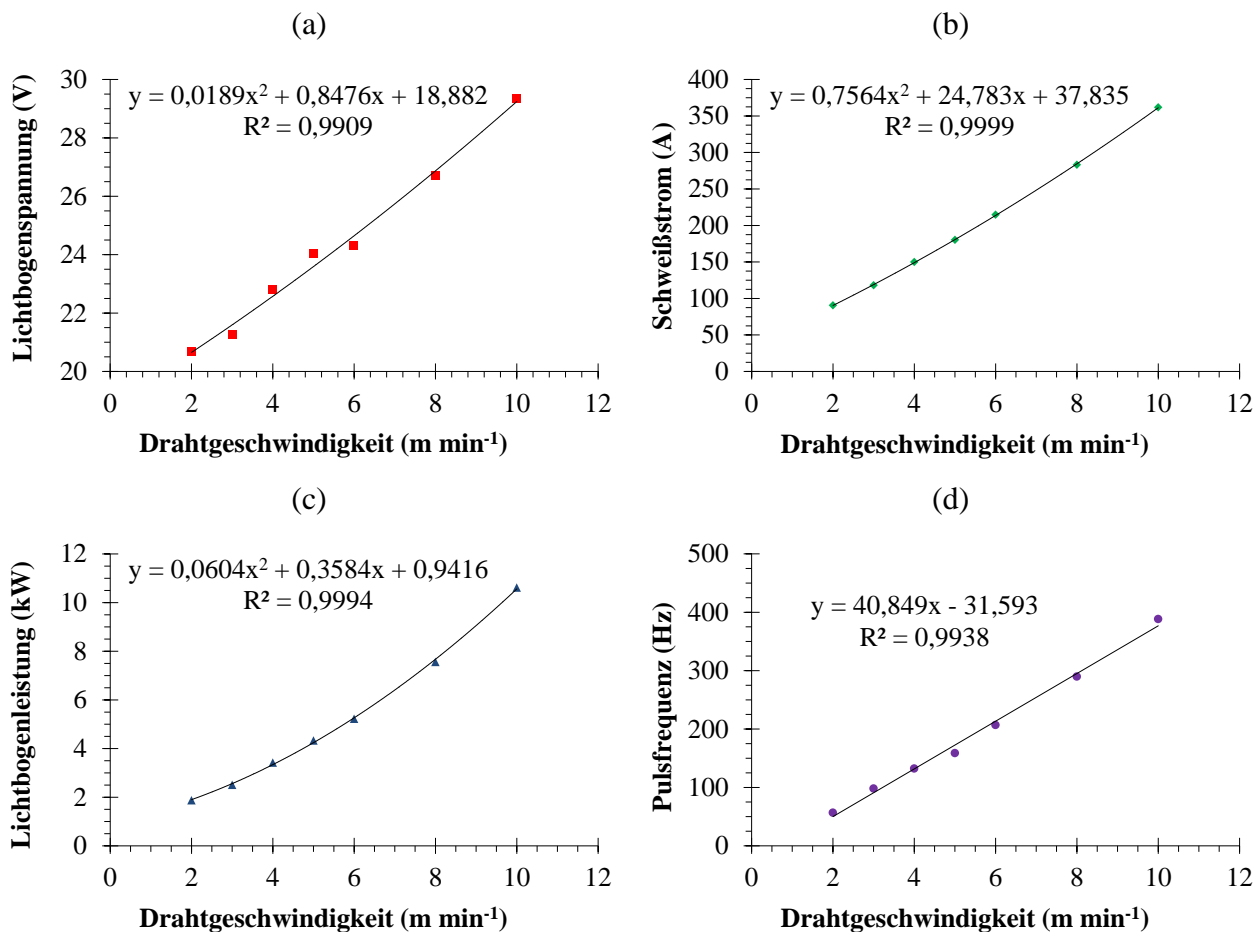


Abbildung 9–23: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b), der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion der Drahtgeschwindigkeit

Tabelle 9-9: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion des Stickouts [252]

| Stickout<br>(mm) | LB-Spannung<br>(V) | Schweißstrom<br>(A) | Frequenz<br>(Hz) | LB-Leistung<br>(kW) | Volumen<br>(mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser<br>(mm) |
|------------------|--------------------|---------------------|------------------|---------------------|-------------------------------|---------------------|
| 6,5              | 23,2309            | 142,0190            | 124,2590         | 3,2992              | 0,5175                        | 0,9961              |
| 9,0              | 23,0423            | 133,3060            | 113,0680         | 3,0722              | 0,5888                        | 1,0399              |
| 12,0             | 22,7758            | 125,5490            | 104,4810         | 2,8598              | 0,6095                        | 1,0520              |
| 15,0             | 22,1810            | 117,2890            | 93,9537          | 2,6010              | 0,7006                        | 1,1020              |
| 18,0             | 21,1455            | 109,1860            | 84,6914          | 2,3081              | 0,8020                        | 1,1527              |
| 21,0             | 20,2152            | 101,0610            | 77,0000          | 2,0432              | 0,9104                        | 1,2025              |
| 24,0             | 19,6928            | 92,3971             | 68,5000          | 1,8196              | 0,9637                        | 1,2255              |

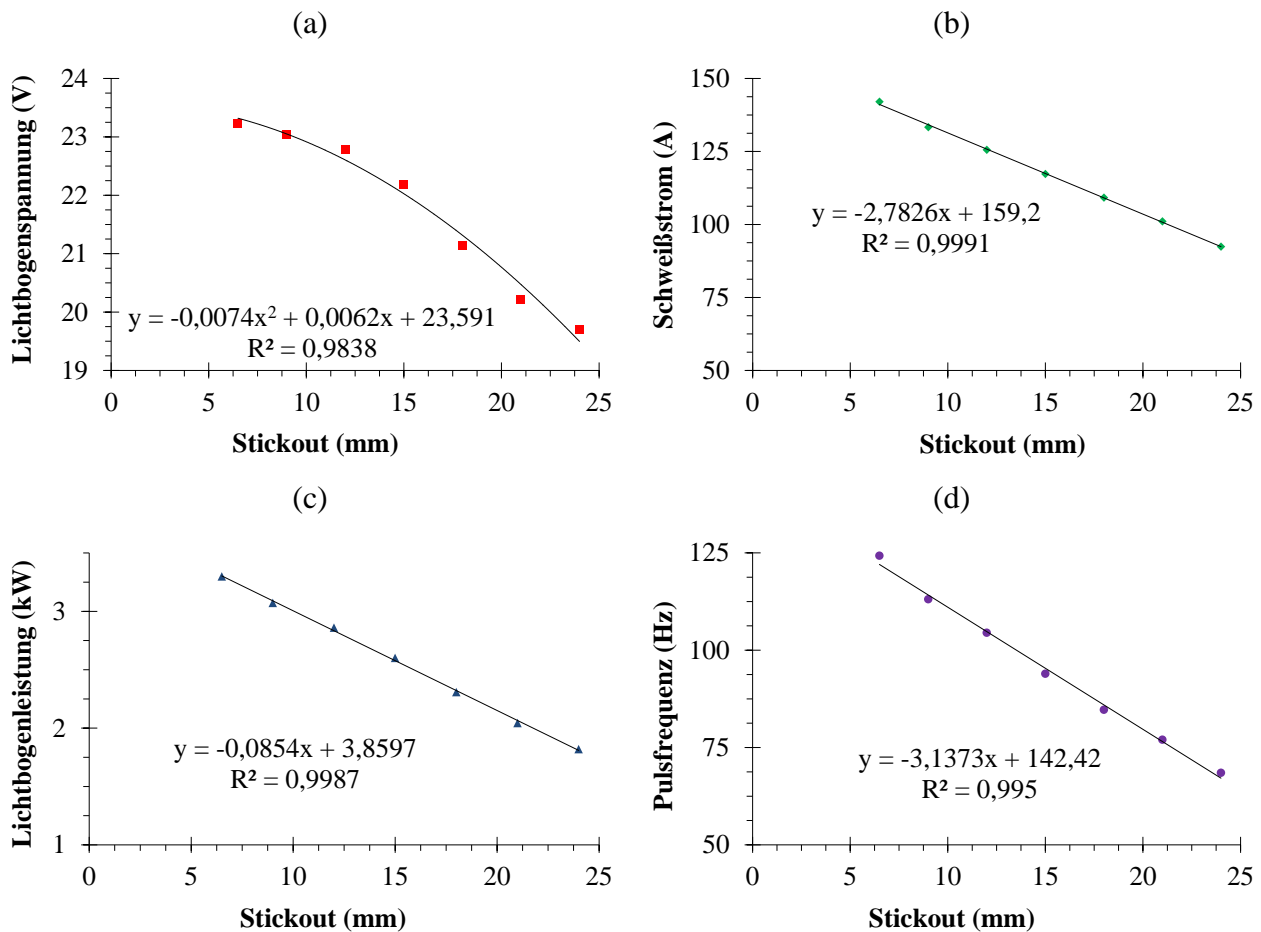
Abbildung 9–24: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b),  
der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion des Stickouts

Tabelle 9-10: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Lichtbogenlänge [252]

| LB-Länge (mm) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|---------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,5           | 20,0772         | 110,769          | 87,447        | 2,22439          | n.b.                       | n.b.             |
| 1,3           | 21,0507         | 112,7500         | 90,4025       | 2,3735           | n.b.                       | n.b.             |
| 3,3           | 22,4474         | 116,7000         | 94,5120       | 2,6198           | 0,7077                     | 1,1057           |
| 4,05          | 22,8984         | 118,7690         | 97,9689       | 2,7197           | 0,6758                     | 1,0888           |
| 4,5           | 23,3578         | 121,6940         | 100,7630      | 2,8425           | 0,6195                     | 1,0577           |
| 5,2           | 23,9496         | 125,5470         | 102,8520      | 3,0069           | 0,6403                     | 1,0694           |

Tropfenvolumina, die nicht mit dem Auswertalgorithmus bestimmt werden können, sind mit n.b. gekennzeichnet

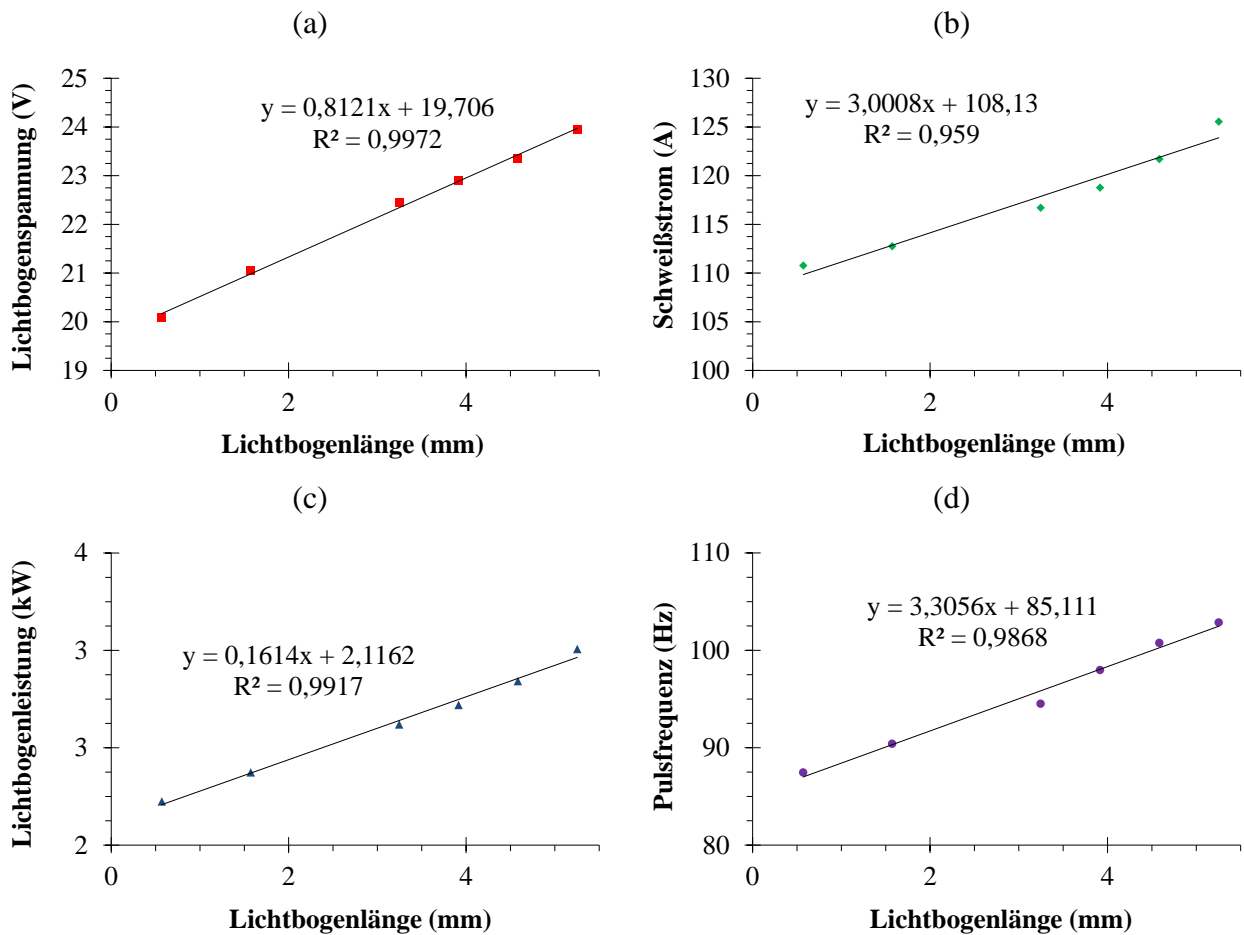


Abbildung 9–25: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung (a), des mittleren Schweißstroms (b), der Lichtbogenleistung (c) und der Pulsfrequenz (d) als Funktion der Lichtbogenleistung

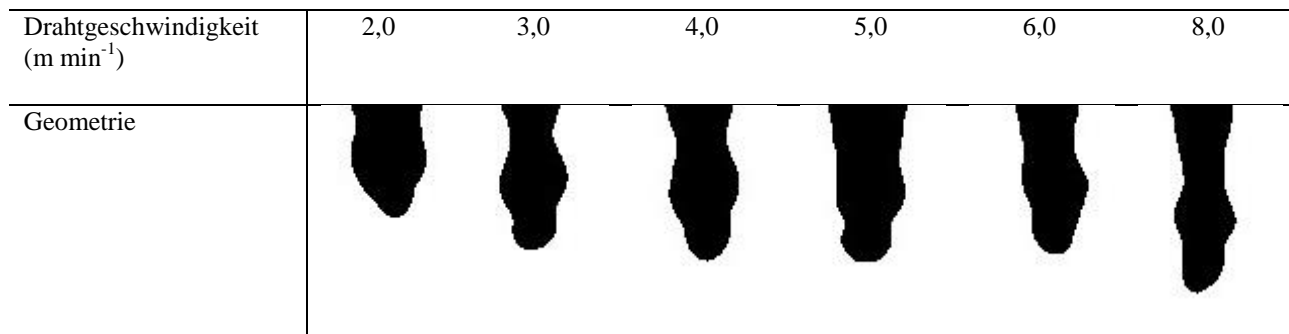


Abbildung 9–26: Typische Tropfengeometrie als Funktion der Drahtgeschwindigkeit am Ende der Pulsstromphase

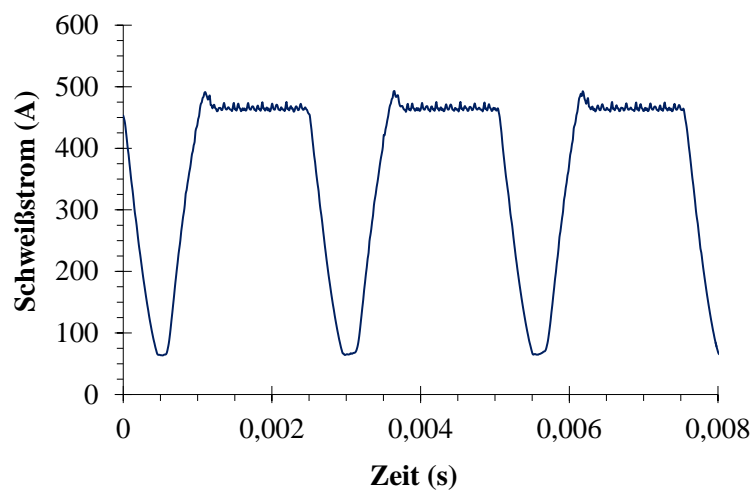
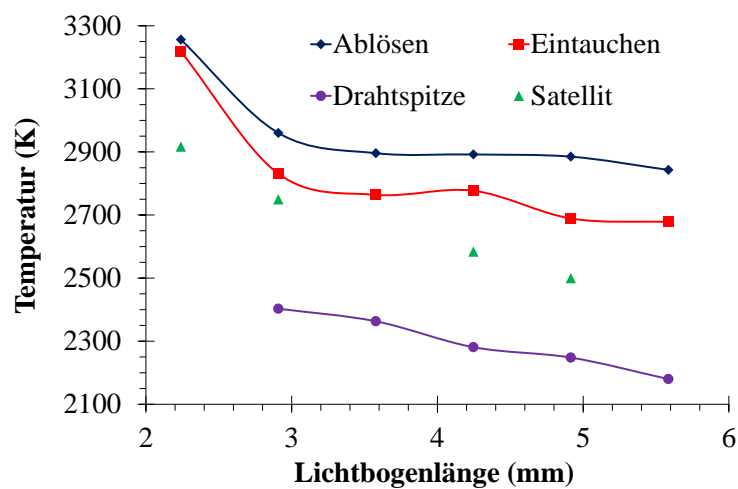
Abbildung 9–27: Stromverlauf bei einer Drahtgeschwindigkeit von 10 m min<sup>-1</sup>

Abbildung 9–28: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die mittlere Temperatur der Drahtspitze und der Schweißtropfen beim Ablösen und beim Eintauchen in das Schmelzbad sowie von Satellitentropfen

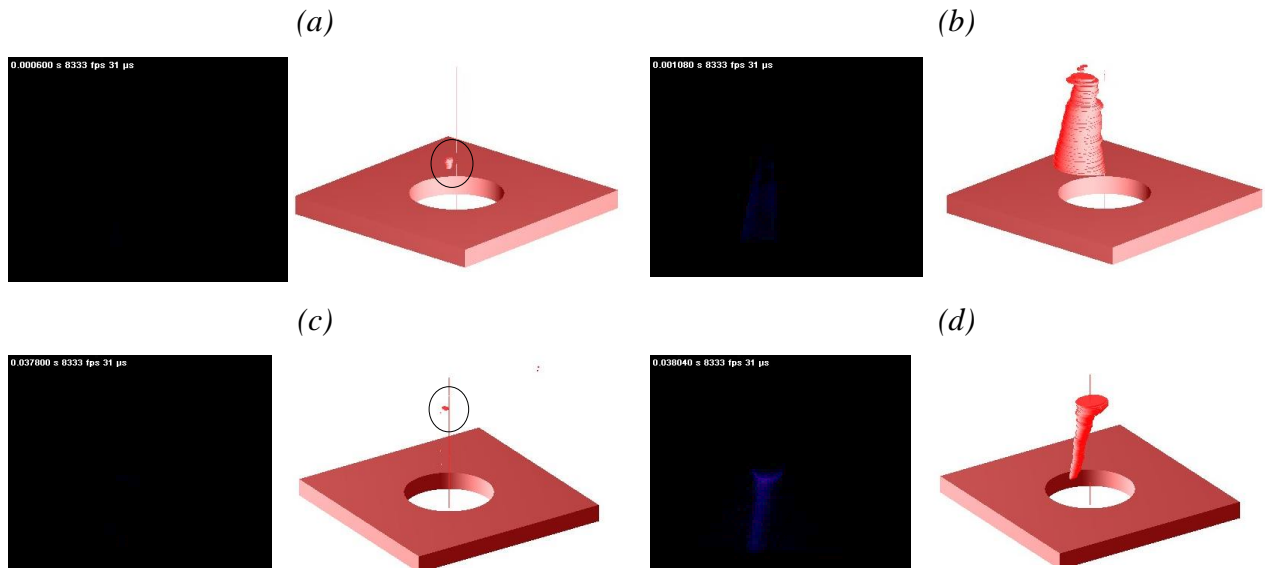


Abbildung 9–29: Frühzeitiges Visualisieren der Metalldampfstrahlung bei einer hohen Drahtgeschwindigkeit von  $10 \text{ m min}^{-1}$  im Übergang von der Grund- in die Pulsstromphase (a) und beim Erreichen des Pulsstroms (b) sowie bei Standardeinstellungen im Übergang von der Grund- in die Pulsstromphase (c) und bei halbem Pulsstrom (d)

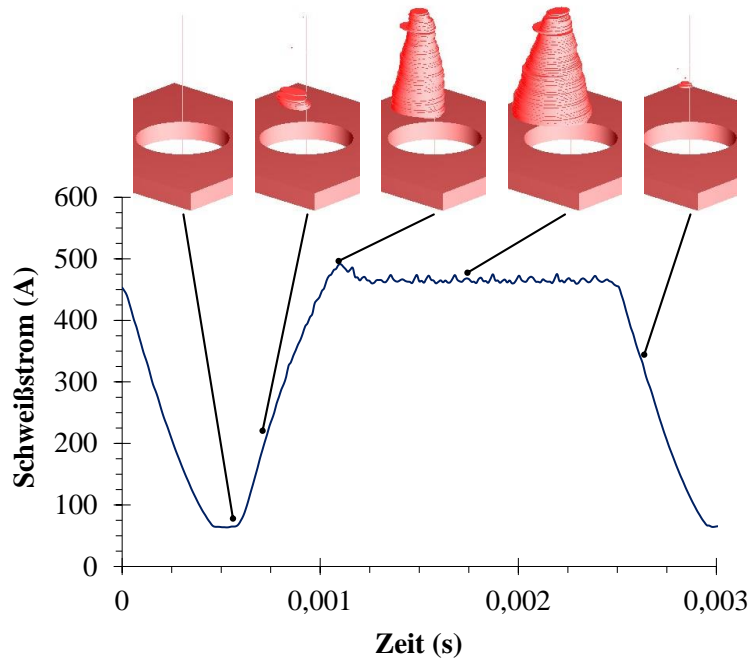


Abbildung 9–30: Auftreten von metalldampfdominierter Strahlung bei einer Drahtgeschwindigkeit von  $10 \text{ m min}^{-1}$

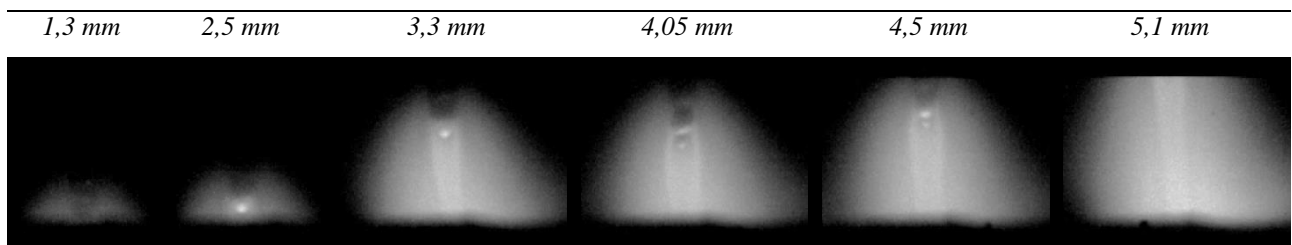


Abbildung 9–31: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die Ausbildung des argondominierten Plasmas in der Mitte der Pulsstromphase

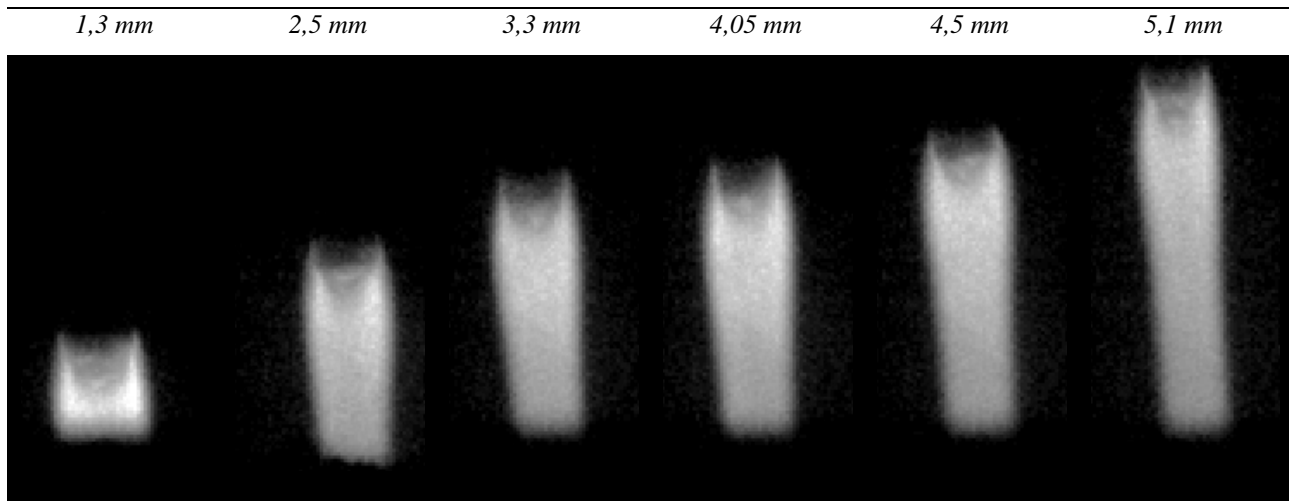


Abbildung 9–32: Einfluss der Lichtbogenlänge auf die Ausbildung des Metaldampfkerns in der Mitte der Pulsstromphase

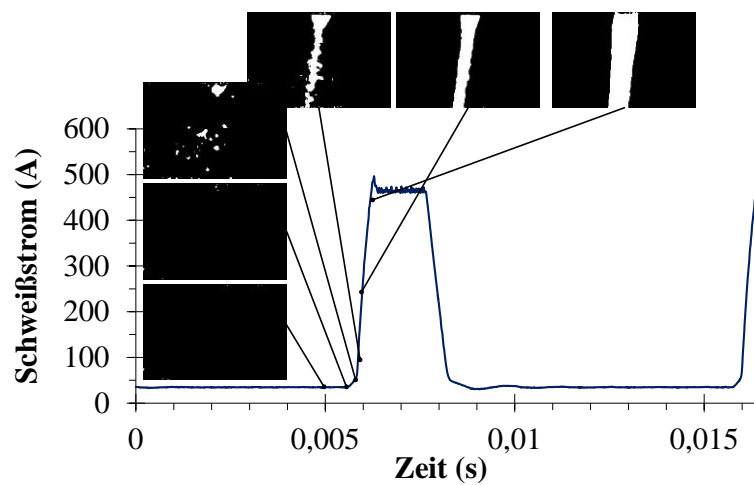


Abbildung 9–33: Ausbildung des Metaldampfkerns bei einer Lichtbogenlänge von 5 mm

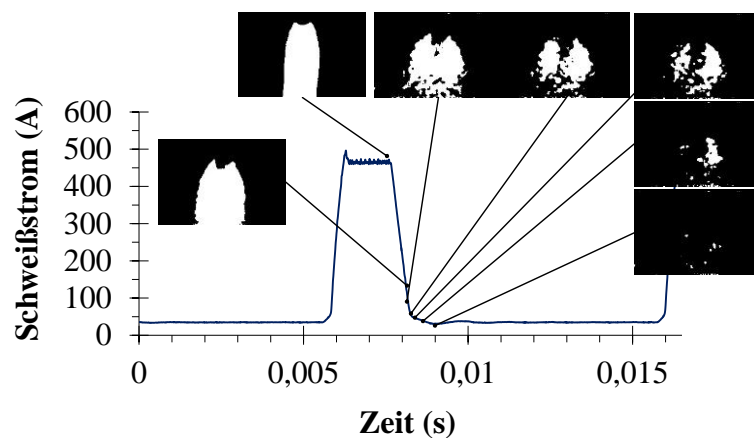


Abbildung 9–34: Abklingverhalten der Metaldampfstrahlung bei einer Lichtbogenlänge von 5 mm

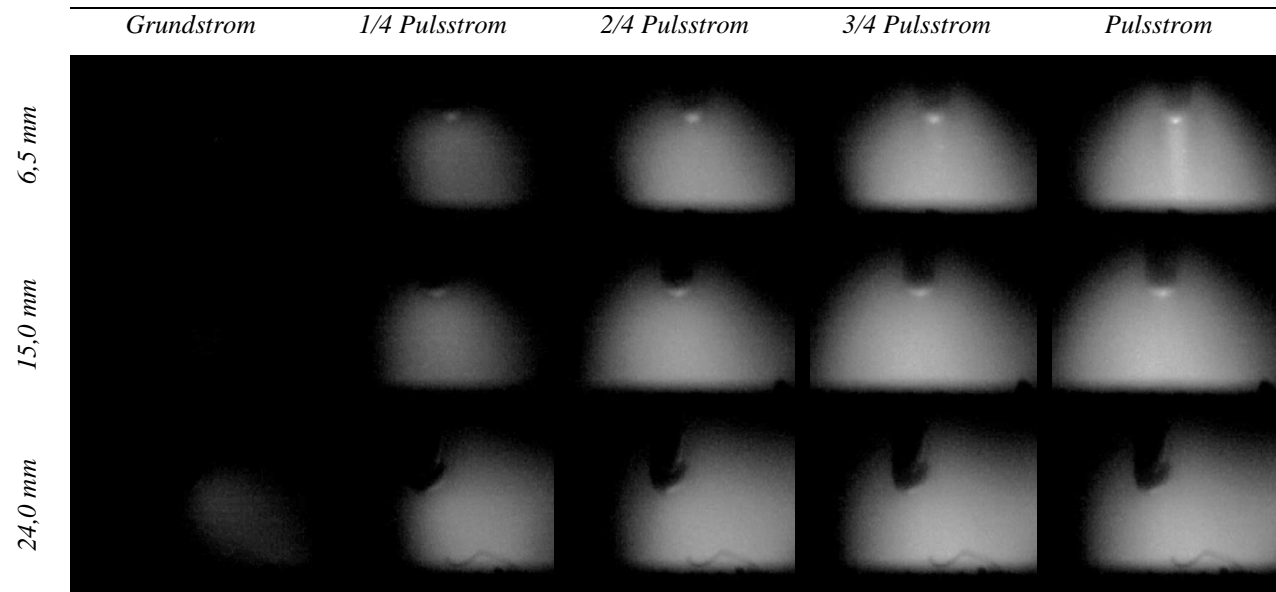


Abbildung 9–35: Argondominiertes Plasma als Funktion des Stickouts

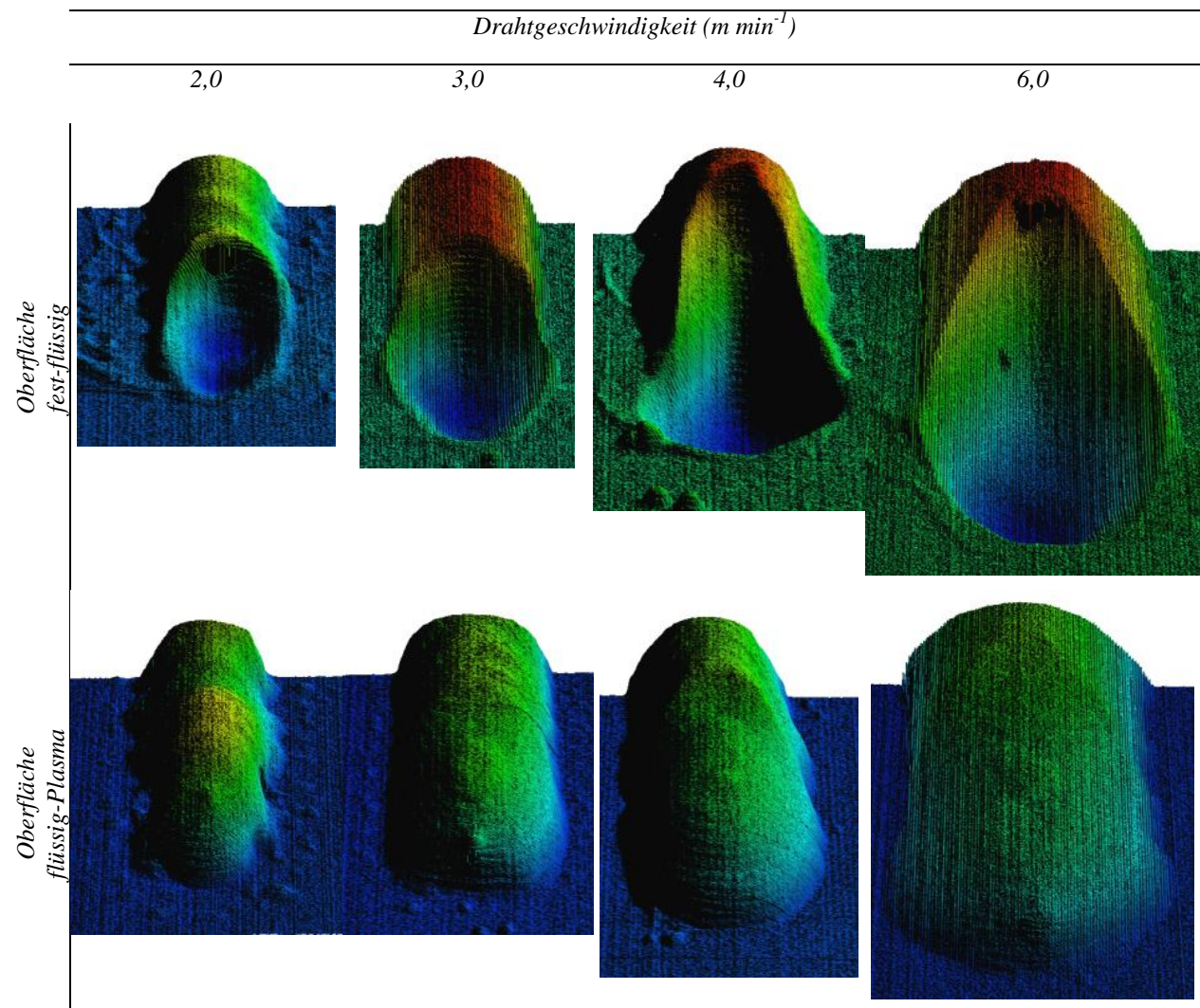


Abbildung 9–36: Einfluss der Drahtgeschwindigkeit auf die Schmelzbadgeometrie [252]



Tabelle 9-11: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Stickstoff in das Argon-Schutzgas

| Stickstoffanteil (%) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|----------------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,0                  | 21,117          | 120,013          | 99,042        | 2,510            | 0,6080                     | 1,0649           |
| 2,0                  | 21,979          | 119,895          | 97,762        | 2,635            | 0,6080                     | 1,0511           |
| 8,0                  | 22,785          | 120,332          | 95,736        | 2,717            | 0,6432                     | 1,0890           |

Tabelle 9-12: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Kohlendioxid in das Argon-Schutzgas

| Kohlendioxidanteil (%) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|------------------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,0                    | 21,117          | 120,013          | 99,042        | 2,510            | 0,6080                     | 1,0649           |
| 10,0                   | 23,606          | 113,834          | 91,196        | 2,705            | n.b.                       | n.b.             |
| 18,0                   | 25,801          | 114,836          | 90,531        | 2,962            | 0,7480                     | 1,1975           |

Tabelle 9-13: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Sauerstoff in das Argon-Schutzgas

| Sauerstoffanteil (%) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|----------------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,0                  | 21,117          | 120,013          | 99,042        | 2,510            | 0,6080                     | 1,0649           |
| 0,05                 | 19,936          | 116,112          | 96,387        | 2,314            | 0,6417                     | 1,0939           |
| 3,0                  | 21,010          | 114,044          | 94,961        | 2,492            | 0,6530                     | 1,0966           |
| 8,0                  | 22,317          | 116,514          | 95,158        | 2,567            | n.b.                       | n.b.             |

Tabelle 9-14: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Helium in das Argon-Schutzgas

| Heliumanteil (%) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|------------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,0              | 21,117          | 120,013          | 99,042        | 2,510            | 0,6080                     | 1,0649           |
| 20,0             | 21,966          | 112,644          | 95,119        | 2,511            | 0,6740                     | 1,1338           |
| 50,0             | 22,838          | 112,446          | 94,199        | 2,573            | 0,6654                     | 1,1084           |
| 70,0             | 26,523          | 113,436          | 90,141        | 3,029            | 0,6965                     | 1,1102           |

Tabelle 9-15: Mittlere Lichtbogenspannung, mittlerer Schweißstrom, Pulsfrequenz, Lichtbogenleistung, Tropfen-  
volumen und Tropfendurchmesser als Funktion der Zumischung an Wasserstoff in das Argon-Schutzgas

| Wasserstoffanteil (%) | LB-Spannung (V) | Schweißstrom (A) | Frequenz (Hz) | LB-Leistung (kW) | Volumen (mm <sup>3</sup> ) | Durchmesser (mm) |
|-----------------------|-----------------|------------------|---------------|------------------|----------------------------|------------------|
| 0,0                   | 21,117          | 120,013          | 99,042        | 2,510            | 0,6080                     | 1,0649           |
| 2,0                   | 29,335          | 107,950          | 84,132        | 3,150            | 0,7442                     | 1,1072           |
| 6,0                   | 29,235          | 112,724          | 84,715        | 3,213            | 0,7468                     | 1,1338           |

Tropfenvolumina, die nicht mit dem Auswertalgorithmus bestimmt werden können, sind mit n.b. gekennzeichnet

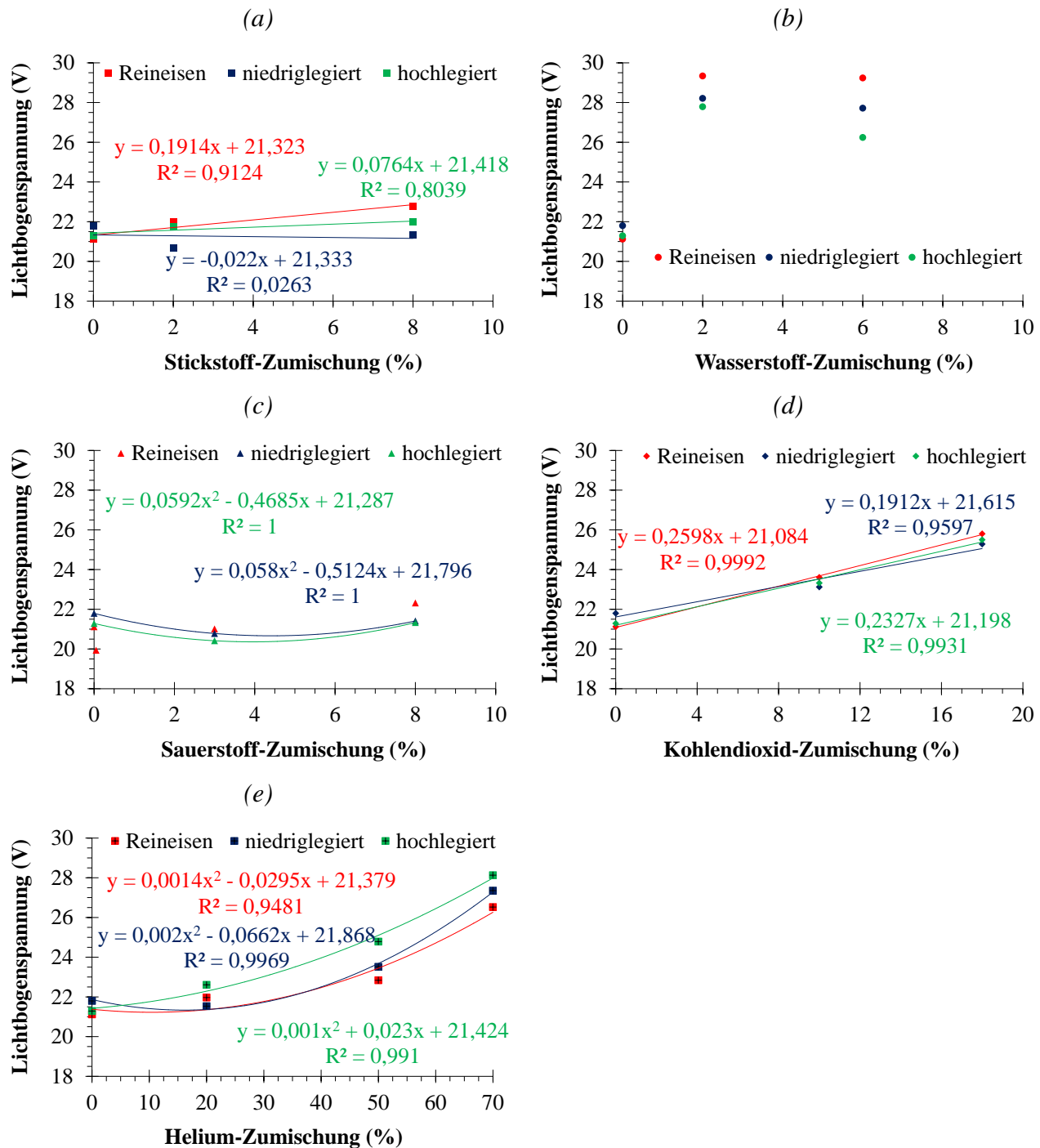


Abbildung 9–37: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenspannung als Funktion des Elektrodenmaterials sowie der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)

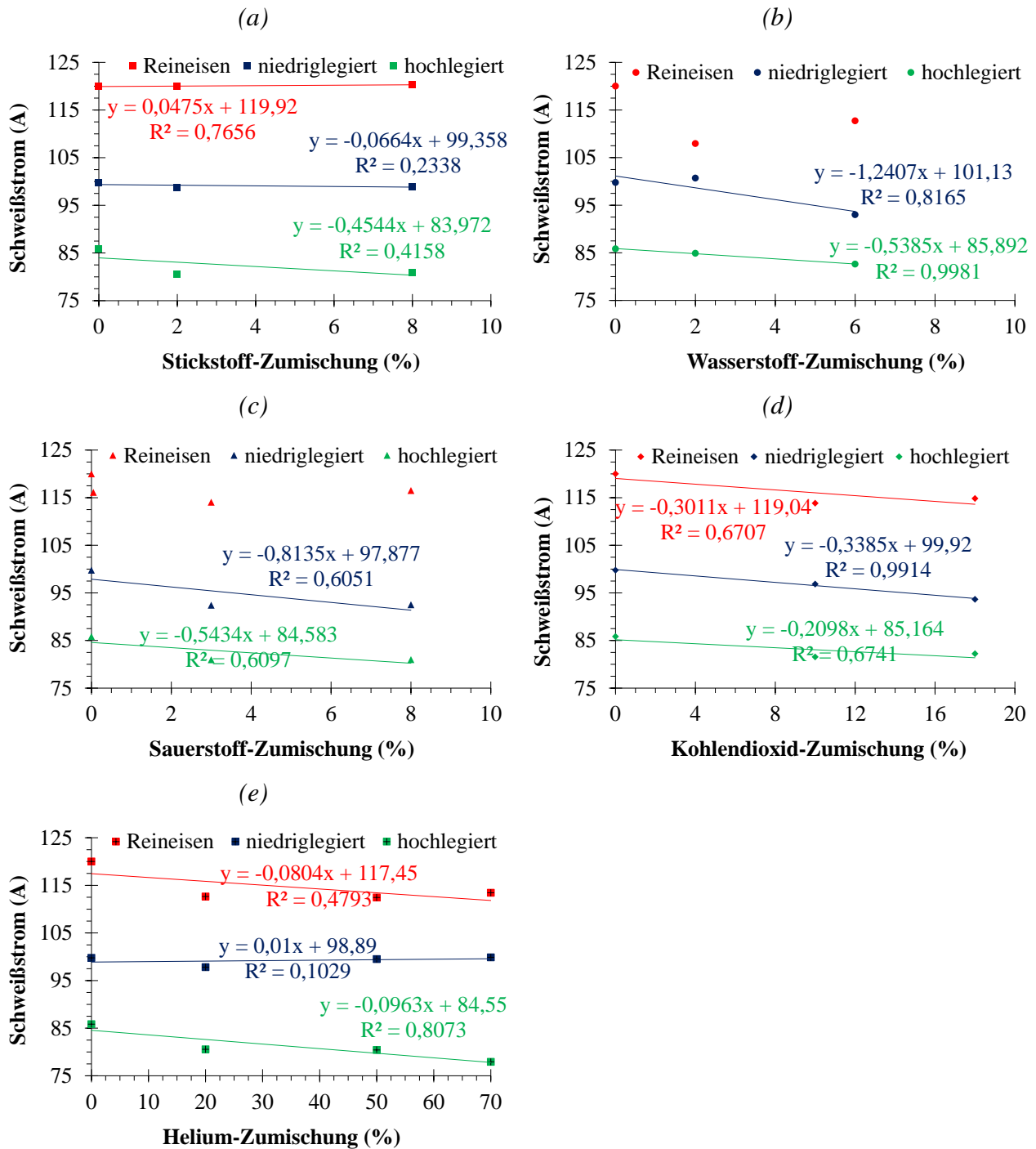


Abbildung 9–38: Graphische Darstellung des mittleren Schweißstroms als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)

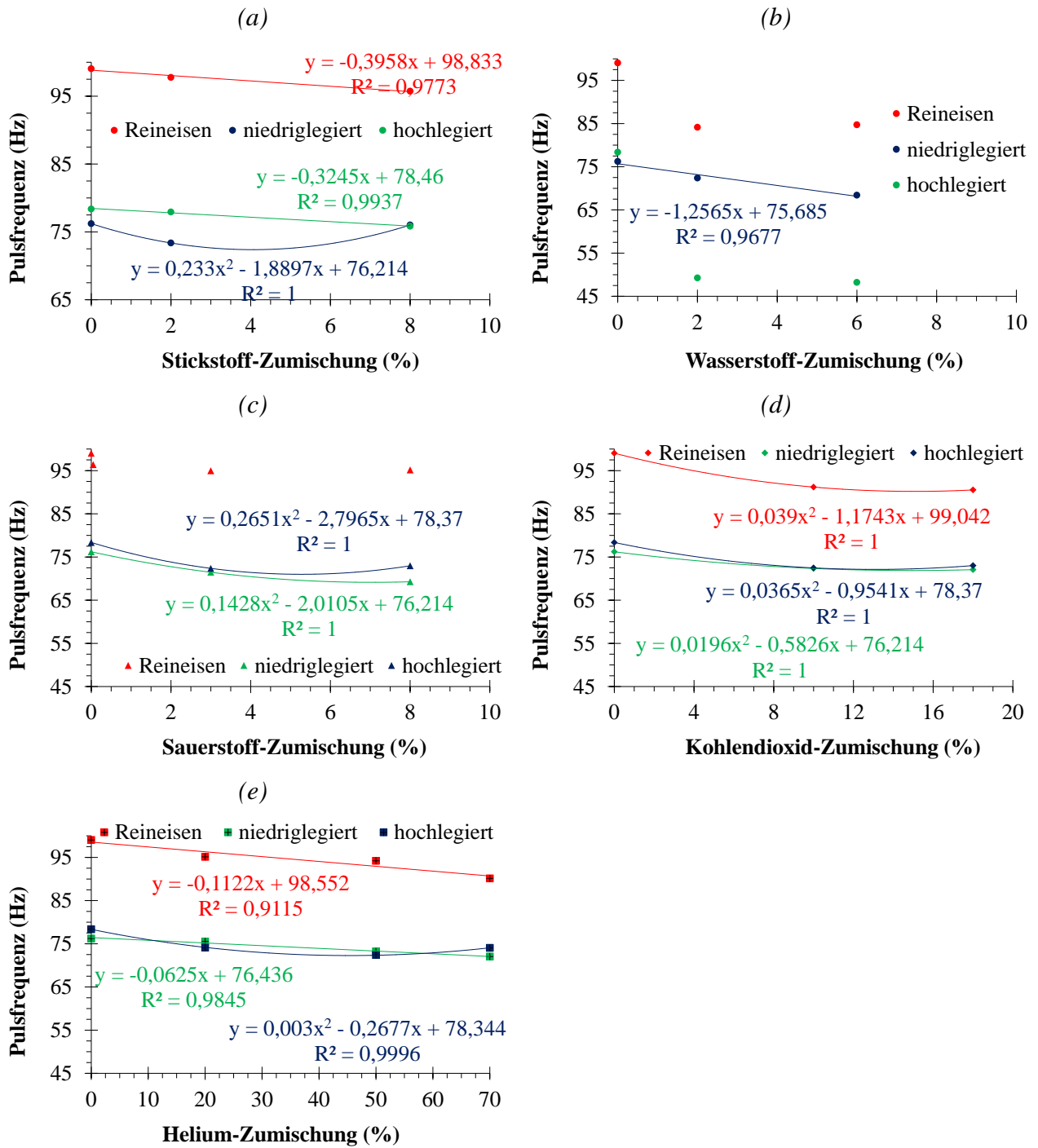


Abbildung 9–39: Graphische Darstellung der mittleren Pulsfrequenz als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)

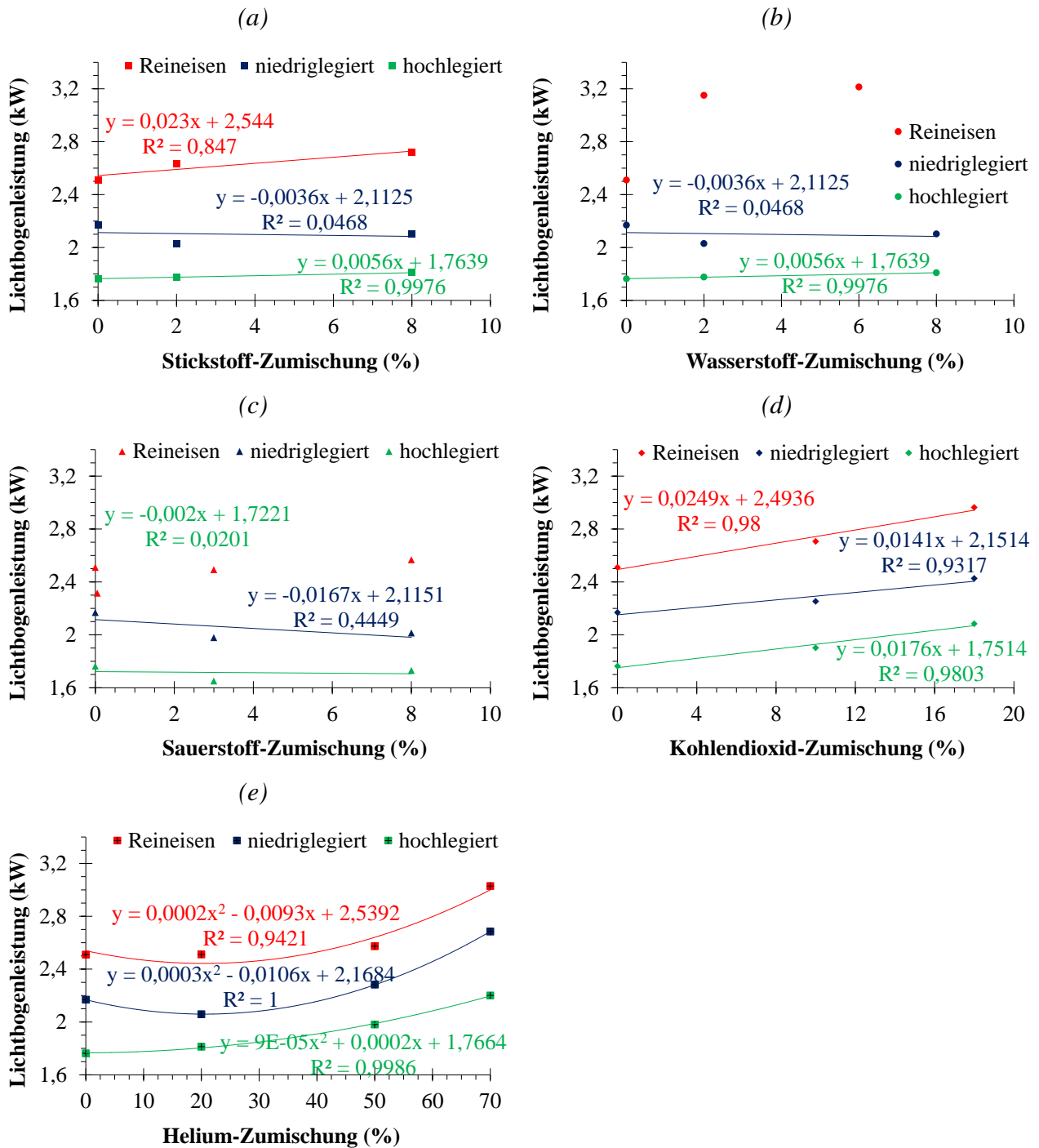


Abbildung 9–40: Graphische Darstellung der mittleren Lichtbogenleistung als Funktion des Elektrodenmaterials und der Stickstoff- (a), der Wasserstoff- (b), der Sauerstoff- (c), der Kohlendioxid- (d) und der Heliumzumischung (e)

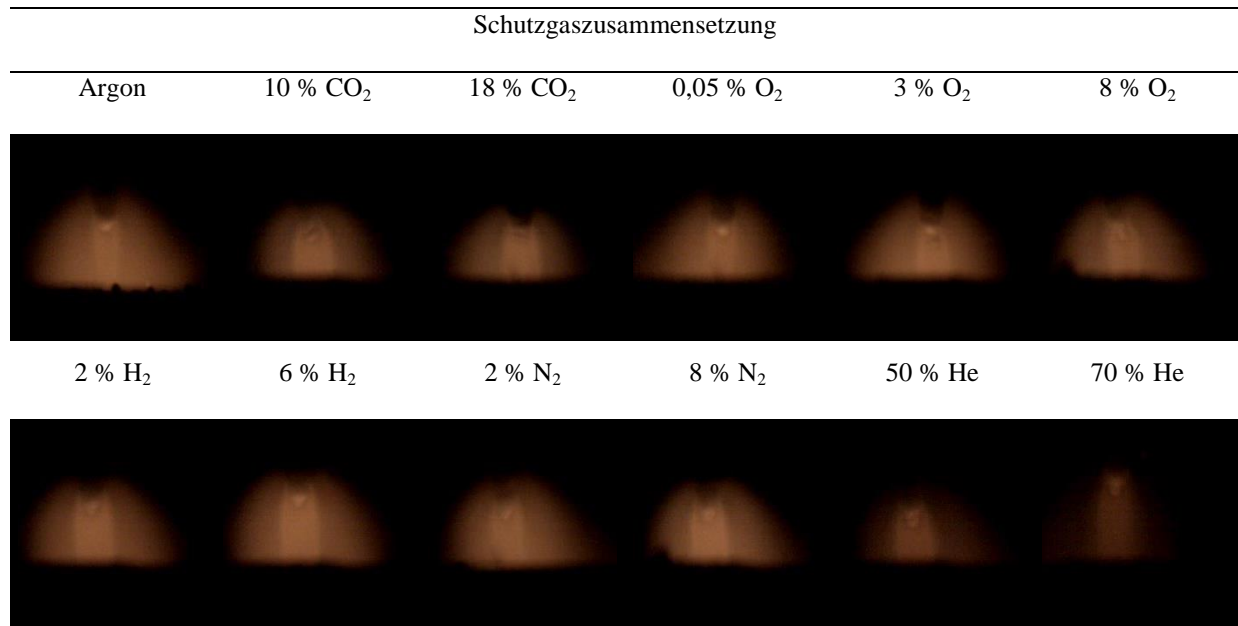


Abbildung 9–41: Argon-Lichtbogen in der Mitte der Hochstromphase als Funktion der Schutzgaszusammensetzung

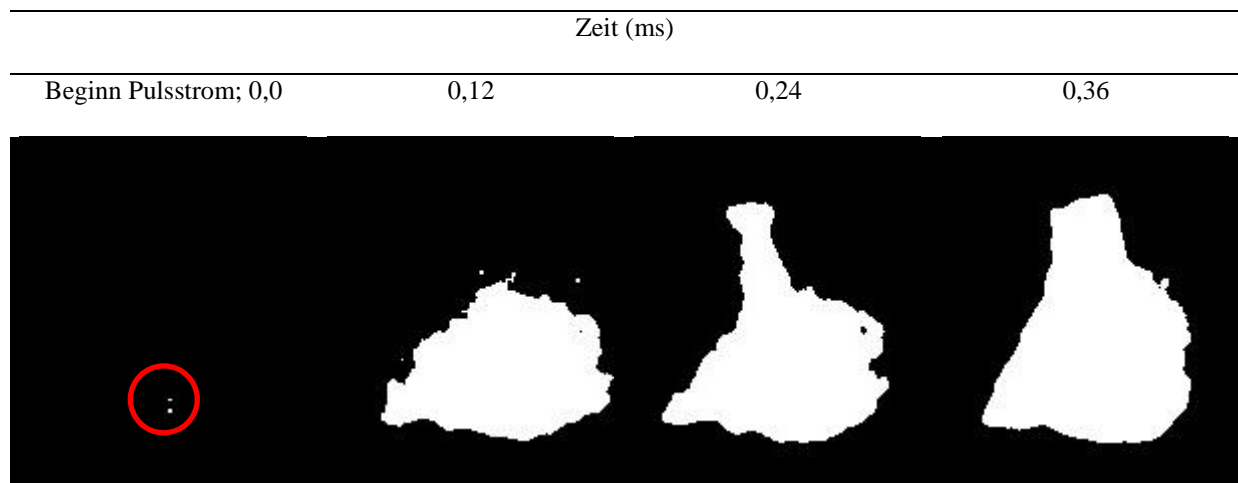


Abbildung 9–42: Zeitliche Ausbildung des Metalldampfplasmas bei 500 ppm Sauerstoff

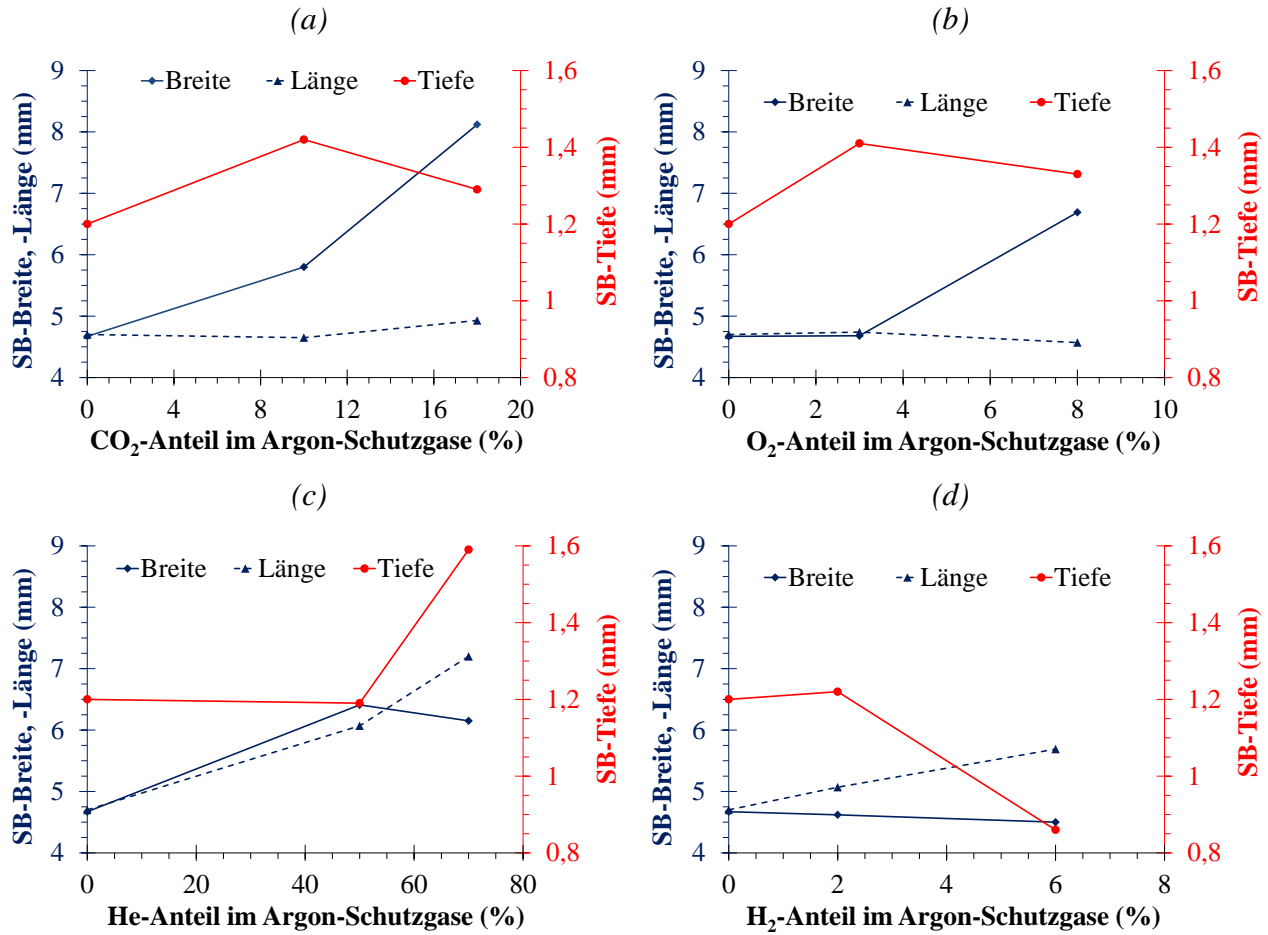


Abbildung 9–43: Einfluss des Kohlendioxid- (a), Sauerstoff- (b), Helium- (c) und Wasserstoffanteils (d) im Argon-Schutzgas auf die Breite und Länge des Schmelzbades sowie auf die Einbrandtiefe

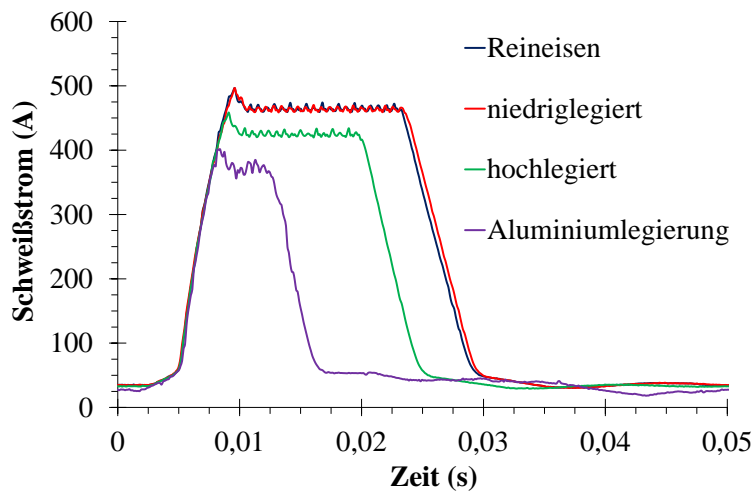


Abbildung 9–44: Stromverlauf in Abhängigkeit des Drahtelektrodenmaterials bei Standardeinstellungen

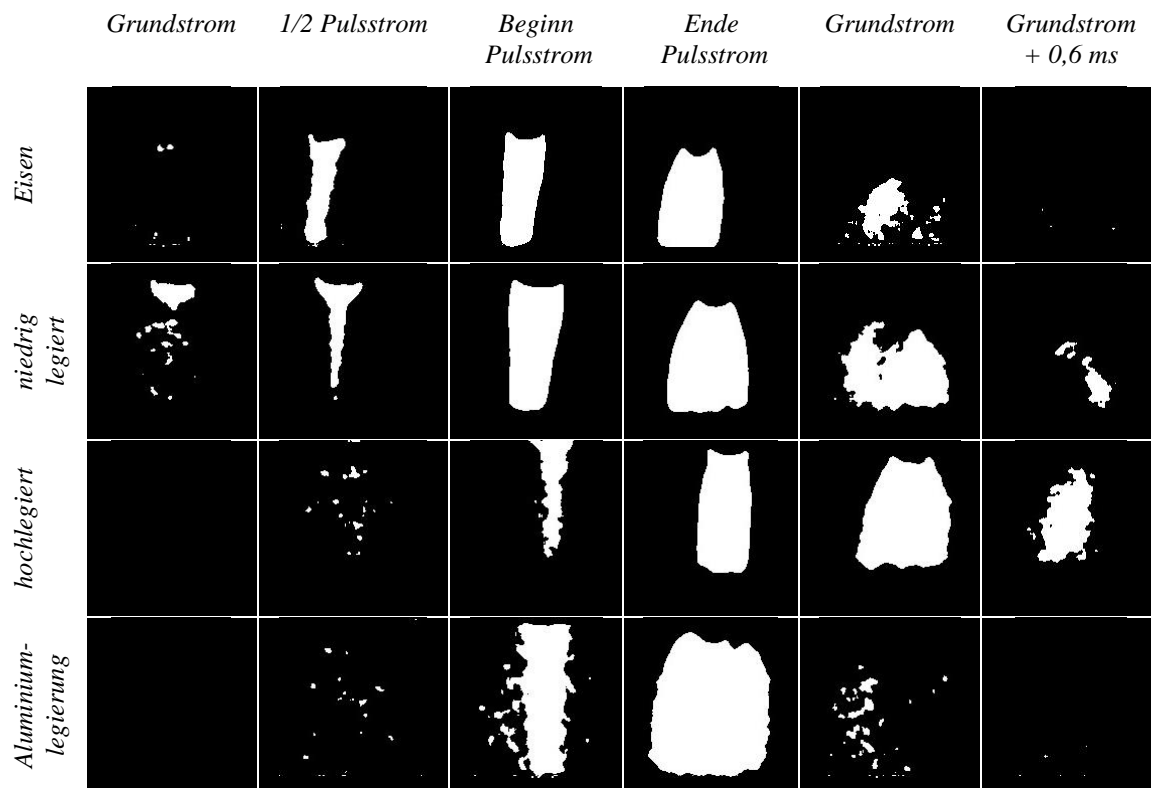


Abbildung 9–45: Metaldampfplasma als Funktion des Elektrodenmaterials und des Schweißstroms

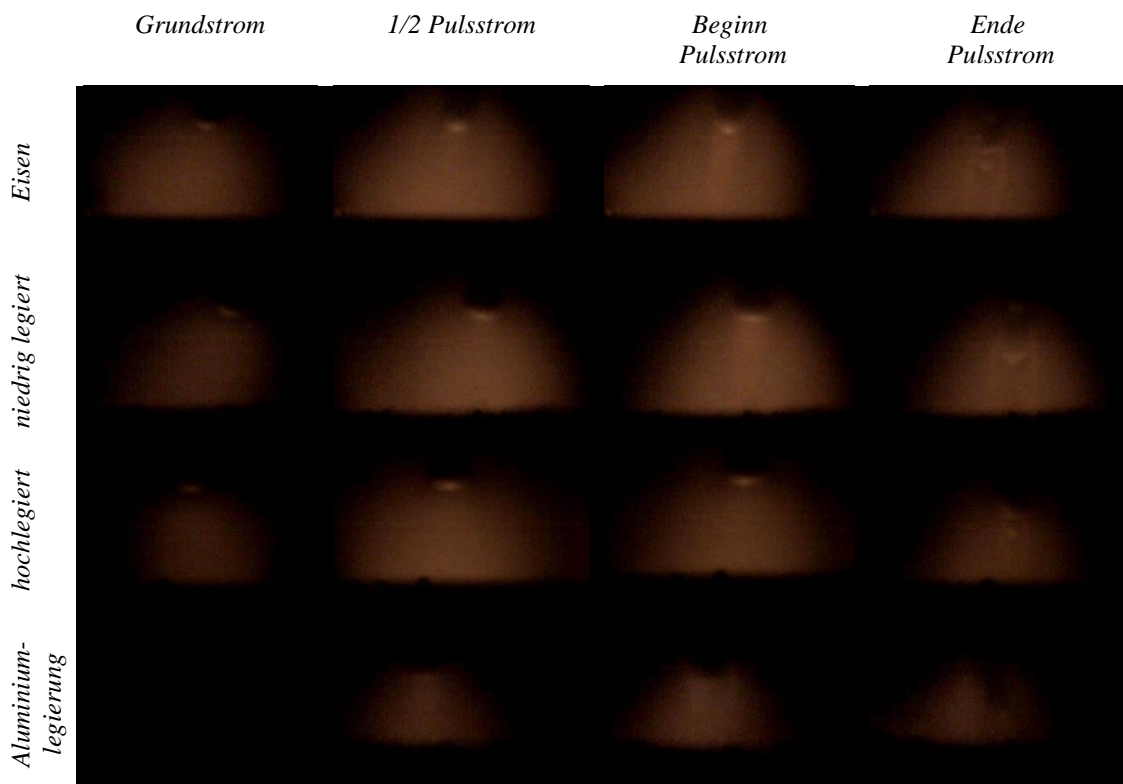


Abbildung 9–46: Argonplasma als Funktion des Elektrodenmaterials und des Schweißstroms



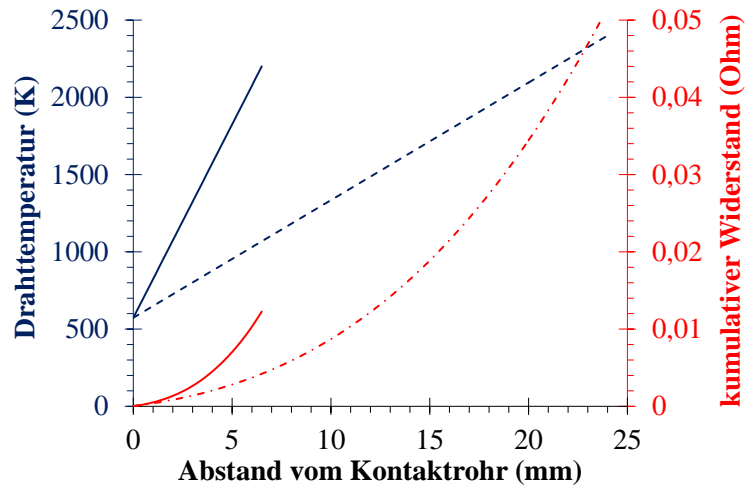


Abbildung 9–47: Drahttemperatur und kumulativer Widerstand des Drahtes bei einem Stickout von 6,5 mm (Linien) und bei 24 mm (unterbrochene Linien)

Tabelle 9-16: Einflüsse auf den Elektrodenwerkstoffübergang (rote Pfeile: Zunahme, grüne Pfeile: Abnahme, blaue Doppelpfeile: keine Veränderung, schwarzer Pfeil: Veränderung ohne Wertung)

|   |                        | elektrische Parameter |                 |                  |               | Anode und Tropfen |       |      |          |            | Lichtbogen |           | Kathode       |               |          |          |
|---|------------------------|-----------------------|-----------------|------------------|---------------|-------------------|-------|------|----------|------------|------------|-----------|---------------|---------------|----------|----------|
|   |                        | $I_S$<br>(A)          | $U_{LB}$<br>(V) | $P_{LB}$<br>(kW) | $f_P$<br>(Hz) | $r_T$             | $f_T$ | Abb. | $T_{Fe}$ | $\sigma_T$ | Ar-Plasma  | Fe-Plasma | $P_K$<br>(kW) | $\eta$<br>(%) | SB-Temp. | Einbrand |
| Drahtgeschwindigkeit (m min <sup>-1</sup> ) | 2 - 7<br>(2 - 5)       | 90                    | 20,6            | 1,87             | 57            | ↔                 | ↔     |      | ↑↑↑      | ↘          |            |           | (2,0)         | (64)          | ↑↑↑      | ↑↑       |
|   | 8 - 10                 | ↘<br>362              | ↘<br>29,3       | ↘<br>10,6        | ↘<br>388      | ↘↘↘               | ↑↑↑   |      | ---      | ---        |            |           | ---           | ---           | ---      | ---      |
| Stickout (mm)                               | 6,5 - 21<br>(6,5 - 15) | ↘<br>142              | ↘<br>23,2       | ↘<br>3,3         | ↘<br>124      | ↑↑↑               | ↘↘↘   |      | ↑↑       | ↘          |            |           | (3,7)         | (53)          | ↔        | ↘        |
|   |                        | 92                    | ↘<br>19,7       | ↘<br>1,8         | ↘<br>68,5     | ---               | ---   |      | ---      | ---        |            |           | (3)           | (56)          | ↔        | ↘        |
| Lichtbogenlänge (mm)                        | 0,5 - 5,2              | ↘<br>20               | ↘<br>110        | ↘<br>2,2         | ↘<br>87       | ↘                 | ↑     |      | ↘↘       | ↗          |            |           | 2,4           | 50            | ↑        | ↑        |
|   |                        | ↘<br>24               | ↘<br>125        | ↘<br>3           | ↘<br>103      | ---               | ---   |      | ---      | ---        |            |           | 3,3           | 55            | ↑        | ↑        |
| Kohlendioxid (%)                            | 0 - 18                 | ↘<br>21,1             | ↘<br>120,0      | ↘<br>2,5         | ↘<br>99,0     | ↑                 | ↘     |      | ↑↑       | ↘          |            |           | 1,53          | 55            | ↑↑↑      | ↑↑       |
|   |                        | ↘<br>25,8             | ↘<br>114,8      | ↘<br>3,0         | ↘<br>95,2     | ---               | ---   |      | ↑↑       | ↘          |            |           | 1,63          | 53            | ↑↑↑      | ↑↑       |
| Sauerstoff (%)                              | 0 - 8                  | ↔<br>21,1             | ↔<br>120,0      | ↔<br>2,51        | ↔<br>99,0     | ↑                 | ↘     |      | ↑↑       | ↘          |            |           | 1,53          | 55            | ↑        | ↑        |
|   |                        | ↘<br>22,3             | ↘<br>116,5      | ↘<br>2,57        | ↘<br>95,2     | ---               | ---   |      | ↑↑       | ↘          |            |           | 1,42          | 51            | ↑        | ↑        |
| Wasserstoff (%)                             | 0 - 6                  | ↘<br>21,1             | ↘<br>120,0      | ↘<br>2,5         | ↘<br>99,0     | ↑                 | ↘     |      | ↑↑↑      | ↔          |            |           | ---           | ---           | ↑        | ↔        |
|   |                        | ↘<br>29,2             | ↘<br>112,7      | ↘<br>3,2         | ↘<br>84,7     | ---               | ---   |      | ↑↑↑      | ↔          |            |           | ---           | ---           | ↑        | ↔        |
| Stickstoff (%)                              | 0 - 8                  | ↔<br>21,1             | ↔<br>120,0      | ↔<br>2,5         | ↔<br>99,0     | ↔                 | ↔     |      | ↑        | ↔          |            |           | 1,53          | 55            | ↑        | ↑        |
|   |                        | ↘<br>22,9             | ↘<br>120,3      | ↘<br>2,7         | ↘<br>95,7     | ---               | ---   |      | ↑        | ↔          |            |           | 1,59          | 51            | ↑        | ↑        |
| Helium (%)                                  | 0 - 70                 | ↘<br>21,1             | ↘<br>120,0      | ↘<br>2,5         | ↘<br>99,0     | ↑                 | ↘     |      | ↑↑       | ↔          |            |           | 1,53          | 55            | ↑↑↑      | ↑↑↑      |
|   |                        | ↘<br>26,5             | ↘<br>113        | ↘<br>3,0         | ↘<br>90,1     | ---               | ---   |      | ↑↑       | ↔          |            |           | 1,86          | 63            | ↑↑↑      | ↑↑↑      |