

# **Beitrag zum Elektrokontakttrennen unter Wasser**

Vom Fachbereich Maschinenbau  
der Universität Hannover  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur  
genehmigte Dissertation  
von

Dipl.-Ing. Eckhardt Philipp  
geboren am 9. Mai 1968 in Kiel

2002

Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. Haferkamp  
Koreferent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff  
Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. habil. G. P. Merker

Tag der Promotion: 18.10.2001

---

## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstoffkunde der Universität Hannover.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. Haferkamp, dem ehemaligen Direktor des Instituts für Werkstoffkunde, gilt mein besonderer Dank für die Aufgabenstellung und die stets gewährte fachliche und persönliche Unterstützung sowie die kritische Durchsicht und Korrektur der Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff, dem Direktor des Instituts für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, danke ich für die Übernahme des Koreferats und die daraus entstandenen wertvollen Hinweise und Anregungen.

Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. G. P. Merker, dem Dekan des Fachbereichs Maschinenbau und Direktor des Instituts für Verbrennungsmaschinen, für die Übernahme des Vorsitzes am Tag der Promotion bedanken.

Ebenso danke ich allen Studenten und Mitarbeitern des Instituts für Werkstoffkunde, insbesondere denen des Unterwassertechnikums Hannover, die mich bei der Durchführung der Arbeiten tatkräftig unterstützt haben. Mein Dank gilt insbesondere den Herren J. Bosse, A. Brosinger und U. Werner für die persönliche Unterstützung und wertvolle fachliche Beratung während meiner Arbeit.

Mein besonderer Dank gilt meiner Frau für ihr Verständnis und ihre große Unterstützung.

Schwieberdingen, im Mai 2002

## **Für meine Familie**

*„Bei einer wissenschaftlichen Diskussion  
hat der Unterliegende mehr Nutzen,  
sofern er etwas dazulernt.“*

*( Epikur )*

## Kurzfassung

Das zukünftige Entwicklungspotential des Elektrokontakttrennens unter Wasser für Fertigungs-, Wartungs- und Reparaturaufgaben hängt von der Entwicklung kleinbauender und anwendungsorientierter Trennsysteme ab. Infolge der vielfältigen Randbedingungen der hyperbar-nassen Umgebung kann diese Entwicklung ohne ein umfassendes Grundlagenwissen zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge zwischen den Einfluß- bzw. Prozeßgrößen und den Qualitätsmerkmalen sowie den während des Trennvorganges ablaufenden physikalischen Mechanismen nicht voran getrieben werden.

Die Ziele der Arbeit sind daher die Flexibilisierung des Verfahrensablaufes und die Erarbeitung von Grundlagenwissen sowie methodischer Ansätze zur Prozeßbeschreibung und -optimierung unter Zuhilfenahme der numerischen Simulation für das Elektrokontakttrennen unter Wasser von Baustahlblechen mit Blechdicken bis 20 mm.

Zunächst wird ein kleinbauendes, flexibles Trennwerkzeugsystem mit integrierter Stromübertragung mittels Quecksilbers entwickelt und qualifiziert. Damit wird die Grundlage für einen fernbedienten Unterwassertrennprozeß gelegt.

An Baustahl der Güte S235JRG2 werden in systematischen experimentellen Schneiduntersuchungen erstmalig die spannungsabhängige Schneidleistung und Schnittqualität des Elektrokontakttrennprozesses über einen Blechdickenbereich von 5 bis 20 mm ermittelt.

Aufbauend auf den erarbeiteten Grundlagen zur Bewertung der Wirkung der Einflußgrößen auf das Schneidergebnis und die Prozeßgrößen wird ein wärmephysikalisches Modell zur numerischen Simulation des instationären Temperaturfeldes im Werkstück für das Elektrokontakttrennen unter Wasser etabliert. Dabei wird das Ziel der Modellbildung erreicht, eine Basis für die Berechnung der Schneidgeschwindigkeit und des Schneidfrontverlaufes an komplexen Bauteilen mit der Finite-Elemente-Methode zu schaffen. Neben der Approximation des Wärmeeintrages durch den Elektrokontakttrennvorgang umfaßt die Modellbildung die Entwicklung eines Berechnungsmodells für den Wärmeübergang vom Werkstück zum umgebenden Wasser, das sowohl die erzwungene Konvektion infolge der Werkzeugrotation als auch die freie Konvektion und Siedevorgänge auf den nicht direkt angeströmten Werkstückflächen berücksichtigt.

Diese Ergebnisse der numerischen Simulation werden durch den Vergleich mit Temperaturdaten, die aus thermoelementgestützten Versuchen gewonnen werden, und durch den Vergleich mit Querschliffen der Schnittflächen verifiziert.

## Abstract

The future potential for the development of Contact-Arc-Metal-Cutting (CAMC) for purposes in production, servicing and repair depends on the development of small, compact and task orientated cutting systems. Because of the various limiting factors of the hyper baric and wet environment this development cannot be driven forward without an extensive basic knowledge of the description of the interaction between the influencing variables, the process parameters, the quality characteristics as well as the physical mechanisms of the cutting process.

The aims of this publication are the expansion of the process flexibility and the elaboration of basic knowledge and methodical starting-points for a description and an optimisation of the cutting process with the aid of a numerical simulation for the CAMC of mild steel plates with a maximum thickness of 20 mm.

First of all a small, compact and flexible cutting tool system with an integrated current transmitter module, which is using mercury as contact liquid is designed and qualified. This cutting tool forms the basis for a remote-controlled underwater cutting process.

Systematic cutting experiments are carried out with mild steel plates (S235JRG2) with a material thickness from 5 to 20 mm. Thus the cutting output depending on the cutting voltage as well as the cut quality for the CAMC process are determined for the first time.

Based on the acquired fundamentals for the valuation of the effect of the variables on the cutting result and the process parameters a physical heat model is established for the numerical simulation of the progressing heat distribution in the workpiece caused by the CAMC technique. The aim of the model description is achieved by creating the theoretical basis for the calculation of the cutting speed and the cutting kerf geometry on complex technical structures by means of the finite-element-method. Beside the approximation of the heat input into the workpiece caused by the CAMC process, the model design contains the development of a calculation model for the heat transition from the workpiece into the surrounding water that consists of both, the enforced convection as a result of the tool rotation, and the free convection as well as boiling effects on the workpiece surfaces which are not directly in the current of the moving water.

The results of the numerical simulation are verified by a comparison with the temperature data obtained by measurements with thermo-elements, and by a comparison with transverse photo-micrographs of the cut surface.

**Schlagworte:**

Elektrokontakttrennen, thermische Trenntechnik, Schneidsimulation

**Keywords:**

Contact Arc Metal Cutting, Thermal Cutting Technique, Cutting Simulation

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung und Motivation .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Verfahrensgrundlagen.....</b>	<b>3</b>
2.1	Einteilung der elektrisch abtragenden Trennverfahren.....	3
2.2	Verfahrensprinzip des UW-Elektrokontakttrennens.....	5
2.3	Wirkprinzipien des UW-Elektrokontakttrennens .....	6
2.3.1	Abtrag infolge direkter Widerstandserwärmung .....	7
2.3.2	Abtrag infolge Lichtbogenentladung .....	8
2.3.3	Abtrag infolge Kontaktreibung und spanender Wirkung .....	9
2.4	Prozeßparameter.....	10
<b>3</b>	<b>Stand von Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>13</b>
3.1	Anlagentechnik und Verfahrensbeispiele .....	13
3.2	Modellierungsansätze für den Elektrokontakttrennprozeß .....	19
<b>4</b>	<b>Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>20</b>
<b>5</b>	<b>Versuchseinrichtungen und Versuchsdurchführung.....</b>	<b>23</b>
5.1	Trennanlage .....	23
5.1.1	Trennwerkzeugperipherie.....	23
5.1.2	Trennwerkzeug.....	25
5.2	Temperaturmeßsystem .....	33
5.3	Versuchsrandbedingungen.....	38
5.4	Qualitätskriterien.....	39
<b>6</b>	<b>Experimentelle Schneiduntersuchungen .....</b>	<b>42</b>
6.1	Schneidleistung und Schnittqualität.....	44
6.2	Werkzeugelektrodenverschleiß .....	57
<b>7</b>	<b>Prozeßmodellierung.....</b>	<b>62</b>
7.1	Grundgleichungen der Wärmeübertragung .....	62
7.2	Wärmequellenmodell.....	64
7.2.1	Wärmebilanz.....	65
7.2.2	Wärmestromdichteverteilung über der Schneidfront .....	67
7.3	Wärmeübergangsmodell .....	69
7.3.1	Wärmeübergang im Strömungseinfluß.....	71
7.3.2	Wärmeübergang im Schnittspalt .....	76

---

7.3.3	Wärmeübergang im Strömungsschatten .....	78
7.3.3.1	Wärmeübergang bei freier Konvektion .....	79
7.3.3.2	Wärmeübergang beim Sieden .....	81
7.4	Berechnung des instationären Temperaturfeldes.....	90
7.5	Definitionen der Randbedingungen .....	92
7.5.1	Allgemeine Randbedingungen .....	92
7.5.2	Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften.....	93
7.5.3	Geometriedaten und Prozeßgrößen .....	95
7.6	Entwicklung und Vernetzung eines Geometriemodells .....	96
7.7	Numerisch berechnete Temperaturprofile .....	98
7.8	Modellverifikation .....	99
7.8.1	Thermoelementgestützte Temperaturmessungen.....	99
7.8.2	Konturvergleich der Wärmeeinflußzone .....	102
<b>8</b>	<b>Bewertung der Gesamtergebnisse.....</b>	<b>105</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>108</b>
<b>10</b>	<b>Literatur.....</b>	<b>110</b>

## Abkürzungsverzeichnis

lateinische Formelzeichen	Bezeichnung	Einheit
A	Übertragungsfläche	[mm <sup>2</sup> ]
A <sub>K</sub>	scheinbare Kontaktfläche	[mm <sup>2</sup> ]
a	Abstand Rotationsachse/Werkstückoberfläche	[mm]
a <sub>0</sub>	Korrekturfaktor	[-]
B	Werkstückbreite	[mm]
b <sub>A</sub>	Kantenformabweichung (Werkzeugaustrittsseite)	[mm]
b <sub>D</sub>	Schlitzdüsenbreite	[mm]
b <sub>E</sub>	Kantenformabweichung (Werkzeugeintrittsseite)	[mm]
b <sub>m</sub>	mittlere Schnittfugenbreite	[mm]
b <sub>R,A</sub>	Breite der wiedererstarteten Randzone (Werkzeugaustrittsseite)	[mm]
b <sub>R,E</sub>	Breite der wiedererstarteten Randzone (Werkzeugeintrittsseite)	[mm]
b <sub>s,A</sub>	Schnittfugenbreite (Werkzeugaustrittsseite)	[mm]
b <sub>s,E</sub>	Schnittfugenbreite (Werkzeugeintrittsseite)	[mm]
b <sub>WEZ</sub>	Breite der Wärmeeinflußzone	[mm]
b <sub>WEZ,A</sub>	Breite der Wärmeeinflußzone (Werkzeugaustrittsseite)	[mm]
b <sub>WEZ,E</sub>	Breite der Wärmeeinflußzone (Werkzeugeintrittsseite)	[mm]
b <sub>WZ</sub>	Breite der Werkzeugelektrode	[mm]
b <sub>ZW</sub>	Zwischenelektrodenpaltbreite	[µm]
C	Koeffizient	[-]
C <sub>äqui</sub>	Kohlenstoffäquivalent	[%]
c	spezifische Wärmekapazität	[J/(kg·K)]
c <sub>M</sub>	Drehmomentbeiwert	[-]
c <sub>M,Taylor</sub>	Drehmomentbeiwert bei Taylorwirbelbildung	[-]
c <sub>M,turb</sub>	Drehmomentbeiwert bei turbulenter Strömung	[-]
c <sub>M,lam</sub>	Drehmomentbeiwert bei laminarer Strömung	[-]
d <sub>Bl</sub>	Dampfblasenabreißdurchmesser	[mm]
D <sub>WZ</sub>	Werkzeugelektrodendurchmesser	[mm]
F <sub>( )</sub>	dimensionslose Geschwindigkeitsfunktion	[-]
f <sub>( )</sub>	Funktion	[-]
f <sub>BL</sub>	Dampfblasenabreißfrequenz	[1/s]
G <sub>( )</sub>	dimensionslose Geschwindigkeitsfunktion	[-]
g	Erdbeschleunigung	[m/s <sup>2</sup> ]
H	Werkstückhöhe	[mm]
H <sub>( )</sub>	dimensionslose Geschwindigkeitsfunktion	[-]
h	spezifische Enthalpie	[J/kg]

$h_A$	Kantenformabweichung (Werkzeugaustrittsseite)	[mm]
$h_E$	Kantenformabweichung (Werkzeugeintrittsseite)	[mm]
$h_{Ri}$	Ringraumhöhe	[mm]
$h_R$	Restflächenhöhe	[mm]
$h_S$	Glattschnittflächenhöhe	[mm]
$h^*$	dimensionslose Höhe über dem Werkstück	[-]
$\Delta h_v$	Verdampfungsenthalpie	[J/kg]
$I_A$	Arbeitsstromstärke	[A]
$J$	Arbeitsstromdichte	[A/m <sup>3</sup> ]
$K$	Wärmedurchgangskoeffizient	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]
$K_1$	dimensionsloser Koeffizient	[-]
$K_2$	dimensionsloser Koeffizient	[-]
$K_3$	dimensionsloser Exponent	[-]
$k$	hydraulische Rauheit (Oberflächenrauheit)	[mm]
$k_U$	Proportionalitätsfaktor	[-]
$k_W$	Proportionalitätsfaktor der Wärmestromverteilung	[-]
$L_K$	Kontaktlinienlänge	[mm]
$L_S$	betrachtete Strömungslänge	[m]
$L_0$	Bezugslänge	[m]
$L_{0,B}$	Werkstückbreite als Bezugslänge	[m]
$L_{0,H}$	Werkstückhöhe als Bezugslänge	[m]
$l$	Länge	[mm]
$M$	Meßbereich zur Bestimmung von $u$ , $\alpha$ , $\beta$ , $b_{WEZ}$	[mm]
$M_{Grenz}$	Grenzantriebsmoment	[mm]
$M_{V,Scheibe}$	Verlustreibmoment bei freier Rotation der Scheibe	[Nm]
$M_{V,Taylor}$	Verlustreibmoment bei Taylorwirbelbildung	[Nm]
$M_1 \dots M_3$	Antriebsmoment	[mm]
$m$	Masse	[kg]
$m$	dimensionslose Koeffizient	[-]
$n$	Normalenvektor	[-]
$n_{Grenz}$	Grenzdrehzahl	[1/s]
$n_1 \dots n_3$	Drehzahl	[1/s]
$P_{Grenz}$	Grenzantriebsleistung	[W]
$P_Q$	elektrische Leistung der Schneidstromquelle	[W]
$P_S$	Schneidleistung	[cm <sup>2</sup> /min]
$P_{V,Scheibe}$	Scheibenreibverlustleistung bei freier Rotation	[W]
$P_1 \dots P_3$	Antriebsleistung	[W]
$p$	Druck	[Pa]
$\dot{Q}$	Wärmestrom	[W]
$\dot{Q}_k$	Wärmestrom	[W]
$\dot{Q}_V$	Verlustwärmestrom	[W]

$\dot{Q}_W$	Gesamtwärmestrom	[W]
$\dot{Q}_k$	Wärmestrom	[W]
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	[W/m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}_K$	Wärmestromdichte bei Konvektion	[W/m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}_{Str}$	Wärmestromdichte bei Strahlung	[W/m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}_{max}$	maximale Wärmestromdichte	[W/m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}_{min}$	minimale Wärmestromdichte	[W/m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}_v$	volumenspezifische Wärmequellendichte	[W/m <sup>3</sup> ]
$\dot{q}_0$	maximale Wärmestromdichte in Schneidrichtung	[W/m <sup>2</sup> ]
R	Radius	[mm]
Re	Reynolds-Zahl	[-]
Re <sub>r</sub>	Reynolds-Zahl bei rotierender Scheibe	[-]
Re <sub>krit</sub>	kritische Reynolds-Zahl	[-]
R <sub>SP</sub>	größter Radius der gerippten Werkzeugspindel	[mm]
R <sub>p</sub>	Glättungstiefe	[μm]
R <sub>R</sub>	Rauheit der Restfläche	[μm]
R <sub>S</sub>	Rauheit der Glattschnittfläche	[μm]
R <sub>WZ</sub>	Werkzeugelektrodenradius	[mm]
R <sub>Z5</sub>	gemittelte Rauhtiefe	[μm]
R <sub>Z,S</sub>	gemittelte Rauhtiefe der Glattschnittfläche	[μm]
R <sub>Z,R</sub>	gemittelte Rauhtiefe der Restfläche	[μm]
r	laufende Variable in Radialrichtung	[-]
r <sub>a</sub>	äußerer Radius	[mm]
r <sub>i</sub>	innerer Radius	[mm]
r <sub>m</sub>	Krümmungsradius der Schneidfrontkontur	[mm]
r <sub>1</sub>	Bohrungsradius	[mm]
r <sub>2</sub>	Schlitzgrundradius	[mm]
S <sub>Stahl</sub>	spezifischer Wärmeinhalt erschmolzenen Stahls	[J]
S' <sub>Stahl</sub>	Wärmeinhalt erschmolzenen Stahls	[J/m <sup>3</sup> ]
s	Blechdicke	[mm]
s	Bogenlänge	[-]
s <sub>Ri</sub>	Ringraumspaltweite	[mm]
T	Zeitkonstante	[-]
t	Zeit	[s]
t <sub>90</sub>	Zeit bis zum Erreichen von 90% des Endwertes	[s]
t <sub>(n)</sub>	Schnittzeiten	[mm]
U <sub>A</sub>	Arbeitsspannung	[V]
U <sub>a</sub>	Ausgangsspannung	[V]
u	Rechtwinkligkeits- und Neigungstoleranz	[mm]
u	Strömungsgeschwindigkeit in radialer Scheibenrichtung	[m/s]

$u_{\text{Ersatz}}$	rechnerische Strömungsgeschwindigkeit in radialer Scheibenrichtung	[m/s]
$\dot{V}_{\text{lam}}$	Volumenstrom bei laminarer Strömung	[m <sup>3</sup> /s]
$\dot{V}_{\text{turb}}$	Volumenstrom bei turbulenter Strömung	[m <sup>3</sup> /s]
$v$	Strömungsgeschwindigkeit in azimuthaler Scheibenrichtung	[m/s]
$v_m$	mittlere Geschwindigkeit	[m/s]
$v_U$	Umfangsgeschwindigkeit	[m/s]
$v_{U,\text{Grenz}}$	Grenzumfangsgeschwindigkeit	[m/s]
$v_V$	Vorschubgeschwindigkeit	[mm/min]
$w$	Wechselwirkgröße	[-]
$w$	Strömungsgeschwindigkeit in axialer Scheibenrichtung	[m/s]
$x$	laufende Variable	[-]
$x_a$	Ausgangsgröße im Zeitbereich	[-]
$x_e$	Eingangsgröße im Zeitbereich	[-]
$x_{(n)}$	zeitabhängige Vorschubposition	[mm]
$x_0 \dots x_4$	Vorschubpositionen	[mm]
$x^*$	dimensionsloser Seitenabstand	[-]
$z$	laufende Variable	[-]

<b>griechische Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$\alpha$	Glattschnittflächenwinkel	[°]
$\alpha$	Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]
$\alpha_K$	Wärmeübergangskoeffizient bei Konvektion	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]
$\alpha_m$	mittlerer Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]
$\alpha_{\text{Str}}$	Wärmestrahlungskoeffizient	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]
$\beta$	Restflächenwinkel	[°]
$\beta_F$	thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient des Fluids	[1/K]
$\gamma$	relativer Werkzeugelektrodenverschleiß	[%]
$\gamma_1 \dots \gamma_3$	relativer Werkzeugelektrodenverschleiß	[%]
$\Delta$	Differenz	[-]
$\delta$	Grenzschichtdicke	[m]
$\delta_{\text{lam}}$	Grenzschichtdicke bei laminarer Strömung	[m]
$\delta_{\text{turb}}$	Grenzschichtdicke bei turbulenter Strömung	[m]
$\varepsilon$	hemisphärischer Gesamtemissionsgrad	[-]
$\varepsilon_1$	dimensionsloser Volumenstromwirkungsgrad	[-]
$\varepsilon_2$	dimensionsloser Volumenstromwirkungsgrad	[-]
$\varepsilon \cdot \sigma_S$	Strahlungszahl	[Ω/(μ <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )]

$\varepsilon_F$	Emissionskoeffizient des Fluids	[-]
$\varepsilon_W$	Emissionskoeffizient des Werkstücks	[-]
$\zeta$	dimensionsloser Wandabstand	[-]
$\eta_E$	elektrischer Wirkungsgrad	[-]
$\eta_S$	Schneidwirkungsgrad	[-]
$\eta_{th}$	thermischer Wirkungsgrad	[-]
$\eta_W$	Wärmewirkungsgrad	[-]
$\vartheta$	absolute Temperatur	[K]
$\Delta\vartheta$	Temperaturdifferenz	[K]
$\vartheta_0$	Anfangstemperatur	[K]
$\vartheta_F$	Fluidtemperatur	[K]
$\vartheta_m$	mittlere Temperatur	[K]
$\vartheta_S$	Sättigungstemperatur	[K]
$\vartheta_{Sch}$	Schmelztemperatur	[K]
$\vartheta_{Th}$	Meßstellentemperatur des Thermoelementes	[K]
$\vartheta_U$	Umgebungstemperatur	[K]
$\vartheta_W$	Heizwandtemperatur	[K]
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m·K)]
$\nu$	kinematische Viskosität	[m <sup>2</sup> /s]
$\pi$	Archimedische-Zahl ( $\pi = 3,14159$ )	[-]
$\rho$	Dichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_F$	Dichte des Fluids	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{WZ}$	Dichte des Werkzeugmaterials	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Grenzflächenspannung Wasser-Dampf	[N/m]
$\sigma_S$	Stefan-Boltzman-Konstante	[W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )]
$\sigma_{(t)}$	Einheitssprung	[-]
$\sigma_{zul}$	zulässige Zugspannung	[Pa]
$\phi_{BL}$	Blasenrandwinkel	[rad]
$\Phi$	Stammfunktion	[rad]
$\varphi$	Winkel	[rad]
$\psi$	Winkel	[rad]
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	[1/s]

## Indizierung Bezeichnung

'	Stoffwerte für die Fluidphase bei Sättigungstemperatur
''	Stoffwerte für die Dampfphase bei Sättigungstemperatur
max	Maximum
min	Minimum
theo	theoretisch
UK	Stoffwerte beim unterkühlten Sieden
WS	Werkstück
WZ	Werkzeug

## dimensionslose Größen                      Bezeichnung

$$Gr = \frac{g \cdot L_0^3 \cdot \beta}{\nu^2} \cdot \Delta\vartheta$$

Graßhoffzahl

$$Nu = \frac{\alpha \cdot L_0}{\lambda}$$

Nusseltzahl

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{c \cdot \rho \cdot \nu}{\lambda}$$

Prandtlzahl

$$Ra = Gr \cdot Pr$$

Rayleighzahl

Abweichend von den Basiseinheiten des SI-Systems werden für einige Formelzeichen praxisnahe Einheiten verwendet.

---

<b>Abkürzung</b>	<b>Bezeichnung</b>
A/D	Analog / Digital
Atm.	atmosphärisch
AMT	anodenmechanisches Trennen
DIN	Deutsches Institut für Normung
DVS	Deutscher Verein für Schweißtechnik
ECDM	Electric-Contact-Discharge-Machining
ECEET	elektrochemisch-elektroerosives Trennen
ECT	elektrochemisches (anodisches) Trennen
EKB	Elektrokontaktbearbeiten
EKAT	elektrokontaktersiv-abrasives Trennen
EKT	Elektrokontakttrennen
EN	Europäische Norm
FEM	Finite Elemente Methode
FET	funkenerosives Trennen
ISO	International Organisation for Standardization
LEB	Lichtbogenerosivbearbeitung
LET	lichtbogenerosives Trennen
RWD	Radial-Wellen-Dichtring
UW	unter Wasser
VDE	Verein deutscher Elektrotechniker
VDI	Verein deutscher Ingenieure
WEZ	Wärmeeinflußzone

# 1 Einleitung und Motivation

Zu den Anwendungsfeldern der Unterwassertechnik zählen die Wartung und Reparatur von Offshore-Anlagen, Hafenanlagen, Binnenwasserstraßen, Kanälen und Schiffen, und Unterwasserarbeiten in kerntechnischen Anlagen, die Bergung wertvoller oder gefährlicher Güter aus den Meeren oder Wasserstraßen sowie die Meeresforschung und -überwachung. Nachdem in der Vergangenheit Anwendungen in großer Wassertiefe im Bereich der Offshore-Industrie im Vordergrund standen, haben sich in den letzten Jahren die Forschungsaktivitäten in den Bereich der Flachwasseranwendungen (bis 50 m) verschoben.

Speziell für Reparatur- und Rückbauarbeiten an dickwandigen und zum Teil komplexen Stahlkomponenten, wie sie Schiffsrümpfe, hochbelastete Unterwassertragkonstruktionen oder Reaktordruckbehälter und ihre Einbauten darstellen, werden neben unterwassertauglicher und ggf. strahlungstoleranter Meß-, Prüf- und Handhabungstechnik auch geeignete Fertigungsverfahren benötigt. Neben der Verfügbarkeit von Trenntechniken für glatte, beschichtete und unbeschichtete Bauteile ist auch das sichere Trennen von stark gekrümmten Oberflächen und dickwandigen Rohren für den sicheren Transport abgetrennter Komponenten von großer Bedeutung. Rohranschlüsse für Kühlwasserleitungen und Führungsrohre für Steuerstäbe in kerntechnischen Anlagen sind derartige Komponenten, die aufgrund des Minimierungsgebotes für die Strahlenbelastung des Abbruchpersonals fernbedient zerlegt werden müssen. Spezielle Problemfelder bei der Reparatur und dem Rückbau von technischen Unterwasserstrukturen an Seebauwerken sind:

- das Trennen von mehrschichtigen Rohr- und Leitungsverbunden, Gitterstrukturen, Drahtseilen (Stropfen) und Ketten mit elektrisch nichtleitenden Bestandteilen und nichtleitenden Oberflächenbelägen,
- das Trennen von korrosionsfesten und säurebeständigen Stählen technischer Unterwasserstrukturen bei der Sanierung von Anlagenteilen unter Wasser in Kombination mit einer Schweißnahtvorbereitung und
- das bündige Trennen von Bauteilstrukturen und Störkanten z. B. beim Abbau von Bohr- und Förderplattformen, speziell der Zerlegung komplexer Bauteile aus hochfesten Materialien.

Die Zerlegung solcher Bauteile stellt aufgrund der Materialdicken und -zusammensetzung eine große Herausforderung dar. Die hohen Rückstellkräfte, das Werkzeuggewicht sowie räumliche und geometrische Gegebenheiten erlauben hier den Einsatz mechanischer Trenntechniken nur mit einem hohen konstruktiven Aufwand. Als Lösung der Problematik bieten sich daher rückstellkraftarme, thermische Trenntechniken an. Kriterien für die Auswahl der einzusetzenden UW-Trenntechnik sind dabei neben der erzeugten Schnittqualität die maximal schneidbare Wandstärke und die Trenngeschwindigkeit. Der Stand der Technik der leistungsstarken thermischen Trennverfahren

UW-Plasmaschmelzschneiden, autogenes UW-Brennschneiden, Lichtbogen-Wasserstrahlschneiden und Kontakt-Lichtbogen-Metall-Schneiden mit schwertförmiger Elektrode für diese Anwendungsfälle ist bei *Steiner* [101], *Gruchow* [35], *Versemann* [111], *Priesmeyer* [75] und *Schreck* [86] umfassend beschrieben. Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß derzeit keines der genannten thermischen Hochleistungstrennverfahren geeignet ist, sämtliche der dargestellten Problemfelder abzudecken.

Das bisher für den Offshore-Einsatz noch nicht qualifizierte UW-Elektrokontakttrennen mit schnell rotierender Werkzeugelektrode bietet als thermisches Trennverfahren durch aufgabenorientierte Werkzeug- und Verfahrensanpassung das Potential zur Lösung der o. a. Problemstellungen, da die maximal schneidbare Wandstärke im wesentlichen nur von den Abmessungen der eingesetzten scheibenförmigen Werkzeugelektrode, ihrer Kühlung und der Ausspülung des Schnittfugenmaterials abhängt. Es ist zu erwarten, daß das UW-Elektrokontakttrennen aufgrund seiner verfahrenstechnischen Vorteile die bisher eingesetzten thermischen aber auch mechanischen Schneidverfahren zukünftig ablösen und Sonderanwendungsbereiche für komplexe Werkstückgeometrien neu erschließen wird. Das Anwendungspotential des UW-Elektrokontakttrennens ist zur Zeit noch nicht voll ausgeschöpft, da es im wesentlichen lediglich für Trennaufgaben im Anlagenrecycling und Halbzeugzuschnitt in Konkurrenz zum mechanischen Trennschleifen und Sägen in stationären Anlagen eingesetzt wird. Die flexible, manipulatorgeführte Handhabung der UW-Elektrokontakttrenntechnik ist mit bestehender Anlagentechnik noch nicht erreichbar.

Eine Verbesserung des Trennprozesses und der Verfahrenstechnik wird derzeit durch rein empirisches Wissen und Versuchsreihen mit einer Variation der Parameter realisiert. Grundlagenuntersuchungen zum Verfahrensablauf sowie die Entwicklung mathematisch-physikalischer Modelle zur Beschreibung des Elektrokontakttrennvorganges wurden in der Vergangenheit aufgrund des stochastischen Prozeßcharakters zurückhaltend betrieben und lassen keinen praxisrelevanten Nutzen für Reparatur- und Zerlegeaufgaben in der Unterwassertechnik erkennen. Die Ziele der Arbeit sind daher die Flexibilisierung des Verfahrensablaufes und die Erarbeitung von Grundlagenwissen sowie methodischer Ansätze zur Prozeßbeschreibung und -optimierung unter Nutzung der numerischen Simulation für das UW-Elektrokontakttrennen.

## 2 Verfahrensgrundlagen

Unter dem Begriff „Trennen“ wird gemäß DIN 8580 [24] der Oberbegriff für das Ändern der Form eines festen Körpers mit Entstehen von Abfall in Form eines festen Körpers, von geschmolzenem und verbranntem Metall oder von Auflösungsprodukten verstanden. Die folgenden Ausführungen sind dabei in Anlehnung an DIN 8580 und DIN 8590 [25] vor allem auf das Abtrennen und Schlitzen mittels rotierender, scheibenförmiger Werkzeugelektrode gerichtet, die auf dem Wirkprinzip des elektrokontakterosiven Metallabtrags in flüssigem Arbeitsmedium bei Arbeitsspannungen  $U_A > 30 \text{ V}$  basieren.

### 2.1 Einteilung der elektrisch abtragenden Trennverfahren

Zu den elektrisch abtragenden Trennverfahren zählt man jene, die physikalische und chemische Wirkprinzipien nutzen, deren Grundlage der elektrische Strom ist. Zu ihnen gehören

- das auf einem einzigen Wirkprinzip beruhende funkenerosive Trennen (FET), das lichtbogenerosive Trennen (LET) und das elektrochemische (anodische) Trennen (ECT),
- das auf einem modifizierten Wirkprinzip beruhende elektrokontakterosive Trennen (EKT) - im folgenden als Elektrokontakttrennen bezeichnet - und
- die auf mehreren kombinierten Wirkprinzipien beruhenden anodenmechanischen (AMT), elektrochemisch-elektroerosiven (ECEET) und elektrokontakterosiv-abrasiven (EKAT) Trennverfahren mittels rotierender Scheibenelektrode bzw. umlaufender Bandlektrode.

Diese Trennverfahren werden in der Fachliteratur als „nicht konventionelle“ Verfahren bezeichnet. Dafür spricht die Tatsache, daß es für die elektrisch abtragenden Trennverfahren der letzten beiden Gruppen noch keine international einheitlichen Bezeichnungen gibt und ihr Entwicklungsstand und damit ihr Bekanntheitsgrad sehr unterschiedlich ist. Die letztgenannten elektrisch abtragenden Trennverfahren wurden vor allem in der UdSSR entwickelt, die Trennanlagen mit rotierender Scheiben- und mit umlaufender Bandlektrode sowohl zum anodenmechanischen als auch elektrokontakterosiven Trennen bereits industriell einsetzt. Bei den hierzu in der Literatur dokumentierten Entwicklungen und Untersuchungen stand zunächst der zuverlässige Einsatz dieser Techniken im Vordergrund. Eine Optimierung der Verfahren wurde bisher zurückhaltend betrieben. In anderen Ländern wurden die Schwerpunkte der Entwicklungen auf andere elektrisch abtragende Verfahren, wie z. B. auf die funkenerosiven und lichtbogenerosiven Trennverfahren in den USA und Japan oder auf spanende Trennverfahren gelegt [71].

Eine von *Davydow* [16] und *Peitzsch* [71] entwickelte Systematik der elektrokontakterosiven Metallbearbeitungsverfahren ist in Abbildung 1 dargestellt.

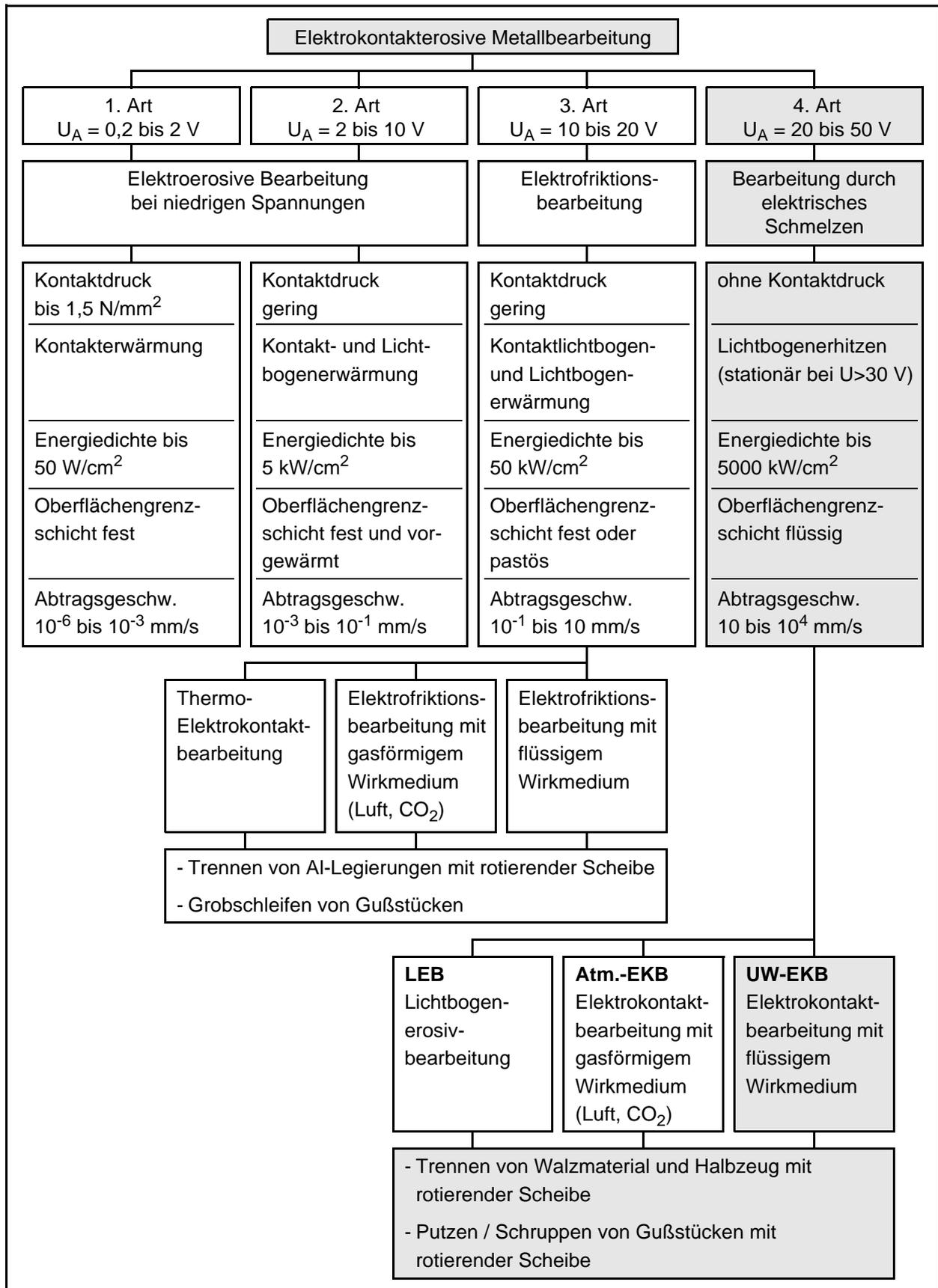


Abbildung 1: Systematik der elektrokontakterosiven Metallbearbeitungsverfahren [71]

Aufgrund der im Rahmen dieser Arbeit angestrebten Arbeitsspannungsbereiche zwischen 30 und 65 V handelt es sich bei dem UW-Elektrokontakttrennen um ein elektrokontaktersives Metallbearbeitungsverfahren 4. Art.

## 2.2 Verfahrensprinzip des UW-Elektrokontakttrennens

Das UW-Elektrokontakttrennen ist ein elektrothermisches Metallbearbeitungsverfahren, bei dem die direkte Umwandlung von elektrischer in thermische Energie mittels *Joule*-scher Erwärmung und Lichtbogenerwärmung erfolgt [91]. Die elektrischen Lichtbogenimpulse werden auf mechanischem Weg und als Folgeerscheinung eines kurzzeitigen mechanischen Kontaktes generiert [71].

Entsprechend des in Abbildung 2 dargestellten Grundprinzips des UW-Elektrokontakttrennverfahrens wird zwischen der rotierenden, scheibenförmigen Werkzeugelektrode und dem metallischen Werkstück eine Spannung angelegt. Aufgrund der hohen Stromdichte an der Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück schmilzt das Werkstückmaterial bzw. verdampft teilweise. Infolge der Ionisation der Stecke zwischen den Elektroden, dem sog. Elektrodenzwischenraum, zündet ein Hochstromkurzlichtbogen, der von einer Wasserdampfblase umgeben ist. Das durch die thermische Energie dieses Lichtbogens aufgeschmolzene Werkstückmaterial wird durch die rotierende Werkzeugelektrode aus der Schnittfuge geschleudert. Darüber hinaus bewirkt die Drehbewegung im umgebenden Wasser gleichzeitig eine Kühlung der Werkzeugelektrode.

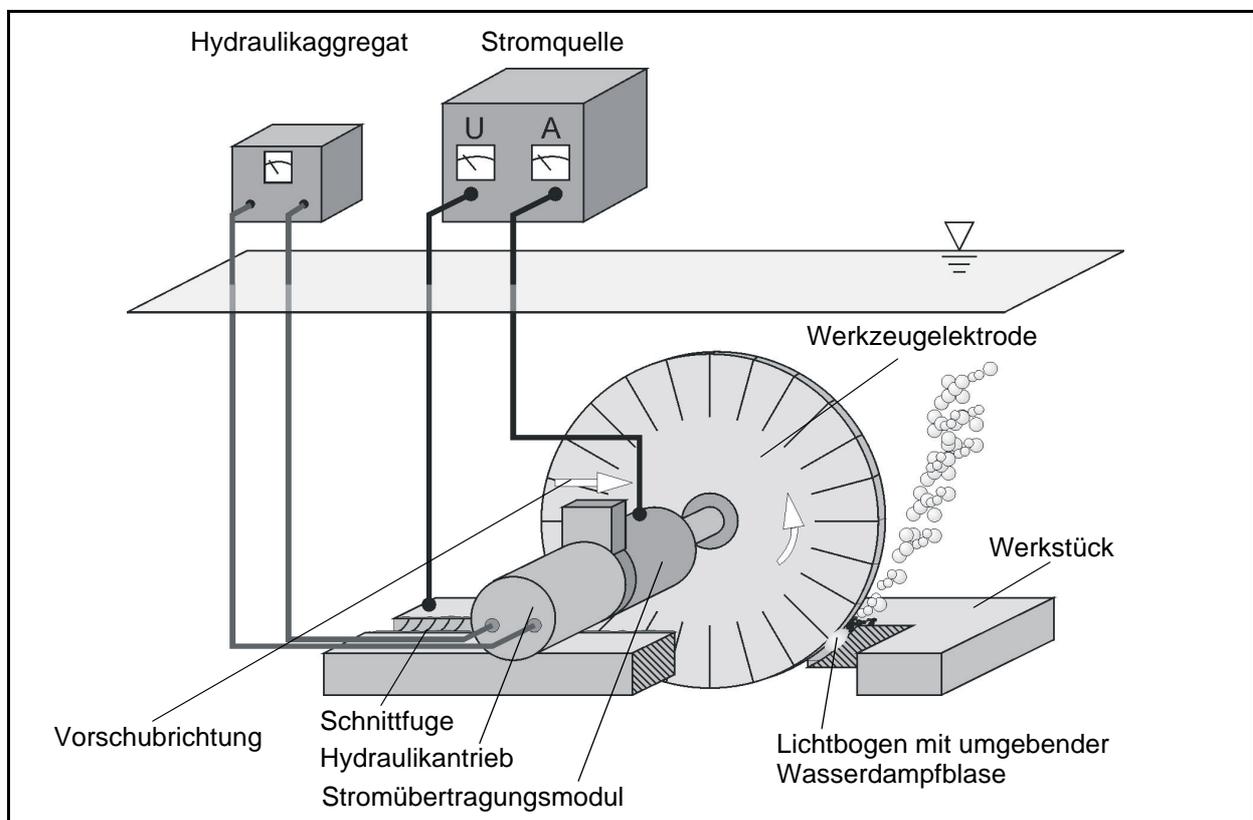


Abbildung 2: Schematische Darstellung des UW-Elektrokontakttrennens

In schneller Folge verlischt der Hochstromkurzlichtbogen, z. B. infolge eines Elektrodenkontaktes an einem anderen Punkt oder durch einen Lichtbogenabriß, und zündet unmittelbar darauf an einer anderen Stelle der Schneidfront. Durch den hierdurch bewirkten, sowohl zeitlich als auch räumlich über der Schneidfront stochastisch verteilten Metallabtrag und die Zustellung der Werkzeugelektrode entsteht eine Schnittfuge.

Aufgrund der nur kurzzeitigen, mechanischen Kontakte zwischen der Werkzeugelektrode und dem Werkstück arbeitet das Verfahren weitgehend rückstellkräftefrei. Die mechanischen Kontakte reichen jedoch aus, um elektrisch nichtleitende Oberflächenschichten aufzureißen und damit einen elektrisch leitenden Kontakt zum Werkstückmaterial herzustellen, der dann durch die thermische Wirkung des Lichtbogens ausgeweitet wird.

Die Relativbewegung der Werkzeugoberfläche gegenüber dem Werkstück verhindert durch eine Verteilung des Wärmeeintrags einen größeren Verschleiß an der Werkzeugelektrode. Eine laufende Kontrolle des Werkzeugelektrodenverschleißes erlaubt damit das Arbeiten mit einer exakt definierten Werkzeuggeometrie wie sie dem Trennschleifen, Fräsen und Sägen vergleichbar ist. Hohe Rückstellkräfte des scheibenförmigen Werkzeugs, wie sie für das mechanischen Trennschleifen, Sägen oder Fräsen charakteristisch sind, werden hierbei nicht erreicht.

### **2.3 Wirkprinzipien des UW-Elektrokontakttrennens**

Beim UW-Elektrokontakttrennen tragen unterschiedliche Wirkprinzipien zum Materialabtrag in dünnen Oberflächenschichten bei. Jedoch besitzt der flächenhafte und räumliche Lichtbogenabtrag eine vorrangige Abtragswirksamkeit. Die Wirkprinzipien lassen sich in elektrothermische und mechanische Effekte unterscheiden, deren Anteile durch die Bearbeitungsparameter bestimmt werden. Die elektrothermischen Wirkungen sind die direkte Widerstandserwärmung, die Funken- und die Lichtbogenentladung unter besonderer Beachtung der Kurzlichtbögen, während die mechanischen Wirkungen die Kontaktreibung und spanende Wirkung durch leitende und/oder nichtleitende Materialien sind [92].

Die folgende Darstellung und Gewichtung der Wirkmechanismen des Elektrokontakttrennens basiert im wesentlichen auf den ersten grundlegenden Prozeßbeschreibungen durch *Davydov*, *Vitlin*, *Semenov* und *Foteev* [16 - 21, 94 - 98] sowie auf den Modellbeschreibungen durch *Zolotykh* [121] und *Meshcheriakov* [53], die in mehreren Veröffentlichungen von *Schulze*, *Werner* und *Pape* [88, 90 - 93] kritisch kommentiert und zu einem geschlossenen Modell für das Elektrokontakttrennen mit rotierender, scheibenförmiger Werkzeugelektrode ohne spanend wirkende Beschichtungen erweitert wurden, welches den derzeitigen Stand der Erkenntnisse beschreibt.

### 2.3.1 Abtrag infolge direkter Widerstandserwärmung

Durch den direkten, gleitenden Kontakt der Werkstückelektrode mit der beweglichen Werkzeugelektrode kommt es an der Kontaktstelle zu einem Stromfluß und dadurch zur Erwärmung des Kontaktes [92]. Für diesen unmittelbaren Kontakt muß der Abstand zwischen den kontaktierenden Partnern in der Größenordnung dem Abstand der Atome im Kristallgitter entsprechen. Da die Oberflächen der Elektroden im Schnittspalt und an der Wirkkante rauh sind, sind bei der Berührung in den Rauheitsspitzen derartige Kontaktbedingungen gegeben. Der Schneidstrom wird zunächst durch den niederohmigsten Kontaktpunkt fließen [123]. Aufgrund der sehr kleinen wahren Kontaktfläche (nach Ruge [82] ca. 0,1 bis 1% der scheinbaren Kontaktfläche an den Rauheitsspitzen) ergibt sich bei hohen Schneidstromstärken eine Stromdichte, die zu einer kurzzeitigen Erwärmung bis zum Schmelzen und Verdampfen des Kontaktes führt. Nach der Unterbrechung des Kontaktes fließt der gesamte Schneidstrom durch den nächsten Kontakt. Dieser kurzzeitige Vorgang wiederholt sich aufgrund der Rauheitsgebirge auf den Elektrodenoberflächen ständig, wobei sich die Kontaktbedingungen im Laufe des Trennprozesses verändern. Je weniger Kontaktpunkte im Ausgangszustand vorliegen, um so höher ist deren mechanische, elektrische und thermische Beanspruchung, und um so rascher erfolgt die Ausarbeitung durch mechanischen und elektroerosiven Abtrag [92].

Beim Abtragsvorgang des Elektrokontakttrennens wird eine dauerhafte Kraftwirkung dadurch verhindert, daß die scheibenförmige Werkzeugelektrode eine rotierende Bewegung ausführt. Mit sinkender Kraftwirkung der Elektroden aufeinander steigt der Kontaktwiderstand sehr stark um ein bis zwei Zehnerpotenzen in dem für das Elektrokontakttrennen relevanten Lastbereich zwischen 25 und 200 N an. Für den technischen Einsatz ist daher ein Stellbereich der konstanten Anpreßkraft von 30 bis 80 N ausreichend. Die untere Grenze der Anpreßkraft ist dadurch bestimmt, daß im Kontakt eine Stromstärke erreicht wird, die ein Aufschmelzen des Kontaktes noch während der Eingriffszeit der Werkzeugelektrode bewirkt und im idealen Fall eine Entladungerscheinung ausgehend von einer Kontaktverdampfung zur Folge hat. Der obere Grenzwert der Anpreßkraft ist durch die Ausbildung einer zu großen Kontaktfläche gegeben, bei der der erreichbare Kurzschlußstrom nicht mehr zur Ausbildung einer minimalen Stromflußdichte ausreicht. Für den stabilen Verlauf des Gesamtabtrags ist es entscheidend, daß mit der direkten Widerstandserwärmung keine Verschweißung erfolgt, d. h. die Einwirkzeit bei einem minimalen Leistungseintrag zum Zerstören der Kontaktstelle und zum Materialabtrag an der Werkstückelektrode ausreicht. Dabei bestimmen die Einwirkzeit, der Ort der Kontaktstelle, ihr Schmelzverhalten und die Folge der weiteren Widerstandserwärmung den Abtragsprozeß. Ein Unterschreiten der minimalen Stromflußdichte kann ebenfalls auftreten, wenn die Oberflächenrauheiten von Werkzeug- und Werkstückelektrode zu gering sind und dadurch einen großflächigen Kontakt ausbilden [92].

Hochohmige Kontakte können durch elektrisch schlecht leitende Werkstoffschichten im Arbeitsspalt entstehen. Werden sie durch die Anpreßkraft oder die Kontaktreibung der rotierenden Werkzeugelektrode nicht zerstört, kann bei Nichtbeschädigung der Werkzeug-elektrode der thermische Abtrag so lange fortgesetzt werden, bis der Arbeitsspalt für Entladungserscheinungen zu groß wird. Um einen vollständigen Bearbeitungsprozeß zu gewährleisten, muß die hochohmige Kontaktstelle durch mechanische oder thermische Einwirkung zerstört werden. Besonders kritisch sind daher sehr große nichtleitende, harte Einschlüsse bzw. eine dichte Verteilung kleiner Einschlüsse, die elektrisch nichtleitend, hart und thermisch kaum zerstörbar sind. Gleiche Wirkungen haben passivierende Schichten, die durch das Arbeitsmedium und die geringen Anpreßkräfte bzw. Kontaktreibungskräfte nicht zerstört werden [92].

Diese Effekte der Widerstandserwärmung werden bereits bei Arbeitsspannungen von 6 bis 15 V industriell für das Atm.-Elektrokontaktbearbeiten zum Entfernen von Gußgraten und Gußsteigern verwendet, wobei rotierende Drahtbürsten als Werkzeugelektroden zum Einsatz kommen [18]. Bei derart geringen Arbeitsspannungen entstehen noch keine Entladungen aufgrund von thermischer Emission oder Feldemission von Ladungsträgern. Infolge des Schmelz- bzw. Verdampfungsvorgangs wird der sich ausbildende Gasspalt zwischen Schneidfront und Werkzeugelektrode mit ionisierenden Metaldämpfen angefüllt, die seine Leitfähigkeit vergrößern, so daß ein Stromübergang ohne unmittelbaren Kontakt erfolgen kann. Dieser Stromfluß vollzieht sich dann über größere Oberflächenbereiche und bereitet damit die Ausbildung eines Lichtbogens bei höheren Arbeitsspannungen vor [6, 123].

### 2.3.2 Abtrag infolge Lichtbogenentladung

Abtragsprinzipien auf Grundlage von Lichtbogenscheinungen stellen die Haupteffekte des Elektrokontakttrennens dar. *Davydov, Vitlin und Semenov* [19, 20] gehen davon aus, daß während eines Zyklus ca. 80% der Gesamtenergie durch die Lichtbogenentladung umgesetzt werden. Ausgangspunkte der Entladungen bilden die Zerstörung von elektrischen Kontaktstellen und ein erhöhter Ionisationsgrad des Elektrodenzwischenraumes. Es kann daher unterschieden werden zwischen Lichtbogenentladungen zum einen als Folge der direkten Widerstandserwärmungen und zum anderen aufgrund hoher elektrischer Feldstärkengradienten in Verbindung mit der thermischen Emission im Arbeitsmedium. Somit hängt die Abtragsleistung von den elektrischen und thermischen Eigenschaften der verschiedenen Elektrodenmaterialien und von dem Arbeitsmedium ab.

Je nach verwendeter Arbeitsstromquelle handelt es sich beim Elektrokontakttrennen um Hochstromlichtbögen mit Stromstärken von 200 A bis 10 kA. Diese Stromstärken liegen weit oberhalb des kritischen Grenzwertes zwischen Nieder- und Hochstromlichtbögen (50 bis 130 A). Daher bildet sich bei unbewegten Elektroden ein ruhiger, stationärer Lichtbogen aus, der in axialer Richtung eine hohe Steifigkeit besitzt [84]. Oberhalb von 1400 A tritt eine Überkontraktion der Säule auf, was zur Lichtbogenfußpunktteilung und

kurzzeitigen Existenz zweier Lichtbögen führt. Diese Säulenteilung äußert sich bei der visuellen Betrachtung in einem scheinbaren Auftreten mehrerer Entladungen. Da nach dem Minimumsprinzip von *Steenbeck* der Lichtbogen bestrebt ist, eine kleinstmögliche Geometrie der Oberfläche zu erreichen, ist dieses Stadium der Existenz mehrerer Lichtbögen nur von kurzer Dauer und sie vereinigen sich zu einem oder es verlöscht ein Lichtbogen [84, 92]. Die kontrahierten Säulen führen zu hohen Temperaturen im Bogenbereich, wobei die Temperatur radial sehr schnell abfällt. Im Hochstromlichtbogen sind Achsentemperaturen von 10.000 K bis 50.000 K und Stromdichten von  $10^3$  bis  $10^7$  A/cm<sup>2</sup> zu erwarten. Da die Stromdichte in den einzelnen Bogenabschnitten unterschiedlich ist, kommt es, ausgehend von den Bereichen hoher Stromdichte, zu Plasmaströmungen in axialer Richtung, wobei das neutrale, kalte Gas der Umgebung durch die Plasmaströmung in das Plasma hineingezogen und dort ionisiert wird [15, 92].

Durch die Lichtbogenwirkung wird das Material an der Elektrodenoberfläche aufgeschmolzen. Dabei ist der Energieeintrag in die Lichtbogenfußpunkte aufgrund der Relativbewegung der Elektroden sehr verschieden. So kann sich der Fußpunkt auf der Werkzeugelektrode mit Geschwindigkeiten bis zu 100 m/s entgegen der Drehrichtung bewegen, wodurch die lokale thermische Belastung der Werkzeugelektrode gering bleibt [96]. Die Lichtbogenentladung kann entweder durch die Verlängerung der Lichtbogensäule, durch die starke Energieabführung infolge intensiver Kühlung des Arbeitsraumes, durch Abschalten der äußeren Energiequelle oder durch einen neuen, niederohmigen Kontakt enden. Nach Verlöschen des Lichtbogens wird das geschmolzene Material durch die Rotationsbewegung des Werkzeugelektrode aus dem Schneidspalt entfernt.

In grundlegenden Arbeiten haben *Schulze & Werner* [88, 93] anhand von detaillierten Strom- und Spannungsanalysen Funken- und Lichtbogenentladungen beim Atm.-Elektrokontakttrennen analysiert und stationäre Lichtbögen und Kurzlichtbögen als Hauptwärmequellen identifiziert. Für stationäre Lichtbögen werden niedrigere Brennspannungen und höhere Entladungsströme als bei Funkenentladungen gemessen. Die Größe der Strom- und Spannungswerte ist abhängig von den Elektrodeneigenschaften und der sich einstellenden Lichtbogenlänge. Bei veränderlicher Größe der Leerlaufspannung kann der Spannungsabfall zwischen den Elektroden kleiner werden als die materialabhängigen Kathoden- und Anodenfallspannungen. Die Kurzlichtbögen entstehen durch Überlappen der Kathoden- und Anodenfallgebiete und sind durch Nichtvorhandensein einer Säulenspannung sehr starr und wenig beweglich. Es entfällt die ionisierende Wirkung der Bogensäule [62, 84, 92]. Diese sowohl zeitlich als auch räumlich über der Schneidfront stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbögen können als die Hauptwärmequelle beim UW-Elektrokontakttrennen angesehen werden.

### 2.3.3 Abtrag infolge Kontaktreibung und spanender Wirkung

Die mechanischen Wirkprinzipien haben keinen entscheidenden Einfluß auf die Größenordnung der Abtrags- bzw. Trennleistung beim Elektrokontakttrennen. Sie bestimmen die

Qualität der Schnittoberfläche bzw. der Bearbeitungsoberfläche. Durch Kontaktreibung und spanenden Abtrag werden die Wärmeeinflußzonen verringert, Oberflächenrauheiten herabgesetzt, Gefügeveränderungen beseitigt und Bearbeitungsgenauigkeiten erhöht.

Die Kontaktreibung kann nur auftreten, wenn die Elektroden einen direkten Kontakt bilden, der nicht durch die direkte Widerstandserwärmung zerstört wird. Ursache dieser Kontakte können hohe Relativgeschwindigkeiten der Elektroden, das Auftreten von nichtleitenden Schichten bzw. Teilchen im Elektrodenzwischenraum oder große Kontaktflächen verbunden mit kleinen Leistungsumsätzen sein. Ihr Wirken ist abhängig von der Materialzusammensetzung der Elektroden und des Arbeitsmediums, vom konstruktiven Aufbau der Anlagentechnik, von den Betriebsparametern und von den Anlagen- und Prozeßstörgrößen. Innerhalb der Elektrodenkontaktbearbeitung kann die Kontaktreibung ein Zeitintervall von einigen Millisekunden einnehmen [92].

Gezielte spanende Abtragswirkungen können durch leitende hochschmelzende bzw. nichtleitende Materialien bewirkt werden, die in die Werkzeugelektrode eingebracht sind. Hierfür wurde von *Peitzsch* [71] eine Vielzahl von technischen Lösungen der Werkzeuggestaltung zusammengestellt, die bestimmt sind durch die geforderte Bearbeitungsvarianten (vgl. Kapitel 3). Dabei können die spanenden Anteile wie folgt angeordnet sein:

- Gemisch von leitenden und nichtleitenden Materialien (z. B. gesinterte Werkzeugelektrode aus Hartstoffen und elektrisch leitenden Bindemitteln);
- poröser Werkzeugelektrodenkörper, dessen Oberfläche mit einem elektrisch leitenden Material beschichtet ist (z. B. vernickelte Korundscheibe);
- Metallscheiben, deren Seitenflächen isoliert und mit spanenden Materialien belegt sind (z. B. Stahlscheibe mit seitlichen Keramikbeschichtungen);
- Verbundscheiben (z. B. Stahlscheibe zwischen zwei Korundscheiben);
- gegliederte Werkzeugelektrode (z. B. aus Hartmetall und Stahl zusammengesetzte Scheiben).

## 2.4 Prozeßparameter

Die miteinander gesetzmäßig verbundenen elektrischen, hydrodynamischen, thermischen und mechanischen Größen der UW-Elektrokontakttrenns können nach *Peitzsch* [71] in Einfluß-, Prozeß- und Wirkungsgrößen eingeteilt werden:

- **Einflußgrößen** (Eingangsrößen, direkt einstellbare Größen)  
Hierunter werden diejenigen Größen zusammengefaßt, die man direkt wählen und an der Anlage einstellen kann. Dazu gehören die Arbeitsspannung (und Polarität), die Werkzeug- und die Werkstückgeometrie sowie die räumliche Anordnung von Werkstück und Werkzeugelektrode zueinander, die Vorschub- und die Umfangsgeschwindigkeit der Werkzeugelektrode, die Wassertiefe und das Werkstückmaterial.

- **Prozeßgrößen** (Zustandsgrößen, indirekt einstellbare Größen)  
Hierzu gehören die Arbeitsstromstärke und die Arbeitsstromdichte im Wirkspalt, die Kurzschlußdauer und -frequenz bei mechanischer Impulsgenerierung.
- **Wirkungsgrößen** (Zielgrößen, Bearbeitungsergebnisse)  
Hierunter werden vor allem die technologischen Größen wie die Schneidleistung, die Abtragsleistung, der spezifische Energieaufwand, der Werkzeugelektrodenverschleiß sowie die in Kapitel 5.4 eingehender erläuterten Qualitätskriterien, die Schnittfugenbreite und -form, die Oberflächenrauheit zusammengefaßt. Diese Größen können erst nach dem Schneidvorgang ermittelt werden und sind von der Festlegung der Einflußgrößen sowie der Verschleißerscheinungen am Werkzeug abhängig.

Für das UW-Elektrokontakttrennen kommt der Größe, der auf die Schneidfront projizierten, scheinbaren Kontaktfläche  $A_K$  besondere Bedeutung für die Ausprägung der signifikanten Prozeßgrößen Arbeitsstromstärke  $I_A$  und Schneidleistung  $P_S$  zu. Die Größe der scheinbaren Kontaktfläche  $A_K$  kann überschlägig durch das Produkt

$$A_K = b_{WZ} \cdot L_K \quad (\text{Gl. 1})$$

aus der Breite der Werkzeugelektrode  $b_{WZ}$  und der Kontaktlinienlänge  $L_K$  beschrieben werden, die wiederum von den geometrischen Eingriffsverhältnissen z. B. bei dem im Rahmen dieser Arbeit eingehender betrachteten Fahrschnitt an Rechteckprofilen entsprechend der Gleichungen in Tabelle 1 abhängt. Diese Gleichungen verdeutlichen die starken Auswirkungen der geometrischen Zusammenhänge sowohl auf den zeitlichen Verlauf eines Trennschnittes als auch auf den hierfür benötigten Arbeitsstrom, der als proportional zur scheinbaren Kontaktfläche und damit zur Kontaktlinienlänge angesehen werden kann. Um im folgenden eine Vergleichbarkeit der Schneidergebnisse zu gewährleisten, muß diese Geometrieabhängigkeit bei der Darstellung der Prozeß- und Wirkungsgrößen berücksichtigt werden.

Auf Basis der scheinbaren Kontaktfläche  $A_K$  bzw. der Werkstückhöhe  $H$  und der Vorschubgeschwindigkeit  $v_V$  werden die im folgenden näher betrachteten, berechneten Prozeßgrößen Arbeitsstromdichte  $J$  und Schneidleistung  $P_S$  definiert zu

$$J = \frac{I_A}{A_K} = \frac{I_A}{L_K \cdot b_{WZ}} \quad [\text{A/mm}^2] \quad (\text{Gl. 2})$$

und 
$$P_S = H \cdot v_V \quad [\text{cm}^2/\text{min}]. \quad (\text{Gl. 3})$$

Tabelle 1: Geometrische Eingriffsverhältnisse beim Fahrschnitt an Rechteckprofilen (nach [71] und [113])

	<p> <math>R_{WZ}</math> = Werkzeugelektrodenradius  <math>v_V</math> = Vorschubgeschwindigkeit  <math>a</math> = Abstand zwischen Rotationsachse und Werkstückoberfläche  <math>H</math> = Werkstückhöhe  <math>B</math> = Werkstückbreite  <math>L_K</math> = Kontaktlinienlänge  <math>x_{(n)}</math> = <math>v_V \cdot t_{(n)}</math>  <math>x_0</math> = 0 (Startposition - Profilkante) </p>
von $x_1 = R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - a^2}$	bis $x_2 = R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - (a + H)^2}$
$L_K = \frac{\pi}{180^\circ} \cdot R_{WZ} \cdot \left[ \arccos\left(\frac{R_{WZ} - x}{R_{WZ}}\right) - \arcsin\left(\frac{a}{R_{WZ}}\right) \right] \quad (Gl. 4)$	
von $x_2 = R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - (a + H)^2}$	bis $x_3 = B + R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - a^2}$
$L_K = \frac{\pi}{180^\circ} \cdot R_{WZ} \cdot \left[ \arcsin\left(\frac{a + H}{R_{WZ}}\right) - \arcsin\left(\frac{a}{R_{WZ}}\right) \right] \quad (Gl. 5)$	
von $x_3 = B + R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - a^2}$	bis $x_4 = B + R_{WZ} - \sqrt{R_{WZ}^2 - (a + H)^2}$
$L_K = \frac{\pi}{180^\circ} \cdot R_{WZ} \cdot \left[ \arcsin\left(\frac{a + H}{R_{WZ}}\right) - \arccos\left(\frac{B + R_{WZ} - x}{R_{WZ}}\right) \right] \quad (Gl. 6)$	

### 3 Stand von Wissenschaft und Technik

Der inhaltliche Charakter der bisherigen Veröffentlichungen sowohl zum Atm.- als auch zum UW-Elektrokontakttrennen ist gekennzeichnet durch die Verwendung dieser Techniken als Sondertrennverfahren für Zerlegeaufgaben in extremen Umgebungen und als Schruppverfahren in der Drehteilgrobbearbeitung von hochlegierten Sonderstählen. Daher steht vielfach eine Beschreibung der anwendungsspezifischen Leistungsstromversorgung bzw. der Werkzeughandhabung mehr im Vordergrund als eine systematische Darlegung der Parameterabhängigkeiten und der erzielten Schnittqualität. Für das UW-Elektrokontakttrennen von unlegiertem Stahl in Brauchwasser liegt beispielsweise derzeit noch keine zusammenfassende Analyse der Schnittfugenausprägung vor, die sich an der DIN EN ISO 9013 [28] orientiert. Die wenigen, bruchstückhaft in der Literatur genannten Leistungsdaten und Qualitätsangaben können aufgrund unvollständiger Angaben der geometrischen oder elektrischen Einfluß- und Prozeßgrößen nicht sinnvoll gegenübergestellt werden. Auch in den systematischen Untersuchungen von *Peitzsch* [71], *Wicht* [117] und *Zacharias* [120] werden vielfach die Ausprägungen des reinen UW-Elektrokontakttrennvorgangs durch die Verwendung von speziellen Elektrolyten und der damit verbundenen Verfahrenskombination mit elektrochemisch abtragenden Verfahrensanteilen überlagert und können nicht mehr isoliert betrachtet werden. Die im Rahmen der genannten Arbeiten durchgeführten Literaturrecherchen verweisen vielfach auf die oben erwähnten und hinsichtlich der Prozeßparameter nur unzureichend dokumentierten Veröffentlichungen.

#### 3.1 Anlagentechnik und Verfahrensbeispiele

Die ersten Versuche, Metall mit einer rotierenden Elektrode zu trennen, wurden zu Beginn der dreißiger Jahre dokumentiert. Die anfänglich noch strom- und spannungsungeordneten Systeme erzielten einen Materialabtrag hauptsächlich durch den mechanischen Kontakt zwischen der meist geschlitzt oder gezackt ausgeführten rotierenden Werkzeugelektrode und dem Werkstück [73, 90]. Die durch den Kurzschluß hervorgerufene, direkte Widerstandserwärmung und durch das gelegentliche Zünden von Lichtbögen eingebrachte Wärme schmolz das Schnittfugenmaterial auf und erleichterte so den Trennvorgang. Die geringe Leistungsfähigkeit der verwendeten Energiequellen, die geringen Schnittqualitäten und die niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten verhinderten eine Verbreitung dieser Verfahrensvariante.

Anfang der sechziger Jahre stellte *Mesheriakov* [53] das Electric-Contact-Discharge-Machining (ECDM) vor, das sich aus den beiden Bearbeitungsverfahren Funkenerosion und Lichtbogenerosion ableitet. Bei diesem Verfahren wird zwischen einer schnell rotierenden Werkzeugelektrode und dem Werkstück eine Spannung angelegt. Bei Kontakt werden die Werkstoffbrücken durch direkte Widerstandserwärmung zerstört und es entsteht ein Lichtbogen, der das Werkstückmaterial aufschmilzt. Das umgebende Medium - Luft oder bevorzugt Wasser - sorgt für den Abtransport der Werkstoffteilchen und für

die Kühlung der Elektrode. Je nach Schneidaufgabe wird mit Gleich- oder Wechselstrom gearbeitet, wobei die verwendeten Gleichrichter bzw. Transformatoren nach *Pjatinin* [72] eine Leistung von mindestens 100 kW liefern sollten. Die Arbeitsspannung wird von *Muravyev et al.* [55 - 57] mit mindestens 12 - 14 V und maximal mit 50 V angegeben. Dabei wird mit Strömen von 1.500 bis 10.000 A gearbeitet. Beim ECDM wirken im wesentlichen die Abtragsmechanismen der Funkenentladung und der Lichtbogenentladung und hier insbesondere in Formen von Kurzlichtbögen. Ihre Anteile bestimmen die technologischen Parameter, wie Abtragsrate, Schnittqualität und Werkzeugverschleiß der meist metallenen Elektroden [6].

Eine Weiterentwicklung dieser Verfahrensrichtung stellt das Elektrokontakttrennen dar. Dazu existieren seit Ende der sechziger Jahren in der Sowjetunion und seit Ende der siebziger Jahre wesentliche Untersuchungen an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, die sich hauptsächlich auf den spezifischen Energieverbrauch beim Einsatz dieser Verfahren an Atmosphäre und auf die Konzeption eines Meßwerterfassungs- und Auswertungssystems für das Atm.-Elektrokontakttrennen zielen [89, 92]. Da die Entwicklung der leistungselektronischen Bauelemente Ende der sechziger Jahre noch nicht weit genug fortgeschritten war und auch keine schnelle Meßdatenerfassung erfolgen konnte, beschränkte man sich zunächst auf grundlegende Untersuchungen des ungesteuerten Prozesses. Das Hauptaugenmerk lag dabei auf der Untersuchung verschiedener Werkzeuggeometrien wie rotierender Scheibe, Endlosband sowie Drahtelektrode mit größerem Durchmesser als beim Drahterodieren und auf der Kombination verschiedener Werkstück-/Werkzeugmaterialien. Da diese Forschungen parallel zur Funkenerosion erfolgten und man sich von letzterer mehr Erfolg versprach, wurden die grundlegenden Forschungen zum Elektrokontakttrennen nur schleppend durchgeführt. Die Entwicklung tendierte in den siebziger und achtziger Jahren in der Sowjetunion zur Elektrokontaktbearbeitung mit flüssigen Arbeitsmedien (Wasser).

In der produzierenden Industrie der Sowjetunion wird das Atm.-Elektrokontakttrennen zum Abtrennen von Stangenmaterial und zur Schruppbearbeitung von rotierenden Bauteilen verwendet, während das UW-Elektrokontakttrennen in der sowjetischen Nuklearindustrie zum Zertrennen von Hüllrohren und zur Heraustrennung von Schweißproben für die Schweißnahtprüfung eingesetzt wird. Als wesentliche Vorteile der Verfahrensvariante werden hierbei die sehr geringen Rückstellkräfte, die Stabilität des Trennprozesses an Luft und in Wasser, die robuste, einfache und kostengünstige Gerätetechnik, die hohe Produktivität und der niedrige spezifische Energieverbrauch angesehen [55 - 57].

In grundlegenden Arbeiten beschrieb *Davydov* [16 - 21] als erster zusammenfassend den Aufbau und die Parameterbereiche der in den o. g. Anwendungsbereichen eingesetzten Anlagen. Bei den bisher in der Literatur dokumentierten Anlagen zum Elektrokontakttrennen mit Werkzeugelektrodendurchmessern  $D_{WZ} < 500$  mm handelt es sich um Neukonstruktionen und Umbauten vorhandener Werkzeugmaschinen, die ihre wesentlichen Konstruktionsmerkmale von stationären Kreissäge- oder Trennschleif-

maschinen ableiten. Konstruktive Besonderheiten ergeben sich dabei im wesentlichen durch eine Stromzuführung zur rotierenden Werkzeugelektrode. Die bisher in der Praxis verwendeten Elemente für die Stromzuführung zur rotierenden Werkzeugelektrode basieren auf dem Prinzip einer Schleifring/Schleifbürstenanordnung. Hierbei werden die Schleifbürsten (z. B. Kohlebürsten) meist sternförmig über dem Umfang des Schleifrings angeordnet, welcher seinerseits fest und elektrisch gut leitend mit der Werkzeugspindel verbunden ist [17, 71, 80]. Die Fortleitung der entstehenden Reibungswärme und der durch die Übergangswiderstände hervorgerufenen *Joulesche* Wärme erfolgt nach *Davydov* [17] im wesentlichen über Wärmeleitung zur Werkzeugspindel und über freie Konvektion der Umgebungsluft. Wesentliche Merkmale der bisher realisierten Stromzuführungsmodule sind

- die infolge des notwendigen Schleifringdurchmessers großen Außendurchmesser des Trennwerkzeugsystems, die zum Teil bis an die Durchmesser der eingesetzten rotierenden Werkzeugelektroden heranreichen und
- eine nicht für eine hyperbar-nasse Umgebung ausgelegte Kapselung der stromführenden Teile, da sich dieser Teil des Werkzeugsystems in der Regel außerhalb des Arbeitsfluids befindet.

Für das fernbediente Elektrokontakttrennen in hyperbar-nasser Umgebung erweisen sich die bisher technisch eingesetzten Anlagen damit als unzureichend. Gegenüber Maschinen zum spanenden Trennen ergeben sich jedoch Vereinfachungen wie geringere Antriebsleistungen für die Werkzeugelektrode und damit weniger steife Maschinenkonstruktionen, sowie konstruktiv einfachere Werkzeuge aus kostengünstigeren Werkstoffen.

Die Geometrie der rotierenden Werkzeugelektrode zur Elektrokontaktbearbeitung hängt stark von der Bearbeitungsaufgabe ab. Für das Trennen und Schlitzen besteht der Grundtyp der Werkzeugelektrode aus einer kreisrunden Blechscheibe. Diese Vollscheibe wurden u. a. zunächst an den Seitenflächen elektrisch isolierend beschichtet, um den spezifischen Energieverbrauch durch Reduktion des seitlichen Elektrodenverschleißes zu erhöhen. Radiale Schlitze auf dem Scheibenumfang sollten dazu dienen, Schwingungen der rotierenden Scheibe und ein „Tellern“ der Scheibenrandbereiche infolge thermisch induzierter Spannungen zu vermeiden. Aufgrund ihres einfachen Aufbaus und der Laufrichtungsunabhängigkeit fanden bisher im wesentlichen Vollscheiben (mit  $D_{WZ} < 200$  mm) und geschlitzte Scheiben (mit  $D_{WZ} < 1000$  mm) Anwendung als Werkzeugelektroden in der industriellen Praxis [71, 80, 98, 105].

Wesentliche Modifikationen dieser Grundtypen zielen darauf ab, im Wirkspalt eine hinreichende Strömung der Arbeitsflüssigkeit zu erzwingen (vgl. Abbildung 3). Dies führte zu Werkzeugelektroden mit Kanälen und Öffnungen sowie zur Ausführung der Werkzeugelektrode als Ring (Innenlochscheibe) oder als Doppelscheibe mit dazwischen angebrachten Stegen zur Realisierung eines bestimmten Abstandes und zur Führung

der Arbeitsflüssigkeit zwischen beiden Scheiben [45]. Weitere Modifikationen dieser Werkzeugelektroden Grundtypen aus Vollmetall ergaben sich aus den Bemühungen, die thermisch wirkenden Metallabtragsprinzipien mit mechanischen Abtragsprinzipien zu kombinieren, z. B. dem Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden. Diese Bemühungen führten zu den aus mehreren Werkstoffen zusammengesetzten, stromleitenden Elektroden.

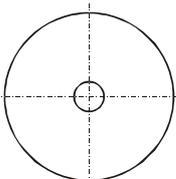
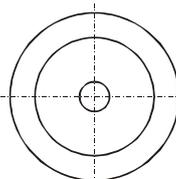
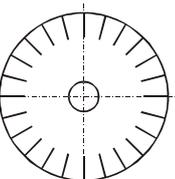
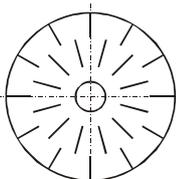
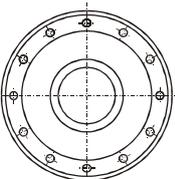
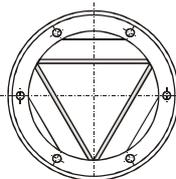
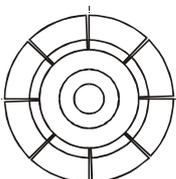
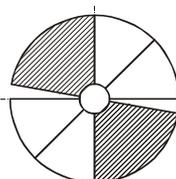
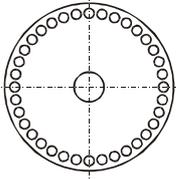
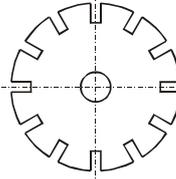
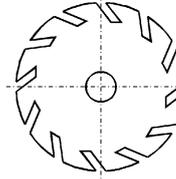
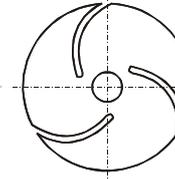
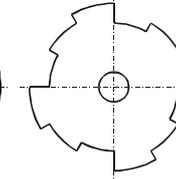
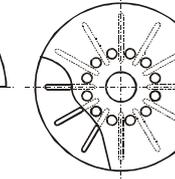
Vollscheibe	beschichtete Vollscheibe	geschlitzte Scheiben zur Vermeidung des „Tellerns“		Scheiben zum Trennen mit der Innenkontur	
					
segmentiert	segmentiert	DE-AS 2 601 321 (15.01.1976)	DE-AS 2 601 321 (15.01.1976)	DD-WP 239 549 (22.07.1985)	SU-US 677 863 (24.12.1975)
		US-PS 4 401 875			
GB-PS 2 006 080 (13.09.1978)	GB-PS 2 006 080 (13.09.1978)				
Modifikationen der Trennscheiben zur Verbesserung der Spülwirkung im Kontaktspalt					
					
GB-PS 1152 391 (29.07.1965)	GB-PS 1152 391 (29.07.1965)	GB-PS 1152 391 (29.07.1965)	SU-US 933 355 (10.01.1980)	SU-US 217 559 (08.07.1966)	SU-US 420 427 (19.04.1971)
					GB-PS 1 353 562 (29.03.1972)

Abbildung 3: Patentierte Grundtypen von Werkzeugelektroden der Elektrokontaktbearbeitung [71]

Man unterscheidet heute Werkzeugelektroden aus gewalzten, gepreßten und gesinter-ten metallischen Werkstoffen. Nach Peitzsch [71] gehören zu den technisch genutzten Elektroden Grundwerkstoffen ohne Rangfolge Stahl, Gußeisen, Aluminium, Messing, Kupfer, Molybdän und Wolfram. Besonderes gutes Verschleißverhalten besitzen dabei Wolfram, Molybdän, Gußeisen und Stahl. Für die meisten Trennaufgaben werden aus Kostengründen Werkzeugelektroden aus Stahl eingesetzt. Bain et al. [4] untersuchten Werkzeugelektroden aus Messing, Gußeisen und Aluminium für die Drehbearbeitung von Hartmetalllegierungen an Atmosphäre und hoben die hohen Elektrodenstandzeiten der Gußeisenscheiben hervor. Rjabov [80] gibt für Werkzeugelektroden aus unlegiertem Stahl mit einer Blechdicke von 20 bis 40 mm Dicke in Abhängigkeit von den Prozeß-

parametern und dem bearbeiteten Material einen Werkzeugverschleiß von 5 bis 10% der Masse des abgetragenen Werkstückmaterials an.

Als untere Spannungsgrenze für einen elektrokontakterosiven Trennvorgang 4. Art (vgl. Kapitel 2.1) wird von *Davydov* [16] für das Trennen von Stahl mit Wechselstrom eine Arbeitsspannung von 20 V und eine erforderliche Stromdichte größer  $3 \text{ A/mm}^2$  angegeben, um eine gezielte Erwärmung und impulsartige, explosive Verdampfung der Kontaktstelle zu erreichen. Bereits bei Arbeitsspannungen von 22 bis 25 V entsteht zwischen der Elektroden eine stabile Lichtbogenentladung. Für das Trennen von unlegiertem Stahl gibt *Davydov* [17] in einem Arbeitsspannungsbereich von 22 bis 36 V einen spezifischen Energieverbrauch von 1,5 kWh/kg und für Grauguß von 1,2 bis 1,4 kWh/kg an. Zur Erreichung dieser niedrigen Werte empfiehlt er einen Vorschub von mindestens 200 bis 500 mm/min bei einer Schnittdicke von 5 mm und die Wahl eines Arbeitsstromes von mindestens 30% des Kurzschlußstromes. Weiterhin verweist er auf Untersuchungen, bei denen für hochlegierte Stähle Abtragsraten von 150 kg/h bei Vorschubgeschwindigkeiten von 900 mm/min und Anschlußleistungen von 300 kW erreicht wurden [16]. Für hochlegierten Manganstahl wird in Laboranlagen eine Abtragsrate bis 36 kg/h bei einem spezifischen Energieverbrauch von 1,2 bis 1,5 kWh/kg erreicht. Der sich dabei für Stahlelektroden einstellende relative Elektrodenverschleiß beträgt zwischen 0,5 und 2% vom abgetragenen Material [17].

Trennversuche von *Rjabov* [80] belegen, daß die Schneidleistung direkt von der Stromstärke der Lichtbogenentladungen und von den physikalischen Eigenschaften des Werkstückmaterials abhängt. *Livsiz & Juchvid* [50] beobachteten für eine zunehmende Schneidleistung eine Verringerung des spezifischen Energieverbrauches derart, daß im unteren Schneidleistungsbereich eine Vervierfachung der Schneidleistung eine Reduktion des spezifischen Energieverbrauches auf ca. 40% zu erkennen war. Auch bei einer Vergrößerung der Schnittdicke von beispielsweise 1 mm auf 4 mm in einem reinen Fahrschnitt konnte eine Verringerung des spezifischen Energieverbrauches um 25 bis 30% auf die von *Davydov* [16, 17] angegebenen Werte beobachtet werden. Die dabei beobachtete Arbeitsstromdichte liegen zwischen 3 und  $6 \text{ A/mm}^2$ . Der geringste spezifische Energieverbrauch ergibt sich nach Aussage von *Livsiz & Juchvid* [50] bei hochlegierten, hochschmelzenden Stählen mit niedriger Wärmeleitfähigkeit und hohem ohmschen Widerstand.

*Semenov & Forteev* [95] geben für niedriglegierten Stahl bei einer elektrischen Eingangsleistung von 500 kW die von ihnen ermittelten Schneidleistungsbereiche mit 3.000 bis  $3.600 \text{ cm}^2/\text{min}$  ohne und 4.800 bis  $7.200 \text{ cm}^2/\text{min}$  mit einer gerichteten Wirkung eines Magnetfeldes (magnetische Beblasung) an. Nach ihren Untersuchungen kann durch eine entsprechende Anordnung der Stromzuführung zum Werkstück bzw. zur Werkzeugelektrode ein seitlich auf die Kurzlichtbögen und den Materialtransport im Schneidspalt wirkendes Magnetfeld aufgebracht werden, durch das die Schneidleistung und die Schnittqualität positiv beeinflusst werden können.

Nach *Rjabov* [80] kann die sich beim Trennen unter Wasserüberdeckung aufgrund der Wirkung der Kurzlichtbögen in einem Spannungsbereich von 19 bis 36 V einstellende Zwischenelektrodenspaltbreite<sup>1</sup> durch den Zusammenhang  $b_{ZW} = 15,6 \cdot U_A - 281,2$  (in  $\mu\text{m}$ ) beschrieben werden. *Rjabov's* experimentelle Daten belegen, daß ein niedriger Arbeitsspannungsbereich von 19 bis 23 V geeignet ist, um bei minimalem spezifischem Energieverbrauch die Oberflächenrauheit und die Tiefe der veränderten Oberflächenschicht zu minimieren. Für diesen Spannungsbereich ergeben UW-Trennversuche von *Davydov et al.* [19] Zwischenelektrodenspaltbreiten von 10 bis 150  $\mu\text{m}$  bei Vorschüben von 5 bis 2000 mm/min.

Die Firma *Retech* [63] entwickelte die UW-Elektrokontakttrenntechnik weiter und führte das nun als "Lichtbogensäge" bezeichnete Trennverfahren in den USA und Westeuropa zur Marktreife. Typische Bereiche der elektrischen Arbeitsparameter sind Ströme von 1.000 bis 40.000 A und Spannungen von 10 bis 50 V [118, 119]. Es ergeben sich damit für kurze Schnittlängen Schneidleistungen von bis zu 1.750 bzw. 2.400  $\text{cm}^2/\text{min}$  an Baustahl bzw. austenitischem Stahl und 5.000  $\text{cm}^2/\text{min}$  an Aluminiumlegierungen [51, 63, 118]. Als Werkzeugelektrodenmaterial wird Kupfer, Werkzeug- oder Baustahl verwendet. Werden auf die Werkzeugelektrode abrasiv wirkende Stoffe aufgebracht, so können auch Verbundwerkstoffe, die teilweise aus nichtleitenden Materialien aufgebaut sind, zertrennt werden. Die Lichtbogenlänge (10 bis 1000  $\mu\text{m}$ ) wird durch extrem schnell reagierende Servomotoren mit Reaktionszeiten von 10 ms konstant gehalten. Die Steuerung des Vorschubs erfolgt über die Stromstärke [51, 63]. Das Schneiden mit diesem Trennwerkzeug ist sowohl an Luft als auch unter Wasser möglich. Jedoch können bereits kleinste Abweichungen und Führungsungenauigkeiten zu Prozeßstörungen führen. Beim Unterwasserbetrieb des Verfahrens entsteht eine im Vergleich zum Atmosphärenbetrieb schmalere Schnittfuge mit höherer Schnittqualität bedingt durch die Kontraktion des Lichtbogens. Aufgrund der großen Werkzeugelektrodenmesser von ca. 1000 mm und den daraus resultierenden Kräften sind unter der Prämisse einer ausreichenden Steifigkeit zur Einhaltung der Genauigkeitsanforderungen die Manipulatoren entsprechend stabil ausgeführt [118, 119]. Die Lichtbogensäge wurde vorwiegend bei der Reaktorzerlegung eingesetzt. Im japanischen Demonstrationskraftwerk (JPDR) wurde der Reaktordruckbehälter mit einer Lichtbogensäge zerteilt. Die maximal zertrennte Materialdicke betrug 250 mm an austenitisch plattiertem Baustahl. Versuchsweise wurden mit einer kleineren Variante der Lichtbogensäge Rohre eines Dampfgenerators von innen nach außen und dünnwandige austenitische Stahlplatten in einem Fahrschnitt getrennt [104].

---

1. Zwischenelektrodenspaltbreite =  $0,5 \cdot (\text{mittlere Schnittfugenbreite} - \text{Werkzeugelektrodenbreite})$

### 3.2 Modellierungsansätze für den Elektrokontakttrennprozeß

*Semenov & Forteev* entwickelten in [95] ein erstes Modell zur Aufteilung des an der Schneidfront durch die Lichtbogenentladung eingebrachten Wärmestroms beim Kappschnitt an Atmosphäre. Ihrem Modell liegt die Annahme zugrunde, daß die Aufteilung der Nutzwärmeströme von den physikalischen Stoffeigenschaften abhängt und damit bei Verwendung von niedriglegierten Stahlelektroden für niedriggekohlte Stahlwerkstücke an beiden Elektroden gleich groß sind. Basierend auf dieser auch von *Juchvid & Kravec* [45] geteilten Annahme berechnen *Semenov & Forteev* für eine elektrische Eingangsleistung von 500 kW eine maximal mögliche Schneidleistung für niedriglegierten Stahl von 18.000 cm<sup>2</sup>/min. Zur Bestimmung der Wärmeeinflußzone fassen sie in [97] das Werkstücktemperaturfeld als eindimensionales, nichtlineares Temperaturfeld auf und geben für den Kappschnitt an Atmosphäre die Dicke der Wärmeeinflußzone unter Berücksichtigung der physikalischen Materialeigenschaften als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit und der Einwirkzeit der Wärmequelle an. Die theoretisch vorausgesagte Verringerung der Wärmeeinflußzone mit Zunahme der Vorschubgeschwindigkeit konnte durch Versuchsreihen experimentell bestätigt werden.

Das bislang einzige analytische Modell zur Beschreibung des Werkstücktemperaturfeldes beim UW-Elektrokontakttrennen wurden von *Kasmina et al.* [46] aufgestellt, wobei eine rechteckige Schneidfront mit Schmelztemperatur auf der Oberfläche angenommen wird. Eine Beschreibung der Wärmestromdichteverteilung, die dieser Temperaturverteilung zugrunde liegt wird nicht gegeben. Bei der Modellierung der thermodynamischen Vorgänge bei einem reinen Kappschnitt gehen *Kasmina et al.* von freier Konvektion auf der Werkstückoberfläche mit einem temperaturunabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha_K = 1.300 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  aus und beschreiben die komplexen Vorgänge des Wärmeaustausches im Schneidspalt durch einen äquivalenten Prozeß der Wärmeleitung von der Schneidfront und den Schnittflanken zur Werkzeugelektrode durch ein Dampf-Flüssigkeitsgemisch bei Siedetemperatur hindurch. Mit Hilfe der für den als stationär angenommenen Trennprozeß entwickelten Lösungsalgorithmen und unter Verwendung von Materialdaten eines niedriglegierten Baustahls konnten ersten Aussagen zur Ausbildung des Werkstücktemperaturfeldes in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit getroffen werden.

Durch die stark vereinfachenden Annahmen für das Modell wird die Werkstücktemperaturfeldsimulation auf ein zweidimensionales Wärmeleitungsproblem zurückgeführt, das der Komplexität eines Fahrschnittes nicht genügt. Weiterhin ist anzumerken, daß der von *Kasmina et al.* angesetzte Wärmeübergangskoeffizient angesichts der erzwungenen Konvektion infolge der Werkzeugrotation als zu gering anzusehen ist. Eine Korrektur dieses Wertes würde eine Erhöhung der Temperaturgradienten in allen Bereichen der Schnittfuge bewirken.

## 4 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das zukünftige Entwicklungspotential des UW-Elektrokontakttrennens für Fertigungs-, Wartungs- und Reparaturaufgaben hängt von der Entwicklung kleinbauender und anwendungsorientierter Trennsysteme ab. Infolge der vielfältigen Randbedingungen, insbesondere des Umgebungsmediums und -druckes kann diese Entwicklung ohne ein umfassendes Grundlagenwissen zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge zwischen den Einfluß- bzw. Prozeßgrößen und den Qualitätsmerkmalen sowie den ablaufenden physikalischen Mechanismen nicht vorangetrieben werden.

Die Ziele der Arbeit sind daher die Flexibilisierung des Verfahrensablaufes und die Erarbeitung von Grundlagenwissen sowie methodischer Ansätze zur Prozeßbeschreibung und -optimierung unter Zuhilfenahme der numerischen Simulation für das UW-Elektrokontakttrennen von unlegierten Stahlblechen mit Blechdicken bis 20 mm. Die zur Erreichung dieser Ziele im Rahmen dieser Arbeit gewählte Vorgehensweise ist in Abbildung 4 dargestellt.

Im ersten Teil der Arbeit wird ein Trennwerkzeugsystem für das flexible UW-Elektrokontakttrennen entwickelt. In einer ersten Aufbaustufe ist die Antriebswelle der Werkzeugelektrode starr mit dem Werkzeugantrieb verbunden wodurch eine kompakte Pilotanlage entsteht. In einer zweiten Aufbaustufe können der Werkzeugantrieb und der an einen Führungsroboter adaptierte Werkzeugkopf mittels einer hinreichend langen, flexible Antriebswelle räumlich getrennt werden, wodurch die Flexibilität des Werkzeugsystems weiter erhöht wird. Voraussetzung für diese Systemflexibilisierung ist die Entwicklung eines besonders kleinbauenden, integrierten Stromübertragungsmoduls für die schnell-drehende Werkzeugwelle.

Der zweite Teil der Arbeit beschäftigt sich mit der systematischen experimentellen Untersuchung der Zusammenhänge zwischen den Einfluß-, Prozeß- und Wirkungsgrößen. Bei der schneidleistungsspezifischen Analyse werden die signifikanten Prozeßparameter ermittelt und anschließend systematisch variiert, um ihren Einfluß auf die Ausprägung der Prozeßgrößen auf das Bearbeitungsergebnis zu erfassen. Den Schwerpunkt bilden dabei umfassende Untersuchungen der erzielbaren Schnittqualität und Schneidleistung unter Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes beim UW-Elektrokontakttrennen von Baustahl. Die Ziele sind hierbei zum einen eine Optimierung der Prozeßparameter für reproduzierbare Schnittqualitäten und zum anderen eine Synthese der Abhängigkeiten, die die Basis für die physikalische Modellierung bildet.

Der dritte Teil der Arbeit wendet sich der thermischen Simulation der Wärmewirkungen des UW-Elektrokontakttrennprozesses auf das Werkstück in Verbindung mit der Abschreckkühlung der Schnittflanken zu. Aufbauend auf den gemessenen und bewerteten Strom-Spannungs-Verläufen, dem Werkzeugverschleiß und der Auswertung der Schnittprofile wird ein physikalisches Wärmequellenmodell entwickelt, das die Wärmewirkung der stochastisch verteilten Einzellichtbögen auf die Schneidfront und die

Schnittflächen in Abhängigkeit der Einfluß- und Prozeßgrößen wie z. B. der elektrischen Leistung und der Wirkgeometrie wiedergibt. Dieses Wärmequellenmodell stellt die aufgeprägte Last bei der Ermittlung des Temperaturfeldes mittels der Finiten-Elemente-Methode dar.

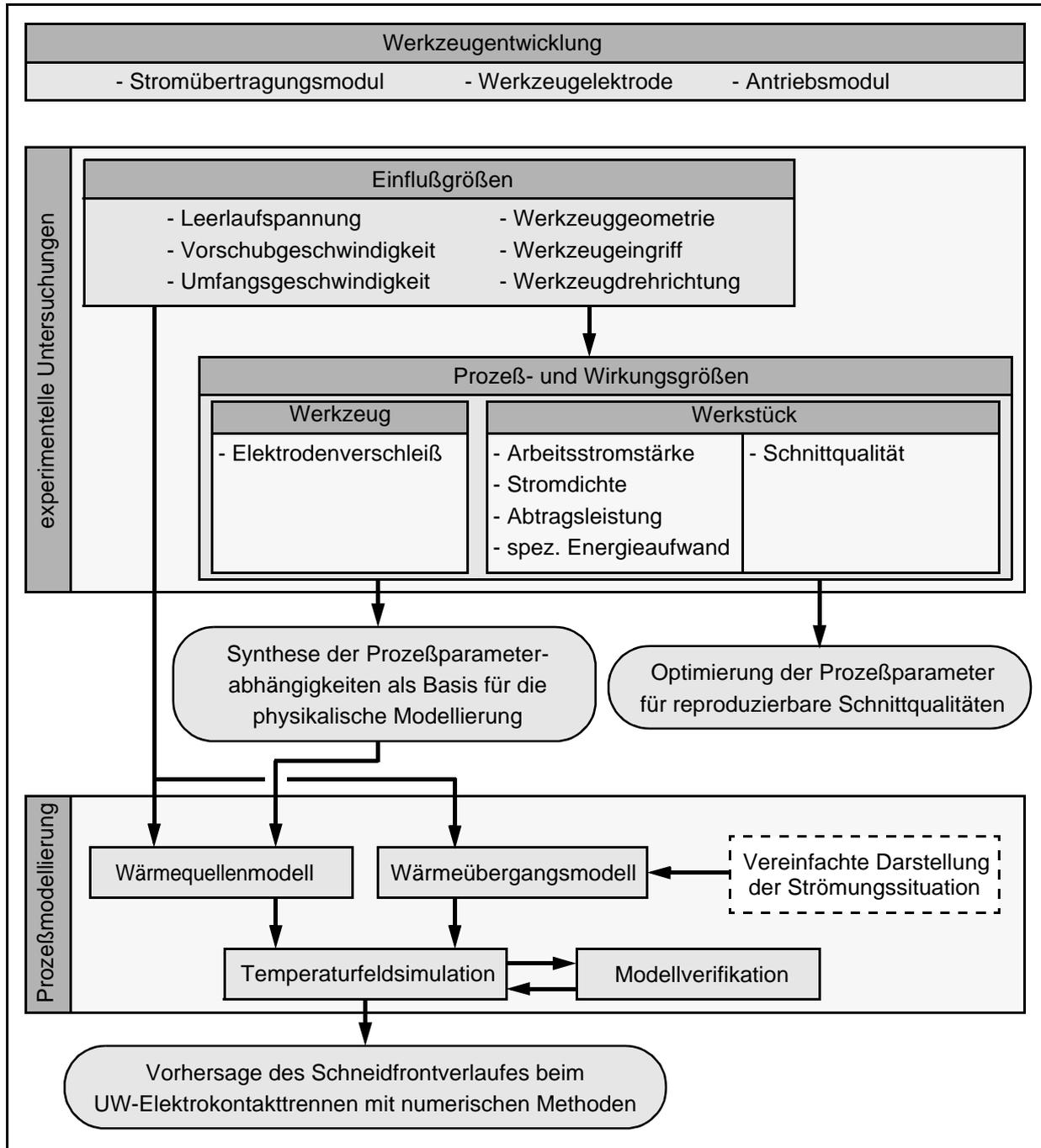


Abbildung 4: Vorgehensweise

Die Geschwindigkeitsverteilung des mitgerissenen Umgebungswassers über der Werkstückoberseite hat einen wesentlichen Einfluß auf den Wärmeübergang und damit auf die Schnittgeometrie und -qualität. Deshalb fügt sich die vereinfachte Darstellung der

Strömungssituation über der angeströmten Werkstückoberseite neben der Beschreibung des Wärmeübergangs auf der nicht direkt angeströmten Werkstückunterseite in die Entwicklung eines Wärmeübergangsmodells zur Beschreibung der physikalischen Vorgänge beim UW-Elektrokontakttrennen ein. Zur Verifikation der Simulationsrechnung werden in experimentellen Untersuchungen die Temperaturen in unmittelbarer Nähe zur Schnittfläche mit Thermoelementen erfaßt und die Wärmefronten im Werkstück anhand metallographischer Untersuchungen ermittelt.

Das Ziel ist die a-priori Berechnung des transienten Temperaturfeldes im Werkstück auf der Basis der entwickelten Wärmequellen- und Wärmeübergangsmodelle mit der Finite-Elemente-Methode und damit die Schaffung eines weitreichenden Modells zur Vorhersage des Schneidfrontverlaufes beim fernbedienten UW-Elektrokontakttrennen.

## 5 Versuchseinrichtungen und Versuchsdurchführung

Resultierend aus den anwendungsspezifischen Randbedingungen ist für die Nutzung des Einsatzpotentials des UW-Elektrokontakttrennverfahrens die Konzeption eines zuverlässigen und an die extremen Umgebungsbedingungen angepaßten Werkzeugsystems erforderlich. Im Vordergrund stehen dabei die sich aus dem fernbedienten Einsatz in der Offshore-Industrie und der Wartung sowie dem Rückbau kerntechnischer Anlagen ergebenden Anforderungen. Neben der Darstellung des verwendeten Versuchsaufbaus, der Temperaturmeßeinrichtung und der Versuchsdurchführung bildet daher die Beschreibung der Entwicklung eines neuartigen, kleinbauenden UW-Elektrokontakttrennwerkzeugs die Grundlage für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche den Schwerpunkt der folgenden Ausführungen.

### 5.1 Trennanlage

Die verwendete UW-Elektrokontakttrennanlage besteht aus

- der Trennwerkzeugperipherie mit dem Versuchsbecken inklusive der Führungsmaschine, der elektrischen Leistungsversorgung und -messung sowie
- dem Trennwerkzeug mit integrierter Stromübertragung sowie der scheibenförmigen Werkzeugelektrode und
- dem Temperaturmeßsystem.

#### 5.1.1 Trennwerkzeugperipherie

Für das UW-Elektrokontakttrennen wird ein Versuchsstand mit einem Versuchsbecken von 3 m x 1,5 m x 1,5 m (L x B x H) und einer auf dem Beckenrand aufgesetzten 3-Achsen-Portalführungsmaschine eingesetzt (Abbildung 5). Die Werkstückeinspannung ist am unteren Ende einer elektrisch isolierend wirkenden z-Achsenverlängerung befestigt und kann stufenlos in x- und y-Richtung mit einer Geschwindigkeit von 0 bis 4000 mm/min verfahren werden. Die Zustellung in z-Richtung erfolgt mit einer konstanten Geschwindigkeit von 1200 mm/min.

Die im Detail in Abbildung 5 dargestellte Werkstückhalterung besteht aus zwei korrosionsbeständigen Stahlwinkeln, zwischen denen das plattenförmige Werkstück mittels Schrauben eingespannt wird. Durch diese flache Spannkonstruktion wird der Einfluß der Werkstückeinspannung auf die Strömungsausprägung und damit auf die Kühlung über der Plattenoberseite bzw. -unterseite mit Blick auf die Untersuchungen des Werkstücktemperaturfeldes gering gehalten. Das Versuchsbecken enthält einen starren Montagetisch auf dem das Trennwerkzeug aus Gewichtsgründen fest montiert wird, so daß die Drehachse der Scheibenelektrode einen Abstand von 0,4 m über dem Beckenboden hat, was einer Wasserüberdeckung von 1 m während der Trennversuche entspricht.

Die Wasserbevorratung und -reinigung erfolgt über ein Kreislaufsystem, das neben einer Förderpumpe (Fördervolumen: ca. 15 m<sup>3</sup>/h) einen Sandbettfilter, einen Ionentauscher

und einen Vorratstank (Puffervolumen: ca. 400 m<sup>3</sup>) beinhaltet. Hiermit wird eine gleichbleibende Wasserqualität und eine Wassertemperatur von ca. 15°C während der Versuchsreihen gewährleistet.

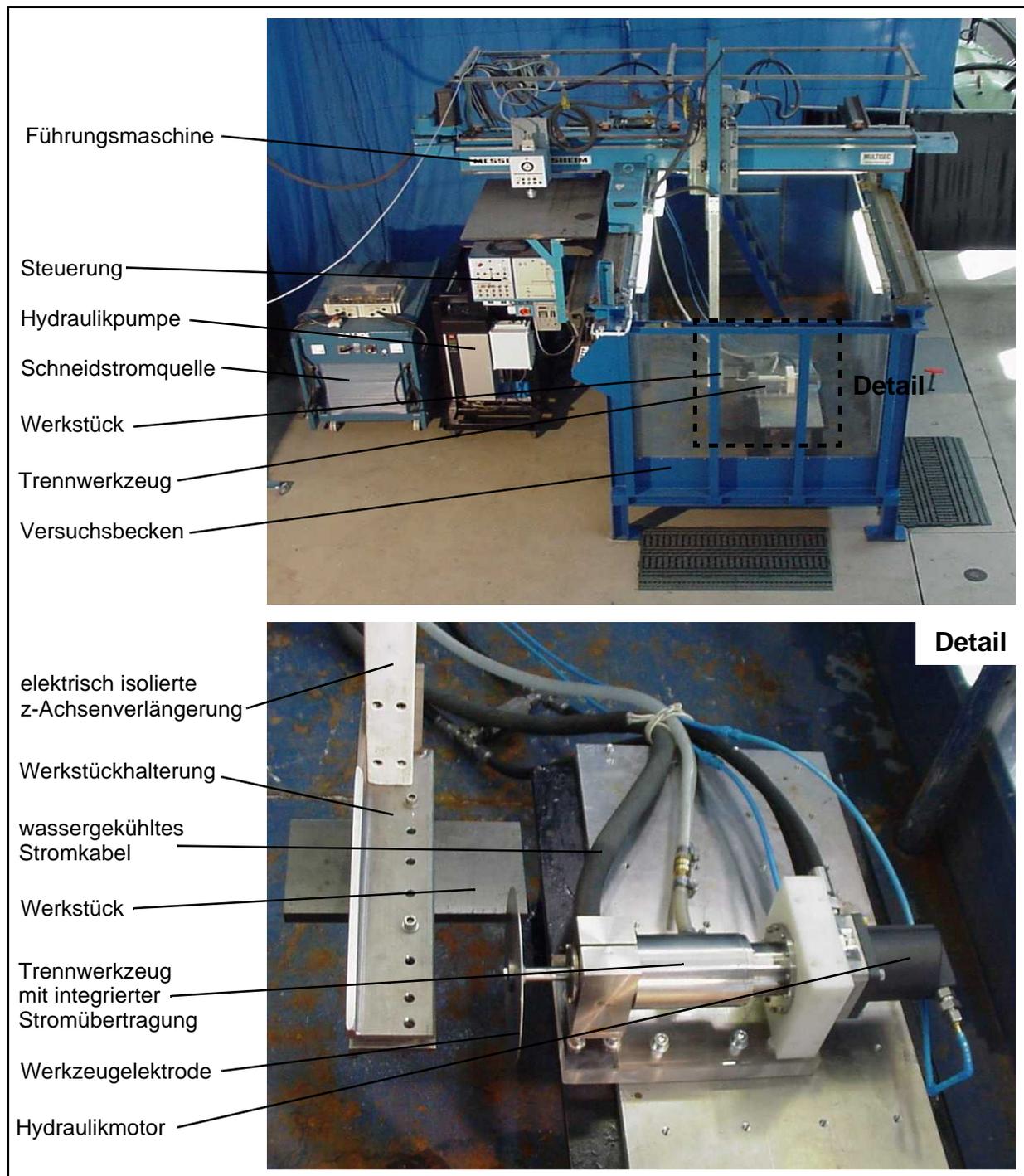


Abbildung 5: Versuchsanordnung zum UW-Elektrokontakttrennen  
Detail: Werkstückhalterung und Anordnung des Trennwerkzeugs auf dem Boden des Versuchsbeckens

Als Schneidstromquelle stehen zwei parallel geschaltete Schweißgleichrichter mit Konstantspannungscharakteristik und einem Gesamtnennstrom von 4 kA bei 44 V sowie einer Leerlaufspannung von maximal 70 V zur Verfügung. Der Schneidstrom und die

Schneidspannung können sowohl an Analoganzeigen abgelesen werden als auch mittels einer digitalen Strommeßzange über 5 s mit bis zu 1 kHz digital aufgezeichnet und anschließend mittels einer PC-Software ausgelesen werden. Zur Übertragung der Schneidströme auf das Werkzeug bzw. das Werkstück werden zwei je 25 m lange wassergekühlte Kupferkabel mit einem Wirkquerschnitt von 200 mm<sup>2</sup> verwendet. Die Wasserversorgung für diese Leistungskabel übernimmt eine externe Wasserpumpe mit einem Druck von 0,2 MPa und einer mittleren Durchflußmenge von 30 l/min.

### 5.1.2 Trennwerkzeug

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Literaturrecherche zeigt, daß die bisher eingesetzten Trennwerkzeugsysteme nicht für das UW-Elektrokontakttrennen in hyperbar-nasser Umgebung geeignet sind. Aufbauend auf den Konzeptionen in [1, 2, 66 - 70] wird deshalb ein kleinbauendes Trennwerkzeugsystem für diesen speziellen Einsatzbereich konzipiert, das aus den Modulen

- Spindeleinheit mit Quecksilber-Stromzuführung,
  - scheibenförmige Werkzeugelektrode und
  - klarwasser-hydraulisches Antriebssystem
- besteht.

#### Spindeleinheit mit Quecksilber-Stromzuführung

Die beiden wesentlichen Konstruktionsmerkmale des entwickelten Trennwerkzeugsystems sind die Möglichkeit zum fernbedienten Einsatz in hyperbar-nasser Umgebung und die geringen Außenabmessungen der Werkzeugspindeleinheit mit integrierter Stromzuführung. Dies wird durch die Realisierung einer neuartigen Stromzuführung mittels Quecksilber erreicht. Die Abbildungen 6 und 7 zeigen den Aufbau der Spindeleinheit des Trennwerkzeugs mit integrierter Quecksilber-Stromzuführung sowie zwei Aufbauvarianten des Trennwerkzeugsystems für den fernbedienten Einsatz unter Wasser.

Die sich zu beiden Enden hin verjüngende Werkzeugspindel (3) nimmt an ihrem äußeren Ende mittels eines Konus die Werkzeugnabe (2) für die Werkzeugelektrode (1) auf. An ihrem gegenüberliegenden Ende ist mittels Paßfeder eine hier nicht dargestellte Klauenkupplung (6) adaptiert, über die das Antriebsmoment von einem klarwasser-hydraulischen Antrieb direkt bzw. mittels einer flexiblen Welle (vgl. Abbildung 7b) auf die Werkzeugspindel und damit auf die Werkzeugelektrode übertragen wird. Die Werkzeugspindel wird mit Keramik/Metall-Hybridkugellagern (8 und 13) in dem zylindrischen Spindelgehäuse (4) gelagert und gegen das Eindringen von Umgebungsmedium und das Austreten von Lagerfett und Quecksilber mit Radialwellendichtringen (9 und 12) gedichtet. Der zwischen den Lagergruppen liegende Ringraum (10) zwischen der Werkzeugspindel und dem Werkzeugspindelgehäuse ist vollständig mit Quecksilber gefüllt. Ein Austritt von Quecksilber durch evtl. beschädigte Radialwellendichtringe wird mittels

elektrischer Kontaktelementen im Gehäuseinneren registriert und am Bedienpult angezeigt. Pufferelemente aus *Neoprene*® im Ringraum verhindern durch ihr elastisches Verhalten einen unzulässigen Druckanstieg im Quecksilbervolumen infolge einer thermischen Ausdehnung.

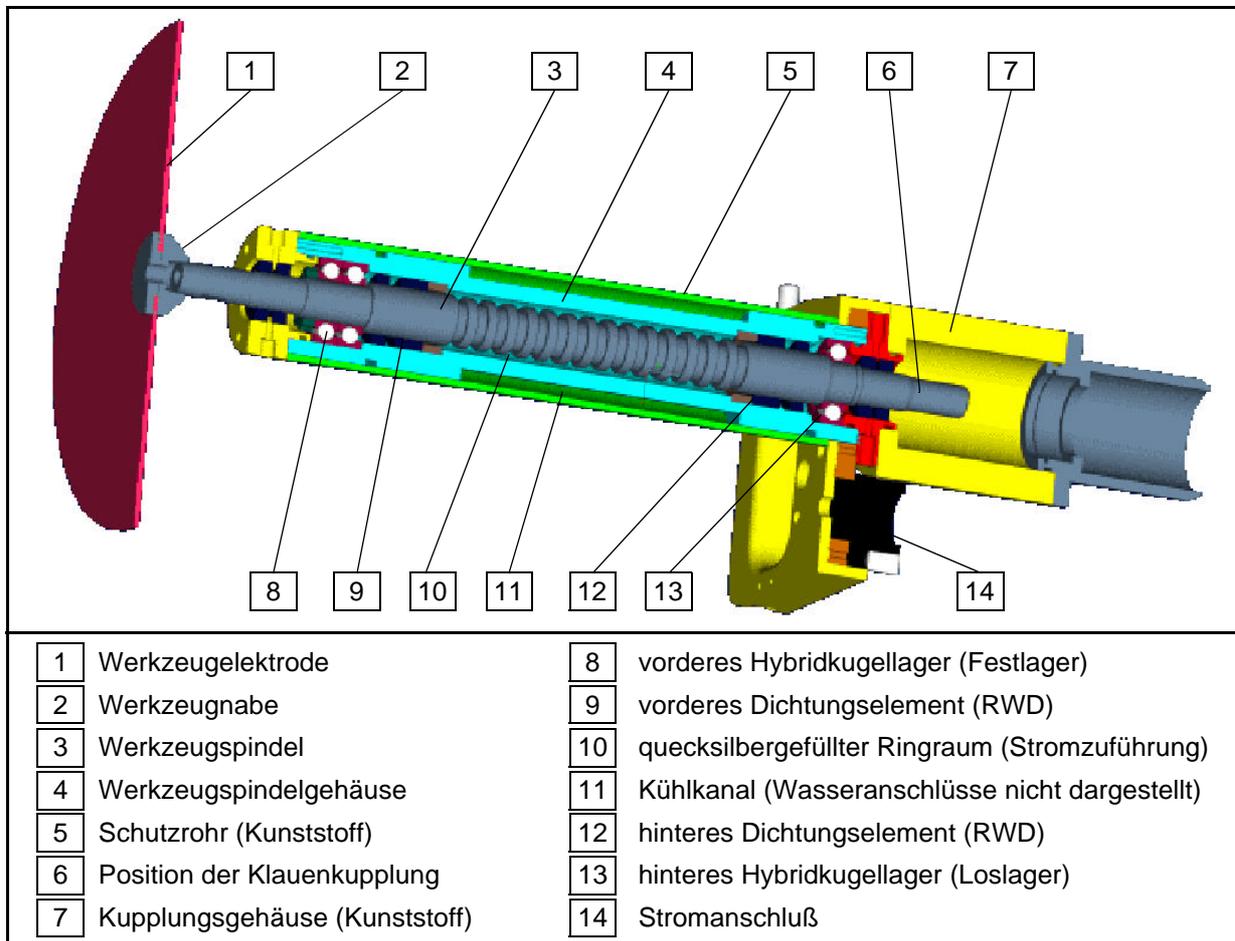


Abbildung 6: 3D-Modell der Trennwerkzeugspindel mit integrierter Quecksilber-Stromzuführung

Die glatte Gehäuseinnenwand und die gerippte Struktur der Werkzeugspindel ermöglichen auslegungsbedingt die Übertragung eines Arbeitsstromes von bis zu 5000 A, der über einen Stromanschlußflansch (14) auf das Werkzeugspindelgehäuse übertragen wird. Sämtliche stromführenden Teile des Gehäuses und seiner Anbauteile sind elektrisch gegenüber der Arbeitsumgebung isoliert. Durch den Einsatz von Keramikugeln und isolierten Laufkäfigen in den Spindellagern werden Kriechströme über diese Elemente verhindert, die zu einer Zerstörung derselben führen können. Zur kontrollierten Ableitung der Reibungswärme und *Jouleschen* Wärme aus den Lagern und dem Stromübertragungsbereich auch bei nicht vollständig eingetauchtem Werkzeugspindelgehäuse umspült ein von außen gespeister Kühlwasserstrom (11) mäanderförmig das Werkzeugspindelgehäuse unter einem elektrisch isolierend wirkenden Schutzrohr (5) aus Kunststoff.

Die kompakte Bauweise des Werkzeugsystems erlaubt eine Annäherung der Werkzeugspindelachse an die Werkstückoberfläche auf 50 mm und ermöglicht damit Fahrschnitte

mit geringen Werkzeuelektrodendurchmessern. Das Werkzeugspindelgehäuse kann mit entsprechenden Anbauteilen für die Trennversuche ortsfest montiert oder an Endeffektoren von Manipulatoren adaptiert werden (Abbildung 7).

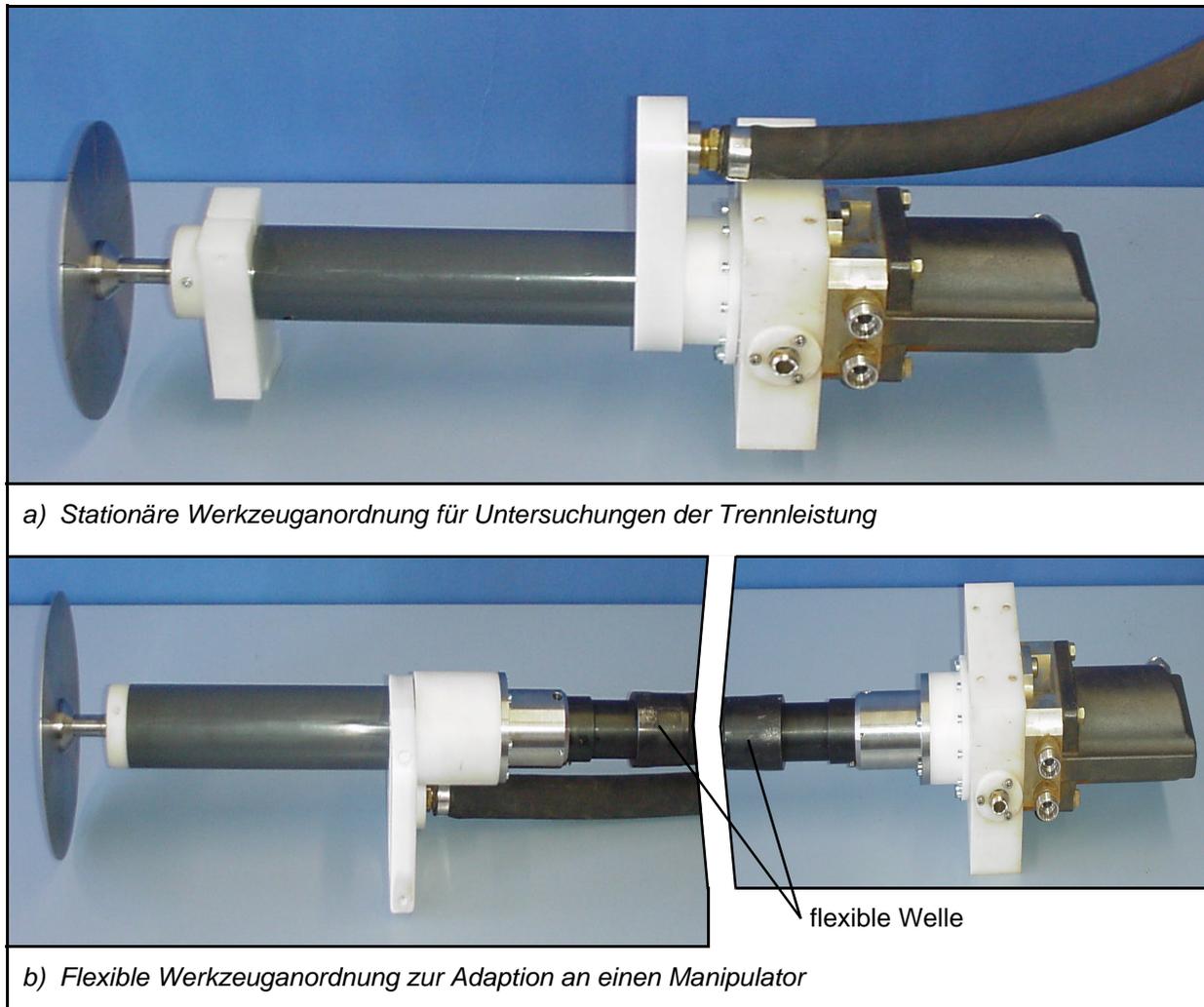


Abbildung 7: Zwei Aufbauvarianten des Trennwerkzeugsystems für den fernbedienten UW-Einsatz

Der Gesamtreibwiderstand der Spindellagerung mit seiner integrierten Quecksilber-Stromzuführung wird neben der Lagerreibung und Dichtlippenreibung durch den Strömungswiderstand des Quecksilbers im Ringraum zwischen der Gehäuseinnenwand und der rotierenden, gerippten Welle bestimmt. Infolge der Zentrifugalkraft, die die Fluidteilchen in dem Ringspalt bei Rotation der Werkzeugspindel erfahren, kommt es zur Ausbildung von *Taylor-Wirbeln*. Die Ausbildung dieser regelmäßig nebeneinander angeordneten, abwechselnd links- und rechtsdrehenden Wirbelringe mit Achsen längs der Umfangsrichtung wird durch die gerippte Struktur der Werkzeugspindel bei der vorliegenden Konstruktion noch unterstützt. Abbildung 8 zeigt eine schematische Darstellung dieser Strömung mit den zellularen Wirbeln, welche den Ringraum zwischen den beiden Zylindern vollständig ausfüllen.

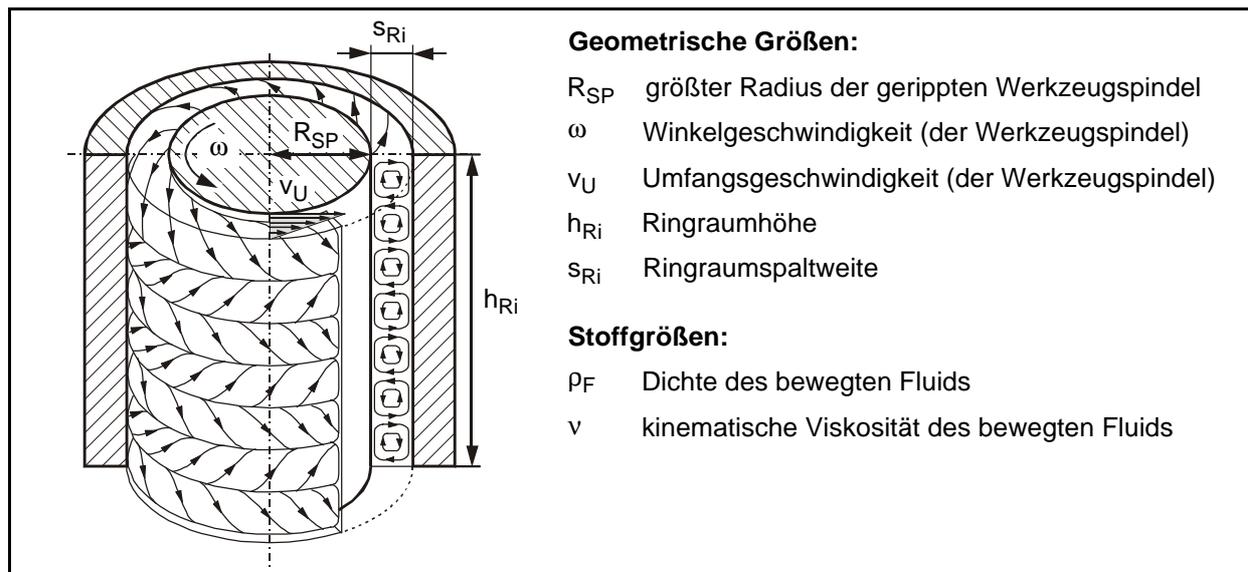


Abbildung 8: Schematische Darstellung der zellularen Taylor-Wirbel im Ringraum zwischen der Werkzeugspindel und dem Gehäuse nach [85]

Die Reibungsverluste in dieser Sekundärströmung bestimmen die Größe der Energieverluste bei der Stromzuführung auf eine schnell drehende Werkzeugspindel. Nach *Schlichting* [85] kann das aus dem Strömungswiderstand im Ringspalt resultierende Verlustreibmoment bestimmt werden aus

$$M_{V, Taylor} = c_{M, Taylor} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \rho_F \cdot \omega^2 \cdot R_{SP}^4 \cdot h_{Ri} \quad (Gl. 7)$$

mit dem Drehmomentbeiwert

$$c_{M, Taylor} = 0,02 \cdot \left( \frac{\omega \cdot R_{SP}^{0,5} \cdot s_{Ri}^{1,5}}{\nu} \right)^{-0,2} \quad (Gl. 8)$$

wobei die gerippte Welle als glatter Zylinder mit dem Durchmesser der Spindelrippen angesehen wird. Für die gewählte Konstruktion ( $R_{SP} = 15 \text{ mm}$ ,  $s_{Ri} = 2 \text{ mm}$ ,  $h_{Ri} = 150 \text{ mm}$ ) ergibt sich ein Reibmoment in der Größenordnung des kumulierten Reibmomentes infolge Wälzlagerreibung und Dichtungsreibung der Werkzeugspindel. Damit kann es für die Bemessung der mechanischen Antriebsleistung gegenüber dem Reibmoment der rotierenden Werkzeugelektrode vernachlässigt werden.

### Werkzeugelektrode

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Trennversuche werden blanke, gerichtete und gehärtete Stammblätter für Diamantschleifscheiben aus C75W (Werkstoff-Nr.: 1.1750) als geschlitzte Werkzeugelektroden verwendet, die sich durch einen einfachen Aufbau und eine Laufrichtungsunabhängigkeit auszeichnen (Tabelle 2). In die geschliffenen Scheibenrohlinge werden 12 radiale Schlitze von je 40 mm Länge und 1 mm Breite eingebracht, um ein „Tellern“ der Scheibe zu vermeiden. Eine Schlitzlänge von 40 mm hat sich hierfür in Vorversuchen bezüglich der Werkzeugdynamik als vorteilhaft erwiesen.

Tabelle 2: Zusammensetzung und Abmessungen der verwendeten Werkzeugelektroden [116]

Werkstoff	C 75 W (1.1750) gehärtet (62 HRC) und angelassen				
Legierungsbestandteile in %	C	Si	Mn	P	S
	0,72-0,82	0,15-0,40	0,60-0,80	0,0035	0,035
Kohlenstoffäquivalent $C_{\text{äqui}}$	0,86 - 1,07 (vgl. Gl. 16)				
Werkzeugabmessungen:				$R_{WZ}$	$b_{WZ}$
Bohrungsradius $r_1 = 22,2 \text{ mm}$				90	1,7
Schlitzgrundradius $r_2 = R_{WZ} - 40 \text{ mm}$				100	2,0
Werkzeugradius $R_{WZ}$				110	2,2
Werkzeugbreite $b_{WZ}$				125	-

Die technisch zulässige Grenze für die Einbringung solcher Ausdehnungsschlitze kann überschlägig mit Hilfe der Gleichung 9 bestimmt werden, die den Zusammenhang zwischen der maximal zulässigen Umfangsgeschwindigkeit  $v_{U,Grenz}$ , den Radien  $r_1$ ,  $r_2$  und  $R_{WZ}$  sowie der zulässigen Zugspannung  $\sigma_{zul}$  und der Dichte  $\rho_{WZ}$  des Werkzeugelektrodenmaterials beschreibt [33].

$$v_{U,Grenz} = \sqrt{\frac{3 \cdot \sigma_{zul} \cdot R_{WZ}^2 \cdot (r_2 - r_1)}{\rho_{WZ} \cdot (R_{WZ}^3 - r_1^3)}} \quad (Gl. 9)$$

Das Reibmoment  $M_{V,Scheibe}$  bzw. die Reibleistung  $P_{V,Scheibe}$  einer frei rotierenden Werkzeugelektrode können nach *Schlichting* [85] mit Hilfe der Gleichungen.

$$M_{V,Scheibe} = c_M \cdot \frac{\rho_F}{2} \cdot \omega^2 \cdot R_{WZ}^5 \quad (Gl. 10)$$

und 
$$P_{V,Scheibe} = M_{V,Scheibe} \cdot \omega = c_M \cdot \frac{\rho_F}{2} \cdot \omega^3 \cdot R_{WZ}^5 \quad (Gl. 11)$$

bestimmt werden, wobei  $\rho_F$  die Dichte des umgebenden Fluids,  $\omega$  die Winkelgeschwindigkeit und  $R_{WZ}$  den Radius der rotierenden Werkzeugelektrode bezeichnet. Die Werkzeugelektrodenbreite  $b_{WZ}$  und die freie Wellenlänge der Werkzeugspindel können für diese Betrachtungen ebenso vernachlässigt werden wie der Einfluß der Werkzeugnabe auf die Ausbildung der Strömung über dem Zentrum der Scheibe. Der Drehmomentbeiwert  $c_M$  kann aus Abbildung 9 entnommen werden. Aufgrund der auftretenden hohen Werkzeugumfangsgeschwindigkeiten  $v_U$  und der sich infolge des fortschreitenden seitlichen Werkzeugverschleißes ergebenden Oberflächenrauheit  $k$  muß für die Auslegung des Antriebsmomentes der Drehmomentenbeiwert von turbulenten Grenzschichten über hydraulisch rauhen Oberflächen bei *Reynolds*-Zahlen  $Re > 2 \cdot 10^6$  (Bereich C) entsprechend Abbildung 9 angesetzt werden.

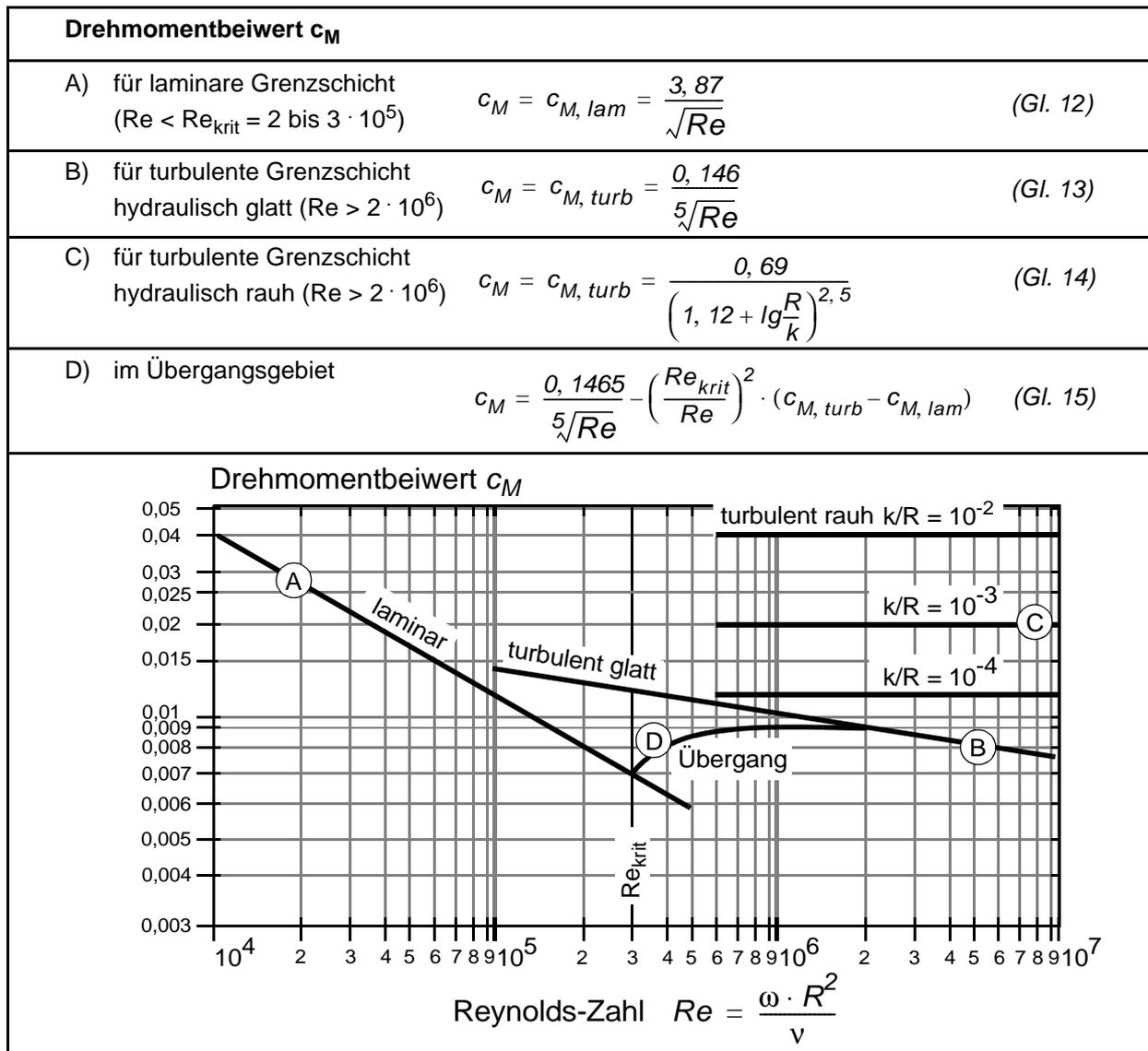


Abbildung 9: Drehmomentbeiwert  $c_M$  von frei rotierenden Scheiben [10, 114]

Das Diagramm in Abbildung 10a stellt den Zusammenhang zwischen dem Werkzeugelektroden­durchmesser  $D_{WZ}$ , der angestrebten Werkzeugumfangsgeschwindigkeit  $v_U$  und der zur Verfügung stehenden Antriebsleistung  $P_{Grenz}$  bzw. dem maximalen Antriebsmoment  $M_{Grenz}$  und der Grenzdrehzahl des Antriebssystems  $n_{Grenz}$  dar, die den kinetischen Einstellparameterbereich einer UW-Elektrokontakttrennanlage begrenzen. Weitere Grenzkurven für den kinetischen Einstellparameterbereich ergeben sich durch die Abmessungen des Trennwerkzeugsystems und durch die anwendungsspezifischen Beschränkungen für den maximalen Durchmesser der Werkzeugelektrode. Darüber hinaus wird der technisch erreichbare Parameterbereich eines Trennwerkzeugsystems, insbesondere der Werkzeugelektrode, durch thermodynamische Grenzkurven weiter eingeschränkt, wie in dem Diagramm in Abbildung 10b dargestellt ist. Diese Grenzen orientieren sich an dem thermisch induzierten relativen Werkzeugelektrodenverschleiß  $\gamma$  mit

$$\gamma = \frac{\text{Volumenverlust des Werkzeugs (Verschleiß)}}{\text{Volumenverlust des Werkstücks (Abtrag)}} \cdot 100 \% \quad (Gl. 12)$$

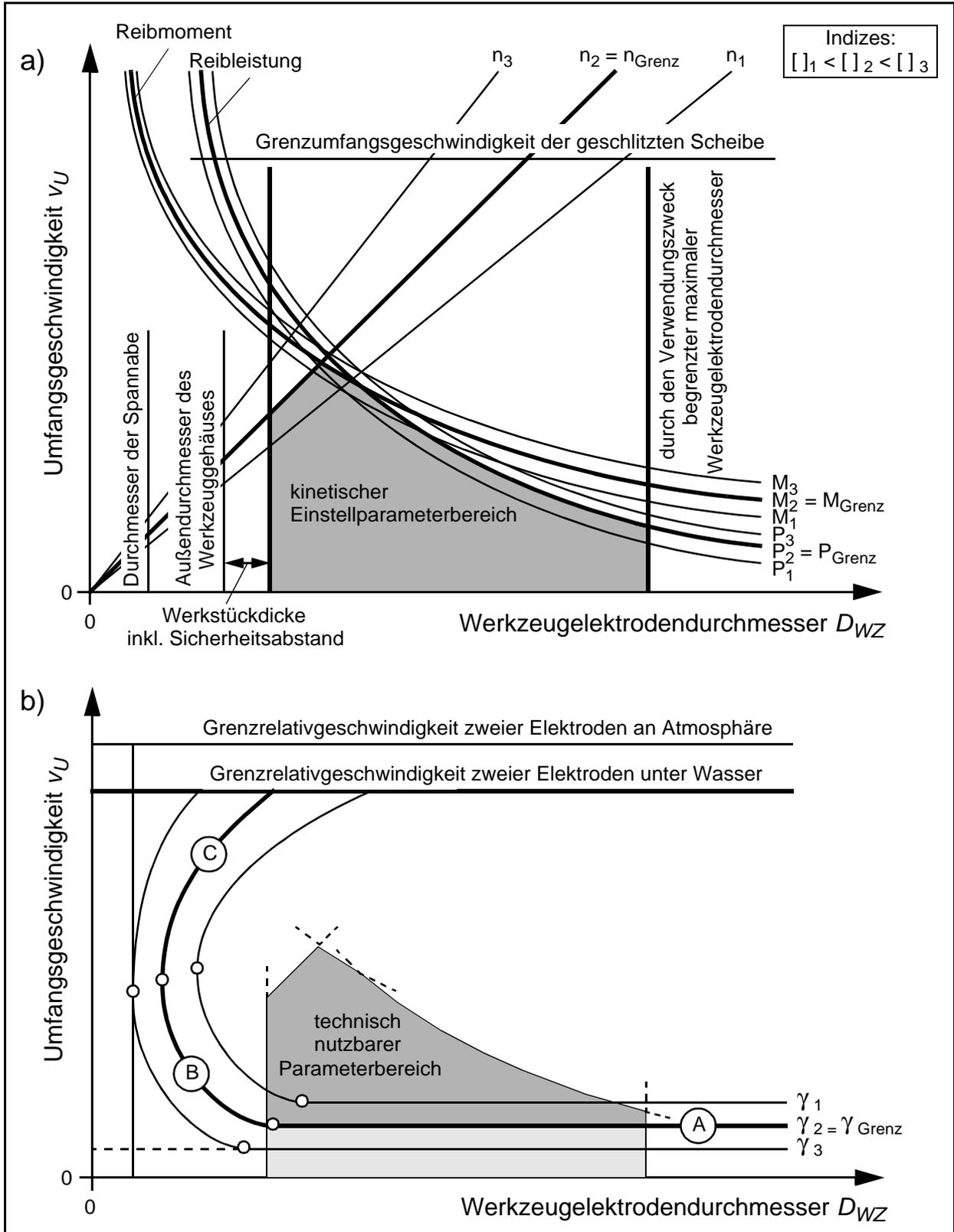


Abbildung 10: Kinetische (a) und thermodynamische (b) Grenzkurven des UW-Elektrokontakttrennens

Die genaue Beschreibung der thermodynamischen Grenzkurve, bestehend aus den Abschnitten A, B und C, ist derzeit nicht möglich, da dies eine eindeutige Definition dessen voraussetzt, was als Grenzwert für den relativen Werkzeugverschleiß angesetzt

werden kann. Aufgrund von Vorversuchen wird angenommen, daß der anwendungsspezifische Verlauf der Grenzkurve wesentlich von

- dem eingebrachten Wärmestrom bzw. der Wärmestromdichte,
- dem Werkstoff der Werkzeugelektrode und ihrer Geometrie sowie
- den Stoffeigenschaften des umgebenden Fluids

abhängt. Aufgrund von Vorversuchen können drei Abschnitte der thermodynamischen Grenzkurve  $\gamma_{Grenz}$  unterschieden werden. Der Abschnitt A der thermodynamischen Grenzkurve kennzeichnet den Geschwindigkeitsbereich, dessen Unterschreiten innerhalb der Eingriffszeit ein vollständiges Aufschmelzen des Werkzeugeingriffsbereichs zur Folge hat. Zwar bietet sich bei hinreichend großen Werkzeugelektroden durchmessern die Möglichkeit, daß große Anteile dieser Bereiche wieder vollständig auf Umgebungstemperatur abkühlen, jedoch ist der Werkzeugverschleiß während der Eingriffszeit infolge des mechanischen Abriebs der aufgeschmolzenen Werkzeugeingriffsbereiche unzulässig hoch. Wird der Werkzeugelektroden Durchmesser weiter verringert, so tritt im Abschnitt B dieser Verschleißmechanismus auch noch bei höheren Umfangsgeschwindigkeiten  $v_U$  in Erscheinung. Infolge der kürzer werdenden Kühlphasen während des Nichteingriffs der Randbereiche der Werkzeugelektrode kann die Wärme dort nicht vollständig in einem Umlauf abgeführt werden. Dies führt zu Wärmestauungen, die den thermisch induzierten Werkzeugverschleiß erhöhen. Wird die Umfangsgeschwindigkeit insbesondere bei kleinen Werkzeugelektroden durchmessern stark erhöht, so machen sich Kavitationseffekte über der rauhen Werkzeugoberfläche derart bemerkbar, daß sie den Wärmeübergang zum Umgebungsfluid behindern, wodurch der Wärmestau in der Werkzeugelektrode weiter verstärkt wird. Die technische Grenze dieses Phänomens ist bei der Grenzrelativgeschwindigkeit zweier Elektroden unter Wasser gegeben. Oberhalb dieser Geschwindigkeit reißt der Lichtbogen sofort ab und der Trennprozeß wird unterbrochen. Von *Schellhase* [84] wird diese Geschwindigkeit mit ca. 100 m/s an Normalatmosphäre angegeben. Vergleichbare Daten für Unterwasserkontakte liegen in der Literatur nicht vor. Es kann jedoch davon ausgegangen werden, daß der Wert für die Atmosphärenanwendung unterschritten wird.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß der thermisch induzierte Werkzeugverschleiß mit zunehmender Umfangsgeschwindigkeit und gleichzeitig zunehmendem Werkzeugelektroden Durchmesser abnimmt. Der zuvor eingegrenzte kinetische Einstellparameterbereich wird dadurch nur im Bereich kleiner Werkzeugumfangsgeschwindigkeiten weiter begrenzt. Dies bedeutet, daß der technisch nutzbare Einstellparameterbereich einer UW-Elektrodenkontakttrennanlage bei Einhaltung einer Mindestumfangsgeschwindigkeit nur durch die kinetischen Randbedingungen, insbesondere das Antriebsmoment und die mechanische Leistung des Antriebssystems beschränkt wird. Je günstiger dieser Bereich hinsichtlich der erreichbaren Werkzeugumfangsgeschwindigkeit ausgenutzt wird, desto geringer wird der zu erwartende Werkzeugverschleiß.

## Klarwasser-hydraulisches Antriebssystem

Als Antrieb für die Werkzeugspindel wird ein Axialkolben-Wassermotor mit einem maximalen Antriebsmoment von 25 Nm und einer maximalen Antriebsleistung von 7,8 kW eingesetzt. Das Axialkolbenprinzip ergibt eine leichte und kompakte Baugröße. Das Wasser dient hierbei sowohl als Antriebsmedium als auch als Schmiermittel der bewegten Teile. Die Drehzahl des Hydraulikmotors kann mittels Frequenzumrichtung der Pumpeneinheit stufenlos zwischen 300 und 3000 U/min eingestellt werden. Damit ergibt sich der in Abbildung 11 dargestellte Einstellparameterbereich der entwickelten UW-Elektrokontakttrenanlage.

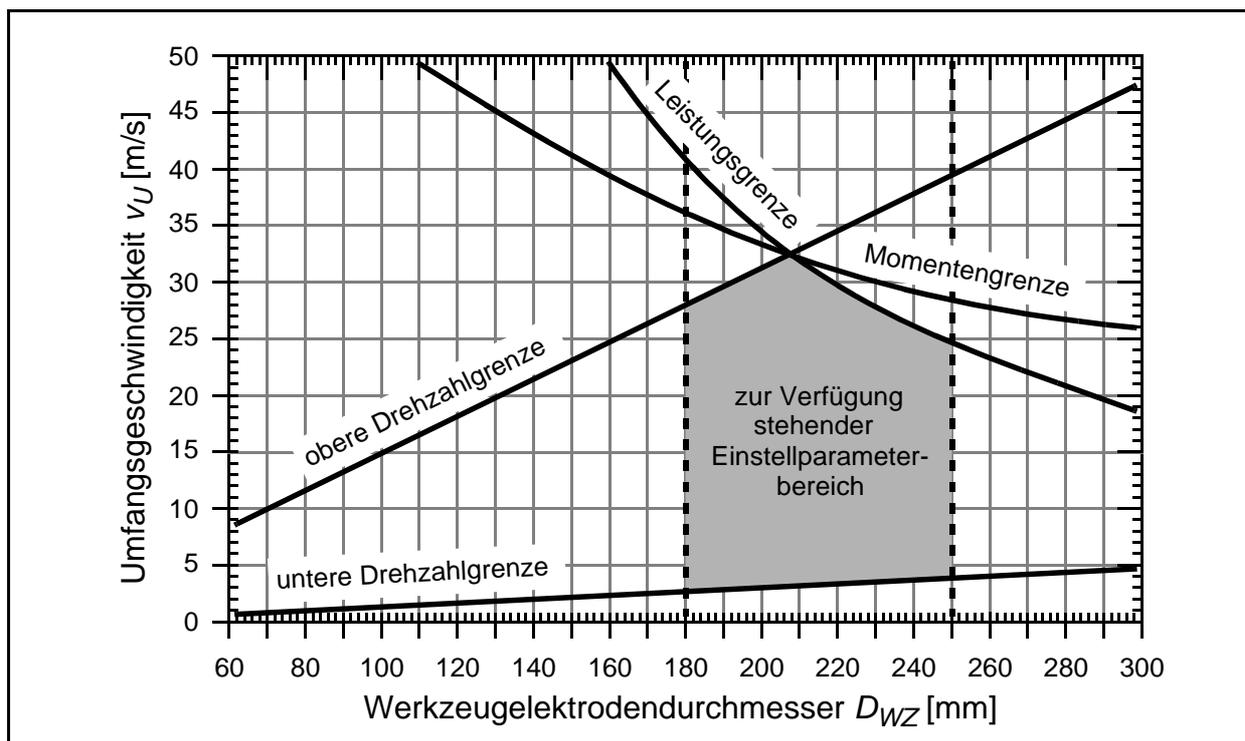


Abbildung 11: Darstellung des zur Verfügung stehenden Einstellparameterbereiches der UW-Elektrokontakttrenanlage mit Hydraulikantrieb (vorgewählter Werkzeugelektrodendurchmesserbereich  $D_{WZ} = 180$  bis 250 mm)

## 5.2 Temperaturmeßsystem

Für die Temperaturmessung an neun repräsentativen Punkten des Werkstücks während des UW-Elektrokontakttrenvorgangs werden Pt-10%Rh/Pt-Einschraubthermoelemente (Typ S) ausgewählt, mit einer Thermodrahtquerschnittsfläche von  $2 \cdot 0,5$  mm<sup>2</sup>, eingebaut in ein Schutzrohr aus Keramik mit einem Durchmesser von 4,2 mm, welches in einem G1/2" Einschraubstutzen federnd gelagert ist. Durch die freiliegende Meßspitze ist die Reaktionszeit dieser Thermoelemente auf eine Temperaturänderung an der Meßstelle mit ca. 2,9 s für den UW-Elektrokontakttrenvorgang ausreichend gering [64]. Die obere Einsatztemperatur der verwendeten Thermoelemente ist entsprechend DIN EN 60584 [27] auf 1600°C beschränkt und ermöglicht damit die Bestimmung der Temperatur in der

Wärmeeinflußzone der Schnittfuge. Durch Verwendung eines druckdichten Einschraubstutzens in Kombination mit einer die Meßbohrung abdichtenden Adapterplatte wird ein Thermoelement nacheinander an den neun Meßstellen im Werkstück federnd druck- und wasserdicht fixiert, so daß Meßwertverfälschungen durch mangelnden Werkstückkontakt oder durch eindringendes Wasser ausgeschlossen werden können. Diese Befestigungsmethode gestattet eine einfache Montage und Demontage und somit die mehrmalige Nutzung des Thermoelementes.

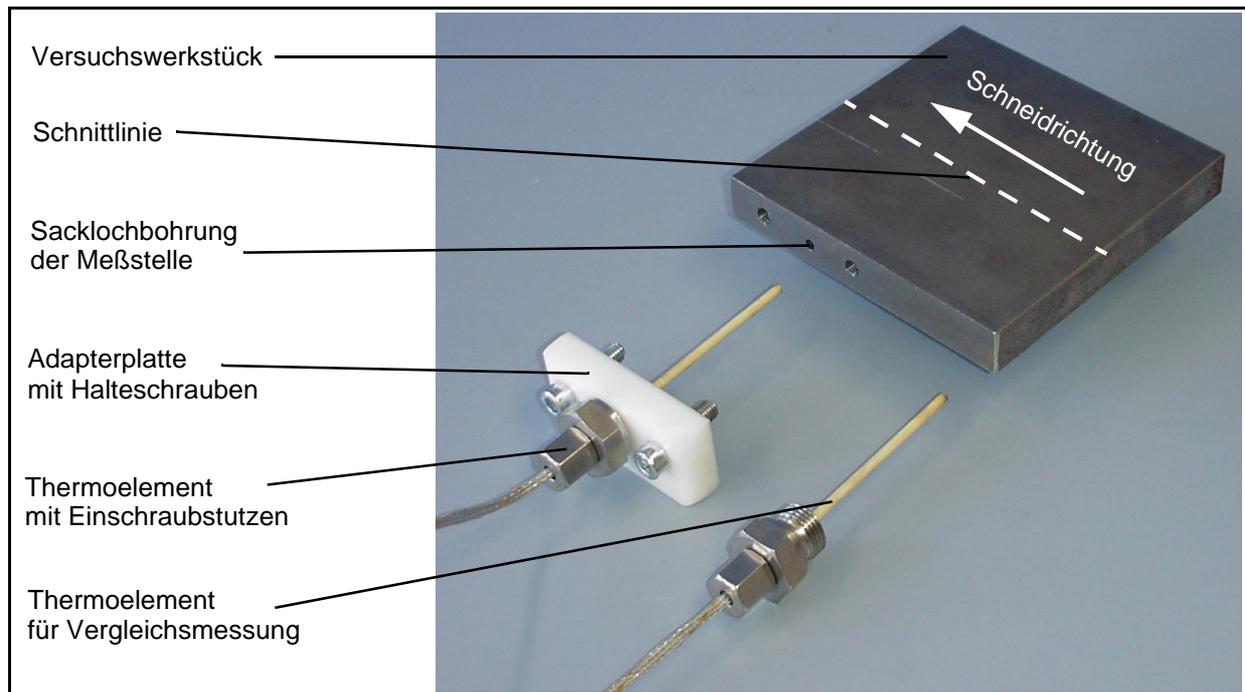


Abbildung 12: Druckdichtes Einschraubthermoelement mit Adapterplatte zur Montage an einem Versuchswerkstück

Durch die Abmessungen des Einschraubstutzens (G1/2“) kann lediglich ein Meßpunkt pro Versuch ausgewertet werden. Um trotzdem eine möglichst große Dichte der Meßpunkte in einer Meßebeue zu erreichen, wird das Temperaturfeld im Werkstück mit bis zu drei unterschiedlichen Bohrungstiefen untersucht, wobei die Schneidparameter konstant gehalten werden. Störungen der Meßsignale durch die Ausgleichsleitungen werden entsprechend der VDE/VDI-Empfehlung 3511 durch die Verwendung eines Devar-Gefäßes als Vergleichsstelle kompensiert [108]. Die auf diese Weise erfaßten Meßdaten können mittels eines Meßrechners mit A/D-Wandlerkarte aufgezeichnet und verarbeitet werden. Mit der Meßeinrichtung wird bei einem Meßbereich von 1600°C eine Auflösung von etwa 0,5°C erreicht.

Wesentliche systematische Fehlerquellen des Versuchsaufbaus sind:

1. die Grenzabweichung der Thermoelemente:

Die Grenzabweichung für Thermopaare des Typs S (Toleranzklasse 2) beträgt laut DIN EN 60584  $\pm 7,5^\circ\text{C}$  bei  $1000^\circ\text{C}$  [27].

2. das Ansprechverhalten des Thermoelementes auf eine Temperaturänderung:  
Hierdurch wird der Meßwert des Thermoelementes immer dem Istwert hinterherlaufen und bei transienten Vorgängen mit großer Änderungsgeschwindigkeit nie die wahre Spitzentemperatur erreichen. Die verwendeten Thermoelemente können bei gutem Wärmeübergang zur Meßstelle in 2,89 bis 2,94 s 90% einer stufenförmigen Temperaturänderung folgen.
3. der Wärmeübergang vom Werkstück zur Meßstelle:  
Der Wärmeübergang zur Meßstelle beeinflusst das Ansprechverhalten. Mit den Herstellerangaben und den Informationen in der VDE/VDI 3511 [108] kann dieser Fehler nicht abgeschätzt werden. Er bewirkt aber in jedem Fall, daß der Meßwert des Thermoelementes zeitlich verzögert der Temperatur am Meßort folgt.

Wesentliche zufällige Fehlerquellen des Versuchsaufbaus sind:

4. Ungenauigkeiten in der Bohrungstiefe:  
Der hieraus entstehende Meßfehler ist abhängig vom lokalen Temperaturgradienten. Für eine Fertigungstoleranz von 0,1 mm und einem räumlichen Temperaturgradienten in Plattenrichtung (y-Richtung) von bis zu 400 K/mm beträgt dieser Meßfehler 40 K. So große räumliche Temperaturgradienten werden nur innerhalb der WEZ am Rand der Schnittfuge erreicht. Die Spitzentemperaturen in diesem Bereich sind größer als 1000°C und damit der relative Fehler  $< \pm 4\%$ .
5. Abweichungen bei der Bohrungsposition:  
Ebenso wie bei der Bohrungstiefe beträgt die Fertigungstoleranz für die Bohrungsposition 0,1 mm in x- und z-Richtung des werkstückfesten Koordinatensystems. Eine Abweichung in x-Richtung hat keinen Einfluß auf die Spitzentemperatur, sondern führt nur zu einer geringen zeitlichen Verschiebung der Temperatur-Zeit-Kurve. Eine Abweichung in z-Richtung bewirkt jedoch einen Meßfehler, der vom räumlichen Temperaturgradienten in z-Richtung abhängt. Die Auswertung des numerisch berechneten Temperaturfeldes ergab, daß ein maximaler Temperaturgradient von etwa 450 K/mm auf der Plattenoberseite in unmittelbarer Nähe der Schnittfuge (zwischen 0,5 mm und 1,0 mm seitlichem Abstand zur Schnittflanke) erreicht wird. Die Spitzentemperaturen in diesem Bereich liegen zwischen 800°C und 1500°C und damit der relative Meßfehler zwischen 6% und 3%. Bereits wenige Millimeter neben der Schnittflanke ist der Temperaturgradient auf unter 100 K/mm abgesunken.

Die Summe der relativen Meßfehler aufgrund der Fehlpositionierung der Meßstelle (4. und 5.) und der Grenzabweichung (1.) beträgt etwa  $\pm 10\%$ .

Den Fehlerquellen Ansprechverhalten des Thermoelementes (2.) und Wärmeübergang vom Werkstück zum Thermoelement (3.) ist gemeinsam, daß durch sie die gemessene Spitzentemperatur immer niedriger ist als die wahre Spitzentemperatur, die Meßwerte in der Aufwärmphase niedriger sind als die wahre Temperatur am Meßort und die gemessene Temperatur in der Abkühlphase größer ist als die wahre Temperatur. Zur

Abschätzung dieser Fehlerquellen wurden Vorversuche durchgeführt, deren Annäherung an das Übertragungsverhalten der Thermoelemente im folgenden Abschnitt eingehender erläutert wird.

### Übertragungsverhalten eines Thermoelementes

Die für die Bestimmung des Übertragungsverhaltens der Thermoelemente wesentlichen Größen der Wärmeübertragung sind in Abbildung 13 dargestellt.

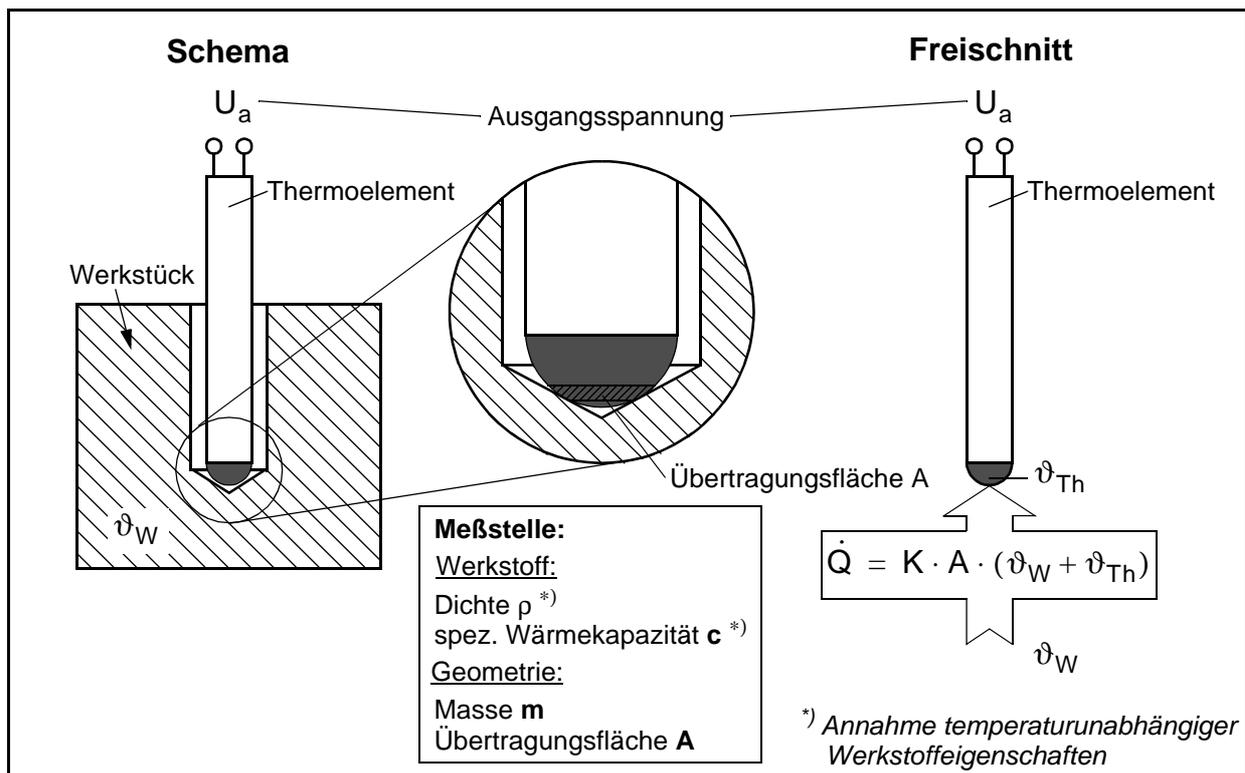


Abbildung 13: Thermodynamische Größen am Thermoelement

Aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen der Werkstücktemperatur  $\vartheta_W$  und der Temperatur der Meßstelle des Thermoelementes  $\vartheta_{Th}$  fließt ein Wärmestrom  $\dot{Q}$  durch die Übertragungsfläche  $A$  in Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten  $K$  [3]. In  $K$  sind verschiedene Wärmeübergangskoeffizienten und Wärmeleitungszahlen gemäß der *Peclet*-Gleichung für den Wärmedurchgang berücksichtigt. Der  $K$ -Wert ist eine empirische Größe, da die realen physikalischen Verhältnisse im Kontaktbereich nur unter vereinfachenden Annahmen beschrieben werden können. Das thermodynamische Problem läßt sich damit in ein regelungstechnisches Problem überführen (Abbildung 14), wobei  $\vartheta_W$  die Eingangsgröße  $x_e$  ist, die Ausgangsgröße  $x_a$  die Spannung  $U_a$  repräsentiert und der Wärmestrom  $\dot{Q}$  durch die Wechselwirkungsgröße  $w$  dargestellt wird. Die Linearität zwischen der gemessenen Temperatur und der Ausgangsspannung wird durch einen programmierten analogen Meßverstärker gewährleistet, der als gegeben hingenommen wird.

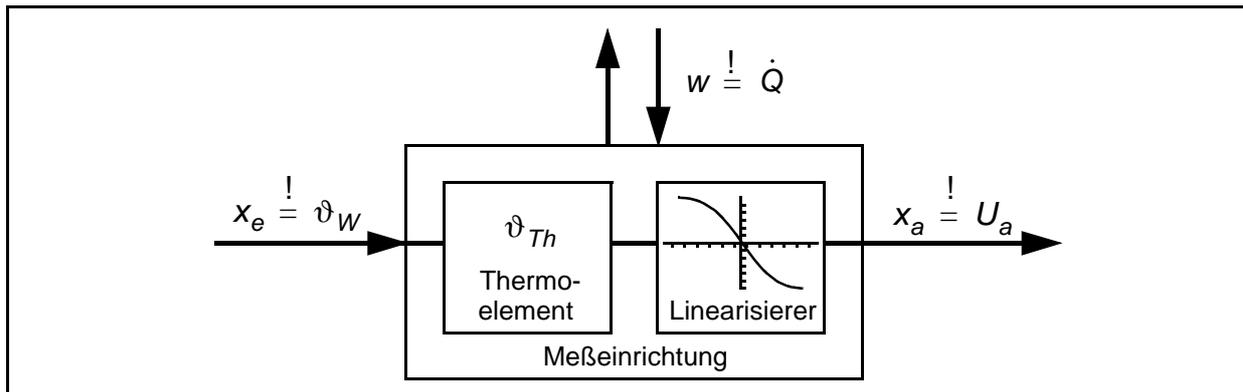


Abbildung 14: Übertragungsschaltplan eines Thermoelementes

Unter diesen Annahmen läßt sich die systemcharakteristische Übertragungsgleichung

$$K \cdot A \cdot x_e = \dot{x}_a \cdot m \cdot c + x_a \cdot K \cdot A \quad (\text{Gl. 13})$$

erstellen. Sie ist eine lineare Differentialgleichung erster Ordnung der Zeit, die ein  $PT_1$ -Verhalten beschreibt. Wird zur Identifizierung des Übertragungsverhaltens eine stufenförmige Temperaturänderung, ein sogenannter Einheitssprung  $\sigma(t)$  als Testfunktion aufgegeben, so strebt die Antwortfunktion einem stationären Endsignal zu

$$x_a(t) = 1 - e^{-\frac{K \cdot A}{c \cdot m} \cdot t} \quad (\text{Gl. 14})$$

Dessen Erreichen ist jeweils von der abklingenden Exponentialfunktion bestimmt, deren Argument

$$T = \frac{K \cdot A}{c \cdot m} \quad (\text{Gl. 15})$$

als Zeitkonstante  $T$  bezeichnet wird. Für eine möglichst spontane Meßsignalanpassung an eine erfolgte Temperaturänderung wird eine betragsmäßig große Zeitkonstante angestrebt. Ein hoher Wärmedurchgangskoeffizient  $K$ , eine große Übertragungsfläche  $A$ , eine geringe Masse der Meßspitze  $m$  und eine Werkstoffkombination, die eine geringe spezifische Wärmekapazität  $c$  besitzt, fördern ein schnelles „Einschwingen“ des Thermoelementes.

Da der Wärmeübergangsfaktor und die übertragende Fläche nur schwer bestimmbar sind, wird die Zeitkonstante des Übertragungsgliedes mit Hilfe der Sprungantwort empirisch ermittelt. Die Sprungantwortaufnahme für die verwendeten Thermoelemente erfolgt in Vorversuchen durch Kontaktübertragung innerhalb einer Bohrung in einem im Glühofen auf  $900^\circ\text{C}$  erwärmten Stahlwürfel mit der Kantenlänge 100 mm in den die Spitze des Thermoelementes zügig eingeführt und dort mit einer Federkraft von 1 N ortsunveränderlich plaziert wird. Die Bohrung bis zum Mittelpunkt des Stahlblockes entspricht genau denen der Versuchsproben (vgl. Kapitel 7.8.1). Der Mittelwert der Meßspannungen über dem Präzisionswiderstand aus 10 Versuchen ist in Abbildung 15 dargestellt.

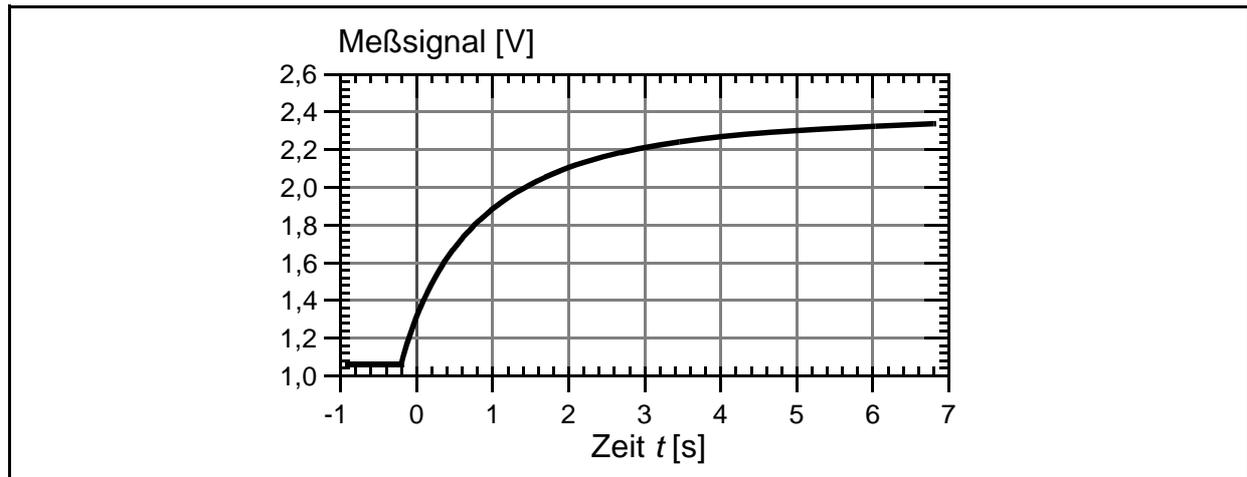


Abbildung 15: Gemittelte Sprungantwort zur Bestimmung der Zeitkonstante des Übertragungsgliedes für ein Thermoelement ( $T = 900^{\circ}\text{C}$ )

Durch Ablesen zweier Zeit-Spannungszuordnungen können die jeweiligen Zeitkonstanten der beiden eingesetzten Thermoelemente unter Berücksichtigung der Offsets gegenüber beiden Größenachsen zu den in Tabelle 3 zusammengestellten Werten bestimmt werden, obwohl die Signalspannungen in diesem Fall noch keiner Temperatur zugeordnet sind. Die Zeit, die sich bis zum Erreichen von 90% des Endwertes ergibt, ist ebenfalls in Tabelle 3 dargestellt. Die hohen relativen Abweichungen der ermittelten Zeitkonstanten von bis zu 14 Prozent sind im wesentlichen auf die variierenden Übertragungsflächen zurückzuführen.

Tabelle 3: Ermittelte individuelle Zeitkonstanten der verwendeten Thermoelemente

Thermoelement Nr.		1	2 (Devar)
ermittelte Zeitkonstante T	[1/s]	0,8	0,78
relativer Fehler bei 10 Versuchen	[%]	13	14
Zeit $t_{90}$ bis zu Erreichen von 90% des Endwertes	[s]	2,89	2,94

### 5.3 Versuchsrandbedingungen

Die experimentellen Schneiduntersuchungen werden an Baustahl S235JRG2 (Werkstoff-Nr.: 1.0038) durchgeführt, dessen chemische Zusammensetzung und das nach der von *Voldrich* und *Harder* [11] aufgestellten Formel berechnete Kohlenstoffäquivalent in Tabelle 4 zusammengestellt ist. Dieser Werkstoff wird in großen Mengen im wesentlichen für Bauteile mit untergeordneten Traganforderungen an Seebauwerken eingesetzt. Die Schneidversuche wurden ausschließlich in Wannenlage in 1 m Wassertiefe als Geradschnitte durchgeführt, da in den umfangreichen Untersuchungen von *Peitzsch* [71] unter Wasserabdeckung infolge der dominierenden Werkzeugablaufströmung keine signifikanten Unterschiede zwischen den verschiedenen Schneidpositionen festgestellt werden konnten.

Tabelle 4: Legierungsbestandteile und berechnetes Kohlenstoffäquivalent des Versuchswerkstoffes S235JRG2 nach [11] und [81]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	As
0,08	0,08	0,31	0,029	0,050	0,045	0,07	0,020	Sp.	0,002	0,032
$C_{\text{äqui}} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{4} + \frac{Si}{4} + \frac{P}{2} + \frac{Cu}{13} = 0,185 \quad (\text{Gl. 16})$ <p>(Gehalte der einzelnen Legierungselemente in Masse-%)</p>										

## 5.4 Qualitätskriterien

Grundsätzlich lassen sich für die Anwendungen des fernhantierten UW-Elektrokontakt-trennens im Bereich der Offshore-Technik zwei Anforderungsprofile unterscheiden:

1. der reine Trennschnitt, der ein sicheres Durchtrennen der Bauteile ohne Materialbrücken zwischen den Schnittflanken im Rahmen von Rückbauarbeiten verfolgt und
2. der Qualitätsschnitt, bei dem die Erfüllung bestimmter Qualitätsmerkmale im Vordergrund steht, wie sie z. B. für nachfolgende UW-Schweißverfahren gefordert werden. In der Regel ist dabei eine ebene Schnittfläche herzustellen, die ohne Nacharbeit für eine Weiterverarbeitung geeignet ist.

Die durch das UW-Elektrokontakttrennen erzeugten Schnittflächen weichen in ihrer Gestalt von der idealen, d. h. ebenen und glatten Form ab. Zur Beschreibung dieser Abweichungen werden im folgenden ausgewählte, genormte bzw. in Richtlinien festgelegte Qualitätsmerkmale herangezogen. In Abbildung 16 sind die Qualitätsmerkmale für die Schnittflächen in Anlehnung an die VDI-Richtlinien 2906 [109], Blatt 1 (Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe) und Blatt 9 (funkenerosives Schneiden) definiert.

In der DIN EN ISO 9013 [28] wird die geometrische Qualität der Schnittfläche u. a. durch die Rechtwinkligkeits- und Neigungstoleranz  $u$  und die gemittelte Rauhtiefe  $R_{Z5}$  bewertet sowie entsprechende Bereiche für diese Merkmale definiert. Eine Festlegung von fünf Bereichen (1 bis 5) für die Rechtwinkligkeits- und Neigungstoleranz bzw. von vier Bereichen (1 bis 4) für die gemittelte Rauhtiefe ist für den Blechdickenbereich von 0 bis 30 mm Abbildung 17 zu entnehmen und bildet die Basis für die Beurteilung der geometrischen Schnittqualität.

Der VSM-Fertigungsstandard des deutschen Schiffbaus [112] erlaubt im Vergleich zur DIN EN ISO 9013 deutlich größere, zulässige Toleranzen. Im Rahmen dieser Arbeit werden die engeren Toleranzen der DIN EN ISO 9013 berücksichtigt. Die Schnittfugenkontur wird durch die Schnittfugenbreite an der Eintrittsseite ( $b_{s,E}$ ) und Austrittsseite ( $b_{s,A}$ ) der Werkzeugelektrode beschrieben. Die Analyse der Wärmebeeinflussung an den Schnittflanken erfolgt anhand der Aufhärtung, Gefügeausbildung und Breite der Wärmeeinflusszone  $b_{WEZ}$ . Bei einer Schweißnahtvorbereitung sind die obere und untere Kantenformabweichung ( $b_E$ ,  $h_E$  bzw.  $b_A$ ,  $h_A$ ), die Rechtwinkligkeits- und Neigungs-

toleranz  $u$  sowie die mittleren Glattschnitt- und Restflächenwinkel ( $\alpha$  bzw.  $\beta$ ) als die entscheidenden Qualitätsmerkmale anzusehen, die daher im folgenden näher betrachtet werden.

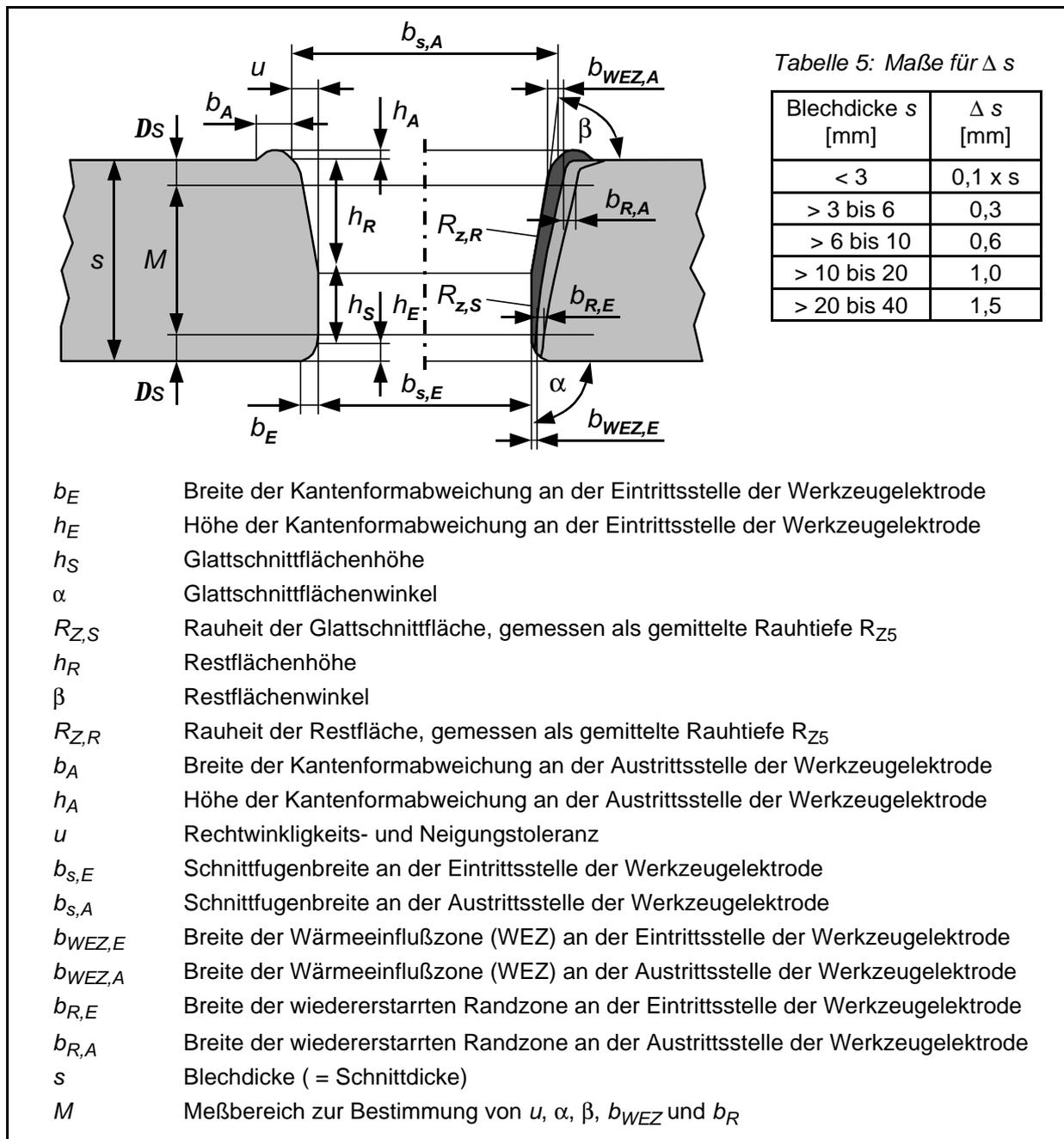


Abbildung 16: Kenngrößen an Schnittflächen beim Elektrokontakttrennen in Anlehnung an DIN EN ISO 9013 [28] sowie VDI-Richtlinie 2906 Blatt 1 und 9 [109]

Die Qualitätsmerkmale werden mit Hilfe verschiedener Methoden gewonnen. Die Ermittlung der Schnittspaltbreite steht am Anfang der Auswertung. Hierzu wird an einem 100 mm langen Schnitt an drei Orten die Schnittspaltbreite an der Werkzeugein- und -austrittsseite erfaßt.

Nach der mechanischen Abtrennung der Blechstreifen können die übrigen geometrischen Qualitätsmerkmale entsprechend Abbildung 16 ermittelt werden. Die Feingestalt der Schnittfläche wird mit einem berührungslos abtastendem Laser-Rauheitsmeßgerät bewertet (vgl. [23]).

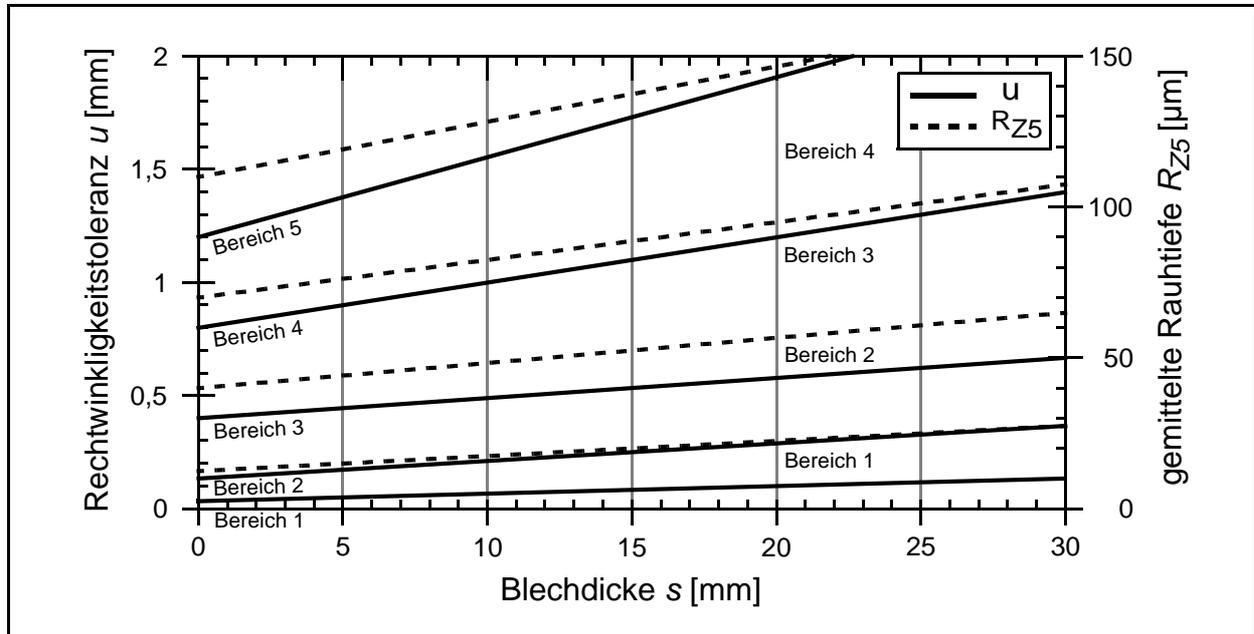


Abbildung 17: Klassifizierung der Qualitätskriterien Rechtwinkligkeitstoleranz  $u$  (links) und gemittelten Rauhtiefe  $R_{Z5}$  (rechts) im Blechdickenbereich von 0 bis 30 mm nach DIN EN ISO 9013 [28]

## 6 Experimentelle Schneiduntersuchungen

Infolge der vielfältigen Randbedingungen, insbesondere des Umgebungsmediums und -druckes kann die Entwicklung des UW-Elektrokontakttrennens für Fertigungs-, Wartungs- und Reparaturaufgaben ohne ein umfassendes Grundlagenwissen zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge zwischen den Einfluß- bzw. Prozeßgrößen und den Qualitätsmerkmalen sowie den ablaufenden physikalischen Mechanismen nicht vorangetrieben werden. Die folgenden Ausführungen der Arbeit beschäftigen sich daher mit der systematischen experimentellen Untersuchung der Zusammenhänge zwischen den Einfluß-, Prozeß- und Wirkungsgrößen. Bei der schneidleistungsspezifischen Analyse werden die signifikanten Prozeßparameter ermittelt und anschließend systematisch variiert, um ihren Einfluß auf die Ausprägung der Prozeßgrößen und auf das Bearbeitungsergebnis zu erfassen. Den Schwerpunkt bilden dabei umfassende Untersuchungen der erzielbaren Schnittqualität und Schneidleistung unter Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes beim UW-Elektrokontakttrennen von Baustahlblechen mit Blechdicken bis 20 mm. Die Ziele sind hierbei zum einen eine Optimierung der Prozeßparameter für reproduzierbare Schnittqualitäten und zum anderen eine Synthese der Abhängigkeiten, die die Basis für die sich daran anschließende physikalische Modellierung bildet.

In Vorversuchen zur Prozeßstabilität des UW-Elektrokontakttrennvorgangs wurde der Einfluß der Relativbewegung zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück auf das Prozeßverhalten und das Schneidergebnis untersucht. Dabei zeigten sich signifikante Unterschiede bezüglich der Schnittfugenausprägung bei Werkzeuggleichlauf bzw. -gegenlauf. Während sich die Schnittfugenkontur sowie die Gratbildung an den Ein- bzw. Austrittsseiten der Werkzeugelektroden für beide Laufrichtungen nicht wesentlich unterschieden (Abb. 18d und 18h), kann im Bereich des jeweiligen Werkzeugaustritts ein Vorlauf der Schmelzfront vor der Werkzeugkontur festgestellt werden (Abb. 18b und 18f). An der Eintrittsseite können die Kurzlichtbögen erst bei direktem, mechanischem Kontakt der Elektroden zünden. Im Gegensatz hierzu werden auf der Austrittsseite die Lichtbögen durch die in der Schnittfuge entstandenen Metaldämpfe und Gasblasen bzw. die darin enthaltenen Ladungsträger derart stabilisiert, daß sie aus der Schnittfuge herausgezogen werden können. Die Lichtbögen setzen an der Abrißkante der Schneidfront kurzzeitig ortsfest an bzw. laufen sogar teilweise auf der Werkstückoberfläche der Werkzeugvorschubbewegung voraus, bis sie infolge des Durchlaufes eines Schlitzes der Werkzeugelektrode abreißen. In Abbildung 18a sind die Ansatzpunkte vorgelaufener Lichtbögen als punktförmige Anschmelzungen der Werkstückoberfläche zu erkennen. Aufgrund des spitzeren Winkels zwischen dem Werkzeugumfang und der Werkstückoberfläche im Falle des Gegenlaufes (Abb. 18e und 18f) ist dieses Phänomen ausgeprägter als im Gleichlauf (Abb. 18b und 18c). Die mit der Stabilisierung der Lichtbögen zusammenhängende geringfügige Asymmetrie des Energie- und damit Wärmeeintrags auf der Schneidfront führt zur Ausbildung eines vorlaufenden Schmelzebades im

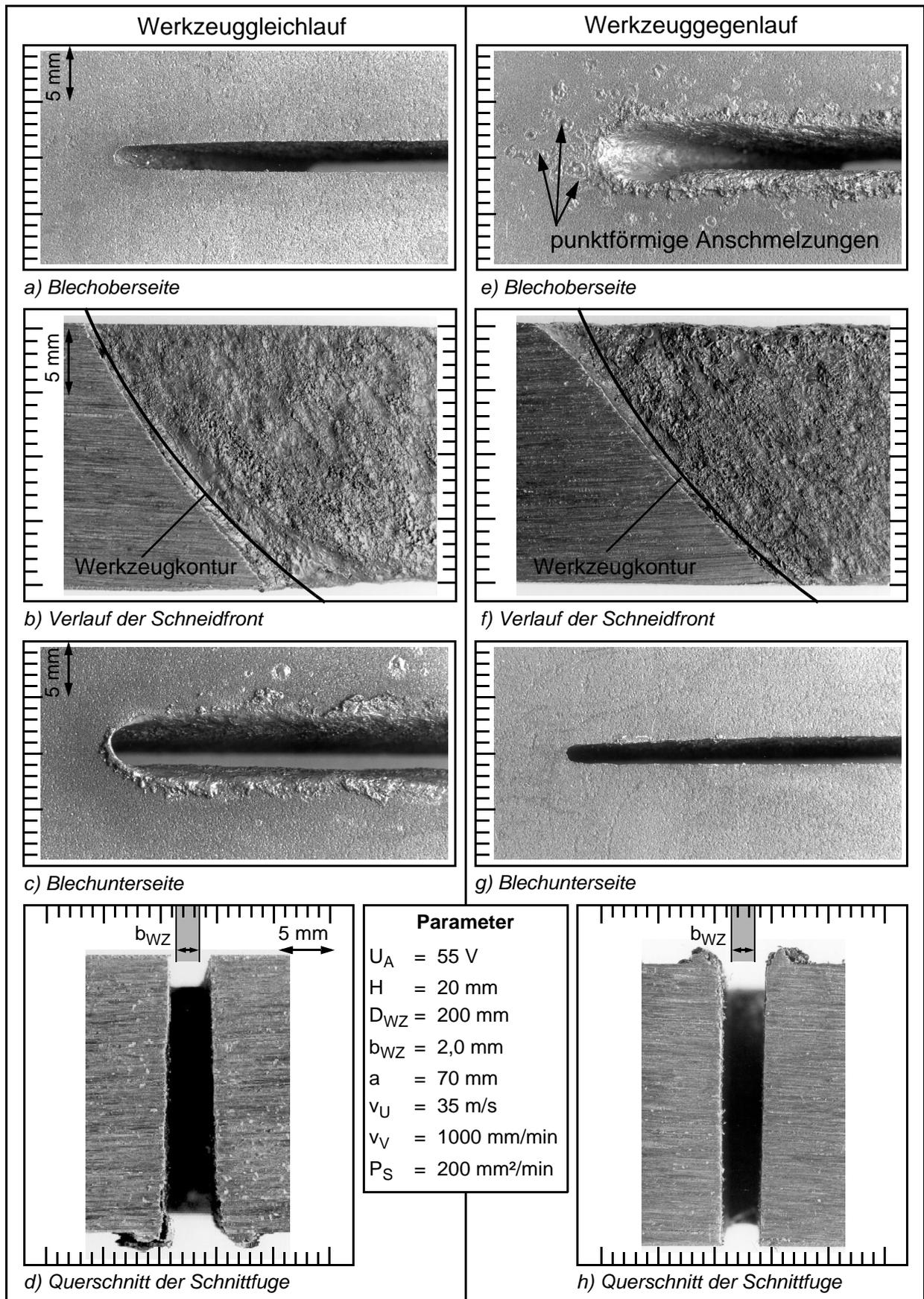


Abbildung 18: Vergleich der Schnittfugenausprägung bei Werkzeuggleichlauf bzw. -gegenlauf

Bereich der Abrißkante der Werkzeugaustrittsseite. Weiterhin ist festzustellen, daß durch die seitliche, sich selbst ausbildende hydrodynamische Führung und die damit einhergehende Stabilisierung der Werkzeugelektrode in der Schnittfuge vor dem Eingriff der Trennvorgang im Gegenlauf deutlich gleichmäßiger und vibrationsärmer verläuft als im Gleichlauf, bei dem der durch Wechselwirkungen mit dem Umgebungsfluid in Schwingungen versetzte Werkzeugelektrodenrandbereich direkt in den Eingriff mit dem Werkstück läuft. Mit Blick auf die fernmanipulierte Prozeßführung werden daher die Hauptversuche im Gegenlauf an horizontal liegenden Platten durchgeführt.

In Rahmen der Vorversuche werden weiterhin die Arbeitsspannung  $U_A$ , die Arbeitsstromstärke  $I_A$ , die Vorschubgeschwindigkeit  $v_V$  und die Größe der projizierten, scheinbaren Kontaktfläche  $A_K$  als signifikante Prozeßparameter identifiziert. Ihr Einfluß auf die Wirkungsgrößen Schneidleistung  $P_S$  und Schnittqualität wird durch einfaktorielles Versuchsführung experimentell untersucht. Als Referenzparameter-Kombination wurde eine Schneidleistung von  $P_S = 150 \text{ cm}^2/\text{min}$ , ein Werkzeugelektroden Durchmesser von  $D_{WZ} = 200 \text{ mm}$ , eine Werkzeugelektrodenbreite von  $b_{WZ} = 2 \text{ mm}$ , eine Werkzeugumfangsgeschwindigkeit von  $v_U = 35 \text{ m/s}$  und eine Werkstückdicke von  $H = 15 \text{ mm}$  bzw.  $20 \text{ mm}$  gewählt. Für die jeweiligen Parameter werden mindestens vier Niveaus angefahren und eine dreifache Versuchswiederholung durchgeführt. Dabei werden die in den jeweiligen Versuchsreihen nicht zu variierenden Parameter an der Trennanlage auf die Referenzdaten eingestellt. In den Diagrammen sind jeweils die Mittelwerte aus den drei Versuchen aufgetragen. Zur Verdeutlichung der Systematik der Einflüsse der Parameter auf die einzelnen Qualitätsmerkmale werden Regressionsrechnungen auf der Basis linearer und quadratischer Ansatzfunktionen durchgeführt.

## 6.1 Schneidleistung und Schnittqualität

Der Zusammenhang zwischen der Schneidleistung  $P_S$  und der Arbeitsstromdichte  $J$  für das UW-Elektrokontakttrennen ist für Arbeitsspannungen von 40 bis 65 V in Abbildung 19 dargestellt. Ausgehend von Mindestarbeitsstromdichten zwischen  $12 \text{ A/mm}^2$  bei 40 V und  $23 \text{ A/mm}^2$  bei 65 V steigen die Arbeitsstromdichten mit zunehmender Schneidleistung angenähert linear an. Die Schneidleistung ist durch das an der Schneidstromquelle als Kennlinie wählbare Arbeitsspannungsniveau begrenzt. Infolge des geringen Abstandes der Werkzeugelektrode zum Werkstück kommt es bei Anlegen einer Arbeitsspannung von 40 V bei einer Schneidleistung von größer  $150 \text{ cm}^2/\text{min}$  zu einem Kurzschluß, so daß der Trennvorgang gestoppt werden muß. Eine rund 2,5-fach höhere Schneidleistung läßt sich hingegen mit einer Arbeitsspannung von 65 V erreichen, da hier die entstehenden Kurzlichtbögen stabiler sind und über eine höhere Energiedichte verfügen, wodurch sie sich auch bei Schneidleistungen größer  $150 \text{ cm}^2/\text{min}$  sicher freibrennen können.

Durch die Konstantspannungscharakteristik der verwendeten Stromquelle kommt zudem der Effekt der inneren Regelung zum Tragen, indem bei sich verkürzendem Lichtbogen

bzw. bei Verringerung der Lichtbogenspannung der Arbeitsstrom stark ansteigt. Durch die steigende Stromdichte steigt auch dementsprechend mit der Wärmeleistung die Abschmelzgeschwindigkeit. Dadurch wiederum vergrößert sich - bei konstantem Vorschub - die Lichtbogenlänge und die Wärmeleistung sinkt.

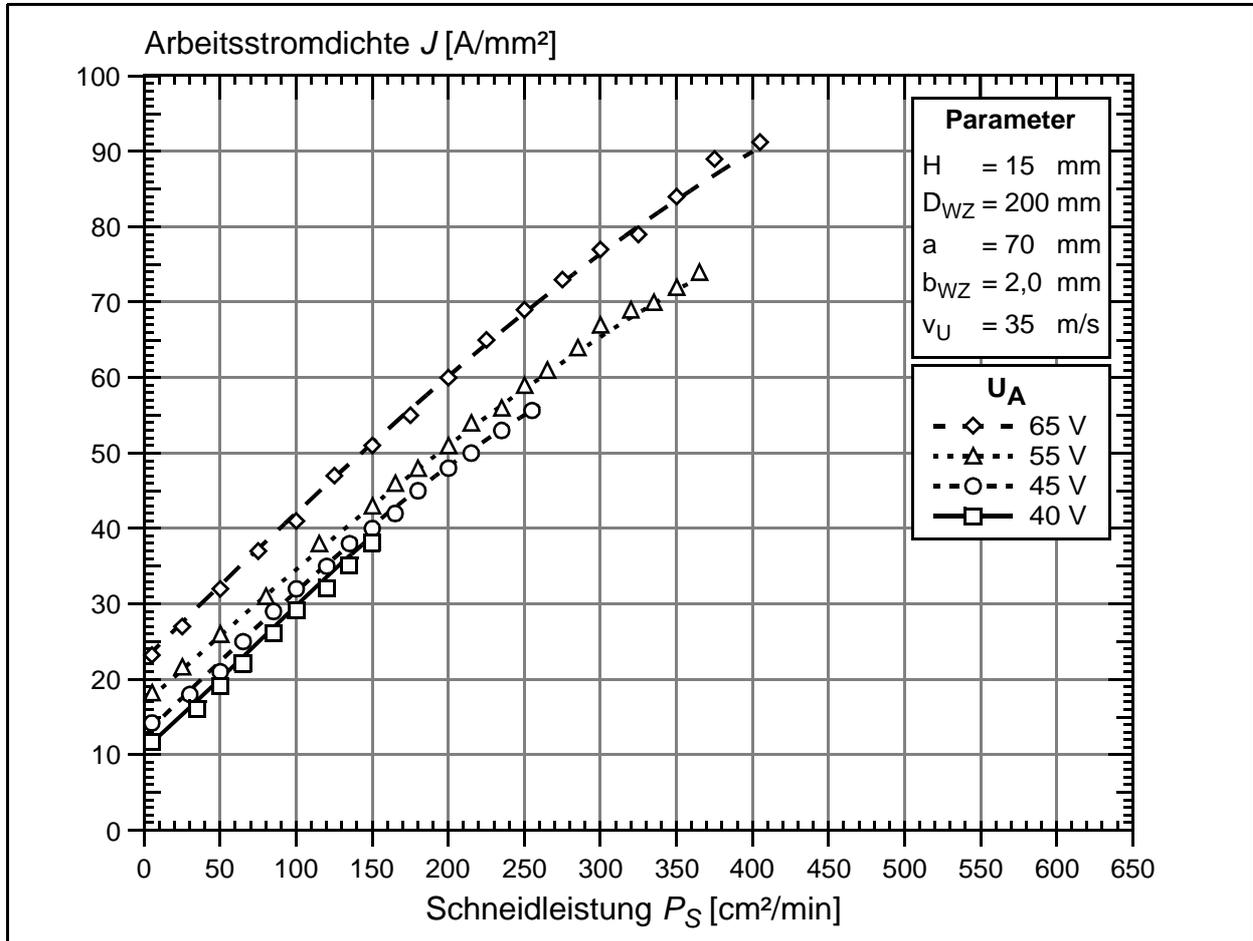


Abbildung 19: Arbeitsstromdichte über der Schneidleistung

Die Abhängigkeit der maximal einstellbaren Vorschubgeschwindigkeit von dem Abstand  $a$  zwischen der Werkzeugrotationsachse und der Werkstückoberfläche und damit von der Kontaktlinienlänge ist anhand von Stichprobenergebnissen für einen Blechdickenbereich von 12 bis 40 mm und eine Arbeitsspannung  $U_A$  von 65 V in Abbildung 20 beispielhaft dargestellt. Die maximal einstellbare Vorschubgeschwindigkeit entspricht hierbei der Trenngeschwindigkeit. Aufgrund der anlagenbedingten maximalen Vorschubgeschwindigkeit von 4000 mm/min können Trenngeschwindigkeitsuntersuchungen an kleineren Blechdicken bei einer Arbeitsspannung von 65 V nicht sinnvoll durchgeführt werden.

Ausgehend von einem hohen Geschwindigkeitsniveau von 4000 mm/min nehmen die Trenngeschwindigkeiten mit zunehmender Blechdicke sowohl im Kappschnitt als auch im Fahrschnitt exponentiell ab. Betrachtet man die relative Änderung der Trenngeschwindigkeit zwischen einem Kappschnitt und einem Fahrschnitt mit  $a = 70$  mm, so

kann man feststellen, daß für den Blechdickenbereich von 15 bis 20 mm die relative Abnahme der Trenngeschwindigkeit zwischen 42 und 65% beträgt. Bei einer Blechdicke von 30 mm beträgt diese relative Abnahme der Trenngeschwindigkeit bereits 87%. Hierdurch wird der starke Einfluß der geometrischen Eingriffsverhältnisse auf die Trenngeschwindigkeit belegt.

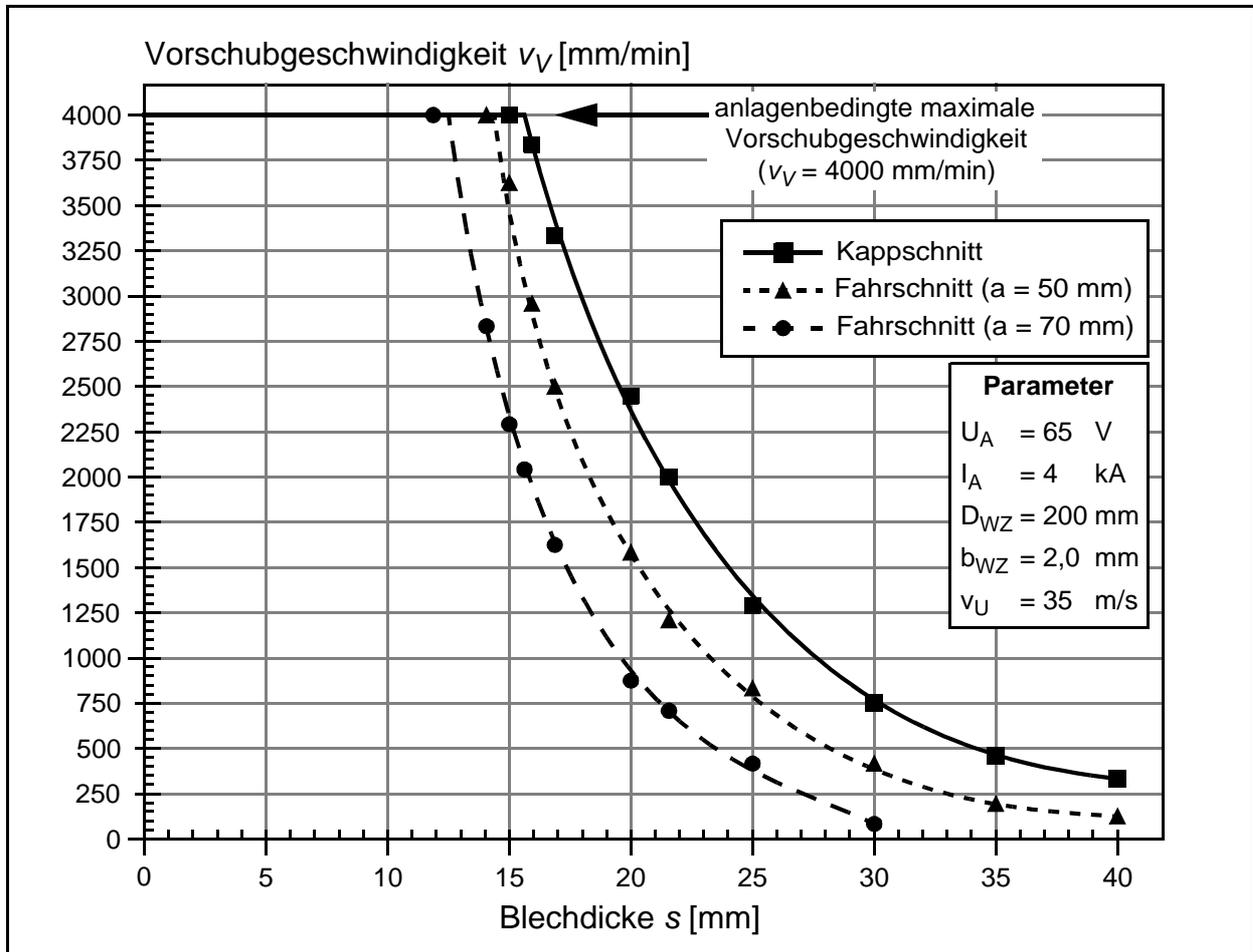


Abbildung 20: Vorschubgeschwindigkeit über der Blechdicke beim Kapp- und Fahrschnitt

Die makroskopische Betrachtung der Schnittflanken zeigt, daß sich die rechte und linke Schnittflanke nicht signifikant unterscheiden. Die von *Davydov* [16], *Semenov & Forteev* [98] und *Peitzsch* [71] beschriebenen Beobachtungen einer zur Stromanschlußseite verschobenen, verstärkten Gratbildung beim Atmosphäreinsatz des Elektrokontakttrennverfahrens kann für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Trennversuche unter Wasser nicht festgestellt werden.

Aus den Qualitätsmerkmalen Schnittfugenbreite und Kantenformabweichung an der Werkzeugeintrittsseite bzw. -austrittsseite läßt sich auf die Grobgestalt der Schnittflanken schließen. Die Einflußgrößen Arbeitsspannung und Schneidleistung haben einen stark unterschiedlichen Einfluß auf diese Merkmale, wie in den Abbildungen 21 und 22 dargestellt ist. Die Schnittfugenbreite an der Eintrittsseite bleibt bei der Variation der Schneidleistung nahezu konstant. Lediglich mit Zunahme der Spannung vergrößert sie sich in

dem untersuchten Bereich von 2,3 auf 3,3 mm. An der Austrittsseite ist mit steigender Schneidleistung zunächst ein Absinken der Schnittfugenbreite festzustellen, deren Minimum, je nach Arbeitsspannungsniveau, bei einer Schneidleistung zwischen 50 und 75 cm<sup>2</sup>/min liegt. Danach folgt sowohl mit steigender Schneidleistung als auch mit steigender Spannung ein starker Anstieg der Schnittfugenbreite. Dieses Verhalten beruht auf dem Phänomen, daß mit steigender Schneidleistung die Arbeitsstromdichte entsprechend Abbildung 19 stark ansteigt, wodurch sich die Energiedichte in der Kontaktzone erhöht und die abgetragene Schmelze stärker überhitzt wird. Diese Überhitzung wirkt über Wärmeleitungsmechanismen nicht nur in Schneidrichtung auf das Werkstück ein, wie es das relative Minimum der Kurven andeutet, sondern auch in stärker werdendem Maße über die seitlichen Ränder der gekrümmten Kontaktzone hinaus auf die Schnittflanken.

Der Abfluß der überhitzten Schmelze spielt an der Eintrittsseite für die Ausprägung der Kontur eine untergeordnete Rolle. Die zunehmende Stabilisierung der Kurzlichtbögen mit zunehmender Arbeitsspannung zeigt sich hier, ebenso wie auch an der Austrittsseite, nur in der Zunahme der Schnittfugenbreite.

Die Zunahme der Kantenformabweichung in Form der Gratbildung korreliert mit der Zunahme der Schnittfugenbreite auf der Austrittsseite, da beide Erscheinungen auf einem erhöhten Abtrag von Werkstückmaterial basieren. Sowohl die Höhe als auch die Breite der Kantenformabweichungen nähern sich mit steigender Schneidleistung spannungsabhängigen Grenzwerten, die sich aus einem Gleichgewicht zwischen Schmelzmenge, Schmelztemperatur und den strömungsmechanischen bzw. thermodynamischen Verhältnissen im Strömungsschatten am Werkzeugaustritt ergeben. Wie Abbildung 23 verdeutlicht, handelt es sich um einen bis zu 6 mm breiten und 3 mm hohen, fest anhaftenden Grat, der aus Werkstückmaterial besteht, das in zähflüssigem Zustand aus der Schnittfuge herausgepreßt wurde. Hingegen liegt auf der Werkzeugeintrittsseite unabhängig von den Schneidparametern stets eine scharfkantige, nahezu rechtwinklige Werkstückkontur ohne Grad oder Anschmelzung vor, da von dort das erschmolzene Werkstückmaterial ausschließlich in Werkzeugdrehrichtung und damit in die Schnittfuge hinein entfernt wird. Die abtragswirksamen Kurzlichtbögen sind erst einige Millimeter von der Kante weg im Inneren der Schnittfuge voll ausgebildet und bewegen sich danach von der Eintrittsseite weg.

Während in Abbildung 22 die Rechtwinkligkeitstoleranz  $u$  linear mit zunehmender Schneidleistung ansteigt, bleiben der Glattschnittflächenwinkel  $\alpha$  und der Restflächenwinkel  $\beta$  der Schnittflanken nahezu konstant und von der Arbeitsspannung nur unwesentlich beeinflußt. Grundsätzlich erfüllen alle Schnitte bis zu einer Schneidleistung von 120 cm<sup>2</sup>/min die in der DIN EN ISO 9013 [28] für die Rechtwinkligkeitstoleranz genormten Anforderungen (für 20 mm Schnittdicke:  $u = 0,6$  mm) für einen Schnitt im Bereich 3. Für Arbeitsspannungen größer 45 V verschieben sich diese Werte bei höheren Schneidleistungen bis in den Bereich 5.

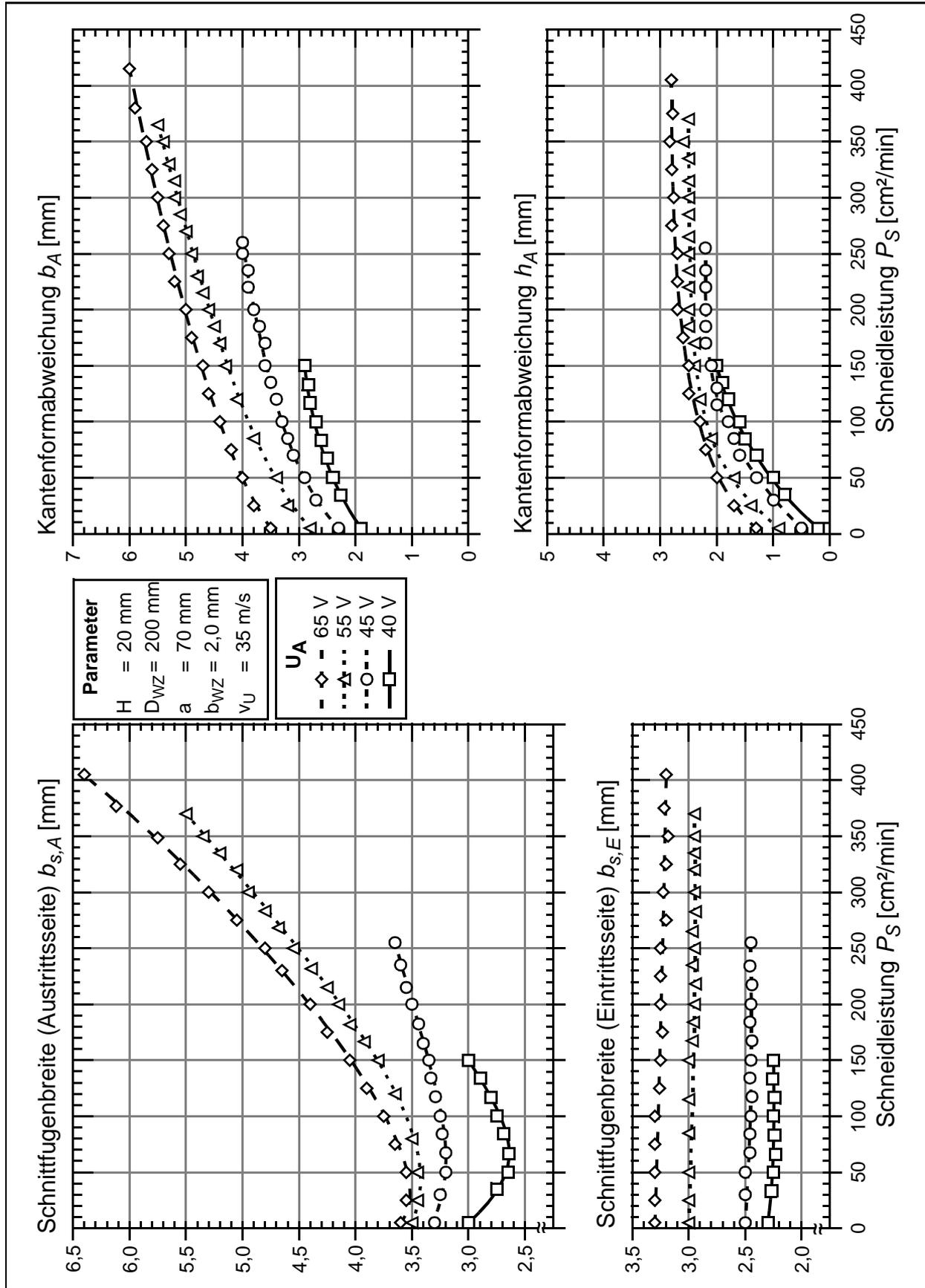


Abbildung 21: Auswirkung der Parameter Arbeitsspannung und Schneidleistung auf die Qualitätsmerkmale Schnittfugenbreite und Kantenformabweichung der Werkzeugaustrittsseite

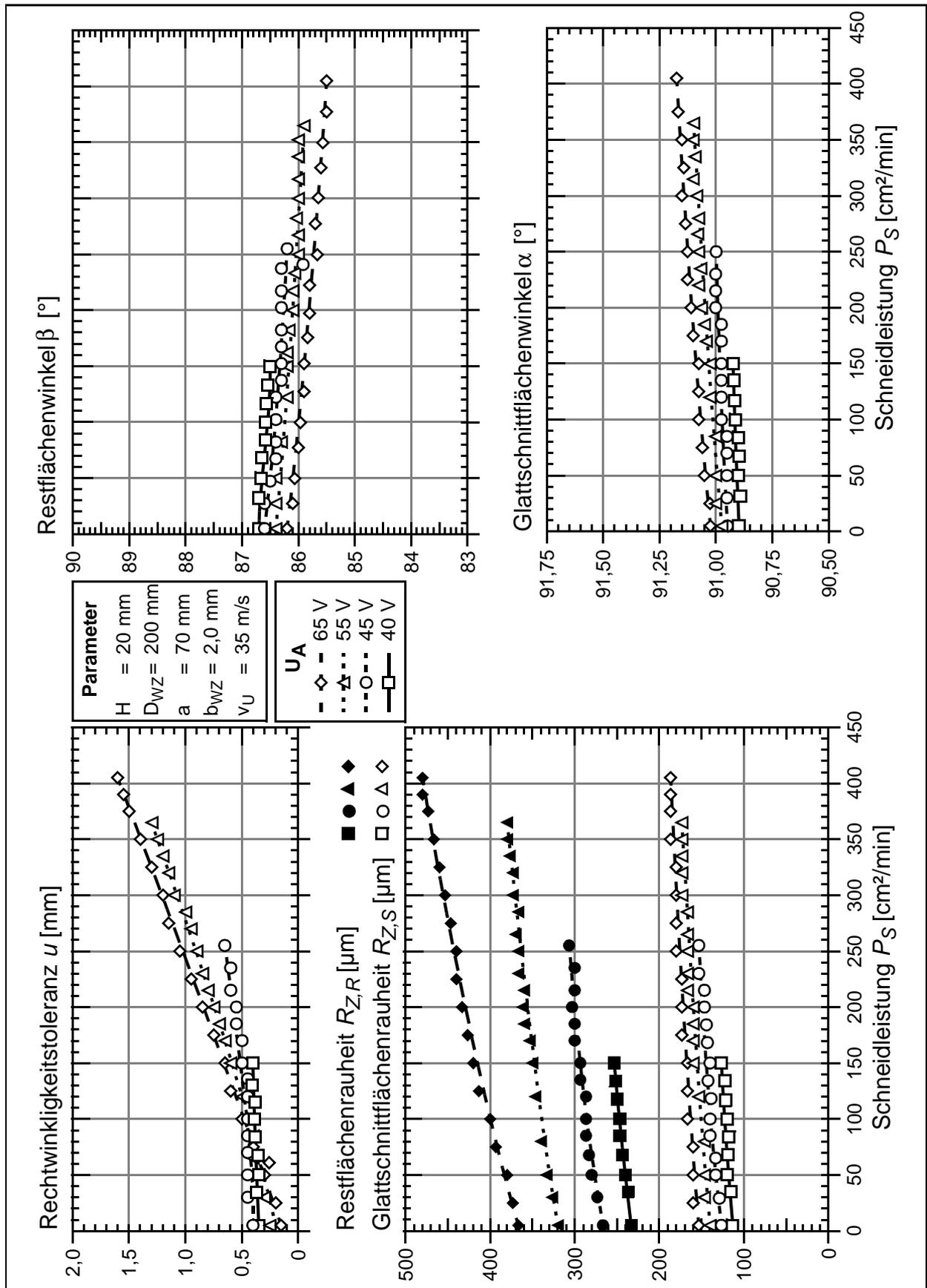


Abbildung 22: Auswirkung der Parameter Arbeitsspannung und Schneidleistung auf die Qualitätsmerkmale Rechtwinkligkeitstoleranz, Glattschnittflächenwinkel, Restflächenwinkel und die gemittelten Rauhtiefen der Glattschnittfläche und der Restfläche

Die Ursache für den Anstieg der Rechtwinkligkeitstoleranz liegt analog zum Verhalten der Schnittspaltbreite in einer Zunahme der Arbeitsstromdichte mit zunehmender Schneidleistung begründet. Die gleichzeitige, annähernde Konstanz der Glattschnitt- und Restflächenwinkel ist ein Beleg für die Zunahme der Restflächenhöhe  $h_R$  bei gleichzeitiger Verringerung der Glattschnittflächenhöhe  $h_S$  (vgl. Abbildung 16). Diese Zunahme der Restflächenhöhe mit steigender Arbeitsspannung wird auch durch die vertikalen Querschliffe der Schnittfugen belegt. Die Fotografien in Abbildung 23 veranschaulichen die in den zuvor aufgeführten Diagrammen erfaßten Ausprägungen der Qualitätsmerkmale. Ausgehend von einer schmalen, unwesentlich aufgeweiteten Schnittfuge bei niedrigen Spannungen wird die Schnittfuge mit zunehmender Arbeitsspannung breiter und weitet sich an der Werkzeugaustrittsseite auf. Ab einer Arbeitsspannung von 55 V ist die klare Trennung zwischen Glattschnitt- und Restfläche nicht mehr gegeben und es bietet sich die ausschließliche Verwendung des Restflächenwinkels  $\beta$  zur Charakterisierung der Schnittflanken an.

Aufgrund der Dominanz der Restfläche für die Ausprägung der Feingestalt der Schnittflächen wird in Abbildung 22 nur die gemittelte Rauhtiefe  $R_{Z,R}$  der Restfläche als Qualitätsmerkmal betrachtet. Die gemittelten Rauhtiefen  $R_{Z,R}$  aller Schnitte liegen oberhalb der in DIN EN ISO 9013 [28] genormten Anforderungen (für 20 mm Schnittdicke:  $R_{Z5} = 146 \mu\text{m}$ ) für einen Schnitt im Bereich 4.

Während die Schneidgeschwindigkeit einen geringen Einfluß auf diesen Kennwert besitzt, vergrößert sich bei zunehmender Arbeitsspannung die gemessene Rauhtiefe stark. Ausgehend von einer Rauhtiefe von 230 bis 260  $\mu\text{m}$  bei 40 V steigt sie bei einer Arbeitsspannung von 65 V auf einen maximalen Wert von 480  $\mu\text{m}$  an. Einzelne, aufgrund der hohen Arbeitsspannung sehr stabile Kurzlichtbögen hinterlassen tiefe Einbrandspuren an der Schnittflanken. Diese tiefen Einbrandspuren können nicht vollständig durch angeschmolzenes Werkstückmaterial wieder aufgefüllt werden bzw. liegen außerhalb des Einflußbereiches der mechanisch glättend wirkenden Elektrodenseitenflächen, wie Abbildung 23 verdeutlicht.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß durch einen Fahrschnitt mit Werkzeuggegenlauf eine gratfreie Schnittfugenunterkante und eine sich nach oben gleichmäßig öffnende Schnittfuge erzeugt werden kann, so daß die entstehenden Schnittflächen ohne Nacharbeit und ohne die Gefahr von Wurzelfehlern infolge von Bartanhaftungen verschweißt werden können.

Zur Qualifizierung der spezifischen Ausprägung der WEZ werden jeweils an Referenzschnittkanten sowohl lichtmikroskopische Gefügeuntersuchungen als auch Kleinlasthärteprüfungen durchgeführt. Die lichtmikroskopischen Gefügeuntersuchungen dienen zur Analyse der bei der Umwandlung entstandenen Gefügestrukturen und zur Ermittlung der Form und Breite der WEZ. Als Proben werden Längs- und Querschliffe unterbrochener Schnitte verwendet. Die Probenoberflächen werden geschliffen, bis auf 1  $\mu\text{m}$  poliert und mit 2%iger Salpetersäure ( $\text{HNO}_3$ ) angeätzt. Danach können mit einen

Auflichtmikroskop Gefügaufnahmen erstellt werden, wobei ein eingeblendeter Maßstab die Vermessung einzelner Gefügebestandteile ermöglicht. Zur gezielten Gefügebeurteilung unmittelbar an der Schnittfläche werden 7°-Schrägschliffe nach Gruchow [35] auf gleiche Art präpariert und untersucht. In Kleinlasthärteprüfungen werden daran Aufhärtungskurven ermittelt, die senkrecht zur Schnittfuge bis in den unbeeinflussten Grundwerkstoff verlaufen.

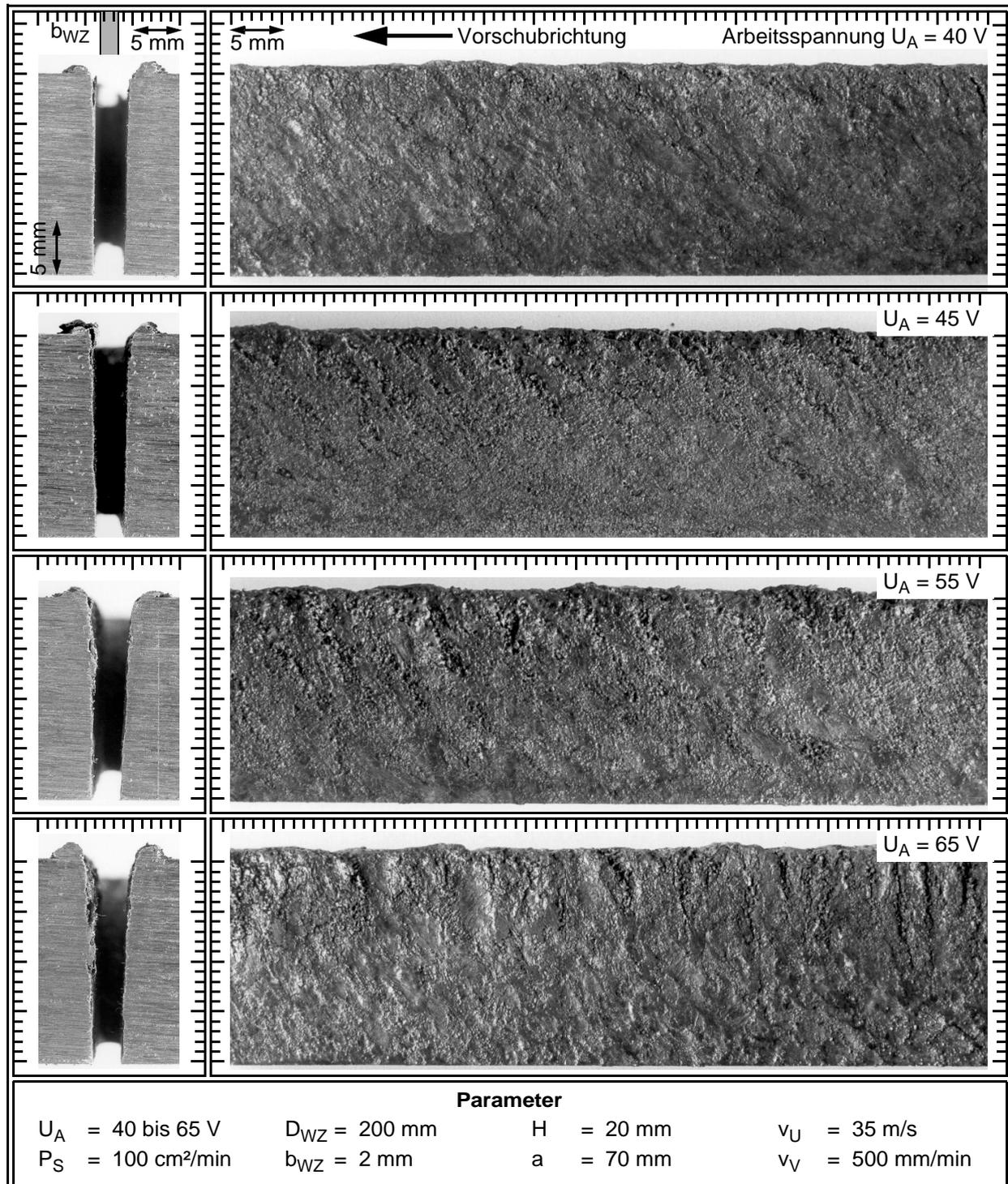


Abbildung 23: Schnitffugen- und Schnittflächenqualität in Abhängigkeit von der Arbeitsspannung

Je Probe werden drei Meßreihen in unterschiedlichen Abständen von der Schnittoberkante aufgenommen, eine in der Schnittfugenmitte und je eine im Abstand von 2 mm zur Schnittoberkante bzw. -unterkante. Die Mikrohärtigkeit wird nach dem Vickersverfahren mit einem Kleinlasthärteprüfgerät gemäß der DIN 50133 [26] bestimmt. Um insbesondere die zeilige Perlitumwandlungszone im Übergang zum ferritisch-perlitischen Grundgefüge zu erfassen wird den Empfehlungen von *Gruchow* [35] und *Verseemann* [111] folgend eine Auflagekraft von 4,905 N (0,5 kp) gewählt. Die erzeugten Eindruckdiagonalen maßen 45 bis 75  $\mu\text{m}$ .

Die Betrachtung vertikaler Schnittfugenquerschliffe bei fünffacher Vergrößerungen zeigt die Entstehung der Schnittfugenkontur (Abbildung 24). Durch das in der Kontaktzone verdampfte Werkstückmaterial und dabei entstehende Gasblasen stabilisieren sich die zum Werkzeugaustritt wandernden Kurzlichtbögen und erzeugen zusammen mit dem kumulierenden Massentransport der Schmelze einen in Werkzeugdrehrichtung trichterförmig breiter werdenden Schneidfrontbereich, wie die Gegenüberstellung zweier horizontalen Querschliffe einer Schneidfront aus unterschiedlichen Werkstückebenen in Abbildung 24 zeigt. Das aufgeschmolzene Werkstückmaterial wird aus dem Werkzeug-eintrittsbereich infolge der Werkzeugbewegung von unten in diesen Trichter hinein befördert und dort teilweise von den Werkzeugseitenflächen auf die bereits erzeugten Schnittflächen gestrichen. Dort erstarrt die Schmelze als Gußgefüge und haftet fest auf dem Grundgefüge bzw. auf bereits erstarrten Schmelzeschichten. Am Austrittsbereich der Werkzelektrode können bis zu 15 einzelne Schmelzeschichten deutlich

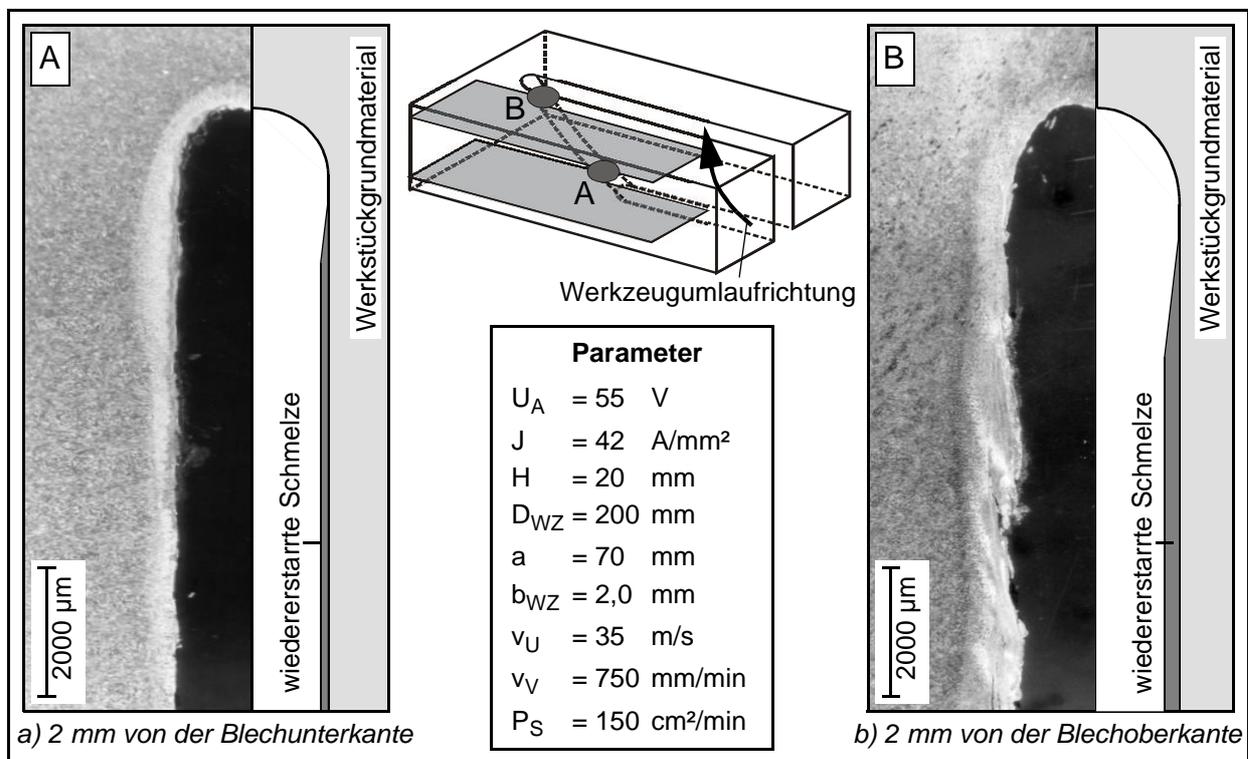


Abbildung 24: Gefügeausbildung an der Schnittoberkante und -unterkante im Bereich der WEZ an der Schneidfront (Querschliff horizontal) 20 mm, S235JRG2, (2% HNO<sub>3</sub>)

voneinander unterschieden werden, die sich auf der Blechoberfläche fächerförmig übereinanderlegen und den Grat bilden (Abbildung 25). Auf diese Weise wird die zunächst erzeugte trichterförmige Kontur teilweise wieder aufgefüllt, so daß sich die Werkzeug- elektrode nahezu rechtwinklig auf den Schnittflächen abbildet. Direkt entlang der Schneidfront sind keine glattgestrichenen Schmelzeschichten zu erkennen, wie der Längsschliff in Abbildung 26 zeigt.

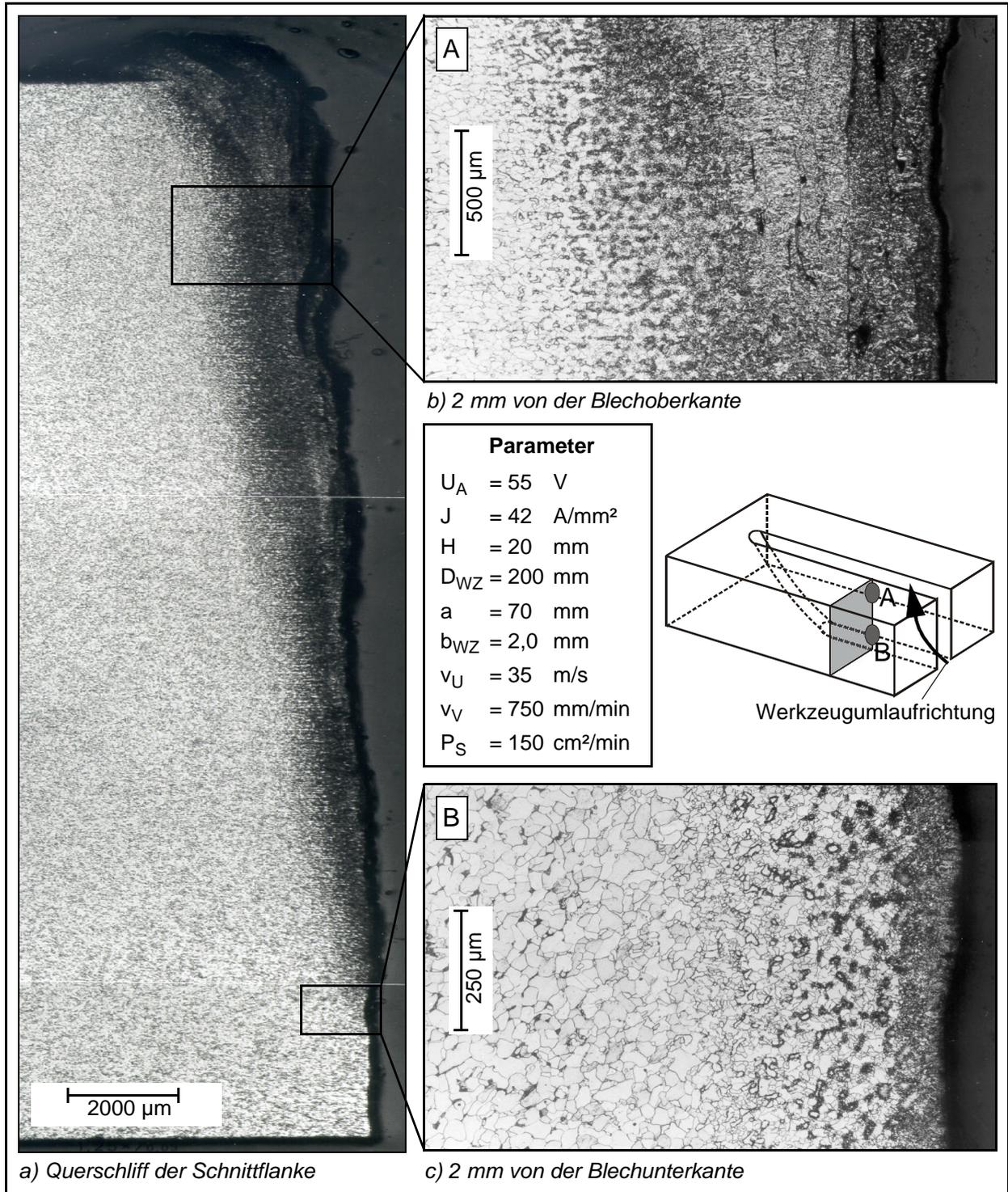
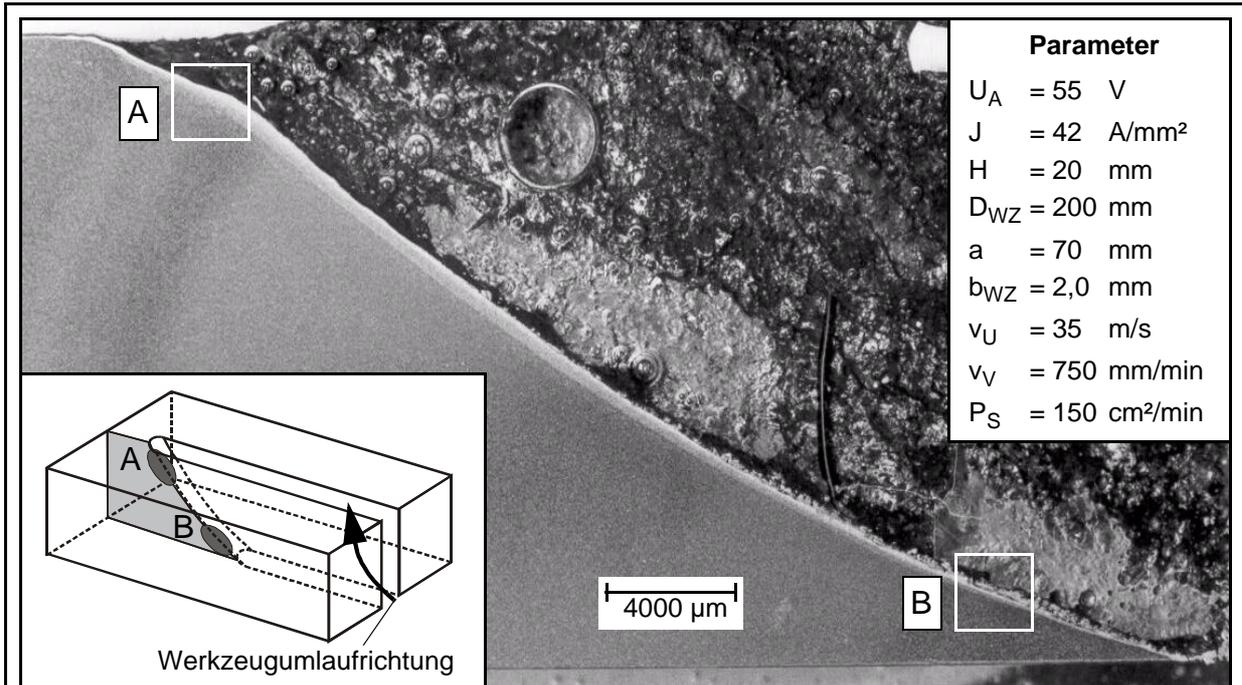
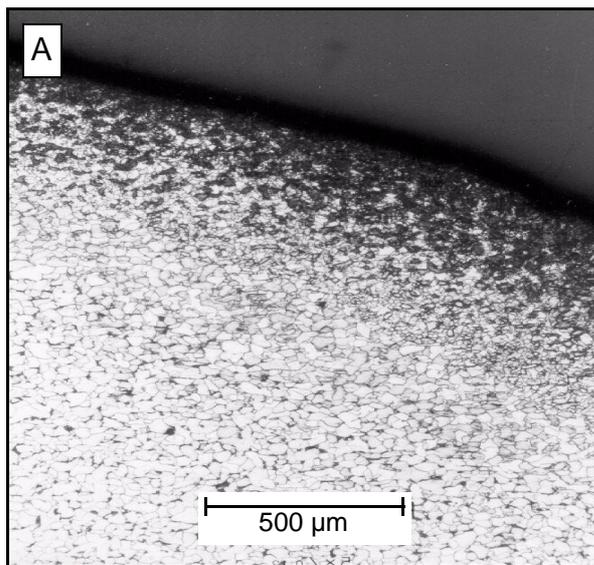


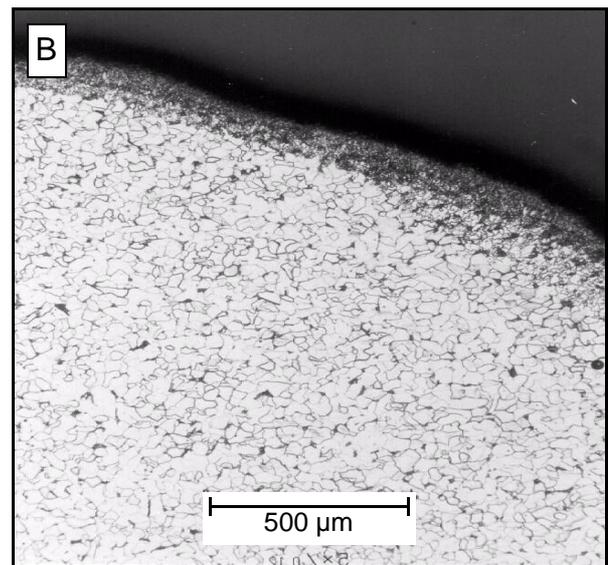
Abbildung 25: Gefügeausbildung an der Schnittober- und -unterkante im Bereich der WEZ an der Schnittflanke (Querschliff vertikal) 20 mm, S235JRG2, (2% HNO<sub>3</sub>)



a) Längsschliff der Schnittflanke



b) 2 mm unterhalb der Blechoberkante



c) 2 mm oberhalb der Blechunterkante

Abbildung 26: Gefügeausbildung an der Schnittober- und -unterkante im Bereich der WEZ an der Schneidfront (Längsschliff) 20 mm, S235JRG2, (2% HNO<sub>3</sub>)

Sowohl die lichtmikroskopischen Untersuchungen als auch die Ergebnisse der Kleinlasthärteprüfungen zeigen an den UW-Elektrokontakttrennschnitten eine von 0,2 mm an der Schnittunterkante über 0,8 mm in der Mitte bis 1,5 mm zur Schnittoberkante kontinuierlich breiter werdende WEZ (Abbildung 25). Ausgehend von einer Grundwerkstoffhärte von etwa 195 HV<sub>0,5</sub> beträgt das mittlere Aufhärtungsniveau 290 bis 330 HV<sub>0,5</sub>. Direkt an den Schnittflächen wurden Härtespitzen bis 480 HV<sub>0,5</sub> gemessen. Rein martensitische Randschichten konnten jedoch auch an den 7°-Schrägschliffen nicht detektiert werden.

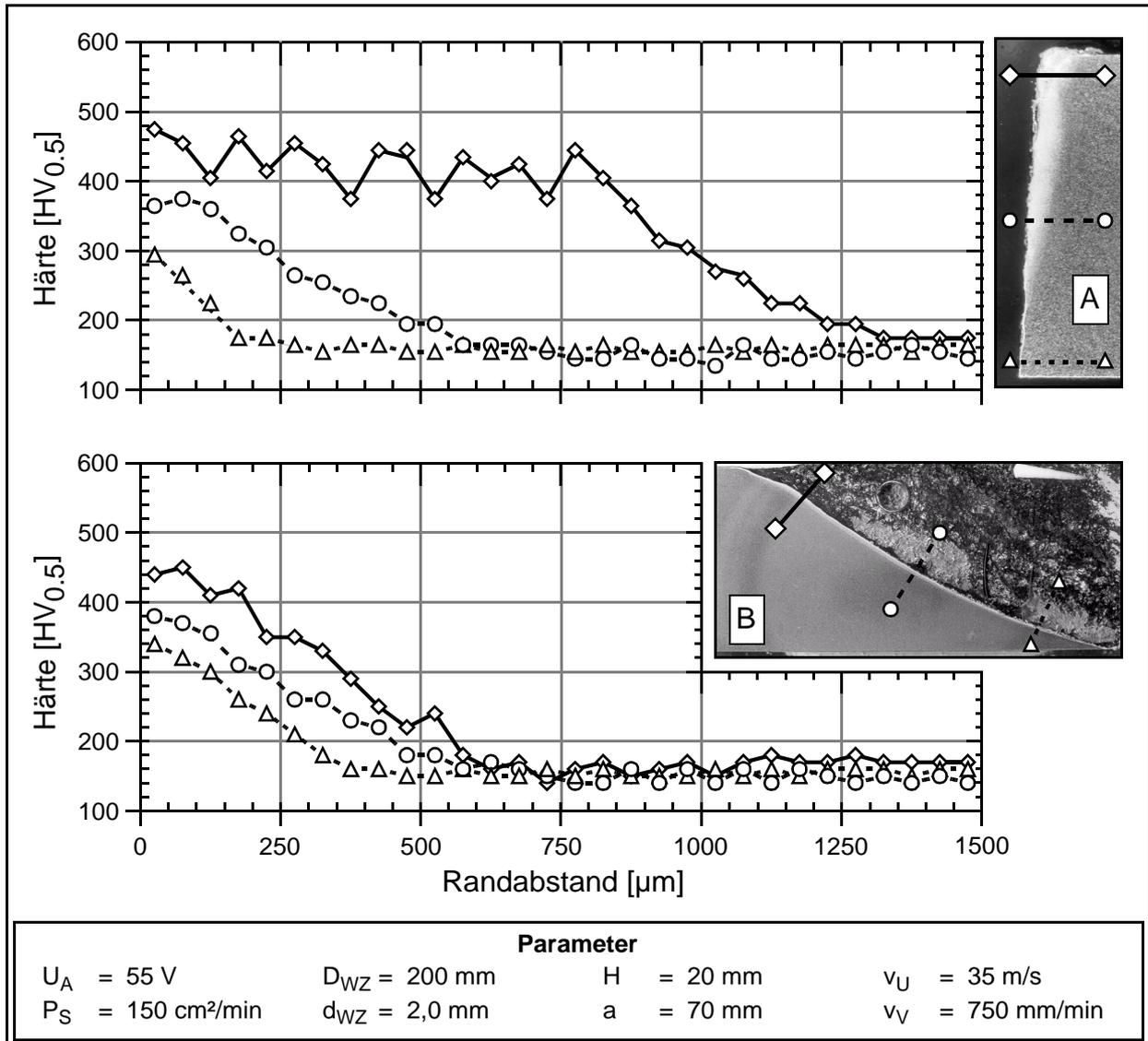


Abbildung 27: Härteverläufe an der Schnittflanke (A) und an der Schneidfront (B)

Unmittelbar an der Schnittflanke wird der Werkstoff bei Maximaltemperaturen oberhalb der Solidus- und Liquiduslinie partiell bzw. vollständig aufgeschmolzen und erstarrt vorwiegend als Gußgefüge. An diese Randschicht, deren geometrische Ausdehnung in Werkzeugdrehrichtung aufgrund der zunehmenden Zahl der zusätzlichen Schmelzschichten zunimmt grenzt der breiteste Bereich der WEZ im Grundwerkstoff, der Maximaltemperaturen über  $A_{r3}$  ausgesetzt ist. In dieser Zone nimmt die Korngröße mit wachsendem Abstand von der Schnittfläche ab. Bezogen auf das Grundgefüge ist das Korn in Schnittkantennähe nach längerer Austenitisierung stark vergrößert und im Übergang von der homogenen in die zeilige Gefügestruktur nach einem Normalisierungsvorgang extrem fein. Es überwiegt nadelig ausgeformtes Zwischenstufengefüge mit vereinzelt Martensitinseln bis in eine Tiefe von  $30 \mu\text{m}$ . Das schnittflächennahe untere Zwischenstufengefüge entsteht nahe der Martensitierungstemperatur durch diffusionsloses Umklappen des Austenits in übersättigte Ferritplatten unter Ausscheidung feiner

Karbide [5]. In dem sich anschließenden oberen Zwischenstufengefüge kann der Kohlenstoff aus dem Inneren der Nadeln an deren Korngrenzen diffundieren. In der angrenzenden Feinkorngrenze überwiegen eher perlitische Gefügestrukturen.

In der Perlitumwandlungszone mit Maximaltemperaturen zwischen  $A_{r3}$  und  $A_{r1}$  geht die homogene WEZ in das zeilige Grundgefüge über, das aus breiten Ferritbändern und schmalere, feinkörnigen Perlitzeilen besteht. Es liegen drei Gefügebestandteile parallel nebeneinander vor. Zwischen unveränderten Ferritkörnern und aufgelockerten Perlitzeilen bildet sich aus Ferrit ein Übergangszustand aus beiden Gefügebestandteilen nach Kohlenstoffanreicherung aus dem Perlit.

Bei der lichtmikroskopischen Auswertung der Gefügeausbildung im Bereich der WEZ zeigt sich, daß sich die Gefügeveränderungen und Gefügebestandteile und die damit einhergehenden Härteniveaus bei den untersuchten Schneidparametern gleichen. Signifikante, parameterspezifische Unterschiede treten nur hinsichtlich der räumlichen Ausdehnung der einzelnen Gefügebestandteile auf (Abbildung 28).

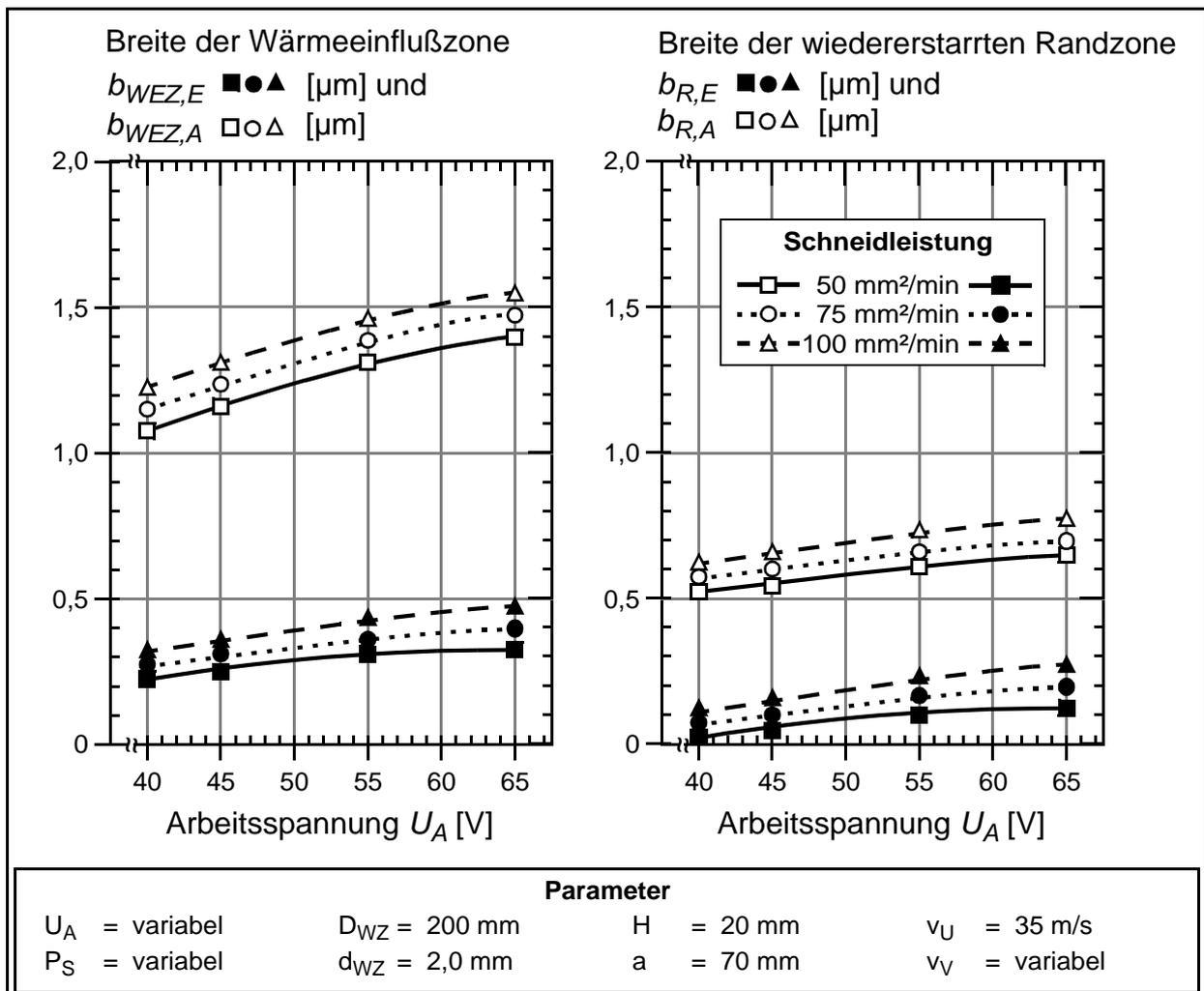


Abbildung 28: Breite der Randzone und der Umwandlungszone in Abhängigkeit der Arbeitsspannung

Bedingt durch das Wiederauffüllen des Schneidfronttrichters mit Schnittfugenmaterial ergibt sich gegenüber dem Werkzeugeintrittsbereich eine dreifach breitere Wärmeeinflußzone, die mit der Arbeitsspannung geringfügig ansteigt. Eine maximale Breite der WEZ von ca. 1,5 mm wird nicht überschritten. Unter Berücksichtigung der Breite der wiedererstarteten Schmelzeschichten in der Randzone kann davon ausgegangen werden, daß die Breite der WEZ im Grundwerkstoff nahezu unabhängig von seiner Lage zwischen 0,2 und 0,4 mm beträgt. Dadurch würde die durch den UW-Elektrokontakt-trennvorgang hervorgerufene schmale WEZ in jedem Fall von dem Schmelzbad eines nachgeschalteten UW-Schweißprozesses erfaßt werden. Ein signifikanter Einfluß der vorliegenden WEZ auf die zu erwartende Nahtqualität kann daher ausgeschlossen werden.

## 6.2 Werkzeugelektrodenverschleiß

Beim Werkzeugelektrodenverschleiß können drei Grundformen und deren Mischformen in Abhängigkeit von den Einstell- und Wirkparametern beobachtet werden:

1. Materialabtrag an den Flanken des Elektrodenumfangsbereiches bei gleichzeitig starkem seitlichen Verschleiß
2. Gleichmäßiger Verschleiß und Abplattung der Elektrodenumfangsbereiche bis hin zur Umbördelung der Umfangsbereiche
3. Aufbau von wiedererstartetem Material an den einlaufenden und ungleichmäßig starker Verschleiß an den nachlaufenden Elektroden Schlitzrändern

Die Schärfung der Elektrodenumfangsbereiche in Verbindung mit einem starken seitlichen Verschleiß ist typisch für die Wahl niedriger Arbeitsspannungen von 25 bis 35 V und ist unabhängig von der Schneidleistung, wie Stichversuche belegen. Infolge der geringen Arbeitsspannung ergibt sich ein enger Seitenspalt von nur 200 bis 300 µm zwischen den Elektroden. Schwingungen und Führungsungenauigkeiten des Trennsystems führen dadurch im Verlauf des Trennprozesses zwangsläufig zur Ausbildung von Nebenlichtbögen, die das Elektrodenmaterial an den Seitenflächen zum Rand hin keilförmig abtragen. In Schneidrichtung wird durch die Keilform die wirksame Kontaktfläche stark vergrößert. Wird z.B. infolge von Führungsungenauigkeiten kurzzeitig die zum Freibrennen erforderliche Mindeststromstärke an den nun in größerer Zahl miteinander in mechanischem Kontakt befindlichen Rauheitsspitzen der Elektrodenpaarung unterschritten, kommt es zu einem längeren Kurzschluß, wodurch der Prozeß instabil bzw. unterbrochen wird. Erst ab einer Grenzarbeitsspannung von mindestens 35 V ergibt sich eine hinreichend breite Schnittfuge, so daß sich der Werkzeugelektrodenverschleiß auf die Elektrodenstirnfläche verlagert.

Diese zweite Grundform des Elektrodenverschleißes wird stärker von der Schneidleistung beeinflusst als der erste Grundtyp. Mit steigender Schneidleistung und dem damit verbunden, steigenden Wärmestrom wird der Umfangsbereich der Elektroden infolge Erwärmung weicher und durch den mechanischen Eingriff gerundet bzw. bis hin

zur lokalen Umbördelung abgeplattet, wie Abbildung 29b zeigt. Erschmolzenes Werkzeug- und Werkstückmaterial erstarrt teilweise in Vertiefungen auf der Werkzeugoberfläche bzw. baut sich auf der zulaufenden Kante der Elektrodenschlitze auf. Diese Verschleißform ist im wesentlichen durch einen gleichmäßigen, radialen Verschleiß gekennzeichnet, wodurch sich eine hohe Werkzeugstandzeit ergibt. Die dritte Verschleißform korrespondiert mit dem durch die Abbildung 18e belegten Phänomen, der aus der Schneidfront herausgezogenen Lichtbögen, die einen Schmelzfrontvorlauf auf der Austrittsseite der Werkzeugelektrode unterstützen. Auf der Werkzeugelektrode laufen die Fußpunkte der Lichtbögen auf dem Rand bis an die Hinterkante des aus der Schnittfuge austretenden Elektrodensegmentes, an der sie bis zum Abriß verharren. Ein Überspringen der Elektrodenschlitze ist den Lichtbögen nicht möglich. Bedingt durch die langen Verweildauern des werkzeugseitigen Lichtbogenfußpunktes in diesem Bereich steigt dort der Wärmeeintrag und in dessen Folge der thermische induzierte Werkzeugverschleiß überproportional stark an. In dem entstehenden Raum erhält das erschmolzene und pastöse Material aus der Schneidfront die Möglichkeit sich auf auflaufenden Elektrodenschlitzrändern abzulagern und zu sägezahnartigen Aufbauschneiden anzuwachsen. Bei hohen Arbeitsspannungen und hohen Schneidleistungen überlagern sich die beiden letztgenannten Verschleißgrundformen, wie Abbildung 29 d) zeigt.

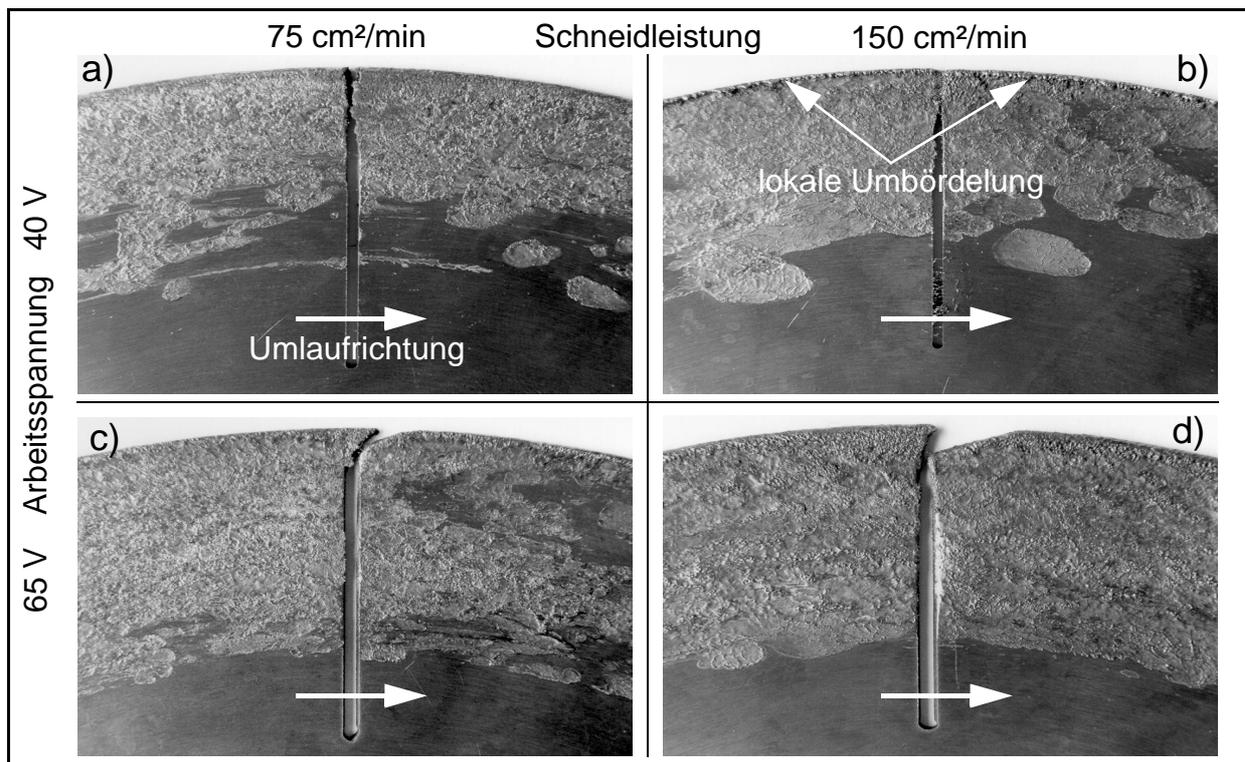


Abbildung 29: Ausprägung des Werkzeugelektrodenverschleißes in Abhängigkeit von der Schneidleistung und der Arbeitsspannung im Bereich der Elektrodenschlitze

Die Ausprägung des Werkzeugelektrodenverschleißes in Abhängigkeit von der Schnittlänge ist in Abbildung 30 anhand einer Bildmontage dokumentiert. Zu erkennen ist eine mit zunehmender Schnittlänge stärker werdende Welligkeit der Elektrodenoberfläche

und ein ungleichmäßiger Verschleiß des Elektrodenrandes. Die dadurch hervorgerufenen, ungleichmäßigen Massenverteilungen über der Fläche der Werkzeugelektrode bewirken eine Zunahme von transversalen Schwingungen der einzelnen Elektrodenflügel, die das Trennwerkzeug mechanisch belasten. Bis zu einem Grenzwert der Verschleißerscheinung kann die Elektrode eingesetzt werden, ohne daß eine Verschlechterung der Schnittqualität eintritt. Durch kontinuierliche Verringerung des Abstandes zwischen Werkzeugachse und Werkstückoberfläche zum Ausgleich der verschleißbedingten Werkzeugdurchmesserabnahme kann für den hier dargestellten Fall eine Schnittlänge von bis zu 5 m erreicht werden.

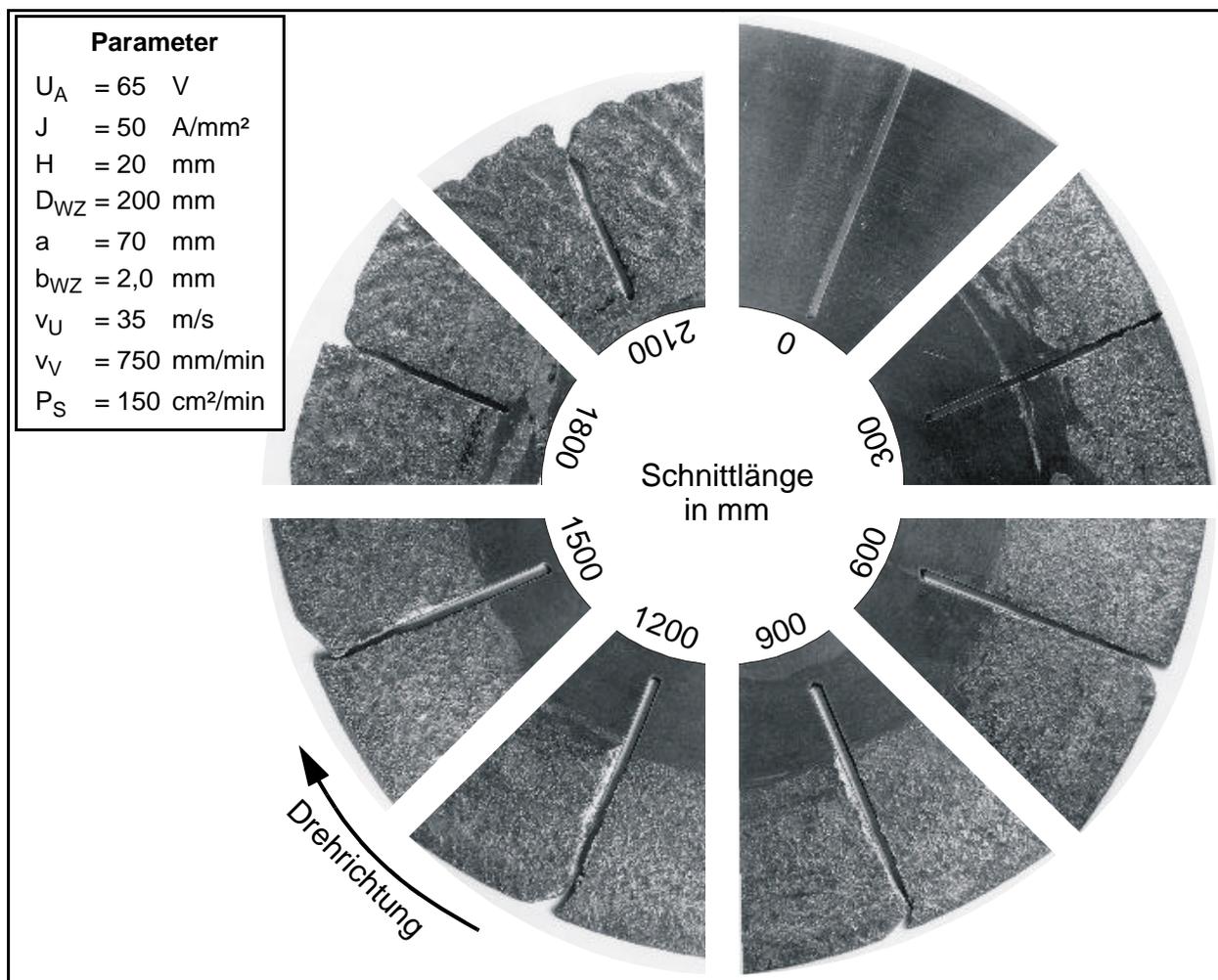


Abbildung 30: Ausprägung des Werkzeugelektrodenverschleißes in Abhängigkeit von der Schnittlänge

Der in den Diagrammen in Abbildung 31 verdeutlichte und nach Gleichung 12 definierte relative Werkzeugelektrodenverschleiß  $\gamma$  korrespondiert hinsichtlich seiner Abhängigkeit von der Arbeitsspannung und der Schneidleistung mit der Entwicklung der Schnittfugenbreite entsprechend Abbildung 21. Auch der Elektrodenverschleiß zeigt in einem Schneidleistungsbereich von ca. 50 bis 100 cm<sup>2</sup>/min ein lokales Minimum.

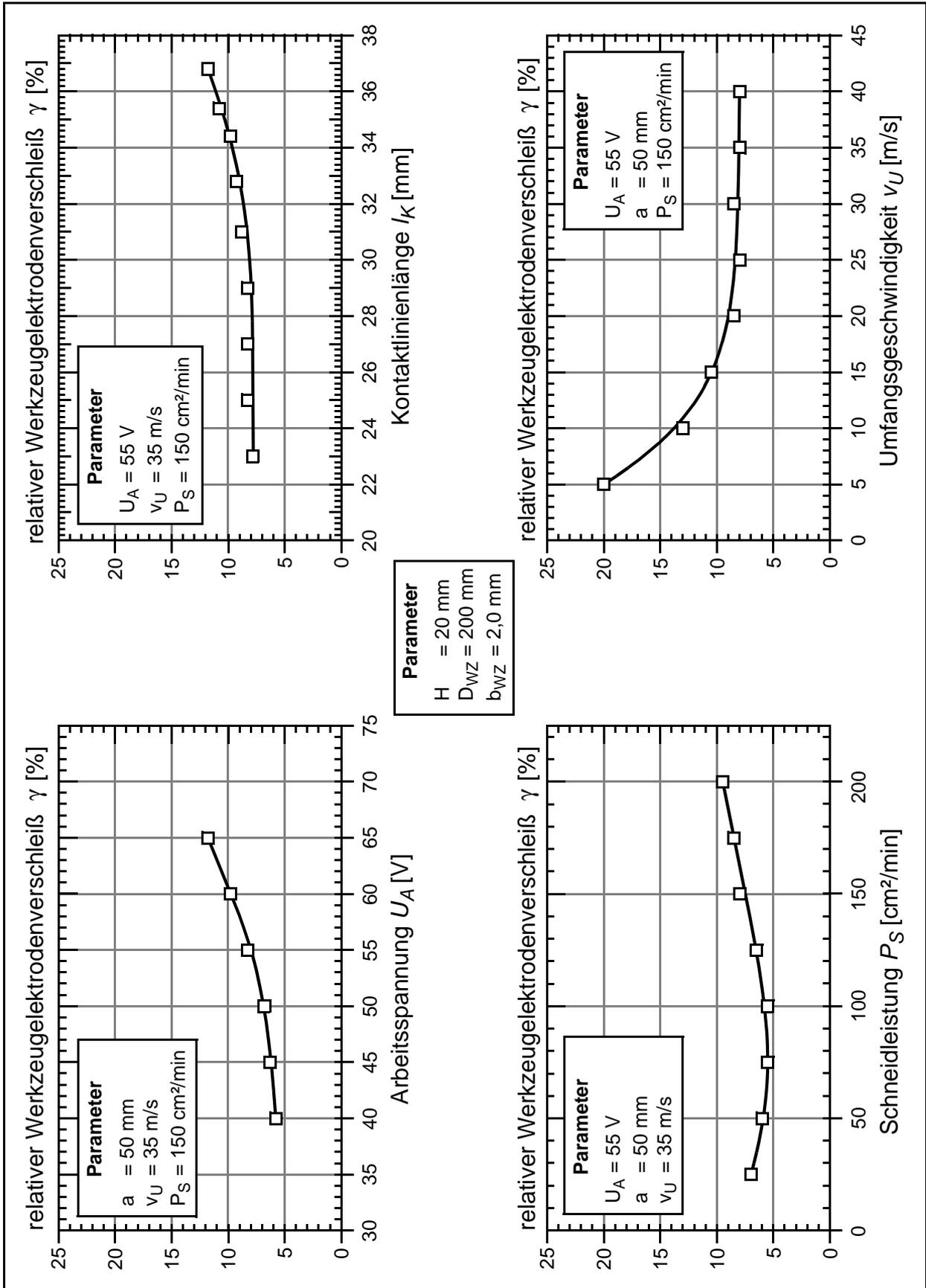


Abbildung 31: Relativer Werkzeugelektrodenverschleiß in Abhängigkeit von der Schneidleistung, Arbeitsspannung, Kontaktlinienlänge und Umfangsgeschwindigkeit

Deutlich zu erkennen ist die Zunahme des relativen Werkzeugelektrodenverschleißes mit der Zunahme der Kontaktlinienlänge und mit der Abnahme der Werkzeugumfangsgeschwindigkeit. Dieses Verhalten bestätigt die getroffene Annahme einer thermodynamischen Grenzkurve, deren Verlauf, hauptsächlich von der Verweildauer der Werkzeugelektrodenabschnitte im direkten Eingriff in der Schneidfront abhängt. Durch Wahl einer möglichst kurzen, das heißt dem Kappschnitt angenäherten Kontaktlinienlänge und einer Umfangsgeschwindigkeit zwischen 20 und 40 m/s, kann ein relativer Werkzeugelektrodenverschleiß kleiner als 9% erreicht werden.

## 7 Prozeßmodellierung

Um die Zusammenhänge zwischen den einzelnen schneidtechnischen Parametern und Randbedingungen beim UW-Elektrokontakttrennen auf der einen und der zu erwartenden Beeinflussung der Schnittflanken auf der anderen Seite grundlegend darstellen zu können, müssen diese Zusammenhänge für beliebige Werkstückgeometrien, Materialzusammensetzungen und Trennpositionen mathematisch formuliert und in einem physikalischen Modell zusammengefaßt werden. Ein wärmephysikalisches Modell und dessen Einsatz bei einer numerischen Simulationsrechnung spiegelt die Zusammenhänge zwischen den elektrischen Prozeßgrößen, den Strömungsverhältnissen und dem Temperaturverhalten im Werkstück wider und dient damit der Leistungsoptimierung oder der Bewertung des Schnittflankengefüges, das wesentlich von dem transienten, dreidimensionalen Werkstücktemperaturfeld entlang der Schnittfuge abhängt [58]. Die mathematische Analyse hat gegenüber den experimentellen Methoden den Vorteil, einzelne Parametereinflüsse gezielt zu variieren, die Reproduzierbarkeit zu gewährleisten sowie schneller und kostengünstiger zu sein.

Um eine Analyse des UW-Elektrokontakttrennvorgangs durchführen zu können, muß der zeitliche Temperaturverlauf im Bereich der Schnittfuge in Abhängigkeit aller ihn beeinflussenden Größen bekannt oder berechenbar sein. Zusätzlich müssen die Zusammenhänge zwischen dem zeitlichen Temperaturverlauf im Schnittfugenbereich und den thermodynamischen Eigenschaften des Gefüges geklärt werden. Ausgangspunkt der Analyse ist somit die Berechnung des instationären, dreidimensionalen Temperaturfeldes im Werkstück für den Trennvorgang.

Das hierfür notwendige und im Rahmen dieser Arbeit entwickelte erste Prozeßmodell enthält drei Bereiche:

- die Entwicklung eines Wärmequellenmodells für das UW-Elektrokontakttrennen,
- die Beschreibung des Wärmeübergangs vom Werkstück zur Umgebung und
- die numerische Simulation des Schneidvorganges mit der Berechnung des transienten, dreidimensionalen Temperaturfeldes im Werkstück.

Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Darstellung des Wärmequellenmodells für die Schneidfront und der Wärmeübergangsmodelle bei freier und erzwungener Konvektion des Umgebungsfluids infolge der Werkzeugelektrodenrotation.

### 7.1 Grundgleichungen der Wärmeübertragung

Bei der Berechnung eines transienten, dreidimensionalen Werkstücktemperaturfeldes wird die Abhängigkeit der örtlichen Temperaturänderung vom Temperaturfeld in seiner Umgebung betrachtet. Das schneidtechnische Problem läßt sich auf ein instationäres Wärmeleitungsproblem zurückführen, das durch die *Fourier'sche* Differentialgleichung der Wärmeleitung beschrieben wird und die sich aus dem ersten Grundgesetz der

Thermodynamik ableitet [76]. Für ein differentielles Volumenelement im karthesischen Koordinatensystem lautet diese Diffusionsgleichung

$$\rho \cdot c \cdot \dot{\vartheta} = \lambda \cdot \nabla^2 \vartheta + \dot{q}_v \quad (\text{Gl. 17})$$

mit der Temperatur  $\vartheta$ , der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und der volumenspezifischen Wärmequellendichte  $\dot{q}_v$ . Sie besagt, daß für ein Volumenelement die Zunahme der inneren Energie  $\rho \cdot c \cdot \dot{\vartheta}$  gleich der Energiezufuhr durch innere Wärmequellen  $\dot{q}_v$  zuzüglich der Wärmeströme  $\lambda \cdot \nabla^2 \vartheta$  ist, die über die Oberflächen zu- bzw. abgeführt werden [58]. Hierbei wird ein homogenes und isotropes Kontinuum mit temperaturunabhängigen Werkstoffkennwerten angenommen. Eine eindeutige Lösung ergibt sich nur dann, wenn an den Grenzen des vierdimensionalen Raum- und Zeitkontinuums Anfangs- und Randbedingungen, sowie die räumliche und zeitliche Verteilung der Leistungsdichte der Wärmequelle vorgegeben sind. Für die Anfangsbedingung des instationären Problems wird die Anfangstemperatur  $\vartheta_0$  gleich der Umgebungstemperatur  $\vartheta_U = \vartheta_F$  gewählt [58].

Es lassen sich grundsätzlich drei Arten von Randbedingungen definieren. Die wesentliche Randbedingung *erster Art* (*Dirichlet-Randbedingung*) ist die Vorgabe der Temperatur oder des Temperaturverlaufes  $\vartheta_{(x,y,z,t)}$  an der Oberfläche des Werkstücks [58].

Die Randbedingung *zweiter Art* (*Neumann-Randbedingung*) berücksichtigt einen Wärmestrom durch die Oberfläche [58]. Das hierfür verwendete *Fouriersche* Wärmeleitungsgesetz besagt, daß die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  in der isothermischen Fläche über die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  dem negativen Temperaturgradienten  $\partial\vartheta/\partial n$  senkrecht zu dieser Fläche proportional ist.

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \frac{\partial\vartheta}{\partial n} \quad (\text{Gl. 18})$$

Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  hängt neben der chemischen Zusammensetzung des Materials und dem Gefügezustand wesentlich von der Temperatur ab.

Steht der betrachtete Körper mit einem ihn umgebenden Medium im Wärmeaustausch mittels Strahlung und Konvektion, so liegt eine Randbedingung *dritter Art* (*Robin-Randbedingung*) vor. Für ein von Gas oder Flüssigkeit umströmtes Flächenelement eines festen Körpers ist nach dem *Newton'schen* Gesetz die Wärmestromdichte  $\dot{q}_K$  über den Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_K$  der Differenz zwischen Oberflächentemperatur  $\vartheta_W$  und der Gas- bzw. Flüssigkeitstemperatur  $\vartheta_F$  proportional:

$$\dot{q}_K = \alpha_K \cdot (\vartheta_W - \vartheta_F) \quad (\text{Gl. 19})$$

Die Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_K$  hängt von den Strömungsverhältnissen an der Oberfläche, speziell der Grenzschichtausbildung, von den Oberflächeneigenschaften und von den Eigenschaften des strömenden Mediums ab.

Neben dem Energietransport durch Wärmeleitung und Konvektion kann ein Energietransport durch elektromagnetische Strahlung erfolgen, die lichtdurchlässige Körper durchdringt, von lichtundurchlässigen Körpern jedoch adsorbiert und in Wärme zurückgewandelt wird. Die je Flächen- und Zeiteinheit von einem erwärmten Körper abgestrahlte Wärme, die Wärmestromdichte  $\dot{q}_{Str}$  ist nach dem *Stefan-Boltzmann'schen* Gesetz über die Strahlungszahl  $\varepsilon \cdot \sigma_S$  der vierten Potenz der Oberflächentemperatur  $\vartheta_W$  proportional [3]. Für den schneidtechnisch wichtigen Fall des Abkühlens eines relativ kleinen Körpers (Schnittflanke mit Oberflächentemperatur  $\vartheta_W$ ) in relativ weiträumiger Umgebung (halbbunendlicher Raum mit Fluidtemperatur  $\vartheta_F$ ) erfolgt der Wärmeabfluß durch Strahlung gemäß:

$$\dot{q}_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma_S \cdot (\vartheta_W^4 - \vartheta_F^4) \quad (Gl. 20)$$

Zur Linearisierung des entsprechenden Randwertproblems der Wärmeleitung wird auch die scheinbar linearisierte Form von Gleichung 20 verwendet, in der der Wärmestrahlungskoeffizient  $\alpha_{Str}$  stark von  $\vartheta_W$  und  $\vartheta_F$  abhängt:

$$\dot{q}_{Str} = \alpha_{Str} \cdot (\vartheta_W - \vartheta_F) \quad (Gl. 21)$$

Die Blechoberfläche kann nun in verschiedene Teilrandgebiete unterteilt werden, für die eine der drei Arten der Randbedingungen festgelegt werden müssen. Berücksichtigt man die Temperaturabhängigkeit der physikalischen Werkstoffeigenschaften und des Wärmeüberganges bei der Aufstellung der *Fourier'schen* Differentialgleichung der Wärmeleitung (Gl. 17) dieses instationären Temperaturfeldproblems mit den entsprechenden Anfangs- und Randbedingungen, so kommt man zu nichtlinearen Differentialgleichungen und nichtlinearen Grenzbedingungen. Die dadurch entstehenden Berechnungsformeln sind auf analytischem Wege nicht zu lösen und verlangen nach dem Einsatz von numerischen Methoden [vgl. 38, 49, 58, 83]. Für die im folgenden durchgeführte Temperaturfeldsimulation wird das kommerzielle Finite-Elemente-Programm ANSYS™ 5.5.3, der SAS IP, Inc. eingesetzt [vgl. 42, 61, 76, 83, 84].

## 7.2 Wärmequellenmodell

Bei der Entwicklung eines Wärmequellenmodells zur Beschreibung der Auswirkung der über der Schneidfront stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbögen auf das Werkstück wird auf den in der einschlägigen Literatur erläuterten Ansätzen für tiefe, linienförmige Wärmequellen aufgebaut, die für die mathematische Beschreibung des Einzellichtbogens beim Schweißen entwickelt wurden [vgl. 76, 83, 84]. Die Bestimmung der Wärmestromverteilung des Gesamtprozesses bildet dabei die Grundlage auf der die Betrachtung der für die Simulationsrechnung wichtigen Wärmestromdichteverteilung über der Schneidfront aufbaut.

### 7.2.1 Wärmebilanz

In allgemeiner Form ergibt sich der Gesamtwärmestrom  $\dot{Q}_W$ , der beim Elektrokontakttrennen in die Schneidfront eingebracht wird zu

$$\dot{Q}_W = \eta_E \cdot P_Q = \eta_E \cdot U_A \cdot I_A \quad (Gl. 22)$$

wobei  $\eta_E$  den elektrischen Wirkungsgrad der eingesetzten Stromquelle sowie des elektrischen Stromkreises der Trennanlage,  $P_Q$  die Leistung der eingesetzten Stromquelle und das Produkt aus der direkt an der Stromquelle gemessenen Arbeitsspannung  $U_A$  und dem Arbeitsstrom  $I_A$  beschreibt. Der elektrische Wirkungsgrad berücksichtigt zudem Leistungsverluste aufgrund von Elektrolyseerscheinungen und für den Schneidprozeß ungenutzter *Joule'scher* Erwärmung des Werkstücks und des Werkzeugs. Der Gesamtwärmestrom wiederum teilt sich auf in die Wärmeströme  $\dot{Q}_{WS}$  für die Erwärmung des Werkstücks,  $\dot{Q}_{WZ}$  für die Erwärmung des Werkzeugs und  $\dot{Q}_V$  für verschiedene Verluste, woraus unter Verwendung des Wärmewirkungsgrades  $\eta_W$  folgt

$$\dot{Q}_{WS} + \dot{Q}_{WZ} = \eta_W \cdot \dot{Q}_W \quad (Gl. 23)$$

In den Wärmeströmen  $\dot{Q}_{WS}$  und  $\dot{Q}_{WZ}$  sind die Wärmeströme  $\dot{Q}_{WS,s}$  bzw.  $\dot{Q}_{WZ,s}$  enthalten, die beim Trennen zum Schmelzen der Elektrodenoberflächen aufzuwenden sind. Die übrigen Wärmeanteile der auf die jeweiligen Körper übergehenden Wärmeströme werden zum Überhitzen des jeweiligen Werkstoffs in der Schmelzzone ( $\dot{Q}_{WS,\ddot{U}}$  bzw.  $\dot{Q}_{WZ,\ddot{U}}$ ) und zum Anwärmen außerhalb diese Zone infolge Wärmeleitung ( $\dot{Q}_{WS,L}$  bzw.  $\dot{Q}_{WZ,L}$ ) verbraucht. Während an der Werkzeugelektrode eine Unterdrückung der Wärmeanteile  $\dot{Q}_{WZ,s}$  und  $\dot{Q}_{WZ,\ddot{U}}$  angestrebt wird, ist für die Werkstückelektrode eine Maximierung des Wärmestromes  $\dot{Q}_{WS,s}$  durch die Wahl der Bearbeitungsparameter das Ziel. Der mit  $\dot{Q}_V$  bezeichnete Verlustwärmestrom berücksichtigt u. a. direkte Strahlungsverluste aus dem ionisierten Gasbereich der Schneidfront und des Zwischenelektrodenraumes, die zu wesentlichen Teilen in die Verdampfung, Dissoziation und Ionisation des umgebenden Wassers eingehen, und damit nicht den eigentlichen Trennprozeß unterstützen.

Während des Trennprozesses befindet sich sowohl die Werkzeugelektrode als auch das geschmolzene Metall, das aus der Schneidfront entfernt wird, unter dem Einfluß der stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbogenentladungen, so daß die Wärmemenge  $\dot{Q}_{WS}$  proportional zu  $\dot{Q}_{WZ}$  ist, entsprechend der von *Semenov* und *Fotejev* [95] aufgestellten Beziehung

$$\dot{Q}_{WZ} = k_W \cdot \dot{Q}_{WS} = \sqrt{\frac{\lambda_{WS} \cdot c_{WS} \cdot \rho_{WS}}{\lambda_{WZ} \cdot c_{WZ} \cdot \rho_{WZ}}} \cdot \dot{Q}_{WS} \quad (Gl. 24)$$

Aufgrund der von *Semenov* und *Fotejev* [95] durchgeführten Untersuchungen kann beim Trennen von niedriggekohten Stählen mit Werkzeugelektroden aus Stahl der Proportionalitätsfaktor der Wärmestromverteilung  $k_W = 1$  gesetzt werden.

Damit ergibt sich der vom Werkstück aufgenommene Wärmestrom zu

$$\dot{Q}_{WS} = \eta_E \cdot \eta_W \cdot \frac{1}{1 + k_W} \cdot U_A \cdot I_A \quad (Gl. 25)$$

in Anlehnung an *Radaj* [76] errechnet sich der thermische Wirkungsgrad des Grundwerkstoffschmelzens  $\eta_{th}$  für das Trennen von Blechen mit einer schnell wandernden Hochleistungsquelle zu

$$\eta_{th} = \frac{\dot{Q}_{WS,S}}{\dot{Q}_{WS}} = \frac{v_V \cdot H \cdot \left( \frac{b_{s,E} + b_{s,A}}{2} \right) \cdot c_{WS} \cdot \rho_{WS} \cdot \vartheta_{Sch}}{\dot{Q}_{WS}} \quad (Gl. 26)$$

$$= \frac{v_V \cdot H \cdot \left( \frac{b_{s,E} + b_{s,A}}{2} \right) \cdot S'_{Stahl}}{\dot{Q}_{WS}}$$

Dabei ist  $S'_{Stahl} = \rho_{WS} \cdot S_{Stahl} = c_{WS} \cdot \rho_{WS} \cdot \vartheta_{Sch}$  der Wärmehalt, der über die Schmelztemperatur  $\vartheta_{Sch}$  erwärmten Volumeneinheit einschließlich der latenten Schmelzwärme. Für niedriggekohten Stahl ist  $S'_{Stahl} = 10400 \text{ J/cm}^3$ . Durch Einsetzen der Gleichung 26 in Gleichung 25 erhält man den Zusammenhang

$$v_V \cdot H \cdot \frac{b_{s,E} \cdot b_{s,A}}{2} \cdot S'_{Stahl} = \eta_E \cdot \eta_W \cdot \frac{1}{1 + k_W} \cdot \eta_{th} \cdot U_A \cdot I_A \quad (Gl. 27)$$

wobei der Wärmewirkungsgrad  $\eta_W$  und der thermische Wirkungsgrad  $\eta_{th}$  zum Schneidwirkungsgrad  $\eta_S$  entsprechend der Gleichung

$$\eta_S = \eta_W \cdot \eta_{th} \quad (Gl. 28)$$

zusammengefaßt werden können. Wandert die Quelle schnell durch das Werkstück, so breitet sich die Wärme nahe der Durchgangsebene ausschließlich in senkrecht zur Durchlaufrichtung liegenden Ebenen aus. Ist die Geschwindigkeit aber sehr gering, so kann sich ein Teil der Wärme auch in Bewegungsrichtung ausbreiten, so daß Verluste größer werden und folglich der thermische Wirkungsgrad sinkt. Von *Radaj* [76] wurden für den vergleichbaren Vorgang des Stumpfschweißens dünner Bleche der maximale thermische Wirkungsgrad zu  $\eta_{th} = 0,484$  angegeben.

Wird für eine gegebene Schneidleistung weiterhin eine weitgehend konstante Arbeitsspannung  $U_A$  angenommen, wie es für die hier zugrundegelegte Konstantspannungscharakteristik der Schneidstromquellen zulässig ist, so hängt der thermische Wirkungsgrad  $\eta_{th}$  direkt von dem reziproken Wert des Arbeitsstromes  $I_A$  ab, da die linke Seite der Gleichung 27 unabhängig von der Kontaktlinienlänge, also von den geometrischen Eingriffsverhältnissen ist. Der Arbeitsstrom  $I_A$  wiederum ist direkt abhängig von der Kontaktlinienlänge  $L_K$ , wie die Ergebnisse aus Kapitel 6 belegen.

$$\eta_{th} \sim \frac{1}{I_A} \sim \frac{1}{L_K} \quad (Gl. 29)$$

Die einfache Angabe eines thermischen Wirkungsgrades  $\eta_{th}$  oder des Schneidwirkungsgrades  $\eta_S$  ohne die exakte Angabe der geometrischen Eingriffsverhältnisse führen daher zu nicht nachvollziehbaren Aussagen. Bislang existieren keine Betrachtungen, die diesen Zusammenhang eindeutig berücksichtigen.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Elektrodeneingriffsverhältnisse liegt der Schneidwirkungsgrad zwischen 3 und 15%. Die restliche Wärme (85 bis 97%) wird in dem Raum zwischen den Elektroden über der Schneidfront und der Werkzeugelektrode dissipiert und wird bei der Überhitzung des Werkstoffs in der Schmelzzone sowie zum Anwärmen des Werkstücks außerhalb dieser Zone verbraucht.

### 7.2.2 Wärmestromdichteverteilung über der Schneidfront

Der Ansatz zur hinreichend genauen Beschreibung der elektrokontaktrenspezifischen Wärmeeinwirkung basiert hinsichtlich der charakteristischen Wärmestromdichteverteilung über der Schneidfront auf der durch die Literatur [vgl. 92] gestützten Annahme, daß es sich bei den Lichtbogenentladungen über der Schneidfront sowohl um zeitlich als auch um räumlich stochastisch verteilte Hochstromkurzlichtbögen handelt, die den Werkstoff auf Temperaturen oberhalb des Schmelzpunktes erwärmen. Weiterhin wird angenommen, daß die Wahrscheinlichkeit einer Lichtbogenentladung genau in Schneidrichtung aufgrund des minimalen Abstandes zwischen beiden Elektroden maximal ist und zu den Rändern der Schneidfront hin dem Wert Null zustrebt.

Die rotierende Werkzeugelektrode wird durch den Schneidprozeß abgerundet und bildet sich in der Schneidfront im Werkstück ab. Die Mehrzahl der Entladungen findet im Bereich dieser Abrundung entlang der gesamten Schneidfront statt, die entsprechend Abbildung 32 durch den Vektor  $\vec{x}$  beschrieben werden kann.

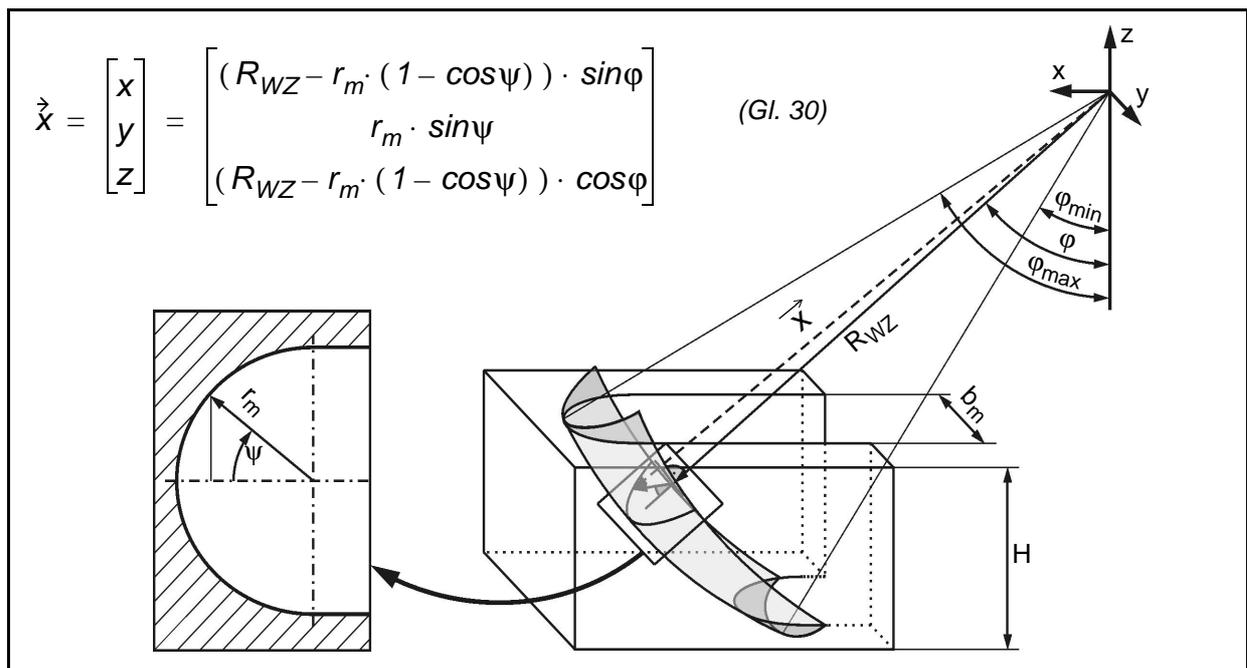


Abbildung 32: Schematische Darstellung der Schneidfrontgeometrie

Der Radius  $r_m = b_m/2 = (b_{s,E} + b_{s,A})/4$  beschreibt dabei für den Wertebereich  $-\pi/2 \leq \psi \leq \pi/2$  die halbkreisförmige Rundung der Schneidfrontkontur in axialer Richtung. Dieser Ansatz weicht damit von den Ansätzen von *Cecurin et al.* [13], *Kazmina et al.* [46], *Peitzsch* [71], *Semenov* und *Forteev* [95] sowie *Wicht* [117] ab, die eine flächenförmige Stirnwärmequelle und Wirkanteile der Seitenflächen zugrunde legen. Im Schrifttum existiert derzeit kein Modell für die numerische Approximation des Wärmeeintrags über einer sattelförmigen Schneidfront, wie sie Gleichung 30 geometrisch beschreibt.

Das im Rahmen dieser Arbeit zur Simulation des Werkstücktemperaturfeldes entwickelte Wärmequellenmodell berücksichtigt die Entladungshäufigkeit der Hochstromlichtbögen über der Schneidfront durch eine azimutale Verteilung der Wärmestromdichte quer zur Schneidrichtung in Form einer *Gaußschen* Glockenkurve (Abbildung 33). Ihr Maximum liegt in der Symmetrieebene des Schnittes. Sie wird in den beiden äußeren Punkten der halbkreisförmigen Schneidfront abgeschnitten. Die Glockenkurve wird durch die Exponentialfunktion

$$\dot{q}_{(\varphi,\psi)} = \dot{q}_0 \cdot f(\varphi) \cdot f(\psi) = \dot{q}_0 \cdot f(\varphi) \cdot \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \cdot \psi^2} \quad (Gl. 31)$$

mit  $\psi = \frac{s}{r_m} = \frac{2 \cdot s}{b_m}$  und  $-\frac{\pi}{2} \leq \psi \leq \frac{\pi}{2}$  und  $\dot{q}_0 = \frac{\dot{Q}_{WS}}{L_K \cdot r_m}$

beschrieben. Dabei ist  $\dot{q}_0$  die maximale Wärmestromdichte,  $r_m$  der mit der halben mittleren Schnittfugenbreite  $b_m$  identische Krümmungsradius der Schneidfront,  $s$  die Bogenlänge und  $\psi$  der in Bogenmaß angegebene Winkel der Krümmung. Der Wendepunkt der Gaußverteilung liegt bei  $\psi = 1$ . Die Funktion  $f(\varphi)$  berücksichtigt Phänomene, die den Wärmeeintrag in Werkzeugumlaufrichtung verstärken oder abschwächen könnten.

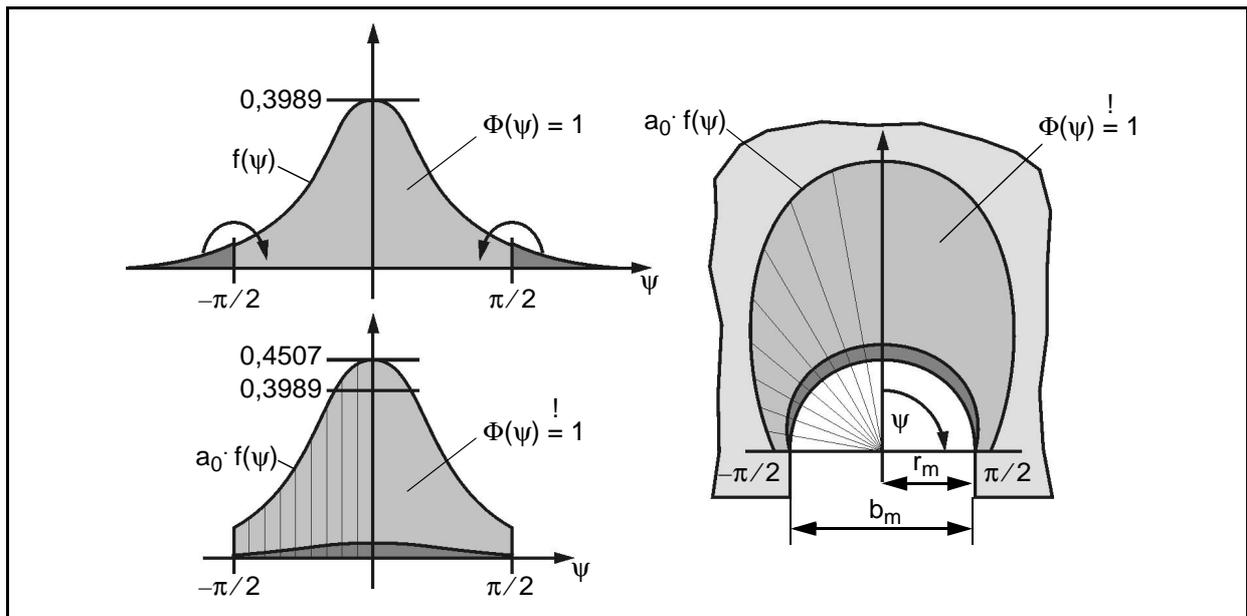


Abbildung 33: Schematische Darstellung der azimutalen Verteilung der Wärmestromdichte über der Schneidfront

Hierzu kann eine erhöhte Zündwahrscheinlichkeit infolge bereits abgetragenen Materials zählen, das in Werkzeugdrehrichtung weiter transportiert wird und in anderen Bereichen der Schneidfront zu verstärkten Kontakten führen könnte. Die Wirkung derartiger Phänomene konnte jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht quantifiziert werden. Daher werden für die folgenden Berechnungen in vertikaler Richtung konstante Werte der Wärmestromdichte angenommen und somit die Funktion  $f(\varphi) = 1$  gesetzt.

Die Abweichung von der Flächennormierung der nicht beschnittenen Gaußschen Glockenkurve erhält man als Korrekturfaktor  $a_0$  über das tabellierte Integral

$$\int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \cdot \psi^2} \cdot d\psi = 1 \stackrel{!}{=} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} a_0 \cdot \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \cdot \psi^2} \cdot d\psi \quad (\text{Gl. 32})$$

zu  $a_0 \approx 1,13$ . Wird die Verteilungsfunktion, die entlang des halbkreisförmigen Schneidfrontverlaufes angesetzt wird, auf die x-Koordinate projiziert, ist der Winkel  $\psi$  durch den Term

$$\psi = \arcsin\left(\frac{x}{r_m}\right) = \arcsin\left(\frac{2 \cdot x}{b_m}\right) \quad (\text{Gl. 33})$$

mit

$$-r_m \leq x \leq r_m \quad \text{bzw.} \quad -\frac{b_m}{2} \leq x \leq \frac{b_m}{2}$$

zu ersetzen. Damit werden die Wärmestromanteile der einzelnen kurzzeitigen Hochstromkurzlichtbögen zu einer zeitlich gemittelten Wärmestromdichteverteilung zusammengefaßt. Mit Hilfe dieser Wärmestromdichteverteilung wird der Wärmeeintrag des Trennvorgangs in die Schneidfront numerisch simuliert, um die Knotenwärmeströme für die FE-Temperaturfeldberechnung zu bestimmen. Dabei werden einzelne Entladungen zwischen den Seitenflächen der Werkzeugelektrode und dem Werkstück ebenso wie einzelne, auf der Werkstückoberfläche vorlaufende Lichtbögen nicht berücksichtigt.

### 7.3 Wärmeübergangsmodell

Für die Simulation des Werkstücktemperaturfeldes mit der FE-Methode ist die Beschreibung des Wärmeübergangs zum Wasser, d. h. der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_K$  und der Wärmestrahlungskoeffizient  $\alpha_{Str}$  in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur des Werkstücks von entscheidender Bedeutung. Entsprechend Abbildung 34 ist dabei grundsätzlich zwischen Werkstückoberflächen zu unterscheiden, die infolge der Rotation der Werkzeugelektrode erzwungener Konvektion ausgesetzt sind und solchen, deren Wärmeübergang zum Wasser durch freie Konvektion und Siedevorgänge bestimmt werden. Tsai & Masubuchi [106], Noack [65], Hamann & Mahrenholtz [39, 40], Hamann [38] und Lindhorst [49] beschreiben Strömungszustände, die im wesentlichen durch freie Konvektion und Siedevorgänge gekennzeichnet sind, und die sich beim UW-Elektrokontaktrennen im Fahrschnitt in Schnittfugennähe auf der der Werkzeugachse abgewandten Werkstückseite einstellen.

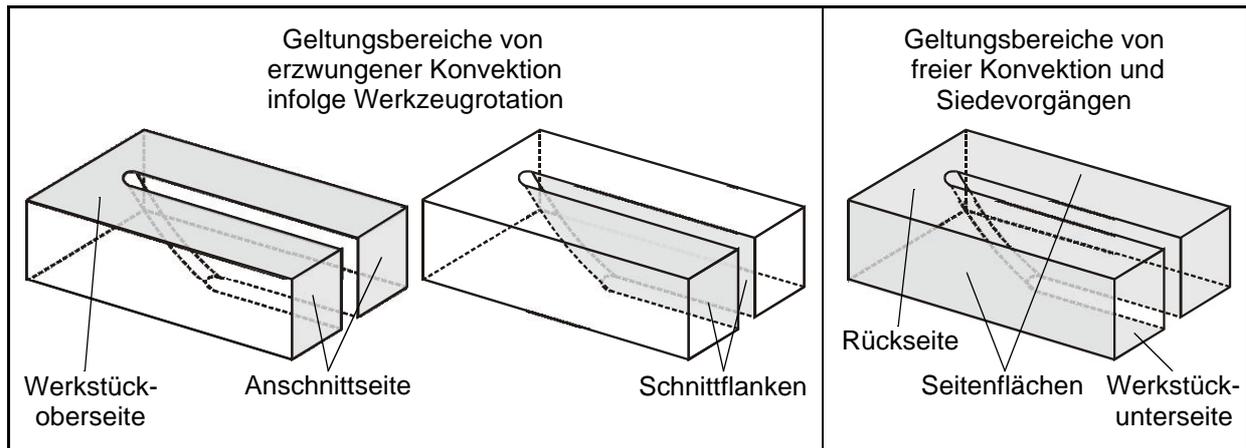


Abbildung 34: Zuordnung der Werkstückoberflächen zu den Geltungsbereichen für erzwungene Konvektion und freie Konvektion bzw. Siedevorgänge

Modelle für die Beschreibung des Wärmeübergangs an der der Werkzeugachse zugewandten Plattenseite und in der Schnittfuge beim UW-Elektrokontakttrennen existieren jedoch nicht. Im folgenden werden daher für diese Werkstückoberflächen Modelle entwickelt, die an Wärmeübergangsmodelle anlehnen, die für die Prallströmung von Schlitzdüsen und für die erzwungene Konvektion bei *Couette*-Strömung unter stationären Randbedingungen entwickelt wurden. Für diese Modellentwicklungen bzw. Modelladaptierungen werden folgende vereinfachende Annahmen getroffen:

- Es wird ein Schneidvorgang in 1,0 m Wassertiefe betrachtet. Der Einfluß der Druckänderung auf den Wärmeübergang ist im Rahmen der Versuche mit ca. 0,3% gegenüber dem Umgebungsdruck sehr gering und kann daher vernachlässigt werden [102].
- Das Strömungsfeld an der werkzeugzugewandten Plattenseite und an den Stirnseiten des Werkstücks wird wesentlich durch die Rotation der Werkzeugelektrode beeinflusst, so daß ihr Einfluß auf die Strömung in der Grenzschicht an dieser Plattenseite und der Plattenstirnfläche abgeschätzt und berücksichtigt werden muß. Die Beeinflussung des Strömungsfeldes an den Plattenflächen infolge der linearen Bewegung der Werkzeugelektrode ( $v_{V,max} < 50 \text{ mm/s}$ ) kann dabei gegenüber der Wirkung der Werkzeugrotationsbewegung ( $v_{U,min} > 20 \text{ m/s}$ ) vernachlässigt werden.
- Der Schneidvorgang findet an einer horizontalen Platte im Fahrschnitt statt, wobei die Werkzeugachse oberhalb des Werkstücks liegt und sich das Werkzeug im Gleichlauf bewegt. Aufgrund der gewählten Eingriffsverhältnisse und Werkzeugdrehrichtung ergeben sich ausgeprägte Unterschiede zwischen der Plattenober- und unterseite hinsichtlich des Schneidfrontverlaufes, deren Nachbildung als Ergebnis der Simulation die Leistungsfähigkeit der zu entwickelnden Modelle und der Simulationsrechnung belegen sollen.

### 7.3.1 Wärmeübergang im Strömungseinfluß

Die erzwungene Konvektion auf der der Werkzeugachse zugewandten Werkstückseite, läßt sich an das Problem der von *Schlichting* [85] beschriebenen Strömung in der Nähe einer Scheibe anlehnen, die mit gleichförmiger Winkelgeschwindigkeit  $\omega$  um eine Achse senkrecht zu ihrer Ebene in einer sonst ruhenden Flüssigkeit rotiert. In unmittelbarer Nähe der Scheibe wird die Flüssigkeitsschicht durch die Reibung mitgenommen und durch die Zentrifugalkraft nach außen getrieben. Dafür treten in axialer Richtung wieder neue Flüssigkeitsteilchen an die Scheibe heran und werden dann ebenfalls nach außen geschleudert. Hierdurch ergibt sich eine Sekundärströmung, die radial nach außen gerichtet ist. Es handelt sich somit um eine dreidimensionale Strömung (Abbildung 35). Es sind Geschwindigkeitskomponenten sowohl in radialer Richtung  $r$  als auch in die Umfangsrichtung  $\phi$  und der Achsrichtung  $z$  vorhanden, die im folgenden mit  $u$ ,  $v$  und  $w$  bezeichnet werden.

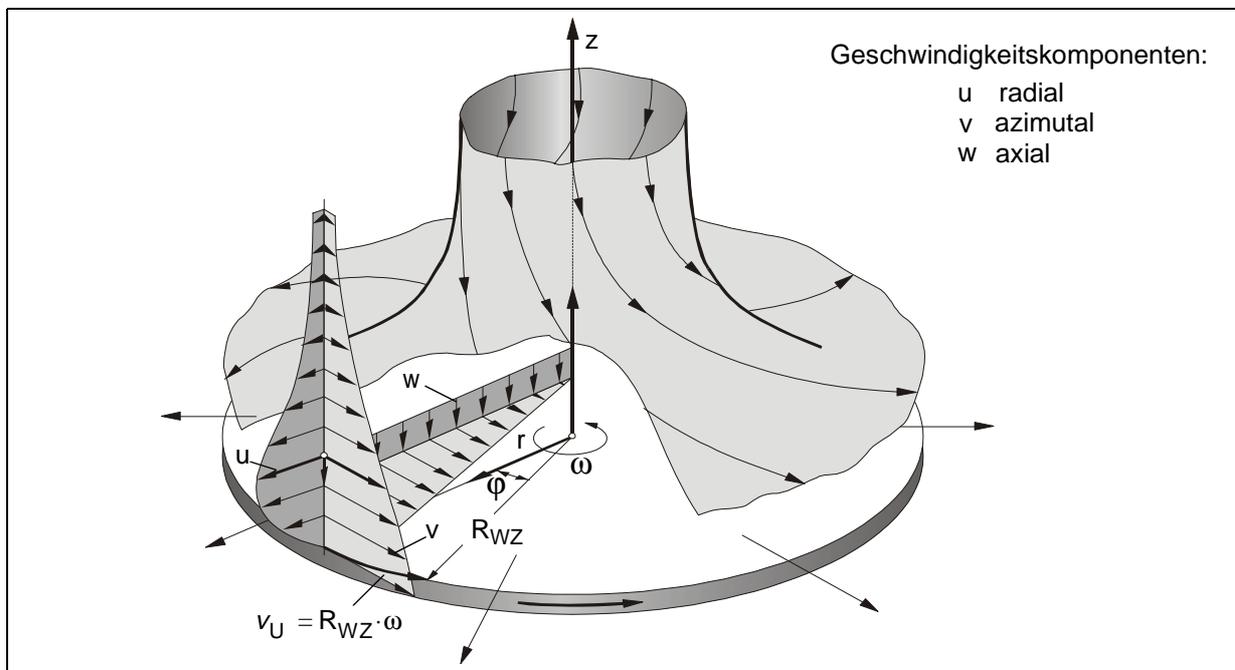


Abbildung 35: Strömung in der Umgebung einer in ruhender Flüssigkeit rotierenden Scheibe [85]

Bei hinreichend hohen Winkelgeschwindigkeiten  $\omega$  der Scheibe bzw. großen Radien  $r$  bilden sich über der Scheibenoberfläche in einem Kreisringgebiet stehende Wirbel in der Form logarithmischer Spiralen aus. Der innere Radius dieses Gebietes kennzeichnet den Instabilitätsbeginn mit der *Reynolds-Zahl*  $Re_r = r_i^2 \cdot \omega / \nu = 1,9 \cdot 10^5$  und der äußere Radius mit  $Re_r = r_a^2 \cdot \omega / \nu = 2,8 \cdot 10^5$  den Umschlag von laminarer zu turbulenter Strömung. Danach sind entsprechend die Grenzschichtverhältnisse für laminare und turbulente Strömung zu unterscheiden [85].

Unter der Annahme, daß die Gleitrichtung der Strömung an der Scheibenoberfläche unabhängig vom Radius  $r$  ist, ergibt sich nach *Schlichting* für den Fall der laminaren

Strömung ( $Re_r < 3 \cdot 10^5$ ), daß die Dicke der „mitgerissenen Schicht“ von der Größenordnung

$$\delta_{lam} \sim \sqrt{\nu/\omega} \tag{Gl. 34}$$

ist. Für die Darstellung der Geschwindigkeitskomponenten ist es dabei zweckmäßig, als dimensionslosen Wandabstand  $\zeta = z/\delta_{lam}$  einzuführen, also

$$\zeta = z \cdot \sqrt{\omega/\nu} \tag{Gl. 35}$$

Über diesem dimensionslosen Wandabstand sind in Abbildung 36 die dimensionslosen Geschwindigkeitsfunktionen  $F(\zeta)$ ,  $G(\zeta)$  und  $H(\zeta)$  für die jeweiligen Geschwindigkeitskomponenten  $u$ ,  $v$  und  $w$  aufgetragen.

Bereits in einem Abstand normal zur Scheibenoberfläche in der Größenordnung von  $\delta_{0,5} \approx \sqrt{\nu/\omega}$  ist die azimuthale Geschwindigkeitskomponente  $v$  auf die Hälfte der jeweiligen Umfangsgeschwindigkeit abgeklungen.

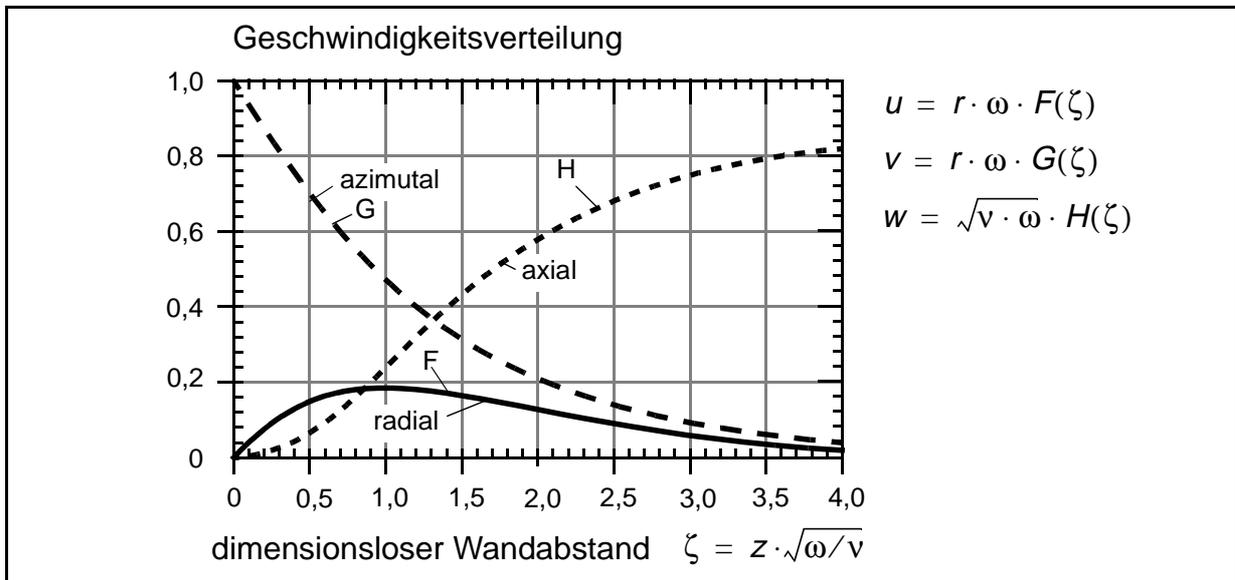


Abbildung 36: Geschwindigkeitsverteilung an einer in ruhender Flüssigkeit rotierenden Scheibe [85]

Da bei den betrachteten Verhältnissen  $\delta_{lam} \approx \sqrt{\nu/\omega}$  klein ist, haben die Geschwindigkeitskomponenten  $u$  und  $v$  merkliche Beträge nur in einer dünnen Schicht von der Dicke  $\sqrt{\nu/\omega}$ . Die Geschwindigkeitskomponente  $w$ , normal zur Scheibenoberfläche ist im gesamten Raum vernachlässigbar gering. Der durch die Zentrifugalwirkung nach außen bewegte Volumenstrom  $\dot{V}_{lam}$  beträgt dabei für eine Seite einer Scheibe mit dem Radius  $r = R_{WZ}$

$$\begin{aligned} \dot{V}_{lam} &= 2 \cdot \pi \cdot R_{WZ} \cdot \int_{z=0}^{\infty} u_{(z)} dz = 0,885 \cdot \pi \cdot R_{WZ}^2 \cdot \sqrt{\nu \cdot \omega} \\ &= 0,885 \cdot \pi \cdot R_{WZ}^3 \cdot \omega \cdot Re^{-1/2} \end{aligned} \tag{Gl. 36}$$

Ebenso groß ist die in axialer Richtung zufließende Flüssigkeitsmenge [85].

Für den Fall der turbulenten Grenzschicht mit  $Re_r > 3 \cdot 10^5$  zitiert *Schlichting* Untersuchungen, wonach sich die turbulente Grenzschicht zu

$$\delta_{turb} = 0,526 \cdot r^{3/5} \cdot (v/\omega)^{1/5} \quad (Gl. 37)$$

bestimmt. Während also im laminaren Fall die Grenzschicht über den Radius konstant ist, nimmt sie im turbulenten Fall nach außen mit  $r^{3/5}$  zu. Die durch die Zentrifugalkwirkung nach außen beförderte Menge  $\dot{V}_{turb}$  beträgt demnach für eine Seite einer Scheibe mit dem Radius  $r = R_{WZ}$

$$\dot{V}_{turb} = 0,219 \cdot R_{WZ}^3 \cdot \omega \cdot Re^{-1/5} \quad (Gl. 38)$$

Der Umschlag in einen turbulenten Strömungszustand wird z. B. für eine mit 3000 U/min in Wasser (15°C) rotierende, hydraulisch glatte Scheibe rechnerisch bereits bei einem Radius von 32 mm erreicht ( $Re_r = 3 \cdot 10^5$ ). Hierdurch wird deutlich, daß für technisch notwendige Mindestscheibenradien von  $R_{WZ} > 100$  mm und angestrebte hohe Umfangsgeschwindigkeiten von  $v_U > 20$  m/s von einer turbulenten Grenzschicht über der Scheibenoberfläche und einem damit verbundenen hohen Volumenstrom über den Scheibenrand hinaus ausgegangen werden muß.

Die Geschwindigkeitsverteilung (Abbildung 36), die turbulente Grenzschichtdicke  $\delta_{turb}$  (nach Gl. 37) und der Volumenstrom  $\dot{V}_{turb}$  (nach Gl. 38) bilden die Basis für die Entwicklung eines Strömungsmodells und darauf aufbauend eines Wärmeübergangsmodells für die der Rotationsachse der Werkzeugelektrode zugewandten Werkstückoberfläche. Da eine Beschreibung der Strömungsverhältnisse einer im Werkstück im Fahrschnitt einlaufenden Werkzeugelektrode bisher in der Literatur noch nicht existiert wird für die Ermittlung eines Wärmeübergangskoeffizienten in dieser Zone im folgenden die Prallströmung infolge der Werkzeugrotation als ein Sonderfall der Prallströmung aus einer Schlitzdüse aufgefaßt, für die ein Strömungs- bzw. Wärmeübergangsmodell existiert (Abbildung 37).

Für den Wärmeübergang bei Prallströmung aus einer Schlitzdüse auf eine querstehende Wand wird zunächst davon ausgegangen, daß das Fluid in der Umgebung des Strahls das gleiche ist, aus dem der Strahl besteht. Nach dem Düsenaustritt bildet sich zunächst ein Freistrahls aus, der durch die Einmischung von umgebendem Fluid verbreitert und verzögert wird. In einem bestimmten Abstand über der querstehenden Wand geht der Freistrahls in eine Stauströmung über, wo die lotrechte Komponente der Geschwindigkeit auf Null abnimmt, während die wandparallele Komponente von Null bis zu einem Maximalwert in einem bestimmten Abstand vom Staupunkt zunimmt [110]. Die daran anschließende Zone des Wandstrahls, ist, ähnlich wie der Freistrahls, durch Verbreiterung und Abnahme der Geschwindigkeit gekennzeichnet.

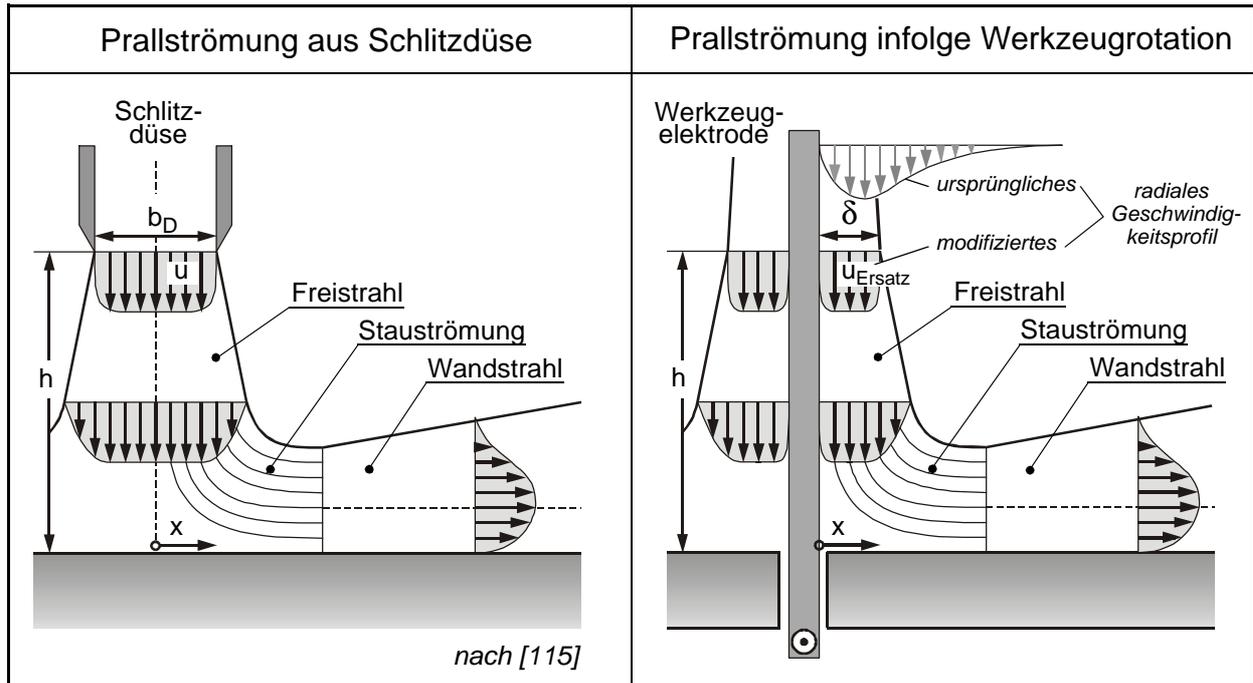


Abbildung 37: Schematische Darstellung einer Prallströmung aus einer Schlitzdüse (nach [110]) und infolge der Werkzeugrotation

Für die Prallströmung der in das Werkstück einlaufenden rotierenden Werkzeug-elektrode werden folgende Annahmen getroffen:

- Der gesamte, von der Werkzeugelektrode mitgerissene Fluidstrom tritt nur in einer schmalen Schicht der Dicke  $K_1 \cdot \delta$  (mit  $\delta = \delta_{turb}$  nach Gl. 37) über den jeweils betrachteten Radius nach außen. Der dimensionslose Koeffizient  $K_1$  wird zunächst zu 1 angenommen, da wie oben angeführt wesentliche Beträge der radialen Geschwindigkeitskomponenten  $u$  im Bereich der Grenzschicht erreicht werden.
- Lediglich der Volumenstrom  $\dot{V}_{turb}$  (nach Gl. 38) bestimmt den Wärmeübergang auf der angeströmten Werkstückoberfläche. Strömungsbewegungen in Umfangsrichtung der Werkzeugelektrode werden vernachlässigt.
- Das Geschwindigkeitsprofil innerhalb der Grenzschicht ist zunächst rechteckig mit einer gleichmäßigen Geschwindigkeit  $u_{Ersatz}$ .
- Volumenstromverluste können durch die Einführung eines dimensionslosen Volumenstromwirkungsgrades  $\varepsilon_1$  berücksichtigt werden, der über den Zusammenhang  $\varepsilon_2 = 1 - \varepsilon_1$  den Volumenstromanteil beschreibt, der z. B. in Form einer *Couette*-Strömung zwischen der Werkzeugelektrode und der Schnittflanke einläuft und damit für die Wärmeabfuhr auf der Werkstückoberfläche nicht mehr zur Verfügung steht (vgl. Kap. 7.3.2). Da die Schnittfugenbreite gering ist und die scharfe Schnittfugenoberkante einen starken Aufbau der Stauströmung begünstigen, wird der Wirkungsgradkoeffizient zunächst zu  $\varepsilon_1 = 0,95$  angenommen.

Für die Strömung gilt nach [110] die in Abbildung 38 erläuterte empirische Gleichung 39 für den integralen mittleren Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_m$  über der gekrümmten Rechteckfläche  $\delta_{turb} \cdot L_s$  quer zur Werkzeugelektrodenoberfläche. Darin ist der Exponent  $m$  der *Reynolds-Zahl*  $Re$  von den geometrischen Verhältniszahlen abhängig. Für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_m$  kann  $h^*$  an den Stellen zu 2 angenommen werden, an denen die Werkzeugseitenfläche in das Werkstück eingetaucht ist. Dort wo die Scheibe noch aus dem Werkstück herausragt wächst  $h^*$ , da  $h$  durch den Umfangsradius  $R_{WZ}$  bestimmt wird.

$$\alpha_m = \frac{\lambda}{4 \cdot K_1 \cdot \delta_{turb}} \cdot Nu = \frac{\lambda}{4 \cdot K_1 \cdot \delta_{turb}} \cdot \frac{1,53 \cdot Re^m}{x^* + h^* + 1,39} \cdot Pr^{0,42} \quad (Gl. 39)$$

mit  $Re = \frac{4 \cdot u_{Ersatz} \cdot K_1 \cdot \delta_{turb}}{\nu}$  und  $r = a$

und  $u_{Ersatz} = \frac{\varepsilon_1 \cdot \dot{V}_{turb}}{2 \cdot \pi \cdot a \cdot K_1 \cdot \delta_{turb}} \approx 0,066 \cdot a \cdot \omega$

und  $K_1 = 1$  sowie  $\varepsilon_1 = 0,95$

und  $m = 0,695 - \frac{1}{x^* + h^*^{1,33} + 3,06}$

Gültigkeitsbereich:

$2 \leq (x^* = x / K_1 \cdot \delta_{turb}) \leq 25$

$2 \leq (h^* = h / K_1 \cdot \delta_{turb}) \leq 10$

$3000 \leq Re \leq 90000$

Abbildung 38: Geometrische Verhältnisse zur Ableitung des Wärmeübergangs auf der werkzeugachsenszugewandten Werkstückoberfläche

Ausgehend von dem kleinsten strömungsmechanischen Werkzeugelektrodenradius  $r$ , der mit dem lotrechten Abstand  $a$  zwischen Werkzeugrotationsachse und Werkstückoberfläche zusammenfällt, vergrößern sich die wirksamen Scheibenradien bis zum Eintrittsbereich der Schneidfront. Infolgedessen steigen auch in diesem Bereich die Strömungsgeschwindigkeit  $u_{Ersatz}$  bzw. die *Reynolds-Zahl*  $Re$  gemäß Gleichung 39 an. Dieser Wirkungsgewinn gleicht die Wirkungsverluste der Prallströmung in Schneidrichtung im Nahbereich der Schneidfront aus, die durch die oben genannte

Vergrößerung des normierten Abstandes  $h$  auftreten. Aufgrund der geringen Werkstückabmessungen und der für die Berechnung getroffenen Vereinfachungen, insbesondere der Vernachlässigung der Turbulenzwirkung der Strömung in Umfangsrichtung, wird für die Simulation über der gesamten, der werkzeugzugewandten Werkstückoberseite und den angeströmten Stirnflächen ein einheitlicher, mittlerer Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_m = \alpha_K$  nach Gleichung 39 berechnet.

### 7.3.2 Wärmeübergang im Schnittspalt

Basierend auf den Ansätzen von *Peitzsch* [71] und *Wicht* [117] kann die erzwungene Konvektion über den Schnittflanken an das Problem des Wärmeüberganges bei *Couette*-Strömung angelehnt werden. Zur Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten werden dabei die sich im Eingriffsbereich der Werkzeugelektroden gegenüberstehenden Elektrodenflächen im folgenden als ebene Wände angesehen, wobei sich die Flüssigkeitsströmung quer durch den Spalt zwischen den Elektroden als Schichtströmung ausbildet, bei der nur eine Geschwindigkeitskomponente vorhanden ist. Turbulenzen aufgrund der Oberflächenrauheiten werden bei der Strömungsbetrachtung zunächst vernachlässigt und erst bei der Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt. Es wird angenommen, daß die heiße Schnittflanke ruht, während sich die kalte Werkzeugelektrode mit der konstanten Geschwindigkeit  $v_U$  bewegt. Diese Annahmen vernachlässigen die Tatsachen, daß  $v_U$  auf eine Kreisbahn bezogen ist und daß die Relativgeschwindigkeit mit abnehmendem Abstand von der Werkzeug-elektrodenachse ebenfalls abnimmt. Voruntersuchungen zeigten, daß angesichts des im Vergleich zur Werkzeugdicke großen Elektrodendurchmessers und der hohen Kühlwirkung der Zwangsströmung an den Schnittflanken bereits auf den ersten zwei Zentimetern hinter der Schneidfront diese vereinfachenden Annahmen zulässig sind. Das mathematische Modell des auf diese Weise vereinfachten technischen Systems führt auf die mit  $u = w = 0$  und  $dv/d\varphi = 0$  aus den *Navier-Stokesschen* Gleichungen hervorgegangene lineare Differentialgleichung für  $v_{(r,z,t)}$

$$\rho \cdot \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{dp}{d\varphi} + \mu \cdot \left( \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \quad (Gl. 40)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung ergibt für die Randbedingungen entsprechend des in Abbildung 39 verwendeten Koordinatensystems

$$\begin{aligned} z = 0 & \quad ; \quad v = v_U \\ z = \frac{b_m - b}{2} & \quad ; \quad v = 0 \end{aligned} \quad \text{mit} \quad b_m = \frac{b_{s,E} + b_{s,A}}{2} \quad (Gl. 41)$$

die allgemeine *Couette*-Strömung zwischen den ebenen Wänden in der Form

$$v = \left( 1 - \frac{2 \cdot z}{b_m - b} \right) \cdot v_U - \frac{\left( \frac{b_m - b}{2} \right)^2}{2 \cdot \mu} \cdot \frac{dp}{d\varphi} \cdot \frac{2 \cdot z}{b_m - b} \cdot \left( 1 - \frac{2 \cdot z}{b_m - b} \right) \quad (Gl. 42)$$

Zur Vereinfachung kann der geringe Staudruck vernachlässigt werden ( $dp/dr = 0$ ), so daß sich die lineare Geschwindigkeitsverteilung

$$v = \left(1 - \frac{2 \cdot z}{b_m - b}\right) \cdot v_U \tag{Gl. 43}$$

im Eingriffsbereich der Werkzeugelektrode ergibt. Für diesen Bereich kann der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha = \alpha_K$  nach Hell [41] entsprechend der Gleichung 44 für eine Strömung mit turbulenter Grenzschicht berechnet werden, wobei als Bezugsgröße die Kontaktlinienlänge  $L_K$  angenommen wird.

$$\alpha = \frac{\lambda \cdot 0,035 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr}{L_K \cdot [1 + 2,443 \cdot Re^{-0,1} \cdot (Pr^{2/3} - 1)]} \tag{Gl. 44}$$

mit  $Re = \frac{v_U \cdot L_K}{\nu}$  für  $Re_{turb} < Re < 10^7$  und  $0,6 < Pr < 2000$

Die Annahme einer turbulenten Grenzschicht korrigiert die zuvor gemachte vereinfachte Annahme einer Schichtströmung wie sie für die Aufstellung der Gleichungen 40 bis 43 notwendig war. Zu beachten ist, daß durch diese Annahme die Geschwindigkeitskomponente  $u$ , die im Bereich der Prallströmung den Wärmeübergang bestimmt, im Eingriffsbereich der Werkzeugelektrode ihren Einfluß verliert und an ihre Stelle die azimutale Geschwindigkeitskomponente  $v$  bzw.  $v_U$  tritt.

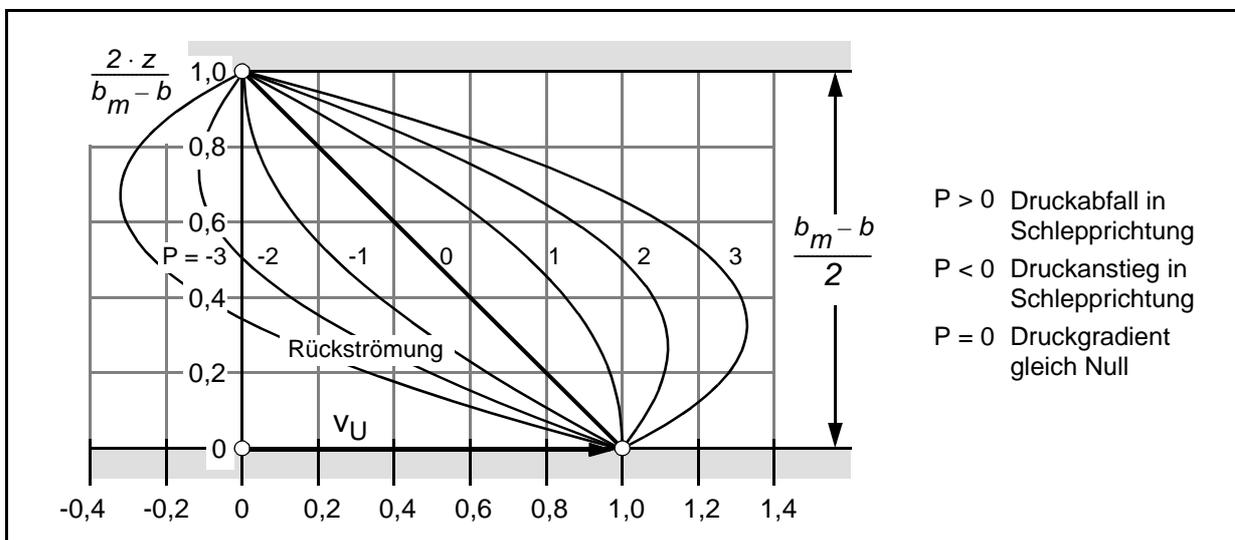


Abbildung 39: Couette-Strömung zwischen den Werkzeugelektrodenseitenflächen und den Schnittflanken

Da die Werkstücktemperatur an den Schnittflanken, wie oben bereits erwähnt, wenige Zentimeter hinter der Schneidfront auf Umgebungstemperatur abgesunken ist, ist die Übertragung dieses konstanten Wärmeübergangskoeffizienten, auf die gesamte Länge der Schnittfuge zulässig und der dadurch entstehende Fehler vernachlässigbar.

### 7.3.3 Wärmeübergang im Strömungsschatten

Bei Fahrschnitten, bei denen die Werkzeugelektrode nur wenige Millimeter auf der Werkstückrückseite herausragt sind dort - im Strömungsschatten - die Wärmeübergangsverhältnisse wesentlich durch freie Konvektion und Siedevorgänge gekennzeichnet. Beim Ausfugen bzw. Auskreuzen schadhafter bzw. rißbehafteter Werkstückbereiche, bei dem die Werkstückdicke nicht vollständig durchtrennt, sondern lediglich bis auf wenige Millimeter Restwandstärke reduziert wird, herrschen auf der Werkstückrückseite Wärmeübergangsbedingungen, die ausschließlich von der freien Konvektion und von Siedevorgängen bestimmt werden.

Der Wärmeübergang von einer beheizten Oberfläche (Heizwand) zu Wasser bei freier Konvektion ist aufgrund des bei Oberflächentemperaturen (Heizwandtemperaturen) größer als  $100^{\circ}\text{C}$  auftretenden Phasenübergangs von Wasser zu Dampf erheblich komplexer als der Wärmeübergang zu einem Gas. In Abbildung 40 ist qualitativ der Verlauf der Wärmestromdichte für den Wärmeübergang zu Wasser über der Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta$  zwischen Heizwand und Wasser, die sogenannte Siedekurve nach *Nukijama* [3], aufgetragen. Der Verlauf der Siedekurve kann in zwei Hauptbereiche unterteilt werden:

1. den Bereich konvektiven Wärmeübergangs und
2. den Bereich des Siedens, der in die Bereiche stilles Sieden, Blasensieden, Übergangssieden und stabiles Filmsieden untergliedert wird [38].

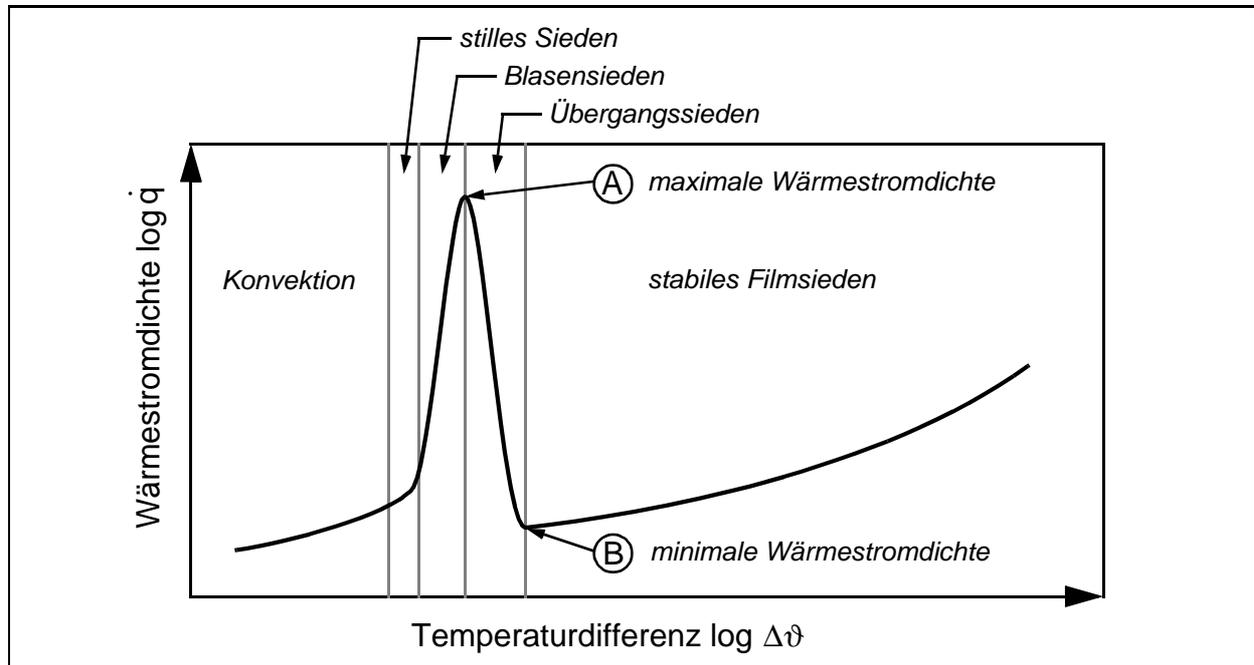


Abbildung 40: Qualitative Darstellung des Verlaufs der Wärmestromdichte  $\dot{q}$  über der Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta$  zwischen Heizwand und Fluid (Siedekurve nach Nukijama) [3, 38]

Aufgrund der Komplexität des gesamten Wärmeübergangs, hervorgerufen durch die Randbedingungen und den Phasenübergang beim Fluid, existiert bisher keine geschlossene Lösung zur Berechnung der Wärmestromdichte [38]. Im Schrifttum finden

sich aber Gleichungen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für jeweils eine Form des Wärmeübergangs, das heißt einen Abschnitt der Siedekurve. Diese Gleichungen wurden auf empirischem oder halbempirischem Weg unter Verwendung der Ähnlichkeitstheorie und ausschließlich für stationäre Bedingungen hergeleitet. Beim UW-Elektrokontakttrennen wird jedoch ein instationärer Vorgang untersucht, wobei gleichzeitig unterschiedliche Formen des Wärmeübergangs betrachtet werden müssen. Insbesondere handelt es sich bei der Abkühlung in der Schnittfuge und ihrer unmittelbaren Umgebung auf der Werkstückoberfläche um einen Abschreckvorgang [8].

Für das den vorliegenden Verhältnissen vergleichbare, instationäre Wärmeübergangsproblem beim nassen UW-Schweißen existieren weitreichende theoretische Lösungsansätze von *Tsai & Masubuchi* [106], *Noack* [65], *Hamann* [38] und *Lindhorst* [49], die bereits teilweise verifiziert wurden. Die von den genannten Autoren modifizierten Gleichungen und Anpassungen können für die Beschreibung der Wärmeübergangsprobleme der Plattenunterseite und der nicht angeströmten Plattenseitenflächen beim UW-Elektrokontakttrennen verwendet und unter Berücksichtigung vorliegender praktischer Ergebnisse von *Lindhorst* [49] angepaßt werden.

### 7.3.3.1 Wärmeübergang bei freier Konvektion

Der Wärmeübergang an Wasser findet bei 0,1 MPa Umgebungsdruck bis zu einer Heizwandtemperatur von etwa 100°C durch Konvektion statt und wird im wesentlichen beeinflusst durch:

- die Orientierung der Oberfläche:  
An einer vertikalen oder schräg angestellten Platte ist der Wärmeübergang größer als an einer horizontalen, da der Zustrom kühleren Fluids durch die Platte weniger beeinträchtigt wird [31, 54]. An der Unterseite einer horizontalen Platte bildet sich wegen des gestörten Abflusses des erwärmten Fluids eine dickere Grenzschicht aus als an der Plattenoberseite, wodurch der Wärmeübergang niedriger ist als an der Plattenoberseite oder an den senkrechten Plattenseitenflächen.
- die Form und die Abmessungen des erwärmten Körpers:  
So haben beispielsweise Untersuchungen von *Schulenberg* [87] sowie *Singh et al.* [100] gezeigt, daß der Wärmeübergangskoeffizient an der Plattenunterseite beim Übergang von einem unendlichen Plattenstreifen zu einer runden Platte im Fall der vorgeschriebenen Oberflächentemperatur um etwa 13% ansteigt.
- die Prandtl-Zahl:  
Die theoretischen Untersuchungen von *Fujii et al.* [32] zeigen, daß der Wärmeübergangskoeffizient mit der Prandtl-Zahl zunimmt.

Die zur Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs aufgestellten Differentialgleichungen sind nur in wenigen Fällen analytisch lösbar. Daher bedient man sich der Ähnlichkeitstheorie, um auf empirischem Wege Formeln für die Berechnung zu ent-

wickeln. Die empirischen Formeln zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten bei freier Konvektion an der waagerechten Platte können in der allgemeinen Form

$$\alpha_K = \frac{\lambda}{L_0} \cdot Nu = \frac{\lambda}{L_0} \cdot K_2 \cdot (Ra)^{K_3} \quad (\text{Gl. 45})$$

mit der *Rayleigh*-Zahl  $Ra$  sowie  $K_2$  und  $K_3$  als experimentell bestimmten Koeffizienten dargestellt werden [34].

### Freie Konvektion an den senkrechten Plattenseitenflächen

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_K$  bei freier Konvektion mit laminarer Grenzschicht an den senkrechten Seitenflächen, die nicht direkt von der Prallströmung als Folge der Werkzeugelektrodenrotation erfaßt werden, kann danach laut *Hamann* [38] mit  $K_2 = 0,613$  und  $K_3 = 1/4$  bestimmt werden. *Fujii & Imura* [31] unterteilen den Bereich der turbulenten Strömung in die Bereiche  $Ra < 2 \cdot 10^8$  und  $Ra > 5 \cdot 10^8$  und geben hierfür die Wertepaare  $K_2 = 0,16$  und  $K_3 = 1/3$  bzw.  $K_2 = 0,13$  und  $K_3 = 1/3$  an, wodurch der Wärmeübergangskoeffizient unabhängig von den Plattenabmessungen ist. Der Umschlagpunkt von laminarer zu turbulenter Strömung ist nicht eindeutig bestimmt und wird von ihnen zwischen  $Ra = 2 \cdot 10^7$  und  $4 \cdot 10^7$  gelegt. Damit liegt der Umschlagpunkt laminar-turbulent für eine angenommene Bezugslänge von  $L_0 = 20 \text{ mm}$  (= Werkstückhöhe) und bei einer Wassertemperatur von  $15^\circ\text{C}$  rechnerisch zwischen den Wandtemperaturen  $77^\circ\text{C}$  ( $Ra = 2 \cdot 10^7$ ) und  $103^\circ\text{C}$  ( $Ra = 4 \cdot 10^7$ ). Wegen des geringen Wärmeübergangskoeffizienten bei laminarer Konvektion und der geringen Temperaturdifferenz zwischen Heizwand und Wasser ist die Wärmestromdichte klein, und der laminare Bereich des konvektiven Wärmeübergangs hat dementsprechend eine geringe Bedeutung für das Temperaturfeld im Werkstück. Im folgenden wird der Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung für  $Ra = 2 \cdot 10^7$  angenommen. Für das Intervall  $2 \cdot 10^8 < Ra < 5 \cdot 10^8$  wird der Parameter  $K_2$  durch

$$K_2 = \left[ 0,16 \cdot \left( 1 - \frac{Ra - 2 \cdot 10^8}{3 \cdot 10^8} \right) + 0,13 \cdot \left( \frac{Ra - 2 \cdot 10^8}{3 \cdot 10^8} \right) \right] \quad (\text{Gl. 46})$$

zwischen den beiden von *Fujii & Imura* angegebenen  $K_2$ -Werten interpoliert [38]. Hohe *Rayleigh*-Zahlen werden nur bei großen Werkstückabmessungen und damit großen Bezugslängen  $L_0$  erreicht. Dieser Fall tritt ein, wenn das Werkstück von unten getrennt wird und damit eine nach oben orientierte Werkstückfläche im Strömungsschatten der rotierenden Werkzeugelektrode liegt. Dann wird der Wärmeübergang in diesem Bereich von der freien Konvektion bestimmt und kann mittels der Gleichungen 45 und 46 ermittelt werden. Der Einfluß der freien Konvektion auf das instationäre Werkstücktemperaturfeld im Bereich der Werkstückseitenflächen ist besonders bei schmalen Werkstücken von Bedeutung. Eigene Voruntersuchungen zeigten, daß bei dem im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Versuchswerkstück (Länge 100 mm, Breite 100 mm, Dicke 20 mm) die senkrechten Seitenflächen keinen wesentlichen Einfluß auf das

instationäre Temperaturfeld haben, da sich dort die Oberflächentemperatur während des Trennvorganges nur wenig ändert.

### Freie Konvektion an der Plattenunterseite

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_K$  bei freier Konvektion an der Plattenunterseite in Bereichen, die nicht durch Nachlaufströmungseffekte als Folge der Werkzeug-elektrodenrotation in der Schnittfuge bestimmt werden, kann unter Verwendung der von *Fujii & Imura* angegebenen Werte für  $K_2 = 0,58$  und  $K_3 = 1/5$  in einem Gültigkeitsbereich von  $10^6 < Ra < 10^{11}$  berechnet werden, wodurch der Wärmeübergangskoeffizient proportional zu  $L_0^2$  ist [31, 38].

In Abbildung 41 sind die mit den für die senkrechten Plattenseitenflächen ( $L_{0,H} = 20$  mm) und die Plattenunterseite ( $L_{0,B} = 50$  mm) einer waagerechten Platte ausgewählten Parametern berechneten Verläufe des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_K$  bei freier Konvektion über der Heizwandtemperatur  $\vartheta_W$  unter Berücksichtigung der Stoffwerte für Wasser bei 0,1 MPa nach [115] aufgetragen. Im Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten für die Plattenseitenflächen gehen die Bereiche laminarer und turbulenter Grenzschichtströmung fließend ineinander über.

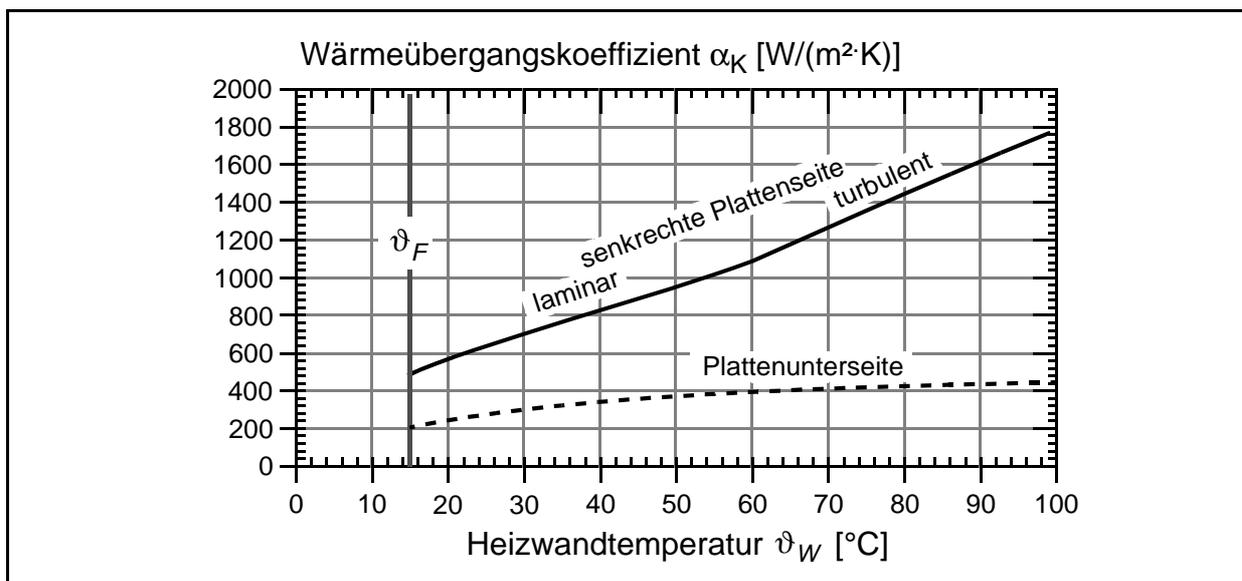


Abbildung 41: Berechneter Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_K$  an den senkrechten Plattenseitenflächen und an der Plattenunterseite bei freier Konvektion bei 15°C Wassertemperatur für eine Platte von 100 mm Breite ( $L_{0,B} = 50$  mm) und 20 mm Höhe ( $L_{0,H} = 20$  mm) [Gl. 45 und Gl. 46]

### 7.3.3.2 Wärmeübergang beim Sieden

Wegen der beim UW-Elektrokontakttrennen lokal erreichten Oberflächentemperaturen  $\vartheta_W$  von über 100°C wird die Wärme auch durch Sieden an die Umgebung abgegeben. Die Werkstückbereiche des Wärmeübergangs durch Sieden liegen in unmittelbarer Nähe der Schnittfuge auf der werkzeugabgewandten Werkstückseite. Da insbesondere

beim Blasensieden der Wärmeübergang wesentlich größer ist als bei freier Konvektion (vgl. Abbildung 40), hat diese Form des Wärmeübergangs einen erheblichen Einfluß auf das Temperaturfeld und dessen zeitlichen Verlauf im Werkstück.

Bei der mathematischen Modellbildung zur Beschreibung des Wärmeübergangs beim Blasensieden müssen im Vergleich zum konvektiven Wärmeübergang weitere Einflußgrößen berücksichtigt werden, die mit der Blasenbildung und dem Phasenübergang des Fluids verknüpft sind [102]. Die in den folgenden Abschnitten zunächst vorgestellten Gleichungen zur Berechnung des Wärmeübergangs beim Sieden und zur Berechnung der Extremwerte der Siedekurve sind für eine Wassertemperatur von 100°C und einem Umgebungsdruck von ca. 0,1 MPa gültig. Beim UW-Elektrokontakttrennen ist die Wassertemperatur erheblich niedriger. Der Einfluß der niedrigeren Wassertemperatur auf den Wärmeübergang wird abschließend im Abschnitt „Unterkühltes Sieden“ diskutiert.

### **Stilles Sieden**

Beim stillen Sieden ist die Flüssigkeit an der beheizten Wand nur wenig über die Sättigungstemperatur  $\vartheta_S$  erhitzt. Es bilden sich an der Heizfläche keine oder nur wenige Dampfblasen, die den konvektiven Wärmeübergang nicht wesentlich beeinflussen. Zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten werden daher die Gleichungen für den Wärmeübergang durch Konvektion verwendet [38, 102].

Die Grenztemperatur zwischen stillem Sieden und Blasensieden kann nicht explizit angegeben werden und wird deswegen iterativ aus den Gleichungen zur Berechnung des Wärmeübergangs durch Konvektion sowie durch Blasensieden zu 104°C berechnet. Bei dieser, als Übergangspunkt zwischen stillem Sieden und Blasensieden angenommenen Heizwandtemperatur ist damit die Wärmestromdichte durch Blasensieden gleich derjenigen durch freie Konvektion [3].

### **Blasensieden**

Erhöht man die Heizwandtemperatur weiter über den Temperaturbereich des stillen Siedens hinaus, so bilden sich Dampfblasen, die von den in den feinen Vertiefungen einer festen Oberfläche stets vorhandenen Gas- oder Dampfeinschlüssen ausgehen. Die Wärmestromdichte ist bei diesem als Blasensieden bezeichneten Wärmeübergang um ein Vielfaches größer als beim stillen Sieden. Beim Blasensieden wird der größte Teil der Wärme durch instationäre Wärmeleitung direkt an das Fluid und nicht über die Dampfblase übertragen. Die Rührwirkung der sich von der Heizwand ablösenden und im Falle der Plattenunterseite an dieser entlang streichender Dampfblasen führt kühleres Fluid an die Heizwand und erhöht den Wärmeübergang [3, 34, 102, 110].

Der Wärmeübergang beim Blasensieden wird, neben den Stoffparametern des Fluids und der Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Heizwand, beeinflusst durch:

1. die Mikrostruktur der Heizwandoberfläche:

Die Wärmestromdichte bei konstanter Heizwandtemperatur steigt mit zunehmender Oberflächenrauheit um bis zu 200% an [59, 60, 102, 110]. Der obere Grenzwert der Maximalrauheit entspricht der einer gesandstrahlten Metalloberfläche (hydraulische Rauheit  $k = 0,02$  bis  $0,06$  mm nach [33]). Oberhalb dieses Grenzwertes wird kein weiterer Anstieg der Wärmestromdichte beobachtet [9]. Durch Verunreinigungen der Heizwandoberfläche, z. B. infolge von Ablagerungen die sich mit fortschreitender Betriebszeit aufbauen bzw. infolge von Patina-, Rost- oder Passivschichtbildung nimmt die Wärmestromdichte deutlich ab [74, 78]. Die Benetzbarkeit durch das Fluid wird z. B. auch durch Ölfilme auf der Heizwandoberfläche herabgesetzt und so die Wärmestromdichte reduziert [14, 44].

2. dem Werkstoff:

Bei sonst gleichen Randbedingungen ist die Wärmestromdichte an Kupferrohren um 50% bis 100% größer als an Edelstahlrohren [74, 99, 110].

3. die Oberflächenorientierung:

*Nishikawa et al.* [60] untersuchten den Wärmeübergang beim Blasensieden von Wasser an einer Kupferplatte mit unterschiedlichen Lagewinkeln zwischen  $0^\circ$  und  $175^\circ$  und zeigten, daß im Bereich kleiner Wärmestromdichten der Wärmeübergangskoeffizient mit zunehmender Drehung der Platte aus der Horizontalen ansteigt. Die niedrigste Wärmestromdichte wurde auf der nach unten weisenden Plattenoberfläche der geneigten Platte beobachtet. Bei großer Wärmestromdichte ist kein Einfluß des Lagewinkels festzustellen, und die maximale Wärmestromdichte (vgl. Abbildung 40) ist unabhängig vom Lagewinkel [38].

Für die eigenen Betrachtungen wird die von *Hamann* empfohlene halbempirische Gleichung für den Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$

$$\alpha = 0,0083 \cdot \frac{\lambda'}{d_{BI}} \cdot \left[ \frac{\dot{q} \cdot d_{BI}}{\lambda' \cdot \vartheta_S} \right]^{0,8} \cdot \left[ \frac{\lambda' \cdot d_{BI} \cdot \vartheta_S}{\sigma \cdot \nu'} \right]^{0,4} \cdot \left[ \frac{\Delta h_v \cdot \rho''}{(f_{BL} \cdot d_{BI})^2 \cdot \rho'} \cdot \frac{R_p}{d_{BI}} \right]^{0,133} \quad (Gl. 47)$$

mit der Wärmestromdichte  $\dot{q}$ , der Oberflächenspannung  $\sigma$ , der Glättungstiefe  $R_p$ , der Verdampfungsenthalpie  $\Delta h_v$ , dem Blasenabreißdurchmesser  $d_{BI}$ , der Blasenabreißfrequenz  $f_{BL}$  sowie der Sättigungstemperatur des Fluids  $\vartheta_S$ , verwendet [3, 38, 102]. Der in Gleichungen 47 vorkommende Blasenabreißdurchmesser  $d_{BI}$  läßt sich mit der auf den Untersuchungen von *Fritz* [30] basierenden Formel

$$d_{BI} = C \cdot \phi_{BL} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma}{g \cdot (\rho' - \rho'')}} \quad (Gl. 48)$$

mit dem Blasenrandwinkel  $\phi$  (in Bogenmaß), bestimmen. Der Faktor  $C$  wird in Anlehnung an *Hamann* [38] zu  $C = 0,851$  gesetzt. Zur Berechnung der Blasenabreißfrequenz  $f_{BL}$  kann die Gleichung

$$f_{BL} = \frac{1}{d_{Bl} \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{d_{Bl} \cdot g \cdot (\rho' - \rho'')}{2 \cdot (\rho' + \rho'')} + \frac{2 \cdot \sigma}{d_{Bl} \cdot (\rho' - \rho'')}} \quad (Gl. 49)$$

verwendet werden [3, 38]. Der mit Gl. 47 bis Gl. 49 und

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_W - \vartheta_S) = \alpha \cdot \Delta\vartheta \quad (Gl. 50)$$

berechneten Verlauf der Wärmestromdichte  $\dot{q}$  für den Bereich des Blasensiedens bis zum Erreichen der maximalen Wärmestromdichte sowie der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  sind in Abbildung 42 für den Heizwandwerkstoff Stahl aufgetragen. Die Darstellung verdeutlicht den extremen Anstieg des Wärmeübergangs im Bereich des Blasensiedens.

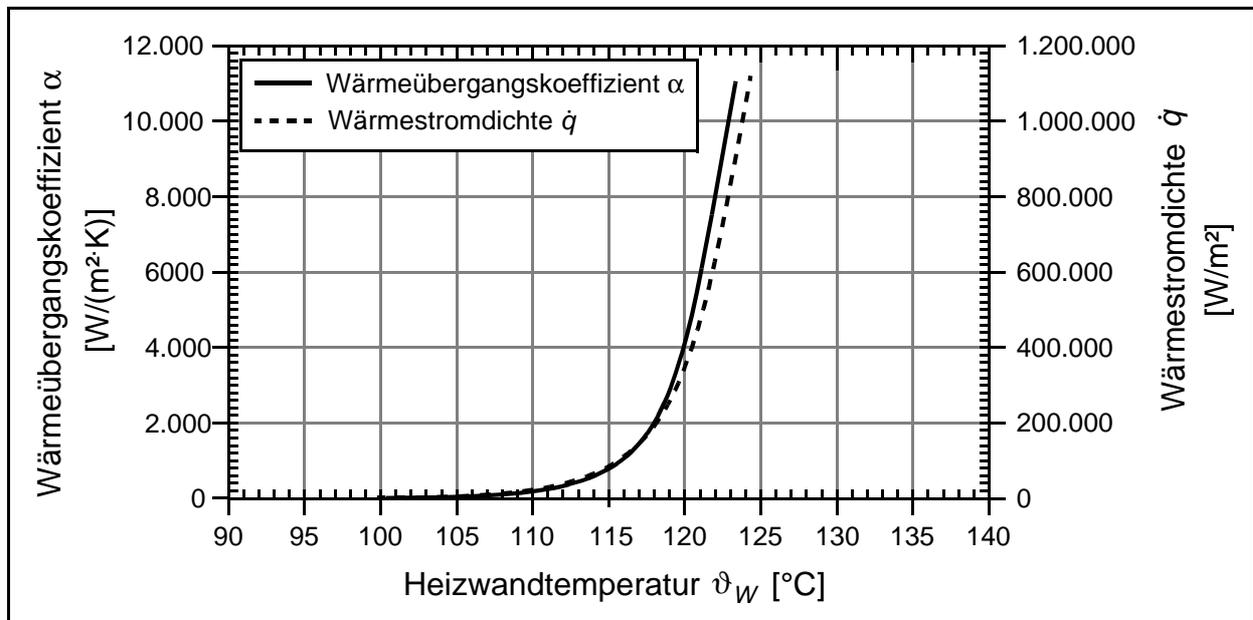


Abbildung 42: Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  und der Wärmestromdichte  $\dot{q}$  (Wasser bei 100°C und 0,1 MPa nach [110] und [115])

Beim Blasensieden wird der größte Teil der Wärme durch instationäre Wärmeleitung direkt an das Fluid und nicht über die Dampfblasen übertragen [3]. Ist die Ablösung der einzelnen Dampfblasen infolge der Oberflächenorientierung stark behindert, so unterbleibt eine Rührwirkung, die kühleres Fluid an die Heizwand heranzuführen würde, und es bilden sich in der überhitzten Grenzschicht große Dampfblasen aus. Durch diese Dampfblasen, wie sie beim Fugen und Auskreuzen horizontal ausgerichteter Platten auf der Werkstückunterseite auftreten können, wird die Wärme durch Konvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung an das Wasser außerhalb der Dampfschicht übertragen. Dieses Phänomen, daß dem stabilen Filmsieden entspricht, führt zu erheblich geringeren

erreichbaren Wärmestromdichten. Der Reduzierung des Wärmeübertragungskoeffizienten infolge stabiler Dampfpolster für die Plattenunterseite im Bereich des Blasen- und Übergangssiedens dadurch Rechnung getragen werden, indem der Wärmeübergangskoeffizient zwischen dem Beginn des Blasensiedens und dem Erreichen der minimalen Wärmestromdichte linear interpoliert wird [38].

### Maximale Wärmestromdichte

Mit zunehmender Wandüberhitzung werden mehr und mehr Blasenkeimstellen aktiviert, und die Wärmestromdichte steigt an. Ab einer spezifischen Blasenkonzentration beginnt sich ein mehr oder weniger geschlossener Dampffilm zu bilden, was wiederum zu einer Verringerung des Wärmeübergangs aufgrund der isolierenden Wirkung des Dampffilms führt. Die Siedekurve hat an der Stelle, an der die Dampfblasen beginnen die Wärmestromdichte zu verringern, ein lokales Maximum (vgl. Punkt A, Abbildung 35). Dieses wird als maximale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{max}$  bezeichnet. Zur Berechnung der maximalen Wärmestromdichte auf Basis der physikalischen Stoffeigenschaften des Fluids wird, die von Zuber [122] entwickelte und von Lienhard *et al.* [48] für die unendliche Platte modifizierte Gleichung verwendet

$$\dot{q}_{max} = 0,149 \cdot \Delta h_v \cdot \sqrt{\rho''} \cdot [\sigma \cdot g \cdot (\rho' - \rho'')]^{1/4} \cdot \left[ \frac{\rho' + \rho''}{\rho'} \right]^{1/2} \quad (Gl. 51)$$

Danach ergibt sich für Wasser mit 100°C über einer Heizwand aus Stahl eine berechnete maximale Wärmestromdichte von 1,264 MW/m<sup>2</sup>.

### Übergangssieden

Für Heizwandtemperaturen oberhalb der maximalen Wärmestromdichte nimmt der Wärmeübergang wegen des durch die hohe Blasendichte behinderten Zustroms von Fluid zur Heizwand ab. Bei ausreichender Heizwandtemperatur bildet sich schließlich ein stabiler Dampffilm. Die Siedekurve (vgl. Abbildung 40) durchläuft ein lokales Minimum, das als minimale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}$  bezeichnet wird. Der Wärmeübergang zwischen der maximalen und der minimalen Wärmestromdichte wird als Übergangssieden bezeichnet und kann als eine Kombination aus instabilem Blasensieden und instabilem Filmsieden angesehen werden [3].

Zur numerischen Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten wird die von Berenson [7] vorgeschlagene und von Hamann [38] übernommene indirekte Berechnung mittels der beiden Randwerte maximale und minimale Wärmestromdichte durchgeführt. Ausgangspunkt hierzu ist die doppeltlogarithmische Darstellung der gemessenen Siedekurve, die für den Bereich des Übergangssiedens einen annähernd linearen Verlauf aufweist.

### Minimale Wärmestromdichte

Die untere Grenze des stabilen Filmsiedens (vgl. Punkt B der Siedekurve in Abbildung 40) wird als minimale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}$  oder *Leidenfrost*-Punkt bezeichnet. Bei Erreichen der minimalen Wärmestromdichte ist auf der Heizwand ein stabiler Dampffilm vorhanden, und es besteht kein Kontakt mehr zwischen Heizwand und Fluid. Oberflächenrauheit und das Heizwandmaterial haben keinen Einfluß auf die minimale Wärmestromdichte. Demgegenüber führen Oberflächenverunreinigungen zu einem erheblichen Anstieg der minimalen Wärmestromdichte, ohne daß sich die Überhitzung der Heizwand verändert. Dies bedeutet, daß durch Oberflächenverunreinigungen der Wärmeübergangskoeffizient ansteigt. Für die Berechnung der minimalen Wärmestromdichte wird die Gleichung

$$\dot{q}_{min} = 0,13 \cdot \Delta h_v \cdot \rho'' \cdot \left[ \frac{\sigma \cdot g \cdot (\rho' - \rho'')}{(\rho' + \rho'')^2} \right]^{1/4} \quad (Gl. 52)$$

von *Zuber* gewählt, die für Wasser mit 100°C eine minimale Wärmestromdichte von  $2,766 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2$  liefert [38, 122].

### Stabiles Filmsieden

Oberhalb einer für die Paarung Fluid/Heizwand spezifischen Heizwandtemperatur existiert zwischen dem Fluid und der Heizwand ein stabiler Dampffilm. Diese Form des Wärmeübergangs wird als stabiles Filmsieden bezeichnet. Beim stabilen Filmsieden wird die Wärme durch Konvektion und Wärmeleitung im Dampf sowie durch Wärmestrahlung von der Heizwandoberfläche zum Fluid übertragen. Wird - ausgehend vom Punkt B in Abbildung 40 - die Heizwandtemperatur erhöht, so steigt die Wärmestromdichte wieder an, zunächst degressiv, dann progressiv. Dies bedeutet, daß für den Bereich des progressiven Anwachsens auch der Wärmeübergangskoeffizient zunimmt, im wesentlichen verursacht durch die wachsende Turbulenz im Dampffilm und durch den stärker werdenden Einfluß der Wärmeübertragung durch Strahlung [3, 38].

Zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten kann die von *Bromley* [12] entwickelte und von *Berenson* [7] für die horizontale Platte modifizierte Gleichung

$$\alpha = 0,425 \cdot \left[ \frac{\lambda''^3 \cdot (\rho' - \rho'') \cdot g \cdot \Delta h_v}{v'' \cdot \Delta \vartheta_S \cdot \sqrt{\frac{\sigma}{g \cdot (\rho' - \rho'')}}} \right]^{1/4} \quad (Gl. 53)$$

mit  $\Delta \vartheta_S = \vartheta_W - \vartheta_S$  verwendet werden. Dafür kann der Wärmeübergang für Heizwandtemperaturen unterhalb von 400°C quasi vernachlässigt werden, da lediglich Beträge in der Größenordnung von etwa 10% des konvektiven Wärmeübergangs erreicht werden. Oberhalb von 400°C steigt der Strahlungsanteil jedoch rasch an und muß bei der Berechnung des Wärmeübergangs berücksichtigt werden. Da sich konvektiver Wärmeübergang und Wärmeübergang durch Wärmestrahlung gegenseitig beeinflussen,

können beide Anteile nicht einfach zum gesamten Wärmeübergang beim stabilen Filmsieden addiert werden sondern müssen mit der Gleichung

$$\alpha = \alpha_K + 0,75 \cdot \alpha_{Str} \quad \text{für } \alpha_{Str} \leq \alpha_K \quad (Gl. 54)$$

beziehungsweise mit der Gleichung

$$\alpha = \alpha_K + \alpha_{Str} \left[ 0,75 + 0,25 \cdot \frac{\alpha_{Str}}{\alpha_K} \cdot \left( \frac{1}{2,62 + \frac{\alpha_{Str}}{\alpha_K}} \right) \right] \quad \text{für } \alpha_{Str} \geq \alpha_K \quad (Gl. 55)$$

aus den Anteilen für Konvektion  $\alpha_K$  und Strahlung  $\alpha_{Str}$  zusammengefaßt werden [12, 38]. Zur Berechnung des Strahlungsaustausches zwischen zwei planparallelen Flächen (Heizwand und der Phasengrenze Dampf/Fluid) wird

$$\alpha_{Str} = \frac{\sigma_S}{\frac{1}{\varepsilon_W} + \frac{1}{\varepsilon_F} - 1} \cdot \frac{\vartheta_W^4 - \vartheta_S^4}{\Delta\vartheta} \quad (Gl. 56)$$

mit  $\Delta\vartheta = \vartheta_W - \vartheta_F$  und dem Strahlungskoeffizienten des schwarzen Körpers  $\sigma_S$ , dem Emissionskoeffizienten der Heizwand  $\varepsilon_W$  sowie dem Emissionskoeffizienten des Fluids  $\varepsilon_F$ , verwendet [38]. Für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten in Abbildung 43 werden  $\varepsilon_W = 0,52$  und  $\varepsilon_F = 1,0$  gesetzt. In ihr ist der mit den Gleichungen 53 bis 56 für den Heizwandtemperaturbereich von 200°C bis 2000°C berechneten Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  zu Wasser gegenübergestellt.

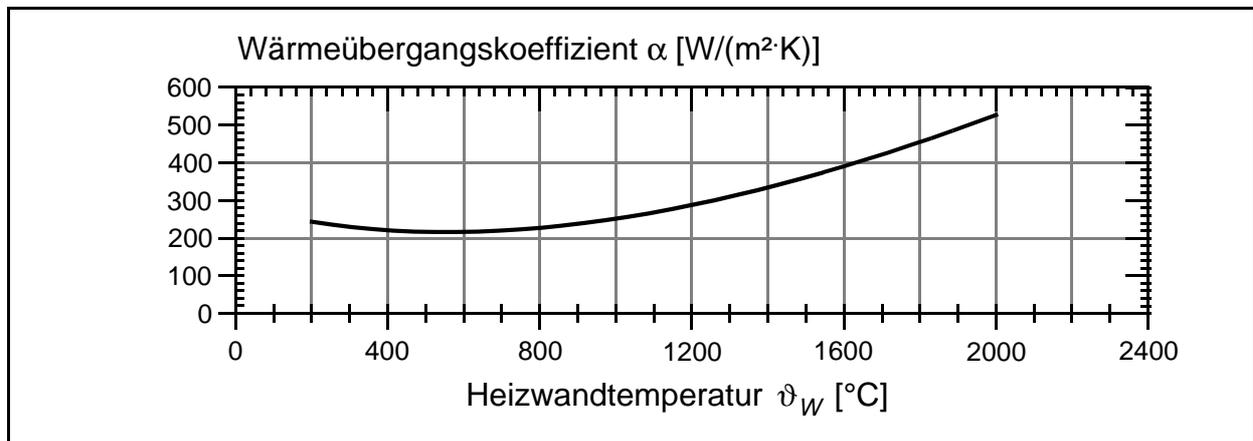


Abbildung 43: Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  für den Wärmeübergang zu Wasser mit einer Temperatur von 100°C durch Filmsieden unter Berücksichtigung der Wärmestrahlung zwischen Plattenoberfläche und Wasser

### Unterkühltes Sieden

Beim UW-Elektrokontakttrennvorgang liegt die Wassertemperatur im Schneidbecken der Versuchsanordnung bei 15°C. Im praktischen Einsatz muß mit Wassertemperaturen an der Wasseroberfläche zwischen etwa 30°C in tropischen und etwa 0°C in polaren

Regionen gerechnet werden. Die bislang erläuterten Gleichungen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten beim Wärmeübergang durch Sieden sowie der charakteristischen Werte der Siedekurve, die maximale und die minimale Wärmestromdichte, sind nur für den Sättigungszustand  $\vartheta_F = \vartheta_S$  gültig. Ist die Fluidtemperatur niedriger als die Sättigungstemperatur, so wird der Siedevorgang als unterkühltes Sieden bezeichnet. Beim unterkühlten Sieden kondensiert ein Teil des Dampfes sofort wieder, und es müssen entsprechend mehr Blasenkeimstellen aktiviert werden, um den Zustrom des Fluids zur Heizwand zu behindern und die maximale Wärmestromdichte zu erreichen. Hierzu ist ein größerer Wärmestrom notwendig, und die maximale Wärmestromdichte steigt entsprechend an. Zur Berechnung der maximalen Wärmestromdichte beim unterkühlten Sieden  $\dot{q}_{max, UK}$  wird folgende Gleichung verwendet [38]:

$$\dot{q}_{max, UK} = \dot{q}_{max} \cdot \left[ 1 + 0,1 \cdot \left( \frac{\rho'}{\rho''} \right)^{3/4} \cdot \frac{c' \cdot (\vartheta_S - \vartheta_F)}{\Delta h_v} \right] \quad (Gl. 57)$$

Beim unterkühlten Sieden ist nur ein Anstieg der maximalen Wärmestromdichte zu beobachten. Nach *McAdams* [52] und *Jakob* [44] ändert sich die Heizwandüberhitzung bei Erreichen der maximalen Wärmestromdichte nicht mit der Unterkühlung. Dies bedeutet, daß beim unterkühlten Sieden der Wärmeübergangskoeffizient mit zunehmender Unterkühlung ansteigt. Wird der durch die Fluidunterkühlung bewirkte Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten nicht berücksichtigt, so wird die maximale Wärmestromdichte erst bei einer um etwa 10°C größeren Heizwandüberhitzung erreicht. Im Schrifttum finden sich hingegen keine Hinweise auf die Veränderung der minimalen Wärmestromdichte durch die Fluidunterkühlung. Das Verhältnis von maximaler zu minimaler Wärmestromdichte ist jedoch für eine Heizwand-Fluidpaarung ein fester Wert [122]. Daher wird in Anlehnung an *Noack* [65] und *Hamann* [38] die Korrektur der minimalen Wärmestromdichte mit den Korrekturfaktoren für die maximale Wärmestromdichte beim unterkühlten Sieden übernommen. Durch diese Anpassung wird die minimale Wärmestromdichte erst bei wesentlich höheren Heizwandtemperaturen (etwa 750°C) erreicht. Daher muß bei der Berechnung von  $\vartheta_{min}$  der Wärmeübergang durch Strahlung berücksichtigt werden. Für die eigenen Untersuchungen wird  $\vartheta_{min}$  iterativ mit Gleichung 53 (Wärmeübergang durch Filmsieden) und, zur Berücksichtigung der Wärmestrahlung, mit den Gleichungen 54 bis 56 berechnet.

Durch das kühle Umgebungsfluid steigen die maximale und die minimale Wärmestromdichte um etwa den Faktor 5,5 an. Das Gebiet des Übergangssiedens reicht dadurch von etwa 130°C bis etwa 750°C. Beim UW-Elektrokontakttrennen tritt daher in unmittelbarer Schnitffugennähe auf der Werkstückunterseite Filmsieden auf.

Die mit Hilfe der Gleichungen 45 bis 57 berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für Blasensieden, Übergangssieden und stabiles Filmsieden bei gesättigtem und bei unterkühltem Sieden sind in Abbildung 44 zusammenfassend dargestellt.

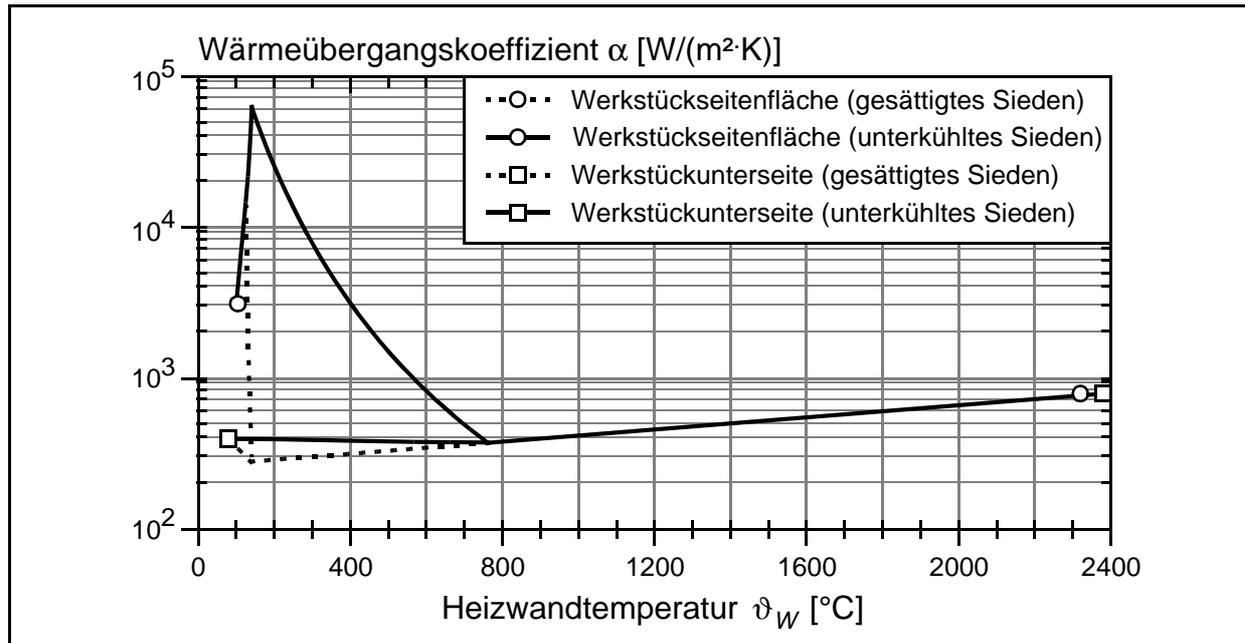


Abbildung 44: Berechneter Verlauf der Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  der Werkstückseitenflächen und Werkstückunterseite über der Heizwandtemperatur für Blasen-, Übergangs- und stabiles Filmsieden bei gesättigtem und bei unterkühltem Sieden

Basierend auf vergleichbaren theoretischen Überlegungen führte *Lindhorst* [49] experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten kleiner Heizwandflächen durch und ermittelte für eine nach unten orientierte Heizwandfläche mit ca. 200 mm<sup>2</sup> einen dreifach höheren Maximalwert des Wärmeübergangskoeffizienten im Temperaturbereich von ca. 110°C als in Abbildung 44 dargestellt. *Lindhorst* führt dieses Phänomen darauf zurück, daß sich bei kleinen Heizwandflächen in diesem Temperaturbereich keine großen zusammenhängenden Dampfblasen bilden können, die den Wärmeübergang wesentlich behindern würden. Gleichzeitig stellt er fest, daß bei kleinen nach oben orientierten Heizwandflächen infolge der wenigen aufsteigenden Dampfblasen die Rührwirkung über der Heizwand geringer ausfällt als zunächst anhand der Gleichungen für größere Heizwände abgeschätzt wurde. Basierend auf diesen Untersuchungsergebnissen schlägt er für kleine Heizwandflächen, wie sie Schweißbädern und damit auch Schnittfugenrändern entsprechen, eine Reduzierung des maximalen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  an den Werkstückseitenflächen auf ca. 1.500 W/m<sup>2</sup>K vor. Unter Berücksichtigung dieser experimentellen Ergebnisse sind die im Rahmen dieser Arbeit für die Prozeßsimulation verwendeten Wärmeübergangskoeffizienten an den Schnittflanken, der direkt angeströmten Werkstückoberseite bzw. Werkstückstirnseite und die im Strömungsschatten liegenden Werkstückseitenflächen und Werkstückunterseite in Abbildung 45 zusammengefaßt.

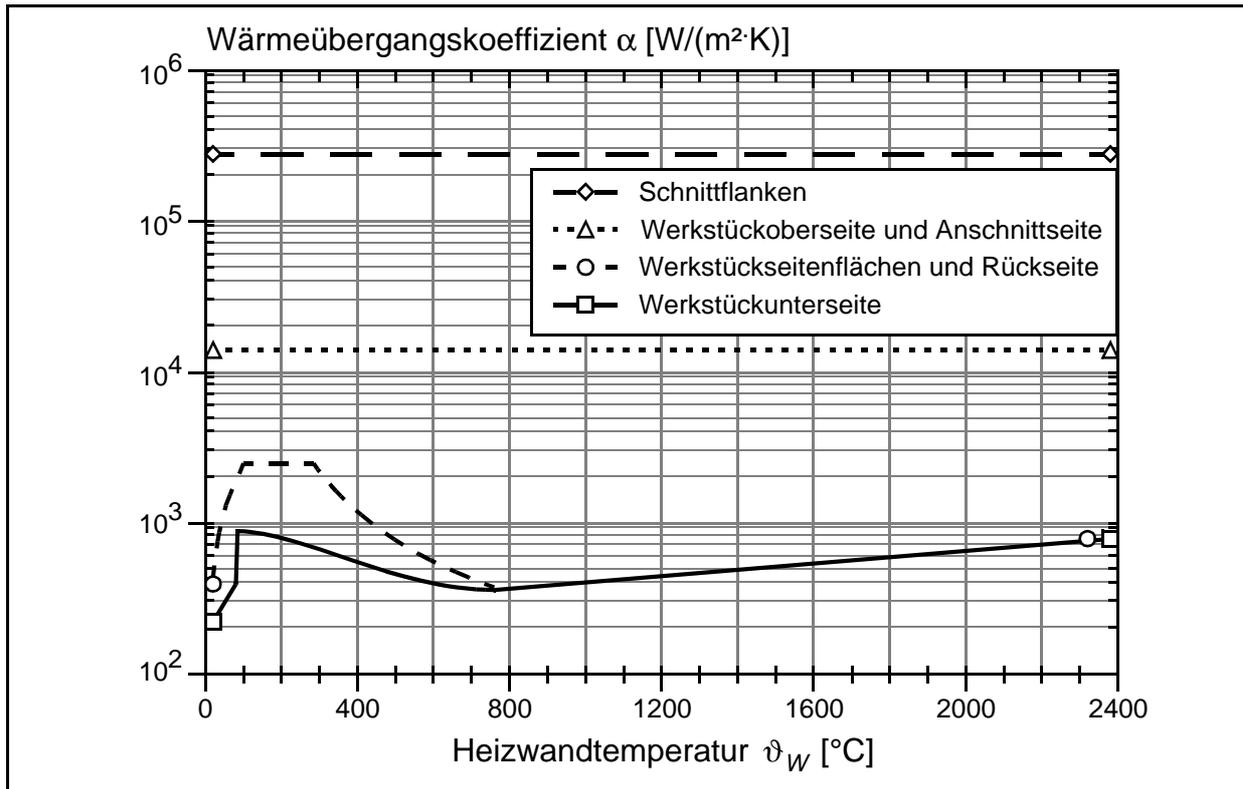


Abbildung 45: Berechneter Verlauf der Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  der Schnittflanken, der Werkstückoberseite, der Werkstückseitenflächen und Werkstückunterseite über der Heizwandtemperatur

## 7.4 Berechnung des instationären Temperaturfeldes

In Abbildung 46 ist die Vorgehensweise bei der thermischen Simulation des UW-Elektrokontakttrennvorgangs dargestellt. Das Ziel der thermischen Schneidsimulation ist die Berechnung eines transienten, dreidimensionalen Werkstücktemperaturfeldes anhand eines Anwendungsbeispiels. Hierzu wird zunächst aus den eingelesenen Geometrie- und Materialdaten automatisiert für jeden zu berechnenden Zeitschritt ein eigenes Modell erstellt, das den aktuellen Verlauf der Schneidfront wiedergibt. Die Konturen des Modells werden aus einfachen, geometrischen Formen durch *Boolesche* Schnittoperationen erzeugt. Anschließend wird eine der jeweiligen Modellgeometrie individuell angepaßte Vernetzung durchgeführt und das Modell gespeichert. Die einzelnen Knotendaten des so erzeugten Modells werden dann für die später durchzuführenden Interpolation aufbereitet. Je nach simulierter Schneidgeschwindigkeit und Modellgröße werden bis zu 195 einzelne Modelle generiert.

In dem nachfolgenden Schritt der thermischen Schneidsimulation werden die Anfangs- und Randbedingungen zur Berücksichtigung der Starttemperatur sowie der Konvektion und Strahlung nacheinander auf die abgelegten Modelle aufgebracht. Dabei werden bereits vorhandene interpolierte Temperaturdaten aus vorhergehenden Lösungen

superpositioniert. Die thermischen Lasten für die Finite-Elemente-Simulation werden mit Hilfe des beschriebenen Wärmequellenmodells erzeugt.

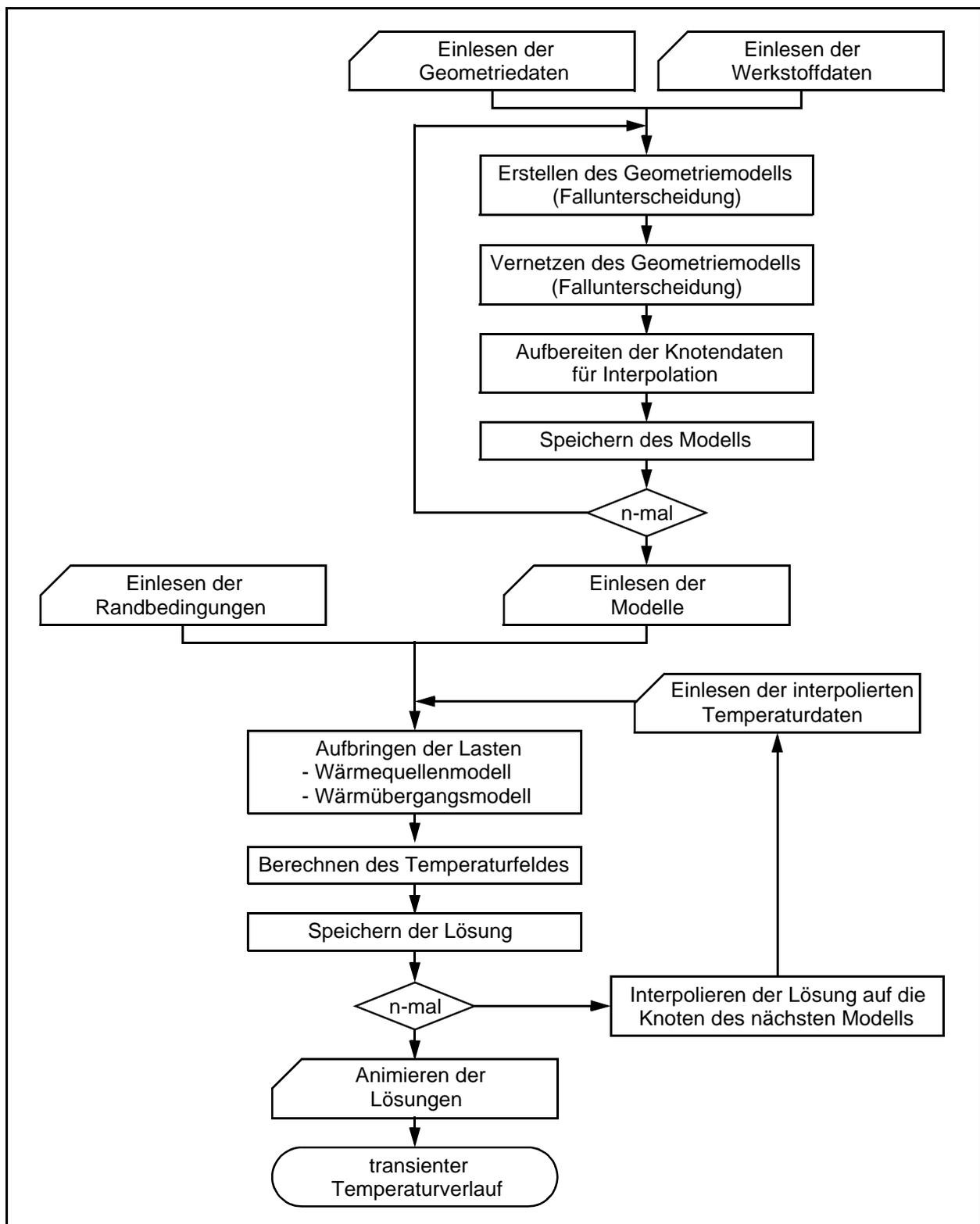


Abbildung 46: Methodik und Vorgehensweise bei der thermischen Schneidsimulation des UW-Elektrokontakttrennvorgangs

Die Berechnung der Lösung erfolgt mit dem *Newton-Raphson*-Verfahren [58]. Nach der vollständigen Berechnung eines Teilmodells wird die interpolierte Lösung auf die Knoten des nächsten Modells übertragen, die übrigen Randbedingungen ergänzt und das Temperaturfeld berechnet. Anschließend wird die Lösung animiert, um den transienten Ablauf zu visualisieren.

Zur Bewertung der numerischen Ergebnisse werden für verschiedene Punkte des Werkstücks die berechneten und die gemessenen Temperaturverläufe über der Zeit gegenübergestellt. Zusätzlich werden die aus den numerischen Ergebnissen bestimmten Abmessungen der Schneidfront und der Wärmeeinflußzone diskutiert.

## 7.5 Definitionen der Randbedingungen

Als Anwendungsbeispiel wird das instationäre Temperaturfeld für einen Fahrschnitt im Gleichlauf entlang der Plattenlängsachse einer 100 mm langen, 100 mm breiten und 20 mm dicken horizontal ausgerichteten Stahlplatte aus S235JRG2 im Flachwasser (1 m Wassertiefe) berechnet. Hierzu wird ein FE-Modell der Stahlplatte inklusive einer sich im Laufe der Simulation ausbildenden und fortschreitenden Schneidfront erstellt. In den folgenden Abschnitten werden die zur Berechnung des instationären Temperaturfeldes notwendigen allgemeinen Randbedingungen, die temperaturabhängigen Werkstoffeigenschaften und die Prozeßparameter zusammengestellt sowie die Diskretisierung des Geometriemodells erläutert.

### 7.5.1 Allgemeine Randbedingungen

Für die Berechnung des transienten Temperaturverlaufes im Werkstück müssen zusätzlich zu den in Kapitel 7.3 aufgeführten Randbedingungen folgende Randbedingungen definiert werden:

- Zur Reduzierung der Rechenzeit und Erhöhung der Genauigkeit durch die abschnittsweise adaptive Vernetzung werden das rechte und das linke Schnittufer als symmetrisch betrachtet. Es wird daher nur eine Blechseite berechnet. Für das Geometriemodell wird in x-Richtung eine Ausdehnung der halben Blechbreite abzüglich der halben Schnittfugenbreite angenommen. Dabei wird die Symmetrieebene entlang der Schnittebene als adiabat angesehen.
- Das betrachtete Geometriemodell wird durch die Wärmequelle an der Schneidfront über den Schmelzpunkt hinaus erhitzt. Die Ausblendung der geschmolzenen Elemente unterbleibt. Das Fortschreiten der Werkzeugkontur und damit der Schneidfront sowie die Entstehung der Schnittfuge werden durch die vorher festgelegte Erstellung einzelner Geometriemodelle simuliert, bei denen im Schnittfortschritt Elemente entfernt werden.
- Dem Geometriemodell und dem Zusatzknoten für die Konvektion wird eine Anfangstemperatur von 288 K zugewiesen. Wärmestrahlungsverluste an die

Umgebung werden in den Bereichen der Plattenunterseite und der Seitenflanken im Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{Str}$  berücksichtigt.

- Mit dem im Kapitel 7.2 erläuterten Modell wird der Wärmeeintrag des UW-Elektrokontakttrennvorganges numerisch simuliert und der zeitabhängige Verlauf des Wärmeeintrags (Lastvektor der Knotenwärmeströme) bestimmt. Der auf diese Weise berechnete Wärmeeintrag wird auf die Knoten des FE-Modells übertragen.
- Der primäre Wärmeverluststrom durch Strahlung der stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbögen an die Umgebung wird für die Modellbildung und Berechnung durch den Wärmewirkungsgrad  $\eta_W$  berücksichtigt. Der Wärmewirkungsgrad wird entsprechend den Betrachtungen in Kapitel 7.2 mit  $\eta_W = 0,9$  angenommen
- Das in Kapitel 6.2 beschriebene Wiedererstarren von zunächst erschmolzenem Schnittfugenmaterial auf den Schnittflanken und dem Schnittfugenrand wird für die Modellbildung und Berechnung aufgrund der geringen Schmelzbadabmessungen vernachlässigt. Im wesentlichen wird dabei der Beitrag der latenten Wärme zum Wärmeeintrag unberücksichtigt gelassen.
- Mit den in Kapitel 7.3 erläuterten Modellen für die Berechnung des temperatur- und strömungsabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten wird eine Wertedatei für die Berechnung des Wärmeüberganges vom Werkstück zum umgebenden Wasser erstellt und abgelegt (vgl. Abb. 44). Hierbei werden die Einflüsse des unterkühlten Siedens und der Dampfblasenentstehung auf der Plattenunterseite berücksichtigt, wobei die während der Versuche herrschende Wassertemperatur von etwa 288 K als konstant angenommen wird.
- Es wird das instationäre Temperaturfeld im Werkstück für den UW-Elektrokontakttrennvorgang unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen, physikalischen Stoffeigenschaften aus Kapitel 7.5.2 berechnet.
- Es wird ein fliegender Anschnitt und Durchschnitt der Platte simuliert, wodurch der Schneidvorgang entsprechend der in Tabelle 5 zusammengefaßten Schneidparameter ca. 30 s dauert. Berechnet wird das instationäre Temperaturfeld für einen Zeitraum von etwa 32 s nach den ersten Kontakt (30 s reine Trennzeit plus etwa 2 s Abkühlzeit). Danach ist die Temperatur in allen für die Diskussion verwendeten Vergleichspunkten unter 200°C abgesunken und der damit für die Ausbildung der mechanischen Schnittfugeneigenschaften bedeutsame Temperaturzyklus durchlaufen.

### 7.5.2 Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften

Die physikalischen Stoffeigenschaften des verwendeten Stahlwerkstoffs, die Dichte  $\rho_{WS}$  sowie die in Abbildung 47 dargestellte spezifische Wärmekapazität  $c_{WS}$ , die spezifische Enthalpie  $h_{WS}$  und die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{WS}$  sind temperaturabhängig. Diese Temperaturabhängigkeit beeinflusst das instationäre Temperaturfeld und wird daher bei den Rechnungen berücksichtigt.

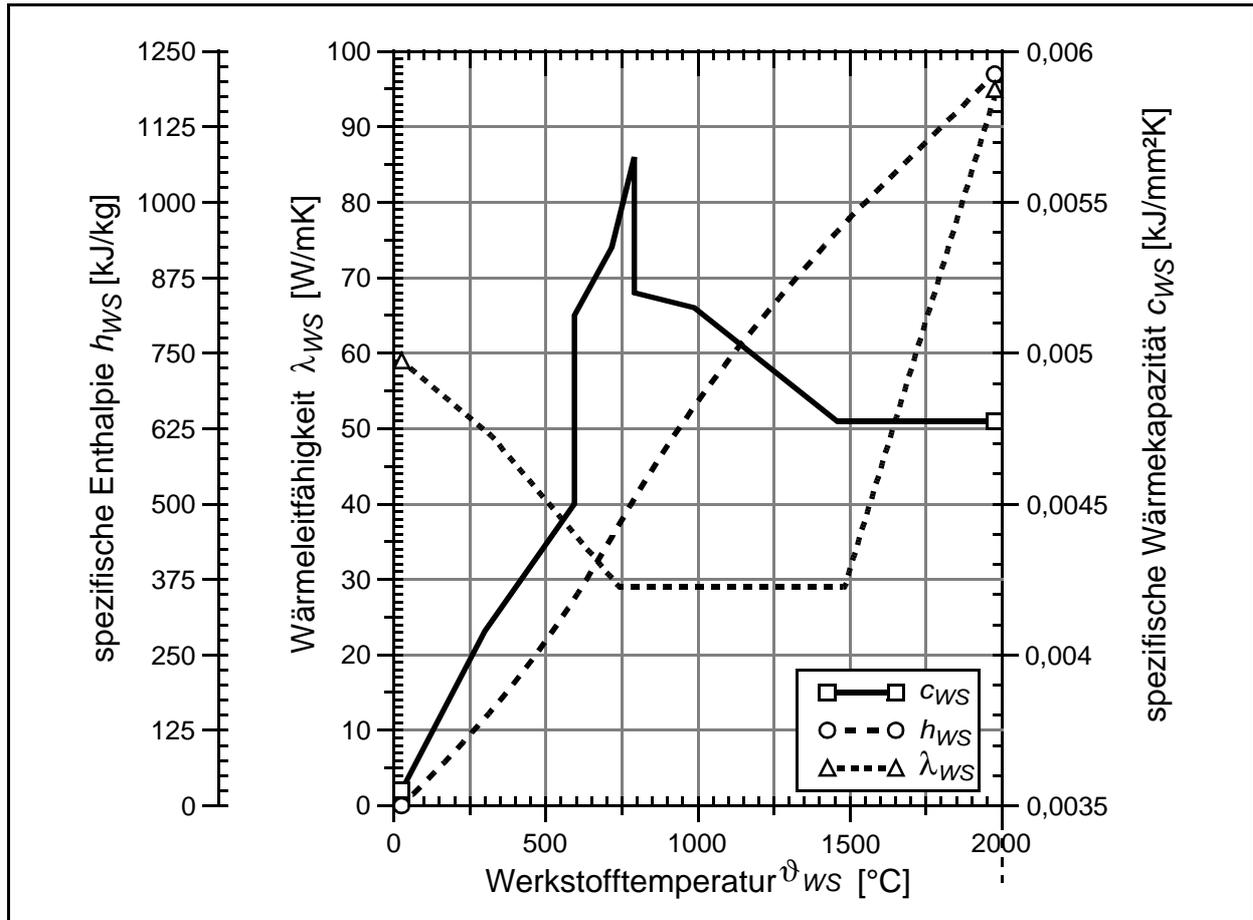


Abbildung 47: Spezifische Wärmekapazität  $c_{WS}$ , spezifische Enthalpie  $h_{WS}$  und Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{WS}$  von S235JRG2 in Abhängigkeit von der Werkstofftemperatur [nach 22, 79,81]

Für Werkstofftemperaturen bis 600°C sind die Daten der physikalischen Stoffeigenschaften des verwendeten Stahlwerkstoffes in den Werkstoffblättern des *Deutschen Vereins für Schweißtechnik (DVS)* [22] detailliert zusammengestellt. Von *Rohloff* und *Zastera* [81] werden die Dichte von 0°C bis 1100°C, die spezifische Enthalpie von 50°C bis 1300°C und die Wärmeleitfähigkeit von 0°C bis 1200°C angegeben. *Richter* [79] hat für eine Reihe von Eisenwerkstoffen die physikalischen Stoffeigenschaften oberhalb 600°C in graphischer Form zusammengestellt, deren chemische Zusammensetzung und physikalischen Stoffeigenschaften denen von S235JRG2 sehr ähnlich sind. Für Dichte und spezifische Wärmekapazität faßt *Richter* die Angaben für unlegierte und niedriglegierte Stahlsorten zusammen und gibt deren temperaturabhängigen Verlauf in Form eines Streubandes bis zu Werkstofftemperaturen von 1100°C für die Dichte sowie von 1300°C für die spezifische Wärmekapazität an. Die Angaben für die Wärmeleitfähigkeit reichen bis etwa 600°C. Oberhalb dieser Temperaturen werden von *Richter* nur die Graphen von reinem Eisen und kohlenstoffarmen Stahl (Armco-Eisen) bis etwa 1600°C fortgeführt. Für die eigenen Berechnungen werden aus den Angaben dieses Streubandes die Verläufe der Mittelwerte berechnet und verwendet. Oberhalb der Schmelztemperatur wird die spezifische Wärmekapazität als temperaturunabhängig betrachtet.

Der unstetige Verlauf der spezifischen Wärmekapazität  $c_{WS}$  über der Werkstücktemperatur in Abbildung 41 läßt einen überproportional starken Einfluß auf das Temperaturfeld im nicht erschmolzenen Werkstückmaterial erwarten. Die dargestellte Diskontinuität der spezifischen Wärmekapazität im Bereich der Umwandlungstemperatur beschreibt den Einfluß der Gefügeänderungen auf das Temperaturfeld, also den Effekt, daß in diesem Temperaturbereich Wärme erzeugt oder verbraucht wird, ohne daß eine Temperaturänderung auftritt [77]. Diese Unstetigkeiten im Kurvenverlauf der spezifischen Wärmekapazität bergen die Gefahr, daß bei zu groß gewählten Integrations-schrittweiten der Wärmeinhalt des betrachteten Geometrieelements ungenau erfaßt wird. Daher wird für die numerische Simulation des Temperaturfeldes die stetig steigende Kurve der spezifischen Enthalpie  $h_{WS}$  verwendet.

### 7.5.3 Geometriedaten und Prozeßgrößen

Das in Kapitel 7.4 verwendete Wärmequellenmodell für die numerische Berechnung des Werkstücktemperaturfeldes ergibt sich sowohl hinsichtlich seiner Geometrie als auch seines Gesamtwärmestromes aus den in Tabelle 5 gewählten Werten.

Tabelle 5: Geometriedaten und Prozeßgrößen für die Temperaturfeldberechnung des Werkstücks

Variable	Formelzeichen	Wert	Einheit
Werkstücklänge	L	100	mm
Werkstückbreite	B	100	mm
Werkstückhöhe	H	20	mm
Werkzeugelektrodenradius	$R_{WZ}$	100	mm
Abstand Rotationsachse/Werkstückoberfläche	a	75	mm
Kontaktlinienlänge	$L_K$	41	mm
mittlere Schnittfugenbreite	$b_m$	3	mm
Krümmungsradius der Schneidfrontkontur	$r_m$	1,5	mm
Arbeitsspannung	$U_A$	54	V
Arbeitsstromstärke	$I_A$	1600	A
elektrischer Wirkungsgrad	$\eta_E$	0,95	-
Schneidwirkungsgrad	$\eta_S$	0,05	-
Vorschubgeschwindigkeit	$v_V$	250	mm/min

## 7.6 Entwicklung und Vernetzung eines Geometriemodells

Durch das Trennen des Versuchswerkstückes entstehen zwei Platten mit den Abmessungen 100 mm x 48,5 mm x 20 mm, da entsprechend der Schneidversuche eine Schnittfugenbreite von 3 mm angenommen wird. Die Schneidfrontkontur im FE-Modell entspricht der Schneidfrontkontur in Abbildung 18f.

Um das kontinuierliche Abtragen des Schnittfugenmaterials zu modellieren und damit das sich ausbreitende transiente Temperaturfeld im Werkstück richtig zu erfassen, wird für jeden zu berechnenden Zeitschritt ein eigenes Modell erstellt, das den aktuellen Verlauf der Werkzeugkontur wiedergibt. Um bei der transienten Simulation eine gute Überlappung der Bereiche hohen Wärmeeintrags zu erhalten, werden die Teilmodelle so eng aufeinander folgend gewählt, daß der Fortschritt der Schneidfront nur ein Viertel der Schnittfugenbreite beträgt [37]. Die Konturen des Modells werden aus einfachen geometrischen Formen durch *Boolesche* Schnittoperationen erzeugt (Abbildung 48).

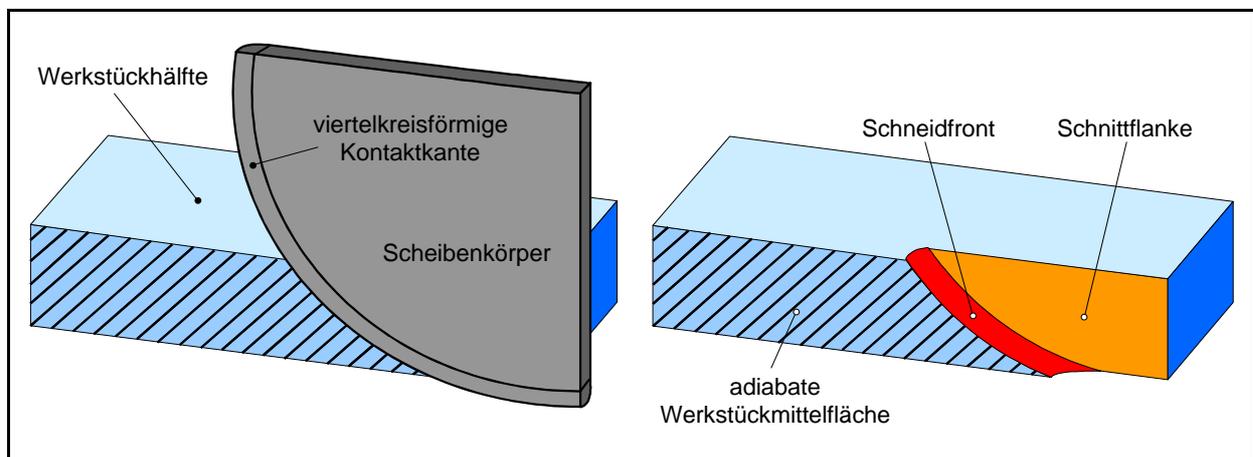


Abbildung 48: Erzeugung der Schnittkontur durch Subtrahieren eines Scheibenkörpers mit angesetzter, viertelkreisförmiger Kontaktkante vom Quader des Werkstücks [37]

Erst danach werden die einzelnen Modelle so mit ungleichmäßigen Tetraedervolumenelementen vernetzt, daß sich die Vernetzungsmaschenweite an der Position der Schneidfront und damit an der Zone des größten Temperaturgradienten orientiert und dieser folgt. Bei der Vernetzung ist das Netz im Bereich der Schnittfläche an der Kontaktfläche am feinsten. Die Netzstruktur vergrößert sich mit größer werdendem Abstand zur Schneidfront. Damit entsteht für jeden Simulationsschritt ein eigenständiges Modell mit einer vollständig neuen, da individuellen Vernetzung (Abbildung 49).

Zur Diskretisierung des Geometriemodells für die thermische Simulation werden ein 3-D-Temperatur-Volumenelement und ein 3-D-Oberflächeneffektelement verwendet (vgl. [58]). Das 3-D-Oberflächeneffektelement kann auf dem Rand von beliebigen Volumenelementen angeordnet und für dreidimensionale, stationäre oder transiente Temperaturfeldanalysen verwendet werden. Zusätzlich zu den drei elementaufspannenden Knoten wird ein Zusatzknoten definiert, der zur Berücksichtigung der Konvektion dient,

so daß das Element insgesamt vier Knoten besitzt. Das verwendete 3-D-Temperatur-Volumenelement besitzt dreidimensionale Wärmeleitungseigenschaften und vier Knoten mit jeweils einem Freiheitsgrad. Das Element ist durch die Angabe der vier Eckknoten und der temperaturabhängigen Materialwerte definiert. Bei der Berechnung von Temperaturtransienten mit kleiner Schrittweite und großem örtlichen Temperaturgradienten an der Oberfläche, wie es bei dem Wärmequellenmodell der Schneidfront der Fall ist, ist ein sehr feines Netz erforderlich, um die Stabilität der Lösung zu verbessern, die Konvergenz zu erleichtern und ein genaueres Ergebnis zu erhalten.

Um den Aufwand der Vernetzung vertretbar zu halten, werden für die zahlreichen Modelle Klassen definiert, die zum einen durch die Phasen des Schnittes und zum anderen durch die Besonderheiten der Komponenten-Numerierung in ANSYS® 5.5.3 bedingt sind. Die Fälle, in denen die rotierende Werkzeugelektrode das Werkstück gerade berührt, mit der im Modell angesetzten Rundung der Scheibe in das Werkstück eindringt, damit gerade genau die Kante des Werkstücks erreicht hat usw., sind durch eine Anpassung der Toleranzkriterien der Modellierung gesondert zu behandeln um punktgenaue Koinzidenzen zu vermeiden. Es werden insgesamt neun separate Vernetzungsmakros ausgeführt, die eine der Modellgeometrie angepaßte Vernetzung ermöglichen. Je nach der zu simulierenden Schneidgeschwindigkeit und Modellgröße werden bis zu 195 einzelne Modelle generiert [37].

Die Abbildung 49 zeigt die Geometrie und Diskretisierung eines Halbmodells des Werkstücks in vier Fortschrittsstufen des Trennschnittes, die hinsichtlich der Maschengröße und -verteilung, die besten Ergebnisse bei einer akzeptablen Rechenzeit (ca. 11 h) lieferten.

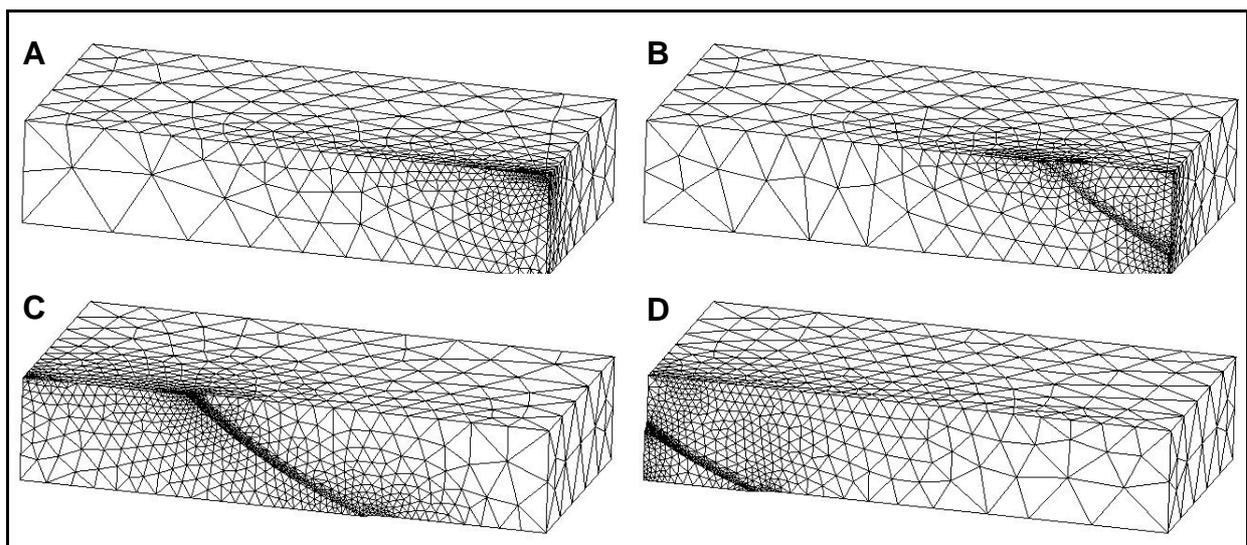


Abbildung 49: Geometrie und Diskretisierung des Halbmodells des Werkstücks in 4 Fortschrittsstufen des Trennschnittes

## 7.7 Numerisch berechnete Temperaturprofile

Zur Berechnung der transienten Lösung werden das Wärmequellenmodell und die Wärmeabgabe an das umgebende Wasser bei dem jeweiligen Lastschritt als Lasten auf ausgewählte Knoten bzw. Flächen des Modells aufgetragen. Um große Temperaturgradienten zu vermeiden, welche die Konvergenz beeinträchtigen, werden die Knoten in der Zone zwischen Heiz- und Kühlbereich von den Lasten ausgenommen. Die Lösungsdaten jedes Teilmodells werden über Hilfsdateien dem nachfolgenden Lösungsschritt zur Verfügung gestellt. Dazu werden sie auf einen neuen Knotenort interpoliert. Die Ergebnisse der Berechnung der Temperaturverläufe werden durch Abbildung 50 illustriert. Die höchsten Temperaturen ergeben sich erwartungsgemäß im unteren Drittel der Kontaktfläche, da dort die höchste Energie eingebracht wird.

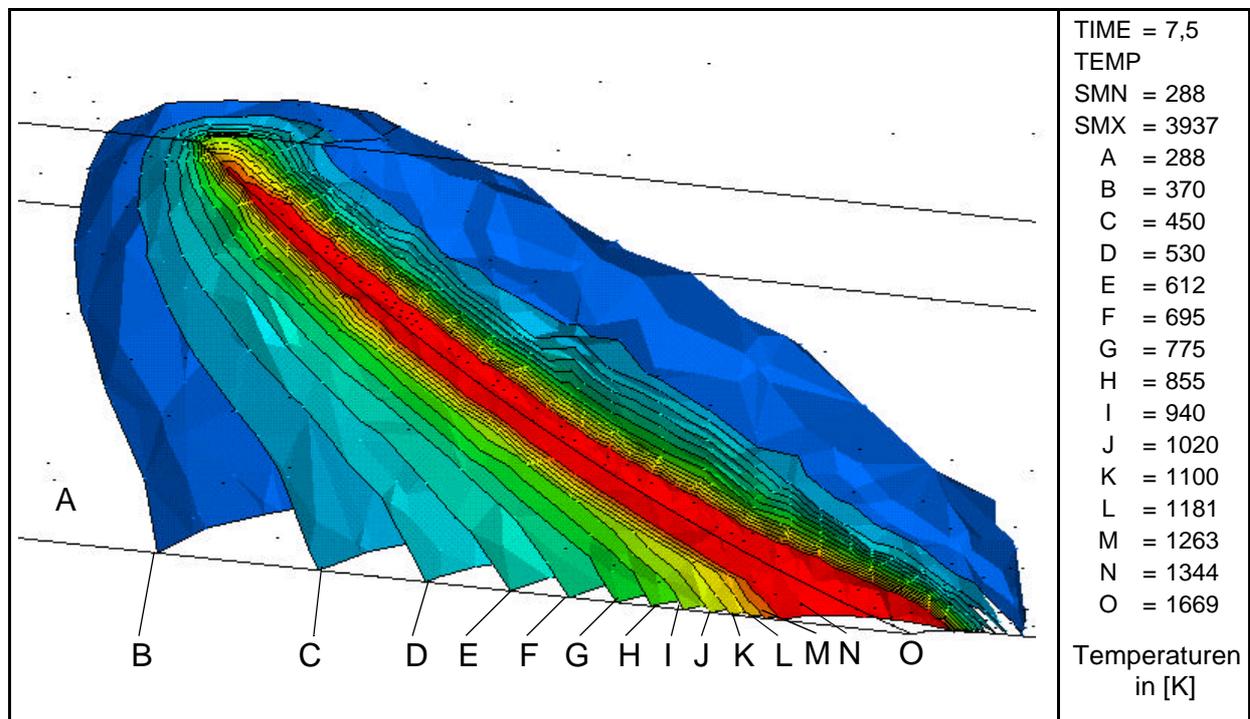


Abbildung 50: Flächen gleicher Temperaturen eines simulierten Elektrokontaktrennschnittes mit den in Tabelle 5 zusammengefaßten Geometriedaten und Prozeßgrößen

Zur Verdeutlichung des transienten Temperaturfeldes sind in Abbildung 51 die Temperaturprofile einiger Lastschritte (LS) dargestellt. Die Maximaltemperaturen und die Form des Temperaturprofils ändern sich zwischen den Lastschritten LS 80 und LS 155 nur unbedeutend. Deutlich zu erkennen ist der große Temperaturgradient an der Schnittvorderte in Blechdickenrichtung. Diese Bilder zeigen anschaulich den konzentrierten Energieeintrag und die hohen Gradienten beim UW-Elektrokontakttrennen. Der eigentlichen Schneidfront eilt Wärme voraus, die eine Überhitzung des Werkstoffs über die Schmelztemperatur bewirkt. Die Kühlmechanismen der aufgebrachten Konvektion hingegen bewirken ein rasches Abkühlen hinter der Schneidzone.

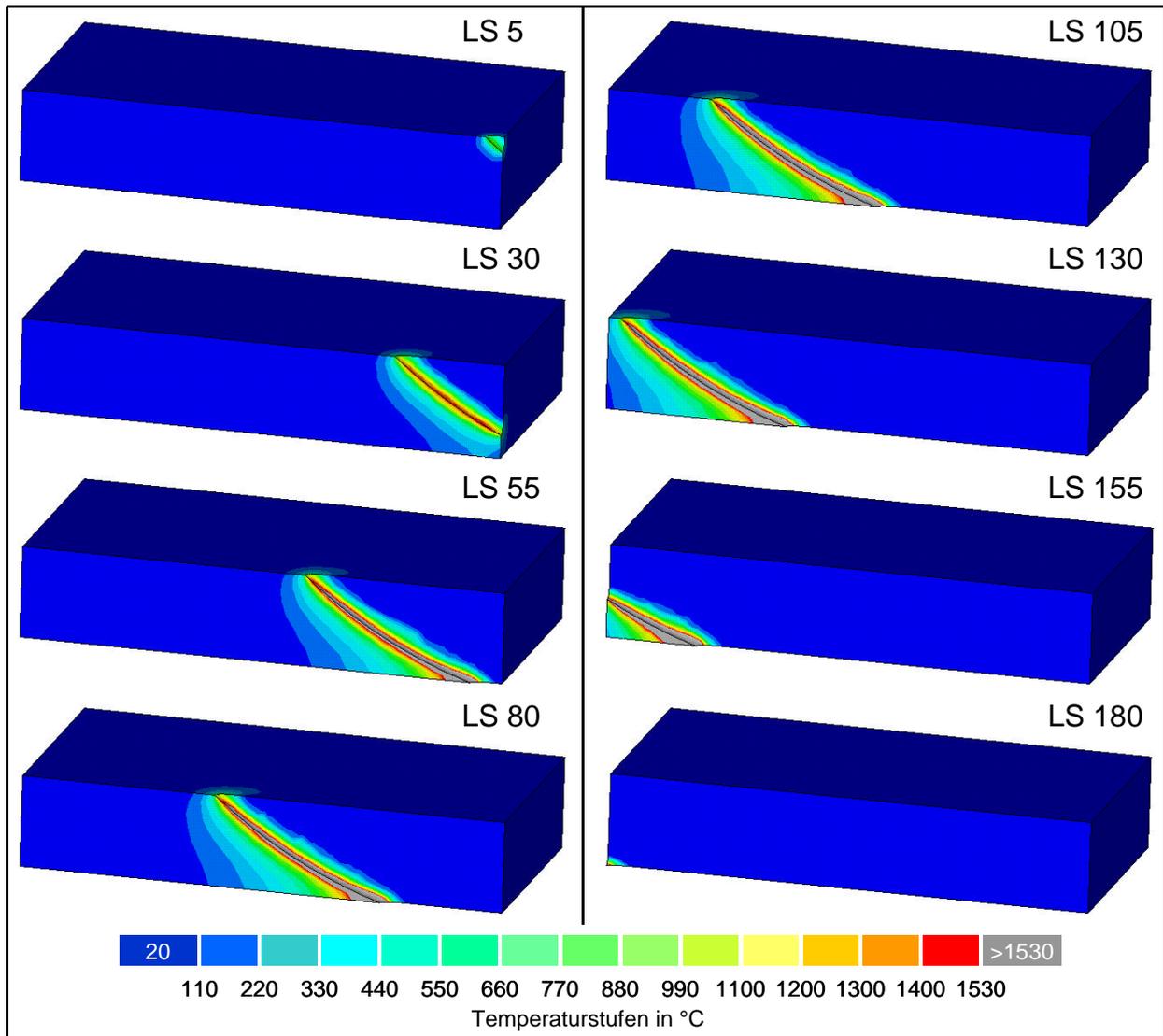


Abbildung 51: Temperaturprofil nach verschiedenen Lastschritten (LS)

## 7.8 Modellverifikation

Die Ergebnisse der Simulation werden durch den Vergleich mit experimentellen Untersuchungen bewertet. Dabei werden die Simulationsrechnungen mittels thermoelementgestützter Temperaturmessungen an ausgewählten Punkten im Werkstück verifiziert. Zudem werden die berechneten Verläufe der Schneidfront und der Wärmeeinflußzone (WEZ) durch Querschliffe einander gegenübergestellt.

### 7.8.1 Thermoelementgestützte Temperaturmessungen

Für die Aufnahme der Thermoelemente werden die Versuchswerkstücke entsprechend Abbildung 52 mit Bohrungen versehen und entsprechend des in Tabelle 5 zusammengestellten Parametersatzes getrennt.

Der zeitliche Temperaturverlauf im Werkstück wird mit neun unterschiedlichen Meßstellenanordnungen gemessen, indem jeweils drei Trennversuche pro Meßstelle durch-

geführt werden, um Streuungen bei den Messungen beobachten zu können. Mit Hilfe der Führungsmaschine wird das Werkstück mit fliegendem Anschnitt und konstanter Geschwindigkeit entlang der Schnittfuge bewegt. Nach Durchschnitt der Platte wird die Stromzufuhr zum Werkzeug unterbrochen, der Vorschub und der Werkzeugrotationsantrieb bleiben eingeschaltet, bis das Werkstück seine Parkposition außerhalb des Werkzeugeingriffs erreicht hat. Die Temperaturmessung wird unmittelbar vor dem ersten Elektrodenkontakt für 40 s aktiviert. Zum Ende des Meßintervalls ist die Temperatur in allen Meßpositionen wieder auf die Umgebungstemperatur von etwa 15°C abgesunken.

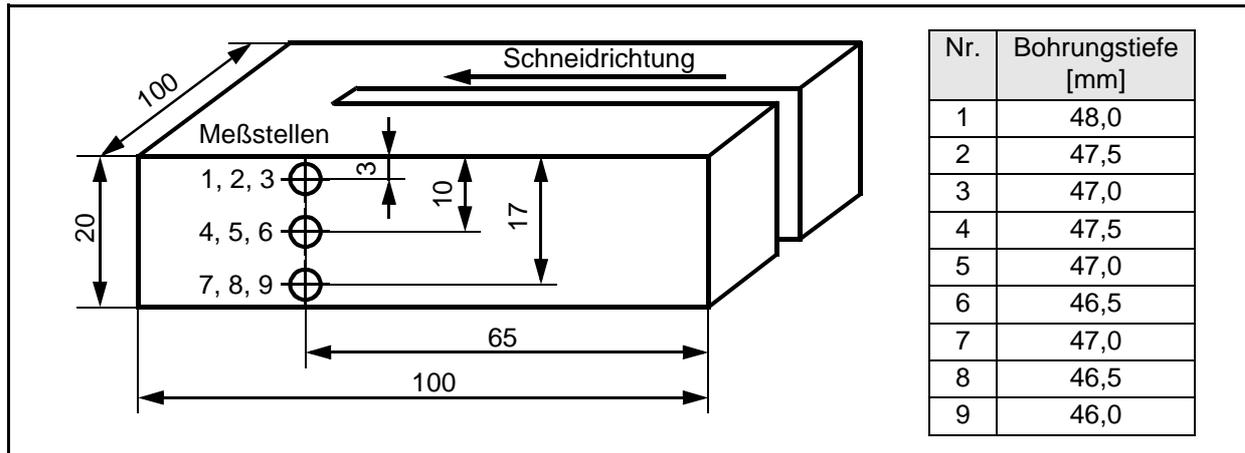


Abbildung 52: Anordnung und Numerierung der Meßstellen im Versuchswerkstück

In den Abbildungen 53 und 54 sind die gemäß Kapitel 5.2 korrigierten und aus drei Versuchen gemittelten Temperaturen der Thermoelemente an den Positionen 4, 5 und 6 bzw. 3, 5 und 7 den berechneten Temperaturen aus der Simulation gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Simulationsrechnung sind jeweils durch einen durchgezogenen Kurvenzug gekennzeichnet, die Ergebnisse der thermoelementgestützten Messungen durch einen gestrichelten Kurvenzug.

Die Temperaturverläufe entsprechen sich insbesondere bei der Aufheizung. In den hintereinander liegenden Meßstellen 4, 5 und 6 der Mittelebene (Abbildung 53) wird das örtliche Temperaturmaximum verzögert gegenüber dem Durchgang der Schneidfront durch die zugehörige Querschnittsebene erreicht. Die Verzögerung ist um so größer und das Maximum um so kleiner, je größer die Entfernung von der Bewegungsebene der Schneidfront ist. Ausgehend von einer Maximaltemperatur von 1100°C in einem Abstand von 1,0 mm hinter der Schnittflanke sinkt die Maximaltemperatur auf 750°C im Abstand von 1,5 mm und < 500°C im Abstand von 2,0 mm. Charakteristisch für Meßstellen unmittelbar an der Schnittkante sind die hohen Aufheizgeschwindigkeiten von 200 bis 400 K/s, Verweildauern im Austenitbereich von bis zu 2 s und Abkühlgeschwindigkeiten von bis zu 450 K/s. Für den Bereich der Schnittflanke sind damit die Bedingungen für eine Martensitbildung - gekennzeichnet durch Abkühlgeschwindigkeiten oberhalb von 200 K/s - erfüllt [43].

In der Abkühlphase verringert sich die gemessene Temperatur im Werkstück langsamer als die durch die Simulation errechnete Temperatur. Dies ist im wesentlichen darauf zurückzuführen, daß in der Simulation unmittelbar hinter der Schneidfront eine starke Kühlung der Schnittflächen angenommen wird. Der Vergleich der Versuchsergebnisse und der Simulationsdaten weist darauf hin, daß bei einer weiteren Verfeinerung der verwendeten Modelle die Bildung und Ausdehnung von Gasblasen hinter der Schneidfront, die die erzwungene Konvektion im Schneidspalt behindern, und evtl. einzelne Nebenlichtbögen zwischen den Werkzeugseitenflächen und den Schnittflanken in stärkerem Maße berücksichtigt werden müssen.

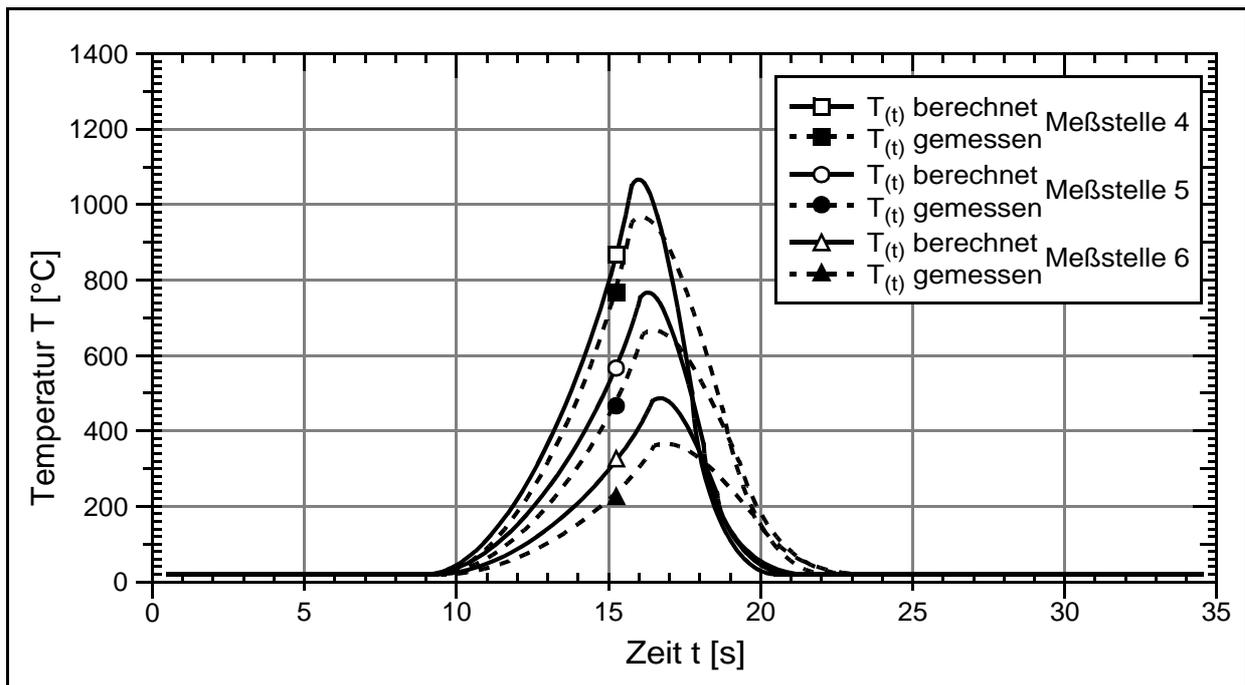


Abbildung 53: Zeitliche Temperaturverteilung im Werkstück an den Meßpunkten 4, 5 und 6

Beim vertikalen Meßstellenvergleich (Meßstellen 3, 5 und 7) in Abbildung 54 vergrößert sich der Unterschied zwischen gemessenem und berechnetem Temperaturverlauf. Aufgrund des im Vergleich zur Werkstückoberseite geringeren Wärmeübergangs an der Werkstückseite nimmt die in der Simulation berechnete Maximaltemperatur zu, bleibt im unteren Blechbereich jedoch hinsichtlich der gemessenen Maximaltemperatur und der Verweildauer in diesem Temperaturbereich hinter den gemessenen Temperaturen zurück. Dieses Phänomen ist darauf zurückzuführen, daß das Simulationsmodell die Ausbildung des zunächst offenen Schneidfronttrichters nicht berücksichtigt, die bewirkt, daß die gemessene Maximaltemperatur aufgrund der kurzzeitigen Nähe zur Schneidfront unverhältnismäßig stark ansteigt. Weiterhin werden bei der Simulation die sich hinter der Schneidfront aufbauenden und wiedererstarrenden Schmelzeschichten nicht berücksichtigt, die einen Teil ihrer latenten Wärme an den Grundwerkstoff zurückgeben

und dadurch zu einer verzögerten Abkühlung der unmittelbar hinter der Schnittkante gelegenen Bereiche (Meßstellen 7, 8 und 9) führen.

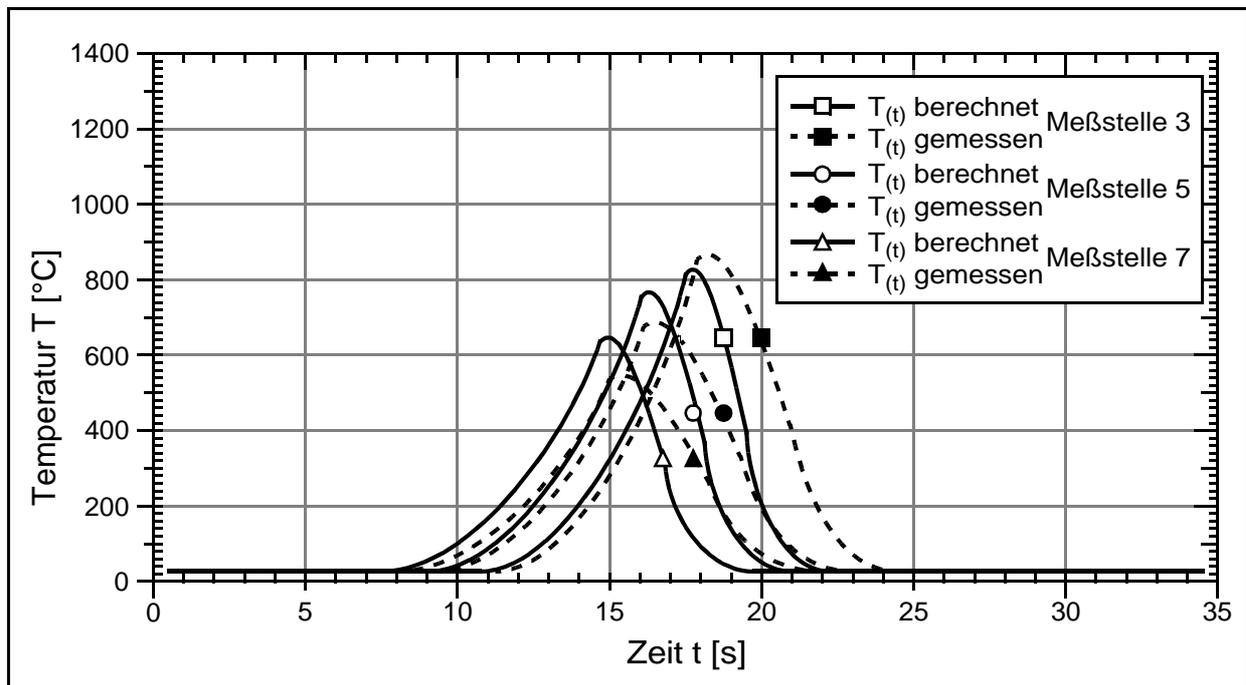


Abbildung 54: Zeitliche Temperaturverteilung im Werkstück an den Meßpunkten 3, 5 und 7

### 7.8.2 Konturvergleich der Wärmeeinflußzone

Die Abbildungen 55a und 55b zeigen die aus dem berechneten Temperaturfeld bestimmten Verläufe der Schneidfront übertragen in einen Längsschliff der Schneidfront bzw. die Verläufe der Schnittflanke und der Wärmeeinflußzone übertragen in einen Querschliff der realen Schnittkante. Als Grenzlinie für die berechnete Schneidfront bzw. Schnittflanke wurden die Verläufe der 1470°C-Isothermen angenommen. Zusammen mit den übrigen dargestellten Isothermen verbinden sie jeweils die Punkte des Modells, die während eines Schnittes die gleichen Temperaturen maximal erreicht hatten. Informationen über die Verweildauer in den einzelnen Temperaturbereichen sind daher in dieser Darstellung nicht enthalten. Aufgrund des schrägen Schneidfrontverlaufes mußten für die Bildinformation bezüglich der Schnittflankendarstellung 20 Einzelbilder zusammenfassend ausgewertet werden.

Der berechnete Verlauf der durch die 1470°C-Isotherme bestimmten Schneidfront in Abbildung 55a stimmt sowohl in der Form als auch in den Abmessungen sehr gut mit den experimentellen Ergebnissen überein. Der prinzipbedingt höhere Wärmeeintrag und die schlechtere Wärmeabfuhr in der unteren Hälfte des Versuchswerkstückes führen sowohl in der Simulation als auch im Experiment zu einer Aufweitung der Schnittfuge. Die Elementgröße läßt allerdings kein genaueres Herausarbeiten der WEZ zu. Die Ergebnisse von *Tekriwal & Mazumder* [103] sowie *Guan & Cao* [36] belegen, daß

insbesondere an der Grenze zwischen Grundwerkstoff und Schmelze das Modell mit einem feinen Netz diskretisiert werden muß, um die hohen Temperaturgradienten in diesem Bereich richtig abzubilden, wobei berücksichtigt werden muß, daß dort die Wahl der Zeitschrittweite der Belastungsschritte einen starken Einfluß auf die Ergebnisse hat.

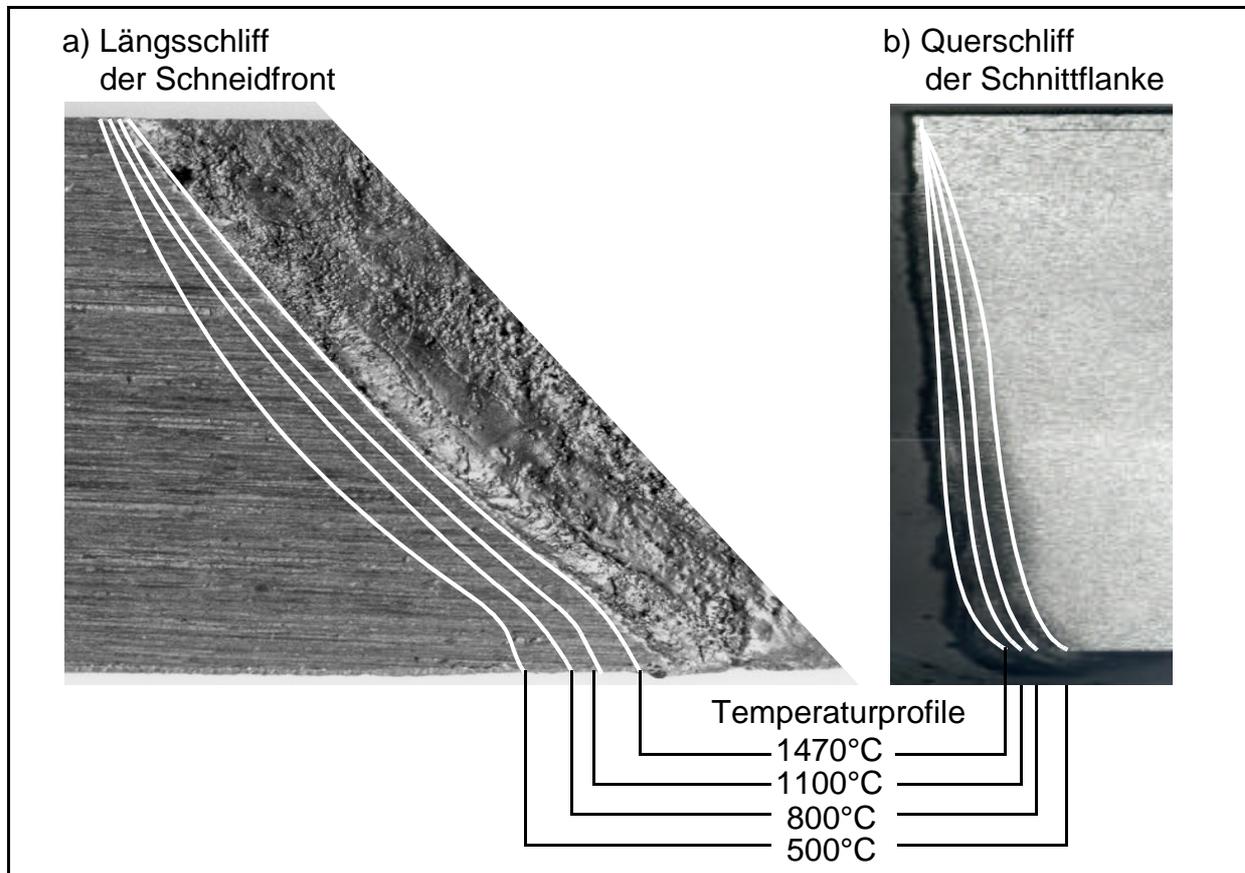


Abbildung 55: Berechnete Abmessungen der Schnittkontur und der Temperaturprofile der Wärmeeinflußzone übertragen in einen Längsschliff und einen Querschliff

Auch in Abbildung 55b stimmen die Verläufe der Schnittflanke und der Wärmeeinflußzone im Bereich des Werkzeugeintritts gut mit den Verläufen der berechneten Isothermen überein. Im unteren Bereich wird allerdings bei der Realkontur mehr Material abgetragen als beim simulierten Schnitt. Dies ist auf die Ausbildung des Schneidfronttrichters zurückzuführen, dessen Geometrie und dessen Auffüllen mit Schmelze von der Simulation nicht berücksichtigt wurden. Der bereits anhand von Abbildung 54 beschriebene Effekt des durchlaufenden, zunächst geöffneten Schneidfronttrichters auf das Temperaturfeld im Schnittflankenbereich des Werkzeugaustritts spiegelt sich auch in Abbildung 55b bezüglich der WEZ wider.

Die in weiten Bereichen gute Übereinstimmung zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen zeigt, daß das Ziel dieser Arbeit, die Berechnung des instationären Werkstücktemperaturfeldes für den UW-Elektrokontaktrennvorgang, erreicht worden ist.

Ansatzpunkte für eine Weiterentwicklung der Modellbildung sollten die verfeinerte Abbildung des sich in Werkzeugumlaufrichtung erweiternden Schneidfronttrichters und der teilweise an den Schnittflächen ablagernden wiedererstarrenden Schmelzzonenschichten sein. Bei Vorhandensein einer leistungsfähigen Hardware sollten die Elemente, die eine Temperatur oberhalb der Schmelztemperatur besitzen, nach jedem Lastschritt ausgeblendet und die abfließende und zum Teil wiedererstarrende Schmelze und deren latente Wärme stärker berücksichtigt werden. Voraussetzung hierfür sind exakte thermische und metallurgische Werkstoffdaten im beim Schneiden auftretenden Temperaturbereich. Diese liegen jedoch nicht vollständig dokumentiert vor.

Die Schneidsimulation ist aufgrund der physikalischen Gegebenheiten ein stationäres, transientes und nichtlineares Problem. Kleine Ungenauigkeiten in den Werkstoffparametern können daher zu großen Abweichungen im Ergebnis führen. Eine weitere Grenze dieser Vorgehensweise ist derzeit in den hohen Rechenzeiten der Simulation zu sehen. Beträgt die Rechenzeit für das im Rahmen dieser Arbeit gewählte Versuchswerkstück (Abmessungen 100 x 50 x 20 mm) derzeit rund 11 h auf einem SUN ULTRA 2 Rechner mit 2 ULTRA SPARC-II 300 MHz-Prozessoren, so würde die Gefügeberechnung etwa die dreifache Zeit benötigen.

## 8 Bewertung der Gesamtergebnisse

Für die industrielle Nutzung des UW-Elektrokontakttrennens ist die Konzeption eines zuverlässigen und an die jeweiligen, extremen Umgebungsbedingungen angepaßten Werkzeugsystems erforderlich. Im Vordergrund steht dabei der fernbediente Einsatz in der Offshore-Industrie und der Wartung sowie dem Rückbau kerntechnischer Anlagen. Zur Optimierung des Prozesses ist zudem eine Analyse und Modellierung der physikalischen Prozeßabläufe erforderlich.

Durch die Kombination des entwickelten Trennwerkzeugs mit einem klarwasserhydraulischen Antriebssystem ist eine Pilotanlage entstanden, welche zukünftig im industriellen Einsatz erprobt und hinsichtlich der vom Anwender geforderten Kriterien bewertet werden muß. Die technischen Anforderungen an das Trennwerkzeugsystem hinsichtlich Zuverlässigkeit, Flexibilität und Leistungsdichte können insbesondere aufgrund der integrierten Quecksilberstromzuführung und der auf das Werkzeug abgestimmten Werkzeugelektrode bereits im jetzigen Entwicklungsstadium als erfüllt angesehen werden. Das Prinzip der Stromübertragung mittels Quecksilber hat sich auch bei der Übertragung von Arbeitsströmen bis 4000 A einwandfrei bewährt. Durch den geringen Wartungsaufwand und die Inkompressibilität des Stromübertragungsmediums ist der Einsatz des Trennwerkzeugsystems prinzipbedingt auch in Wassertiefen größer 100 m möglich. Durch die Wahl eines Arbeitsspannungsbereiches von 40 bis 65 V wurde mit Blick auf die Unfallverhütungsvorschrift VBG 15 [107] und das DVS-Merkblatt 1812 [29] der unmittelbaren Prozeßbeobachtbarkeit durch Taucher Rechnung getragen.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, daß durch systematische Trennversuche zur Identifizierung signifikanter Prozeßparameter und zur Bewertung der Schnittqualität beim UW-Elektrokontakttrennen, weitreichende Verbesserungen erzielt werden können. Insbesondere gelang es bislang anwendungsspezifisch existierende Defizite hinsichtlich der Abschätzung der Leistungsfähigkeit des UW-Elektrokontakttrennens für eine UW-Schweißnahtvorbereitung zu beseitigen. So wurden an Baustahl der Güte S235JRG2 erstmalig die sich spannungsabhängig ergebende Schneidleistung und Schnittqualität des UW-Elektrokontakttrennprozesses in einem Blechdickenbereich bis 20 mm qualifiziert. Im Kappschnitt können Trenngeschwindigkeiten von 4000 mm/min an 15 mm und 2400 mm/min an 20 mm dicken Blechen erreicht werden, wohingegen beim technologisch bedeutsameren Fahrschnitt mit einem Abstand von 70 mm zwischen der Werkzeugrotationachse und der Werkstückoberfläche die Trenngeschwindigkeiten auf 2300 mm/min (15 mm Blechdicke) bzw. 850 mm/min (20 mm Blechdicke) im untersuchten Parameterbereich abfallen.

Durch einen Fahrschnitt im Werkzeuggegenlauf kann eine gratfreie Schnittfugenunterkante und eine sich nach oben gleichmäßig öffnende Schnittfuge erzeugt werden, so daß die entstehenden Schnittflächen ohne Nacharbeit und ohne die Gefahr von Wurzelfehlern infolge von Bartanhaftungen verschweißt werden können.

Bei der Analyse der werkstückbezogenen Qualitätsaspekte wurden die Abhängigkeiten zwischen der Prozeßparametern und allen nach DIN EN ISO 9013 [28] für die UW-Schweißnahtvorbereitung relevanten Qualitätskriterien ermittelt. Als zentrale qualitätsbestimmenden Prozeßparameter konnten die Arbeitsspannung, die Schneidleistung und die auf die Schnittdicke bezogene Kontaktlinienlänge identifiziert werden. Die ermittelten Schnittqualitäten entsprechen hinsichtlich der Rechtwinkligkeitstoleranz dem Bereich 3 bis 5 nach DIN EN ISO 9013 und genügen damit der Qualitätsanforderungen für eine Schweißnahtvorbereitung.

Die technologischen Eigenschaften der Schnittflächen, quantifiziert durch lichtmikroskopische Untersuchungen und Mikrohärtemessungen, differieren bezüglich den Abmessungen der WEZ dergestalt, daß die Ausdehnungen der WEZ von der Elektroden-eintrittsseite zur -austrittsseite zunimmt, jedoch eine maximale Breite von 1,5 mm nicht übersteigt. Abgesehen von den, dem Grundwerkstoff vorgelagerten, wiedererstarteten Schmelzeschichten im Bereich des Werkzeugaustritts mit ihren Härtemaxima von bis zu 480 HV<sub>0,5</sub> ergeben sich im Grundwerkstoff selbst über die Werkstückhöhe identische Härteverläufe mit einem mittleren Aufhärtungsniveau von 290 bis 330 HV<sub>0,5</sub>.

Der spezifische Werkzeugelektrodenverschleiß wurde eindeutig und reproduzierbar qualifiziert und quantifiziert, so daß die Voraussetzungen für die zukünftige Entwicklung eines entsprechenden Verschleißüberwachungssystems geschaffen wurden.

Die ermittelten Zusammenhänge stellen für den Anlagenbetreiber eine wertvolle Hilfe bei der Prozeßauslegung und Parameterwahl dar.

Eine Übertragung der gewonnenen Ergebnisse auf die Entwicklung eines Steuerungsalgorithmus erscheint angesichts der angestrebten Anwendungsbereiche der Trenntechnik sinnvoll. Hierbei sollte ein, dem robusten Charakter der UW-Elektrokontakttrenntechnik entsprechender, anwendungsorientierter Zwei-Punkt-Regelungsalgorithmus gefunden werden, der auf einer einfachen Spannungs- oder/und Stromanalyse basieren sollte. Komplexe Steuerungsalgorithmen, die auf einer Klassifizierung und Quantifizierung der Lichtbogenwirkanteile basieren, wie sie von *Schulze & Pape* [90] vorgeschlagen werden, erscheinen aufgrund des dafür notwendigen Qualifizierungsaufwandes für den flexiblen und fernbedienten Werkzeugeinsatz als zu störungsanfällig gegenüber Schwankungen der Randbedingungen.

Auf den erarbeiteten Grundlagen im Bereich der Bewertung der Wirkung der Einflußgrößen auf das Bearbeitungsergebnis und die Prozeßgrößen wurde ein wärme-physikalisches Modell zur numerischen Berechnung des instationären Temperaturfeldes im Werkstück für das UW-Elektrokontakttrennen etabliert. Dabei ist das Ziel der Modellbildung, eine Basis für die Berechnung der Schneidgeschwindigkeit und des Schneidfrontverlaufes an komplexen Bauteilen mit der Finite-Elemente-Methode zu schaffen, erreicht worden. Die Modellbildung umfaßte neben der Approximation des Wärmeintrages durch den Elektrokontakttrennvorgang die Entwicklung eines Berechnungs-

modells für den Wärmeübergang vom Werkstück zum Wasser, das neben der erzwungenen Konvektion infolge der Werkzeugrotation die freie Konvektion und Siedevorgänge auf der dem Werkzeug abgewandten Werkstückseite berücksichtigt. Eine Neuerung gegenüber bisherigen Wärmequellenmodellen stellt die Annahme eine *Gauß*-normalverteilten azimuthalen Wärmestromdichteverteilung zur mathematischen Abbildung der sowohl zeitlich als auch räumlich über der Schneidfront stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbögen dar. Mit diesem Modell konnte unter Nutzung des Finite-Elemente-Programms ANSYS<sup>®</sup> 5.5.3 die Wärmeverteilung im Werkstück und die geometrische Gestalt der Schneidfront berechnet werden. Somit ist es nun möglich, die Schnittkantengeometrie und somit die Qualität auf der Basis eines Modells für das UW-Elektrokontakttrennen vorherzusagen. Diese Ergebnisse wurden durch den Vergleich der Temperaturdaten, die aus thermoelementgestützten Versuchen gewonnen wurden, und Schnittflächenbildern nachhaltig verifiziert.

Aufbauend auf diesem Modell können zukünftig bei Trennaufgaben an komplexen Werkstücken die optimalen Einflußgrößen ohne umfangreiche Untersuchungen bestimmt werden, bei denen die beste Schnittqualität zu erwarten ist. Ansatzpunkte für eine Weiterentwicklung der Modellbildung sollten die verfeinerte Abbildung des sich in Werkzeugumlaufrichtung erweiternden Schneidfronttrichters und der teilweise an den Schnittflächen ablagernden wiedererstarrenden Schmelzzonenschichten sein. Bei Vorhandensein einer leistungsfähigen Hardware sollten die Elemente, die eine Temperatur oberhalb der Schmelztemperatur besitzen, nach jedem Lastschritt ausgeblendet und die abfließende und zum Teil wiedererstarrende Schmelze und deren latente Wärme stärker berücksichtigt werden. Durch eine starke Netzverfeinerung in unmittelbarer Umgebung der Schneidfront und eine genauere Anpassung der Zeitschrittweite können damit zumindest die teilentkoppelten thermo-metallurgischen Zusammenhänge des gekoppelten thermo-mechanisch-metallurgischen Problems der WEZ-Ausbildung eingehender untersucht werden. Die Auswirkungen hochfrequenter mechanischer Schwingungsanregungen [vgl. 47] infolge der mechanischen Reibkräfte der Werkzeugelektrode und der Druckstöße der sich stochastisch ausbildende Hochstromkurzlichtbögen auf die Bildung von Leerstellen und damit auf die Diffusionsvorgänge bzw. die Phasenumwandlungen in der WEZ der Schnittflanken können nur in aufwendigen Grundlagenuntersuchungen weiter herausgearbeitet werden. Für die derzeit abzusehenden Anwendungsbereiche des UW-Elektrokontakttrennens erscheint dieser Mehraufwand nicht gerechtfertigt.

## 9 Zusammenfassung

Das zukünftige Entwicklungspotential des UW-Elektrokontakttrennens für Fertigungs-, Wartungs-, Reparatur- und Zerlegeaufgaben hängt von der Entwicklung kleinbauender und anwendungsorientierter Trennsysteme ab. Infolge der vielfältigen Randbedingungen, insbesondere des Umgebungsmediums und -druckes kann diese Entwicklung ohne ein umfassendes Grundlagenwissen zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge zwischen den Einstell- bzw. Prozeßgrößen und den Qualitätsmerkmalen sowie den ablaufenden physikalischen Mechanismen nicht voran getrieben werden.

Das Anwendungspotential des UW-Elektrokontakttrennens ist zur Zeit noch nicht voll ausgeschöpft, da es im wesentlichen in stationären Anlagen lediglich für Trennaufgaben im Anlagenrecycling und Halbzeugzuschnitt in Konkurrenz zum mechanischen Trennschleifen und Sägen eingesetzt wird. Die flexible, robotergeführte Handhabung der UW-Elektrokontakttrenntechnik in extremer Umgebung ist mit bestehender Anlagentechnik noch nicht erreichbar. Eine Verbesserung des Trennprozesses und der Verfahrenstechnik wird im Augenblick durch rein empirisches Wissen und Versuchsreihen mit einer Variation der Parameter realisiert. Grundlagenuntersuchungen zum Verfahrensablauf sowie die Entwicklung mathematisch-physikalischer Modelle zur Beschreibung des Elektrokontakttrennvorganges wurden in der Vergangenheit aufgrund des stochastischen Prozeßcharakters zurückhaltend betrieben und lassen noch keinen praxisrelevanten Nutzen für die Offshore-Industrie erkennen.

Die Ziele der Arbeit sind daher die Flexibilisierung des Verfahrensablaufes und die Erarbeitung von Grundlagenwissen sowie methodischer Ansätze zur Prozeßoptimierung und -beschreibung unter Zuhilfenahme der numerischen Simulation für das UW-Elektrokontakttrennen, um dieses UW-Trennverfahren für den Einsatz in den oben genannten Problemfeldern zu qualifizieren.

Vor diesem Hintergrund wird zunächst in werkzeugbezogenen technologischen Entwicklungen ein kleinbauendes, flexibles Trennwerkzeugsystem mit integrierter Stromübertragung mittels Quecksilber qualifiziert. Durch Adaption eines klarwasserhydraulischen Antriebssystems wurde die Grundlage für einen fernbedienten Unterwassertrennprozeß gelegt. In systematischen, experimentellen Untersuchungen wurden an Baustahl der Güte S235JRG2 erstmalig die sich spannungsabhängig ergebende Schneidleistung und Schnittqualität des UW-Elektrokontakttrennprozesses über einen Blechdickenbereich von 5 bis 20 mm qualifiziert. Es konnten ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Schneidleistung und der Arbeitsstromdichte in Abhängigkeit von der Arbeitsspannung ermittelt werden.

Bei der Analyse der werkstückbezogenen Qualitätsaspekte wurden die Abhängigkeiten zwischen der Prozeßparametern und allen nach DIN EN ISO 9013 [28] für die UW-Schweißnahtvorbereitung relevanten Qualitätskriterien ermittelt. Als zentrale qualitätsbestimmenden Prozeßparameter konnten die Arbeitsspannung, die Schneid-

leistung und die auf die Schnittdicke bezogene Kontaktlinienlänge identifiziert werden. Die ermittelten Schnittqualitäten entsprechen hinsichtlich der Rechtwinkligkeitstoleranz dem Bereich 3 bis 5 nach DIN EN ISO 9013 und genügen damit der Qualitätsanforderungen für eine Schweißnahtvorbereitung.

Die technologischen Eigenschaften der Schnittflächen, quantifiziert durch lichtmikroskopische Untersuchungen und Mikrohärtmessungen, differieren bezüglich den Abmessungen der WEZ dergestalt, daß die Ausdehnungen der WEZ von der Elektroden Eintrittsseite zur -austrittsseite zunimmt, jedoch eine maximale Breite von 1,5 mm nicht übersteigt. Abgesehen von den wiedererstarteten Schmelzeschichten im Bereich des Werkzeugaustritts mit ihren Härtemaxima von bis zu 480 HV<sub>0,5</sub> ergeben sich im Grundwerkstoff selbst über die Werkstückhöhe identische Härteverläufe mit einem mittleren Aufhärtungsniveau von 290 bis 330 HV<sub>0,5</sub>.

Der spezifische Werkzeugelektrodenverschleiß wurde eindeutig und reproduzierbar qualifiziert und quantifiziert. Durch Anpassung der Schneidparameter läßt sich ein relativer Elektrodenverschleiß von 9% erreichen.

Auf den erarbeiteten Grundlagen im Bereich der Bewertung der Wirkung der Einflußgrößen auf das Bearbeitungsergebnis und die Prozeßgrößen wurde ein wärme-physikalisches Modell zur numerischen Berechnung des instationären Temperaturfeldes im Werkstück für das UW-Elektrokontakttrennen etabliert. Dabei ist das Ziel der Modellbildung, eine Basis für die Berechnung der Schneidgeschwindigkeit und des Schneidfrontverlaufes an komplexen Bauteilen mit der Finite-Elemente-Methode zu schaffen, erreicht worden. Die Modellbildung umfaßte neben der Approximation des Wärmeintrages durch den Elektrokontakttrennvorgang die Entwicklung eines Berechnungsmodells für den Wärmeübergang vom Werkstück zum Wasser, das neben der erzwungenen Konvektion infolge der Werkzeugrotation die freie Konvektion und Siedevorgänge auf der dem Werkzeug abgewandten Werkstückseite berücksichtigt. Eine Neuerung gegenüber bisherigen Wärmequellenmodellen stellt die Annahme eine Gauß-normalverteilten azimuthalen Wärmestromdichteverteilung zur mathematischen Abbildung der sowohl zeitlich als auch räumlich über der Schneidfront stochastisch verteilten Hochstromkurzlichtbögen dar. Mit diesem Modell konnte unter Nutzung des Finite-Elemente-Programms ANSYS<sup>®</sup> 5.5.3 die Wärmeverteilung im Werkstück und die geometrische Gestalt der Schneidfront berechnet werden. Diese Ergebnisse wurden durch den Vergleich der Temperaturdaten, die aus thermoelementgestützten Versuchen gewonnen wurden, und Schnittflächenbildern nachhaltig verifiziert.

## 10 Literatur

- [1] Auslegungsschrift DE 24 12 203 B2: *Verfahren und Vorrichtung zum Lichtbogen-schneiden*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Bekanntmachungstag: 21.06.1979.
- [2] Auslegungsschrift DE 24 16 765 B: *Elektrische Kontakteinrichtung einer Maschine mit einer Kontaktflüssigkeit*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Bekanntmachungstag: 13.06.1979.
- [3] Baehr, H. D.; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. 3. Auflage. Berlin u. a. : Springer, 1997.
- [4] Bain, M. I.; Semikolennykh, M. N.; Tolstov, I. A.: *Die Abhängigkeit der Grundkennziffern der Elektrokontaktbearbeitung vom Werkzeugmaterial und vom technischen Regime* (russ.). *Elektronnaja obrabotka materialov*, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 3, S. 87-90.
- [5] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. 5. Auflage. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1988.
- [6] Bejar, M. A.; Orellana, C.: *Electrocontact discharge grinding of cutting tool metals*. *International Journal of Machine Tool Design and Research*. Oxford: Pergamon Press, Bd. 24 (1984) Nr. 2, S. 95-103.
- [7] Berenson, P. J.: *On transition boiling heat transfer from a horizontal surface*. Ph. D. thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1960.
- [8] Bergless, A. E. (Jr.); Thompson, W. G.: *The relationship of quench data to steady-state pool boiling data*. *International Journal of Heat & Mass Transfer*. Oxford: Pergamon Press, Bd. 13 (1970) 13, S. 55-68.
- [9] Blöchl, R.: *Zum Einfluß der Oberflächenstruktur unterschiedlich bearbeiteter Heizflächen auf die Wärmeübertragung beim Blasensieden*. Dissertation, Technische Hochschule Karlsruhe, 1986.
- [10] Bohl, W.: *Technische Strömungslehre*. 10. Auflage, Würzburg: Vogel Buchverlag, 1994.
- [11] Böhme, D.; Hermann, F.-D.: *Handbuch der Schweißverfahren - Teil II: Autogentechnik, Thermisches Schneiden, Elektronen-/Laserstrahlschweißen, Reib-, Ultraschall- und Diffusionsschweißen*. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Düsseldorf: DVS Verlag, S. 1-34 u. S. 73-103, 1992.
- [12] Bromley, L. A.: *Heat transfer in stable film boiling*. *Chemical Engineering Progress*. New York: American Institute of Chemical Engineers. Bd. 46 (5), 1950, S. 221-227.

- [13] Cecurin, S. L.; Zakarjan, G. A.: *Mathematisches Modell des Elektrokontakt-trennens* (russ.). Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 26 (1990) Nr. 3, S. 3-6.
- [14] Chowdhury, S. K. R.; Winterton, R. H. S.: *Surface effects in pool boiling*. International Journal of Heat & Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 28 (10), (1985), S. 1881-1889.
- [15] Conn, W. M.: *Die technische Physik der Lichtbogenschweißung*. Berlin: Springer-Verlag, 1959.
- [16] Davydov, A. S.: *Elektrokontaktbearbeitung von Metallen* (russ.). Stanki i instrument, Moskau, Bd. 28 (1957), Nr. 7, S. 6-9.
- [17] Davydov, A. S.: *Konstruktion und Berechnung von Maschinen für die Elektrokontaktbearbeitung von Metallen* (russ.). Stanki i instrument, Moskau, Bd. 35 (1964) Nr. 6, S.20-23.
- [18] Davydov, A. S.: *Elektrokontaktglätten* (russ.), Stanki i instrument, Moskau, Bd. 37 (1966) Nr. 1, S. 10-12.
- [19] Davydov, A. S.; Vitlin, V. B.; Semenov, V. N.: *Untersuchung der Charakteristik von Kontakt-Lichtbogen-Entladungen* (russ.). Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 21 (1985) Nr. 2, S. 31-35.
- [20] Davydov, A. S.; Vitlin, V. B.; Semenov, V. N.: *Berechnungsmethode für die Länge von Kontakt-Lichtbogen-Entladungen* (russ.), Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 22 (1986) Nr. 5, S. 41-44.
- [21] Davydov, A. S.; Vitlin, V. B.; Sickova, M. K.; Stepanov, E. M.: *Der Einfluß der geometrischen Parameter der Werkzeugelektrode auf die Produktivität des Elektrokontakt-trennens* (russ.). Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 6, S. 10-13.
- [22] Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): *Handbuch der Kennwerte von metallischen Werkstoffen nach EN*. DVO-Datenverarbeitung. 1.0038.20.01.0 Kap. Fe360 B.
- [23] DIN 4768: *Ermittlung der Rauheitskenngrößen  $R_a$ ,  $R_z$  und  $R_{max}$  mit elektrischen Tastschrittgeräten - Begriffe, Meßbedingungen*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, Mai 1990.
- [24] DIN 8580: *Fertigungsverfahren*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, 1985.
- [25] DIN 8590: *Fertigungsverfahren Abtragen. Einordnung - Unterteilung - Begriffe*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, 1985.

- [26] DIN 50133: *Härteprüfung nach Vickers*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, 1985.
- [27] DIN EN 60584, Teil 1-3: *Teil 1: Thermopaare - Grundwerte der Thermospannungen (1996); Teil 2: Grenzabweichungen der Thermospannungen (1994); Teil 3: Thermoleitungen und Ausgleichsleitungen - Grenzabweichungen und Kennzeichnungssystem (1993)*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, 1993-1996.
- [28] DIN EN ISO 9013: *Thermisches Schneiden. Einteilung thermischer Schnitte - Verfahrensgrundlagen, Qualität, Maßtoleranzen*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin, Köln: Beuth-Verlag, 2000.
- [29] DVS Merkblatt 1812: *Arbeitsschutz beim Unterwasserschweißen und -schneiden*. Hrsg. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V.. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1987.
- [30] Fritz, W.: *Berechnung des Maximalvolumens von Dampfblasen*, Physikalische Zeitschrift, *Leipzig*, Bd. 36 (1935), Nr. 11, S. 379-384.
- [31] Fujii, T.; Imura, H.: *Natural-convection heat transfer from a plate with an arbitrary inclination*. International Journal of Heat & Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 15, (1972), S. 755-767.
- [32] Fujii, T.; Honda, H.; Morioka, J.: *A theoretical study of natural convection heat transfer from downward-facing horizontal surfaces with uniform heat flux*. International Journal of Heat & Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 16, (1973), S. 611-627.
- [33] Gieck, K.; Gieck, R.: *Technische Formelsammlung*. 30. deutsche Auflage (75. Gesamtauflage), Germering: Gieck Verlag, 1995.
- [34] Gröber, H.; Erk, S.; Grigul, U.: *Die Grundgesetze der Wärmeübertragung*. 3. Auflage. Berlin; Heidelberg; New York: Springer, 1981.
- [35] Gruchow, A.: *Beitrag zum automatisierten Einsatz thermischer Trennverfahren in der Offshore-Industrie*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 308, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994.
- [36] Guan, Q.; Cao, Y.: *Verification of FE programs for thermal strain-stress analysis using high temperature Moiré measurement*. Welding in the World, Bd. 31, (1993) Nr. 5, S. 344-347.
- [37] Haferkamp, H.; Bosse, J.; Philipp, E. et al.: *Thermische Prozesse bei der Elektrokontaktbearbeitung unter Wasser*. In: 1. CAD-FEM Users' Meeting, Internationale FEM-Technologietage. Friedrichshafen. 20.-22. September 2000.

- [38] Hamann, R.: *Numerische Berechnung des instationären Temperaturfeldes im Schweißkörper für den nassen Plasma-MIG-Unterwasserschweißvorgang*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 378, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996.
- [39] Hamann, R.; Mahrenholtz, O.: *Arbeits- und Ergebnisbericht - 2. Finanzierungsperiode*. DFG - SFB 264. Kap. Teilprojekt A 4. 1993/4.
- [40] Hamann, R.; Mahrenholtz, O.: *On the influence of the surface heat transfer coefficient on wet underwater welds*. In: International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE), 1994, Vol. 4.
- [41] Hell, F.: *Grundlagen der Wärmeübertragung*. 3. Auflage. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1982.
- [42] Huang, H.-C.; Usmani, A. S.: *Finite element analysis for heat transfer*. London: Springer, 1994.
- [43] Irmer, W.: *Zum Einfluß des thermischen Trennprozesses auf Werkstoffveränderungen an der Schnittkante*. Dissertation. TH Otto von Guericke Magdeburg, 1985.
- [44] Jakob, M.: *Heat transfer*. Vol. 1. New York: Wiley & Sons, 1958.
- [45] Juchvid, M. E.; Kravec, A. T.: *Die Bearbeitung rotatorischer Oberflächen mit der Elektrokontaktmethode* (russ.). *Stanki i instrument*, Moskau, Bd. 31 (1960) Nr. 5, S. 18-21.
- [46] Kasmira, L. D.; Coj, S. M.: *Untersuchung des Temperaturfeldes beim Elektrokontakttrennen von Werkstücken mit der Berechnung des Wärmeaustausches auf der Oberfläche* (russ.). *Elektronnaja obrabotka materialov*, Kischinev, Bd. 25 (1989) Nr. 6, S. 58 - 60.
- [47] Langenecker, B.: *Effect of sonic and ultrasonic radiation on safety factors of rocket and missiles*. *Journal of American Institute of Aeronautics and Astronautics*, Bd. 1 (1963), S. 80-83.
- [48] Lienhard, J. H.; Dhir, V. K.; Rihard, D. M.: *Peak pool boiling heat flux measurements on finite horizontal flat plates*, *Transaction ASME, Journal of Heat Transfer*, 1973, S. 477-482.
- [49] Lindhorst, L.: *Numerische Simulation des Plasma-MIG-Unterwasserschweißens - Eigenspannungen, Gefüge und Bruchmechanik*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 499, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999.
- [50] Livsiz, A. L.; Juchvid, M. E.: *Die Elektrokontaktmethode zur Beseitigung schadhafter Schichten an Gußblöcken* (russ.). *Stanki i instrument*, Moskau, Bd. 30 (1959) Nr. 4, S. 16-18.

- [51] Manion, M.; La Guardia, T. S.: *Decommissioning handbook*. US Department of Energy, Washington, 1980.
- [52] McAdams, W.: *Heat transmissions*. 3. edn. New York: Mc-Graw-Hill Book CO., 1985.
- [53] Meshcheriakov, G. N.: *Electro-physical processes in electric pulse metal cutting from the point of view of efficiency and polarity of electrode wear*. Annals of the CIRP. Bd. 18. S. 491-499.
- [54] Miyamoto, M.; Katoh, Y.; Kurima, J.; Kurhara, S.; Yamashita, K.: *Free convection heat transfer from vertical and horizontal short plates*. International Journal of Heat & Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 28 (9) (1985), S. 1733-1745.
- [55] Muravyev, V. F. et al.: *Electrophysical machining equipment for electrical-contact parting-off*. Stanki i instrument, Moskau, Vol. 57 (1986), No. 5, S. 26-27.
- [56] Muravyev, V. F.; Malyavin, B. G.; Yurenko, Y. F.: *Contact-arc metal cutting and processing in nuclear industry*. Soviet atomic energy, Vol. 65, No. 3, (1988), S. 194-197.
- [57] Muravyev, V. F.; Yurenko, Y. F.: *Contact-arc metal cutting and treatment in nuclear industry*, NIKIMT, Moskau, Vol. 5, (1989), S. 40-46.
- [58] Niemeyer, M.: *Beschreibung der physikalischen Vorgänge beim atmosphärischen Plasmaschmelzschnitten*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 494, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998.
- [59] Nishikawa, K.; Fujita, Y.; Otha, H.; Hidaka, S.: *Effect of the surface roughness on the nucleate boiling heat transfer over the wide range of pressure*. In: The 7th International Heat Transfer Conference. Vol. 4. 1982. S. 61-66.
- [60] Nishikawa, K.; Fujita, Y.; Uchida, S.; Otha, H.: *Effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer*. International Journal of Heat and Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 27 (9), (1984). S. 1559-1571.
- [61] N. N.: *ANSYS Theory reference*; Seventh Edition, SAS IP, Inc., 1996.
- [62] N. N.: *Elektrowärme, Theorie und Praxis*. Essen: Verlag W. Giradet 1974.
- [63] N. N.: *The Retech Arc Saw - High speed metall cutting technology*. Prospekt Retech Inc.. Ukiah, California USA, 1976.
- [64] N. N.: *Thermoelemente, Auswahl und Anwendung*. (Firmenschrift). Krick Messtechnik & Partner KG. Langenselbold, 2000.

- [65] Noack, H.: *Messung und Berechnung des dreidimensionalen instationären Temperaturfeldes in unter Wasser geschweißten Platten*. Dissertation, Universität der Bundeswehr, Hamburg, 1984.
- [66] Offenlegungsschrift DE 20 56 768 A: *Elektrischer Kontakt*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Offenlegungstag: 25.05.1972.
- [67] Offenlegungsschrift DE 30 04 531 A1: *Drehanoden-Röntgenröhre*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Offenlegungstag: 13.08.1981.
- [68] Patentschrift DE 28 19 810 C2: *Verfahren und Vorrichtung zum Einschneiden einer Schnittrinne in einen metallischen Gegenstand*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Veröffentlichungstag: 24.09.1987.
- [69] Patentschrift DE 741 913 C: *Stromzuführung zum Rotor eines Unterwasser-Turbogenerators*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Veröffentlichungstag: 07.10.1943.
- [70] Patentschrift DE 39 36 170 A1: *Vorrichtung in Kraftfahrzeugen zur Übertragung eines elektrischen Signals*. Hrsg: Deutsches Patentamt, Offenlegungstag: 02.05.1991.
- [71] Peitzsch, L.: *Elektrisch abtragendes Trennen*. Dissertation B. Technische Universität „Otto von Guericke“ Magdeburg, 1989.
- [72] Pjatunin, B. A. et al.: *Trial decommissioning of nuclear reactors*. Atomnaja Energija, Bd. 69, (1990), S. 157 - 160.
- [73] Pjatunin, B. A ; Vainstein, V. V.; Yurenko, Y. F.; Kuglov, A. K.: *Contact-arc cutting an processing in nuclear power*. Atomnaja Energija, Bd. 65, Nr. 3, (1988), S. 194-202.
- [74] Pridgeon, L. A.; Badger, W. L.: *Studies in evaporator design - effect of surface conditions*. Industrial and engineering chemistry, Washington, Bd. 16 (5), (1924), S. 474-478.
- [75] Priesmeyer, U. *Thermische Schneidverfahren und Werkstoffreaktionen im Hinblick auf die Entstehung von Staub und Aerosolen*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 450, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997.
- [76] Radaj, D.: *Wärmewirkungen des Schweißens - Temperaturfeld, Eigen- spannungen, Versetzung*. Berlin u. a.: Springer, 1988.
- [77] Radaj, D.: *Heat effects of welding*. Berlin u. a.: Springer, 1992.
- [78] Rhodes, F. H.; Bridges, C. H.: *Heat transfer to boiling liquids*. Chemical Engineering Progress. New York: American Institute of Chemical Engineers, Bd 35, (1939), S. 73-95.

- [79] Richter, F.: *Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen, 1973.
- [80] Rjabov, I. V.: *Berechnung optimaler Regime bei der Bearbeitung mit Kurzlichtbögen* (russ.). *Elektronnaja obrabotka materialov*, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 5, S. 10-13.
- [81] Rohloff, H.; Zastera, A.: *Physikalische Eigenschaften gebräuchlicher Stähle - Daten für Hersteller und Anwender*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 1996.
- [82] Ruge, J.: *Handbuch der Schweißtechnik - Band II: Verfahren und Fertigung*. Bd. 2, 3. Auflage. Berlin u. a.: Springer, 1993.
- [83] Rykalin, N.: *Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen*. Berlin: VEB Verlag Technik, 1957.
- [84] Schellhase, M.: *Der Schweißlichtbogen - ein technologisches Werkzeug*. Berlin: VEB Verlag Technik, 1985.
- [85] Schlichting, H.: *Grenzschicht-Theorie*. (8.) 9. Auflage. Karlsruhe: Braun, (1982) 1997.
- [86] Schreck, G.: *Aspekte zum Rückbau kerntechnischer Anlage unter Einsatz fernbedienter Unterwasser-Demontagetechniken*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 6 Nr. 406, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998.
- [87] Schulenberg, T.: *Natural convection heat transfer below downward facing horizontal surface*. *International Journal of Heat & Mass Transfer*. Oxford: Pergamon Press, Bd. 28 (2) (1985), S. 467-477.
- [88] Schulze, H.-P.: *Die Elektrokontaktentladungsbearbeitung (ECDM) - ein elektrothermisches Verfahren zur Recyclingvorbereitung*. In: Werkstofftag 1993, München, 8. und 9. März 1993/VDI-Gesellschaft Werkstofftechnik. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1993 (VDI-Bericht 1021), S. 459 - 462.
- [89] Schulze, H.-P.; Buhlan, M.; Kubitz, F.; Witte, M.: *EK-Schleifen von Kontaktierungsflächen: Schmutz ist kein Hindernis*. Schweizer Maschinemarkt, Goldach (1990) Nr. 32, S. 26-31.
- [90] Schulze, H.-P., Pape, Th.: *Ausnutzung der unterschiedlichen Entladungserscheinungen für die Hochleistungsbearbeitung von hochfesten Materialien*. 40. Internationales wissenschaftliches Kolloquium der Technischen Universität Ilmenau vom 18. bis 21. September 1995.
- [91] Schulze, H.-P.; Werner, U.: *Trennen von Stahlseilen durch hochproduktives Verfahren der Elektrokontaktbearbeitung*. DIMA, Die Maschine, Ludwigsburg AGT Verlag Thum, Bd. 46 (1992) Nr. 5. S. 50-53.

- [92] Schulze, H.-P.; Werner, U.: *Theoretische Betrachtungen zu den Wirkprinzipien bei der Elektrokontaktbearbeitung in flüssigen und gasförmigen Arbeitsmedien*. Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität „Otto von Guericke“ Magdeburg, Bd. 32 (1988) Heft 8, S. 86-90.
- [93] Schulze, H.-P.; Werner, U.: *Theory of electric-contact discharge machining (ECDM) and its application in heavy-duty processes*. In: Electromachining-Proceedings of the 10th International Symposium (ISEM X) 6-8 May 1992 Magdeburg. S. 647-653.
- [94] Semenov, V. N.; Foteev, N. K.: *Wirkung des magnetischen Feldes auf den Prozeß des Elektrokontakttrennens (russ.)*. Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 3, S. 5-10.
- [95] Semenov, V. N.; Foteev, N. K.: *Die Ausbreitung der Wärme, die bei der Elektrokontaktbearbeitung in den Elektrodenzwischenraum eingebracht wird (russ.)*. Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 5, S. 18 - 20.
- [96] Semenov, V. N.; Foteev, N. K.: *Über die Wanderung der elektrischen Lichtbogenentladung im Elektrodenzwischenraum beim Elektrokontakttrennen (russ.)*. Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 19 (1983) Nr. 6, S. 5-10.
- [97] Semenov, V. N.; Foteev, N. K.: *Die Qualität der Oberfläche nach dem Elektrokontakttrennen (russ.)*. Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 20 (1984) Nr. 1, S. 5-9.
- [98] Semenov, V. N.; Foteev, N. K.: *Einige Fragen der Untersuchungsmethodik des Elektrokontakttrennens (russ.)*. Elektronnaja obrabotka materialov, Kischinev, Bd. 20 (1984) Nr. 2, S. 11-15.
- [99] Siebert, M.: *Untersuchung zum Einfluß des Wandmaterials und des Rohrdurchmessers auf den Wärmeübergang von horizontalen Rohren an siedende Flüssigkeiten*. Dissertation. Technische Hochschule Karlsruhe. 1987
- [100] Singh, S. N.; Birebak, R. C.; Drake, R. M. (Jr.): *Laminar free convection heat transfer from downward-facing horizontal surface of finite dimensions*. Prog. Heat & Mass Transfer. Oxford: Pergamon Press, Bd. 2 (1969), S. 87-98.
- [101] Steiner, H.: *Partikelmeßtechnik beim Plasmaschmelzschnitten*. Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 245, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1992.
- [102] Stephan, K.: *Wärmeübergang beim Kondensieren und beim Sieden*. Berlin u.a.: Springer, 1988.

- [103] Tekriwal, P.; Mazumder, J.: *Thermomechanical analysis of residual strains and stresses in GMA welds*. In: David, S. A.; Vitek, J. M. (eds), *Recent Trends in Welding Science and Technology*, ASM International, 1989.
- [104] Thome, P.: *Methode de coupage par l'interieur par scie á l'arc électrique*. Luxemburg: Amt für amtliche Veröffentlichungen der Europäischen Gemeinschaft, 1990.
- [105] Tönshoff, H. K.; Falkenberg, Y.; Friemuth, T.: *Kontakterosives Schärpen von metallisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. *Industrie Diamanten Rundschau* Nr. 2, 1996, S. 117-123.
- [106] Tsai, C. L.; Masubuchi, K.: *Interpretive report on underwater welding*. *Water Resources Bulletin*, Atlanta, Bd. 224 (1977), S. 1-37.
- [107] VBG 15: *Unfallverhütungsvorschrift - Schweißen, Schneiden und verwandte Arbeitsverfahren*. Hrsg. Hauptverband der gewerblichen Berufsgenossenschaften - Zentralstelle für Unfallverhütung und Arbeitsmedizin. Sankt Augustin, 1978.
- [108] VDE/VDI (Hrsg.): *Grundsätzliches zur Temperaturmessung*. Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, Kap. VDE/VDI-3511, 1991/1992.
- [109] VDI-Richtlinie 2906, Blatt 1 und 9: *Schnittflächen beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Blatt 1: Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe; Blatt 9: Funkenerosives Schneiden*. Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1994.
- [110] VDI-Wärmeatlas: *Berechnungsblätter für den Wärmeübergang*. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure; GVG VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen. 8. Auflage. Berlin u. a.: Springer, 1997.
- [111] Versemann, R.: *Beitrag zum automatisierten autogenen Brennschneiden unter Wasser*. *Fortschritts-Berichte VDI Reihe 2* Nr. 513, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999.
- [112] Verband für Schiffbau und Meerestechnik e. V. (Hrsg.): *Fertigungsstandard des deutschen Schiffbaus*. 4. Auflage, 1990.
- [113] Vitlin, V. B.; Davydov, A. S.: *Die Höhe des Einschnittes beim Elektrokontakt-Schleiftrennen* (russ.). *Elektronnaja obrabotka materialov*, Kischinev, Bd. 23 (1987) Nr. 1, S. 88-89.
- [114] Wagner, W.: *Strömung und Druckverlust*. 4. Auflage. Würzburg: Vogel Buchverlag, 1997.

- [115] Wagner, W.; Kruse, A.: *Properties of water and steam: the industrial standard IAPWS-IF97 for the thermodynamic properties and supplementary equations for other properties; tables based on these equations = Zustandsgrößen von Wasser und Wasserdampf*. Berlin u. a.: Springer, 1997
- [116] Wegst, C. W.: *Stahlschlüssel*. 18. Auflage. Marbach: Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, 1998.
- [117] Wicht, H.: *Beitrag zum elektrothermischen und elektrochemisch-elektrothermisch-mechanischen Schneiden*. Dissertation B. Technische Universität „Otto von Guericke“ Magdeburg, 1980.
- [118] Yangihaa, S.; Seiki, Y.; Nakamura, H.: *Dismantling techniques for reactor steel structures*. Nuclear Technology, Bd. 86, (1989), S. 148-158.
- [119] Yokota, M.; Ishikawa, H.: *Underwater arc saw gets to work on the vessel at Japan's JPDR*. Nuclear engineering international, Bd. 434, Nr.35 (1990).
- [120] Zacharias, P.: *Elektrophysikalische und elektrochemische Abtragsverfahren - ihre technische Entwicklung und empirische Modellierung*. Dissertation B. Technische Universität „Otto von Guericke“ Magdeburg, 1985.
- [121] Zolotych, B. N.; Meshcheriakov, G. N.: *Practical significance of the theory of electro-discharge machining in fluids*. Elektro-Machining in the Workshop (ISEM 4). 18. und 19. September 1974, Bratislava. S. 65-67.
- [122] Zuber, N.; Tribus, M.; Westwater, J. W.: *The hydrodynamic crisis in pool boiling of saturated and subcooled liquids*. In: International Heat Transfer Conference. Bd. 27 (1961), S. 230-236.
- [123] Zwickert, H.: *Untersuchung der Kontaktverhältnisse bei der Stromübertragung auf den Schweißdraht*. Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität „Otto von Guericke“ Magdeburg, Bd. 31 (1987) Heft 4, S. 96-102.

## Lebenslauf

Name: Eckhardt Philipp  
Geburtsdatum: 09.05.1968  
Geburtsort: Kiel  
Staatsangehörigkeit: Deutsch  
Familienstand: Verheiratet mit Liane Philipp  
Wir haben eine Tochter und einen Sohn.

### Schulbildung:

08/74 bis 12/74 Goethe-Grundschule, Kiel  
01/75 bis 07/78 Grundschule Strande, Strande  
08/78 bis 12/79 Gymnasium Altenholz Stift, Altenholz  
01/80 bis 05/87 Marianne-Weber-Gymnasium, Lemgo  
05/87 Reifezeugnis

### Wehrdienst:

10/87 bis 9/88 Grundwehrdienst, 7. Schnellbootgeschwader, Kiel

### Studium:

10/88 bis 01/95 Universität Hannover, Maschinenbau,  
Fachrichtung: Allgemeiner Maschinenbau  
Vertiefung: Werkstofftechnik, Getriebetechnik  
01/95 Diplomzeugnis

### Berufliche Tätigkeit:

02/95 bis 12/2000 Wissenschaftlicher Mitarbeiter  
am Institut für Werkstoffkunde, Universität Hannover  
seit 06/2001 Mitarbeiter der Robert Bosch GmbH  
Schwieberdingen