

Stromversorgungen und Prozessuntersuchungen beim Vakuumbogenbeschichtungsverfahren mit mehreren Verdampfern

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieurin / Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. Oleksandr Sobolyev

geb. am 27.06.79 in Donezk

genehmigt durch die Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Günter Wollenberg

Prof. Dr. rer. nat. habil. Achim Lunk

Promotionskolloquium am 12.07.05

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Institutes für Elektrische Energiesysteme (IESY) der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

Allen voran gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. habil H. Mecke, der am 28. Oktober 2004 plötzlich und unerwartet verstorben ist. Ihm danke ich für die Betreuung, für die nötigen Impulse zum Fortgang der Arbeit und für das mir entgegengebrachte Vertrauen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Wollenberg danke ich, dass er die weitere Betreuung meiner Arbeit übernommen hat und für seine hilfreichen Hinweise.

Weiter gilt mein Dank Herrn Prof. Dr. rer. nat. A. Lunk für die sorgfältige Durchsicht meiner Arbeit.

Dem Leiter des Lehrstuhles für Leistungselektronik des IESY, Herrn Prof. Dr.-Ing. A. Lindemann, sei für die freundliche Unterstützung in der Endphase der Arbeit gedankt.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. W. Fischer für seine wertvollen Hinweise und wohlwollende Unterstützung während der vielen Jahre der Zusammenarbeit.

Auch bei allen anderen Mitarbeitern des IESY, vor allem bei Dipl.-Ing. E. Hettkamp bedanke ich mich für die gute Zusammenarbeit und die vielen anregenden Diskussionen.

Für die Durchführung von Messungen und ihre konstruktive Mitarbeit bedanke ich mich bei den studentischen Hilfskräften Michael Hellmer, Ronny Ischganeit und Dmitro Fedorov.

Ein Teil der messtechnischen Untersuchungen erfolgte in der Forschungs- und Entwicklungsabteilung der Firma Eifeler-Werkzeuge GmbH, Düsseldorf. Dafür sei besonders Herrn Dr. J. Anklam und Herrn Dr. H. Hruby gedankt.

Den Mitarbeitern der Werkstatt des IESY danke ich für die Anfertigung mechanischer Teile des Demultiplexers.

Mein herzlicher Dank gilt ferner meinen Eltern, Taisiya und Petr Sobolyev, für die Ermöglichung der gesamten Ausbildung und meiner Frau Diana Sobolyeva für die ständige Motivation und Hilfe insbesondere in der Endphase der Arbeit.

Die Forschungsarbeiten, welche die Grundlagen dieser Arbeit bilden, wurden vom Bundesministerium für Bildung und Forschung im Rahmen des Programms „Forschung für die Produktion von Morgen“ gefördert. Dafür sei gedankt.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen und Abkürzungen

1	Einleitung	1
2	Aufgabenstellung	3
3	Stand der Technik	4
3.1	Allgemeine Grundlagen der Bogenentladung	4
3.1.1	Katodenbrennflecke	4
3.1.2	Bogensäule	5
3.1.3	Statisches Verhalten	6
3.1.4	Dynamisches Verhalten	6
3.2	Charakterisierung der Arten von Plasma-Energieeinspeisungen	7
3.2.1	Ideale Spannungsquellen	8
3.2.2	Ideale Stromquellen	9
3.2.3	Nichtideale Energiequellen mit negativer und positiver Neigung der statischen Kennlinie	10
3.3	DC-Bogenstromquellen	11
3.4	Stromversorgungen für die Puls-Arc-Technik	14
3.5	Beschichtungsanlagen mit mehreren Verdampfern	17
3.6	Ionenemission	19
3.7	Droplettemission	20
4	Experimentelle Basis	22
4.1	Anlagentechnik	22
4.2	Mess- und Analysetechnik	24
4.2.1	Messung elektrischer Größen	24

4.2.2	Messung der Schichtdicke	25
4.2.3	Analyse der Schichteigenschaften	26
5	Stromversorgung für das modifizierte Puls-Arc-Verfahren mit mehreren Verdampfern	27
5.1	Konzepte für die Stromversorgung mehrerer Verdampfer	27
5.1.1	Stromversorgung beim DC- oder Pulsbetrieb	27
5.1.2	Stromversorgung beim modifizierten Puls-Arc-Betrieb	31
5.2	Untersuchungen zur Pulsstromquelle	36
5.2.1	Allgemeine Anforderungen an Energieeinspeisungen zur Erzeugung gepulster Bogenentladungen für mehrere Verdampfer	36
5.2.2	Inverterstromquellen	37
5.2.2.1	Eingangskreis	39
5.2.2.2	Wechselrichter	41
5.2.2.3	Mittelfrequenztransformator	42
5.2.2.4	Ausgangskreis	43
5.2.2.5	Ausgangskennlinienfeld	43
5.2.2.6	Stromquellendynamik	47
5.2.2.7	Elektrische Kennwerte der ausgewählten Pulsstromquelle	54
5.3	Untersuchungen zu den Grundstromquellen	55
5.4	Pulsverteiler	55
5.4.1	Schaltungsprinzip und Dimensionierung	61
5.4.2	Stromkommutierung	65
5.4.3	Entkopplungsproblematik	71
6	Prozesssteuerung	75
6.1	Integration des Demultiplexers in die Beschichtungsanlage	75
6.1	Prozessidentifikation	76
6.2	Sollwertvorgabe	79
6.3	Steuerung des Demultiplexers	80

7	Prozessuntersuchungen	82
7.1	Ionenstrommessung mit statischen Sonden	82
7.2	Ionenstrommessung mit rotierenden Sonden	86
7.3	Schichtabscheidung	89
7.4	Untersuchungen zur Dropletproduktion	94
8	Einfluss der Substratrotation auf das Schichtwachstum	100
8.1	Einführung in die Problematik	100
8.2	Mathematische Grundlagen zur Berechnung der Schichtdicke	101
8.3	Simulationsergebnisse	104
9	Zusammenfassung und Ausblick	108
	Literaturverzeichnis	112
	Anlagen	
	Thesen zur Dissertation	

Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen und Abkürzungen

<u>Formelzeichen</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Maßeinheit</u>
A_D	anteilige Fläche der Dropletbedeckung	%
B	Flussdichte	T
C_{ZK}	Zwischenkreiskapazität	F
d	Schichtdicke	m
Δd	Schichtinhomogenität	m
$\Delta^2 d$	quadratische Fehler der Beschichtungsraten	m
D	Kugeldurchmesser	m
$di_{(+)}/dt$	Stromanstiegsgeschwindigkeit	A/s
$di_{(-)}/dt$	Stromabfallgeschwindigkeit	A/s
I, \tilde{I}	Mittel- und Effektivwerte des Stromes	A
$I_{2(0)}$	Startwert des Ausgangsstromes	A
I_B	Bogenstrom	A
I_G	Grundstrom	A
I_{GP}	Grundstrom der Pulsstromquelle	A
I_{IS}	Ionensättigungsstrom	A
I_K	Kommutierungsstrom	A
I_{max}	maximaler Ausgangsstrom	A
I_{Bmin}	minimaler Bogenstrom	A
I_q	Strom einer Konstantstromquelle	A
I_Q	Strom einer Pulsstromquelle	A
I_P	Pulsstrom eines Bogens	A
I_{Pan}	Einschaltschwelle	A
I_{Paus}	Ausschaltschwelle	A
I_{SG}	Bogenstabilitätsgrenze	A
I_Z	Strom im Zündkreis	A
j	normierte Ionenstromdichte	$mA/(A \cdot cm^2)$

<u>Formelzeichen</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Maßeinheit</u>
j_0	Teilchenstromdichte im Emissionspunkt	$mA/(A \cdot cm^2)$
Δj	Differenz der normierten Ionenstromdichte	$mA/(A \cdot cm^2)$
f_A	Taktfrequenz im Ausgangskreis	Hz
f	Messfrequenz	Hz
f_G	Winkelfrequenz des großen Tisches	Hz
f_K	Winkelfrequenz der Platten	Hz
f_{max}	maximal zulässige Frequenz	Hz
f_P	Pulsfrequenz	Hz
f_T	Taktfrequenz	Hz
φ	Drehwinkel	°
k	Faktor der Plasmafokussierung	
k_B	Proportionalitätskoeffizient zwischen dem Bogenstrom und der Ionenstromdichte im Emissionspunkt	
L_B	Induktivität einer Plasmasäule	H
L_G	Glättungsinduktivität	H
L_{GQ}	Glättungsinduktivität einer Grundstromquelle	H
L_{KA}	anodenseitige Induktivität der Kabelzuführung	H
L_S	Kabelinduktivität	H
L_σ	Streuinduktivität	H
n	Anzahl der Katoden	
n_B	Anzahl der Werkzeuge auf einer Platte	
n_K	Anzahl der Katoden	
n_P	Anzahl der Drehplatten	
p	Druck	Pa
P_G	Gesamtleistung	W
P_S	statische umgesetzte Leistung	W
P_D	dynamische Leistungserhöhung	W
r, R	Radius	m
R_B	Bogenwiderstand	Ω
R_{BS}	Bogenwiderstand gemäß statischer Kennlinie	Ω

<u>Formelzeichen</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Maßeinheit</u>
R_Z	Zündwiderstand	Ω
t	Zeit	s
t_P	Pulsdauer	s
t_R	Reaktionszeit	s
t_V	Verzögerungszeit	s
τ	Zeitkonstante	s
T_A	Anstiegszeit	s
T_{AB}	Abfallzeit	s
T_B	Rechenzeit	s
t_{max}	maximale Substrattemperatur	$^{\circ}C$
t_P	Impulsdauer	s
Δu_B	Bogenspannungsänderung	V
u_T	Transistorspannung	V
U_2	Ausgangsspannung	V
U_{20}	Leerlaufspannung einer Stromquelle	V
U_B	Bogenspannung	V
U_{B0}	Gegenspannung einer Bogenentladung	V
U_{B0S}	Gegenspannung einer Bogenentladung gemäß statischer Kennlinie	V
U_{fl}	„floating“-Potential	V
U_q	Spannung einer Konstantspannungsquelle	V
U_{Tmax}	maximal zulässige Transistorspannung	V
U_{ZK}	Zwischenkreisspannung	V
v_T	Ventiltastverhältnis	
v_{Tmax}	maximales Ventiltastverhältnis	

<u>Abkürzung</u>	<u>Bedeutung</u>
<i>A</i>	Anode
<i>A/D</i>	Analog-Digital-Wandlung
<i>C</i>	Katode
<i>CrN</i>	Chrom-Nitrid
<i>CVD</i>	Chemical Vapour Deposition
<i>DC</i>	Direct Current
<i>HCA</i>	High Current Arc
<i>IGBT</i>	Insulated Gate Bipolar Transistor
<i>MOSFET</i>	Metal Oxid Semiconductor Field Effect Transistor
<i>P</i>	Probe
<i>PI</i>	Proportional-Integral-Regler
<i>PVD</i>	Physical Vapour Deposition
<i>S</i>	Messsonde
<i>T</i>	Verteilungstransistor
<i>VT</i>	Transistor eines Wechselrichters
<i>TiAlN</i>	Titan-Aluminium-Nitrid
<i>TiCN</i>	Titan-Carbon-Nitrid
<i>TiN</i>	Titan-Nitrid

1 Einleitung

Der elektrische Lichtbogen wurde im Jahre 1802 von dem russischen Wissenschaftler Petrow beim Versuch mit Kohlelektroden, welche an die Reihenschaltung von 2100 galvanischen Paaren angeschlossen waren, entdeckt [1]. Seitdem haben Lichtbögen einen breiten technischen Einsatz gefunden. Zuerst wurden die Lichtbögen als Leuchtmittel in Bogenlampen, danach als Wärmequellen beim Metallschmelzen und beim Lichtbogenschweißen, immer breiter angewendet. Allerdings kann von einer wirtschaftlich bedeutsamen Anwendung des Lichtbogens für Beschichtungszwecke erst in den siebziger Jahren des 20. Jahrhunderts gesprochen werden [2], [3].

Aus den Untersuchungen zur Oberflächenbehandlung mittels Lichtbogen haben sich anschließend mehrere Oberflächen- und Beschichtungstechnologien entwickelt. Mit diesen Technologien werden vielfältige Oberflächen beschichtet. Diese Schichten verfolgen verschiedene Zielrichtungen. Neben den aus ästhetischen Gründen eingesetzten Beschichtungen gehören der Korrosions- und Verschleißschutz zu den wesentlichen Anwendungsgebieten. Für die Hartstoffabscheidung auf Werkzeuge und Bauteile sind Funktionsschichten aus TiN , $TiCN$, $TiAlN$ und CrN am weitesten verbreitet [4].

Die Bereitstellung der elektrischen Energie für den Beschichtungsprozess ist Aufgabe der Stromquellen. Zur Abscheidung dünner Schichten in *PVD*-Anlagen wird meist das *DC*-Arc-Verfahren eingesetzt, da es eine relativ einfache und sichere Prozessführung erlaubt und sehr leistungsfähige Schichten möglich sind. Eine Alternative zu dem konventionellen *DC*-Arc-Verfahren stellen Beschichtungsprozesse mit gepulster Plasmaanregung dar [5]. Die Bedeutung der gepulsten Plasmen in der Oberflächenmodifizierung nimmt ständig zu. Sie lässt die zu dem konventionellen *DC*-Arc-Verfahren gehörigen Probleme, wie Droplet-emission, niedrige Ionisationsenergien, hohe Beschichtungstemperaturen, niedrige Abscheiderate und damit verbundene längere Beschichtungszeiten, teilweise lösen. Das führt zur Verbesserung der Schichtqualität und der Zuverlässigkeit der Beschichtungsergebnisse.

In der Praxis wird der gepulste Bogen meistens in Laser-Arc- und High-Current-Pulsed-Arc-Verfahren angewendet [6], [7], [8]. Das sind diskontinuierliche Prozesse, die zu jedem neuen Puls eine Bogenneuzündung erfordern. Deshalb war der kontinuierlichere Pulsbogenentladungsprozess eine logische Weiterentwicklung dieser Technologien. Dieses sogenannte „Modifizierte Puls-Arc-Verfahren“ stellt eine Überlagerung eines Pulsstromes mit einem *DC*-

Strom dar und läuft ohne Bogenneuzündungen zwischen den Impulsen ab [9]. Als Folge wird keine aufwändige Zündeinrichtung benötigt.

In der Regel verfügt eine industrielle Beschichtungsanlage über mehrere Verdampfer. Bei großen Anlagen können einige zehn Verdampfer eingesetzt werden [4]. Dies führt einerseits zu einer Verkürzung der Beschichtungszeiten und andererseits kann dadurch die Homogenität der Beschichtungen positiv beeinflusst werden. Die zur Zeit existierenden Lösungen der Pulsstromversorgung beziehen sich jedoch nicht auf den Mehrkatodenbetrieb und können nicht an diesen Anlagen eingesetzt werden. Eine einfache Lösung dieses Problems mit einer Pulsstromquelle für jede Katode scheint aus Platz- und Kostengründen nicht optimal zu sein.

Betrachtet man zunächst nicht das Pulsverfahren beim Mehrkatodenbetrieb, sondern nur das konventionelle *DC*-Arc-Verfahren, so lassen sich in der Literatur kaum Aussagen zu den Auswirkungen mehrerer Katoden auf die schichtbildenden Prozesse finden. Eine zusätzliche Problematik entsteht durch die Substratrotation während des Beschichtungsprozesses.

So ergibt sich mit dieser Arbeit die Möglichkeit, mit Hilfe der entwickelten Pulsstromversorgung auch einen Beitrag zur Erklärung der komplexen Prozesszusammenhänge beim Mehrkatodenbetrieb zu leisten.

2 Aufgabenstellung

Obwohl das Interesse an gepulsten Bogenentladungen ständig größer wird, verwendet man diese Technologie in der industriellen Praxis nur sehr begrenzt. Ein Grund dafür ist vor allem die fehlende kostengünstige Pulsstromversorgung für Beschichtungsanlagen mit mehreren Verdampfern. Ein weiterer Grund ist der Mangel an Kenntnissen, welchen Einfluss der Mehrkatodenbetrieb mit Pulsstrom auf das Schichtwachstum und anschließend auf die Schichtqualität hat.

Deshalb sollen im Rahmen dieser Arbeit die Möglichkeiten für eine stabile und effiziente Pulsstromeinspeisung für mehrere Katoden untersucht werden. Dies setzt Kenntnisse über das Lichtbogenverhalten voraus. Im Einzelnen wird auf folgende Probleme eingegangen:

1. Allgemeine Anforderungen an Pulsstromversorgungen für Mehrkatodenbetrieb
2. Theoretische und messtechnische Untersuchungen des statischen und dynamischen Betriebsverhaltens elektronischer Stromquellen
3. Untersuchungen zum Verhalten der Lichtbogenentladungen an der Bogenstabilitätsgrenze
4. Entwicklung und Aufbau einer Pulsstromversorgung für eine industrielle Beschichtungsanlage mit drei Verdampfern unter Verwendung von industriellen Standardkomponenten und Integration der aufgebauten Prozessstromquelle in die Beschichtungsanlage
5. Bestimmung der Unterschiede zwischen Mehrkatoden- und Einkatoden-Betrieb mit den Schwerpunkten: Messung des Ionenstromes mit statischen und rotierenden Messsonden und Untersuchung des Einflusses der Pulsparameter sowohl auf die Beschichtungsrate als auch auf die Schichteigenschaften
6. Feldversuche an einer industriellen Beschichtungsanlage mit der entwickelten Pulsstromversorgung zur Abschätzung der anteiligen Bedeckung der Substratoberfläche durch Droplets

Mit dieser Arbeit soll ein Beitrag zur Erweiterung des Einsatzbereiches des modifizierten Puls-Arc-Verfahrens geschaffen werden, wobei sowohl die Effektivität als auch die Prozesssicherheit des Verfahrens gesteigert werden können.

3 Stand der Technik

3.1 Allgemeine Grundlagen der Bogenentladung

Unter einem Vakuumlichtbogen versteht man eine Stromentladung zwischen Anode und Katode durch einen aus den katodischen Fußpunkten in die Entladungszone emittierten Plasmafluss. Trotz des sehr intensiven und langjährigen Einsatzes von Lichtbogen-Plasmen in den Beschichtungstechnologien existiert zur Zeit keine eindeutige Vorstellung über detaillierte physikalische Mechanismen der Lichtbogenentladung [10]. Einer der interessantesten Effekte, der den Bogenentladungsprozess begleitet, ist das Vorhandensein von anomalen Ionen. Die Ionenanomalität besteht darin, dass sie sich überwiegend in entgegengesetzter Richtung bewegen, das heißt weg von der Katode hin zur Anode [11].

Der Vakuumlichtbogen lässt sich grob in zwei wesentliche Teile einteilen, in das Brennfleckplasma und in die quasineutrale, viel dünnere Plasmasäule.

3.1.1 Katodenbrennflecke

Zahlreiche messtechnische Untersuchungen zeigten, dass die Eigenschaften eines Vakuumlichtbogens hauptsächlich in der katodennahen Zone bestimmt werden. Diese nur einige μm große leuchtende Zone wird Spot genannt. Sie enthält den aktiven Teil der Katode mit einer Temperatur weit über der Materialschmelztemperatur und das katodennahe Plasma, das während der Verdampfung des aktiven Teiles entsteht [11], [12], [13]. Die Spots befinden sich in ständiger Bewegung. Diese Bewegung ist aber scheinbar, da sie in der Realität aus dem aufeinanderfolgenden Erlöschen und Erscheinen der Spots entsteht. Die mittlere Spotgeschwindigkeit ist für verschiedene Katodenmaterialien unterschiedlich. Sie ist wesentlich sowohl von Gasart und -druck, als auch von den Bogenstromparametern abhängig und liegt in der Größenordnung von 10^{-1} - 10^2 m/s [11].

Es wird prinzipiell zwischen zwei Spottypen unterschieden [15], [16]. Zum ersten Typ gehören Spots, die sich im tiefen Vakuum auf den kontaminierten Katodenoberflächen befinden. Für diese Spotart sind hohe Geschwindigkeiten (100 - 500 m/s) und relativ niedrige Erosionsraten ($3,5$ - 13 mg/As) typisch [12]. Diese hinterlassen viele kleine diskontinuierliche Krater. Die Spots zweiten Typs treten im Gegensatz dazu auf relativ sauberen Oberflächen

auf und verfügen über eine zwei Ordnungen kleinere Wanderungsgeschwindigkeit und über eine zwei Ordnungen größere Erosionsrate. Die von ihnen hinterlassenen Krater überlappen sich. Andere Autoren sprechen von verschiedenen Spottypen, die ineinander übergehen und/oder gleichzeitig existieren [17], [18]. Besonderes Interesse gilt den Spots des zweiten Typs, da während des Bogenentladungsprozesses die Katodenoberfläche gereinigt wird, so dass die Spots ersten Typs verschwinden.

3.1.2 Bogensäule

Der Vakuumlichtbogen lässt sich durch folgende Eigenschaften charakterisieren [12], [18]:

- niedrige Brennspannung, die in der Größenordnung des Ionisationspotentials liegt
- hohe Stromdichten im Bereich von $10^8 \text{ A}\cdot\text{cm}^{-2}$ an der Katode
- hohe Ionendichte von 10^{21} cm^{-3} im katodennahen Bereich, die proportional zum Quadrat der Entfernung abfällt
- untere Stabilitätsgrenze (Bogenstrom, bei dem der Vakuumbogenprozess gerade noch stabil ist)

Als wesentliche Frage für das Verständnis der Bogenmechanismen kommt der ungleichmäßigen Verteilung des elektrischen Feldes zwischen den Elektroden eine besondere Bedeutung zu. Die emittierten Ionen bilden wenige μm (etwa zwei Brennfleck-Durchmesser) vor der Katode eine positive Wolke. Diese Ionenwolke, welche meistens als Raumladung in der Literatur bezeichnet wird, ist für die hohe Feldstärke von bis zu 10^7 V/cm verantwortlich und trägt damit den größten Teil des Bogenspannungsabfalls [19], [20], [21]. Der Potentialverlauf in einer Lichtbogenentladung kann schematisch anhand der Abb. 3.1 dargestellt werden [89].

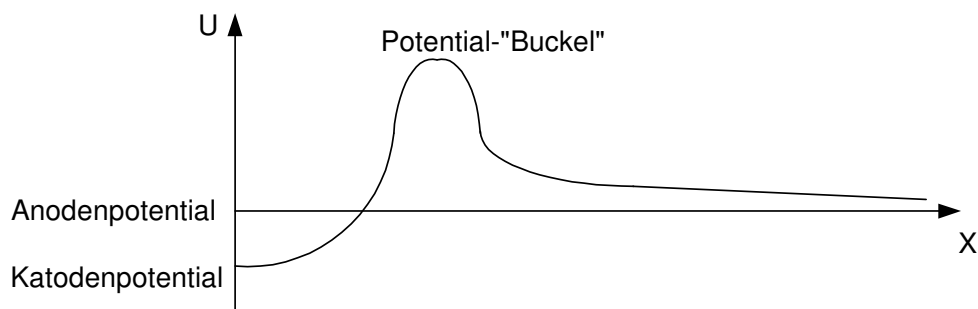


Abb. 3.1: Potentialverlauf in einem Lichtbogen

3.1.3 Statisches Verhalten

Im Strombereich bis 300 A kann man in erster Näherung von einem linearen Zusammenhang zwischen Bogenstrom und -spannung ausgehen [9], [18], [23]. Das prinzipielle statische Verhalten lässt sich durch einen konstanten Spannungsanteil U_{B0} und einen linear vom Strom abhängigen Anteil $I_B \cdot R_B$ nachbilden. Die Anwendung solcher Ersatzschaltungen bietet eine hinreichend genaue Berechnungsgrundlage für die Bestimmung der statischen Arbeitspunkte. Diese mathematische Beschreibung gilt jedoch nur für Strombereiche über der Stabilitätsgrenze I_{SG} . Die statische Kennlinie einer Bogenentladung ist in Abb. 3.2 dargestellt.

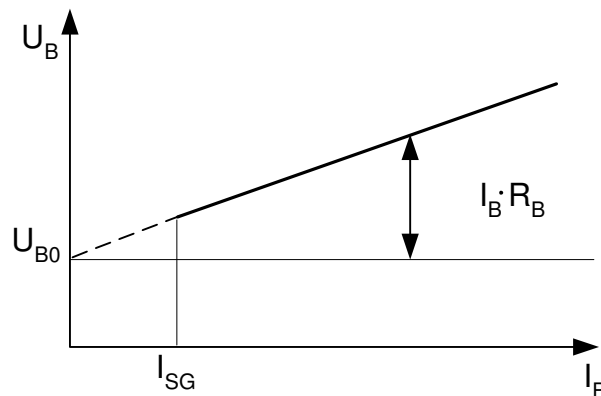


Abb. 3.2: Kennlinie einer Bogenentladung zur Beschreibung des statischen Verhaltens

3.1.4 Dynamisches Verhalten

In [9] und in anderen früheren Veröffentlichungen wurde festgestellt, dass sich die Spannung bei den Bogenentladungen mit pulsartigem Strom von den Werten entsprechend der statischen Kennlinie unterscheidet. So weist der reale Lichtbogen gegenüber dem statischen Modell eine Hysterese im Strom-/Spannungsverlauf auf. Ursachen dafür sind prozessinterne Trägheiten sowie durch den sich ändernden Bogenstrom beeinflusste Entladungsbedingungen [9].

Für eine einfache mathematische Darstellung des dynamischen Verhaltens des Lichtbogens kann das statische Modell durch eine lineare Induktivität L_B ergänzt werden. Sie realisiert den Anteil der Bogenspannung, der der Bogenstromänderung proportional ist. Die gesamte Bogenspannung lässt sich dann wie folgt beschreiben:

$$u_B = U_{B0} + i_B \cdot R_B + L_B \cdot \frac{di_B}{dt} \quad (3.1)$$

In einer solchen Darstellung der Dynamik eines Vakuumbogens lassen sich einige Ähnlichkeiten mit den Eigenschaften eines Schweißlichtbogens finden [24].

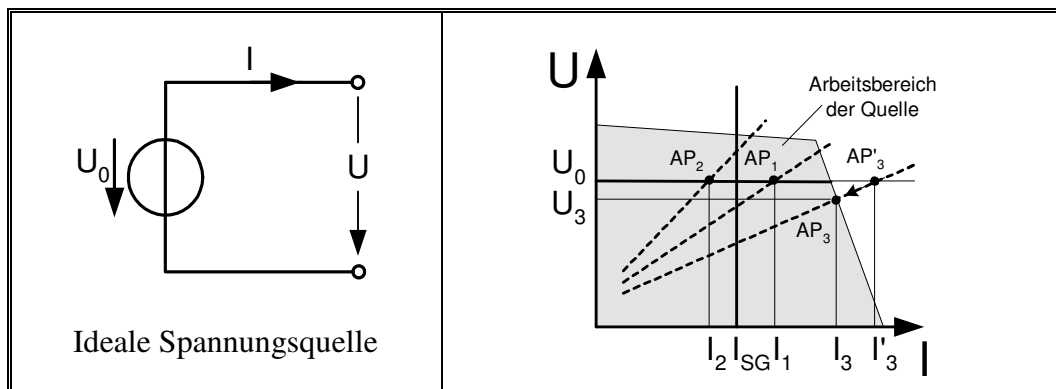
3.2 Charakterisierung der Arten von Plasma-Energieeinspeisungen

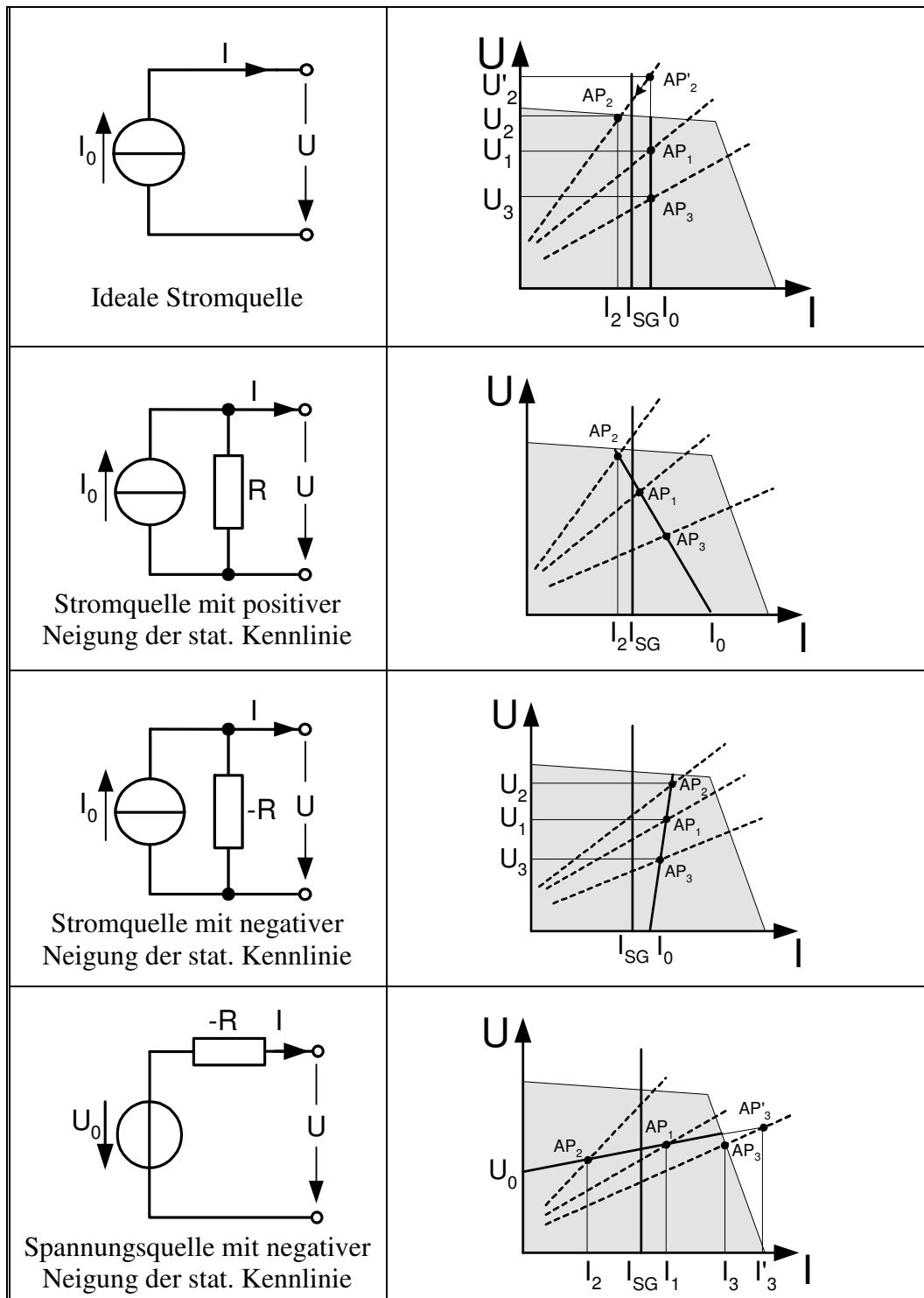
Die zunehmende Nutzung des Plasmas als Beschichtungswerkzeug hat die Anregung zu näheren Untersuchungen auf dem Gebiet der Stromversorgungen für Beschichtungsprozesse gegeben.

Unter einer Speisequelle versteht man eine Quelle, welche prozessangepasst ausreichend elektrische Energie für die Plasmaerzeugung bereitstellt. Eine Definition leistungselektronischer Grundschaltungen wurde bereits in [25] vorgenommen.

Ausgehend von der U - I -Charakteristik einer Bogenentladung kann man die passende Ausgangskennlinie einer Energiequelle für den sicheren Bogenentladungsprozess ableiten. Prinzipiell kann zwischen Kennlinien von idealen Spannungs- und Stromquellen unterschieden werden. Darüber hinaus kommen zusätzlich Varianten der nichtidealen Spannungs- und Stromquellen mit positiver und negativer Neigung der Ausgangscharakteristik in Frage. Tab. 3.1 zeigt fünf prinzipielle Energiequellentypen zur Plasmaerzeugung mit möglichen Arbeitspunkten [26].

Tab. 3.1: Statisches Verhalten der verschiedenen Plasmaeinspeisungen (I_{SG} – Bogenstabilitätsgrenze, AP_{1-3} - Arbeitspunkte, $AP'_{2,3}$ - unzulässige Arbeitspunkte)





3.2.1 Ideale Spannungsquellen

Als ideale Spannungsquelle bezeichnet man eine Energiequelle, die für einen beliebigen Strom I eine konstante Spannung U_0 erzeugt:

$$\frac{dU_0}{dI} = 0 \quad (3.2)$$

Eine derartige Ausgangskennlinie lässt sich prinzipiell mit vielen möglichen Schaltungstopologien realisieren, die aber zusätzlich eine entsprechende Spannungsregelung erfordern. Ausgehend vom statischen Verhalten eines Lichtbogens und den Anforderungen an die Prozessführung kann die Eignung der Konstantspannungsquellen für den Beschichtungsprozess näher betrachtet werden. Bei den während einer Beschichtung auftretenden Prozessstörungen können sich die Entladungsverhältnisse ändern. In diesem Fall würde das mit der als Spannungsquelle geregelten Energiequelle zu einem neuen statischen Arbeitspunkt führen. Das könnte zu einem Lichtbogenabriss führen, wenn der Strom die Stabilitätsgrenze I_{SG} unterschreitet [11], andererseits könnte der Entladungsstrom den Maximalwert überschreiten und dabei Zerstörungen hervorrufen. Da die Ionen- und Dropletmission stromabhängig sind, würde eine Veränderung der Entladungsströme zu einer schlechten Kontrollierbarkeit des Beschichtungsprozesses führen. Ein anderes Problem dieser Versorgungsart liegt in der Bogenzündung begründet, da die Wahrscheinlichkeit der sicheren Zündung mit für die Entladung eingestellten Brennspannung von 15-30 V sehr gering wäre [9]. Ein industrieller Einsatz von idealen Spannungsquellen für Bogenbeschichtungsprozesse ist bisher nicht bekannt.

3.2.2 Ideale Stromquellen

Eine ideale Stromquelle sollte einen konstanten, von der Größe der Spannung U unabhängigen, Strom I_0 liefern:

$$\frac{dI_0}{dU} = 0 \quad (3.3)$$

Für die Bogenentladungen mit dieser Stromquelle ergeben sich immer Arbeitspunkte mit konstantem Strom. Dabei bleibt die stromabhängige Ionen- und Dropletmission auch konstant. Durch den konstanten Strom, der über der Stabilitätsgrenze liegt, neigt die Entladung nur wenig zu Bogenabrissen [11].

Solche Ausgangskennlinien können problemlos mit geregelten Energiequellen auf Basis der verschiedenen Schaltungstopologien realisiert werden. Dabei kommen immer mehr

Stromquellen aus der Lichtbogenschweißtechnik zum praktischen Einsatz. Das bedingt sich dadurch, dass das statische Verhalten eines Schweißlichtbogens und eines Vakuumlichtbogens ähnlich ist [24], [27].

3.2.3 Nichtideale Energiequellen mit negativer und positiver Neigung der statischen Kennlinie

Bei den Energiequellen mit fallender Ausgangscharakteristik sind die eingestellten elektrischen Größen mit steigender Last nicht konstant. Dabei gelten für die Spannungs- und Stromquelle entsprechend folgende Beziehungen:

$$\frac{dU}{dI} = -R \quad (3.4)$$

$$\frac{dI}{dU} = -\frac{1}{R} \quad (3.5)$$

Im Fall der geregelten Energieeinspeisung stellt der Widerstand R kein elektrisches Element dar, sondern bestimmt die Neigung der Ausgangscharakteristik.

Energiequellen mit solchen geregelten U - I -Kennlinien werden sehr oft in der Schweißtechnik verwendet [28]. Der erste Quellentyp mit der konstantspannungsähnlichen Charakteristik wird meistens für das DC -Schweißen mit abschmelzender Elektrode verwendet, während die Quellen mit der konstantstromähnlichen Charakteristik für das DC -Schweißen mit nichtabschmelzender Elektrode verwendet werden [24], [27]. Die positiven Kennlinienneigungen sorgen dafür, dass die Vergrößerung der Schweißspannung, die mit der Lichtbogenlänge verbunden ist, die Verringerung des Schweißstromes hervorruft. Damit sinkt die Lichtbogenleistung und der Bogen wird stabilisiert.

Da bei der Vakuumlichtbogenentladung keine Lichtbogenlängenänderungen zu betrachten sind, ist kein Stabilisierungseffekt von Quellen mit derartiger Ausgangscharakteristik zu erwarten. Im Gegensatz dazu führt es im ersten Fall bei kleinen Kennlinienneigungen zu erheblichen Stromänderungen. Sie lassen sich für die Kennlinie mit der Neigung R und Leerlaufspannung U_0 wie folgt berechnen:

$$\Delta I = -\frac{1}{R + R_B} \cdot \Delta U_{B0} - \frac{U_0 - U_{B0}}{(R + R_B)^2} \cdot \Delta R_B \quad (3.6)$$

Für die Energiequellen mit der konstantstromähnlichen Charakteristik gilt dann entsprechend:

$$\Delta I = -\frac{1}{R + R_B} \cdot \Delta U_{B0} - \frac{I_0 \cdot R - U_{B0}}{(R + R_B)^2} \cdot \Delta R_B \quad (3.7)$$

Kommt es bei diesen beiden Quellentypen zur Steigerung des Spannungsbedarfes wegen der Erhöhung des Widerstandes R_B oder der Gegenspannung U_{B0} , könnte der Entladestrom unter die Stabilitätsgrenze sinken und damit das Lichtbogenverlöschen hervorrufen.

Außer Quellen mit negativer Neigung der statischen Kennlinie kommen Spannungs- und Stromquellen mit positiver Neigung in Frage. Die elektrischen Parameter stehen entsprechend im folgenden Zusammenhang:

$$\frac{dU}{dI} = R \quad (3.8)$$

$$\frac{dI}{dU} = \frac{1}{R} \quad (3.9)$$

Tritt durch die inneren Instabilitäten eine Erhöhung des Bogen Spannungsbedarfes auf, so verschiebt sich der Arbeitspunkt auf der statischen Kennlinie hin zu höheren Strömen. Die Steigerung des Stromes führt ihrerseits zur Erhöhung der Ladungsträgerdichte an der Katode, womit der erhöhte Spannungsbedarf gedeckt wird und sich die Bogenentladung stabilisiert [9], [11].

Ein praktischer Einsatz dieser zwei Energiequellentypen mit positiver Neigung der statischen Kennlinie in der Bogenbeschichtungstechnik ist nicht bekannt.

3.3 DC-Bogenstromquellen

Nach der Art der Energieumwandlung und der Anordnung der leistungselektronischer Stellglieder lassen sich die Stromversorgungen in vier Kategorien einteilen [24], [29]:

- gesteuerte Gleichrichter
- analoge Stromquellen
- sekundärgetaktete Stromquellen
- Inverter-Stromquellen

Die zugehörigen Prinzipschaltbilder sind in Abb. 3.3 dargestellt. Charakteristikum aller Bauarten ist der Trafo, der einerseits zur Anpassung von elektrischen Parametern und andererseits als galvanische Trennung zwischen dem Netz und dem Lastkreis dient.

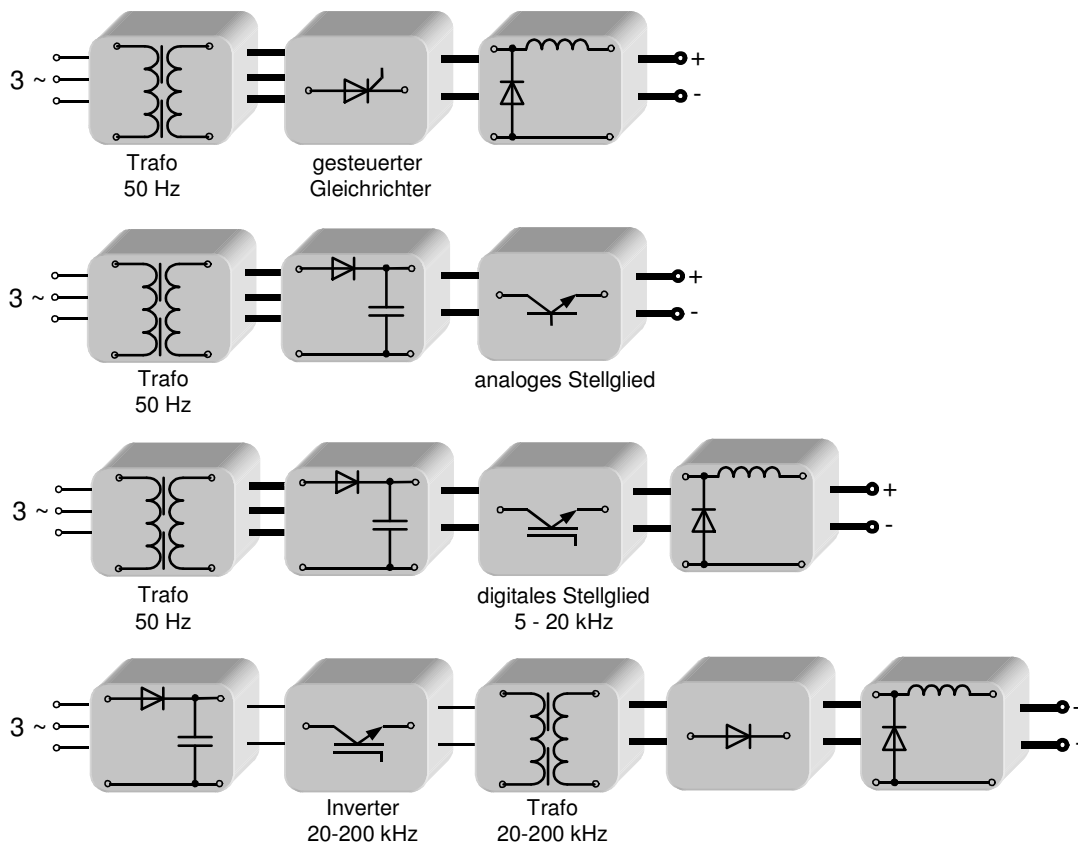


Abb. 3.3: Schaltungsanordnungen der möglichen Stromversorgungen

Gesteuerte Gleichrichter gehören zu den konventionellen Stromquellen. Der Transformator wird im allgemeinen als Kerntransformator mit relativ kleiner Streuung ausgeführt [27]. Bei Drehstrombrückenschaltungen, die in halb- oder vollgesteuerter Ausführung hergestellt werden, verwendet man meistens Thyristoren. Durch die Phasenanschnittsteuerung entstehen insbesondere bei der halbgesteuerten Brückenschaltung Stromlücken, die Glättungsdrosseln

mit hoher Induktivität notwendig machen. Das Steuerverfahren verursacht den Hauptanteil an einer hohen Blindleistung.

Die Welligkeit des Ausgangsstromes ist vergleichsweise groß und beträgt oft 20-50 A bei 200 A mittlerem Ausgangsstrom [89]. Dieser große überlagerte Wechselanteil mit einer geringen Frequenz von 300 Hz ist der Grund dafür, dass der Vakuumbogen bei Speisung durch einen Thyristor-Gleichrichter oft nicht unter 100 A mittlerem Bogenstrom betrieben werden kann. Als weiterer Nachteil dieser Stromquellenbauart ist eine langsame Reaktionsgeschwindigkeit von mehr als 3,3 ms zu nennen [9]. Trotz der zahlreichen Nachteile werden diese Geräte aus Kostengründen immer noch in der Vakuumbogenbeschichtungstechnik verwendet.

Die analoge Stromquelle verfügt über einen 3-phasigen Netztrafo, einen Gleichrichter und eine Transistorkaskade (viele parallel geschaltete Einzeltransistoren), die als stufenlos einstellbarer Vorwiderstand dient [30]. An der Transistorkaskade fällt ein Teil der Spannung ab, der nicht für den Prozess benötigt wird. Die dabei entstehende Verlustleistung erwärmt die Halbleiter. In der Regel werden sie daher mit einem zusätzlichen Wasserkühlkreis gekühlt. Der Vorteil dieser Anordnung liegt in ihrer hohen Reaktionsgeschwindigkeit von bis zu 10 μ s und einer geringen Ausgangsstrom-Welligkeit [89]. Der Nachteil ist die enorme Verlustleistung, die an den Leitungstransistoren entsteht. Ein schlechter elektrischer Wirkungsgrad von 40-60 % ist die Folge, weshalb dieses Gerätekonzept praktisch vom Markt verschwunden ist. Der Einsatz der analogen Stromquellen in der Vakuumbogenbeschichtungstechnik ist nicht bekannt [9].

Unter sekundärseitig getakteten Quellen werden Energiewandler verstanden, bei denen die Anpassung der elektrischen Parameter an den Prozess unabhängig von der Frequenz der speisenden Netzes im Lastkreis durch ein getaktetes Stellglied erfolgt. Der Anschluss an das Netz wird mit einer vorgeschalteten Gleichstromquelle realisiert, die im Allgemeinen aus einer Transformator-Gleichrichter-Anordnung besteht [31]. Die Transistorsteller werden meistens als Tiefsetzsteller oder Hochsetzsteller realisiert. Sie arbeiten bei Frequenzen von bis zu 40 kHz, die oberhalb des menschlichen Hörbereiches liegen [9]. Die Glättungsinduktivität ist bei solchen hohen Taktfrequenzen kleiner. Die Steuerung der Ausgangsgrößen erfolgt durch Änderung des Tastverhältnisses. Durch den Schaltbetrieb wird ein guter Wirkungsgrad erreicht. Ein Einsatz der sekundärgetakteten Stromquellen in der Vakuumbogenbeschichtungstechnik ist nicht bekannt.

Neben den sekundärgetakteten Stromquellen konnten sich in den letzten Jahren primärgetaktete Inverter durchsetzen [89]. Sie stellen einen Schwerpunkt in der Entwicklungsarbeit bei vielen Hersteller dar [32], [33], [34].

Bei den Inverter-Stromquellen wird die vom Netz bereitgestellte Energie zuerst gleichgerichtet. Dann wird der Gleichstrom durch einen leistungselektronischen Wechselrichter in einen nahezu rechteckförmigen Wechselstrom von ca. 20-200 kHz umgewandelt. Der nachgeschaltete Transformator zur Energieumwandlung kann wegen der hohen Frequenz wesentlich leichter als ein Transformator für 50 Hz-Wechselstrom ausgeführt werden. Anschließend wird der Wechselstrom gleichgerichtet und in den Lastkreis über eine Glättungsdrossel gespeist. Da die Transistoren meistens mit gleichbleibender Frequenz schalten, wird der Strom über Pulsweitenmodulation oder Phasenwinkelsteuerung gesteuert und geregelt.

Die primärgetakteten Stromquellen zeichnen sich durch hohe dynamische Eigenschaften mit Stromanstiegsgeschwindigkeiten bis zu 1500 A/ms gegenüber 100 A/ms bei den gesteuerten Gleichrichtern aus [24]. Die Inverter-Stromquellen mit einer sehr hohen Reaktionsgeschwindigkeit von bis zu 50 μ s haben sich für die Vakuumbogentechnik als besonders geeignet erwiesen, da die Stabilität einer Entladung nur durch schnelle Reaktion auf Strom- und Spannungsschwankungen gewährleistet werden kann. Zu den Vorteilen dieser Quellenarten gehören auch ein Masse-Leistungsverhältnis von 3-5 kg/W gegenüber 10-20 kg/W bei gesteuerten Gleichrichtern und ein relativ hoher Wirkungsgrad von 0,8-0,9 im gesamten Stellbereich [24], [35]. Durch den Einsatz verlustarmer Schaltentlastungsnetzwerke konnte beispielsweise ein Wirkungsgrad von 0,93 erreicht werden [27]. Wegen ihrer zahlreichen Vorteile gewinnen die primärgetakteten Stromquellen in der Vakuumbogentechnik immer mehr an Bedeutung [36].

3.4 Stromversorgungen für die Puls-Arc-Technik

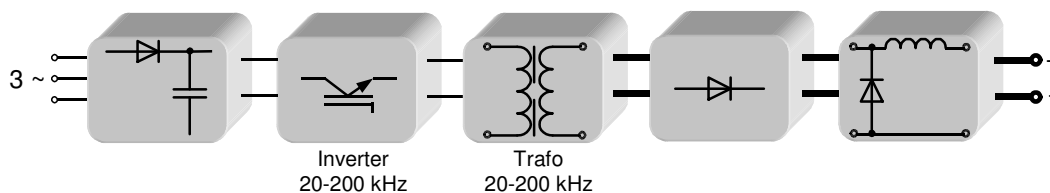
Für die technische Umsetzung des gepulsten Arc-Prozesses zeichnen sich momentan zwei Wege ab. Die diskontinuierlichen (für jeden Stromimpuls neu zu zündenden) Pulsentladungen beruhen auf dem Prinzip der Kondensatorentladung. Die bekanntesten technischen Realisierungen sind der Laser-Arc und der High-Current-Pulsed-Arc (HCA) aus dem Fraunhofer-Institut Werkstoff- und Strahltechnik in Dresden. Bei diesem Prozess wird im Zentrum einer kreisförmigen Katode eine stromstarke Lichtbogenentladung durch einen Hochspannungsimpuls gezündet. Die Stromamplituden können dabei 5 kA erreichen [6].

Wegen des hohen Stromes kommt es zur Teilung in einige zehn Fußpunkte, die mit einer Geschwindigkeit von bis zu 50 m/s auseinanderstreben. Vor dem Erreichen des Katodenrandes wird der Strompuls abgeschaltet. Danach wird mit der Neuzündung ein neuer Zyklus gestartet. In zahlreichen Forschungsprojekten und wissenschaftlichen Veröffentlichungen werden Grundlagenuntersuchungen zu diesen Verfahren beschrieben bzw. Ansätze für die technologische Umsetzung vorgestellt.

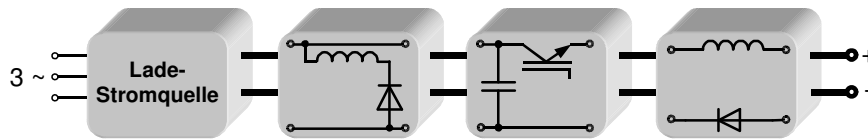
Im Gegensatz zu den diskontinuierlichen Verfahren arbeitet das modifizierte Puls-Arc-Verfahren [9], [37], [38] mit der Überlagerung von Grund- und Pulsstrom. Dieses in ähnlicher Form vom Impulsschweißen bekannte Verfahren hat gegenüber den diskontinuierlichen Puls-Arc-Prozessen den Vorteil, unabhängig von speziellen Zündeinrichtungen mit in weiten Grenzen frei wählbaren Pulsstromparametern (Pulsform, Maximalstrom, Pulsdauer, Frequenz) arbeiten zu können. Der Grundstrom hat lediglich die Aufgabe, die Lichtbogenentladung zwischen den Strompulsen zu stabilisieren. Die angestrebte positive Wirkung auf den Prozess wird in den Pulsphasen realisiert [39]. Zur Generierung des modulierten Bogenstromes ist es möglich, eine Gleich- und eine Pulsstromquelle lastseitig parallel zu schalten oder eine Stromquelle zu nutzen, die sowohl den Grund- als auch den Pulsstromanteil bereitstellen kann, wobei das realisierbare Parameterspektrum im Bereich von 100 A bis zu einigen 1000 A bei Pulsfrequenzen von einigen Hz bis zu einigen 10 kHz liegt. Zur Generierung des Pulsstromes kommen folgende Schaltungskonzepte in Frage [36] :

- Inverterschaltung (Ansteuerung mit Puls-Sollwert)
- Kondensator-Impulsstromquelle (Ausnutzung eines Schwingkreises)
- Rechteck-Impulsstromquelle (Tiefsetzsteller)
- Nadelimpuls-Stromquelle

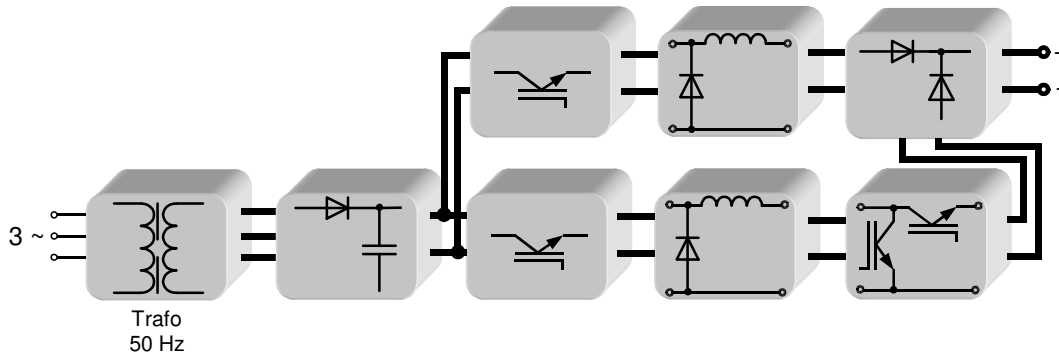
Deren prinzipielle Grundschaltungen sind in Abb. 3.4 dargestellt:



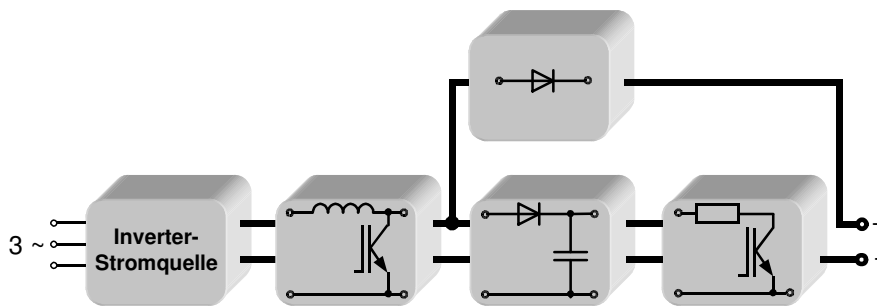
a) Inverter-Stromquelle



b) Kondensator-Impulsstromquelle



c) Rechteck-Impulsstromquelle [90]



d) Nadelimpuls-Stromquelle

Abb. 3.4: Prinzipielle Schaltungen zur Generierung des Pulsstromes

Wird bei einer Inverterstromquelle ein Pulsstrom-Sollwert vorgegeben, liefert dann die Quelle einen Pulstrom bis zu 500 A bei Frequenzen bis zu 500 Hz . Aufgrund der begrenzten Dynamik der Quelle werden die eingestellten Pulsamplituden in ca. $0,33\text{-}0,5\text{ ms}$ erreicht, was bei vielen Puls-Arc-Verfahren als ausreichend anzusehen ist [9]. Die Inverterstromquellen lassen prinzipiell zu, sowohl die Grund-, Pulsströme, als auch deren Kombination zu generieren.

Die auf der Kondensatorentladung basierende Stromquelle ist in der Lage, Pulsströme mit Amplituden von $200\text{-}1000\text{ A}$ bei Frequenzen bis 2 kHz zu erzeugen [36]. Die Dauer der Strompulse kann auch innerhalb der halben Schwingungsperiode beeinflusst werden. Beispielsweise kann durch die Zündung eines parallel zu der Entladestrecke geschalteten

Thyristors die Bogenentladung beendet werden. Obwohl die von der Entladung nicht verbrauchte Energie wieder durch den entsprechenden Umschwingkreis zurückgewonnen werden kann, ist der Wirkungsgrad dieser Quellen wesentlich kleiner als bei Inverter-Stromquellen und beträgt 45 % [9]. Wesentlicher Nachteil dieses Quellentyps ist das Fehlen der Steuerbarkeit der Stromanstiegs- bzw. Stromabfallgeschwindigkeit.

Die Rechteck-Impulsstromquelle dient dem Ziel, die Grund- und Pulsströme gleichzeitig zu generieren und besteht prinzipiell aus zwei parallel geschalteten, sekundär getakteten Stromquellen [40]. Die Stromsteller selbst stellen dabei Tiefsetzsteller dar. Sie werden getrennt mit konstanter Frequenz meistens zwischen 20 und 70 kHz über Pulsweitenmodulation angesteuert und stellen einerseits den Grundstrom für den Lastkreis und andererseits den Strom für die Pulsationseinheit zur Verfügung. Diese Quelle lässt den Pulsstrom von 40 bis 400 A bei Frequenzen von 20 Hz bis 20 kHz generieren. Die Pulsung des Stromes erfolgt durch Unterbrechung des Stromflusses in die Last und Kommutierung des Stromes in einen anderen Kreis. Beeinflusst man dabei die Spannung an den Transistoren der Pulsationseinheit, so können Stromänderungsgeschwindigkeiten stufenlos eingestellt werden. Die maximale Stromänderungsgeschwindigkeit ist durch die Leitungsinduktivitäten begrenzt und beträgt ca. 190 A/μs. Um gegenseitige Beeinflussungen zu vermeiden, sind beide Quellen mit Hilfe von zwei Dioden entkoppelt.

Die Nadelimpulsquelle lässt den von einer Inverterstromquelle bereitgestellten Gleichstrom in Höhe von bis zu 200 A mit einer Pulsfrequenz von einigen 10 kHz pulsen [36]. Die Stromänderungsgeschwindigkeit von diesen sehr kurzen Pulsen beträgt mehrere 100 A/μs. Hauptnachteil dieser Pulsstromquelle ist ein sehr niedriger Wirkungsgrad. In [9] werden z. B. Werte von 12-40 % angegeben. Ein weiterer Nachteil ist die aufwändige Überspannungsschutzbeschaltung der kommutierenden Halbleiterbauelemente.

3.5 Beschichtungskammer mit mehreren Katoden

Die heutzutage verwendeten Beschichtungsanlagen können je nach Anwendungsprofil verschiedene Baugrößen von extrem klein (etwa Kochtopfgröße) bis zu einigen Metern haben [41]. Die typischen inneren Abmessungen der Beschichtungskammern für verschiedene Anwendungen sind in der Tab. 3.2 dargestellt.

Tab. 3.2: Typische Abmessungen von Beschichtungskammern bei Anlagen ausgerüstet mit katodischen Vakuumbogen-Verdampfern

Anwendungsprofil	innere Abmessungen HxBxT in mm
Forschung und Entwicklung sowie Kleinstproduktion	<i>600 x 450 x 450</i>
Standardwerkzeugbeschichtung	<i>1030 x 830 x 830</i>
Langteilbeschichtung	<i>1895 x 830 x 830</i>
Beschichtung von sehr langen Teilen oder Massenproduktion kleiner Werkzeuge	<i>3200 x 800 x 800</i>

Eine besondere Art der Beschichtungsanlagen sind die Mehrkammer-Durchlaufanlagen, die aus separaten Lade- und Entladestationen, Heizungs- und Kühlkammern und mehreren Beschichtungskammern bestehen.

In der Industrie werden verschiedene Verdampfertypen eingesetzt. Hinsichtlich der Geometrie unterscheiden sie sich in planare Verdampfer mit kreisförmigen oder rechteckigen aktiven Katodenflächen und in koaxiale Verdampfer, bei denen die Mantelfläche einer Zylinderkatode die aktive Fläche ist. In der Beschichtungspraxis dominieren eindeutig die planaren Verdampfer. Meistens liegt der Durchmesser eines kreisförmigen Verdampfers im Bereich von *50-150 mm*. Die Rechteckverdampfer weisen aktive Längen im Bereich von *200-1000 mm* bei Breiten im Bereich von *100-150 mm* auf. Bei kreisförmigen Verdampfern wird mit mittleren Bogenströmen von *30-150 A* und bei Rechteckverdampfern mit *80-300 A* gearbeitet [18].

Unabhängig von der Anwendung dienen die Anordnung und die Anzahl der Verdampfer dem Ziel, möglichst hohe Beschichtungsraten bei einer guter Schichthomogenität zu erreichen. Für Forschungszwecke können Anlagen mit nur einem Verdampfer eingesetzt werden. Für die Beschichtung von sehr langen Teilen kommen bis zu einige zehn Verdampfer zum Einsatz. Abb. 3.5 zeigt die typischen Verdampferanordnungen [42], [43].

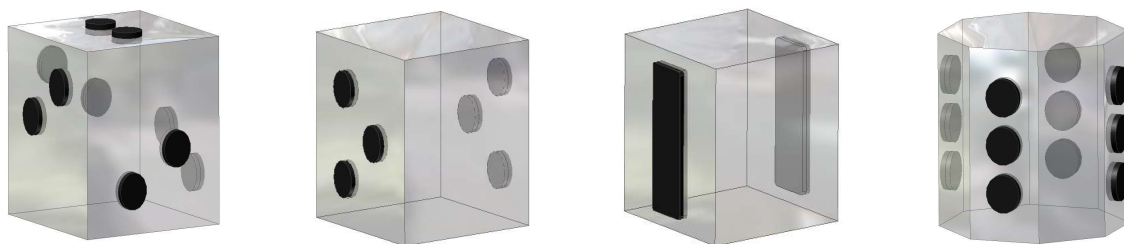


Abb. 3.5: Typische Anordnungen der Bogenverdampfer für rechteckige und achteckige Beschichtungskammern

Darüber hinaus existieren eine Reihe von Verdampferkombinationen verschiedener Typen und Materialien. Dabei können recheckige zusammen mit kreisförmigen Verdampfern in einer Beschichtungskammer eingesetzt werden oder es können *Ti*-Verdampfer gleichzeitig mit *Al*-Verdampfern betrieben werden. Verdampfer können ihrerseits mit Ein- oder Multikomponententargets ausgeführt werden [44], [45], [46].

3.6 Ionenemission

Die Ionenemission ist einer der wichtigsten Parameter zur Charakterisierung der Eigenschaften eines Arc-Verfahrens [9], [23], [41]. Für den *DC*-Betrieb gilt allgemein, dass die Ionen im größten Teil senkrecht zur Katodenoberfläche emittiert werden. Die Ionenstromdichte weist unter einem bestimmten Winkel eine Kosinus-Verteilung auf und fällt quadratisch mit der Entfernung ab [15], [47], [48]. Weiter wird angegeben, dass die Ionenemission mit zunehmendem Bogenstrom ansteigt, wobei die mittlere Ionenenergie sinkt [9]. Der prozentuale Anteil von Gesamtionenstrom zum Bogenstrom liegt bei 8-10 % [23].

Die gepulsten Bogenentladungen zeichnen sich durch eine gegenüber dem *DC*-Arc-Prozess überproportionale Erhöhung der Ionenemission aus. In [23] werden Werte für den Ionenstromanteil von bis zu 56 % während des Pulses und bis zu 17 % als arithmetischer Mittelwert angegeben, wobei dieser Anteil von den Pulsparametern Maximalstrom und Stromanstiegsgeschwindigkeit abhängig ist. Wegen der zunehmenden Stoßprozesse wurde ein umgekehrt proportionaler Zusammenhang zwischen der Pulsamplitude und der Ionenenergie festgestellt.

Eine weitere Auswirkung der gepulsten Bogenströme ist die Plasmafokussierung. Die Winkelabhängigkeit und das bis 2 Pa druckabhängige zeitliche Verhalten der Ionenstromdichte in der Pulsphase zeigt Abb. 3.6 für einen Recheckimpuls.

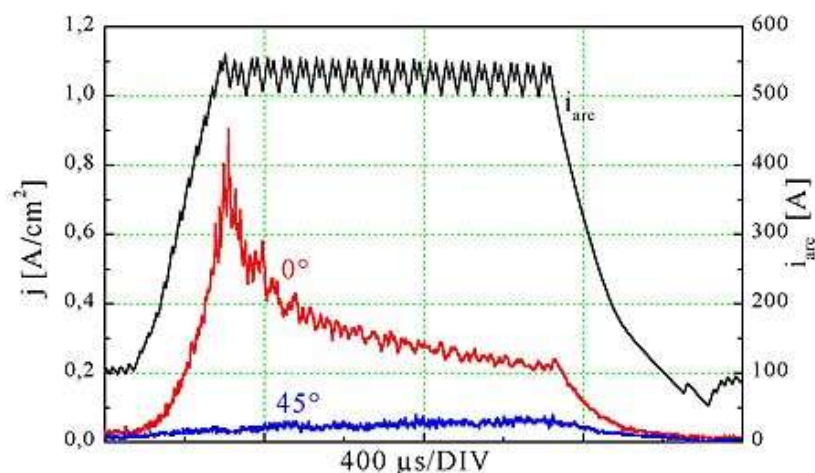


Abb. 3.6: Verlauf von Bogenstrom und Ionenstromdichte an den Sonden in 0° und 45° zur Katodennormalen [36]

Der zeitliche Verlauf der Ionenstromdichte zeigt in der 0° -Position ein deutliches Maximum zu Pulsbeginn, welches stark mit der dynamischen Leistungserhöhung verknüpft ist. Für den Winkel 45° war die Ionenstromdichte wesentlich geringer.

Allgemein gilt, dass der Fokussierungseffekt um so stärker auftritt, je höher der Pulsstrom ist. Angaben zum Einfluss der Pulsfrequenz sind nicht eindeutig und unterscheiden sich je nach Frequenzbereich. In [23] wird kein signifikanter Einfluss auf die Plasmafokussierung im Bereich $0,3\text{-}3\text{ kHz}$ festgestellt.

3.7 Dropletmission

Eine wesentliche Eigenschaft der katodischen Vakuumbogenentladungen ist die Produktion kleiner, schmelzflüssiger Tröpfchen, die während der Entladung aus dem Bereich des Erosionskraters heraus geschleudert werden [48]. Typische Größen dieser sogenannten Droplets liegen im Bereich von μm bis zu mehreren $10\ \mu\text{m}$. Der Dropletanteil kann bei einigen Materialien einen erheblichen Anteil des emittierten Masseflusses von der Katode ausmachen [16].

Die negativen Auswirkungen der in die Schicht eingebauten Droplets beschränken sich nicht nur auf das schlechte Korrosionsverhalten solcher Schichten, sondern auch auf die resultierende Schichtrauhigkeit, die der Vakuumbogenbeschichtungstechnologie bislang den Einzug in wichtige Applikationsfelder wie Mikroelektronik oder Optik versperrt hat [48].

Generell besteht eine Relation zwischen der Dropletmission und dem Lichtbogenstrom. Mit steigendem Strom erhöht sich die Dropletmission bezogen auf den Mittelwert des Stromes und die mittlere Größe der Droplets. Untersuchungen zu der Winkelverteilung der Dropletmission [9], [23] zeigten allgemein, dass der größte Anteil der Droplets in kleinen Winkeln zur Katodennormalen emittiert wird. Für diese Betrachtungen sollte jedoch eine feste Spotposition im Katodenzentrum zugrunde gelegt werden. In [9] wird beispielhaft eine umgekehrte Abhängigkeit der Dropletproduktion vom Winkel gezeigt.

Die Auswirkungen der gepulsten Bogenströme auf die Emission der Droplets können durch das Spotverhalten erklärt werden. Legt man einen direkten Zusammenhang zwischen der lokalen Temperaturbelastung im Erosionskrater und der Entstehung der Droplets fest, führt die Erhöhung der Spotgeschwindigkeit zur Reduzierung der Dropletmission [49].

Meistens beschränken sich die Untersuchungen zum Einfluss der Pulsparameter auf die Dropletproduktion nur auf die Pulsdauer. In [50] wurde eine lineare Abhängigkeit der Dropletanzahl von der Impulsdauer festgestellt.

Die Angaben zur Größenverteilung der Droplets bei gepulsten Bogenströmen sind nicht eindeutig und enthalten keine Information über den Einfluss von Pulsparametern.

4 Experimentelle Basis

4.1 Anlagentechnik

Im Rahmen dieser Arbeit wurden für die Untersuchungen zwei Beschichtungsanlagen verwendet.

Die Beschichtungsanlage „Alpha 100“ (Eifeler von Ardenne GmbH) für die Beschichtung von Werkzeugen mit verschleißmindernden Hartstoff-Schichtsystemen besteht aus einem rechteckigen Rezipienten (innere Abmessungen $400\text{ mm} \times 500\text{ mm} \times 480\text{ mm}$) und verfügt über 6 Rundverdampfer vom Sablev-Typ ($\varnothing 100\text{ mm}$) mit pneumatisch angetriebenen Triggern, Abb. 4.1. Die Evakuierung erfolgt über einen Vorpumpenstand, der aus einer Drehschieber-pumpe mit einer Fördermenge von $35\text{ m}^3/\text{h}$, einer Roots-pumpe mit einer Fördermenge von $250\text{ m}^3/\text{h}$ und einer Turbomolekularpumpe mit einer Fördermenge von 1000 l/s besteht. Zur Erzeugung einer geeigneten Substrattemperatur $t_{\text{max}}=500^\circ\text{C}$ ist die Anlage mit zwei Strahlungsheizern ausgerüstet, deren Gesamtleistung 12 kW beträgt.



a)



b)

Abb. 4.1: Beschichtungsanlage „Alpha 100“

- a) Gesamtansicht
- b) Innenraum der Beschichtungskammer mit drei auf der Dreheinrichtung platzierten Test-Proben

Die gute Schichthomogenität wird durch einen biasfähigen Drehtisch gewährleistet. Die Biasspannungsversorgung erfolgt durch einen Spannungsgenerator (Hüttinger Elektronik GmbH) mit einer Maximalleistung von 10 kW und einer Maximalspannung von 1000 V . Die gesamte Steuerung der Anlage verläuft vollautomatisch und wird von der speicherprogrammierbaren Steuerung „SIMATIC S7-300“ übernommen. Da bei dieser Anlage keine vakuumdichten Durchführungen für eine Ionenstrommesseinrichtung realisierbar waren, wurde sie nur für Beschichtungsexperimente verwendet.

Die zweite Beschichtungsanlage „HTC 625“ (HAUZER Techno Coating) ermöglicht prinzipiell nicht nur das Beschichten, sondern auch Ionenstrommessungen. Weitere wesentliche Unterschiede zu der „Alpha 100“-Anlage liegen in der Verdampferanzahl (vier 100 mm -Rundverdampfer) und in den Innenabmessungen der Beschichtungskammer ($625\text{ mm} \times 450\text{ mm} \times 700\text{ mm}$). Die Kammer wird von einer Drehschieberpumpe und einer Turbomolekularpumpe evakuiert. Der erreichbare Enddruck beträgt 10^{-3} Pa .

Die Ausrüstung der Anlage umfasst weiterhin eine Dreheinrichtung mit Sondenhalterung (Abb. 4.2), einen Strahlungsheizer und eine Biasspannungsversorgung mit einer Maximalleistung von 10 kW und einer Maximalspannung von 1000 V .

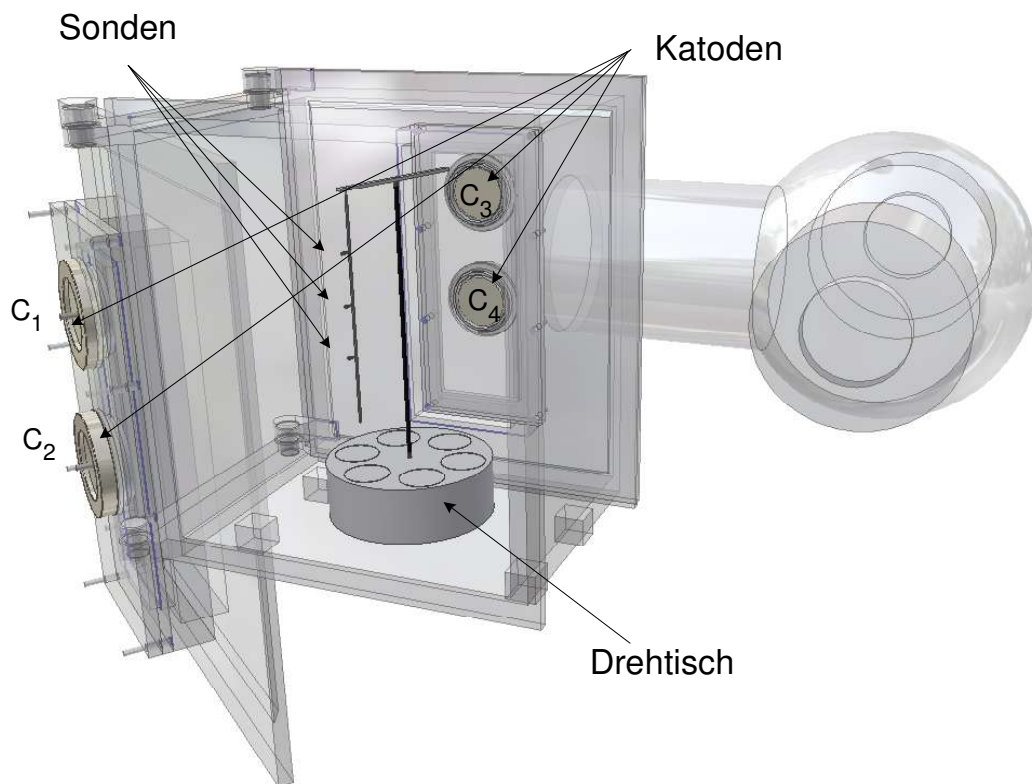


Abb. 4.2: Beschichtungsanlage „HTC 625“ mit Sondenhalterung zur Messung des Ionenstromes

4.2 Mess- und Analysetechnik

4.2.1 Messung elektrischer Größen

Zur Analyse des zeitlichen Verhaltens der elektrischen Größen Spannung, Strom und Leistung der Bogenentladungen wurden folgende Messmittel eingesetzt:

1. Potentialfreies Strommesssystem *AM503S* (Tektronix) für Bogenstrommessungen bis 500 A bei einer maximalen Bandbreite von 15 MHz
2. Differentialprobe *P5200* (Tektronix) für potentialfreie Bogenspannungsmessung bis 1 kV bei einer maximalen Bandbreite von 25 MHz
3. Messwerterfassungssystem *LTT 18X* (Tasler) mit 16 differentiellen Eingangskanälen mit 20 MS/s bei 12 bit Auflösung, einer maximalen Summenabtastrate von 100 MS/s und 16 bit Auflösung bei $2,5\text{ MS/s}$

Das Messsystem hat verschiedene Triggerfunktionen, welche für die Erfassung der elektrischen Größen zum richtigen Zeitpunkt sorgen, wie z. B. Bogenstrom und -spannung beim Lichtbogenabriss oder Neuzünden, sowie Stromkommutierungen bei der Impulsverteilung. Der interne Speicher von 128 MB ermöglicht die Aufzeichnung längerer Vorgänge mit hoher Zeitauflösung.

Die Aufnahme des Ionenstromverlaufs erfolgte mit Hilfe von elektrostatischen Messsonden. Deren schematischer Aufbau ist in Abb. 4.3 dargestellt. Die Wahl der Kugelform der Sonde ist damit verbunden, dass die Sondenprojektionsfläche für jeden Verdampfer unabhängig von

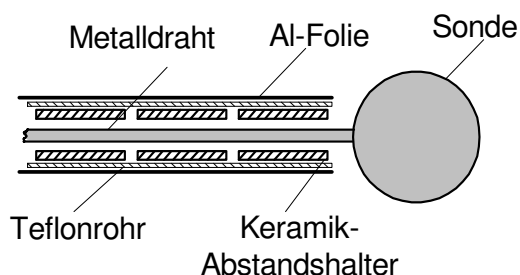


Abb. 4.3: Schematischer Aufbau einer Sonde zur Ionenstrommessung

der Sondenposition immer gleich ist. Der Durchmesser der Sonden ist $6,2\text{ mm}$, so dass die Projektionsfläche $30,2\text{ mm}^2$ beträgt.

Die typische Strom-Spannungs-Kennlinie einer Kugelsonde ist in Abb. 4.4 dargestellt [51]. Ohne eingepreßte Spannung lädt sich die Sonde auf das „floating“ Potential U_{fl} auf.

Beim Anlegen einer höheren negativen Spannung werden Ionen aus dem Plasma abgesaugt. Es stellt sich asymptotisch ein maximaler Wert, der Ionensättigungsstrom I_{IS} ein. Für die verwendete Anordnung konnte diese Ionenstromsättigung schon bei -35 V festgestellt werden.

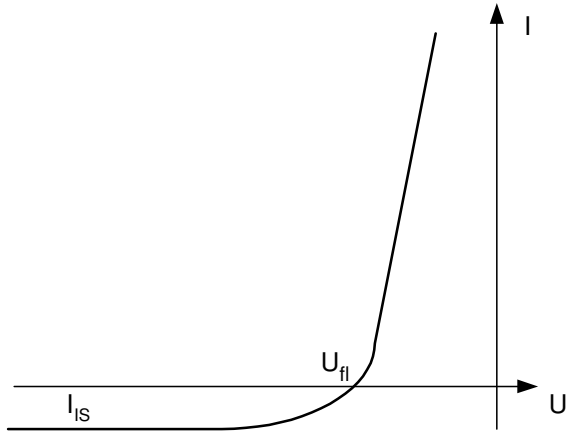


Abb. 4.4: Typische Kennlinie einer Kugelsonde

Alle Untersuchungen zur Ionenstrommessung wurden deswegen bei einer Sondenspannung von -150 V durchgeführt, wodurch gewährleistet werden kann, dass ausschließlich der Ionensättigungsstrom gemessen wird.

Anhand der Sondenkennlinie lassen sich zusätzlich die Elektronendichte und das Plasmapotential bestimmen. In dieser Arbeit wird jedoch auf die Diagnostik mittels des Elektronenstromes nicht näher eingegangen.

4.2.2 Messung der Schichtdicke

Zur Bestimmung der Schichtdicke kam das Kalottenschliffverfahren zum Einsatz. Bei diesem Verfahren wurde mit einer Stahlkugel (Durchmesser $10\text{-}30\text{ mm}$) eine Kalotte bis in das Grundmaterial der Probe mit Hilfe des Kalottenschliffgerätes „Kalopräp“ eingeschliffen, Abb. 4.5. Als Schleifmittel wurde dabei eine Diamantpaste mit der Körnung von $1\text{ }\mu\text{m}$ verwendet. Die Ausmessung der eingeschliffenen Kalotten erfolgte mittels Mikrometerschraube am Auflichtmikroskop (maximale Vergrößerung $1000\text{-}fach$). Die Dicke der Schicht lässt sich durch die folgende geometrische Beziehung zwischen dem Kreisradius an der Schichtoberfläche R , dem Kreisradius an der Grenzfläche Schicht zu Grundwerkstoff r und dem Kugeldurchmesser D errechnen:

$$h = \sqrt{\frac{D^2}{4} - r^2} - \sqrt{\frac{D^2}{4} - R^2} \quad (4.1)$$

Bei dieser Methode muss man mit einer relativ kleinen Messgenauigkeit rechnen, die von der Mikroskopvergrößerung und der Auswertung abhängig ist. Deswegen wurde der Wert der Schichtdicke an einer bestimmten Stelle als Mittelwert dreier Messungen an nebeneinander liegenden Punkten errechnet.

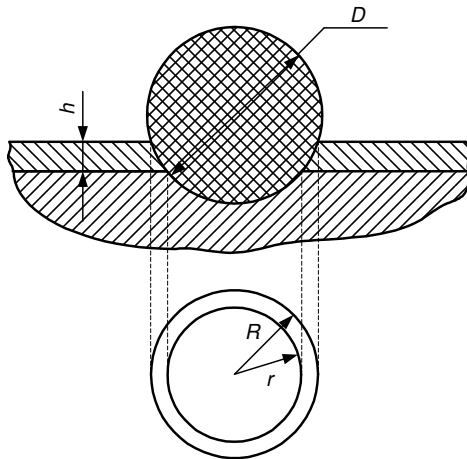


Abb. 4.5: Prinzip der Schichtdickenmessung

Diese Methode ist einfach und kostengünstig. Sie ist nicht nur zur Schichtdickenmessung einer einzelnen Schicht geeignet, sondern auch von jeder einzelnen Schicht beim Multilayer-Beschichten. Der größte Nachteil dieses Verfahrens liegt darin, dass die Messung nicht schichtzerstörungsfrei erfolgt.

4.2.3 Analyse der Schichteigenschaften

Für die Bildaufnahmen bei der Bestimmung der Schichtbedeckung durch Droplets kam das Lichtmikroskop *PMG3* zum Einsatz. Für die mit 500-facher Vergrößerung aufgenommenen Bilder wurde die Partikelanalyse mit Hilfe des Bildanalysesystems „*AnalySIS QCP-Pro*“ automatisch mit manueller Nachbearbeitung durchgeführt. Um die Flächenbelegungsdichten leichter abzuschätzen, wurden Partikel nach ihrem maximalen Durchmesser in 10 Kategorien eingeteilt, Tab. 4.1.

Tab. 4.1: Klassifikation der Droplets

Dropletklassen	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
maximaler Durchmesser in μm	0,53	0,82	1,24	1,76	2,59	3,59	5,06	7,06	9,94	14,94

5 Stromversorgung für das modifizierte Puls-Arc-Verfahren mit mehreren Verdampfern

5.1 Konzepte für die Stromversorgung mehrerer Verdampfer

5.1.1 Stromversorgung beim DC- oder Pulsbetrieb

Für die Stromversorgung mehrerer Arc-Verdampfer kommen prinzipiell zwei Konzepte in Frage (Abb. 5.1). Beim ersten Konzept können mehrere parallel geschaltete Katoden aus einer Stromquelle betrieben werden. Im Gegensatz dazu sind bei der zweiten Variante die Lichtbogenkreise voneinander getrennt und werden aus eigenen Stromquellen gespeist.

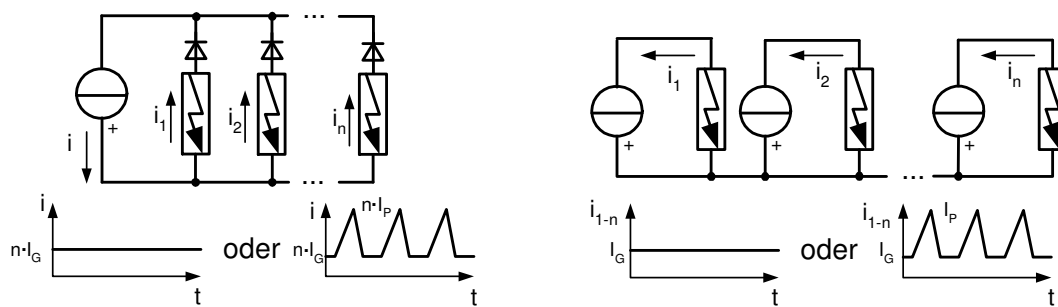


Abb. 5.1: Stromversorgungskonzepte für die DC- oder Pulsstromeinspeisung mehrerer Katoden

Beide Varianten ermöglichen einen Betrieb der Verdampfer sowohl mit DC-Strom als auch mit Pulsstrom.

Bei der Parallelschaltung der Verdampfer ist es als Vorteil anzusehen, dass der Gesamtprozess nur von einer Quelle unterstützt wird. Jedoch muss diese Quelle eine sehr hohe Ausgangsleistung bereitstellen. Nimmt man an, dass der Ausgangsstrom I_{max} der DC-Stromquelle konstant ist, kann dann nur eine begrenzte Anzahl von Katoden n gleichzeitig betrieben werden:

$$n = \frac{I_{max}}{I_{SG}} \quad (5.1)$$

mit: I_{SG} -Bogenstabilitätsgrenze

Die gleiche Beziehung gilt für den minimalen Grundstromanteil I_G beim Pulsbetrieb. Jedoch ist die Bogenstabilitätsgrenze beim Pulsbetrieb kleiner im Vergleich zum DC -Betrieb. Der minimale Grundstrom hängt in erster Näherung direkt proportional von der Pulsdauer und umgekehrt proportional von der Pulsfrequenz ab. Die Amplitude des Pulsstromes hat dabei einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Stabilitätsgrenze [9].

Der gesamte Energieumsatz setzt sich aus der Summe aller Nutzenergien jedes Bogens sowie aus den Verlustenergien in den Katoden und in der Anode zusammen. Bei einem DC -Betrieb sinkt unter der Voraussetzung, dass sich der gleiche Gesamtstrom I auf mehrere parallel geschaltete Katoden aufteilt, aufgrund der Katodenparallelschaltung die gesamte umgesetzte Leistung P_G ohne Berücksichtigung der Elektrodenverluste mit der steigenden Katodenanzahl n :

$$P_G(n) = P_1 \cdot \left(\frac{1 + \frac{I \cdot R_B}{n \cdot U_{B0}}}{1 + \frac{I \cdot R_B}{U_{B0}}} \right) \quad (5.2)$$

mit: P_1 - in einem Bogen umgesetzte Leistung

R_B und U_{B0} - elektrische Parameter aus dem Bogenersatzschaltbild

Abb. 5.2 zeigt die umgesetzte Gesamtbogenleistung P_G bei Versuchen für verschiedene DC -Bogenströme in Abhängigkeit von der Katodenanzahl.

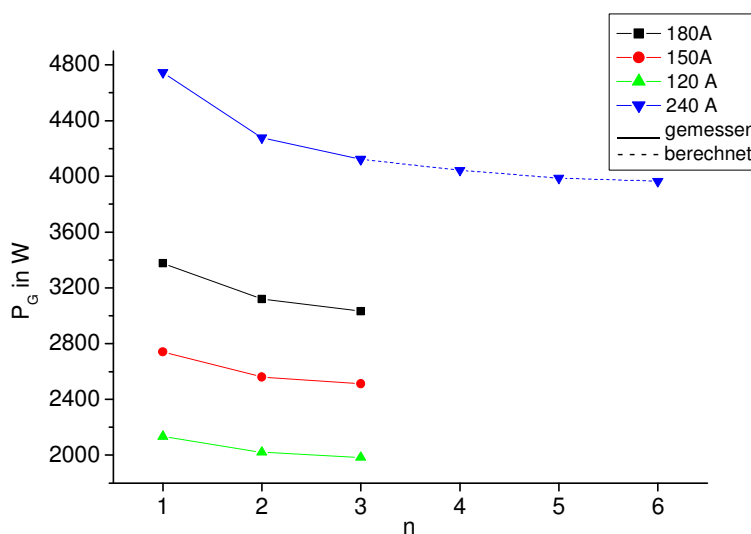


Abb. 5.2: Umgesetzte Gesamtleistung für verschiedene Katodenanzahlen

(Katoden: Ti ; industrielle Inverterstromquelle; $p = 1,2 Pa$)

Da die Stromquelle nicht in der Lage war, einen *DC*-Strom von 240 A zu liefern, wurde in diesem Fall die umgesetzte Leistung theoretisch gemäß Gleichung (5.2) ermittelt. Das prozentuale Absinken der Gesamtleistung war bei höheren Bogenströmen am stärksten.

Im Fall der Speisung von 6 Katoden mit jeweils 40 A betrug der Unterschied zum Betrieb mit einer Katode ca. 20% .

Hinsichtlich des Zündens und des Stabilisierens der Arc-Entladungen weist die Parallelschaltung der Katoden viele Probleme auf. Die Zündung der Vakuumbögen erfolgte mit Hilfe einer druckluftbetriebenen Triggereinrichtung. Die benutzte Stromversorgung hatte eine Leerlaufspannung von ca. 90 V . Sogar die gleichzeitige Triggierung von allen Katoden führte zum Zünden nur eines Lichtbogens. Hat eine der Katoden bessere Zündbedingungen, wie z. B. eine stärkere Feder am Zündfinger oder eine kürzere Zuleitung zur Stromquelle, so bildet sich die Bogenentladung an dieser Katode aus. Einen typischen Bogenspannungsverlauf beim Zünden zeigt Abb. 5.3. Ca. $10\text{ }\mu\text{s}$ nach dem Zünden fällt die Bogenspannung auf den Wert von etwa 50 V . Nach dem Abklingen der Übergangs- und Stabilisierungsphasen stellt sich nach ca. $150\text{ }\mu\text{s}$ eine statische Brennspannung von etwa 20 V ein. Diese Spannung liegt dann aufgrund der Parallelschaltung gleichzeitig an den anderen Katoden. Sie ist aber nicht ausreichend, um eine Bogenentladung an diesen Katoden zu zünden. Die minimale Spannung, bei der ein sicheres Zünden und ein anschließendes Stabilisieren eines Lichtbogens gewährleistet werden kann, beträgt ca. 40 V [9], [22].

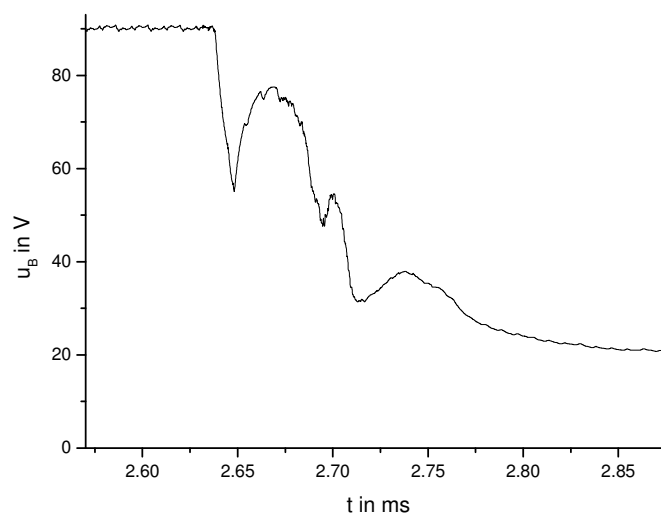


Abb. 5.3: Bogenspannung bei der Zündung einer Arc-Entladung

(Katode: Ti ; $I_B=120\text{ A}$, $R_Z=2,2\text{ }\Omega$)

Verlöscht einer der Lichtbögen, sollte er neu gezündet werden, was allerdings wegen der geringen Spannung an der Katode nicht möglich ist. Dafür sollten alle brennende Entladungen zuerst gelöscht und dann gleichzeitig neu gezündet werden.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Stromversorgung mehrerer parallel geschalteter Katoden aus einer Quelle nicht sinnvoll ist. Besonders Triggerprobleme beim Neu- oder Wiederzünden des Lichtbogens machen den praktischen Einsatz dieses Konzeptes nur sehr eingeschränkt möglich.

Bei dem zweiten Konzept werden alle Katoden unabhängig voneinander aus eigenen Stromquellen betrieben. Elektrisch sind alle Entladungskreise anodenseitig verbunden. Die gesamte umgesetzte Leistung P_G ist dabei direkt proportional zu der Katodenanzahl n und lässt sich im Symmetriefall wie folgt berechnen:

$$P_G(n) = n \cdot P_1 \quad (5.3)$$

Die in einem Bogen umgesetzte Leistung ist gleich:

$$P_1 = I \cdot U_{B0} + \tilde{I}^2 \cdot R_B \quad (5.4)$$

Im Unterschied zu dem Fall mit den parallelgeschalteten Katoden sinkt die Gesamtleistung, wenn eine oder mehrere Bogenentladungen verlöschen.

Für diese unabhängige Stromversorgung wurden eine Reihe von Zündversuchen durchgeführt. Hat eine Stromquelle elektrische Parameter, die für Einkatodenbetrieb gültig sind, lassen sich die Bogenentladungen sowohl gleichzeitig als auch der Reihe nach problemlos zünden.

5.1.2 Stromversorgung beim modifizierten Puls-Arc-Betrieb

Für das modifizierte Puls-Arc-Verfahren kommen zusätzlich noch zwei Konzepte in Frage (Abb. 5.4).

Für die Stromversorgung a) sind eigene DC-Stromquellen und nur eine Pulsstromquelle vorgesehen. Der Pulsstrom wird mit den DC-Strömen überlagert. Um gegenseitige Beeinflussungen zu vermeiden, sollte jede Quelle mit einer Diode entkoppelt werden (siehe Abschnitt 5.5).

Da die Strompulse nicht verteilt werden, sondern in alle Entladungskreise gleichzeitig geliefert werden, sollte die Stromquelle in der Lage sein, einen Pulsstrom I_Q in folgender Höhe zu liefern:

$$I_Q = n \cdot I_P \quad (5.5)$$

mit: I_P - Pulsstrom von einem Bogen
 n - Anzahl der Katoden

Ausgehend vom Zünden der Lichtbogenentladungen lässt sich diese Stromversorgung nur dann verwenden, wenn die Pulsstromquelle in der Zündphase von den Katoden elektrisch getrennt wird. Nach dem erfolgten Zünden aller Lichtbögen oder Wiederezündungen eines oder mehrerer verloschener Lichtbögen kann anschließend die Pulsstromquelle in Betrieb genommen werden.

Konzept b) unterscheidet sich von der vorherigen Stromversorgung dadurch, dass die einzelnen Pulse der Pulsstromquelle zwischen den Katoden verteilt werden. Der Pulsstrom mit der Amplitude I_P und Pulsdauer t_P entspricht dem Strom für Einkatodenbetrieb, lediglich die Pulsfrequenz f_P sollte, entsprechend der Katodenanzahl, n mal größer festgelegt werden.

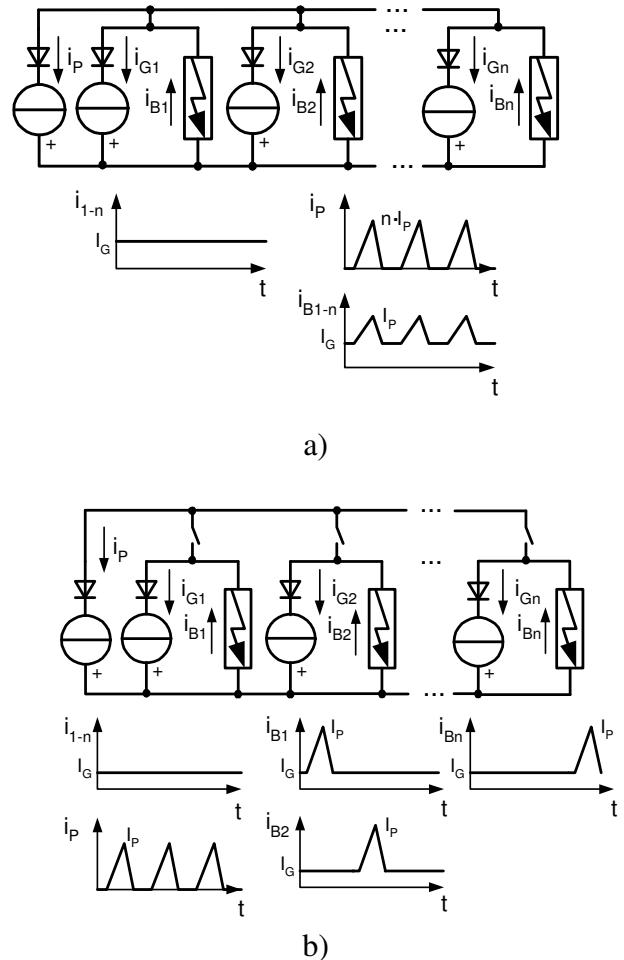


Abb. 5.4: Leistungsteilkonzepte für das modifizierte Puls-Arc-Verfahren

Das Zünden der Bogenentladungen mit diesem Stromversorgungskonzept hat keine mehrkatodenbedingten Probleme ergeben, weil die Pulsstromquelle während der Zündphase von den Entladungskreisen durch die elektronischen Schalter getrennt wurde. Damit wurde die Parallelschaltung der Katoden beim Zünden vermieden.

Ausgehend vom Leistungsumsatz soll für die Einschätzung der Pulsstromversorgungen mehrerer Katoden nicht nur die statische umgesetzte Leistung P_S , sondern auch die dynamische Leistungserhöhung P_D berücksichtigt werden. Unter der dynamischen Leistung in der Pulsphase wird eine Leistungsdifferenz zwischen dem Messwert und dem Wert gemäß der statischen Kennlinie verstanden [23]. Sie ist auf die dynamische Erhöhung des Bogenspannungsbedarfes während des Pulsstromanstieges zurückzuführen. Während des Stromabfalls sinkt die Bogenspannung unter den erwarteten Wert. Deshalb nimmt die dynamische Leistung ein negatives Vorzeichen an. Da sie vom Betrag her wesentlich kleiner als die Leistung während des Stromanstieges ist, ergibt sich insgesamt ein positiver Wert der dynamischen Leistung.

Die in [9] durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass die dynamische Leistungserhöhung im wesentlichen von der Stromanstiegsgeschwindigkeit im Bereich von einigen Hundert A/ms bis $100 A/\mu s$ abhängig ist. Abb. 5.5 zeigt die prozentuale Leistungserhöhung in der Pulsphase für Stromanstiege bis $1 kA/ms$.

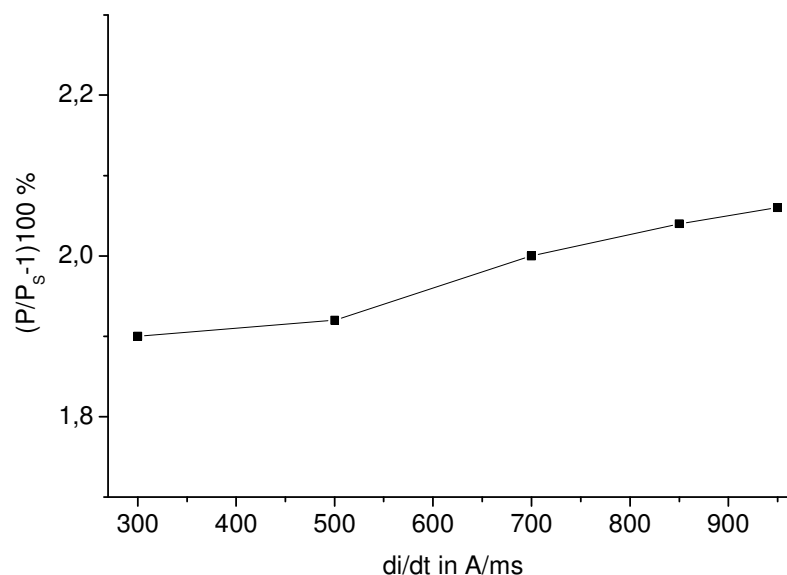


Abb. 5.5: Prozentuale Leistungserhöhung in der Pulsphase gegenüber dem theoretischen Wert gemäß der statischen Kennlinie

(Katode: Ti ; industrielle Inverterstromquelle: $I_p=520 A$, $t_p=680 \mu s$, $p=1,4 Pa$)

Für den untersuchten Bereich konnte nur eine geringe Abhängigkeit der prozentualen Leistungserhöhung von der Stromanstiegsgeschwindigkeit festgestellt werden. Die in der Stromanstiegsphase als konstant angenommene dynamische Leistungserhöhung lässt sich näherungsweise wie folgt berechnen:

$$P_D = \frac{1}{T} \cdot \int_0^T i_B \cdot u_L^{(+)} \cdot dt = \frac{1}{T} \cdot \int_0^T i_B \cdot L_B \cdot \frac{di_B^{(+)}}{dt} \cdot dt = \frac{L_B \cdot I_P^2}{2 \cdot T} \quad (5.6)$$

mit: L_B - theoretisch ermittelte Induktivität einer Plasmasäule

I_P - Amplitude des Pulsstromes

In der Stromabfallphase verhält sich der Vakuumbogen nicht wie eine Induktivität L_B . Das heißt, dass die während des Stromanstieges gespeicherte Energie nur zum kleinen Teil zurückgespeist wird. Deshalb kann die Verringerung des Leistungsgewinnes in der Stromabfallphase vernachlässigt werden.

Mit dem Leistungsteilkonzept a) lässt sich die gesamte in n Vakuumlichtbögen umgesetzte Leistung gemäß der statischen Lichtbogenkennlinie wie folgt berechnen:

$$P_S(n) = (n \cdot I_G + I) \cdot U_{B0} + (n \cdot I_G^2 + \frac{\tilde{I}^2}{n} + 2 \cdot I_G \cdot I) \cdot R_B \quad (5.7)$$

mit: I_G - Grundstrom für einen Bogen

I und \tilde{I} - Mittel- und Effektivwerte des Gesamtpulsstromes

Die dabei von den Grundstromquellen eingebrachte Energie steigt mit der zunehmenden Anzahl der gleichzeitig betriebenen Verdampfer an. Die Energie der Pulsstromquelle ihrerseits sinkt aufgrund der Parallelschaltung der Katoden.

Die gesamte dynamische Leistungserhöhung von n Verdampfern hängt nach der Formel (5.8) umgekehrt proportional von der Anzahl der Katoden ab:

$$P_D(n) = n \cdot P_{D1} = n \cdot \frac{L \cdot I_P^2}{2 \cdot T \cdot n^2} = \frac{L \cdot I_P^2}{2 \cdot T \cdot n} \quad (5.8)$$

Gemäß Konzept b), bei dem die Strompulse zwischen allen Verdampfern verteilt werden, gilt für die statisch umgesetzte Gesamtleistung folgende Beziehung:

$$P_S(n) = (n \cdot I_G + I) \cdot U_{B0} + (n \cdot I_G^2 + \tilde{I}^2 + 2 \cdot n \cdot I_G \cdot I) \cdot R_B \quad (5.9)$$

Nach der Formel (5.9) steigt der Anteil der von den Grundstromquellen eingebrachten Energie an. Die von der Pulsstromquelle gelieferte Energie hängt nicht von der Anzahl der Verdampfer ab. Der dynamische Leistungszuwachs bleibt auch unabhängig von der Katodenanzahl, weil jeder Strompuls mit voller Amplitude zu einem der Verdampfer der Reihe nach geliefert wird. Für die in n Katoden umgesetzte Leistung gilt:

$$P_D(n) = n \cdot P_{D1} = n \cdot \frac{L_B \cdot I_P^2}{2 \cdot (T \cdot n)} = \frac{L_B \cdot I_P^2}{2 \cdot T} \quad (5.10)$$

Abb. 5.6 zeigt beispielhaft die umgesetzten Gesamtleistungen in Abhängigkeit von der Katodenanzahl für beide Konzepte. In der Abb. 5.6 sind nur die Leistungsanteile der Pulsstromquelle dargestellt. Von den Strom- und Spannungsverläufen wurden die *DC*-Anteile subtrahiert.

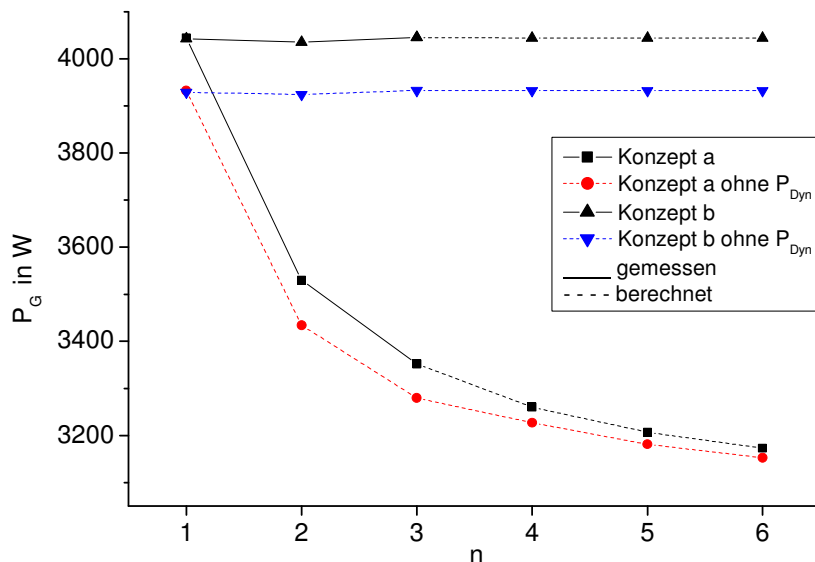


Abb. 5.6: In n Lichtbögen umgesetzte Pulsleistung in Abhängigkeit von der Katodenanzahl
(Katoden: Ti ; industrielle Inverterstromquelle: $I_P=520$ A, $t_p= 680$ μ s, $p=1,2$ Pa)

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Leistungskonzept für die Pulsstromversorgung mehrerer Verdampfer lassen eine Auswahl zu. Das Konzept mit der kontinuierlichen Verteilung der Pulsenergie zwischen allen Verdampfern scheint aus energetischer Sicht am besten geeignet zu sein. Das Lichtbogenbrennen wird von den *DC*-Grundstromquellen unterstützt. Die gesamte, sowohl statisch als auch dynamisch umgesetzte Pulsleistung bleibt während des Beschichtungsprozesses konstant, sogar wenn ein oder mehrere Lichtbögen verlöschen würden. Hinsichtlich des Lichtbogenzündens weist dieses Leistungskonzept keine Probleme auf, da mit der Abschaltung der Pulsstromquelle durch die elektronischen Schalter die Parallelschaltung der Katoden vermieden werden kann. In der Abb. 5.7 ist das Blockschaltbild der neu entwickelten Pulsstromversorgung für n Bogenverdampfer mit den wesentlichen Baugruppen dargestellt.

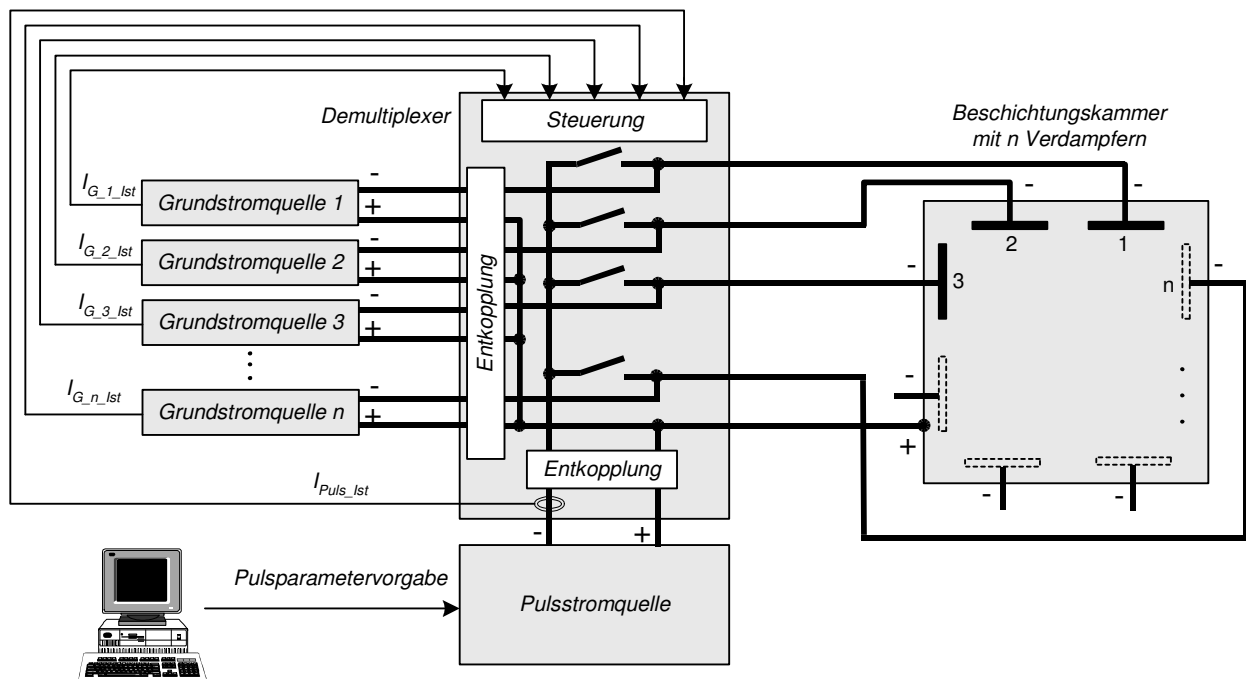


Abb. 5.7: Blockschaltbild des Gesamtkonzeptes für die Pulsstromeinspeisung mehrerer Bogenverdampfer [52]

Für die praktische Realisierung dieses Konzeptes ist eine Auswahl von geeigneten Puls- und Grundstromquellen erforderlich.

5.2 Untersuchungen zur Pulsstromquelle

5.2.1 Allgemeine Anforderungen an Energieeinspeisungen zur Erzeugung gepulster Bogenentladungen für mehrere Verdampfer

Energiequellen für technologische Vakuumbeschichtungs-Prozesse sind in den letzten Jahren stark von der Entwicklung der Leistungselektronik beeinflusst worden. Eine große Rolle spielen hierbei die Lichtbogenschweißverfahren. Intensive Forschungs- und Entwicklungsarbeiten führten zu angepassten Prozessregelungen und neuen Technologien mit speziellen Stromversorgungen. Die prozessangepasste Energieversorgung ist heute üblich und neuere Untersuchungen zu weiteren Beeinflussungsmöglichkeiten durch moderne elektronische Stellglieder stellen ein wesentliches Potential auf diesem Gebiet dar.

Infolge des kurzen Entwicklungszeitraums der Puls-Arc-Verfahren und der noch relativ geringen Verbreitung in der Industrie gibt es nur eine eingeschränkte Zahl spezieller Stromversorgungen. Die meisten davon kommen leistungsteilseitig aus der Lichtbogenschweißtechnik. Meist wird nur die Steuerung geändert.

Die Pulsstromversorgungen lassen sich nach ihren Grundprinzipen in zwei Kategorien einteilen. Zu einer gehören getaktete Stromquellen. Im Unterschied dazu wird die Pulsenergie bei der anderen Art der Stromquellen im allgemeinen aus einem Kondensator bereitgestellt. Im Rahmen dieser Arbeit wird aufgrund der zahlreichen Vorteile nur auf die Quellen des ersten Typs eingegangen (siehe Abschnitt 3.4).

Bei der Auswahl der für den modifizierten Puls-Arc-Prozess mit mehreren Verdampfern geeigneten Pulsstromquelle spielen eine Vielzahl unterschiedlicher Parameter und Faktoren eine wichtige Rolle. Diese sind im folgenden Anforderungsprofil zusammengestellt.

- **Pulsparameter**

Das Schaltungskonzept soll für unterschiedlichen Strompulsamplitude in einem Bereich von *200-600 A* geeignet sein, um möglichst viele technologische Anforderungen erfüllen zu können. Es sind Strompulsdauern bis *1 ms* anzustreben. Die Frequenz liegt dabei im Bereich von *100 Hz-1000 Hz*.

- **Stromdynamik**

Die katodischen Vorgänge stellen besondere Anforderungen an die Pulsflankensteilheit. Deshalb sind Stromanstiegsgeschwindigkeiten von mindestens 1000 A/ms anzustreben. Dabei ist die Forderung nach einer minimalen Welligkeit des Ausgangstromes zu erfüllen, die bei den getakteten Stromquellen, die umgekehrt proportional zur Ausgangsinduktivität ist.

- **Leistungsbereich**

Die mittlere Leistung einer Bogenentladung liegt im Bereich $0,5\text{-}3,5 \text{ kW}$. Das Leistungsteil-konzept für 3 Verdampfer soll daher für eine Leistung von mindestens 10 kW ausgelegt sein.

- **Wirkungsgrad**

Ein hoher elektrischer Wirkungsgrad ist neben den ökonomischen und ökologischen Aspekten vor allem zur Gewährleistung einer hoher Lebensdauer und für die einfache und kostengünstige Kühlung der Leistungskomponenten anzustreben.

- **EMV**

Die Sicherstellung der elektromagnetischen Verträglichkeit muss prinzipiell gewährleistet sein.

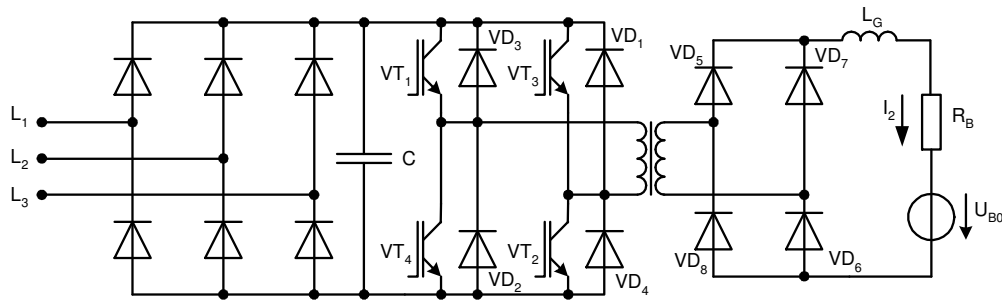
- **Leerlauf-, Überlast- und Kurzschlussfestigkeit**

Die Stromquelle soll gewährleisten, dass Ausgangsspannung und -strom keine unzulässigen Werte annehmen, die zur Zerstörung der Quelle oder der Verdampfer führen könnten.

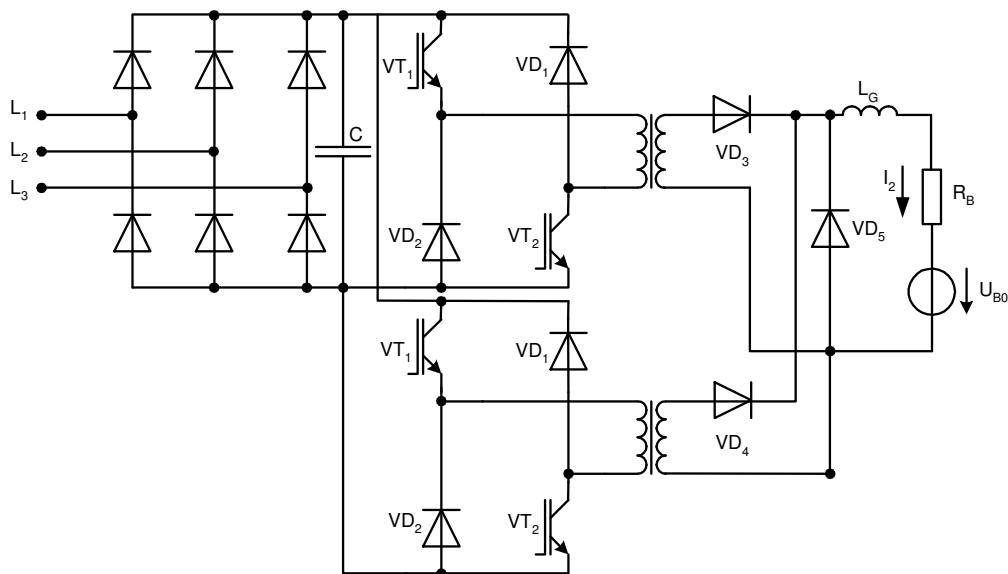
5.2.2 Inverterstromquellen

Im folgenden Kapitel sollen das statische und das dynamische Verhalten von Inverterstromquellen aus der Sicht der Eignung für die Stromversorgung mehrerer Lichtbogenverdampfer untersucht werden. Ausgehend von den oben genannten Anforderungen werden primär getaktete, transistorisierte Stromquellen betrachten. Für Transistorumrichter mit zweipulsigen Anordnungen werden zwei typische Grundsaltungen den Ersatzschaltbildern zugrunde gelegt:

- Transistorumrichter mit Wechselrichter-Gleichrichter-Anordnung, d. h. mit einem Transformator und alternierendem Transformatorstrom (Abb. 5.8 a)
- Transistorumrichter mit zwei parallelgeschalteten, asymmetrischen Halbbrücken-Gleichrichter-Anordnungen, bei denen die Transformatoren unipolar belastet werden (Abb. 5.8 b)



a) Transistorumrichter mit Vollbrücken-Gleichrichter-Anordnung



b) Transistorumrichter mit zwei asymmetrischen Halbbrücken-Gleichrichter-Anordnungen

Abb. 5.8: Ersatzschaltungen der Inverterstromquellen zur Erzeugung des Pulsstromes

Für messtechnische Untersuchungen kommt eine Inverterschweißstromquelle „SAPROM 908“ gemäß Abb. 5.8 b zum Einsatz [53]. Grundlegende Aussagen und Untersuchungen zu Inverterstrom-quellen sind in [35], [54] dargestellt. Um weitere detaillierte Untersuchungen machen zu können, wurden zwei entsprechende Simulationsmodelle entwickelt, die die statischen und dynamischen Eigenschaften der Stromquelle nachbilden. Die Beschreibung von Modellaufbau und -parametrierung erfolgt im Anhang A1.

5.2.2.1 Eingangskreis

Die Gleichrichtung der dreiphasigen Netzwechselspannung wird mit einer ungesteuerten Sechspulsbrückenschaltung vorgenommen [34], [55]. Die zur Stabilisierung der Zwischenkreisspannung erforderliche Kapazität besteht in der Praxis meistens aus einer Reihenschaltung von einigen Elektrolytkondensatoren, wodurch Kondensatoren mit entsprechend kleinerer Spannungsfestigkeit ausgewählt werden können. Zusätzlich sind parallel zu den Kondensatoren Symmetriewiderstände angeordnet. Bei der Betrachtung des Betriebsverhalten der Stromquelle spielt die Größe der Zwischenkreiskapazität eine nicht vernachlässigbare Rolle. Ist die mittlere Zwischenkreisspannung U_{ZK} bei den in der Industrie überwiegend eingesetzten Geräten mit Sechspulsbrückenschaltung 538 V , dann beträgt die Spannungsschwankung ΔU_{ZK} ohne Glättung ca. 76 V mit einer Frequenz von 300 Hz . Sie überträgt sich entsprechend dem Übersetzungsverhältnisses des Transformators \ddot{u}_T nach folgender Beziehung in den Ausgangskreis der Stromquelle [27]:

$$\Delta U_a = \Delta U_{ZK} / \ddot{u}_T \quad (5.11)$$

Die Ausgangsspannungsschwankung ΔU_a kann bei den für die Stromquellen üblichen Übersetzungsverhältnissen bis 10 V betragen. Dies ruft ihrerseits im Falle von unregulierten Systemen Ausgangsstromschwankungen

ΔI_a hervor. Sie sind besonders bei relativ kleinen Ausgangsströmen nachteilig. Abbildung 5.9 zeigt eine Abhängigkeit der relativen Stromschwankung vom mittleren Ausgangsstrom.

Wird die Pulstromquelle für die Stromversorgung von n Verdampfern mit einem Pulsstrom mit der Frequenz f_P eingesetzt, ist folgende Bedingung zu beachten:

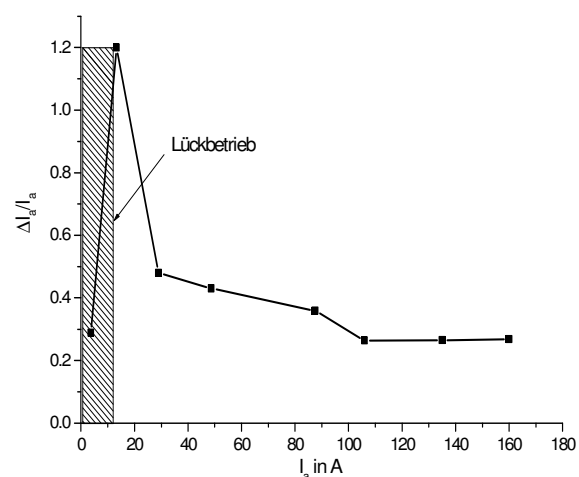


Abb. 5.9: Abhängigkeit der relativen Stromschwankung vom mittleren Ausgangsstrom (Simulation)

$$\frac{300 \text{ Hz}}{kgV(f_p, 300 \text{ Hz})} \neq \frac{1}{k \cdot n} \quad (5.12)$$

mit: $kgV(f_p, 300 \text{ Hz})$ - kleinstes gemeinsames Vielfaches der Frequenzen f_p und 300 Hz

$k > 0$ - ganze Zahl

Im entgegengesetzten Fall kommt es zu einer ungleichmäßigen Verteilung der Strompulse und zu einem unterschiedlichen Leistungseintrag in jeden Verdampfer.

Bei den strom- bzw. spannungsgeregelten Inverterquellen soll die Regelung zusätzlich zu den eigentlichen Prozessregelungen, wie z. B. Ausregelung von Prozessstörgrößen oder Sollwertänderungen, auch die vom Netzgleichrichter verursachten Schwankungen der elektrischen Größen ausregeln. Dies wird besonders problematisch bei hohen Pulströmen, wenn sich die Quelle an der Leistungsgrenze befindet und über keine Spannungsreserve verfügt, um die zwischenkreisspannungsbedingten Schwankungen auszugleichen. In der Abbildung 5.10 ist beispielhaft der Impulsstromverlauf bei einer Frequenz von 420 Hz dargestellt. Trotz des im Zwischenkreis eingesetzten Kondensators weisen die Amplituden der Ausgangsstrompulse Schwankungen in Höhe von bis zu 20 A auf.

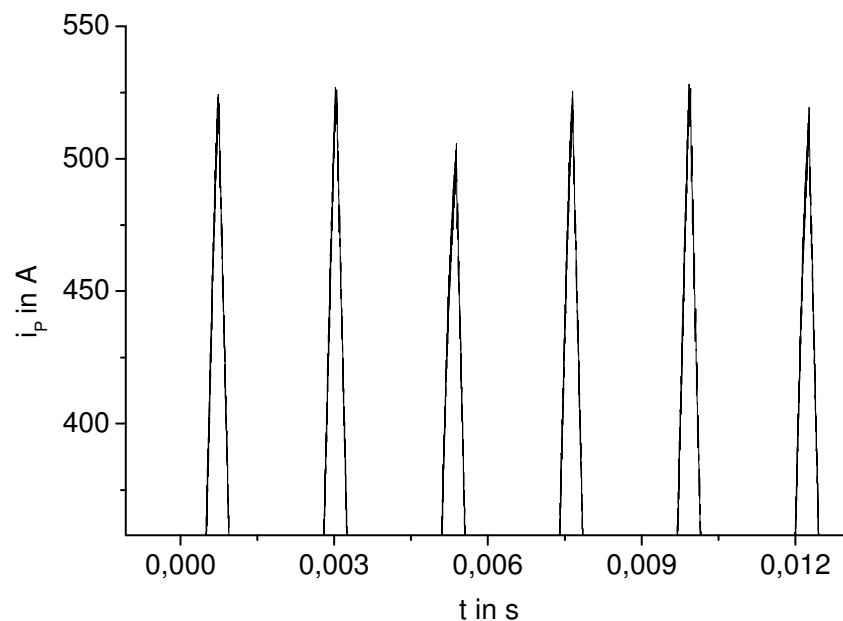


Abb. 5.10: Gemessener Pulsstromverlauf einer industriellen Pulsstromquelle

Die Größe der Zwischenkreiskapazität richtet sich deshalb nach der maximal auftretenden Schwankung der Zwischenkreisspannung.

Für das Verhältnis zwischen minimaler und maximaler Zwischenkreisspannung von $k=0,9$ und einem maximalen Bogenstrom $I_B=500\text{ A}$ ist eine Zwischenkreiskapazität von $2,4\text{ mF}$ ausreichend. Die genaue Beschreibung der Dimensionierung der Zwischenkreiskapazität erfolgt im Anhang A2.

Dem positiven Effekt größerer Zwischenkreiskapazitäten, nämlich der besseren Glättung der Zwischenkreisspannung und damit verbunden der Entlastung der Prozessregelung, steht jedoch eine Erhöhung des Oberwellenanteils des Netzstromes und damit verbunden eine Verringerung des Leistungsfaktors λ der Pulsstromquelle entgegen [56].

Beim Einschalten der Stromquelle können aufgrund des Zwischenkreiskondensators unzulässig hohe Ladeströme fließen. Aus diesem Grund ist eine gesteuerte Aufladung des Zwischenkreiskondensators beim Einschalten erforderlich. In [35], [57], [58] werden Maßnahmen zur Begrenzung des Stromes vorgeschlagen, wobei die letzten zwei Varianten wegen der auftretenden Verluste nur für die Stromquellen kleiner Leistung angewendet werden können. Eine einfache und effektive Lösung kann erzielt werden, wenn der Stromquelle während der Einschaltphase ein Ladewiderstand zugeschaltet wird. Erst nach dem vollständigen Aufladen der Kondensatoren wird die Ansteuerung der Transistoren aktiviert, so dass eine Überlastung von Netzgleichrichter und Zwischenkreiskondensatoren ausgeschlossen ist. Aus Sicherheitsgründen werden die Kondensatoren nach dem Abschalten der Stromquelle durch Zuschalten von Entladewiderständen nach einigen Sekunden spannungsfrei.

5.2.2.2 Wechselrichter

Ein weiterer Bestandteil der Stromquelle ist der Wechselrichter, der die Zwischenkreisspannung in eine mittelfrequente Wechselspannung umwandelt. Es sind immer möglichst höhere Taktfrequenzen bis 100 kHz anzustreben, wodurch sich die Dynamik der Stromquelle erhöht. Dies macht den Einsatz von *IGBTs* oder *MOSFETs* als schaltende Bauelemente nötig [59], [60].

Wie bereits erwähnt, haben die Inverterstromquellen in Vollbrückenschaltung oder als zwei parallel geschaltete asymmetrische Halbbrücken die meiste Verbreitung gefunden.

Bei der Vollbrückenschaltung werden bei Pulsweitenmodulation VT_1 und VT_2 abwechselnd mit VT_3 und VT_4 eingeschaltet (siehe Abb. 5.8 a). Dabei wird zwischen dem Einschalten des Transistors eine Sicherheitszeit eingehalten. Die Sicherheitszeit wird durch das maximale

Ventiltastverhältnis bestimmt. Die parallel zu den Transistoren angeordneten Dioden VD_{1-4} ermöglichen einen weiteren Stromfluss beim Abschalten der Ventile.

Bei einer asymmetrischen Halbbrücke wird gegenüber der Vollbrücke nur die Hälfte der primärseitigen Halbleiter benötigt. Die Ansteuerung der Transistoren VT_1 und VT_2 erfolgt gleichzeitig. Das theoretische Ventiltastverhältnis darf maximal 0,5 sein, um eine vollständige Entmagnetisierung des Trafos zu gewährleisten [61].

Die sekundärseitige Parallelschaltung zweier Inverterstromquellen in solcher Anordnung ermöglicht zwei Betriebsweisen. Beim Gleichtaktbetrieb werden alle vier Transistoren der beiden Wechselrichter gleichzeitig angesteuert. Im Gegensatz dazu arbeiten die Inverter beim Gegentaktbetrieb um 180° zeitversetzt und die Frequenz des Wechselanteils des Ausgangsstromes verdoppelt sich.

5.2.2.3 Mittelfrequenztransformatoren

Die Mittelfrequenztransformatoren dienen zur Anpassung von Strom und Spannung an die für den Bogenentladungsprozess notwendigen Größenordnungen. Deshalb ist das Übersetzungsverhältnis von besonderer Bedeutung. Um eine Arc-Entladung sicher zünden zu können, soll die Leerlaufspannung der Quelle U_{20} möglichst hoch sein. Zum Beispiel wird in [9] angegeben, dass die Zündwahrscheinlichkeit bei einer Leerlaufspannung von 50-70 V für einen Ti -Verdampfer über 90 % liegt. Nimmt man für die Ausgangsspannung der Quelle 90 V an, lässt sich dann das maximale Trafoübersetzungsverhältnis \ddot{u}_T für ein maximales sekundäres Ventiltastverhältnis $v_T=0,9$ und eine Zwischenkreisspannung $U_{ZK}=538$ V wie folgt berechnen:

$$\ddot{u}_T = \frac{U_{ZK}}{U_{20}} \cdot v_T = 5,38 \quad (5.13)$$

Wird die Pulsstromquelle nur im Parallelbetrieb mit den DC -Stromquellen arbeiten, wobei die Lichtbögen nur von den DC -Stromquellen gezündet werden, kann die Ausgangsspannung auf Werte von 40-50 V reduziert werden. Hohe Übersetzungsverhältnisse bedeuten geringe Bauelementebeanspruchungen im Primärkreis, andererseits wird jedoch die Spannungsreserve für den Prozess verringert, die notwendig ist, um eventuell zusätzlich auftretende Spannungsabfälle durch verschiedene Prozessinstabilitäten auszugleichen.

Bei den Stromquellen mit zwei Halbbrückenanordnungen werden die Transformatoren unipolar und unabhängig voneinander angesteuert. Die Änderung der Flussdichte B kann im Bereich von $0-0,3 T$ festgelegt werden. Da bei der Vollbrücke der Trafokern bidirektional angesteuert wird, ändert sich die Flussdichte in diesem Fall von $-0,15-0,15 T$. Bei der Festlegung der Flussdichte des Trafos ist immer zu beachten, dass die Kernverluste in Grenzen gehalten werden, sonst muss eine zusätzliche Kühlung des Trafokernes vorgesehen werden. Eine wichtige Rolle bei der Trafoauslegung spielt die Streuinduktivität, welche die Energieübertragung in den Sekundärkreis der Stromquelle vermindert und dadurch die Neigung der statischen Ausgangskennlinie verursacht. Zur Verringerung der Streuinduktivität werden die folgenden konstruktiven Anforderungen berücksichtigt [27]:

- Abstand Wicklung-Kern möglichst gering
- Verhältnis von Wicklungshöhe zu Wicklungsdicke möglichst groß
- enge magnetische Kopplung zwischen Primär- und Sekundärwicklung

5.2.2.4 Ausgangskreis

Der Ausgangskreis einer Inverterstromquelle beinhaltet einen Sekundärgleichrichter und eine Glättungsdrossel. Der Aufbau des Sekundärgleichrichters erfolgt meistens durch Parallelschaltung mehrerer Einzeldioden oder zunehmend durch den Einsatz von schnellen Gleichrichtermodulen, welche viele Vorteile hinsichtlich Baugröße und Fertigungsaufwand bieten.

Eine Drossel im Ausgangskreis sollte auf eine gute Stromglättung in der Lichtbogenbrennphase optimiert werden, gleichzeitig soll sie so klein wie möglich sein, um eine hohe Stromquellendynamik zu ermöglichen. Induktivitätswerte liegen in der Praxis bei einigen μH , wobei bei sehr hohen Taktfrequenzen von $>100 kHz$ die Induktivität vom Kabel zur Stromglättung ausreichend und somit keine separate Glättungsdrossel notwendig ist [61].

5.2.2.5 Ausgangskennlinienfeld

Das stationäre U - I -Kennlinienfeld der Pulsstromquelle soll das von der Lichtbogenentladung dauerhaft benötigte U - I -Kennlinienfeld abdecken, sowie die sicherheitstechnischen und umgebungsverträglichen Grenzen nicht überschreiten.

Die Ausgangskennlinienfelder von Inverterstromquellen mit Vollbrücke und zwei asymmetrischen Halbbrücken im Gleich- und Gegentaktbetrieb lassen sich mittels Simulation bestimmen (Abb. 5.11). Die möglichen Betriebsbereiche der Inverterstromquellen sind näherungsweise durch jeweils zwei Arbeitsgeraden eingegrenzt.

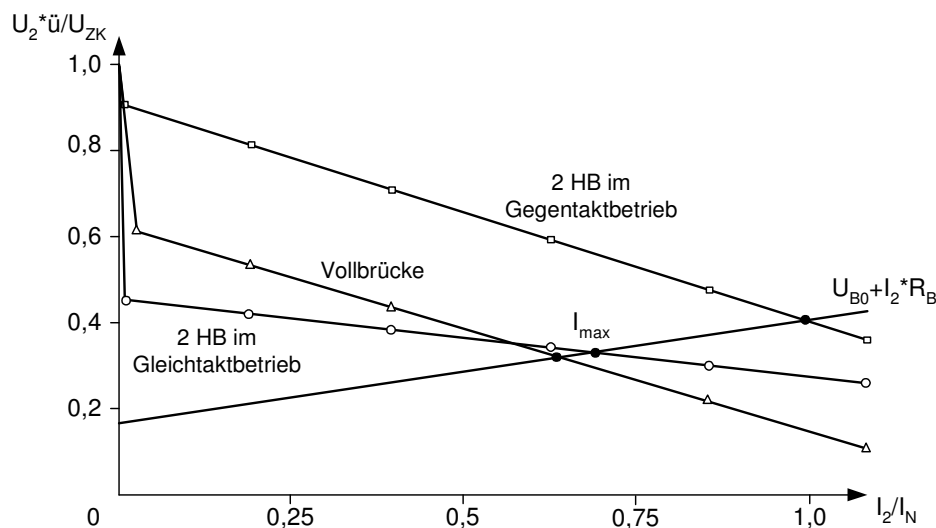


Abb. 5.11: Normierte obere Kennlinienbereichsgrenzen ($U_{ZK}=538 \text{ V}$, $\ddot{u}=5,38$, $I_N=1000 \text{ A}$)

Die in [62], [63], [64], [65] durchgeführte analytische Beschreibung des stationären Betriebsverhaltens von Transistorinvertoren beruht auf einer idealisierten Ersatzschaltung. Für die Abschätzung des maximal möglichen Arbeitspunktes ist jedoch nur die Berücksichtigung der Kennlinienneigung erforderlich. Unter Vernachlässigung des Lückbereiches und der ohmschen Spannungsabfälle lässt sich das Betriebsverhalten analytisch beschreiben.

Vollbrücke und zwei asymmetrische Halbbrücken im Gegentaktbetrieb

Ausgehend von [64] kann die Ausgangsspannung wie folgt errechnet werden:

$$U_2 = U_{20} - I_2 \cdot \frac{4 \cdot f \cdot (L_\sigma + L_G) \cdot L_\sigma}{(2 \cdot L_\sigma + L_G)} \quad (5.14)$$

mit: L_G - Glättungsinduktivität im Sekundärkreis bzw. Kabelinduktivität

L_σ - Streuinduktivität des Trafos

U_{20} - interpolierter Wert der Leerlaufspannung

Die Leerlaufspannung U_{20} im Fall der Quelle mit Vollbrücke unterscheidet sich von der theoretisch ermittelten Spannung:

$$U_{20} = U_{ZK} \cdot \frac{v_T}{\ddot{u}} = 90V \quad (5.15)$$

Dieser Wert ist abhängig vom Induktivitätsverhältnis und beträgt für ein Ventiltastverhältnis $v_T=0,47$ ca. $63 V$. Die Ausgangsspannung der Inverterstromquelle mit Vollbrücke ist allgemein geringer als die Spannung der Quelle mit 2 asymmetrischen Halbbrücken im Gegentaktbetrieb. Dies lässt sich durch die parasitären schaltungsfunktionsbedingten Stromüberlappungsbereiche erklären, bei welchen keine Energieeinspeisung in den Sekundärkreis erfolgt.

Zwei asymmetrische Halbbrücken im Gleichtaktbetrieb

Ausgehend von [64] kann die Ausgangsspannung wie folgt errechnet werden:

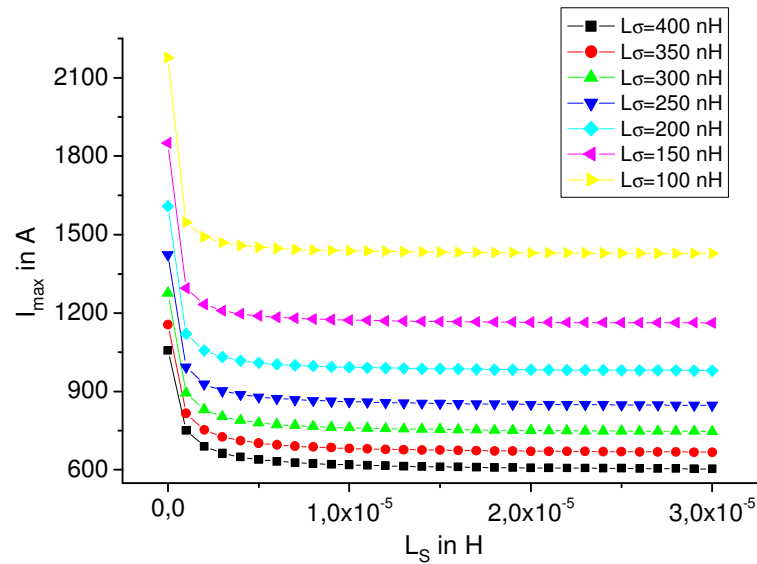
$$U_2 = U_{20} - I_2 \cdot \frac{2 \cdot f \cdot \left(\frac{L_\sigma}{2} + L_G \right) \cdot L_\sigma}{(L_\sigma + L_G)} \quad (5.16)$$

Werden die Einpulsigkeit der Schaltung und die durch die Parallelschaltung der beiden Trafos zweifach geringere Trafostreuinduktivität berücksichtigt, ergibt sich in diesem Fall eine Kennlinienbereichsgrenze mit einer fast zweifach kleineren Neigung im Vergleich zum Gegentaktbetrieb.

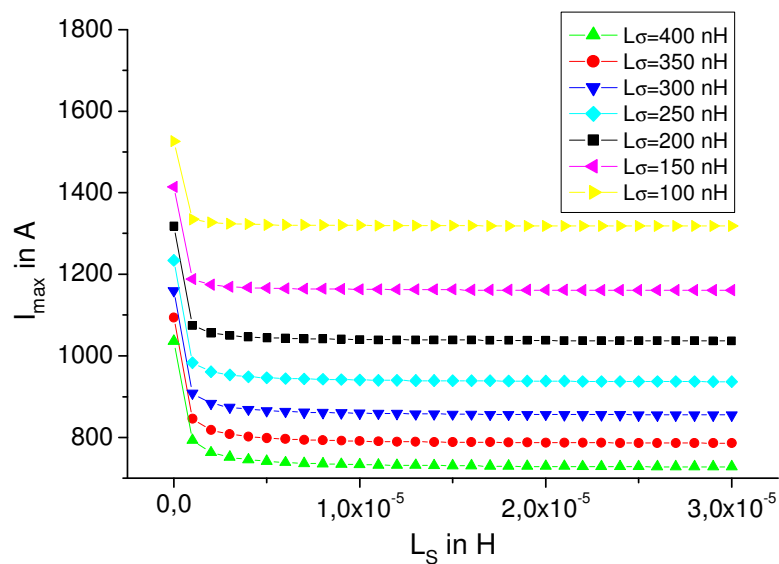
Nimmt man für die allgemeine Beschreibung des statischen Verhaltens einer Vakuumlichtbogenentladung die Reihenschaltung vom Bogenwiderstand R_B und der Gegenspannung U_{B0} an, lässt sich der Einfluss der Glättungsinduktivität im Sekundärkreis bzw. der Kabelinduktivität auf den Wert des maximal erreichbaren Pulsstromes bestimmen. Die Kabelinduktivität L_S kann aufgrund der verschiedenen Kabelverlegungen zwischen der

Pulsstromquelle, dem Demultiplexer und der Lichtbogenlast, bei welchen sich die Fensterflächen bilden, unterschiedliche Werte annehmen.

Die Änderung des maximalen Stromes bei den verschiedenen Kabelverlegungen zeigt Abb. 5.12.



a)



b)

Abb. 5.12: Abhängigkeit des maximalen Ausgangsstromes von der Kabelinduktivität bei veränderten Streuinduktivitäten : a) Gegentaktbetrieb, b) Gleichtaktbetrieb

Wie Abb. 5.13 zeigt, werden mit einer induktivitätsarmen Kabelverlegung mit $L_S < 5 \mu H$ (in L_G erhalten) gegenüber Induktivitätswerten $L_S > 5 \mu H$ im Fall der Inverterstromquelle mit der Halbbrückenordnung im Gegentaktbetrieb um bis zu 50 % größere Pulsströme erreicht.

Mit einer realen industriellen Pulsstromquelle können jedoch solche Stromwerte aufgrund eines Überlastungsschutzes durch eine elektronische Strombegrenzung nicht erreicht werden. Maximale Amplitudenwerte für typische schweißtechnische Verfahren, wie MIG-, E- oder MSG-Puls-Schweißen liegen im Bereich bis zu 600 A. In besonderen Fällen, z. B. beim Bandedelektrodenschweißen oder beim MSG-Längsnahtverschweißen können Pulsströme entsprechend 1200 A und 2000 A erreichen [66], [67]. Dafür ist eine andere Bauelemente- und Trafodimensionierung erforderlich.

5.2.2.6 Stromquellendynamik

Unter dem dynamischen Verhalten einer Stromquelle werden ihre Reaktionen auf prozesstechnisch bedingte Soll- und Istwertänderungen verstanden. Weicht der Ausgangsstrom im Fall der stromgeregelten Systeme vom gewünschten Wert ab, greift die Steuerung über den Regelkreis ein und versucht den Strom wieder in Übereinstimmung mit dem Sollwert zu bringen. Die dafür notwendige Zeit bezeichnet man als Reaktionszeit T_R . Wesentliche Parameter, welche auf die Reaktionszeit begrenzend wirken, lassen sich in folgende Kategorien unterteilen:

Elektrische Parameter

- Ausgangsspannung U_2 beim maximalen Tastverhältnis v_{Tmax} ($U_2 \downarrow \rightarrow T_R \uparrow$)
- Glättungs- bzw. Kabelinduktivität L_G ($L_G \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)
- Impedanz Z_B und Gegenspannung U_{B0} der Lichtbogenentladung
($R_B \uparrow \rightarrow T_R \downarrow$, $L_B \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$, $U_{B0} \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)
- Startwert des Ausgangsstromes $I_{2(0)}$ ($I_{2(0)} \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)

Parameter der Digitalsteuerung [68]

- Abtastzeit der Messwerterfassung T_{Ab} ($T_{Ab} \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)
- begrenzte Leistungsteil-Taktfrequenz f_T ($f_T \uparrow \rightarrow T_R \downarrow$)
- Rechenzeit der Signalprozessoren T_B ($T_B \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)

Parameter der Regelung

Reglerzeitkonstante T_I bei Regelstrukturen mit dynamischen Elementen, z. B. beim PI - Regler ($T_I \uparrow \rightarrow T_R \uparrow$)

Durch Ansteuerung der Inverterstromquelle mit dem Tastverhältnis v_{Tmax} wird ein maximaler Anstieg des Ausgangsstromes erreicht. Der Strom nimmt eine Exponentialform an und lässt sich wie folgt beschreiben:

$$i = I(v_{Tmax}) \cdot (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (5.17)$$

τ ist dabei die Zeitkonstante des Ausgangskreises, die sich aus der Lichtbogenimpedanz und der Glättungsinduktivität zusammensetzt:

$$\tau = \frac{R_B}{L_G + L_B} \quad (5.18)$$

Wird als Sollwert ein trapezförmiger Impuls mit der Amplitude I_P und einer Anstiegszeit T_A vorgegeben, so dass die Bedingung:

$$\frac{I_P}{T_A} < \frac{I(v_{Tmax})}{\tau} \quad (5.19)$$

erfüllt ist, lässt sich zwischen zwei möglichen Stromverläufen unterscheiden (Abb. 5.13).

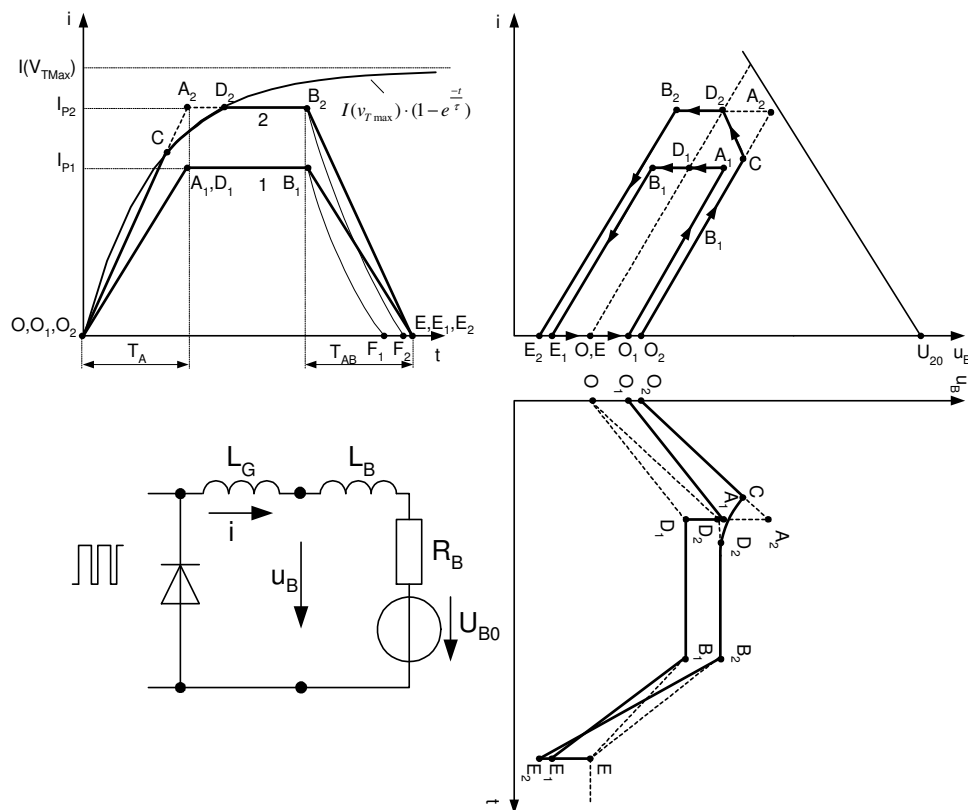


Abb. 5.13: Idealisierte Strom- und Spannungsverläufe bei trapezförmiger Stromsollwertvorgabe mit der Anstiegszeit T_A und der Abfallzeit T_{AB}

Während beim Impuls I die Stromamplitude in vorgegebener Zeit erreicht wird, überschreitet der Impuls 2 die dynamische Grenze im Punkt C . Die für die Ermittlung der Zeit t_{O2C} notwendige Lösung der Gleichung:

$$I(v_{T_{\max}}) \cdot (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) = \frac{I_{P2}}{T_{A2}} \cdot t \quad (5.20)$$

kann nur mit numerischen Methoden erfolgen. Approximiert man die linke Seite der Gleichung (5.20) durch vier Glieder der Taylor-Reihe und fügt gleichzeitig eine Bedingung:

$$t < \tau \quad (5.21)$$

ein, bei der eine ausreichend hohe Genauigkeit der Approximation gewährleistet ist, lässt sich die Zeit t_{O2C} bestimmen:

$$t_{O2C} \approx \frac{3}{2} \cdot \tau - \tau \cdot \sqrt{\frac{6 \cdot I_P \cdot \tau}{I(v_{T_{\max}}) \cdot T_A} - \frac{15}{4}} \quad (5.22)$$

Nach dem Punkt *C* steigt der Strom exponentiell an und erreicht nach der Zeit:

$$t_{CD2} = \tau \cdot \ln\left(\frac{I(v_{T_{\max}}) - I_C}{I(v_{T_{\max}}) - I_{P2}}\right) \quad (5.23)$$

den stationären Wert I_{P2} .

Die Bogenspannung nähert sich im Zeitbereich t_{CD2} dem stationären Punkt entsprechend der Gleichung:

$$u_{O2C2} = U_{B0} + I(v_{T_{\max}}) \cdot R_B \cdot (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) - \frac{(L_G + L_B) \cdot I(v_{T_{\max}})}{T} \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (5.24)$$

Für den Bereich CD_2 ergibt sich anschließend eine lineare Abhängigkeit der Bogenspannung vom Strom.

Nach dem Erreichen des Amplitudenwertes des Bogenstromes befindet sich die Stromquelle im stationären Zustand, solange die Steuerung den Sollwert entsprechend der Trapezform nicht verringert. Die minimal erreichbare Stromabfallzeit wird von der Bogenimpedanz, der Gegenspannung der Kabelinduktivität und der Pulsamplitude bestimmt:

$$t_{BE} \approx \frac{(L_G + L_B) \cdot I_P}{U_{B0} - R_B \cdot \frac{I_P}{2}} \quad (5.25)$$

Beispielsweise beträgt diese Abfallzeit ca. $540 \mu s$ für die Pulsamplitude $I_P=500 A$ und die typischen Werte $L_G=10 \mu H$, $L_B=3 \mu H$, $U_{B0}=16 V$, $R_B=0,016 \Omega$.

Untersuchungen in [9], [23] haben gezeigt, dass die meisten positiven Auswirkungen auf den Beschichtungsprozess in der Stromanstiegsphase erfolgen. Deshalb ist dabei die Stromabfalldynamik von keiner großen Bedeutung. Sie beeinflusst jedoch die maximal zulässige Frequenz f_{max} der Pulsstromquelle bei der Impulsverteilung zwischen n Verdampfern (Abb. 5.14).

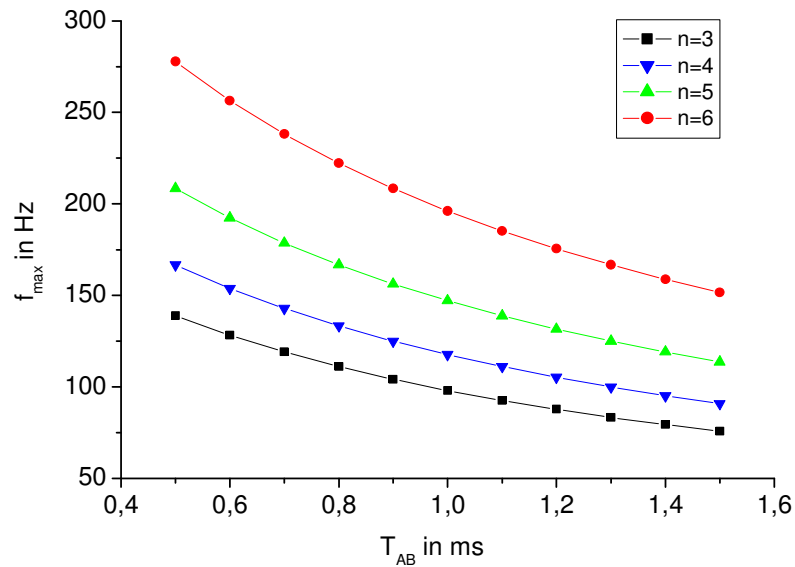


Abb. 5.14: Einfluss der Stromabfallzeit auf die maximal erreichbare Pulsfrequenz bei der Pulsdauer $t_P = 700 \mu s$

Aus der Sicht der Prozessstabilität ist der Stromabfall mit der maximalen Geschwindigkeit schlechter geeignet. Da die Sollwertänderung von der Pulsphase auf den Grundstrom einen Sprung des Tastverhältnisses verursacht, ist bei einer nicht optimalen Reglerdimensionierung ein Einschwingverhalten des Stromes zu beobachten (Abb. 5.15).

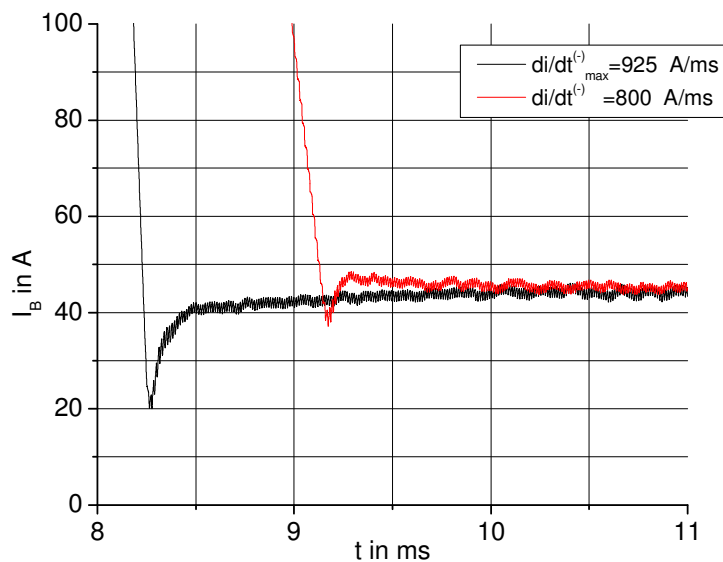


Abb. 5.15: Einschwingvorgänge des Bogenstromes

Wird der Strom in der Abfallphase mit einer Geschwindigkeit kleiner als maximal möglich angesteuert, kommt es zu einem geringen Überschwingen des Bogenstromes.

Deswegen scheint die symmetrische Trapez- oder Dreieckform der Pulse aus der Sicht der Dynamik optimal zu sein.

Die vereinfachte Darstellung des dynamischen Lichtbogenmodells als in Reihe geschaltete Gegenspannungsquelle, Bogenwiderstand und Bogeninduktivität, durch die praktisch eine zusätzliche Spannung bei Stromänderungen aufgebracht wird, lässt jedoch die dynamischen Eigenschaften des Lichtbogens nicht in voller Höhe nachbilden. Die Symmetrieachse der Hystereseschleife im Strom-Spannungsverlauf weist eine Abweichung von der statischen Kennlinie der Bogenentladung auf (Abb. 5.16). Es kommt also zu einer überproportionalen dynamischen Spannungserhöhung:

$$\Delta u_B > L_B \cdot \frac{di_B^{(+)}}{dt} \quad (5.26)$$

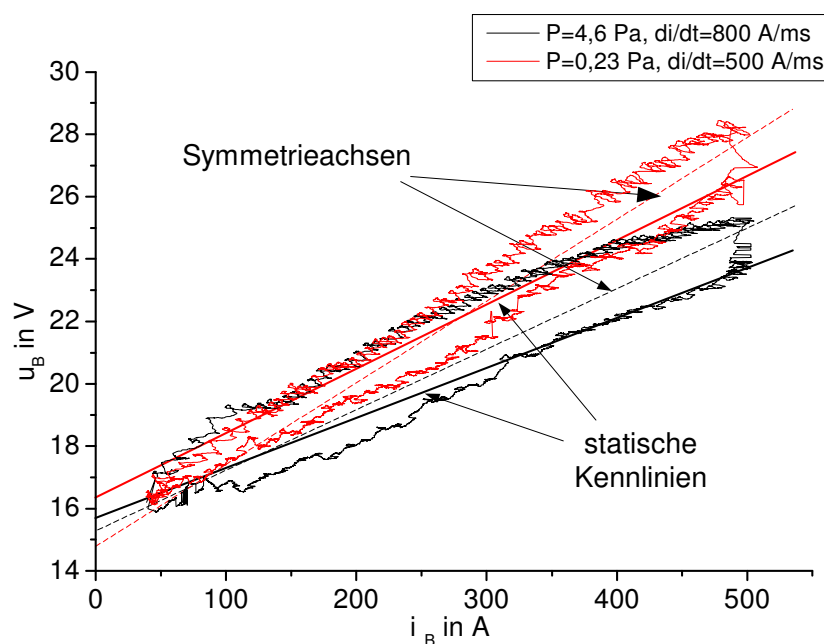


Abb. 5.16: Gemessene Strom-Spannungsverläufe beim symmetrischen dreieckförmigen Pulsstromverlauf in Stickstoffatmosphäre

Derartige U - I -Bogenkennlinien lassen sich durch folgende Faktoren begründen. Neben der Druckabhängigkeit der Bogengegenspannung und des Bogenwiderstandes, welche in [9] angedeutet wurden, wurde eine Abhängigkeit von der Stromdynamik festgestellt. Abb. 5.17

zeigt dabei den Einfluss der Stromänderungsgeschwindigkeit bei symmetrischen dreieckförmigen Pulsen auf den Bogenwiderstand R_B und die Gegenspannung U_{B0} .

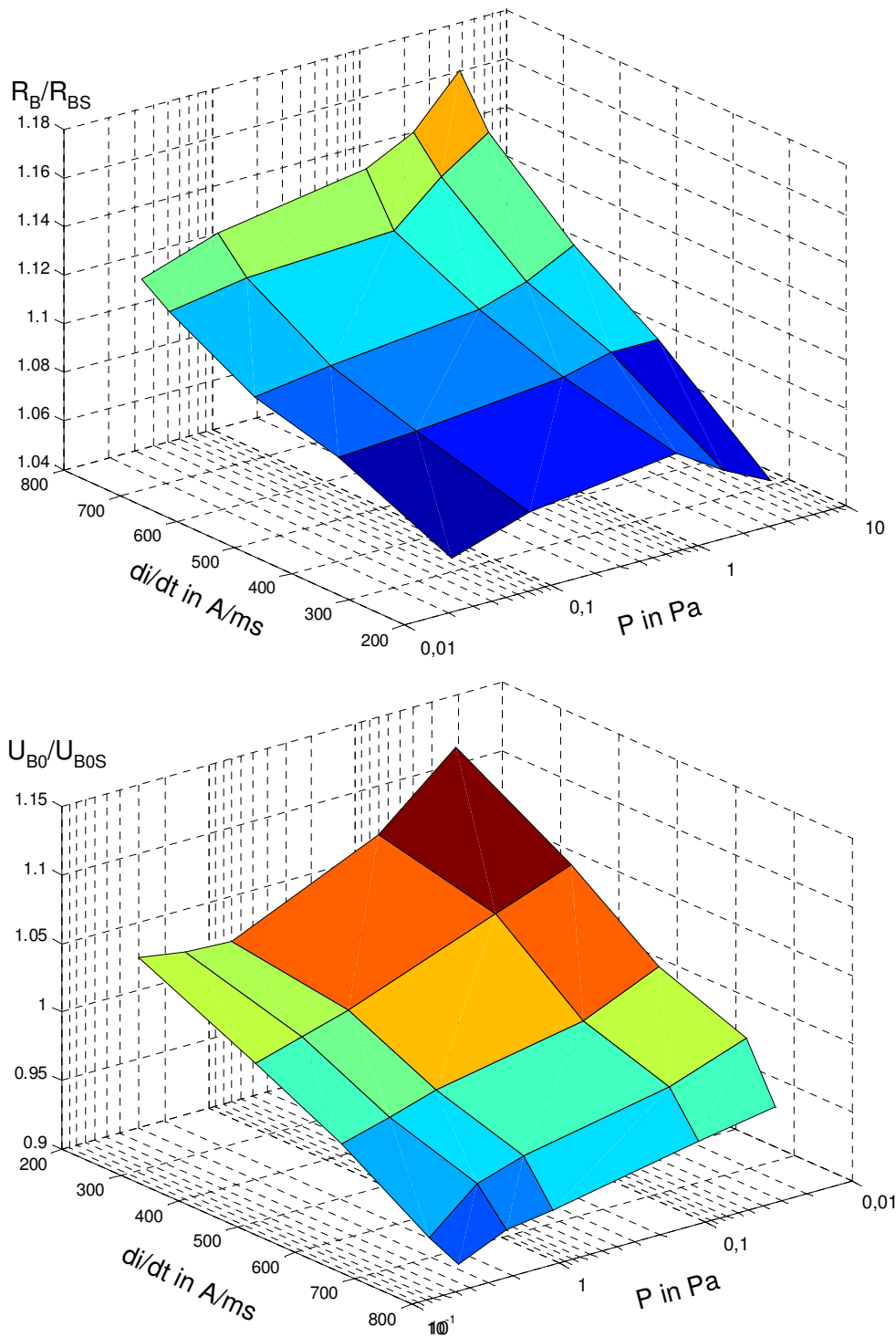


Abb. 5.17: Normierte Änderungen der Bogenparameter R_B und U_{B0} in Abhängigkeit vom Druck p und der Stromänderungsgeschwindigkeit di/dt
($R_{BS} = 0,016 \Omega$, $U_{B0S} = 16 \text{ V}$, Katode: Ti)

Die Erhöhung des Drucks des Reaktivgases N_2 führte erwartungsgemäß zur Reduzierung des Spannungsbedarfes und als Folge zur Kennlinienverschiebung. Dafür sind durch chemische Reaktionen veränderte Entladungsbedingungen an der Katodenoberfläche verantwortlich.

Die Form der Hystereseschleife im Strom-Spannungs-Verhalten lässt sich sowohl durch den Einfluss des Eigenmagnetfeldes als auch durch die gegenseitigen spotpositionsbedingten Magnetfeldbeeinflussungen erklären [9]. Nimmt man eine mittlere Spotgeschwindigkeit von 10 m/s [89] in der Pulsanstiegsphase an, bei der ein Weg von einigen mm zurückgelegt wurde, kann für das Spotverhalten ein Zeitbereich von einigen Hundert μs angenommen werden. Mit diesem Zeitbereich ist die aus den U - I -Verläufen berechnete Zeitkonstante $L_B/R_B=200\ \mu\text{s}$ vergleichbar (siehe Abb. 5.16). Dies bestätigt die Annahme, dass die konzentrische Spotbewegung für die Änderung der Magnetflussdichte im Spotbereich und die damit verbundene Änderung des Spannungsbedarfes verantwortlich ist. Die am Anfang des Strompulses aufgrund der geringen Abstände auftretende hohe Magnetflussdichte bleibt weiterhin trotz der Bewegung der Spots relativ hoch, weil die Anzahl der sich neu bildenden Spots mit der Steigerung des Stromes ansteigt. Der Spannungsbedarf ist deswegen höher und der Arbeitspunktverlauf liegt oberhalb der statischen Kennlinie. In der Stromabfallphase, wenn die Spots weit voneinander entfernt sind, nehmen die Magnetflussdichte bzw. Bogenspannung ab, da die Spots mit dem sinkenden Bogenstrom verlöschen.

5.2.2.7 Elektrische Kennwerte der ausgewählten Pulsstromquelle

Die aus der Sicht der Eignung für die Versorgung mehrerer Katoden prozessrelevanten Parameter der ausgewählten und untersuchten Pulsstromquelle sind in der Tab. 5.1 zusammengefasst.

Tab. 5.1: Parameter der ausgewählten Pulsstromquelle [53]

Bezeichnung	<i>SAPROM 908</i>
Grundschialtung	2 parallel geschaltete Halbbrücken
Gesamtleistung	22,1 kVA
Strombereich	25-500 A
Spannungsbereich	15,2-39 V
Leerlaufspannung	95 V
maximale Anstiegsgeschwindigkeit bei induktivitäts- armer Kabelverlegung	925 A/ms
maximale Abfallgeschwindigkeit bei induktivitäts- armer Kabelverlegung	980 A/ms
maximale Pulsfrequenz	500 Hz

sekundärseitige Taktfrequenz	120 kHz
maximale Anzahl der zu speisenden Verdampfer bei 160 Hz	3
Wirkungsgrad	ca. 80-90%

5.3 Untersuchungen zu den Grundstromquellen

In dem vorgeschlagenen Konzept der gleichzeitigen Pulsstromversorgung mehrerer Verdampfer dienen die Grundstromquellen dem Zweck, die Lichtbogenentladungen während der Pausenphasen aufrechtzuerhalten. Zusätzlich werden sie beim Zünden bzw. Wiederzünden der entsprechenden Bögen eingesetzt.

Bei der Auswahl der Grundstromversorgung sollen deswegen folgende statische und dynamische Anforderungen an die Quellen gestellt werden:

- Bereitstellung des eingepprägten *DC*-Stromes im Bereich 20-100 A bei einer Spannung von 25 V
- Leerlaufspannung von 60 V, um eine hohe Zündwahrscheinlichkeit zu gewährleisten
- geringe Reaktionszeit im Bereich von einigen Hundert μ s, um auf die Instabilitäten während der Entladung reagieren zu können
- Reglerdimensionierung, welche kein oder ein geringes Überschwingverhalten bei Laständerung aufweist

Die primärgetakteten Inverterstromquellen werden zum größten Teil diesen Anforderungen gerecht. Alternative Stromquellen weisen viele Nachteile auf, wie geringer Wirkungsgrad (analoge Stromquellen), niedrige Reaktionszeit (gesteuerte Gleichrichter) oder größeres Volumen bei gleicher Stromqualität (sekundärgetaktete Stromquellen).

Für die praktische Realisierung des Konzeptes kamen industrielle Inverter-Schweißstromquellen des Typs „*ISI5 CL*“ in Frage, welche leistungsteilseitig so wie die Pulsstromquelle als Doppelinverter mit 2 asymmetrischen Halbbrückenwechselrichtern in Parallelschaltung ausgeführt wurden (vgl. Abb. 5.8 b). Die in Tab. 5.2 dargestellten Parameter charakterisieren die wichtigsten Eigenschaften der Grundstromquelle [69].

Tab. 5.2: Technische Parameter der ausgewählten Grundstromquellen

Anschlussleistung	Strombereich	Ausgangsspannung	Taktfrequenz des Ausgangsstromes	Glättungsinduktivität
6,9 kVA	0-220 A	Leerlauf: 55 V bei 180 A: 27,2 V	80 kHz	18,5 μ H

Bei der Einschätzung des statischen und dynamischen Verhaltens der Grundstromquellen spielt die Zündwahrscheinlichkeit eine bedeutende Rolle. Unter der Zündwahrscheinlichkeit wird der prozentuale Anteil der erfolgreichen Zündversuche an der Gesamtzahl der Versuche verstanden [9].

Bei dem aufeinanderfolgenden Zünden mehrerer Entladungen sind die Zündkreise nur anodenseitig verbunden und geerdet, so dass keine direkte gegenseitige elektrische Beeinflussung erfolgt (Abb.5.18).

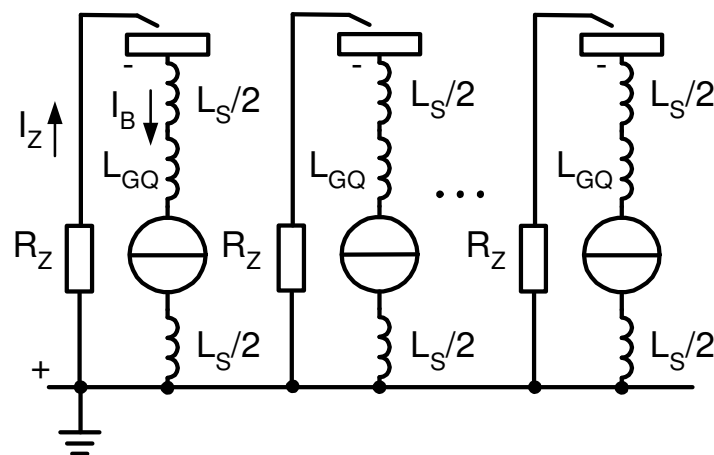


Abb. 5.18: Schematische Darstellung der Zündkreise mit Glättungsinduktivität der Grundstromquellen L_{GQ} , Kabelinduktivität L_S und Zündwiderstand R_Z

Bei der Ermittlung der Zündwahrscheinlichkeit wurde jedoch eine Abhängigkeit von der Anzahl der bereits brennenden Bogenentladungen und der damit verbundenen Plasmadichte festgestellt. Um diesen Einfluss genauer zu untersuchen, wurde eine Reihe von Experimenten bei möglichst gleichen Bedingungen durchgeführt. Vor allem wurden gleiche Werte der Kabelinduktivität für jeden Zündkreis gewährleistet. Zusätzlich wurde auf die gleiche Katodensauberkeit und -temperatur geachtet. Die ermittelte Wahrscheinlichkeit von 90 % des

Zündens und anschließender Stabilisierung der Bogenentladung für die erste Katode stimmt mit den Ergebnissen in [9], [52] gut überein. Mit zunehmenden Werten der Induktivität im Hauptentladungskreis verbunden mit einer geringeren Stromanstiegsgeschwindigkeit wird das Zündverhalten schlechter und die Zündwahrscheinlichkeit sinkt. Das Zünden der weiteren Bogenentladungen weist im Allgemeinen eine höhere Wahrscheinlichkeit auf. Sie wird jedoch nach wie vor mit der Begrenzung der Stromanstiegsgeschwindigkeit verschlechtert. Eine mögliche Erklärung dafür kann in der mit jeder neu gezündeten Katode erfolgten Erhöhung der katodenfernen Plasmadichte liegen. Die Erhöhung der Plasmadichte ermöglicht ihrerseits einen höheren Stromanstieg beim Lichtbogenzünden, was die Zündwahrscheinlichkeit positiv beeinflusst. Abb. 5.19 zeigt zusammenfassend die Zündwahrscheinlichkeit bei *Ti*-Katoden in Abhängigkeit von der Anzahl der brennenden Entladungen für verschiedene Induktivitätswerte im Entladekreis. Mit der am Institut vorhandenen Beschichtungsanlage konnte dieses Phänomen für nur vier Bogenentladungen untersucht werden. Deswegen konnte keine Aussage gemacht werden, welchen Einfluss eine größere Katodenanzahl und deren Anordnung auf die Zündwahrscheinlichkeit haben würden.

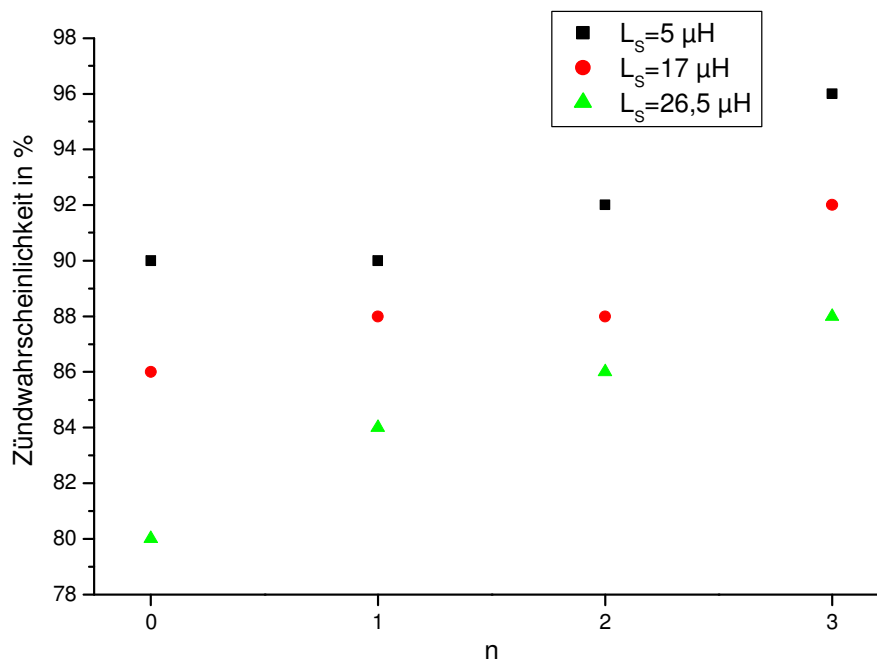


Abb. 5.19: Abhängigkeit der Zündwahrscheinlichkeit von der Kabelinduktivität L_S im Zündkreis und der Anzahl n der zu dem Zündzeitpunkt bereits brennenden Lichtbogenentladungen (Katoden: *Ti*, $p = 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ Pa}$, $R_Z = 2,2 \Omega$)

Weitere Untersuchungen zu den Grundstromquellen sind mit der Unterstützung der stabilen Entladungen in den Pausenphasen verbunden. Zu dieser Problematik konnten in der verfügbaren Literatur nur wenige Angaben gefunden werden. Sie beschränken sich ausschließlich auf den targetmaterialabhängigen minimalen Bogenstrom. Grundlegende Untersuchungen zu dem Einfluss des dynamischen Verhaltens der Quelle und der Stromqualität auf die Bogenstabilität sind nicht bekannt.

Da die Grundstromquelle leistungsteilseitig als zwei parallelgeschaltete Durchflusswandler im taktversetzten Betrieb ausgeführt ist, erfolgt eine Verdopplung der wirksamen Taktfrequenz im Ausgangskreis $f_A=2 \times 40 \text{ kHz}=80 \text{ kHz}$. Diese Frequenz bestimmt die Grundfrequenz des prinzipbedingten Wechselanteils auf dem statischen DC -Strom. Abb. 5.20 a) zeigt beispielhaft eine Differenz zwischen dem Maximal- und dem Minimalwert von ca. 4 A bei einem Mittelwert von ca. 40 A. Diese Differenz erhöht sich proportional mit steigendem mittleren Ausgangsstrom (Abb. 5.21 b).

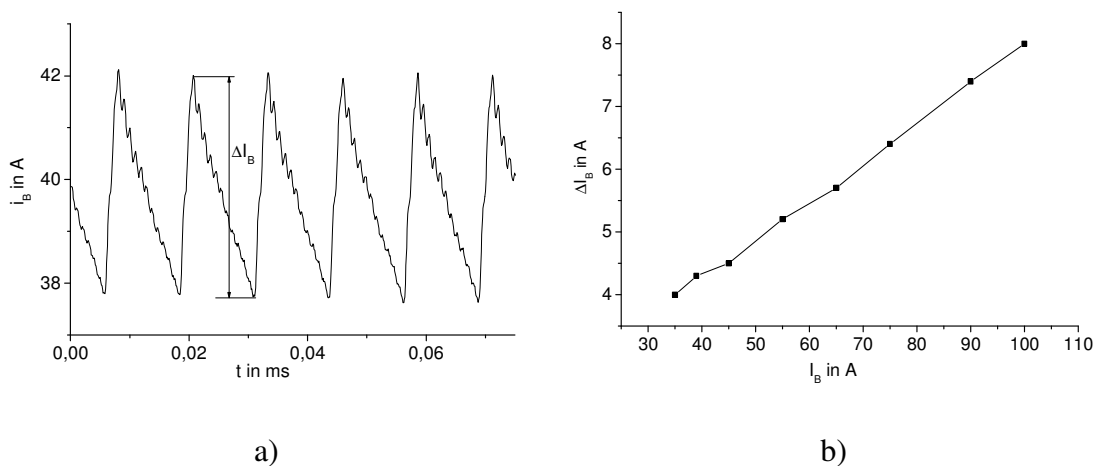


Abb. 5.20: Stromquellenbedingter Wechselanteil (a) und seine Abhängigkeit vom mittleren Bogenstrom (b) (Katode: Ti , $p=1,2 \text{ Pa}$)

Die Ursache für diese Welligkeit ist die nichtideale Glättung des Stromes durch die Induktivität im Ausgangskreis der Grundstromquelle. Bei der Festlegung des Wertes der Glättungsinduktivität muss ein Kompromiss gefunden werden. Einerseits bringt eine höhere Induktivität eine geringere Welligkeit und damit eine geringere Gefahr, dass die Bogenentladung wegen den Stromschwankungen zusammenbricht. Andererseits werden mit der Erhöhung der Induktivität die dynamischen Eigenschaften der Quelle verschlechtert. Ein Maß für die Abschätzung der Dynamik der Stromquelle ist die Reaktionszeit [35]. Da bei den Grundstromquellen die Zeit zwischen Sollwertänderung und Reaktion der Quelle von keiner großen Bedeutung ist, wird unter der Reaktionszeit in diesem Fall das Zeitintervall zwischen

einer sprunghaften Änderung des Laststroms, bedingt durch Prozessinstabilität, und dem Augenblick, in dem der Strom in ein spezifiziertes Einschwingband ($\pm 5\%$ vom statischen Wert) eintritt und darin verbleibt, verstanden. Um so eine Laständerung nachzubilden, wurde die Zündelektrode während der normalen Bogenentladung kurzzeitig aufgesetzt und danach aufgehoben. Die Reaktion der Quelle auf das Abheben der Triggernadel zeigt Abb. 5.21.

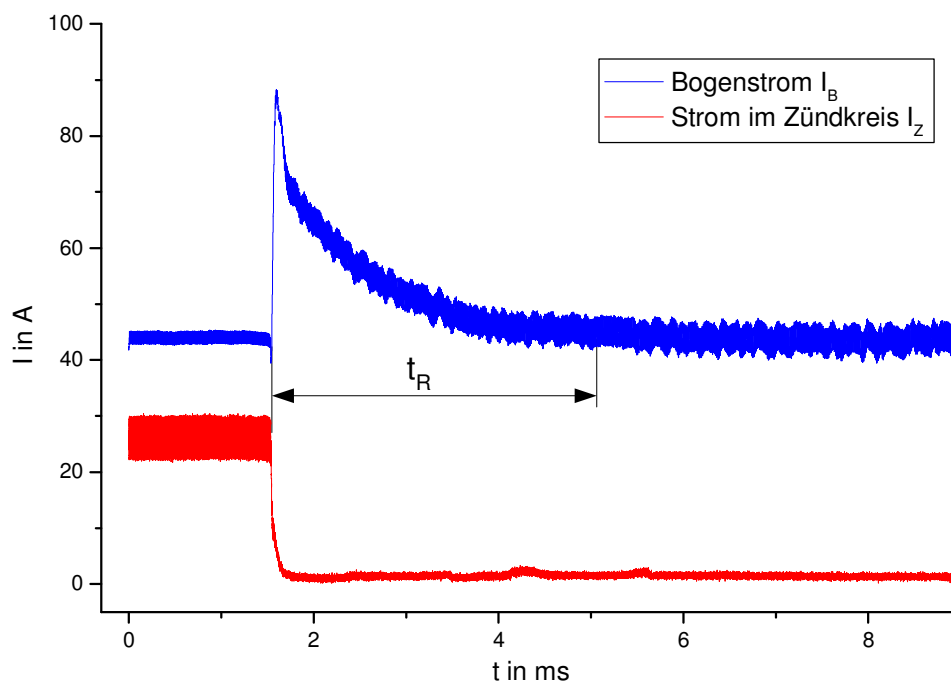


Abb. 5.21: Typische Verläufe des Bogenstromes und des Stromes im Zündkreis beim Abheben der Zündelektrode (Katode: Ti, $P=1,2 \cdot 10^{-2}$ Pa, $L_G+L_S=22,5 \mu\text{H}$)

Die Reaktionsgeschwindigkeit, in der die Grundstromquelle den neuen stationären Zustand erreicht hat, ist mit $t_R=3,4$ ms ausreichend, um auf einige Prozessinstabilitäten und damit verbundene Verringerungen des Bogenstromes reagieren zu können. Die gemessenen Zeiten zwischen dem Anfang der Instabilität und dem anschließenden Bogenabriss unterscheiden sich um eine Größenordnung und betragen $3 \cdot 10^{-4}$ - $4 \cdot 10^{-3}$ s.

Mit dem folgenden Versuch (Abb. 5.22) wird die Annahme bestätigt, dass sich die Erhöhung der Induktivität im Ausgangskreis aufgrund der Verbesserung der Stromqualität positiv auf die Bogenstabilität auswirkt. Andererseits fällt dabei die Reaktionsgeschwindigkeit der Grundstromquelle und immer weniger Prozessinstabilitäten werden rechtzeitig erkannt und geregelt.

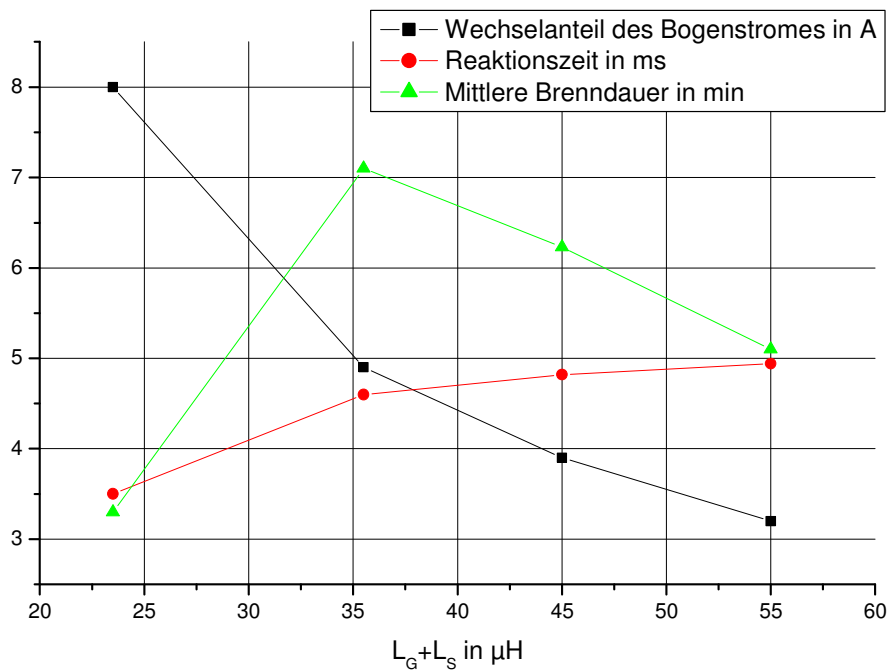


Abb. 5.22: Einfluss der Induktivität im Ausgangskreis auf Bogenstromwelligkeit, Reaktionszeit der Quelle und mittlere Brenndauer ($p=1,2 Pa$, $I_G=42 A$)

Praktisch wird die tatsächliche Dynamik nicht nur von der Taktfrequenz und der Ausgangsimpedanz begrenzt, sondern auch von den steuerungs- und regelungsbedingten Verzögerungen [89]. Dazu zählt z. B. die relativ große Zeitkonstante des Regelkreises, die für die Dämpfung der Stromschwingungen unter fast allen Belastungsfällen am besten geeignet ist.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die konventionellen *DC*-Schweißstromquellen, ausgeführt nach der Inverter-Technologie, für die Bereitstellung des Grundstromes genutzt werden können. Mit dem gesamten Induktivitätswert von ca. $22,5 \mu H$ bei der entsprechenden Kabelverlegung liefern sie den *DC*-Strom mit ausreichend kleiner Stromwelligkeit. Eine Erhöhung der Reaktionsgeschwindigkeit durch Erhöhung der Taktfrequenz, verbunden mit kleineren Werten für die Glättungsinduktivität, ist erwünscht.

5.4 Pulsverteiler

5.4.1 Funktionsprinzip

Für die Verteilung der Strompulse, die durch eine Pulsstromquelle geliefert werden, soll ein Pulsverteiler/Demultiplexer eingesetzt werden. Die Anforderungen an den Demultiplexer ergeben sich aus folgenden Vorüberlegungen:

- Das Schaltungskonzept des Gerätes soll in den bestimmten Pulsphasen die Parallelschaltung der Pulsstromquelle mit den entsprechenden Grundstromquellen ermöglichen.
- Die Minimierung der negativen Auswirkungen beim Zuschalten des Pulsstromes ist anzustreben ohne gleichzeitig die Zündeigenschaften und die Dynamik zu verschlechtern.
- Der Leistungsteil des Demultiplexers soll keine wesentlichen Leistungsverluste aufweisen.

Die in Abb. 5.23 dargestellte Schaltung verwirklicht das im Abschnitt 5.1 vorgestellte Konzept und wird den oben genannten Anforderungen gerecht. Das Kernstück bilden die Verteilungsschalter T_{1-3} . Aufgrund des hohen Pulsstromes von über 500 A und der relativ niedrigen Schaltfrequenz bis 1 kHz kommen bei der Wahl der Transistoren vorzugsweise *IGBTs* in Frage [92].

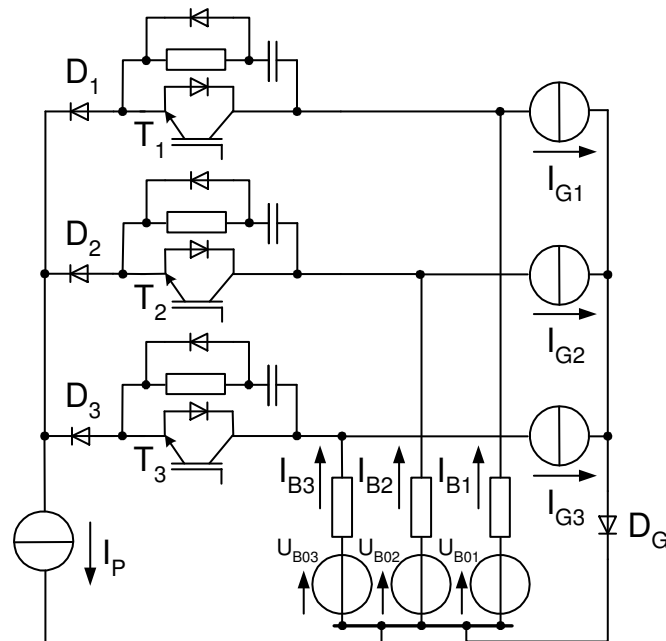


Abb. 5.23: Prinzipschaltbild des entwickelten Demultiplexers mit einer Pulsstromquelle I_P und drei Grundstromquellen I_{G1-3} (parasitäre Kabelinduktivitäten sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht in der Abbildung erhalten)

Die Funktionsweise des Verteilers wird anhand der Abb. 5.24 erläutert. Steuerungsbedingt sind bei der betrachteten Pulsstromquelle stromlose Pausen nicht möglich. Es muss ein geringer Grundstrom I_{GP} von ca. 10 A fließen, der dem minimalen Tastverhältnis der Quelle entspricht. Aus diesem Grund sind alle Verteilungstransistoren in der Pausenphase leitend und der Betrag des Bogenstromes erhöht sich somit für alle Verdampfer um $I_{GP}/3$. Diese Verteilung bleibt nicht gleichmäßig, sondern ändert sich mit der geringfügigen Änderung der Bogenimpedanz. Diese Ungleichmäßigkeit kann den Gesamtprozess nicht negativ beeinflussen, da die Beträge einerseits relativ klein im Vergleich zu den Grundströmen sind und andererseits die Auswirkungen des Pulsstromes wesentlich größer sind als die des Grundstromes.

Für eine sichere Impulsverteilung setzt man die Detektierung der Pulsanfangs- und -endphasen voraus. Wird von der Steuerung der Anfang des ersten Strompulses bei dem Schwellenwert I_{Pan} erkannt, schaltet sie die Transistoren T_2 und T_3 aus. Der Strom I_P kommutiert komplett in den ersten Zweig und ab diesem Moment führt der erste Verdampfer den gesamten Pulsstrom. Am Pulsende greift die Steuerung wieder ein und schaltet die Transistoren T_2 und T_3 zu. Der Pulsstrom kommutiert in die beiden Stromzweige und verteilt sich anschließend zwischen den drei Verdampfern.

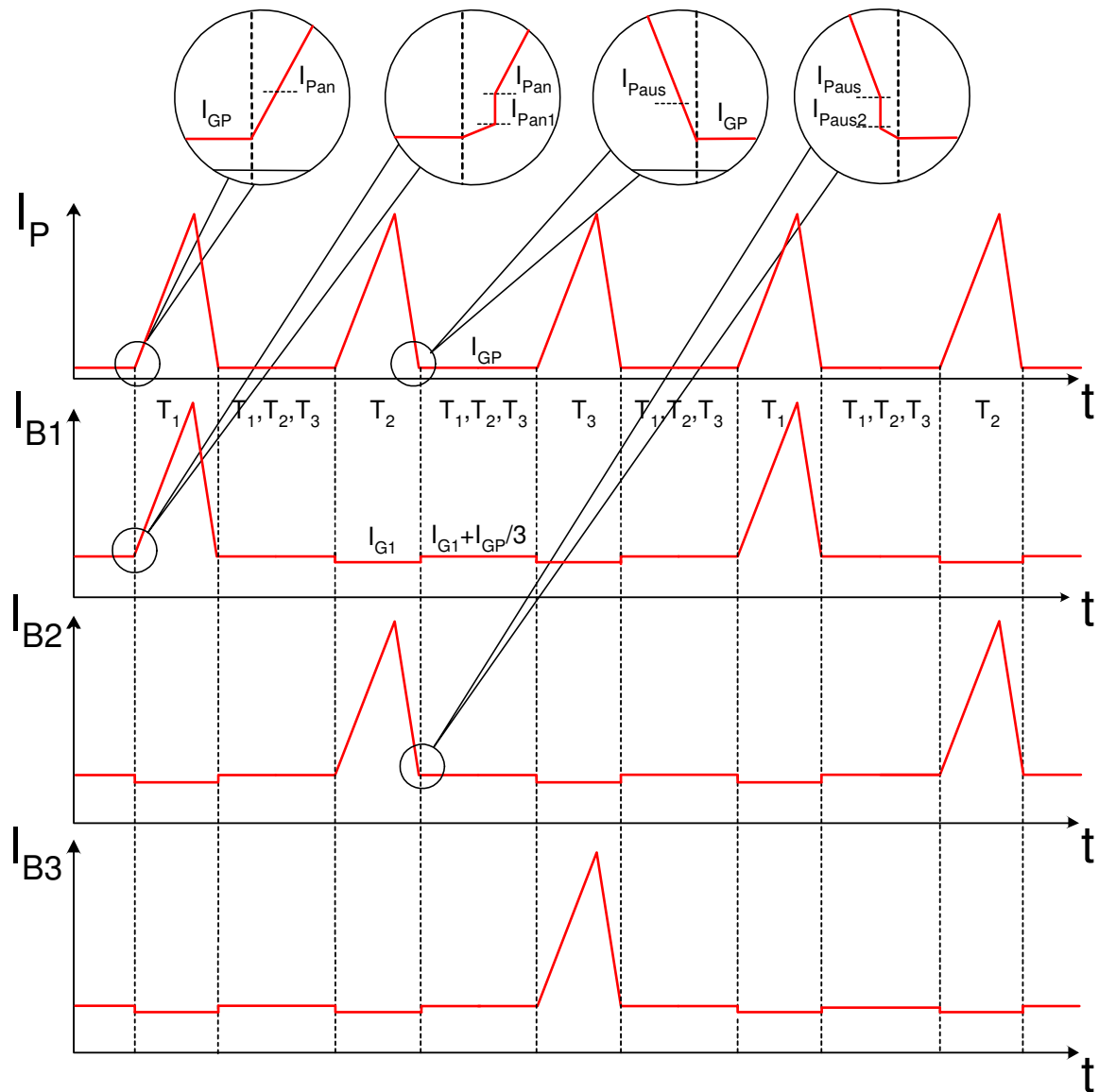


Abb. 5.24: Schematische Darstellung der Strompulsverteilung zwischen drei Verdampfern

Der Schaltschwellenwert I_{Paus} soll dabei logischerweise kleiner als I_{Pan} ausgelegt werden. Damit wird ausgeschlossen, dass das Pulsende früher als der Pulsanfang detektiert wird. Mit dem nächsten Puls wiederholt sich der ganze Ablauf mit dem Unterschied, dass die Transistoren T_1 und T_3 in der Pulsphase ausgeschaltet werden und der Strompuls durch den zweiten Verdampfer fließt. Der dritte Puls wird entsprechend zur dritten Bogenentladung zugeschaltet.

Der normale Betrieb der Pulsverteilung ist nur dann möglich, wenn der Pulsstrom zu dem in Betrieb befindlichen Verdampfer geschaltet wird. Sonst würde die Verteilung ihre Kontinuität verlieren und die Pulsstromquelle würde sich in den Leerlaufzustand regeln. Deshalb bekommt die Steuerung die zusätzliche Aufgabe, den Zustand jedes Bogens vor dem Zuschalten des Strompulses zu prüfen. Dabei stehen zwei Möglichkeiten zur Verfügung. Zum

einen kann der Abfall des Bogengrundstromes, zum anderen das Ansteigen der Bogen Spannung überwacht werden. Ausgehend von den Untersuchungen zu den Strom/Spannungsverläufen bei instabilen Zuständen [9] scheint die erste Variante dafür besser geeignet zu sein, da nicht jede Spannungserhöhung einen Bogenabriss voraussagt. Ist der Grundstrom unter einen bestimmten Wert gesunken, erkennt die Steuerung den Bogen als „nicht brennend“ und überspringt dann diesen Verdampfer. Der Pulsstrom wird auf den nächsten brennenden Verdampfer geschaltet. Sind alle Verdampfer außer Betrieb, geht die Steuerung in den Zustand „Störung“. In diesem Fall hat sie alle Transistoren auszuschalten.

Im Laufe der Optimierungsexperimente auf Ti -Katoden hat sich die Schwelle I_{BS} zur Detektierung des Bogenbrennens von 70 % der unteren Stabilitätsgrenze als am besten aus der Sicht der Prozessstabilität erwiesen. Höhere Werte ermöglichen eine frühere Bestimmung des „Aus“-Bogenzustandes, führen jedoch zur falschen Detektierung beim Zuschalten der Strompulse in den Nachbarzweigen, bei denen der Grundstrom um einige Ampere abfällt. Darüber hinaus haben Untersuchungen zum Bogenabriss gezeigt, dass mit dem Zuschalten des Strompulses zum verlöschenden DC -Bogen ein Energieeintrag entsteht und damit die Entladung stabilisiert werden kann. Der Einfluss der Schwelle für die Bogenüberwachung auf die Prozessstabilität wird anhand der Abb. 5.25 gezeigt.

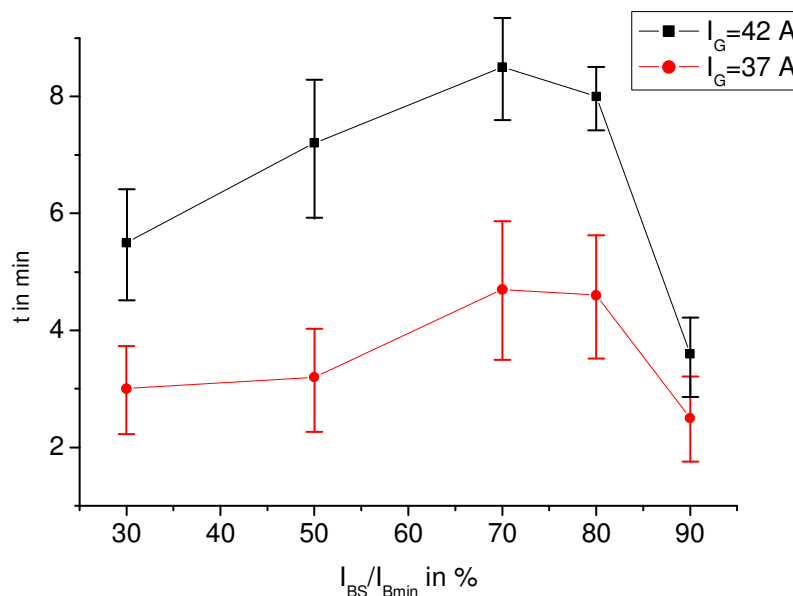


Abb. 5.25: Abhängigkeit der mittleren Brenndauer der Bogenentladungen von der eingestellten Schwelle für Lichtbogenüberwachung

(Katode: Ti , $p=1,2$ Pa (N_2), $I_{Bmin}=37$ A)

Der zweite Hauptbestandteil des Demultiplexers ist die Entkopplungseinrichtung. Auf die Notwendigkeit der Entkopplung bei der Parallelschaltung der Puls- und Grundstromquellen wird ausführlicher im Abschnitt 5.4.3 eingegangen. Da die Mehrverdampferanlage nur einen zentralen Anschlusspunkt für das positive Bezugspotential besitzt, konnte auf die Entkopplung jedes Gleichstromkreises verzichtet werden. Eine Diode D_G ist ausreichend, um eine Entkopplung von der Pulsstromquelle zu realisieren. Um Kopplungen zwischen den Verdampfern zu vermeiden, müssen Dioden D_{1-3} in den Verteilungszweigen enthalten sein.

Die Dimensionierung der Halbleiterbauelemente und des Kühlkörpers erfolgte für den in den Anhängen A3 und A4 dargestellten, praktisch umgesetzten Demultiplexer. Die für die Dimensionierung notwendigen Stromparameter sind in der Tab. 5.3 dargestellt. Zur Vereinfachung wurde auf den Grundstrom der Pulsstromquelle verzichtet.

Tabelle 5.3: Übersicht über die Stromparameter für die Dimensionierung des Demultiplexers

I_P	t_P	$di_{(+)} / dt,$ $di_{(-)} / dt$	$3 \cdot f_P$	I_G	
520 A	680 μs	1000 A/ms	1000 Hz	50 A	

5.4.2 Stromkommutierung

Die Stromkommutierung tritt beim Ein- und beim Ausschalten der Transistoren auf und soll im Folgenden getrennt betrachtet werden.

Ausschalten der Transistoren

Die Funktionsweise des Demultiplexers beruht auf dem Prinzip, dass nach dem Erreichen einer Schaltschwelle des Pulsstromes, zwei von drei leitenden Transistoren ausgeschaltet werden. Der Gesamtstrom kommutiert in den stromführenden Kreis. Der Wert dieses Kommutierungsstromes ergibt sich aus zwei Anteilen und lässt sich wie folgt berechnen:

$$I_K = I_{Pan} + \frac{di_{(+)}}{dt} \cdot t_V \quad (5.27)$$

Mit der Auswahl der Schaltschwelle I_{Pan} soll vermieden werden, dass die Stromwelligkeit oder die durch eine nicht optimale Regelung verursachten Stromschwankungen zu falschen Interpretationen führen. Andererseits sind größere Schaltschwellen mit gefährlichen Überspannungen an den Transistoren verbunden. Der minimal mögliche Wert von 35 A soll beiden Anforderungen gerecht werden.

Der zweite Anteil der Gleichung (5.27) entspricht den Stromanstiegen in der steuerungsbedingten Verzögerungszeit t_V . Sie beinhaltet die für den Steuerungsprogrammablauf notwendige Zeit, als auch die von Null verschiedene Schaltzeit der Steuerungselektronik und beträgt ca. 10 μs . Bei einer maximalen Pulsanstiegsgeschwindigkeit der Stromquelle von 1000 A/ms führt das zu einem Stromunterschied von 10 A.

Wird beispielhaft der Kommutierungsvorgang im Zweig 1 betrachtet, lässt sich dies anhand der vereinfachten Schaltung in der Abb. 5.26 darstellen. Unter C_{1-3} werden dabei die Kollektor-Emitter-Kapazität der IGBTs verstanden, die in der Größenordnung von einigen Hundert pF liegt.

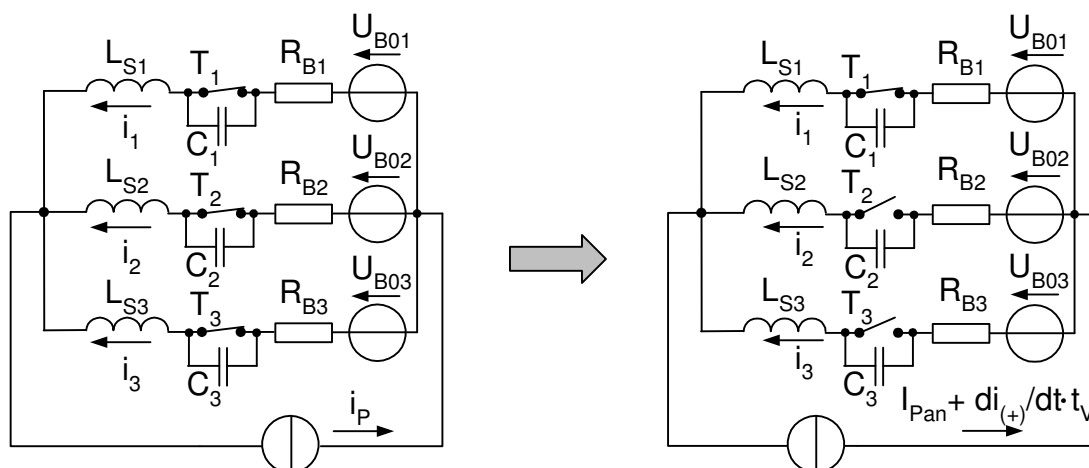


Abb. 5.26: Vereinfachte Darstellung der Stromverteilungskreise für die Kommutierung des Pulsstromes aus den Zweigen 2 und 3 in den Zweig 1

Abb. 5.27 zeigt die Simulationsergebnisse bei Verwendung des Schaltungsmodells nach Abb. 5.26. Es zeigt sich, dass die beim Ausschalten der Transistoren T_2 und T_3 durch die parasitären Kabelinduktivitäten L_{S1-3} auftretende Überspannung hierbei erheblich über dem zulässigen Wert von 600 V liegt. Der abzuschaltende Strom betrug dabei 37 A.

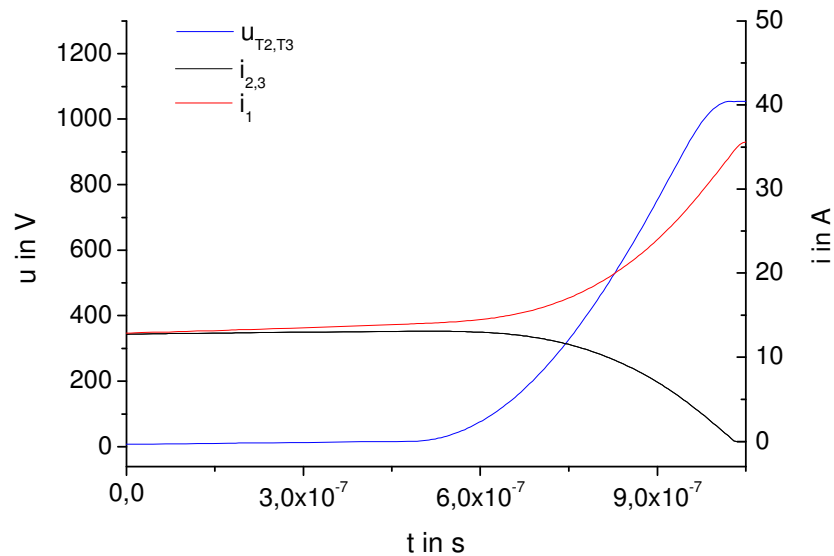


Abb. 5.27: Strom- und Spannungsverläufe beim durch das Abschalten der Transistoren T_2 und T_3 verursachten Kommutierungsvorgang (Simulationsergebnis)

Da die im Kommutierungskreis gespeicherte Energie dem Quadrat des abschaltbaren Stromes und dem Quadrat der Transistorspannung proportional ist, ergibt sich eine weitere lineare Erhöhung der Kommutierungsspannungen an den Transistoren bei Steigerung des Kommutierungsstromes.

Als Gegenmaßnahme kommt das in Abb. 5.28 dargestellte *RCD*-Entlastungsnetzwerk in Frage [71], [72], [91]. Seine Aufgabe ist das Umsetzen der den Kabelinduktivitäten entnommenen und im Kondensator C zwischengespeicherten Energie in Wärme, die dann an die Umgebung abgegeben wird.

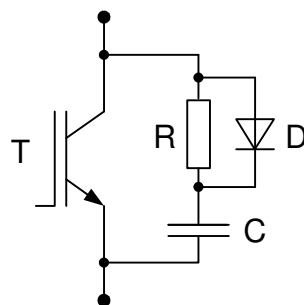


Abb. 5.28: Prinzipschaltbild eines *RCD*-Entlastungsnetzwerkes

Die Auslegung der Kapazität kann in diesem Fall nicht nach der vereinfachten Beziehung in [73], [74] ermittelt werden, bei der die Größe der Kapazität proportional zu dem fließenden

Strom, der Fallzeit des Ventilstromes und umgekehrt proportional zu der zulässigen Transistorspannung ist:

$$C = \frac{I \cdot \Delta t}{U_{T \max}} \quad (5.28)$$

Wie in der Abb. 5.26 verdeutlicht wird, bildet sich beim Ausschalten der Transistoren ein Schwingkreis, bestehend aus zwei Kondensatoren C_2 und C_3 , drei Induktivitäten L_{S1} , L_{S2} und L_{S3} und drei Lichtbogenlasten. Dies macht eine genaue Lösung der Differentialgleichungen zum Kommutierungsvorgang erforderlich.

Die Lösung erfolgt für einen allgemeinen Fall mit n zum Zeitpunkt der Kommutierung stromführenden Zweigen. Dabei wird angenommen, dass die Dämpfung durch die Bogenwiderständen R_B vernachlässigbar klein ist und die Kabelinduktivität L_S , die Kapazität der RCD-Beschaltung C und die Gegenspannung U_{B0} für alle Bogenentladungen gleich sind. Der Lösungsablauf ist im Anhang A5 dargestellt.

Für den Fall $n=3$ lassen sich die Transistorströme wie folgt beschreiben:

$$i_1 = I_K - \frac{2}{3} \cdot I_K \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{3 \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \quad (5.29)$$

$$i_{2,3} = \frac{I_K}{3} \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{3 \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \quad (5.30)$$

Für die Transistorspannung gilt dann folgende Gleichung:

$$u_{2,3} = \frac{I_K \cdot \sqrt{3 \cdot L_S \cdot C}}{3 \cdot C} \cdot \sin \sqrt{\frac{1}{3 \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \quad (5.31)$$

Nach der Zeit:

$$t_{\max} = \frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{3 \cdot L_S \cdot C}} \quad (5.32)$$

erreicht die Transistorspannung ihr Maximum:

$$u_{\max 2,3} = \frac{I_K \cdot \sqrt{3 \cdot L_S \cdot C}}{3 \cdot C} \quad (5.33)$$

Der Umschwingvorgang wird durch die im Kreis vorhandenen Entkopplungsdioden verhindert. Die Spannung $u_{2,3}$ bleibt auf diesem Wert bis zum Beginn der Pausenphase, wenn alle Transistoren eingeschaltet werden.

Aus der Gleichung (5.33) lässt sich die Größe der Kapazität für die *RCD*-Beschaltung bestimmen (Abb. 5.29).

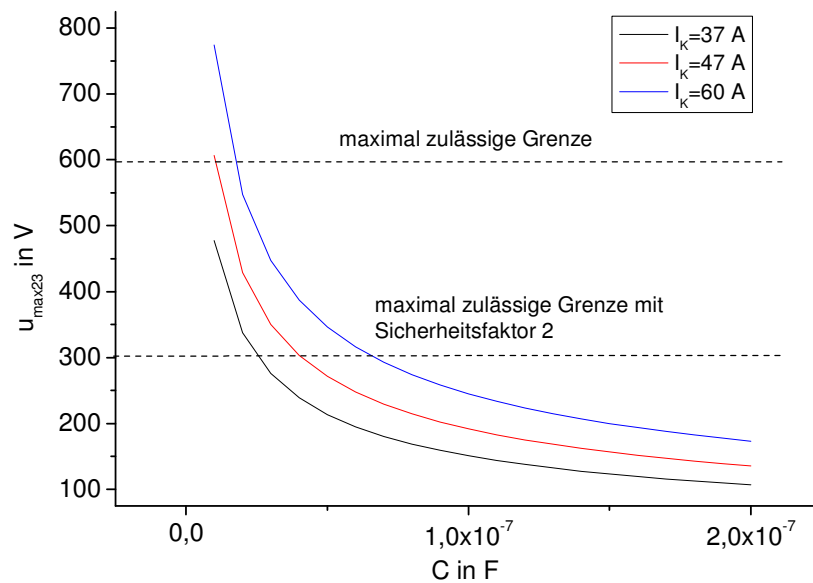


Abb. 5.29: Einfluss der Kapazität des *RCD*- Entlastungsnetzwerkes auf die Transistorspannung bei verschiedenen kommutierenden Strömen

Mit dem Wert von 80 nF für C kann sichergestellt werden, dass die Transistorspannung den Wert von 300 V (inklusive Sicherheitsfaktor 2) nicht überschreitet.

Die während des Entlastungsvorganges in C gespeicherte Energie muss in der Leitphase des Transistors abgegeben werden. Nur so kann das Entlastungsnetzwerk wieder wirksam werden. Unter der Annahme, dass sich der Kondensator in der Zeit $t=3 \cdot R \cdot C$ vollständig entladen hat und mit der aus der Pulsdauer resultierenden Länge der leitfähigen Phase des Transistors erhält man für den Entladewiderstand folgende Beziehung:

$$R \leq \frac{\frac{1}{f_P} - \left(t_P + \frac{I_P}{di_{(-)}/dt} \right)}{3 \cdot C} \quad (5.33)$$

Bei einer minimalen Leitphase des Transistors von $680 \mu\text{s}$ wird der Widerstandswert von $3,2 \text{ k}\Omega$ dieser Anforderung gerecht.

Die Funktionsweise des RCD-Entlastungsnetzwerkes beweist Abb. 5.30. Die aufgenommene Spannungserhöhung an den Verteilungstransistoren stimmt mit der zu erwartenden von 160 V gut überein.

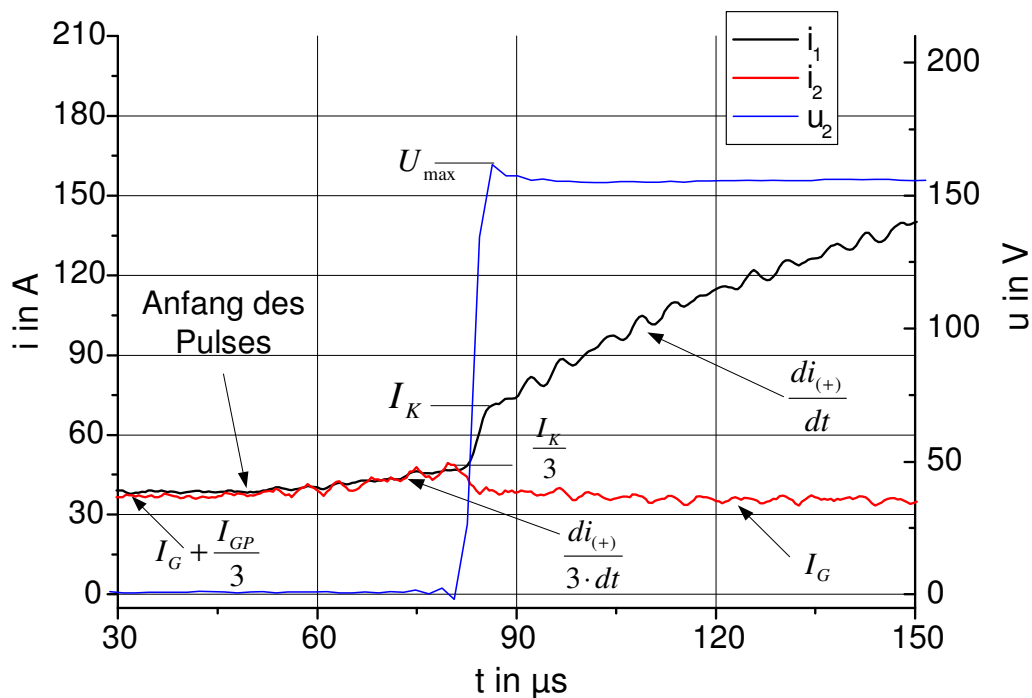


Abb. 5.30: Gemessene Transistorspannungs- und -stromverläufe beim Abschalten der Transistoren 2 und 3

Einschalten der Transistoren

Nach Erreichen des Stromwertes der Pulsausschaltswelle I_{Paus} werden die bisher nicht leitenden Transistoren eingeschaltet und der Strom teilt sich nach einem Kommutierungsvorgang zwischen allen Verdampfern. Die Ausschaltswelle ist steuerungsbedingt kleiner als die Einschaltswelle. Unter Berücksichtigung der Verzögerungszeit t_V betragen die realen Werte nur einige Ampere. Im Unterschied zum Abschalten kann das Einschalten der Transistoren sowohl die Bauelemente als auch den Entladungsprozess nicht gefährden. Deshalb wurde auf eine genaue Untersuchung dieser Problematik verzichtet.

5.4.3 Entkopplungsproblematik

Im Folgenden werden sowohl die negativen Auswirkungen beim Zuschalten des Pulsstromes zu den Grundströmen als auch die Problematik bei Parallelschaltung mehrerer Bogenentladungskreise näher betrachtet.

Parallelschaltung der Puls- und Grundstromquelle

Bei dem vorgeschlagenen Konzept der Pulsstromversorgung mehrerer Verdampfer wird die Pulsstromquelle abwechselnd an die bereits brennenden Lichtbogenentladungen parallel zu den Grundstromquellen geschaltet. Dabei sind einige Besonderheiten in Bezug auf die Prozesssicherheit zu beachten. Die dynamische Erhöhung der Lichtbogen Spannung durch den steilen Anstieg des Pulsstromes (siehe Abschnitt 5.2.2.6) kann eine Änderung des Grundstromes hervorrufen. Der Grund liegt in der geringeren Spannungsdifferenz zwischen der Grundstromquelle und der Bogenlast [40]. Abb. 5.31 stellt einen messtechnisch ermittelten Stromverlauf dar, der die Grundstromschwankungen veranschaulicht.

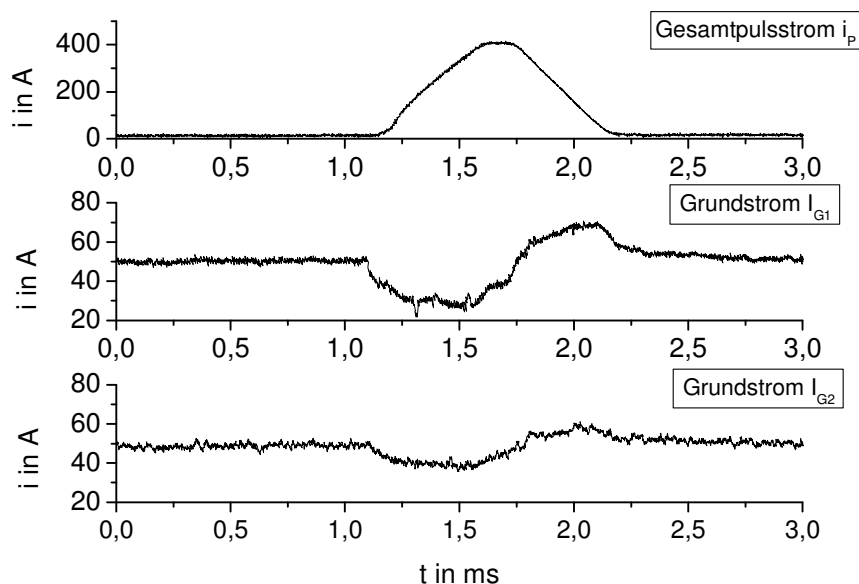


Abb. 5.31: Schwankung des Grundstromes durch Zuschalten des Pulsstromes

Die dynamische Spannungserhöhung enthält zwei Anteile. Der erste Anteil ist die Bogen Spannungsänderung Δu_B , bedingt durch die Trägheiten der Plasmasäule. Der zweite ist

die Spannung Δu_K an der gemeinsamen anodenseitigen Kabelinduktivität, durch die alle Stromanteile der Puls- und Grundstromquellen fließen (Abb. 5.32). Deshalb tritt dieser Effekt stärker bei dem pulsstromführenden Kreis auf, nämlich für die Grundstromquelle 1.

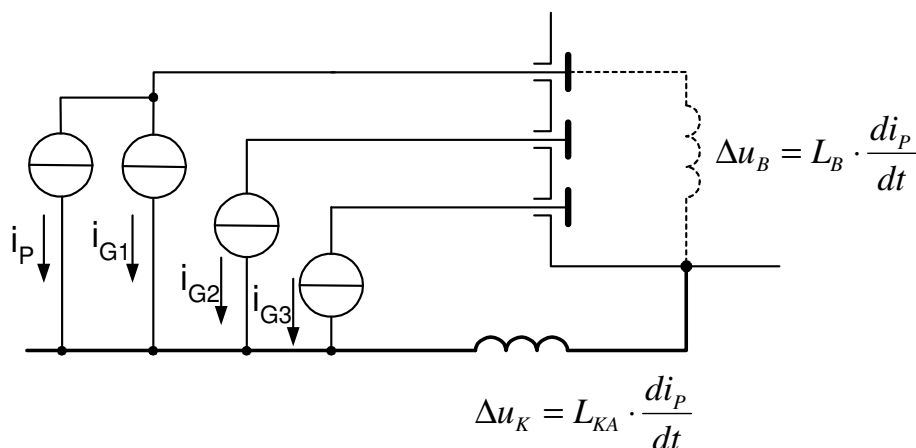


Abb. 5.32: Prinzipieller Anschluss der Stromquellen mit gemeinsamer anodenseitiger Kabelführung

Besonders gefährdet das schnelle Ansteigen des Pulsstromes den Prozess, was zu einer Spannungserhöhung von bis zu 10 V führt. Infolge der Spannungserhöhung ist die Grundstromquelle, deren Ausgangsspannung bei einigen 10 V liegt, nicht mehr in der Lage, den voreingestellten Strom zu treiben und der Grundstrom bricht zusammen. Im Fall der Grundstromquelle, die in diesem Moment den Verdampfer parallel zur Pulsstromquelle betreibt, ist die Wahrscheinlichkeit des Bogenverlöschens sehr gering. Bei den anderen Verdampfern, die knapp über der Stabilitätsgrenze arbeiten, kann eine solche Grundstromabsenkung kritisch sein.

Der Einsatz von Entkopplungsdioden würde in diesem Fall dieses Problem nicht beheben, da die Kabelinduktivität Bestandteil jedes Grundstromkreises ist. Eine mögliche Lösung läge in der getrennten Kabelführung zur Anode, was aber mit größerem Aufwand verbunden ist [9]. Damit könnte jedoch der Einfluss des dynamischen Plasmaverhaltens für den pulsstromführenden Kreis nicht unterdrückt werden.

Eine Erhöhung der Glättungsinduktivität würde den Stromeinbruch der Stromquelle zwar verringern, gleichzeitig dabei jedoch die Zündeigenschaften, die Dynamik und als Folge die Prozessstabilität negativ beeinflussen.

Parallelschaltung mehrerer Bogenentladungen

Da die Pulsstromquelle in der Pausenphase für einen kontinuierlichen stabilen Betrieb einen bestimmten Strom von ca. 10 A liefern soll, war es notwendig, den Fluss des Grundstromanteils in dieser Phase zu ermöglichen (siehe Abschnitt 5.4.1). Mit dem Ziel der Vergleichmäßigung der Ströme durch die Bogenlast sind alle Verteilungstransistoren in der Pausenphase leitend. Sowohl die Entladungskreise als auch die Grundstromquellen werden damit praktisch parallel geschaltet. Anhand der Abb. 5.33 wird die Anordnung der Stromkreise verdeutlicht.

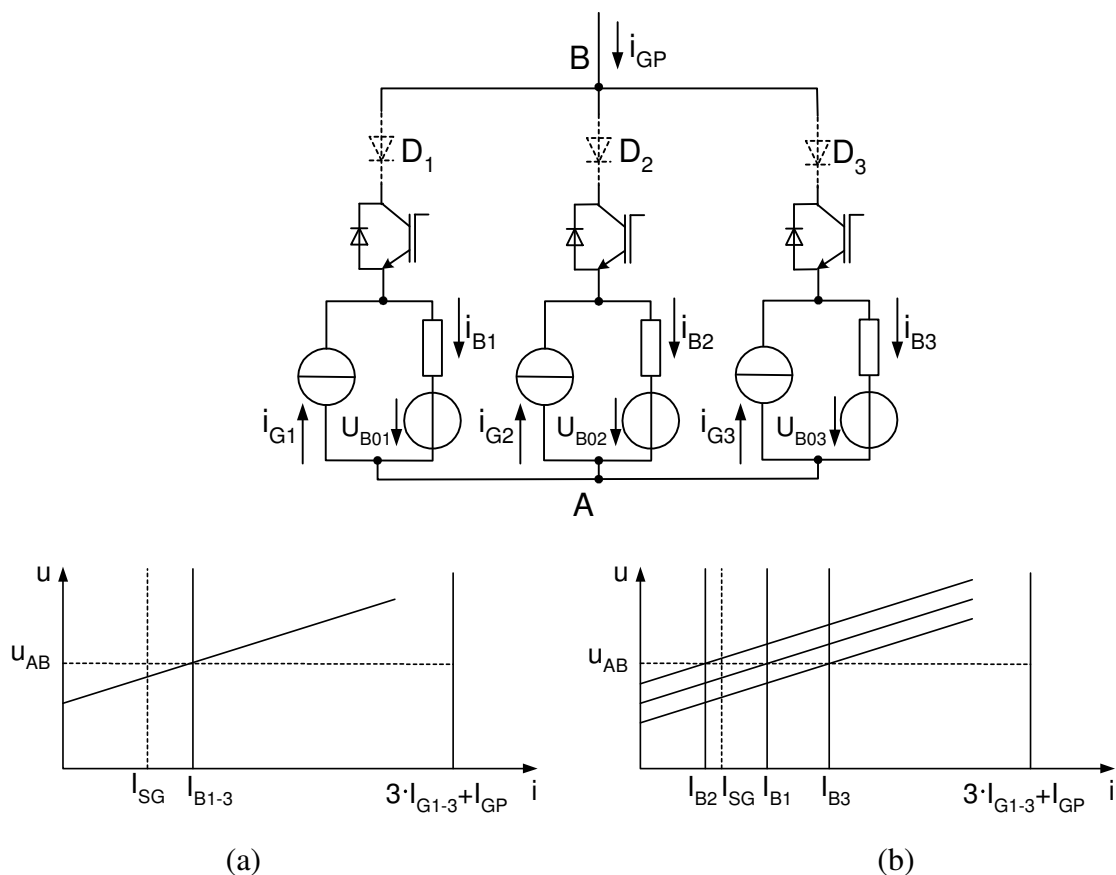


Abb. 5.33: Parallelschaltung der Stromkreise und daraus folgende Stromverteilung

- a) bei gleichen Entladungsverhältnissen
- b) bei unterschiedlichen Entladungsverhältnissen

Der Gesamtstrom enthält Ströme von den drei Grundstromquellen I_{G1-3} und den Grundstromanteil I_{GP} . Sind die Bogenparameter bei allen Entladungen gleich, so stellen sich in allen Entladungskreisen gleiche Bogenströme ein (Abb. 5.33a). Wechseln die Entladungsverhältnisse, ergeben sich Arbeitspunkte bei verschiedenen Bogenströmen. Es besteht die

Gefahr, dass die Bogenentladung des zweiten Kreises beim Strom I_{B2} kleiner als die Bogenstabilitätsgrenze I_{SG} zusammenbricht. Abb. 5.34 zeigt dazu gemessene Stromverläufe bei der Parallelschaltung zweier Grundstromquellen ohne Entkopplungsdioden.

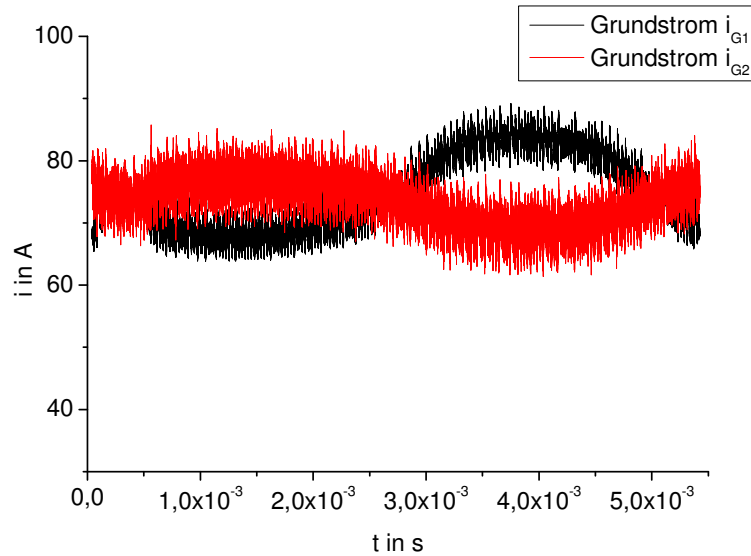


Abb. 5.34: Oszillationen der Grundströme bei der Parallelschaltung ohne Entkopplungsdioden D_{1-3} (Katode: Ti , $p=1,2 Pa$)

Es zeigt sich, dass die Stromschwankungen bis zu $20 A$ groß sein können, was bei einem Betrieb knapp über der Stabilitätsgrenze zum sofortigen Erlöschen des Bogens führen könnte. Allgemein lässt sich feststellen, dass die Parallelschaltung der Entladungskreise durch Zuschalten der Pulsstromquelle in der Pausenphase zu Prozessinstabilitäten führt, was den Einsatz der Dioden D_{1-3} in den Verteilungszweigen notwendig macht. Dadurch ist eine Wirkung der Spannungsänderung auf die anderen Kreise bei einer Entladung ausgeschlossen.

6 Prozesssteuerung

6.1 Integration des Demultiplexers in die Beschichtungsanlage

Die Steuerung der elektrischen Parameter bei gepulsten Bogenentladungsprozessen mit mehreren Verdampfern ist ein wesentlicher Aspekt, auf den näher eingegangen werden soll. Im Folgenden wird ein Gesamtüberblick über die Anforderungen an die prozesstechnischen Eigenschaften der Steuerung gegeben und die praktische Realisierung des Steuerungskonzeptes am Beispiel der Beschichtungsanlage „Alpha 100“ dargestellt. In Abb. 6.1 ist der Aufbau der Prozesssteuerung schematisch dargestellt [42].

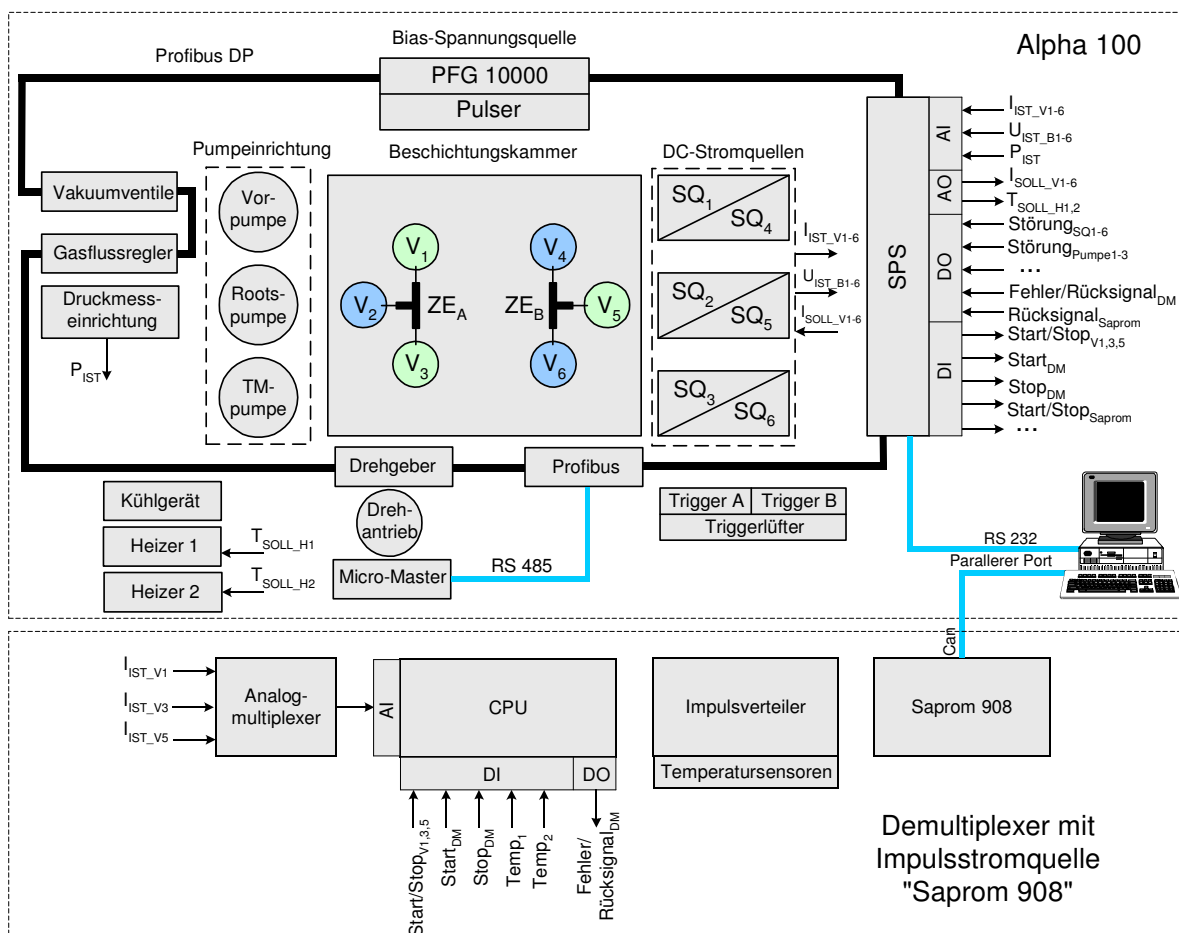


Abb. 6.1: Steuerungskonzept für eine Beschichtungsanlage „Alpha 100“ mit angeschlossener Pulsstromversorgung für 3 Verdampfer

Obwohl die Beschichtungsanlage über 6 Verdampfer verfügt, wurde die Pulsverteilung aufgrund der begrenzten Pulsfrequenz der Pulsstromquelle zwischen 3 Verdampfern vorgenommen. Die Beschichtungsanlage wird von einer SPS „Simatic S7-300“ angesteuert. Der Datenaustausch zwischen der SPS und den meisten Geräten erfolgt mittels Feldbussystem *Profibus-DP*. Die anderen Anlagenkomponenten werden durch die analogen und digitalen Signale direkt von der SPS gesteuert.

Die Kommunikation zwischen der Steuerung des Demultiplexers und der SPS der Anlage erfolgt durch den Austausch folgender Signale:

- 3 Grundstromistwerte (analog)
- 3 Start/Stop-Signale für einzelne Verdampfer (digital)
- Start/Stop-Signale für den Verteilungsprozess (digital)
- Fehler/Rücksignal (digital)

Die Pulsstromparametrierung wird vor dem Beschichtungsprozess mit Hilfe eines Rechners über eine grafische Benutzeroberfläche durchgeführt.

6.2 Prozessidentifikation

Die Prozessidentifikation muss in Echtzeit erfolgen, damit die Prozesssteuerung auf den Beschichtungsprozess ebenso in Echtzeit einwirken kann, um das gewünschte Beschichtungsergebnis zu erzielen. „Echtzeit“ bedeutet, dass alle informationstechnischen Vorgänge in realer Zeit parallel zum ablaufenden Prozess stattfinden [71]. Die Prozessidentifikation beinhaltet die Erfassung und Auswertung von prozessabhängigen Parametern, mit denen Aussagen über den momentanen Prozesszustand getroffen werden können. In Abhängigkeit davon, ob der Ist-Zustand dem Soll-Zustand des Beschichtungsprozesses entspricht oder nicht, werden entsprechende Reaktionen der Steuerung ausgelöst. Zu den wichtigsten Prozesszuständen gehören:

- Leerlauf
- Kurzschlüsse:
 - zwischen Zündfinger und Katode (dauernd)
 - zwischen Abschirmung und Katode
 - zwischen Anode und Katode

- normaler Betrieb
- Lichtbogenabriss:
 - bei einem Verdampfer
 - bei mehreren Verdampfern
- Zündung / Wiederzündung

Leerlauf

Der Leerlauf-Zustand geht der Zündung eines oder mehrerer Verdampfer voraus. Die Leerlaufspannungen werden von den Grundstromquellen bestimmt. Die Spannung der Grundstromquelle wird im Leerlauf nicht geregelt. Sie ergibt sich aus der Zwischenkreis-Spannung und dem Übersetzungsverhältnis des Trafos und beträgt ca. 55 V. Sobald der Zündkreis geöffnet wird, kommt die Stromquelle nach einem Übergangsvorgang, der von dem Zündwiderstand und den Leitungs- und Stromquelleninduktivitäten bestimmt wird, zu einem stationären Betriebspunkt entsprechend der Ausgangskennlinie der Quelle.

Kurzschlüsse

Grundsätzlich wird nach Detektierung eines Kurzschlusses der Energiefluss in den Arbeitskreis unterbrochen. Je nachdem, wie schnell die Energie unterbrochen werden kann, ist die negative Wirkung auf den Prozessverlauf zu beurteilen.

Beim kurzzeitigen Schließen und Abheben der Triggerelektrode kommt es zur Entstehung einer Initial-Arc-Entladung und weiter zum stabilen Lichtbogenbrennen. Bleibt die Zündeflektrode wesentlich länger an der Katode, entsteht eine Anschweißungsgefahr. Dies ist besonders wahrscheinlich bei Zündeinrichtungen mit schwachen Rückholfedern. Obwohl der Strom vom Zündwiderstand begrenzt wird, kann der Zündkreis durch Überhitzung zerstört werden.

Moderne Beschichtungsanlagen verfügen meistens über pneumatisch angetriebene Zündeflektroden mit starken Rückholfedern, so dass ein Anschweißen des Zündfingers kaum auftreten kann. Deshalb wird auf spezielle Einrichtungen zur Erfassung dieses Kurzschlusses nicht weiter eingegangen.

Einen besonderen Fall stellt der Kurzschluss zwischen der Abschirmung und der Katode dar [9], [58]. Dieser Kurzschluss kann infolge der schlechten Kühlbedingungen und der hohen Bogenströme, bei denen die Spots die Randbereiche der Katodenoberfläche bevorzugen,

auftreten. Durch die hohe Stromdichte am Rand kommt es zu einem verstärkten Schichtwachstum an den Kanten der Abschirmung, wodurch sich der Abstand zur Katode verringert (Abb. 6.2). Anschließend entsteht eine leitfähige Verbindung zwischen der Katode und der Abschirmung. Damit nimmt die Abschirmung Anodenpotential an und wirkt weiter als Katode. Die Folgen sind:

- Beschädigung der Abschirmung
- lokale Zerstörungen der Anode

Die lokalen Zerstörungen entstehen aufgrund des intensiven Ionenbombardements, das von an der Unterseite der Abschirmung entstehenden Anodenspots verursacht wird.

In [89] wird eine mögliche Lösung zur Erkennung dieses Kurzschlusses vorgeschlagen, bei der eine Potentialdifferenz zwischen Katode und Abschirmung überwacht wird. Im Normalbetrieb weist die Abschirmung gegenüber der Katode ein um einige Volt niedrigeres Potential auf.

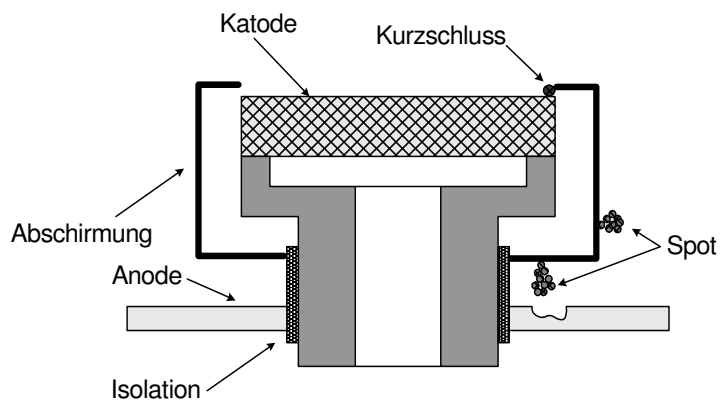


Abb. 6.2: Kurzschluss zwischen Abschirmung und Anode

Entsteht ein Kurzschluss, wird diese Potentialdifferenz praktisch Null. Diese Änderung kann durch einen Differenzverstärker erfasst und der Steuerung für die Weiterverarbeitung zur Verfügung gestellt werden.

In der industriellen Praxis wird auf die Überwachung des Kurzschlusses zwischen Abschirmung und Katode wegen zusätzlich erforderlichen vakuumdichter Durchführungen für die Erfassung des Abschirmungspotentiales verzichtet. Statt dessen werden verschiedene Maßnahmen zur Begrenzung der Spotbewegung, wie spezielle Begrenzungsringe am Rand der Katode [4], [16], [45] oder externe magnetische Felder, angewendet [72], [73].

Kurzschlüsse zwischen Anode und Katode, die innerhalb der Beschichtungskammer von abplatzenden Schichtteilen oder von Substratteilen verursacht werden, werden von der Steuerung der Stromquellen erkannt und eine Kurzschlussbehandlung wird ausgeführt.

Die verwendeten Grundstromquellen bieten prinzipiell zwei Möglichkeiten der Kurzschlussbehandlung. Zum einen kann der Strom nach dem Auftreten eines Kurzschlusses auf dem von

der Technologie vorgegebenen Wert gehalten werden. Zum anderen wird der Strom auf ca. 7 A reduziert. Im ersten Fall kann die Steuerung des Demultiplexers den Kurzschluss nicht detektieren und der entsprechende Stromimpuls wird zu dem Verdampfer geliefert. Dies birgt die Gefahr der thermischen Überlastung mit anschließender Beschädigung des Verdampfers und des Rezipienten.

Die zweite Variante lässt den Kurzschlusszustand von der Steuerung des Demultiplexers erkennen. Die Stromschaltschwelle, bei der am Verdampfer eine Störung detektiert wird, ist targetmaterialabhängig.

Normaler Betrieb

Während des Beschichtungsprozesses erfolgt eine Überwachung der Bogenströme und -spannungen mittels Messung, A/D-Wandlung und Bearbeitung in der SPS der Beschichtungsanlage. Mit der Abtastzeit von ca. 250 ms ist diese Werterfassung für die Gewährleistung der sicheren Impulsverteilung zu langsam. Deshalb verfügt die Steuerung des Demultiplexers über eine eigene Strommessung, die im Zeitbereich von ca. 6 μ s erfolgt.

Zündung / Wiederzündung

Da die Neuzündung der Lichtbögen mit Hilfe von Grundstromquellen erfolgt, wird die Pulsstromquelle in dieser Phase durch Ausschalten aller Verteilungstransistoren abgeschaltet. Erst nach dem erfolgreichen Zünden aller Verdampfer kommt die Pulsstromquelle zum Einsatz.

Für die Wiederzündung ist das Ausschalten der Pulsstromquelle nicht nötig. Aus Sicherheitsgründen können jedoch die brennenden Verdampfer, die von der gleichen Zündelektrode gezündet werden, beim Wiederzünden von der Pulsstromquelle durch das Ausschalten des entsprechenden Verteilungstransistors getrennt werden.

6.3 Sollwertvorgabe

Die Sollwerte für die Steuerung eines gepulsten Vakuumbogen-Beschichtungsprozesses folgen aus einem Ablauf, der von einer Beschichtungstechnologie bestimmt wird. Außer den nichtelektrischen Prozessparametern wie Heizungstemperatur, Kühltemperatur, Vakuum- und

Reaktivgasdruck, sowie Gasfluss, gehören die Pulstromparameter und die Biasspannung zu den Kennwerten, die einen besonderen Einfluss auf die Schichteigenschaften haben. Die Höhe der Grundströme, die lediglich für die Aufrechterhaltung der Entladung benutzt werden, hängt meistens von dem zu verdampfenden Material und von der Stromversorgung (Stromform, Welligkeit) ab.

Der gesamte Beschichtungsprozess wird in der Regel von einer SPS gesteuert. Einige Parameter, z. B. nichtelektrische Parameter wie Gasdruck, Gasfluss und Substratdrehgeschwindigkeit, werden am Anfang des Prozessablaufes eingestellt und bleiben meistens für den Rest des Beschichtungsprozesses unverändert. Die anderen Parameter werden von der SPS stufenweise gesteuert. In Abb. 6.3 ist beispielhaft ein Ablauf des Beschichtungsprozesses mit CrN dargestellt.

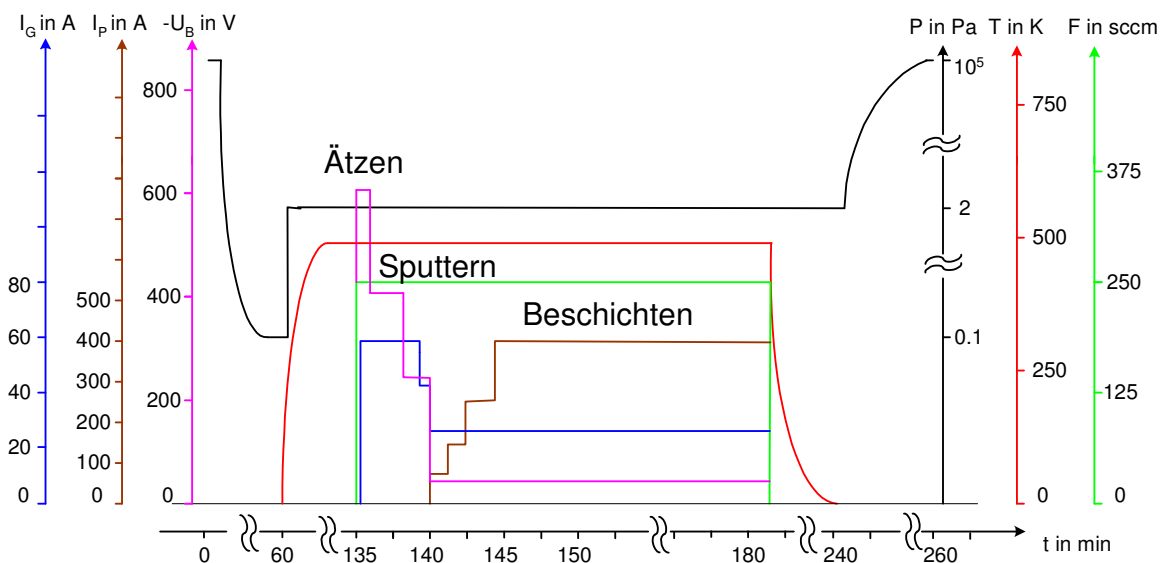


Abb. 6.3: Prozessablauf beim CrN -Beschichten

6.4 Steuerung des Demultiplexers

Für die im Kapitel 5.1 entwickelte Schaltungstopologie stehen für diesen Anwendungsfall zwei grundlegend verschiedene Realisierungsmöglichkeiten zur Auswahl. Zum einen kann die Steuerung durch Messen des Pulsstromes auf den Prozess synchronisiert werden und zum anderen ist eine zeitkritische Variante denkbar [74]. Letztere bedingt zwangsläufig eine

konstante Frequenz. Änderungen in der Pulshöhe oder -dauer führen bei der hier verwendeten industriellen Pulsstromquelle aufgrund des begrenzten Leistungsstellbereiches zu Einschränkungen im möglichen Frequenzstellbereich. Änderungen der Pulsform in Abhängigkeit von den verwendeten Prozessparametern für unterschiedlich zu beschichtende Materialien sind aber für die *PVD*-Technik durchaus sinnvoll. Um in diesem Punkt flexibler zu sein und um nicht immer Änderungen in der Steuerung vornehmen zu müssen, ist eine Synchronisation auf den Stromverlauf durch Messung sinnvoll und gegenüber der zeitkritischen Variante zu bevorzugen.

Das Steuerungskonzept entspricht der in der Abb. 5.24 dargestellten Schaltungstopologie und kann wie folgt zusammengefasst werden. Jede Bogenentladungsstrecke hat eine eigene Grundstromquelle. Die Verteilung des Pulsstromes wird zyklisch gesteuert. Der Pulsstrom wird gemessen und die Puls- und Grundstromphasen werden entsprechend der eingestellten Schaltschwellen detektiert. Durch Messung der Grundströme erkennt die Steuerung, ob die jeweilige Entladung aufrecht erhalten wurde. Ist ein Lichtbogen erloschen, so wird bei der anstehenden Pulsphase die Energie auf den anderen Verdampfer verteilt.

So ergeben sich für die Steuerung des Demultiplexers folgende Teilaufgaben:

- Messung des Pulsstromes, Signalvorverarbeitung zur Detektierung kritischer Prozesspunkte
- Messung der durch die Grundstromquellen bereitgestellten Ströme, Signalvorverarbeitung um den Prozesszustand der einzelnen Verdampfer zu erkennen
- Generierung der entsprechenden Ansteuersignale für Verteilungstransistoren
- Fehlermeldung bei Störungen im Prozessablauf und Abschalten der Anlage
- Bereitstellung der Versorgungsspannungen für sämtliche Steuerungskomponenten (Treiber, *DC/DC*-Wandler, *MCU* usw.)
- Gewährleisten des separaten Ein- und Ausschaltens des Verteilers und der einzelnen Baugruppen
- Datenaustausch mit der *SPS* der Beschichtungsanlage.

Das Kernstück der Steuerung bildet der Mikrokontroller. Zum Einsatz kam ein *16bit Flash μC* der Serie *MB90497* [80]. Die prinzipielle Programmstruktur wird in Form des Programmablaufplanes in Anhang A6 dargestellt.

7 Prozessuntersuchungen

7.1 Ionenstrommessung mit statischen Sonden

Referenz für die Untersuchungen war entweder der Einkatoden-Pulsbetrieb oder der Gleichstrombetrieb für mehrere Katoden.

Der Ionensättigungsstrom wurde über drei Kugelsonden gemessen (siehe Abschnitt 4.2). Die Sonden- und Katodenanordnung wird in Abb. 7.1. und in der Tab. 7.2 verdeutlicht.

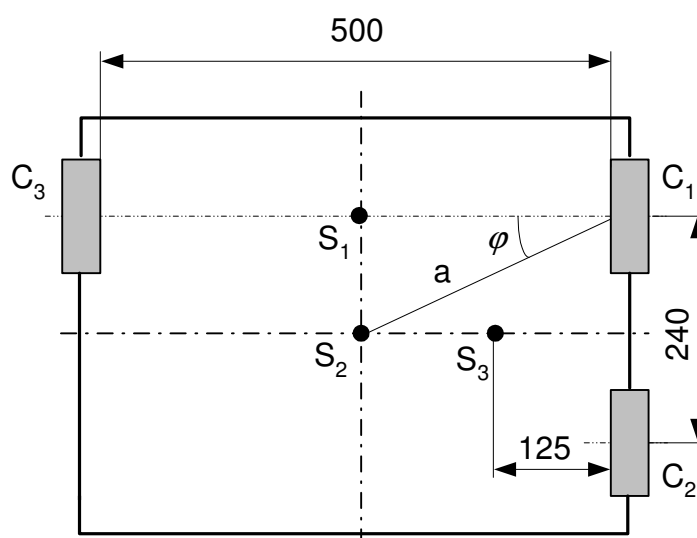


Abb. 7.1: Geometrische Verhältnisse zwischen den Messsonden und Katoden

Tab. 7.1: Abstände von Kugelsonden zu den Katodenzentren und Winkel zu den Katodensenkrechten

a in mm φ in $^{\circ}$	C ₁	C ₂	C ₃
S ₁	250 0	347 44	250 0
S ₂	278 26	278 26	278 26
S ₃	360 44	360 44	393 18

Die Auswirkungen des modifizierten Puls-Arc-Verfahrens auf die Ionenstromdichte beim Einkatodenbetrieb sind ausführlich in [23] beschrieben. Unter anderem sind die Steigerung des Gesamtionenstromes, d. h. der Anteil des Ionenstromes am Gesamt-Bogenstrom und die

Fokussierung der Ionenstromdichte in der Katodensenkrechten zu nennen. Eine mögliche Einflussnahme durch den Mehrkatodenbetrieb soll im Folgenden untersucht werden.

Die Biasspannung, d. h. die Vorspannung für die Sonden betrug -150 V . Alle Messwerte wurden auf den mittleren Lichtbogenstrom bezogen. Eine Versuchsreihe beinhaltete vier Versuche. Zuerst wurden drei Ti -Katoden einzeln in Betrieb gesetzt und die Ionenströme von jeder Kugelsonde aufgenommen. Anschließend wurden die Messungen für drei gleichzeitig im Betrieb befindliche Katoden durchgeführt (Abb. 7.2).

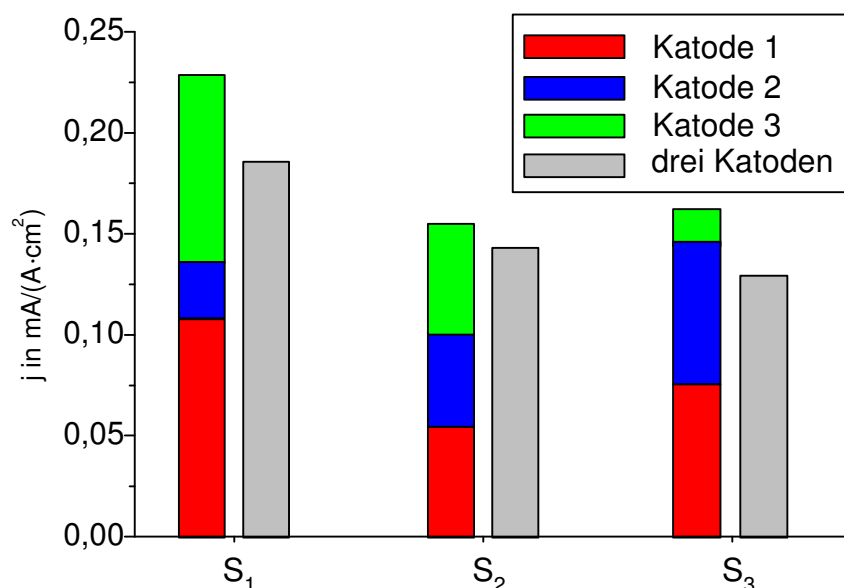


Abb. 7.2: Mit drei Sonden gemessene Ionenstromdichte, bezogen auf den Bogenstrom

(Katoden: Ti , $p=1,2\text{ Pa}$, $I_G=43\text{ A}$, $I_p=400\text{ A}$, $f_p=120\text{ Hz}$, $t_p=680\text{ }\mu\text{s}$,

Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_2 \rightarrow C_3$)

Die für den Einkatodenbetrieb ermittelten Ionenströme decken sich mit den Angaben aus der Literatur [81], [82]. Vergleicht man die Summe der Teilströme mit dem für Dreikatodenbetrieb gemessenen Ionenstrom, ergibt sich für alle drei Sonden ein signifikanter Unterschied Δj . Besonders deutlich war dieser für die Messsonde 1, die auf der Mittelachse zwischen den Katoden 1 und 2 lag, d. h. im Winkel 0° zur Katodensenkrechten. Für die sich in der Mitte der Beschichtungskammer befindende Sonde 2 war diese Differenz am geringsten.

Die Begründung für den Effekt der Reduzierung der Gesamtionenstromdichte gegenüber der Summe einzelner Teilströme kann in den energiemindernden Zusammenstößen mit anderen Teilchenarten liegen, die mit der Erhöhung der Plasmadichte zunehmen [86]. Da die Größe des Ionenstromes nicht nur von der Anzahl der Ionen und ihrer Ladung abhängt, sondern auch von der mittleren Geschwindigkeit [89], widerspiegelt sich die Geschwindigkeitsminderung der Ionen in der Reduzierung des Ionenstromes.

Um eine genauere Aussage über die Auswirkungen des Mehrkatoden-Pulsbetriebes auf die Ionenstromdichte treffen zu können, muss der Einfluss der Pulsparameter untersucht werden. In Abb. 7.3 ist diese Differenz in Abhängigkeit von der Pulsfrequenz dargestellt.

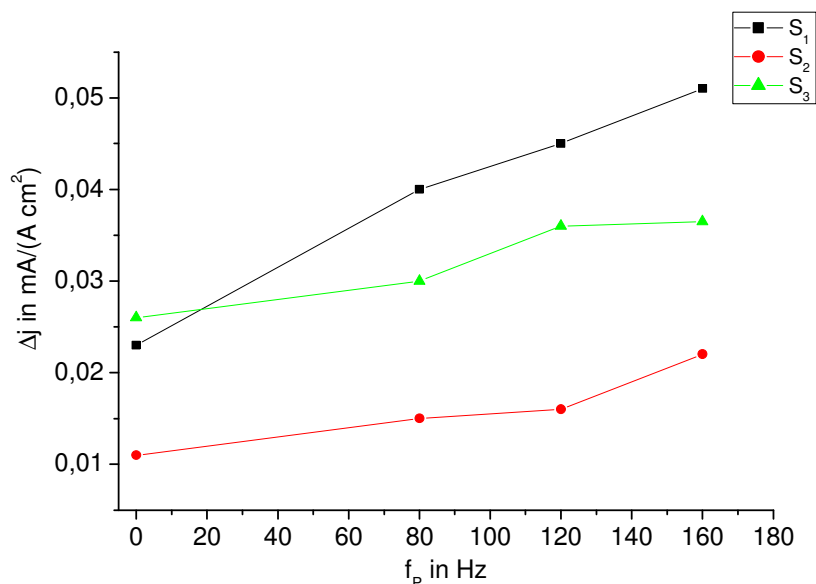


Abb. 7.3: Differenz zwischen der Summe der einzelnen Teilionenströme und der gemessenen Ionenstromdichte beim Einsatz von drei Verdampfern, bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsfrequenz (Katoden: Ti , $p=1,2 Pa$, $I_G = 43 A$, $I_p=400 A$, $t_p= 680 \mu s$, Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_2 \rightarrow C_3$)

Ein besonders starker Einfluss der Pulsfrequenz ist bei der Sonde 1 zu bemerken. Die Differenz Δj wird mit der Frequenz in dem untersuchten Bereich größer. Für die relativ weit von allen Katoden entfernte Sonde 2 ist sie vergleichbar groß mit der Differenz beim DC -Betrieb ($f_p=0 Hz$) und bleibt bis $120 Hz$ nahezu konstant. Erst bei höherer Frequenz ist dieser Unterschied bemerkbar. Für die dritte Kugelsonde liegt der Unterschied zwischen den ersten beiden.

Dieses Verhalten lässt sich durch den Plasmafokussierungseffekt begründen. Die Ionenstromdichte bei den DC -Bogenentladungen weist eine geringere Winkelabhängigkeit als bei gepulsten Plasmen auf. Kommt es zum gepulsten Betrieb, ist eine Änderung der Verteilungsfunktion festzustellen [23]. Die Ionenstromdichte steigt in den zentralen Winkelbereichen und die zunehmende Anzahl der Teilchenkollisionen führt bei Sonde 1 zur Steigerung der Differenz zwischen der berechneten Summe der einzelnen Teilströme und der gemessenen Gesamtionenstromdichte. Für die Sonde 3 sind sowohl die Entfernungen als auch die Winkel zu den Katoden 1 und 3 größer, bei denen die Verteilungsfunktionen der Ionenstromdichte beim DC - und beim Pulsbetrieb sich fast nicht mehr unterscheiden.

Deswegen hat dabei die Erhöhung der Pulsfrequenz nur einen geringen Einfluss auf die Differenz Δj . Für die Ionenstromdichte der Sonde 3 spielen größere Winkel zu den Katoden 1 und 2 genauso eine wesentliche Rolle. Jedoch bewirken kleinere Abstände eine relativ stärkere Abhängigkeit der Differenz Δj von der Pulsfrequenz.

Mit der Variation der Pulsamplitude bei konstanter Pulsfrequenz kann erwartungsgemäß eine noch stärkere Abhängigkeit festgestellt werden (Abb. 7.4). Dies bestätigt die Annahme, dass die Plasmafokussierung für die unterschiedlichen Werte Δj beim DC- und Pulsbetrieb verantwortlich ist.

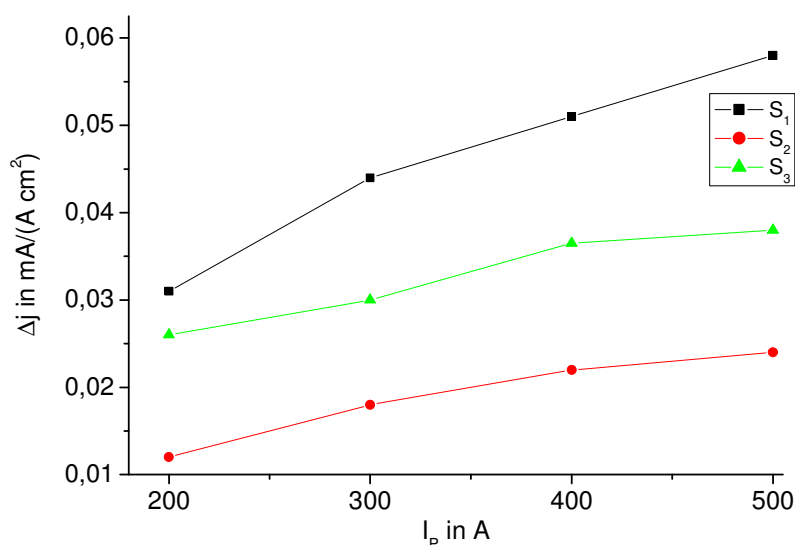


Abb. 7.4: Differenz zwischen der Summe der einzelnen Teilionenströme und der gemessenen Ionenstromdichte beim Einsatz von drei Verdampfern bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsamplitude (Katoden: T_i , $p=1,2$ Pa, $I_G=43$ A, $t_p=680$ μ s, $f_p=160$ Hz, Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_2 \rightarrow C_3$)

Im Folgenden soll geprüft werden, ob die Impulsreihenfolge die Gesamtionenstromdichte beeinflusst. Dafür kann eine Näherungsberechnung durchgeführt werden.

Für die Ionengeschwindigkeit in der Größenordnung von ca. 10^4 m/s [23], [83] und für den größten Abstand von der Katode bis zur Sonde von ca. 400 mm beträgt die mittlere Ionenflugzeit ca. 40 μ s. Bei einer maximalen Verteilungsfrequenz von ca. 330 Hz (Periodendauer 3 ms) sind deswegen keine Auswirkungen der Impulsreihenfolge auf die Ionenstromdichte zu erwarten. Anhand der Abb. 7.5 wird diese Vermutung bestätigt. Die gemessenen Ionenstromdichten weisen keine bedeutsamen Unterschiede bei Änderung der Impulsreihenfolge auf. Deswegen wird bei den Darstellungen auf die expliziten Angaben zur Impulsreihenfolge verzichtet.

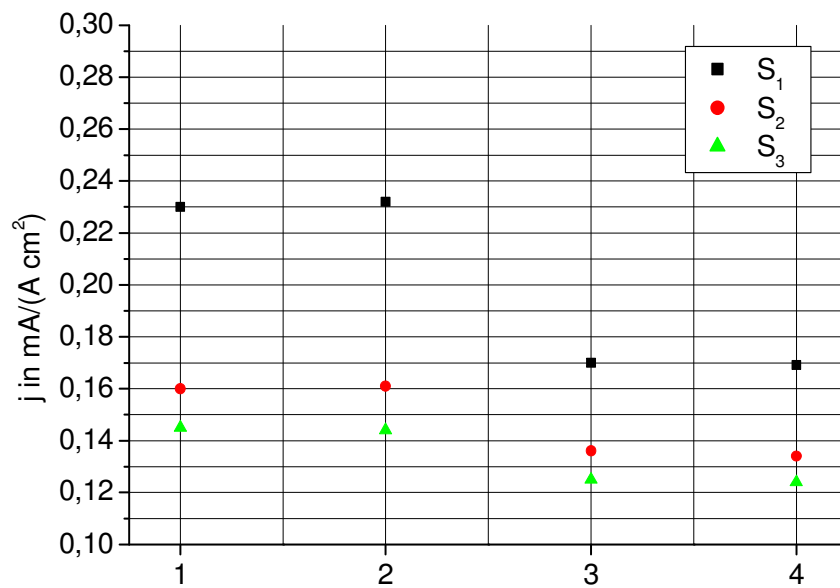


Abb. 7.5: Gemessene Ionenstromdichte bei Variation der Impulsreihenfolge und der Pulsparameter, bezogen auf den Bogenstrom (Katoden: Ti, $p=1,2 Pa$, $I_G = 43 A$)

$I_p=500 A$, $t_p= 680 \mu s$, $f_p=160 Hz$

$I_p=300 A$, $t_p= 680 \mu s$, $f_p=120 Hz$

- 1) Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_2 \rightarrow C_3$;
- 2) Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_3 \rightarrow C_2$;
- 3) Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_2 \rightarrow C_3$;
- 4) Impulsreihenfolge: $C_1 \rightarrow C_3 \rightarrow C_2$;

7.2 Ionenstrommessung mit rotierenden Sonden

Dieser Abschnitt befasst sich mit der Messung des Ionensättigungsstromes am Rand des Beschichtungstisches. Dafür wurden die gleichen Kugelsonden wie im Abschnitt 7.1 eingesetzt. Aufgrund des großen Aufwandes beim Aufbau der Sondenhalterung und Kabelführung innerhalb der Kammer wurden die Messungen nur für die Einfachrotation der Sonden durchgeführt. Die Sondenanordnung wird anhand der Abb. 7.6 erklärt (siehe auch Abb. 4.2).

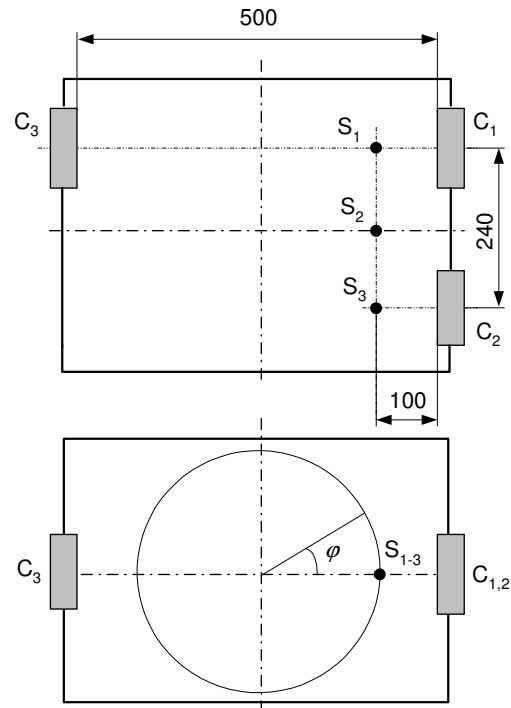


Abb. 7.6: Elementanordnung zur Bestimmung der mittleren Ionenstromdichte mit rotierenden Sonden

Für den konventionellen Arbeitsdruck von $1,2 \text{ Pa}$ sind Messungen sowohl beim DC - als auch beim Pulsbetrieb durchgeführt worden.

Die in 10° -Schritten aufgenommenen, gemittelten und auf den Bogenstrom bezogenen Ionensättigungsströme von drei Sonden sind für den Pulsbetrieb mit den typischen Parametern $I_p=400 \text{ A}$ und $f_p=160 \text{ Hz}$ in Abb. 7.7 dargestellt. Die Kurven zeigen erwartungsgemäß die höchsten Ionenstromstärken an den nah zu den Kathoden liegenden Stellen ($\varphi=0^\circ, 180^\circ$). Bei den großen Abständen ($\varphi=\pm 90^\circ$) sind die Ionenstromunterschiede zwischen den drei Sonden kaum bemerkbar.

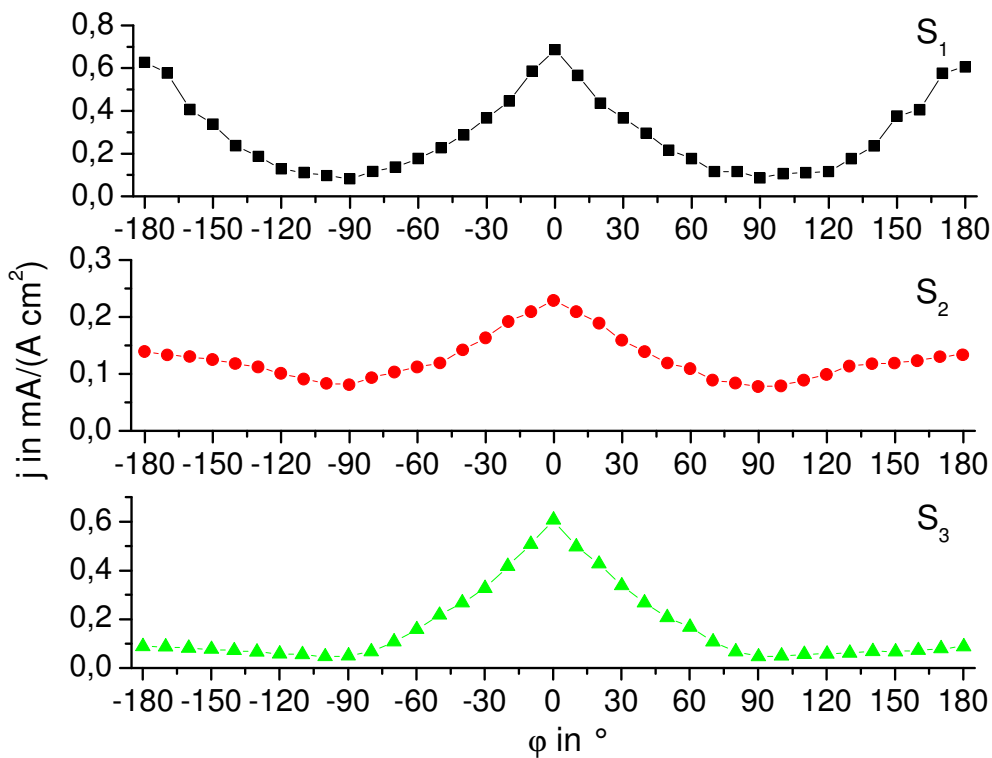


Abb. 7.7: Ionenstromdichte, gemessen mittels dreier Kugelsonden in 10° -Schritten, bezogen auf den Bogenstrom (Katoden: Ti, $p=1,2$ Pa, $I_G = 43$ A, $I_P=400$ A, $t_P= 680 \mu s$, $f_P=160$ Hz)

Von großem Interesse für den Beschichtungsprozess selbst ist die über eine Tischumdrehung gemittelte Ionenstromdichte am Rand des Tisches, wo praktisch die Substratbeschichtung erfolgt. Die mittlere Ionenstromdichte lässt sich für die $\Delta\varphi$ -Schritte wie folgt berechnen:

$$j_{MW} = \frac{\Delta\varphi \cdot \sum_{i=1}^{360/\Delta\varphi} j_i}{360} \quad (7.1)$$

Da die Pulsamplitude einen besonders starken Einfluss auf die Plasmafokussierung besitzt (siehe Abschnitt 7.1), wurden die Auswirkungen der Pulsamplitudenänderung auf den gemittelten Ionenstrom untersucht (Abb. 7.8).

Ein wichtiges Ergebnis dieser Messreihe ist, dass der Pulsbetrieb für alle drei Sonden eine höhere mittlere Ionenstromdichte als der *DC*-Betrieb produziert. Sie steigt aber nur geringfügig mit der Pulsamplitude an, obwohl die Erhöhung der Pulsamplitude eine Steigerung des Gesamtionenstromes hervorruft [23].

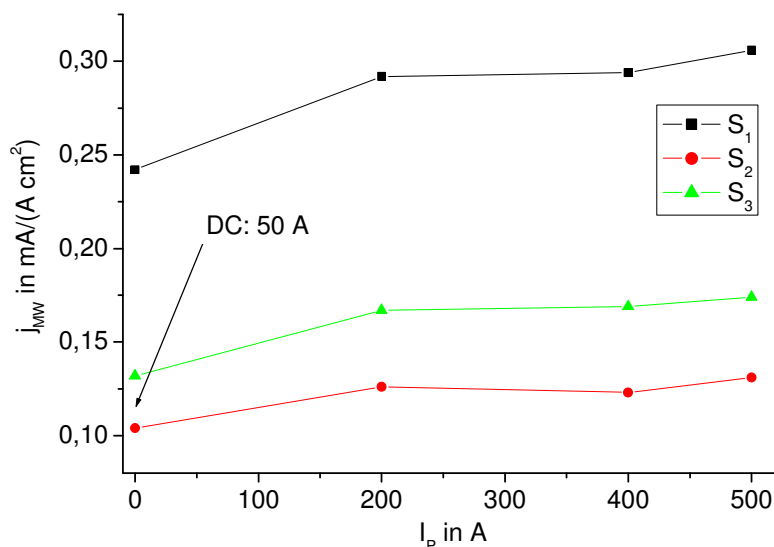


Abb. 7.8: Über eine Tischumdrehung gemittelte Ionenstromdichte als Funktion der Pulsamplitude, bezogen auf den Bogenstrom (Katoden: Ti, $p=1,2$ Pa, $I_G=43$ A, $f_p=160$ Hz)

Ein direkter Vergleich der drei Kurven bestätigt die Vermutung, dass die Ionenstromdichtefokussierung und die zunehmende Anzahl der Teilchenkollisionen bei erhöhter Plasmadichte für das Verhältnis der Ionenstromdichten von drei Sonden verantwortlich sind.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die über den Bogenstrom normierte mittlere Ionenstromdichte am Rand des Drehtisches im Pulsbetrieb allgemein größer als im DC-Betrieb ist. Die Amplitudenvariation im Bereich bis 500 A führt zu keinen wesentlichen Veränderungen der Ionenstromdichte, lediglich die räumliche Verteilung ändert sich.

7.3 Schichtabscheidung

Aufgrund der gerichteten Ionenemission aus den Katoden ist die Beschichtung des flachen Substrates gleichzeitig von mehreren Katoden im statischen Betrieb nicht sinnvoll. Deshalb wurden die Beschichtungsversuche nur mit der Substratrotation durchgeführt.

Das Schichtwachstum an einer Substratstelle mit Annahme einer 100 % - Ionisation hängt direkt mit der Ionenstromdichte zusammen [4]. Deshalb sind die Zusammenhänge zwischen den Pulsparametern und der Ionenstromdichte bei der Schichtabscheidung auch zu erwarten.

Es ist jedoch bekannt, dass die Schichtdickenverteilung eine stärkere Winkelabhängigkeit als die Ionenstromdichteverteilung aufweist. Nimmt man eine $\cos^k \varphi$ -Verteilung für den Ionenstrom an, so ergibt sich eine $\cos^{k+3} \varphi$ -Winkelabhängigkeit für die Schichtdicke [4].

Für die Beschichtung wurden glanzpolierte runde Stahlproben mit einem Durchmesser von 20 mm eingesetzt. Jeder Beschichtungsversuch erfolgte mit drei Proben P_{1-3} . Die Proben hatten die gleiche Position und Nummerierung wie die Messsonden in der Abb. 7.6. Die Prozessparameter wurden entsprechend der Tab. 7.2 eingestellt.

Um die Schatteneffekte von anderen zu beschichtenden Werkstücken nachzubilden, wurde ein Rohr aus leitender Al-Folie auf den Drehtisch eingesetzt.

Tab. 7.2: Prozessparameter für Beschichtungsversuche

Parameter	DC-Betrieb	Pulsbetrieb (für einen Verdampfer)
Art des Prozesses	DC-Steered-Arc	Puls-Steered-Arc
Bogenstrom (arithmetischer MW)	50 A	53-68 A
Grundstrom	-	43 A
Pulsstrom	-	200-500 A
Pulsfrequenz	-	80-160 Hz
Pulsdauer	-	680 μ s
Biasspannung	-150 V	-150 V
Stickstoffdruck	1,2 Pa	1,2 Pa
Substratrotation	einfach, mit 5 rpm	einfach, mit 5 rpm
Beschichtungszeit	20 min	20 min

Die Bestimmung der Schichtdicke erfolgte mittels Kalottenschliffmethode. Um den Messfehler zu minimieren, wurde der arithmetischer Mittelwert aus Schichtdicken an mindestens 5 Stellen berechnet.

Abb. 7.9 stellt die Beschichtungsraten für drei Proben in Abhängigkeit von der Pulsfrequenz dar. Allgemein lässt sich feststellen, dass mit dem Pulsbetrieb gegenüber dem DC-Betrieb höhere Beschichtungsraten erzielbar sind.

Es zeigt sich, dass die Frequenz einen starken Einfluss auf die Beschichtungsrate für die Proben 1 und 3 hat, die sich auf dem Katodenniveau befanden. Bei der Probe 1 kann erwartungsgemäß eine doppelte Wirkung der Frequenz im Vergleich zu der Probe 3 festgestellt werden.

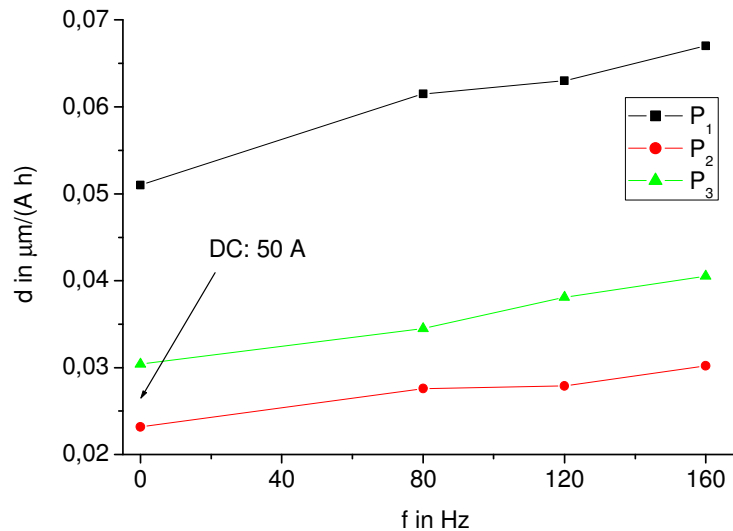


Abb. 7.9: Beschichtungsraten für drei Proben, bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsfrequenz ($I_p=400\text{ A}$)

Als ein Maß für die Abschätzung der Schichtgleichmäßigkeit in vertikaler Richtung kann der quadratische Fehler der Beschichtungsraten d_{1-3} von drei Proben ausgewählt werden, der sich wie folgt berechnen lässt:

$$\Delta^2 d = \sqrt{\frac{(d_1 - d_{MW})^2 + (d_2 - d_{MW})^2 + (d_3 - d_{MW})^2}{3}} \quad (7.2)$$

wobei d_{MW} der arithmetischer Mittelwert der Werte d_{1-3} ist. Die beiden Parameter sind bei der praktischen Umsetzung dieses Verfahrens von großer Bedeutung. Die Abhängigkeiten des quadratischen Fehlers und des Mittelwertes von der Pulsfrequenz sind in Abb. 7.10 dargestellt.

Für die Pulsfrequenz von 160 Hz konnte ein um 28% größerer Mittelwert der Beschichtungs-raten als beim DC -Betrieb festgestellt werden. Ein Vergleich dieses Parameters mit den Beschichtungs-raten von einzelnen Proben zeigt die gleiche ansteigende Tendenz, wobei der Anstieg flacher ist als für die Proben 1 und 3, auf deren Niveau die Ionenstromdichte größer ist.

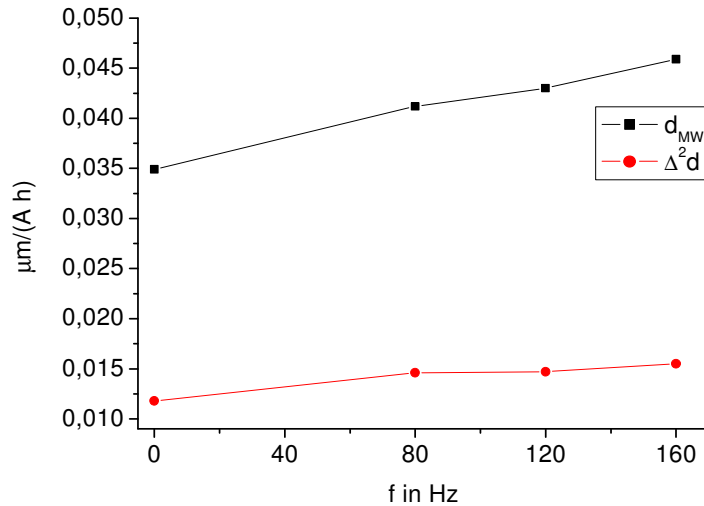


Abb. 7.10: Mittelwert und quadratischer Fehler der für drei Proben gemessenen Beschichtungsrate, bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsfrequenz ($I_p=400 \text{ A}$)

Das gleiche mit der Frequenz ansteigende Verhalten zeigt der quadratische Fehler. Die größte absolute Ungleichmäßigkeit von $0,015 \mu\text{m}/(\text{Ah})$ ergab sich für die größte Frequenz in dem untersuchten Bereich. Der relative Wert von 33 % ist sogar geringer als die Ungleichmäßigkeit der Beschichtungsrate von 34 % beim DC-Betrieb.

Einen starken Einfluss auf die Beschichtungsrate besitzt auch die Amplitude des Pulsstromes. Diese Abhängigkeit ist in Abb. 7.11 dargestellt.

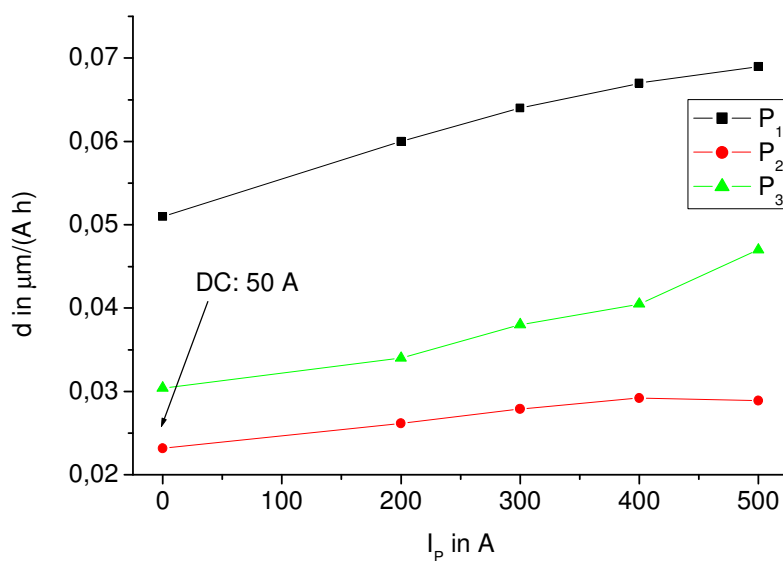


Abb. 7.11: Beschichtungsrate für drei Proben, bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsamplitude ($f_p=160 \text{ Hz}$)

Die gemessenen Beschichtungsrate bei Änderung der Pulsamplitude lassen ein anderes Verhalten als bei der Ionenstromdichte in Abb. 7.8 erkennen. Während die Ionenstromdichte keine starke Abhängigkeit von der Amplitude aufweist, führt die Erhöhung der Amplitude zu einer deutlichen Steigerung der Beschichtungsrate. Dies ist für die Proben 1 und 3 besonders ausgeprägt.

Solche Unterschiede können durch das eingesetzte Al-Rohr erklärt werden. Durch den Schatteneffekt sind die Einflüsse von gegenüberliegenden Katoden nicht mehr so wirksam und das Verhalten der Messkurven nähert sich den Zusammenhängen für den Einkatodenbetrieb, beschrieben in [23]. Lediglich die Beschichtungsrate der mittleren Probe, für die die Einflüsse aller Katoden gelten, weist im Unterschied zu den Ergebnissen mit einer Katode für große Winkel einen ansteigenden Charakter auf.

Die gemittelte Beschichtungsrate und der quadratische Fehler bei Variation der Pulsamplitude sind in Abb. 7.12 dargestellt.

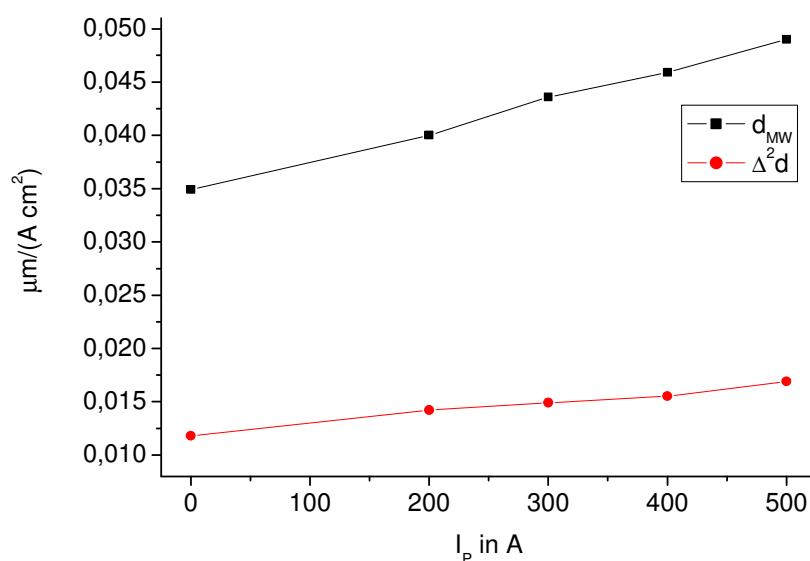


Abb. 7.12: Mittelwert und quadratischer Fehler von den für drei Proben gemessenen Beschichtungsrate, bezogen auf den Bogenstrom als Funktion der Pulsamplitude ($f_p=160 \text{ Hz}$)

Erwartungsgemäß steigt der Mittelwert der Beschichtungsrate mit der Amplitude an. Für Pulse mit Amplituden von 500 A konnte eine um 37 % größere mittlere Beschichtungsrate als im DC-Betrieb festgestellt werden. Der absolute quadratische Fehler, als Maß für die Gleichmäßigkeit in vertikaler Richtung, wird mit der Amplitude größer. Bei einer Amplitude von 500 A ist der relative Fehler mit 36 % größer als für den DC-Prozess. Dies deutet wieder

darauf hin, dass die stärkere Ionenstromdichtefokussierung bei großen Pulsströmen durch den Schatteneffekt wirksamer wird und sich die Beschichtungsgleichmäßigkeit reduziert.

Die in diesem Abschnitt durch die Messungen gewonnenen Erkenntnisse erlauben es, einige Schlussfolgerungen zu ziehen. Die Beschichtungsrate ist in dem untersuchten Pulsparameterbereich durch die Pulsfrequenz und -amplitude beeinflussbar. Mit drei Verdampfern im Pulsbetrieb konnte eine gegenüber dem *DC*-Betrieb um bis zu 37 % größere mittlere Beschichtungsrate erreicht werden.

Im Allgemeinen erfolgt durch den Mehrkatodenbetrieb und die Substratrotation eine Abschwächung des Fokussierungseffektes gegenüber Einkatodenbetrieb. Andererseits minimiert die Nachbildung der Schatteneffekte von Werkstücken durch das *Al*-Rohr die Einflüsse des gleichzeitigen Betriebes mehrerer Katoden. Für katodennahe Bereiche tritt dann der Plasmafokussierungseffekt mehr in Erscheinung und die Beschichtungsgleichmäßigkeit wird schlechter.

7.4 Untersuchungen zur Dropletproduktion

Für eine Abschätzung der Einflüsse des Pulsstromes beim Mehrkatodenbetrieb auf die Dropletmission waren entsprechende Analysen der Schichtoberfläche erforderlich.

Untersuchungen zur Dropletmission setzen Kenntnisse ihrer räumlichen Verteilung voraus. Da in der Literatur Aussagen zu dieser Problematik für gepulste Bogenentladungen nur bedingt zu finden waren [9], [88], wurden drei Beschichtungsversuche mit unterschiedlichen Bogenstromparametern durchgeführt. Für jedes Experiment waren 6 von der Mitte der Katode gleich entfernte Stahlproben zu beschichten. Die Anordnung der Proben ist in Abb. 7.13 dargestellt. Jede 20 mm große Probe wurde in zwei Bereiche geteilt. Damit ergab sich eine Winkelauflösung von ca. 8,2°. Die Biasspannung betrug -150 V.

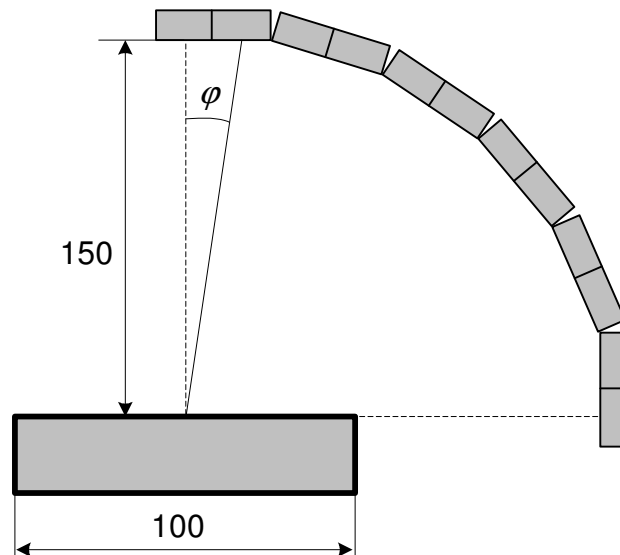


Abb. 7.13: Aufbau der Messeinrichtung zur Bestimmung der winkelabhängigen Bedeckung der Substratoberfläche durch Droplets

Die Bildaufnahmen erfolgten mit dem Auflichtmikroskop „PMG3“. Die Flächenanteile wurden mit Hilfe des Bildanalysesystems „analySIS“ automatisch mit manueller Nachbearbeitung an jeweils 3 ausgewählten Bildern für jeden Sektorbereich bestimmt.

Die Ergebnisse in Form der prozentualen Flächenbedeckung durch Droplets stellt die Abb. 7.14 dar.

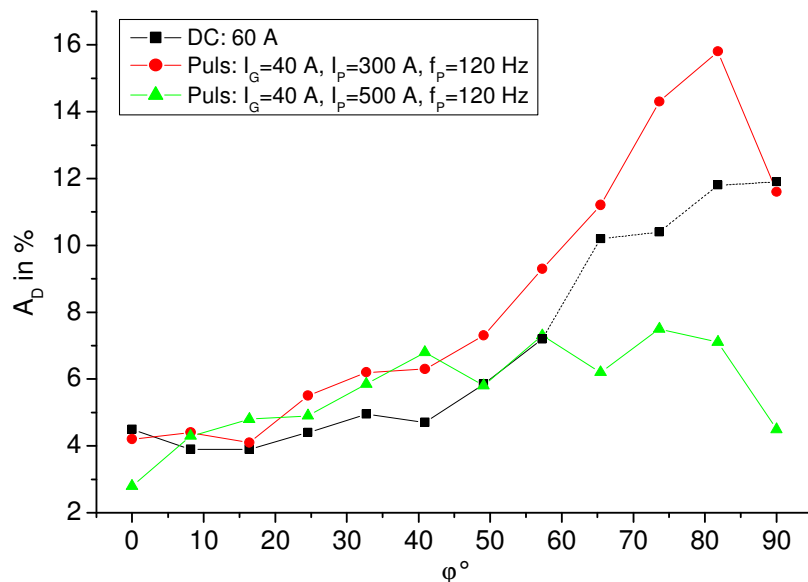


Abb. 7.14: Oberflächenbedeckung durch Droplets als Funktion des Winkels zur Katodensenkrechten (Katoden: Ti, $p=1,2 Pa$, $t_p=680 \mu s$)

Allgemein steigt die durch die Droplets bedeckte Fläche mit dem Winkel an. Die niedrigste Dropletbedeckung weist die bei 500 A abgeschiedene Schicht in Richtung der Katodennormalen auf. Danach sind die Unterschiede im Bereich von $8,2^\circ$ - 41° zwischen den drei Betriebsarten gering. Im weiteren Winkelbereich steigt die Dropletproduktion für den Pulsbetrieb mit einer 300 A-Pulsamplitude drastisch an und erreicht ihr Maximum von ca. 16 % bei einem Winkel nahe 90° . Jedoch wurde bei 90° eine um ca. 4 % geringere Dropletbedeckung gemessen.

Für den DC-Bogenstrom konnte qualitativ eine etwa gleiche Winkelabhängigkeit festgestellt werden. Die Werte im Bereich von $49,2^\circ$ - $81,8^\circ$ sind aber nur bedingt zu bewerten, da aufgrund der großen Unebenheit und Abplatzungen keine genauen Aufnahmeuntersuchungen durchgeführt werden konnten.

Ein interessantes Ergebnis liefert der Betrieb mit hoher Pulsamplitude. Die Dropletbedeckung steigt mit dem Winkel viel langsamer an und fällt anschließend bei 90° stark ab.

Die in diesen Versuchen gewonnenen Erkenntnisse betreffen nur die durch Droplets aller Größen bedeckte gesamte Fläche, geben aber keine Aussage über die Dropletgröße.

Weitere Experimente zur Bestimmung der Dropletbedeckung erfolgten für den rotierenden Betrieb. Die Anordnung der Proben P_{1-3} entspricht der Abb. 7.6, wobei sich anstelle der Sonden die zu beschichtenden Proben befinden.

Abb. 7.15 stellt die entsprechenden Ergebnisse der Dropletbedeckung bei Amplitudenvariation dar.

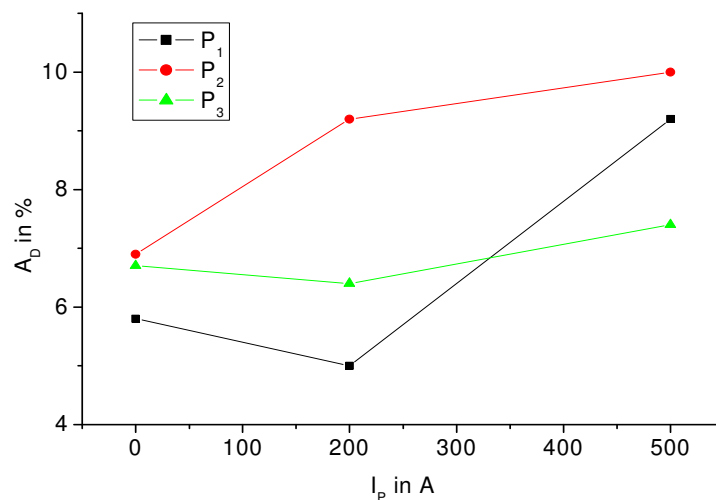


Abb. 7.15: Pulsamplitudenabhängige anteilige Bedeckung der Substratoberfläche durch Droplets (Katoden: Ti, $p=1,2 Pa$, $I_G = 43 A$, $t_P = 680 \mu s$, $f_P = 160 Hz$)

Die Bewertung dieser Ergebnisse lässt feststellen, dass die durch Droplets bedeckte Fläche für die mittlere Probe P_2 sowohl für DC - als auch für den Pulsbetrieb wesentlich größer als für die äußeren Proben P_1 und P_3 ist. Da die Probe P_2 sich immer unter einem Winkel >0 zu jeder Katode befindet, steht dieses Resultat im Gegensatz zu den für den statischen Betrieb gewonnen Erkenntnissen (vgl. Abb. 7.14).

Betrachtet man die einzelnen Ergebnisse, so lässt sich ableiten, dass der Zusammenhang zwischen der Amplitude und der Dropletproduktion nicht eindeutig ist. Für den Bogenstrom mit kleinerer Amplitude konnte eine geringere Dropletbedeckung festgestellt werden, obwohl der statische Betrieb eine ganz andere Abhängigkeit aufweist.

Die Abhängigkeit der Dropletproduktion von der Pulsfrequenz bestätigt die Zusammenhänge zwischen drei Proben (Abb. 7.16). Für den mittleren Beschichtungsbereich wurden größere Werte als für die äußeren gemessen.

Obwohl die Dropletproduktion für die Proben P_1 und P_3 eine mit der Frequenz leicht abfallende Tendenz aufweist, steigt sie bei der Probe P_2 relativ stark an.

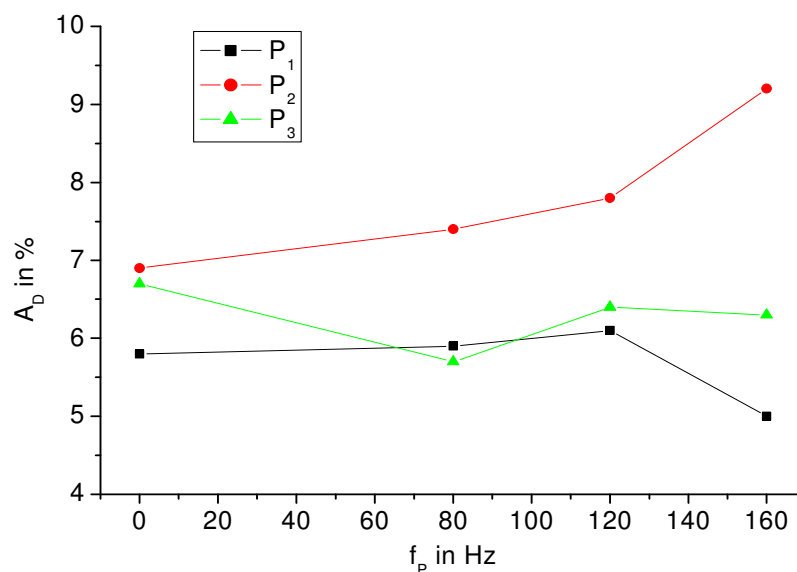


Abb. 7.16: Anteilige Bedeckung der Substratoberfläche durch Droplets als Funktion der Pulsfrequenz (Katoden: Ti , $p=1,2 Pa$, $I_G = 43 A$, $I_P = 200 A$, $t_P = 680 \mu s$)

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Dropletproduktion in dem untersuchten Bereich der Pulsstromparameter (I_P : 200-500 A, f_P : 80-160 Hz) keine deutliche Abhängigkeit von diesen Größen aufweist. Der Grund dafür kann daran liegen, dass die Bewegungsbahnen der Proben nicht aus dem Winkelbereich von ca. $\pm 37^\circ$ bei der Beschichtungsanlage

„HTC 625“ herausragen. In diesem Bereich sind die Einflüsse der Bogenstromparameter auf die Dropletbedeckung gering.

Weitere Versuche zur Bestimmung der Anzahl und der Größe der Droplets erfolgten an der industriellen Beschichtungsanlage „Alpha 100“ bei der Fa. Eifeler. Mit dieser für eine reale Massenproduktion optimierten Beschichtungsanlage sind qualitativ hochwertigere Schichten möglich. Sowohl der Beschichtungsprozess selbst, als auch Hilfsprozesse wie z. B. Substrat- heizen und -abkühlen, welche für die Schichtspannungen und für die -qualität von großer Bedeutung sind, werden entsprechend der Technologie von einer SPS gesteuert. Damit können die negativen Effekte wie Schichtbrüche und Abplatzungen minimiert und eine höhere Genauigkeit bei der Dropletklassifizierung gewährleistet werden.

Untersucht wurden die gleichen Testproben. Ihre Anordnung auf der Dreheinrichtung wird in Abb. 4.1(b) erklärt. Ein Unterschied zu den Versuchen an der Anlage „HTC 625“ bestand in der kleineren Bias-Spannung. Aufgrund der begrenzten Leistung der Spannungsquelle konnte die Bias-Spannung nicht über -50 V eingestellt werden.

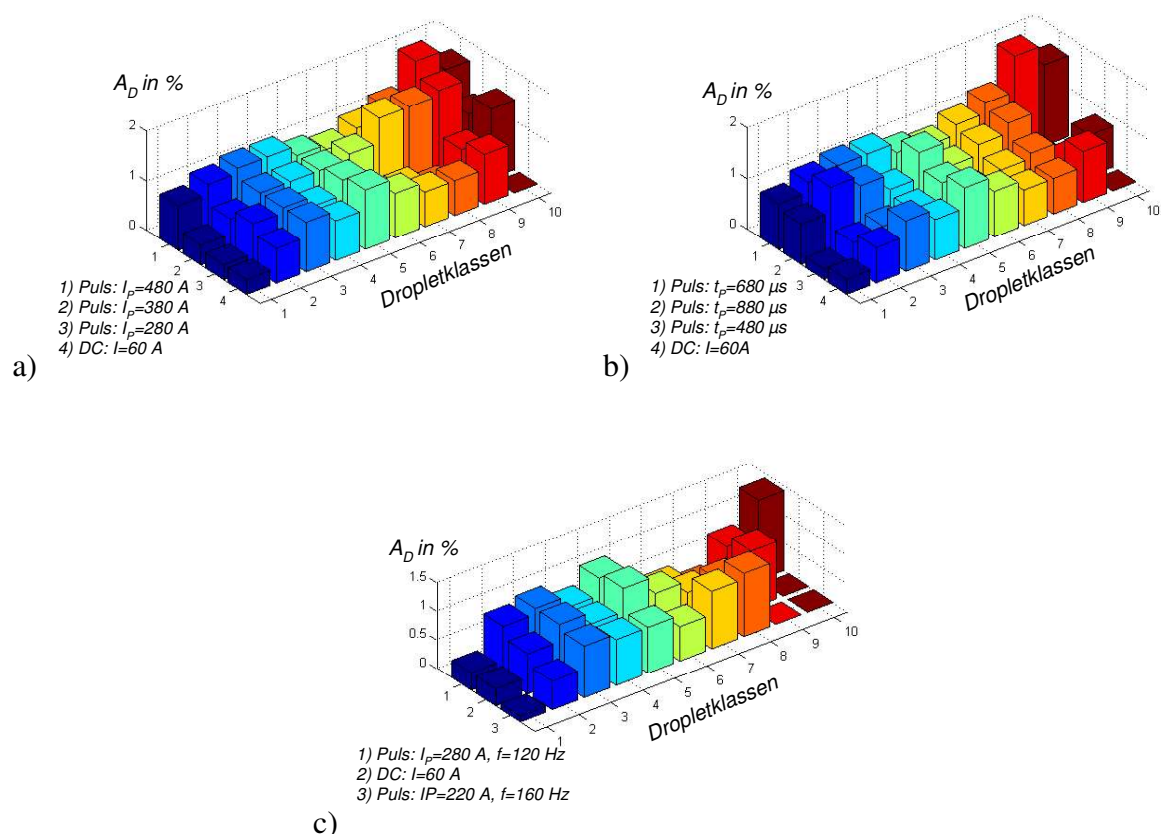


Abb. 7.17: Anteilige Bedeckung der Substratoberfläche durch Droplets

(Katoden: Ti ; Abstände Katode-Substratbahn: 175 mm , Position: 0° gegenüber der Normalen zur entsprechenden Katode, $p = 1,2\text{ Pa}$)

Stromparameter: a) $I_G = 37\text{ A}$, $f_p = 120\text{ Hz}$, $t_p = 680\text{ }\mu\text{s}$

b) $I_G = 37\text{ A}$, $t_p = 680\text{ }\mu\text{s}$, $I_p = 480\text{ A}$

c) $I_G = 37\text{ A}$, $t_p = 680\text{ }\mu\text{s}$, $I_{MW} = 60\text{ A}$

Abb. 7.17 liefert beispielhaft einige Auswertungsergebnisse der Dropletproduktion bei Variation verschiedener Pulsparameter. Die Klassifizierung der Droplets erfolgt anhand der Tab. 4.1.

Die Ergebnisse der Dropletklassifizierung lassen keine der verwendeten Pulsparameter favorisieren. Für den gegebenen Prozessparameterbereich können aber folgende Aussagen abgeleitet werden:

- Die Anzahl der mittleren Droplets (Klassen 5-8) und großen Droplets (Klassen 9, 10) ist überwiegend für die kleineren Amplituden geringer.
- Eine Erhöhung der Pulsdauer verursacht eine Steigerung der Dropletanzahl in den meisten Dropletklassen, wobei sich dies durch die Vergrößerung des Verhältnisses „DC-Phase“ zu „Anstiegsphase“ des Pulses erklären lässt.
- Mit einer bestimmten Kombination der Pulsparameter kann allgemein eine geringere Dropletproduktion als beim DC-Betrieb erreicht werden (z. B. $I_p=200\text{ A}$, $f_p=160\text{ Hz}$).
- Der Mehrkatodenbetrieb weist keine wesentlichen Unterschiede in der Dropletverteilung gegenüber dem Einkatodenbetrieb auf (Ergebnisse für eine Katode siehe [9], [17]).

Mikroskopische Aufnahmen von Schichtoberflächen für die visuelle Abschätzung der Dropletbedeckung bei den betrachteten Prozessen sind im Anhang A7 dargestellt. Auffällig bei diesen Aufnahmen ist, dass die meisten Droplets eine von der Kreisform verschiedene Grundfläche haben. Die Kreisform ist für viele Metalle typisch, solange die Beschichtung bei senkrechtem Einfallswinkel erfolgt [48]. Da sich durch die Substratrotation nicht nur der Einfallswinkel sondern auch der Winkel zur Katodensenkrechten ändert, bestätigt eine solche unrunde Form der Dropletfläche die Erkenntnis, dass die meisten Droplets unter großem Winkel zur Katodensenkrechten produziert werden.

8 Einfluss der Substratrotation auf das Schichtwachstum

8.1 Einführung in die Problematik

In diesem Kapitel wird auf die Bedeutung der Berücksichtigung des Substratverhaltens beim Beschichten in industriellen Anlagen mit mehreren Verdampfern eingegangen.

Um eine höhere Schichthomogenität zu erreichen, werden Werkzeuge nicht statisch, sondern mit Hilfe eines sogenannten Planetary-Systems rotierend beschichtet. Das Planetary-System wird für die Großserienfertigung von mehreren kleinen Werkzeugen eingesetzt (Abb. 8.1). Es besteht meistens aus dem durch einen Motor angetriebenen Drehtisch und mehreren, sich um die eigenen Achsen drehenden Platten. Außer der 2-fachen Substratrotation wird eine Dreheinrichtung mit der 3-fachen Substratrotation für eine besonders hohe Schichthomogenität verwendet, bei der sich die Werkzeuge um ihre eigene Achse zusätzlich drehen [4], [84].

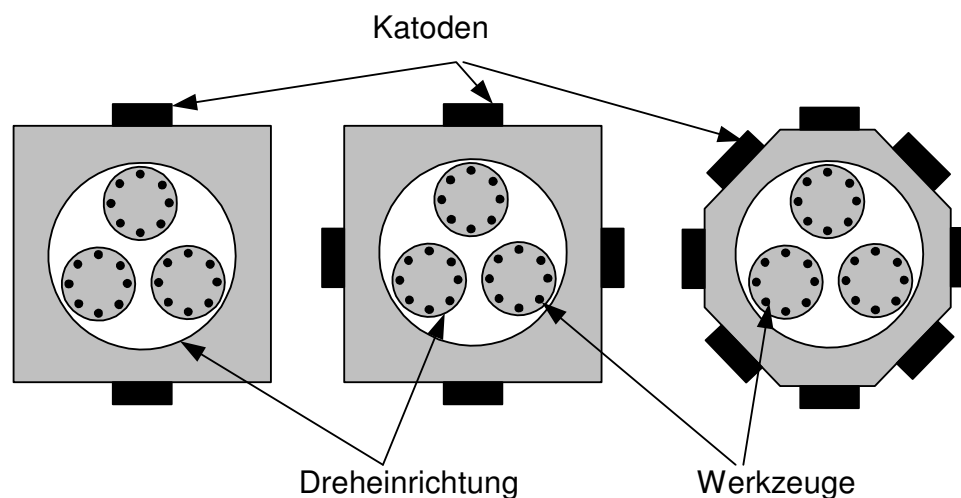


Abb. 8.1: Beschichtungskammern mit Verdampfern und Dreheinrichtung im Schnitt

Das Rotationsverhältnis zwischen dem großen Drehtisch und den kleineren Platten, auf denen sich die zu beschichtenden Werkzeuge befinden, ist konstant und wird vom Hersteller festgelegt. Die geometrischen Verhältnisse und die Anzahl der Katoden werden dabei sehr oft vernachlässigt, was zu starken Schichtinhomogenitäten in horizontaler Richtung führen kann.

8.2 Mathematische Grundlagen zur Berechnung der Schichtdicke

Die Berechnung der Schichtdicke unter Berücksichtigung der Substratrotation erfolgt unter folgenden Voraussetzungen bzw. Annahmen:

- Die Ionenemission für eine Katode erfolgt aus einem Erosionspunkt, dessen Position während des Prozesses konstant bleibt. Das heißt, das Laufverhalten des Spots wird vernachlässigt.
- Die emittierten Ionen breiten sich geradlinig aus. Die Streuung durch die Zusammenstöße untereinander und mit den Gasteilchen werden nicht berücksichtigt.
- Der Einfluss des elektrischen Feldes auf die Winkelverteilung der Ionenstromdichte durch die am Substrat angelegte Bias-Spannung wird vernachlässigt.
- Die Gesamtionenstromdichte, die von mehreren Verdampfer verursacht wird, stellt keine arithmetische Summe von partiellen Ionenströmen dar, sondern lässt sich als Vektorsumme berechnen. Die Ansätze dafür bieten in [85] durchgeführte Untersuchungen. Beispielsweise gilt für den Gesamtionenstrom von zwei nebeneinander liegenden Katoden C_1 und C_2 :

$$j_G = \sqrt{j_{C1}^2 + j_{C2}^2 + 2 \cdot j_{C1} \cdot j_{C2} \cdot \cos \beta} \quad (8.1)$$

- Für die Substratbewegung gilt nur die zweifache Rotation. Das heißt, dass die berechnete Schichtdicke eine mittlere Schichtdicke des Werkzeuges darstellt.

Das physikalische Wachstum einer Schicht aus einem Teilchenstrom kann, stark vereinfacht, durch die Menge ankommender Teilchen, deren Haftung auf der Oberfläche sowie dem dabei stattfindenden Abtrag bereits vorhandener Teilchen beschrieben werden [4], [48]:

$$j_T \cdot (K_H - K_S) = \frac{\rho_S}{m_T} \cdot \frac{d}{dt} d_S \quad (8.2)$$

mit: j_T - Teilchenstromdichte

K_S - Sputterkoeffizient, der die mittlere Anzahl der pro einfallendem Ion herausgeschlagenen Atome beschreibt

K_H - Haftkoeffizient, der die Anzahl der haften bleibenden Teilchen im Verhältnis zur Gesamtanzahl der auftreffenden Teilchen beschreibt

ρ_S - Massendichte der Schicht

m_T - Masse eines schichtbildenden Teilchens

d_S - Schichtdicke

Entscheidend für eine Schichtbildung ist demnach, dass der Haftkoeffizient größer als der Sputterkoeffizient sein muss, ansonsten wächst die Schicht nicht auf, sondern Material wird abgetragen.

Für die Berechnungen wird angenommen, dass die Differenz ($K_H - K_S$) konstant bleibt und für den ganzen Prozess 0,9 beträgt. Damit ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Teilchendichte und dem Schichtwachstum.

Die Ionenstromdichte am Substrat fällt mit dem Quadrat der Entfernung ab und weist eine cos-Winkelverteilung auf [23]:

$$j_T = \frac{j_0}{r^2} \cdot \cos^k \varphi \quad (8.3)$$

mit: j_0 - Ionenstromdichte im Emissionspunkt

r - Abstand vom Erosionspunkt zum Substrat

k - Faktor der Schichtdickenwinkelverteilung

φ - Winkel zwischen der Katodennormalen und der Richtung der Ionenausbreitung

Der Faktor k beschreibt dabei den Fokussierungseffekt von gepulsten Plasmen. Für die Winkelverteilung beim *DC*-Betrieb geht man von $k > 1$ in einem Bereich von $0^\circ < \varphi < 30^\circ$ aus [86]. Dies ist bedingt durch Stoß- und Streuprozesse. Beim Pulsbetrieb werden in [23] Werte für k von bis zu 7 bei Pulsamplituden von 500 A angegeben. Überträgt sich die Ionenstromdichte- auf die Schichtdickenwinkelverteilung, muss man mit einem Exponenten $k+3$ rechnen [86].

Die Teilchenstromdichte im Emissionspunkt j_0 wird anhand der folgenden Gleichung berechnet:

$$j_0 = k_B \cdot i_B \tag{8.4}$$

mit: k_B - Proportionalitätskoeffizient zwischen dem Bogenstrom und der Ionenstromdichte

Der Koeffizient k_B ist ein empirischer Wert, der aus zwei Messungen der Schichtdicken unter den Winkeln 0° und 15° zur Katode ermittelt wurde.

Eine besondere Schwierigkeit bei der Schichtdickenberechnung stellen Schatteneffekte durch die Werkzeuge dar. Abb. 8.2 verdeutlicht diese Problematik.

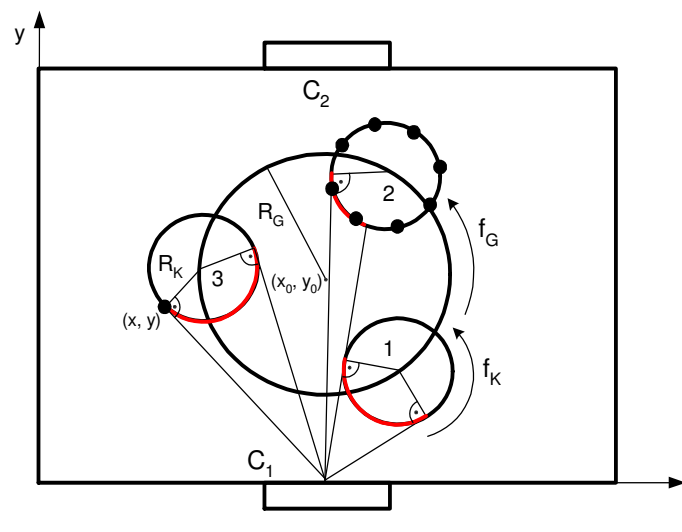


Abb. 8.2: Der durch die Werkzeuge auf der Drehplatte 1 für die Platte 2 verursachte Schatteneffekt

Das eigentliche Schichtwachstum kann nur in den rot markierten Bereichen erfolgen. Für die Berücksichtigung dieser Effekte wurden zu jedem Simulationspunkt die Bereiche, in denen keine Beschichtung erfolgt, mittels der Lösung der Gleichung zur Bestimmung der Tangenten an den Kreisen 1-3 ausgeschlossen.

Die Substratbewegung erfolgt mittels Überlagerung der Drehbewegungen des großen Tisches und der Drehplatte. Für die Position eines Werkzeuges (x, y) gilt:

$$x = x_0 + R_G \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_G \cdot t + \varphi_G) + R_K \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_k \cdot t + \varphi_k) \tag{8.5}$$

$$y = y_0 + R_G \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f_G \cdot t + \varphi_G) + R_K \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f_k \cdot t + \varphi_k) \tag{8.6}$$

mit: (x_0, y_0) - Mittelpunkt des Drehtisches

8.3 Simulationsergebnisse

Für die Berechnung der Schichtdicke kam das Simulationstool *MATLAB 6.5* zum Einsatz. Die Simulation wird über einen Parametersatz gesteuert, der die im Abschnitt 8.2 dargestellten Zusammenhänge beschreibt und eine Anpassung des Modells z. B. an verschiedene Katodenmaterialien oder die Pulsstromparameter erlaubt. Die wichtigsten Simulationsparameter sind in der Tab. 8.1 zusammengestellt.

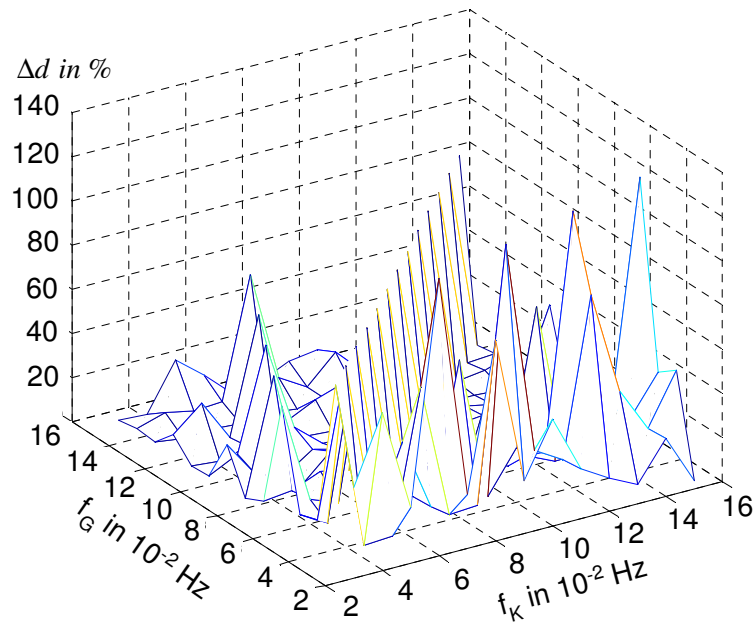
Tab. 8.1: Modellparameter zur Anpassung der Simulation an experimentelle Bedingungen

Parameter	Bezeichnung	Wert
Winkelfrequenz des großen Tisches	f_G	0,02-0,16 Hz
Winkelfrequenz der Platten	f_K	0,02-0,16 Hz
Proportionalitätskoeffizient zwischen dem Bogenstrom und der Ionenstromdichte im Emissionspunkt	k_B	300 A/(A · cm ²)
Faktor der Schichtdickenwinkelverteilung	k	7+3
Anzahl der Katoden	n_K	2-6
Anzahl der Werkzeuge auf einer Platte	n_B	10
Anzahl der Drehplatten	n_P	3
Radius der Drehplatte	R_K	50 mm
Radius des großen Tisches	R_G	150 mm

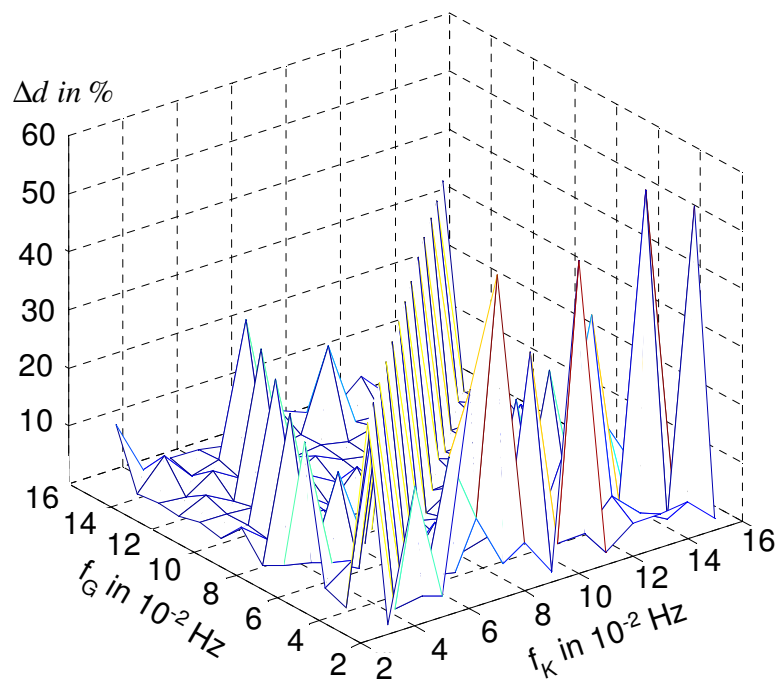
Für alle Katoden wurde ein Pulsstrom mit einer Amplitude von 500 A, einer Frequenz von 160 Hz und einer Pulsdauer von 0,68 μs verwendet. Die Simulation lieferte Ergebnisse in Form der mittleren Schichtdicke für jedes Werkstück. Von besonderem Interesse war die Schichtungleichmäßigkeit von Werkzeugen auf einer Drehplatte. Für eine quantitative Abschätzung dieser Inhomogenität wurde folgendes Kriterium ausgewählt:

$$\Delta d = \frac{d_{\max} - d_{\min}}{\sum_{i=1}^{n_B} d_i} \cdot n_B \cdot 100\% \quad (8.7)$$

Die berechnete Schichtinhomogenität für verschiedene Kombinationen der Drehfrequenzen f_G und f_K ist beispielsweise für zwei und sechs Katoden in Abb. 8.3 dargestellt.



a) zwei Katoden



b) sechs Katoden

Abb. 8.3: Für 10 Werkzeuge berechnete Schichtinhomogenität bei Variation der Drehfrequenzen des Beschichtungstisches f_G und der Drehplatten f_K

Die durchgeführten Simulationsuntersuchungen lassen eine sehr starke Schichtungleichmäßigkeit mit Δd von bis zu 100 % bei bestimmten Frequenzkombinationen feststellen. Solche Unterschiede in der Schichtdicke ergeben sich dadurch, dass manche Werkzeuge aus der Sicht der Beschichtung immer die ungünstigste Position haben. Sie befinden sich nämlich auf der Rückseite der Drehplatte in den katodennahen Phasen, wo der größte Teil des Schichtwachstums erfolgt. Besonders ungünstig sind Frequenzverhältnisse $f_G : f_K = 1:4, 1:2, 1:1, 2:1, 4:1$ usw. Die höhere Katodenanzahl bringt zwar eine Verbesserung, sie ist aber mit Δd von bis zu 60 % nicht ausreichend.

Ein „optimales“ Frequenzverhältnis lässt sich anhand folgender Beziehung festlegen:

$$f_K = f_G \cdot n \cdot \left(\frac{1}{n_B} + m \right) \quad (8.8)$$

mit: $m > 0$ - gerade Zahl

Dieses Verhältnis resultiert aus der Überlegung, dass das nächste Werkstück zu jeder ankommenden Katode die günstigste Position einnehmen soll.

Abb. 8.4 zeigt zwei simulierte Fälle beim Betrieb mit zwei Katoden. In Abb. 8.4 a) ist eine berechnete Schichtdicke bei Frequenzen $f_K = 0,09 \text{ Hz}$ und $f_G = 0,045 \text{ Hz}$ dargestellt. Abb. 8.4 b) stellt den Fall mit einem nach (8.8) optimierten Frequenzverhältnis $f_K = 0,099 \text{ Hz}$ und $f_G = 0,045 \text{ Hz}$ dar.

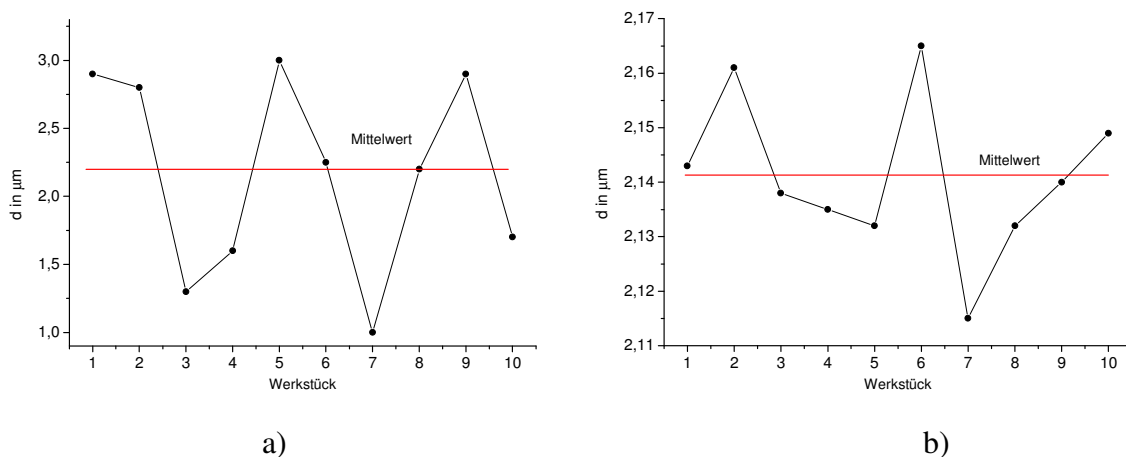


Abb. 8.4: Berechnete Schichtdicken für zwei Frequenzkombinationen:

a) $f_G : f_K = 1 : 2,0$; b) $f_G : f_K = 1 : 2,2$

Für den optimierten Fall ist die mittlere Schichtdicke für eine Drehplatte um etwa 5 % kleiner als für den Fall mit dem Frequenzverhältnis 2:1. Die Homogenität Δd ist jedoch wesentlich besser und beträgt 2,53 % gegenüber 95,5 % bei einem nicht optimalen Verhältnis.

Mit der zur Verfügung stehenden Anlage „*HTC 625*“ wurde ein Beschichtungsversuch durchgeführt, indem 10 Proben mit Hilfe von zwei Katoden 20 min. beschichtet wurden. Das gemessene Frequenzverhältnis betrug 2,1:1. Als Ergebnis wurden Schichtdicken mit einer Inhomogenität Δd von ca. 12 % gemessen. Der Unterschied zu dem Simulationsergebnis für gleiche Parameter betrug 7 %, was bei einer relativ schlechten Genauigkeit der optischen Schichtdickenmessung und unter Berücksichtigung der in Kapitel 8.1 genannten Vereinfachungen als gute Übereinstimmung angesehen werden kann.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Substratrotation einen starken Einfluss auf das Schichtwachstum hat. Von besonderer Bedeutung sind das Frequenzverhältnis zwischen den überlagerten Drehbewegungen und nicht die absoluten Frequenzwerte.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Das Ziel der vorliegenden Arbeit bestand in der Erweiterung des modifizierten Puls-Arc-Verfahrens auf einen Betrieb mit mehreren unabhängigen Verdampfern. Die dafür notwendigen theoretischen und messtechnischen Untersuchungen bildeten einen weiteren wesentlichen Schwerpunkt dieser Arbeit. Für die Messungen standen zwei industrielle Beschichtungsanlagen mit jeweils vier und sechs Verdampfern zur Verfügung. Als Katodenmaterial wurde *Ti* eingesetzt. Der Arbeitsdruck des Reaktivgases N_2 lag im Bereich von $0,05-5 Pa$.

Der erste Teil der Arbeit befasste sich mit der Auswahl eines geeigneten Schaltungskonzeptes zur effizienten Pulsstromversorgung mehrerer Verdampfer. Hierbei wurde davon ausgegangen, dass alle Verdampfer symmetrisch angesteuert werden sollen und der gesamte Beschichtungsprozess nicht von verlöschenden Lichtbögen kritisch beeinflusst werden konnte. Aus dem Vergleich mehrerer Konzepte hat sich die zyklische Verteilung des Pulsstromes, der von einer Quelle bereitgestellt wird, als am besten geeignet erwiesen. Die Aufrechterhaltung der einzelnen Bogenentladungen wird während des gesamten Entladungsprozesses von *DC*-Grundstromquellen gewährleistet. Mit dem gewählten Leistungsteilkonzept können auch die unerwünschte Parallelschaltung von Katoden und die damit verbundenen Zündschwierigkeiten vermieden werden.

Im Weiteren wurde ein Überblick über die notwendigen physikalischen Anforderungen an die Puls- und Grundstromquellen gegeben, die sich aus den beschichtungsprozestechnischen Vorgaben und den plasmaphysikalischen Eigenschaften des Lichtbogens ergeben. Die Hauptanforderungen an die Pulsstromquelle waren ein Pulsamplitudenbereich von $100-500 A$ bei einer Pulsfrequenz $f_P=f_B \cdot n$, wobei n die Verdampferanzahl ist, und eine Stromdynamik di/dt von $1000 A/ms$. Diesen Anforderungen wurde eine Inverterpulsstromquelle mit zwei asymmetrischen Halbbrückenwechselrichtern in Parallelschaltung gerecht. Im Unterschied zu den anderen Pulsstromquellen ist sie in der Lage, einen Pulsstrom mit frei variierbaren Pulsparametern mit einem hohen Wirkungsgrad zu generieren.

Weiter erfolgten Untersuchungen zum Einfluss der durch das zuführende Kabel bedingten Induktivität auf den statischen und dynamischen Stellbereich der Pulsstromquelle. Eine induktivitätsarme Kabelverlegung war dabei anzustreben, um möglichst hohe Pulsfrequenzen zu ermöglichen.

Die bei den Untersuchungen zur Pulsstromquelle durchgeführten Analysen des dynamischen Bogenverhaltens als Last zeigten, dass der hystereseformige Strom-Spannungs-Verlauf einer Bogenentladung eine Neigung gegenüber der statischen Kennlinie aufweist. Die Neigung hängt vom Arbeitsdruck und der Stromanstiegsgeschwindigkeit ab.

Da die Grundstromquellen für das Zünden und die Aufrechterhaltung der Bogenentladungen zuständig sind, befassten sich weitere Untersuchungen mit Zünd- und Stabilitätsversuchen. Es konnte festgestellt werden, dass mit jeder neu gezündeten Entladung die Zündwahrscheinlichkeit für die nächsten Verdampfer höher war. Dies ließ sich durch die Erhöhung der Plasmadichte und die damit verbundenen höheren Stromanstiegsgeschwindigkeiten erklären. Untersuchungen zur Bogenstabilität ergaben eine Abhängigkeit der mittleren Brenndauer einer Entladung von der Induktivität im Ausgangskreis. Da einerseits mit der Vergrößerung der Induktivität die Welligkeit des Ausgangsstromes kleiner wird und andererseits die Reaktionszeit der Quelle fällt, ergab sich ein Optimum für den Induktivitätswert von ca. $35 \mu H$.

Im Weiteren wurde der Demultiplexer behandelt. Da der Impulsverteilungsprozess eine Information über den Zustand der Bogenentladungen voraussetzt, wurden Untersuchungen zum Einfluss der Schaltschwelle, bei der der Lichtbogen von der Steuerung als verloschen erkannt wird, auf die Prozessstabilität durchgeführt. Höhere Werte dieser Schaltschwelle hatten eine frühere Bestimmung des „Aus“-Bogenzustandes ermöglicht, führten jedoch zur falschen Detektierung beim Zuschalten der Strompulse in den Nachbarzweigen, wobei der Grundstrom um einige Ampere abfällt. Eine Schaltschwelle von 70 % hat sich als optimal erwiesen.

Für die Entlastung der Schalttransistoren kam eine RCD-Beschaltung zum Einsatz. Die dafür notwendige Dimensionierung erfolgte mittels Lösung der vereinfachten Differentialgleichungen.

Anschließend wurden Prozessuntersuchungen mit der entwickelten Pulsstromversorgung an zwei Beschichtungsanlagen durchgeführt. Sie beinhalteten Ionenstrommessungen mit statischen und rotierenden Sonden sowie die Bestimmung der Beschichtungsrate und der Dropletmission.

Als Hauptergebnis der Messungen für den statischen Betrieb wurde festgestellt, dass die Gesamtionenstromdichte kleiner als die Summe der partialen Ionenströme von 3 Katoden war. Die Ursache dafür liegt in den energiemindernden Zusammenstößen. Diese Differenz weist eine Abhängigkeit von Pulsamplitude und Pulsfrequenz auf und erreicht Werte von bis zu 25%.

Die Untersuchungen mit rotierenden Sonden ließen eine durch eine Tischumdrehung gemittelte Ionenstromdichte bestimmen. Der dabei untersuchte Einfluss der Pulsamplitude auf die mittlere Ionenstromdichte kann im Bereich bis 500 A als gering eingeschätzt werden.

Die mit verschiedenen Pulsstromparametern durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Beschichtungsrate lassen feststellen, dass die durch den Bogenstrom normierte Beschichtungsrate beim Pulsbetrieb allgemein größer als beim *DC*-Betrieb ist. Sie ist in dem untersuchten Pulsparameterbereich durch die Pulsfrequenz und -amplitude beeinflussbar. Der Zuwachs bei Amplituden von 500 A gegenüber dem *DC*-Betrieb lag bei 37% . Der quadratische Fehler von drei Beschichtungsraten als Maß für die Beschichtungsgleichmäßigkeit in vertikaler Richtung ist jedoch beim Pulsbetrieb größer.

Untersuchungen zur räumlichen Verteilung der Droplets ergaben eine starke Winkelabhängigkeit der durch die Droplets bedeckten Gesamtoberfläche. Die Beschichtung mit einer Pulsamplitude von 500 A zeigte eine kleinere Dropletmission gegenüber dem *DC*- oder dem Pulsbetrieb mit kleineren Amplituden. Diese Ergebnisse zur Winkelverteilung fanden teilweise ihre Bestätigung beim rotierenden Betrieb.

Im letzten Kapitel wurde der Einfluss der 2-fachen Substratrotation auf das Schichtwachstum mittels einer numerischen Simulation gezeigt. Die Berechnung der Schichtdicken erfolgte auf der Basis der vereinfachten Gleichung zur Ionenstromdichteverteilung. Es wurde gezeigt, dass ein ungünstiges Frequenzverhältnis zwischen den überlagerten Drehbewegungen der Substrate zu einer Schichtinhomogenität von bis zu 100% führen kann. Es erfolgte ein Vorschlag für eine Beziehung zwischen den beiden Frequenzen, der Katodenanzahl und der Anzahl der Werkzeuge auf eine Drehplatte. Das nach dieser Beziehung berechnete Frequenzverhältnis führte zu einer Schichtinhomogenität von ca. $2,5\%$.

Die durchgeführten Prozessuntersuchungen haben ein großes Potential des Pulsbetriebes für Anlagen mit mehreren Verdampfern gezeigt. In Zukunft werden wahrscheinlich mehr praxisbezogene Untersuchungen auf dem Gebiet der gepulsten Bogenentladungen durchgeführt werden, da sich die meisten bisherigen Befunde nur auf den Einkatodenbetrieb mit unbewegten Substraten beziehen. Nach Meinung des Autors wird die Substratrotation mit dem Zusammenwirken des Plasmafokussierungseffektes von großer Bedeutung für das Schichtwachstum und die Dropletmission sein.

Eine Weiterentwicklung auf dem Gebiet der Pulsstromversorgungen für Vakuumlichtbogen-Prozesse wird mit der Invertertechnik verbunden sein, die sich im Laufe der letzten Jahre als am besten geeignet zur Speisung hochdynamischer Lichtbogen-Prozesse erwiesen hat.

Eine weitere Steigerung der Taktfrequenz mit dem Ziel der Dynamikerhöhung durch Verkleinerung der Ausgangsinduktivität ist wenig sinnvoll, da die Induktivitäten in den Zuführungskabeln begrenzend auf die Dynamik der Quelle wirken. Eine Weiterentwicklung der Halbleiterbauelemente, verbunden mit der Erhöhung der Leistungsdichte, und zunehmender Leistungskomponentenintegration in das ganze System, werden jedoch zu einer deutlichen Reduzierung der Kabellänge zwischen den Katoden und der Pulsstromversorgung und als Folge zu einer Steigerung der Dynamik führen. Mit derartigen hochdynamischen Stromversorgungen, die regelungstechnische Eingriffe im $10 \mu\text{s}$ -Bereich zulassen, können neue Bereiche der gepulsten Vakuumbogenentladungen erforscht werden.

Literaturverzeichnis

- [1] Hramov, Y.: Physicists. Bibliographical reference book. Moscow 1983
- [2] Edison, T.: Art of plating one material with another. Patent, USA 526147, 1894
- [3] Edison, T.: Process of duplication phonograms. Patent, USA 484582, 1892
- [4] Rother, B.; Vetter, J.: Plasma-Beschichtungsverfahren und Hartstoffschichten. Leipzig 1992
- [5] Engemann, J.: Grundlagen und Technologiepotential gepulster Plasmen. Vortrag zum Workshop "Gepulste Plasmen in der Praxis", Wuppertal 1999
- [6] Siemroth, P.; Schülke, T.; Schultrich, B.: High-Current-Arc-A new Source for High Rate Deposition. TATF 1994, Proceedings, S. 42-45
- [7] Scheibe, H.; Schultrich, B.; Siemroth, P.: Verfahrensgrundlagen der Laser-Arc-Verdampfung als Hochrate-Beschichtungsverfahren. Dünnschichttechnologien-Vorträge zum Statusseminar 1992, S. 606-616
- [8] Boxman, R.; Goldsmith, S.; Shalev, S.; Yaloz, H.; Brosh, N.: Fast deposition of metallurgical coatings and production of surface alloys using a pulsed high current vacuum arc. Thin Solid Films 139 (1986), S. 41-52
- [9] Ellrodt, M.: Einfluss elektrischer Parameter auf Vakuumbogenentladungen in PVD-Prozessen. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1997
- [10] Bugaew, A.; Guschenez, W.; Nikolaew, A.; Oks, E.; Juschkow G.; Issledowanie naprawlennich skorostej w wakuumnom dugowom razrjade emissionnymi metodami. Schurnal technitscheskoj fisiki 70 (2000), S. 37-43

- [11] Kesaev, I.: Cathodic processes of an electric arc. Nauka, Moscow 1968
- [12] Mesjaz, G.; Barengolz, C.: Mechanism generazii anomalnych ionow wakuumnoj dugi. Uspechi fisitscheskich nauk 172 (2002), S.1113-1130
- [13] Mesyats, G.; Proskurovsky, D.: Pulsed electrical discharge in vacuum. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York 1991
- [14] Arapow, S.; Wolkow, N.: O formirowanii i strukture tokovich jatscheek katodnogo pjatna wakuumnoj dugi. Pisma v schurnal technicheskoy fisiki 29 (2003), S. 3-11
- [15] Lyubimov, G.; Rakhovsky, V.: The cathode spot of a vacuum arc. Sov. Phys. Usp., 21 (1978) S. 693-718
- [16] Jüttner, B.: Erosion craters and arc cathode spots in vacuum. Beiträge aus der Plasmaphysik, 19(1) 1979 S. 25-48
- [17] Drouet, M.: The physics of the retrograde motion of the electric arc. IEEE Trans. Plasma Sci. 13 (1985) 5, S. 235-241
- [18] Boxman, R.; Martin, P.; Sanders, D.: Handbook of vacuum arc science and technology. Noyes Publications, New Jersey 1995
- [19] Beilis, I.; Lyubimov, G.; Rakhovsky, V.: Diffusion model of the near cathode region of a high-current arc discharge. Sow. Fys.- Dokl. 17 (1972), S. 225-228
- [20] Martin, P.; Netterfield R.; Filipczuk, S; Pacey, C.: Arc evaporation problems and potential. Intern. tribology Conference, Melbourne 1987
- [21] Bushik, A.; Jünter, B; Pursch, H.: Beitr. Plasma Phys. 19 (1979), S. 177- 188

- [22] Martin, P.; Netterfield, R.; Mc Kenzie, D.; Pacey, C.; Toma, P.; Pacey, C.; Sainy, W.: Characterisation of Ti vacuum arc and the structure of deposited and TiN films. *J. Vac. Sci. Technol. A* 5 (1987), S. 22-28
- [23] Fuchs, H.: Untersuchungen zur ionenstromangepassten Prozessführung und zu Verfahrensvarianten im gepulsten Vakuumbogen-Beschichtungsprozess. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 2004
- [24] Merfert, I.: Dynamikverbesserungen an Inverterstromquellen für das Lichtbogenschweißen mit pulsierendem Gleichstrom. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1998
- [25] Petzold, J.: Auslegung leistungselektronischer Stellglieder. Dissertation, TH Ilmenau, 1988
- [26] Kories, R.; Schmidt-Walter, H.: Taschenbuch für Elektrotechnik. Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main 1993
- [27] Rummel, T.: Einfluss der Steuerung elektronischer Stromquellen auf Spritzerbildung und Netzstromverzerrung beim Lichtbogenschweißen. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1996
- [28] Matthes, K.; Seliga, E.: Gerätetechnischer Forschungsbedarf in der Fügetechnik aus Sicht mittelständischer Anlagenhersteller oder Systemanbieter. Studie, Technische Universität Chemnitz 2003
- [29] Karakas, E.: Moderne Lichtbogen-Schweißstromquellen- ihre Bauart und ihre Sicherheit. *DVS-Berichte* Bd. 146, S. 18-21
- [30] Puschner, P.: Wirkungsweise, Aufbau und Anwendung elektronischer Stromquellen. *Schweißtechnik* Berlin 49 (1990) 3, S. 110-112
- [31] Knapp, W.: Modifiziertes Transistorsteller für Lichtbogenschweißverfahren. *ZIS-Mitteilungen*, Halle 1989

- [32] Mecke, H.; Fischer, W.; Merfert, I.: Schnelle elektronische Speisequellen für Schweißlichtbögen. *Elektrie* 48 (1994) 4, S. 143-150
- [33] Sobolyev, O.; Fischer, W.; Mecke, H.: Rasrabotka istochnika toka invertornogo tipa dlja kontaktnoj svarki s ispolsovaniem simuljacionnich programm. *Techn. Elektrodinamika* 2 (2002), S. 47- 50
- [34] Sobolyev, O.; Fischer, W.; Mecke, H.: Rasrabotka IGBT-Inwertora dlja kontaktnoj swarki. *Studentscheskij. nautscho-technitscheskij schurnal* 3 (2002), S. 9-11
- [35] Reiter, T.: Betriebsverhalten von Invertern. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1991
- [36] Fuchs, H.; Mecke, H.: Einfluss elektrischer Parameter auf den Puls-Arc-Prozess. *Proceedings, Fachtagung der Fakultät der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg* 1999, S. 204-209
- [37] Grimm, W.; Ellrodt, M.: Verfahren zum Betreiben eines Vakuumlichtbogenverdampfers und Stromversorgungseinrichtung. Patent, DE 4401986, 1994
- [38] Fuchs, H.: Hochstromimpulsquelle mit variabler Pulsdauer und variablem Spitzenstrom. Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1995
- [39] Fuchs, H.; Mecke, H.; Ellrodt, M.: Distribution of ion current density in a modified pulse arc process as a function of pulse parameters. *Surface & Coatings Technology* 98 (1998) S. 839-844
- [40] Otto, S.; Döbbelin, R.; Heyder, D.: Prozessstromquelle mit mittelfrequenter Ausgangstrompulsation für das WIG-Lichtbogenschweißen. *Proceedings. Fachtagung der Fakultät der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg* 1999, S. 354-362

- [41] Schultrich, B.; Siemroth, P.; Vetter, J.; Zimmer, O.: Neuere Entwicklungen auf dem Gebiet der Vakuumbogenbeschichtung. *Vakuum in Forschung und Praxis*, 1 (1998), S. 37-46
- [42] Eifeler Werkzeuge: Datenblatt Alpha100
- [43] Eifeler Werkzeuge: Datenblatt Alpha 900
- [44] Dederrichts, H. u. a: Segmentierte Kathode für Lichtbogenbeschichtungsverfahren. Patent, EP 0489396 A1, 1991
- [45] Krämer, G.: Arc-PVD-Beschichtung von Hartmetallen für den unterbrochenen Schnitt. *Fortschr.-Ber. VDI Reihe 5 Nr. 290*, VDI-Verlag, Düsseldorf 1993
- [46] Krämer, G.: Arc-PVD-Ion-Plating zur Herstellung von nitridischen Titan-Aluminium-Basis-Hartstoffschichten. *VDI Reihe 5 Nr. 205*, VDI-Verlag, Düsseldorf 1990
- [47] Tuma, D.; Chen, C.; Davies, D. : Erosion products from the cathode spot region of a copper vacuum arc. *J. Appl. Phys.* 49 (1978), S. 3821-3831
- [48] Zimmer, O: Magnetische und elektrische Steuerung der Vakuumbogenbeschichtung, Dissertation, Ruhr- Universität Bochum 2002
- [49] Scheibe, H.-J.; Schultrich, B.; Ziegele, H.; Siemroth, P.: Deposition of superhard amorphous carbon films by pulsed arc sources. *IEEE Trans. Plasma Sci.* 25 (1997) 4, S. 685-688
- [50] Kandach, M.; Meunier, J.: Study of microdroplet generation from vacuum arcs. *J. Vac. Sci.Technol. A*13 (1995) 5, S. 2444-2450
- [51] Lebedew, J.: Elektrischeskie sondi v plasmе ponischenogo dawlenija. Lekzii, Institut neftechimitscheskogo sintesa im. Toptschieva RAN

- [52] Sobolyev, O.; Fischer, W.: Modifiziertes Puls-Arc-Verfahren mit mehreren unabhängigen Verdampfern. 12. Bundesdeutsche Fachtagung Plasmatechnologie, (2005), S. 149- 152
- [53] Lorch Schweißtechnik: Bedienungshandbuch Saprom 900
- [54] Jaeschke, B.: AC-Rechteckstromquellen für das Lichtbogenschweißen. Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1993
- [55] Schramm, O.: Rechnergestützte Simulation von Transistorschweißumrichtern. Diplomarbeit. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1990
- [56] Mohan, N.; Undeland, T.; Robbins, W.: Power Electronics: Converters, Applications and design. John Wiley & Sons Inc., New York, 1994
- [57] Wüsterhube, J. u. a.: Schaltnetzteile, Grundlagen und Entwurf, Schaltungsbeispiele. 2. Auflage, Expert Verlag 1982
- [58] Siemens: Schaltnetzteile. Technische Mitteilungen Siemens AG, Bereich Bauelemente, Stand 1988
- [59] Ramshaw, R.: Power Electronics Semiconductor Switches. Second edition, Chapman @ Hall, London 1994
- [60] Beckmann, J.: Getaktete Stromversorgung. Franzis Verlag GmbH, München 1990
- [61] Schupp J.: Inverterstromquelle mit Einphasen-Netzanschluß für das MAGC-Schweißen. Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1997
- [62] Fischer, W.: Betriebsverhalten und Steuerung von Schweißumrichtern. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1985
- [63] Reiter, T.: Elektronische Stromquellen und Steuerungen für das Schweißen. Forschungsbericht, ZIS-Halle 1987

- [64] Knapp, W.: Betriebsverhalten getakteter Transistorstromquellen für Lichtbogenschweißverfahren. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1991
- [65] Fischer, W.; Reiter, T: Betriebsverhalten und Dimensionierung von Transistor-schweißumrichtern. Forschungsbericht, ZIS-Halle 1989
- [66] Dieterich Rehfeldt, u.a.: Anwendungspotenzial des MSG-Schweißens mit Bandedelektrode. Schweißen und Schneiden. 9 (2002) S. 494-495
- [67] LINCOLN GLOBAL Inc.: Power supply for arc welding. Patent, EP 1157772, 2000
- [68] Jaeschke, B.: Digital gesteuerte Stromquellen für das Lichtbogenschweißen. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 2003
- [69] Lorch Schweißtechnik: Bedienungshandbuch Doppel-Stromquelle ISI 5 CL für Hartstoffbeschichtungen
- [70] Michel, M.: Leistungselektronik. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York 1992
- [71] Boehringer, A.: Anordnung ohne prinzipbehaftete Verluste zur Entlastung elektrische und elektronischer Einwegschalter von ihrer Verlustleistung. DE 2639589 C2, 1976
- [72] Philips: Thomson Handbuch Leistungstransistoren. Thomson-CSF, 1. Auflage, 1979
- [73] Peter, J.: Entlastungsnetzwerke für Schalttransistoren. Thomson-CSF, 1979
- [74] Jungnickel, H.: Stromversorgungseinrichtungen. Verlag Technik Berlin, 1985
- [75] Puschner, P.: Entwicklungstendenzen elektronischer Schweißstromquellen. Schweißen und Schneiden 38 (1986) 2

- [76] Eifeler Werkzeuge: Applikationshandbuch Steuerung/Leistung Alpha 100
- [77] Morisson, C.: Vorrichtung und Verfahren zum Stabilisieren eines Vakuumlichtbogens. Patent, DE 3433166 A1, 1984
- [78] Mularie, W.: Vorrichtung zum Stabilisieren eines Vakuumlichtbogens. Patent, DE 3345493 C2, 1983
- [79] Ischganeit, R.: Pulsstromquelle für mehrere unabhängige Verdampfer. Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 2002
- [80] Fa. Fujitsu Microelectronics Europe GmbH: Fujitsu Semiconductor F²MC-16LX MB90497G - datasheet
- [81] Hettkamp, E.; Fuchs, H.; Mecke, H: Ion current-adapted control of the arc current in a pulsed cathodic arc process. Surface and Coatings technology 174-175 (2003), S. 790-794
- [82] Fuchs, H.; Engers, B.; Hettkamp, E.; Mecke, H.; Schultz, J.: Deposition rate and thickness uniformity of thin films deposited by a pulsed cathodic arc process. Surface & Coatings Technology 142-144 (2001), S. 655-660
- [83] Byon, E.; Anders, A.: Ion energy distribution of vacuum plasmas. J. Appl. Phys. 93 (2003) 4, S. 1899-1906
- [84] 4PVD: Die Welt der PVD-Halterungen. Produktenkatalog, 2005
- [85] Sobolyev, O.; Fischer, W.; Mecke, H.: Experimental and theoretical investigations of ion current density distribution in PVD coating chamber. PSE 2004 (to be published)
- [86] Schiller, S.; Heisig, U.; Panzer, S.: Elektronenstrahltechnologie, Verlag Technik Berlin, 1976

- [87] Weber, H.: Laplace-Transformation für Ingenieure der Elektrotechnik, B. C. Teubner Stuttgart, 1987
- [88] Keidar, M.; Aharonov R. ; Beilis I.: Influence of an electrical field on the macroparticle size distribution in a vacuum arc. J. Vac. Sci. Technol 17 (1999) 5, S. 3067-3073
- [89] Ellrodt, M.: Vakuumbogen. Forschungsbericht, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1994
- [90] Kist, A.: Entwicklung und Erprobung einer Pulsstromquelle für Vakuumbogenprozesse. Diplomarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg 1993
- [91] Boehringer, A.: Einrichtung ohne prinzipbedingte Verluste zur Entlastung elektronischer oder elektrischer Einwegschalter von ihrer Verlustleistungsbeanspruchung, Patent, DE 2641183, 1976
- [92] Arlt, B.: Licht und Schatten bei MOSFET und IGBT. Elektronik Industrie 5 (2004), S. 18-23

A1 Aufbau der Simulationsmodelle

Inverterstromquelle mit 2 asymmetrischen Halbbrücken

Die Modellierung erfolgt mit dem Simulationsprogramm *Simplorer 6.0*. Das Simulationsmodell der Inverterstromquelle wird aus der Grundschaltung Durchflusswandler mit zwei asymmetrischen Halbbrückenschaltungen gemäß Abb. A1.1 abgeleitet. Eine ungesteuerte *B6*-Schaltung, wechsellspannungsseitig an das Dreiphasen-Netz und gleichspannungsseitig an einen Kondensator *C* geschaltet, bildet den Eingangsgleichrichter. Die Spannung des Kondensators *C* ist gleichzeitig Zwischenkreisspannung für die beiden Inverterschaltungen. Als Halbleiterbauelemente wurden ideale Schalter und statische Diodenmodelle eingesetzt.

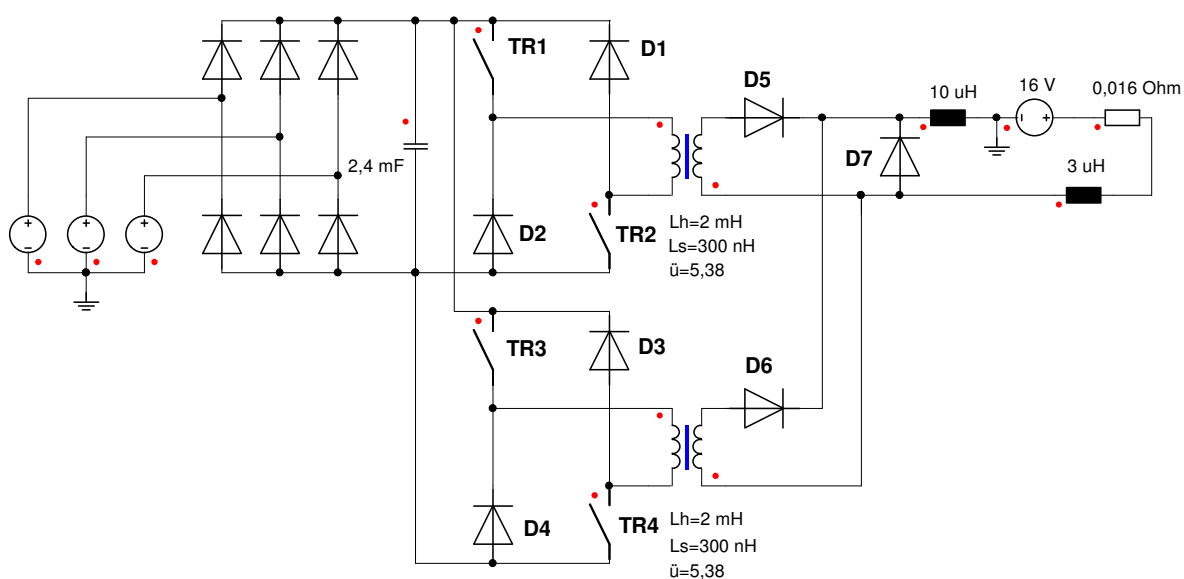


Abb. A1.1: Simulationsschaltung der Inverterstromquelle mit 2 asymmetrischen Halbbrücken

Die Inverter sind primärseitig an zwei lineare Mittelfrequenz-Transformatoren angeschlossen. Das Übersetzungsverhältnis beträgt 5,38. Die Haupt- und Streuinduktivität betragen entsprechend 2 mH und 300 nH.

Über jeweils eine in Reihe geschaltete Diode *D5* bzw. *D6* werden die Sekundärwicklungen der Transformatoren auf die Freilaufdiode *D7* geschaltet. Der Ausgangskreis der Stromquelle wird durch eine Glättungsinduktivität von 10 µH gebildet.

Inverterstromquelle mit Vollbrücke

Wesentliche Unterschiede im Aufbau dieser Stromquelle betreffen den Inverter selbst und den Ausgangskreis. Die Vollbrücke wird durch vier Schalter TR_{1-4} und vier Freilaufdioden D_{1-4} gebildet. Für den Ausgangsgleichrichter wird eine ungesteuerte $B2$ -Schaltung eingesetzt (Abb. A1.2).

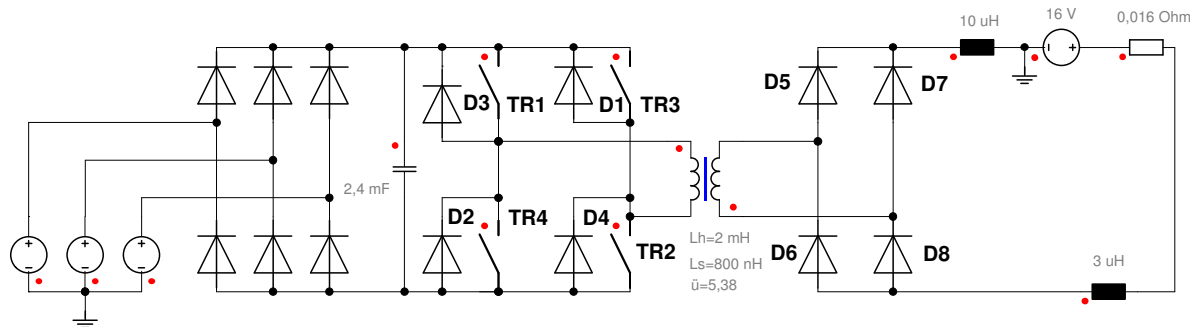


Abb. A1.2: Simulationsschaltung der Inverterstromquelle mit Vollbrücke

Steuerung

Für die Steuerung kommt die bewährte Pulsweitenmodulation zum Einsatz. Die Modellierung der Ansteuerung erfolgt mittels Zustandsgraphen (Abb. A1.3).

Das Übertragungsverhalten des Reglers im geschlossenen Regelkreis weist eine PI -Charakteristik auf (Abb. A1.4). An einer Summationsstelle werden der negierte Sollwert und der Istwert addiert. Das als Ergebnis entstehende Differenzsignal bildet das Eingangssignal des PI -Reglers. Die Verstärkung des Reglers beträgt 18 bei einem I -Anteil von $4 \cdot 10^5 s^{-1}$.

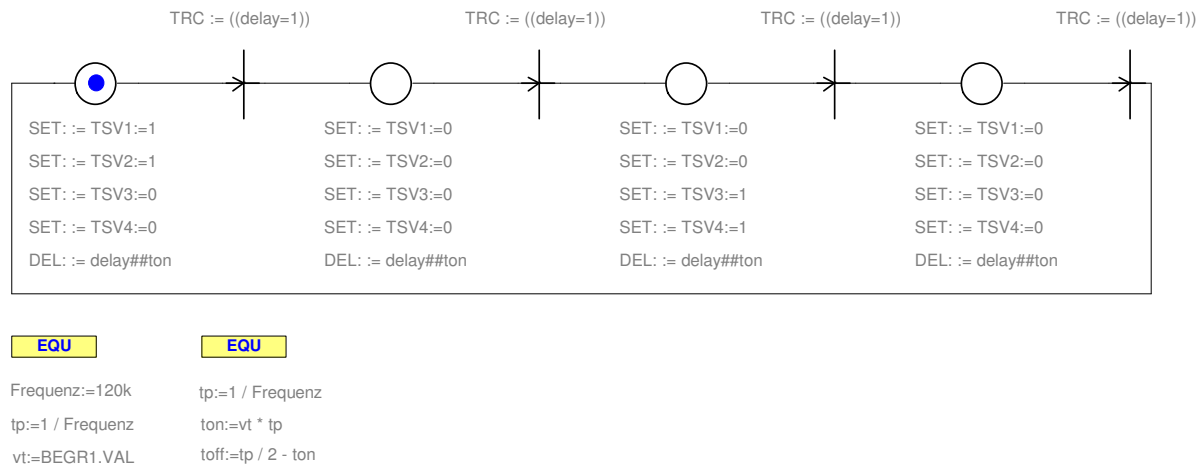


Abb. A1.3: Zustandsgraphen zur Generierung der Ansteuersignale (hier für eine Vollbrücke)

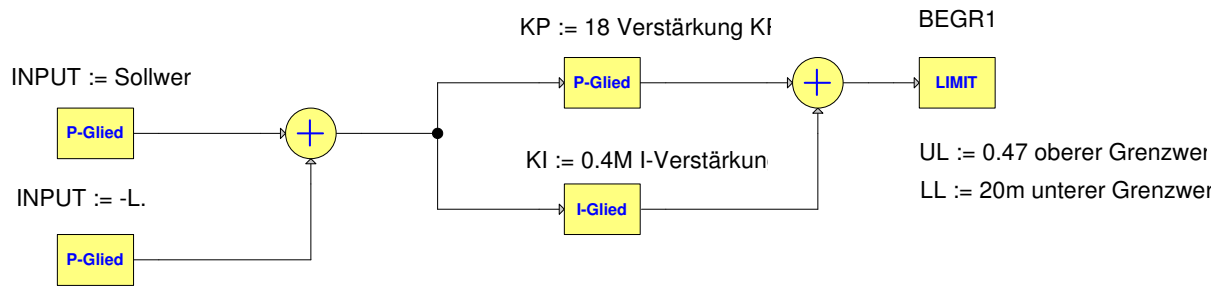


Abb. A1.4: PI-Regler der Simulationsschaltungen

A2 Dimensionierung der Zwischenkreiskapazität

Die Berechnung der Zwischenkreiskapazität zur Gewährleistung einer ausreichenden Glättung der gleichgerichteten Spannung erfolgt nach der in [27] vorgeschlagenen Methode. Bei der Berechnung geht man von einer Konstantstrombelastung aus. Das bedeutet, dass der Entladevorgang einer Zwischenkreiskapazität durch eine Geradengleichung beschreibbar ist. Die gleichgerichtete Spannung u_{ZK} lässt sich während eines Pulses wie folgt beschreiben:

$$u_{ZK} = u_{N1} - u_{N2} = \sqrt{2} \cdot U_N \cdot [\sin \omega t - \sin(\omega t + 120^\circ)] \quad (\text{A2.1})$$

und nach Umformung

$$u_{ZK} = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{6} \cdot U_N \cdot (\sqrt{3} \cdot \sin \omega t - \cos \omega t) \quad (\text{A2.2})$$

Der Maximalwert der Zwischenkreisspannung wird bei $\omega t = 120^\circ$ erreicht und beträgt

$$U_{ZK \max} = \sqrt{6} \cdot U_N \quad (\text{A2.3})$$

Für die Dimensionierung der Zwischenkreiskapazität ist es zweckmäßig, einen Glättungsfaktor zu definieren:

$$k = \frac{U_{ZK \min}}{U_{ZK \max}} \quad (\text{A2.4})$$

Die minimale Zwischenkreisspannung ergibt sich aus dem Schnittpunkt der Funktion der gleichgerichteten Zwischenkreisspannung ohne Glättungskondensator nach A2.2 mit der Geraden der Entladung des Zwischenkreiskondensators. Für beliebige Glättungsfaktoren k ergibt sich damit folgender Ansatz:

$$k \cdot U_{ZK \max} = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{6} \cdot U_N \cdot (\sqrt{3} \cdot \sin \omega t - \cos \omega t) \quad (\text{A2.5})$$

und nach Umformung

$$0 = \sin^2 \omega t - \sqrt{3} \cdot k \cdot \sin \omega t + k^2 - \frac{1}{4}, \quad (\text{A2.6})$$

woraus sich als Schnittpunkt der Funktion der Zwischenkreisspannung und der Funktion der Entladung des Zwischenkreiskondensators der Winkel α_K gemäß Abb. A2.1 ergibt:

$$\alpha_K = 180^\circ - \arcsin\left(\frac{1}{2} \cdot \sqrt{3} \cdot k + \frac{1}{2} \sqrt{1 - k^2}\right) \quad (\text{A2.7})$$

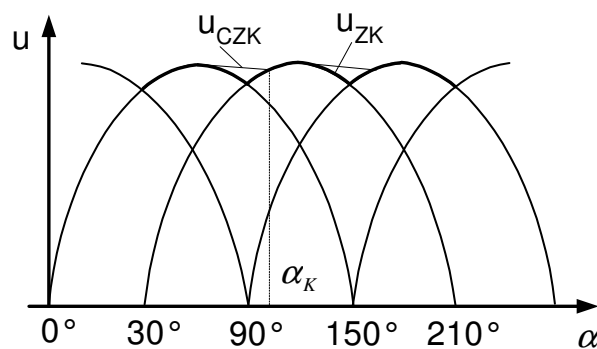


Abb. A2.1: Glättung der durch eine Sechspulsbrückenschaltung gleichgerichteten dreiphasigen Netzspannung durch eine Zwischenkreiskapazität

Die für die Entladung des Zwischenkreiskondensators zur Verfügung stehende Zeit lässt sich unter Berücksichtigung der Frequenz der Funktion u_{ZK} von 300 Hz mit

$$t_K = \frac{\alpha_K - 60^\circ}{300 \text{ Hz} \cdot 60^\circ} \quad (\text{A2.8})$$

bestimmen.

Aus dem Verlauf der Kondensatorspannung bei der Konstantstromentladung

$$u_{CKZ} = \frac{1}{C_{ZK}} \cdot \int_0^{t_K} i_{CKZ} dt \quad (\text{A2.9})$$

in Abhängigkeit vom Ausgangsstrom I_B und dem Transformatorübersetzungsverhältnis \ddot{u} lässt sich die erforderliche Zwischenkreiskapazität wie folgt bestimmen:

$$C_z = \frac{t_K \cdot I_B}{(1-k) \cdot \sqrt{6} \cdot \ddot{u}} \quad (\text{A2.10})$$

Für $k=0,9$, $\ddot{u}=5,38$ und den maximalen Bogenstrom $I_B=500 \text{ A}$ ergibt sich nach (A2.10) eine Zwischenkreiskapazität von $2,4 \text{ mF}$.

A3 Leistungsteil des Demultiplexers

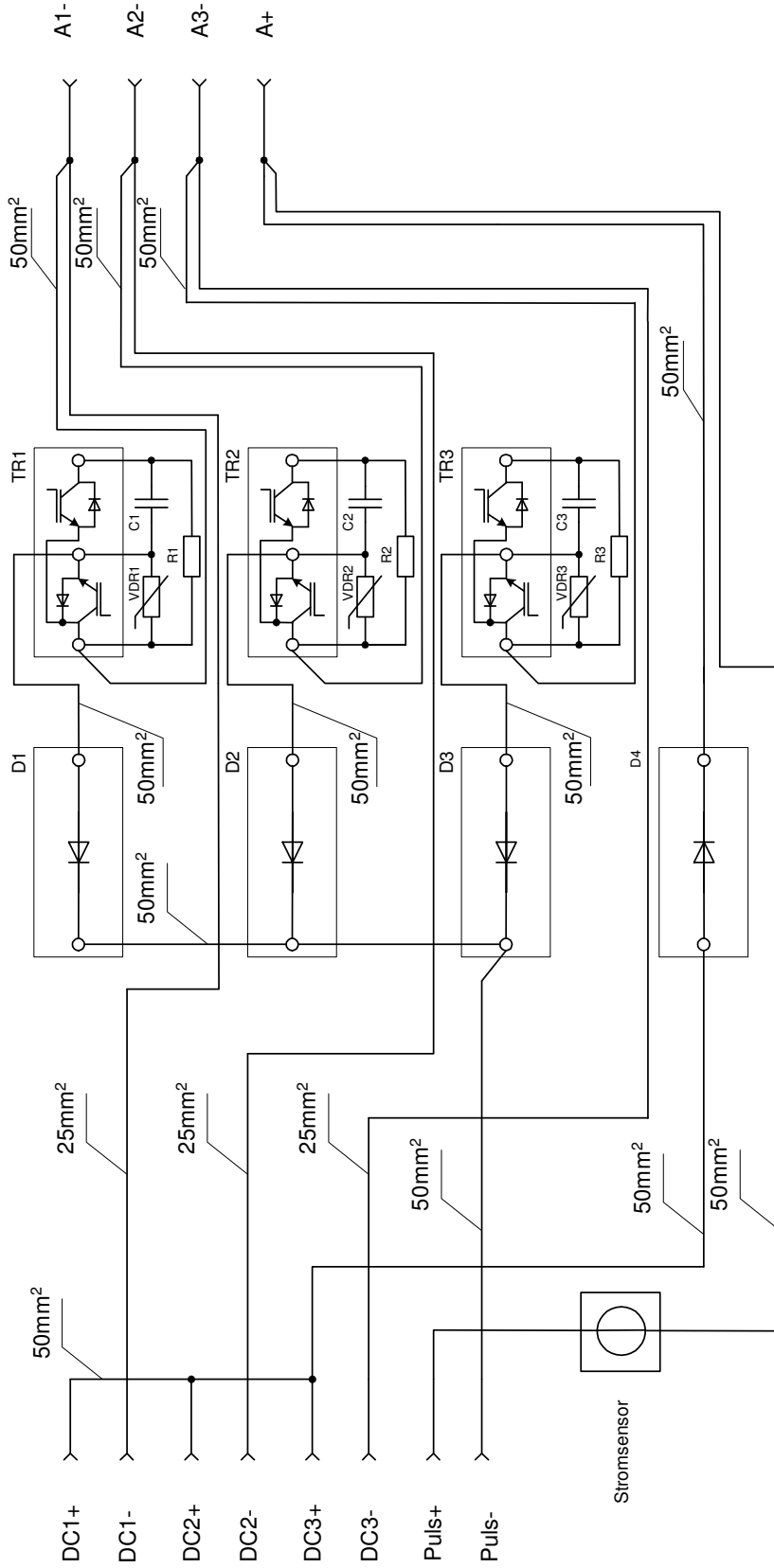


Abb. A3.1: Leistungsteil des Demultiplexers

A4 Ansicht des aufgebauten Demultiplexers

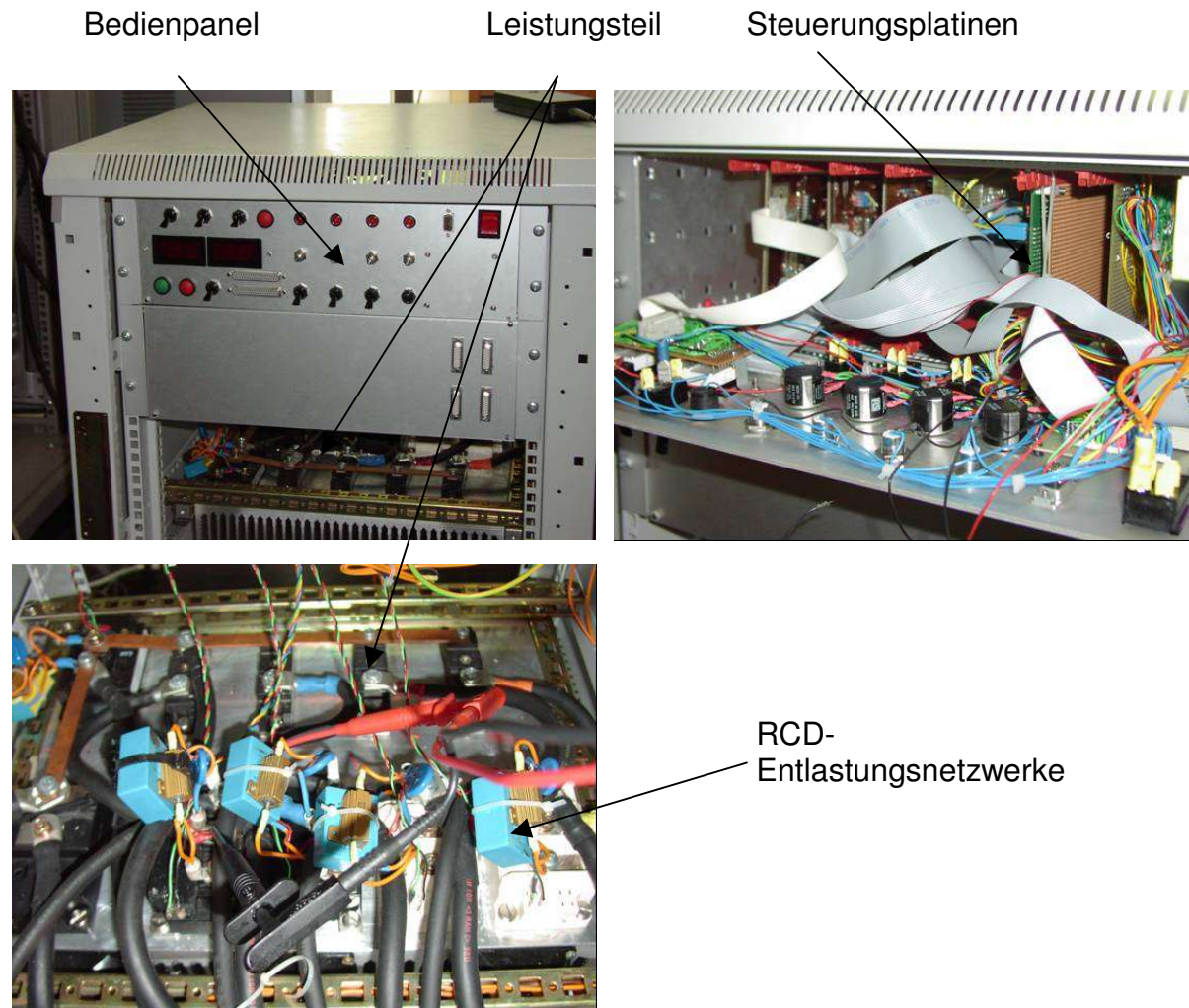


Abb. A4.1: Ansicht des aufgebauten Demultiplexers

A5 Dimensionierung der Kapazität für RCD-Beschaltung

Die Lösung des Differentialgleichungssystems:

$$\begin{cases} i_1 + i_2 + \dots + i_n = I_K \\ L_S \cdot \frac{di_2}{dt} + \frac{1}{C} \cdot \int i_2 dt - L_S \cdot \frac{di_1}{dt} = 0 \\ L_S \cdot \frac{di_3}{dt} + \frac{1}{C} \cdot \int i_3 dt - L_S \cdot \frac{di_1}{dt} = 0 \\ \vdots \\ L_S \cdot \frac{di_n}{dt} + \frac{1}{C} \cdot \int i_n dt - L_S \cdot \frac{di_1}{dt} = 0 \end{cases} \quad (\text{A5.1})$$

erfolgt für einen allgemeinen Fall mit n Katoden.

Nach der Laplace-Transformation [87] lässt sich dieses Gleichungssystem in Matrixform darstellen:

$$A \cdot I = B, \quad (\text{A5.2})$$

mit:

$$A = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & \dots & 1 \\ L_S \cdot p & -(L_S \cdot C \cdot p^2 + 1)/C \cdot p & 0 & \dots & 0 \\ L_S \cdot p & 0 & -(L_S \cdot C \cdot p^2 + 1)/C \cdot p & & 0 \\ & & \vdots & & \\ L_S \cdot p & 0 & 0 & & -(L_S \cdot C \cdot p^2 + 1)/C \cdot p \end{bmatrix}, \quad (\text{A5.3})$$

$$B = \begin{bmatrix} I_K \\ p \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A5.4})$$

und

$$I = \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix} \quad (\text{A5.5})$$

Die Matrix der Ströme I bekommt man durch die Lösung der Gleichung (A5.2) gemäß:

$$I = A^{-1} \cdot B = \begin{bmatrix} \frac{L_S \cdot C \cdot p^2 + 1}{n \cdot L_S \cdot C \cdot p^2 + 1} \cdot \frac{I_K}{p} \\ \frac{I_K \cdot L_S \cdot C \cdot p}{n \cdot L_S \cdot C \cdot p^2 + 1} \\ \frac{I_K \cdot L_S \cdot C \cdot p}{n \cdot L_S \cdot C \cdot p^2 + 1} \\ \vdots \\ \frac{I_K \cdot L_S \cdot C \cdot p}{n \cdot L_S \cdot C \cdot p^2 + 1} \end{bmatrix} \quad (\text{A5.6})$$

Nach der Laplace-Rücktransformation ergibt sich eine Matrix der Strömen im Zeitbereich:

$$I = \begin{bmatrix} I_K - \frac{(n-1)}{n} \cdot I_K \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \\ \frac{I_K}{n} \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \\ \frac{I_K}{n} \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \\ \vdots \\ \frac{I_K}{n} \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \end{bmatrix} \quad (\text{A5.7})$$

Für die Transistorspannungen gilt:

$$u = \frac{1}{C} \int \frac{I_K}{n} \cdot \cos \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \cdot dt = \frac{I_K \cdot \sqrt{n \cdot L_S \cdot C}}{n \cdot C} \cdot \sin \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \cdot t \quad (\text{A5.8})$$

Nach der Zeit:

$$t_{Max} = \frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{n \cdot L_S \cdot C}} \quad (\text{A5.9})$$

erreicht die Transistorspannung ihr Maximum:

$$u_{Max} = \frac{I_K \cdot \sqrt{n \cdot L_S \cdot C}}{n \cdot C} \quad (\text{A5.10})$$

Aus der Gleichung (A5.10) lässt sich die Größe der Kapazität für *RCD*-Beschaltung wie folgt bestimmen:

$$C = \frac{I_K^2 \cdot L_S}{n \cdot u_{max}^2} \quad (\text{A5.11})$$

A6 Programmstruktur zur Steuerung des Demultiplexers

Die Abb. A6.1 zeigt den für die Steuerung des Demultiplexers entwickelten Programmablaufplan. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind nur die Routinen für zwei Verdampfer dargestellt.

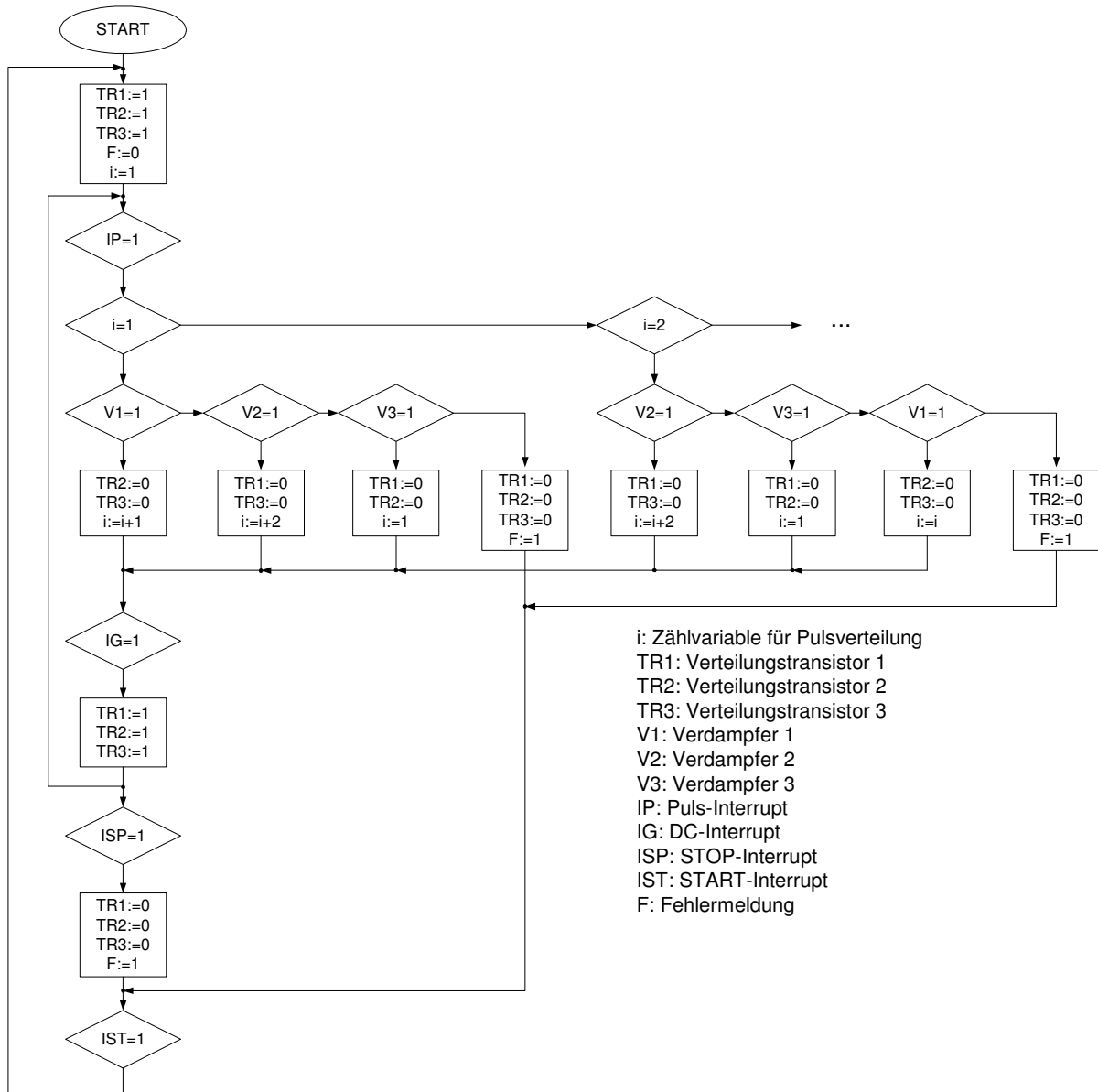


Abb. A6.1: Programmablaufplan für die Steuerung der Impulsverteilung zwischen 3 Verdampfern

Puls-Interruptroutine

In der Puls-Interruptroutine wird die Zählvariable i geprüft. Daran erkennt der Controller welcher Verdampfer angesteuert werden soll. Bevor die Energie auf die im Zyklus folgende Entladestrecke verteilt wird, analysiert der Controller den Zustand des Verdampfers durch Überwachung bzw. Abfrage des Wertes in der entsprechenden Speichervariable. Ist dieser Wert größer als der intern vorgegebene Schwellwert, so wird die Entladung eingeleitet und die nicht benötigten Transistoren ausgeschaltet. Wird der Schwellwert unterschritten, so prüft der Controller den nächsten Verdampfer auf seinen Entladezustand und verteilt bei brennendem Lichtbogen die Energie auf diesen. Parallel wird die Zählvariable entsprechend gesetzt.

Wird keiner der Lichtbögen als brennend erkannt oder keine Freigabe für die Impulsverteilung von der *SPS* erteilt wird, signalisiert der Controller einen Fehler.

DC-Interruptroutine

Wurde ein Verdampfer angesteuert, so tritt bei Unterschreitung des „Aus“-Schwellwertes die Grundstromroutine in Kraft. Alle Verteilungstransistoren werden eingeschaltet und der Grundstromanteil des Pulsstromes fließt jetzt über alle Entladungsstrecken. Eine Freigabe für den *STOP*-Modus wird erteilt. Steigt der Pulsstrom erneut über seinen charakteristischen Schwellwert, so beginnt der Verteilungsprozess für den im Zyklus folgenden Verdampfer von vorn.

Stop-Interruptroutine

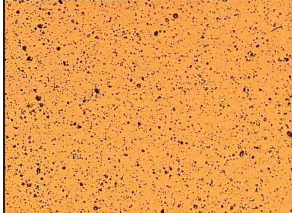
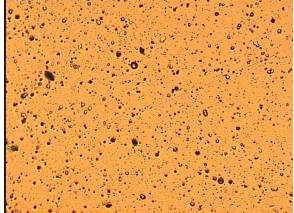
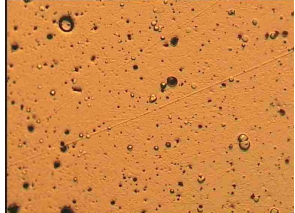


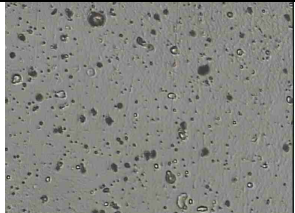
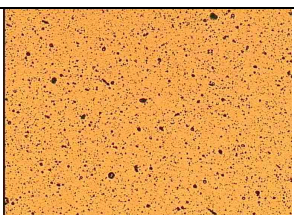
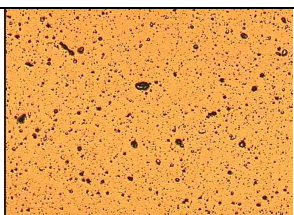
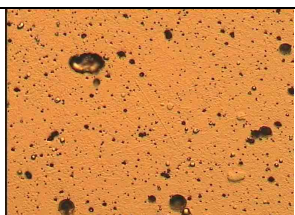
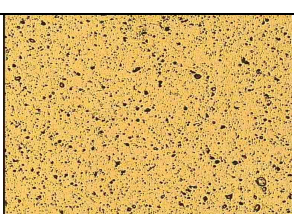
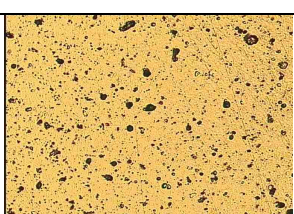
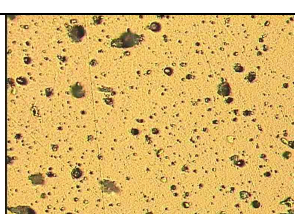
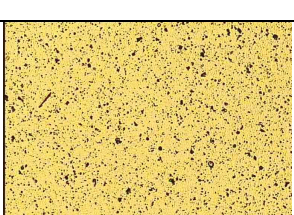
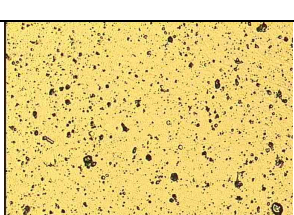
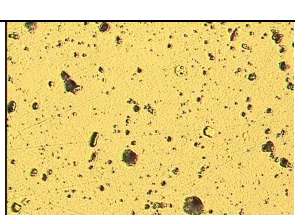
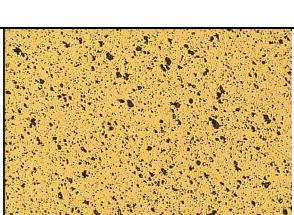
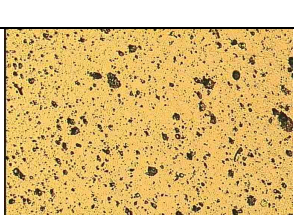
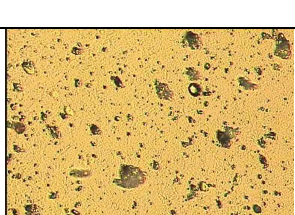
In der *STOP* Routine werden alle *IGBT* Module ausgeschaltet und der Fehlerausgang wird auf *HIGH* gesetzt.

Stop-Interruptroutine

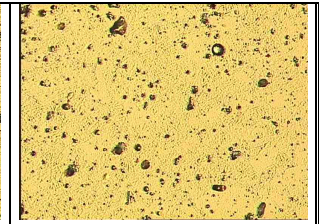
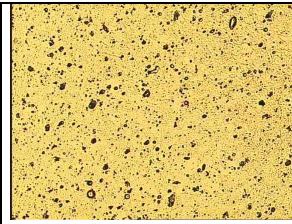
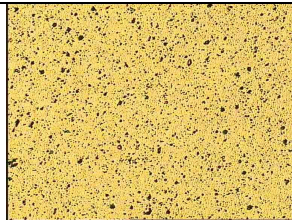
START Routine wird durch ein entsprechendes Signal von der *SPS* ausgelöst. Alle Transistoren werden eingeschaltet und der Fehlerausgang wird *LOW* gesetzt.

A7 Mikroskopische Aufnahmen von Schichtoberflächen

Tab. A7.1: Mikroskopische Aufnahmen von Schichtoberflächen beim *TiN*-Beschichten

Prozessparameter	Vergrößerung		
	100x	200x	500x
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_B=60 \text{ A}$			
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_G=37 \text{ A}$ $I_p=220 \text{ A}$ $t_p=680 \mu\text{s}$ $f_p=160 \text{ Hz}$			
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_G=37 \text{ A}$ $I_p=280 \text{ A}$ $t_p=680 \mu\text{s}$ $f_p=120 \text{ Hz}$			
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_G=37 \text{ A}$ $I_p=380 \text{ A}$ $t_p=680 \mu\text{s}$ $f_p=120 \text{ Hz}$			
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_G=37 \text{ A}$ $I_p=480 \text{ A}$ $t_p=480 \mu\text{s}$ $f_p=120 \text{ Hz}$			
$p=1,2 \text{ Pa}$ $U_{Bias} = -50 \text{ V}$ $I_G=37 \text{ A}$ $I_p=480 \text{ A}$ $t_p=680 \mu\text{s}$ $f_p=120 \text{ Hz}$			

$p=1,2 Pa$
 $U_{Bias} = -50 V$
 $I_G=37 A$
 $I_p=480 A$
 $t_p=880 \mu s$
 $f_p=120 Hz$



Thesen zur Dissertation

- 1) Industrielle Beschichtungsanlagen für die Massenproduktion mit dem Ziel einer hohen Beschichtungshomogenität verfügen meistens über mehrere unabhängige Verdampfer.
- 2) Zur Zeit existiert keine technisch ausgereifte Lösung zur Pulsstromversorgung mehrerer Verdampfer.
- 3) Bei einer getrennten Bereitstellung von Grund- und Pulsstrom ist eine bessere Anpassung der Stromquellenparameter an den jeweiligen Aufgabenbereich möglich.
- 4) Das Konzept der kontinuierlichen Verteilung der Pulsenergie zwischen allen Verdampfern scheint aus energetischer Sicht am besten geeignet zu sein.
- 5) Zur Generierung des Pulsstromes sind infolge der besonderen dynamischen Eigenschaften an den Beschichtungsprozess angepasste Inverterstromquellen gegenüber den auf der Kondensatorentladung basierenden Stromquellen und den Rechteck-Stromquellen zu bevorzugen.
- 6) Konventionelle, nach der Inverter-Technologie ausgeführte *DC*-Schweißstromquellen können für die Bereitstellung des Grundstromes genutzt werden.
- 7) Der entwickelte Demultiplexer für die Pulsverteilung ist bei einer entsprechenden Erhöhung der Pulsfrequenz der Pulstromquelle problemlos auf größere Anlagen mit einer Vielzahl von Verdampfern übertragbar.
- 8) Die Induktivität im Ausgangskreis der Grundstromquellen hat einen erheblichen Einfluss auf die Zündwahrscheinlichkeit der Bogenentladung und auf die Bogenstabilität.
- 9) Die Dynamik der Pulsstromquelle wird vor allem von der Ausgangsspannung der Quelle, den Glättungs- und Kabelinduktivitäten, der Bogenimpedanz, der Gegenspannung und der Taktfrequenz bestimmt.

- 10) Ein stabiler Pulsverteilungsprozess setzt die Erfassung und Auswertung von prozessabhängigen Parametern voraus, wobei die Prozessidentifikation in Echtzeit erfolgen muss, damit die Prozessteuerung auf den Beschichtungsprozess ebenso in Echtzeit einwirken kann.
- 11) Der Zusammenhang zwischen Pulsstromparametern und Ionenstromsättigungsdichte bei Einkatoden- und Mehrkatodenbetrieb weist durch verschiedene Werte der Plasmadichte quantitative Unterschiede auf. Darüber hinaus ist die Summe der partiellen Ionenströme um bis zu 25 % größer als die Gesamtionenstromdichte.
- 12) Die Erhöhung der über den Bogenstrom normierten Beschichtungsrate beim Mehrkatodenbetrieb gegenüber dem konventionellen *DC*-Verfahren um bis zu 37 % eröffnet neue Perspektiven für eine industrielle Nutzung der gepulsten Plasmen bei Beschichtungsanlagen mit mehreren Verdampfern.
- 13) Die gesamte Dropletproduktion wird durch den mehrkatodigen Pulsbetrieb nicht negativ beeinflusst. Eine genaue Anpassung der Pulsstromparameter ermöglicht sowohl eine deutliche Reduzierung der Gesamtoberflächenbedeckung durch Droplets als auch eine Einflussnahme auf die Klassenverteilung.
- 14) Die Substratrotation hat einen starken Einfluss auf die Schichtwachstumsrate. Von besonderer Bedeutung sind das Frequenzverhältnisse zwischen den überlagerten Drehbewegungen und nicht die absoluten Frequenzwerte.
- 15) Gegenüber konventionellen *DC*-Stromversorgungen bietet die für mehrere Verdampfer entwickelte Pulsstromversorgung den entscheidenden Vorteil, dass dropletarme Schichten bei kürzeren Beschichtungszeiten hergestellt werden können.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Oleksandr Sobolyev
Geboren am	27. Juni 1979 in Donezk, Ukraine
Adresse	J.-G.-Nathusius-Ring 2/310 39106 Magdeburg Tel: +49 391 67 11074 Mobil: +49 179 5455315 Email: Oleksandr.Sobolyev@E-Technik.Uni-Magdeburg.DE
Heimatadresse	Petrowskogo Str. 119A/42 83117 Donezk, Ukraine
Nationalität	ukrainisch
Familienstand	verheiratet

Ausbildung

09/1986-06/1996	Oberschule Donezk
09/1996-07/2001	Studium der Elektrotechnik an der Donezken Staatlichen Technischen Universität

Berufstätigkeit

	09/2001-02/2002 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechatronik und Antriebstechnik
seit 03/2002	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Energiesysteme

Magdeburg, den 3.05.2005

Dipl.-Ing. O. Sobolyev

Schriftliche Erklärung

Ich erkläre hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe, die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Insbesondere habe ich nicht die Hilfe einer kommerziellen Promotionsberatung in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.

Magdeburg, den 3.05.05

Dipl.-Ing. O. Sobolyev