

Alexander Kornhaas

**Experimentelle Untersuchungen zur
Druckentwicklung in einem SF₆-Selbstblasschalter
beim Schalten großer Ströme**

Ilmenauer Beiträge zur elektrischen Energiesystem-, Geräte- und Anlagentechnik (IBEGA)

Herausgegeben von
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Westermann
(Fachgebiet Elektrische Energieversorgung) und
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Berger
(Fachgebiet Elektrische Geräte und Anlagen)
an der Technischen Universität Ilmenau.

Band 10

Alexander Kornhaas

**Experimentelle Untersuchungen
zur Druckentwicklung in einem
SF₆-Selbstblusschalter
beim Schalten großer Ströme**



Universitätsverlag Ilmenau
2014

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

Tag der Einreichung: 12. Juni 2012

1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Berger
(Technische Universität Ilmenau)

2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Kurrat
(Technische Universität Braunschweig)

3. Gutachter: Dr.-Ing. Frank Reichert
(Siemens, Berlin)

Tag der Verteidigung: 19. Juli 2013

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Ilmenau

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag

Herstellung und Auslieferung

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG

Am Hawerkamp 31

48155 Münster

www.mv-verlag.de

ISSN 2194-2838 (Druckausgabe)

ISBN 978-3-86360-092-1 (Druckausgabe)

URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2013000649

Titelfotos:

©iStockphoto.com : JLGutierrez ; timmy ; 3alexnd ; Elxeneize ; tap10
yuyang/Bigstock.com

M. Streck, FG EGA | F. Nothnagel, FG EGA | D. Westermann, FG EEV

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet „Elektrische Geräte und Anlagen“ der Technischen Universität Ilmenau.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing F. Berger, dem Leiter des Fachgebietes, danke ich für die hilfreichen Diskussionen, die Anregungen und die Unterstützung zu dieser Arbeit. Sein stetes Interesse an dieser Arbeit trug besonders zum Gelingen bei.

Bei den Herren Univ.-Prof. Dr.-Ing. F. Berger, Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Kurrat und Dr.-Ing. F. Reichert bedanke ich mich ganz herzlich für die Berichterstattung und ihrem Interesse an dieser Arbeit. Herrn Univ.-Prof. Dr. rer. nat. J. Seitz danke ich für den Vorsitz im Promotionsausschuss.

Für die angenehme und enge Zusammenarbeit möchte ich mich stellvertretend bei Herrn Dr.-Ing. N. Trapp, Herrn Dr.-Ing. S. Giere und Frau Dr.-Ing. S. Bose vom Schaltwerk Berlin der Siemens AG bedanken. Die finanzielle und fachliche Unterstützung hat diese Arbeit erst möglich gemacht.

Ganz herzlich möchte ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen des Fachgebietes „Elektrische Geräte und Anlagen“ für die Unterstützung und die ausgezeichnete und freundschaftliche Zusammenarbeit bedanken. Mein besonderer Dank gilt dabei den Herren Dr.-Ing. C. Leu und Dr.-Ing. F. Reichert, die durch ihr großes Engagement und Fachwissen stets sehr hilfreiche Diskussionspartner waren. Beide haben durch ihre Unterstützung bei den Messdurchführungen und mit konstruktiven Denkanstößen in großem Maße zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Mein besonderer Dank gilt meinen Eltern für ihre ständige Unterstützung in allen Bereichen während meiner Studien- und Promotionszeit. Ihnen habe ich es zu verdanken, dass ich diese Ausbildung genießen konnte.

Meiner Lebensgefährtin Heike Schönemann und ihrem Sohn Marc danke ich ganz herzlich für die motivierenden Worte, ihr Verständnis und ihre Geduld während der Erstellung dieser Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	IX
Abstract	X
1 Einleitung	1
1.1 Funktion des Selbstblasschalters	3
1.1.1 Funktionsprinzip der Antriebseinheit	5
1.1.2 Funktionsprinzip der Unterbrechereinheit	7
1.1.3 Erläuterungen zum Abbrandeffekt	14
1.2 Zielstellung der Arbeit	18
2 Entwicklung eines Messsystems an einem originalen SF₆- Selbstblasschalter	21
2.1 Anforderungen an das Messsystem	23
2.2 Messsystem innerhalb der Antriebseinheit	26
2.2.1 Kraftmessung an der Schaltstange	26
2.2.2 Messung des Federweges	27
2.2.3 Untersuchung der Ventilfunktionen	27
2.2.3.1 Federventil am Kompressionsvolumen (Ventil 1)	28
2.2.3.2 Ventil zwischen Heiz- und Kompressions- volumen (Ventil 2)	30
2.3 Messsystem innerhalb der Unterbrechereinheit	32
2.3.1 Druckmessung im Lichtbogenraum	32
2.3.2 Druckmessung am Pin	34
2.3.3 Druckmessung im Heizvolumen	36
2.3.4 Druckmessung im Kompressionsvolumen	38
2.3.5 Konstruktive Veränderung der Schaltergeometrie für die Druckmessung	39
2.3.6 Konstruktionen zur Abbranduntersuchung	40
2.3.6.1 Keramikdüsen	41

2.3.6.2	Segmentierte Düse	44
2.4	Aufbau des Versuchskreises.....	44
3	Einflussparameter beim Schalten stromstarker Lichtbögen	48
3.1	Analyse der Antriebseinheit.....	48
3.1.1	Entwicklung eines Antriebsmodells als Basis für die Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit.....	50
3.1.2	Wechselwirkung zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit ..	59
3.1.3	Untersuchung der Ventilfunktionen.....	62
3.1.3.1	Funktion des Federventils (Ventil 1).....	62
3.1.3.2	Funktion des Ventils zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen (Ventil 2).....	64
3.2	Analyse der Unterbrechereinheit.....	66
3.2.1	Interpretation der Messsignale beim Ausschaltvorgang	66
3.2.2	Der Abbrandeffekt und dessen Einfluss auf den Druckaufbau..	74
3.2.2.1	Messungen mit Keramik- und PTFE-Düsen.....	74
3.2.2.2	Einfluss des Abbrandeffektes auf die Druckverhältnisse beim Schalten von Kurzschlussströmen	80
3.2.3	Ermittlung der Abbrandrate mit segmentierter Isolierstoffdüse ..	85
3.2.3.1	Theoretische Vorbetrachtungen	86
3.2.3.2	Analyse der Segmente	91
3.2.3.3	Veränderung des Segmentdurchmessers	98
3.2.4	Ganzheitliche Betrachtung des Ausschaltvorgangs.....	101
4	Zusammenfassung und Ausblick.....	108
5	Literaturverzeichnis.....	113
6	Verzeichnis verwendeter Formelzeichen und Abkürzungen	123
7	Verzeichnis der Anhänge.....	128

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an einem originalen 145 kV Selbstblasschalter vorgestellt und analysiert. Es wird ein Messsystem entwickelt, mit dem die parallele Messung von:

- Lichtbogenstrom und Lichtbogenspannung,
- Druckverläufen an markanten Stellen der Unterbrechereinheit,
- Ventilfunktionen,
- der Bewegung der Ausschaltfeder und der Unterbrechereinheit und von
- transienten Kraftwirkungen auf die Schaltstange

möglich ist. Die umfassende Analyse der physikalischen Effekte mit Hilfe des komplexen Messsystems beinhaltet die Untersuchung der Vorgänge während des Ausschaltvorgangs innerhalb der Antriebseinheit, der Unterbrechereinheit und der auftretenden Wechselwirkungen zwischen beiden Schalterkomponenten. Bei den Messungen werden die Parameter:

- Ausschaltstrom ($0 \dots 1 \cdot I_a$),
- Lichtbogenzeit (4...20 ms),
- Düsenmaterial (PTFE, Keramik) und
- Düsenaufbau (segmentierte PTFE-Düse)

gezielt variiert. Die Ergebnisse der Untersuchung der auftretenden Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit zeigen, dass es für eine realitätsnahe Simulation des Ausschaltvorgangs sinnvoll ist, auch die Funktion der Antriebseinheit in einem Modell dynamisch zu berechnen.

Besonderes Augenmerk bei den Untersuchungen liegt auf der Analyse des Druckaufbaus zum Löschen des Lichtbogens. Damit verbunden ist die Untersuchung des für den Selbstblasschalter charakteristischen Abbrandeffektes. Dazu werden Referenzmessungen beim Einsatz von Keramik als Düsenmaterial durchgeführt, bei denen der Einfluss des Düsenabbrandes auf den Druckaufbau nahezu ausgeschlossen werden kann. Aus den Vergleichsmessungen mit der Kombination von PTFE und Keramik als Hilfs- und Isolierstoffdüsenmaterial wird der abbrandbedingte Einfluss auf den Druckaufbau jeder einzelnen Düse bei unterschiedlichen Energieeinträgen erarbeitet. Des Weiteren wird die originale Düse durch eine segmentierte PTFE-Düse ersetzt. Bei Lastschaltungen mit Ausschaltströmen zwischen $0,2 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ wird so eine orts aufgelöste Abbrandrate in Abhängigkeit des Energieeintrags ermittelt. Es zeigt sich, dass der Masseverlust neben der Strahlungsenergie des Lichtbogens auch von der Charakteristik der Gasströmung abhängt. Die berechenbare Abbrandrate ist eine Funktion des Ausschaltstromes, der axialen Position und der Schalthäufigkeit.

Die umfassende Betrachtung des Ausschaltvorgangs leistet einen Beitrag zur Erweiterung des Verständnisses der dabei ablaufenden physikalischen Prozesse. Durch die gezielte Variation der Ausschaltparameter werden zudem wichtige Validierungsdaten zur Überprüfung neu entwickelter Simulationsmodelle, vor allem im Bereich des Grenzausschaltstromes, geschaffen.

Abstract

In the present thesis the results of the experimental investigations at an original 145 kV self-blast circuit breaker will be presented and analysed.

A measuring system has been developed to make a parallel measurement of:

- the current and arc voltage,
- the pressurization inside the interrupting unit at specific points,
- the movement of the valves,
- the movement of the switching off spring and of the interrupting unit,
- the transient forces at the switching rod.

The comprehensive study of the physical effects with the complex measuring system includes the investigation of the drive system, the interrupter unit and the interaction between both circuit-breaker components. At the measurements a systematic variation of the following parameters is realized:

- breaking current ($0 \dots 1 \cdot I_a$),
- arcing time (4...20 ms),
- nozzle material (PTFE, ceramic) and
- nozzle build-up (segmented PTFE-nozzle).

The results obtained after the analysis of the interaction between the drive system and the interrupter unit show that it is necessary to include a dynamic model for the functioning of the drive system in order to build a close to reality simulation model for the switching-off process in this type of circuit-breaker.

Special attention at the investigations is paid to the analysis of the pressure build-up for the arc extinction. Associated with that is the study of the ablation effect, characteristic for the self-blast circuit breaker. Therefore reference measurements are done with ceramic nozzles, where the effect of nozzle ablation on the pressurization can be almost neglected. From the comparative measurements with the combination of PTFE and ceramic material for the main and auxiliary nozzle the pressurization due to the ablation effect of every nozzle at different energy inputs is acquired. Furthermore the original PTFE main nozzle has been replaced by a segmented nozzle. With on-load switches at breaking currents from $0.2 \cdot I_a$ to $0.5 \cdot I_a$ an axial dependent ablation factor as a function of the energy input is determined. It is pointed out that the mass loss of the PTFE nozzle depends on the radiation energy of the arc and on the gas flow characteristics. The calculated ablation rate is a function of the breaking current, the axial position and the number of switches.

The integral investigation of the switching-off process makes a contribution to a better understanding of the concomitant physical processes taking place inside the circuit breaker. With the systematic variation of the switching-off parameters important verification data were generated to revise the new developed simulation models especially in the range of short circuit currents.

1 Einleitung

Hochspannungsleistungsschalter sind sehr wichtige Betriebsmittel innerhalb der Elektroenergienetze. Ihre Aufgabe ist es, im Nennbetrieb Ströme zur Steuerung des Energieflusses sicher zu schalten und im Fehlerfall die Ströme zum Schutz von Personen und Anlagen zu unterbrechen. In beiden Fällen muss der bei Kontakttrennung entstehende Lichtbogen (LB) den Widerstand der Schaltstrecke so erhöhen, dass im Stromnulldurchgang (SND) der Stromkreis sicher unterbrochen wird. Zudem wird die Schaltstrecke nach dem Verlöschen des Lichtbogens im natürlichen Stromnulldurchgang durch eine Löschgasströmung gekühlt und entionisiert. Dies erfolgt in Strömungsschaltern überwiegend mit dem Schaltgas SF₆. Ein aktuelles Konzept der Lichtbogenlöschung mit diesem Gas wird in sogenannten Selbstblasschaltern realisiert. Bei dem Schaltertyp ist die Erzeugung des Löschgasdruckes abhängig von der zu schaltenden Lichtbogenenergie (**Kapitel 1.1.2**).

Das Selbstblasprinzip als Löschprinzip wird seit den siebziger Jahren untersucht [Her74, Her74i, Nie78] und bereits seit den frühen achtziger Jahren verwendet [Ush81]. Seither ist man bestrebt, den Selbstblasschalter für den erhöhten Schaltleistungsbedarf und für die verschiedenen Spannungsebenen zu optimieren. Dies wird vor allem notwendig, weil die Energieübertragungsstrecken durch die aktuellen Energiekonzepte immer länger werden. Die Nutzung moderner Simulationswerkzeuge hilft heutzutage, dies schneller und somit wirtschaftlicher zu realisieren. Die sich immer weiter entwickelnde Rechentechnik bietet gute Möglichkeiten, die relevanten physikalischen Mechanismen während des Ausschaltvorgangs eines SF₆-Selbstblasschalters abzubilden. In [Gle05] wird ein umfassender Überblick zur Simulation gegeben. Die komplizierte Berechnung der sich gegenseitig beeinflussenden Teilprozesse bei einem Schaltvorgang verlangt es jedoch, vereinfachende Annahmen zu treffen. Bei der Simulation des Ausschaltprozesses ist es wichtig, sich auf die realitätsnahe Berechnung einzelner Teilprozesse zu konzentrieren.

Diese werden als Gleichungssysteme in ein Programm zur Lösung von Differentialgleichungen implementiert und für jeden Zeitschritt mit den aktuellen Werten und Materialparametern berechnet.

In **Bild 1.1** sind die wesentlichen zu berücksichtigenden Modelle, die die wichtigsten Prozesse beschreiben, skizziert.

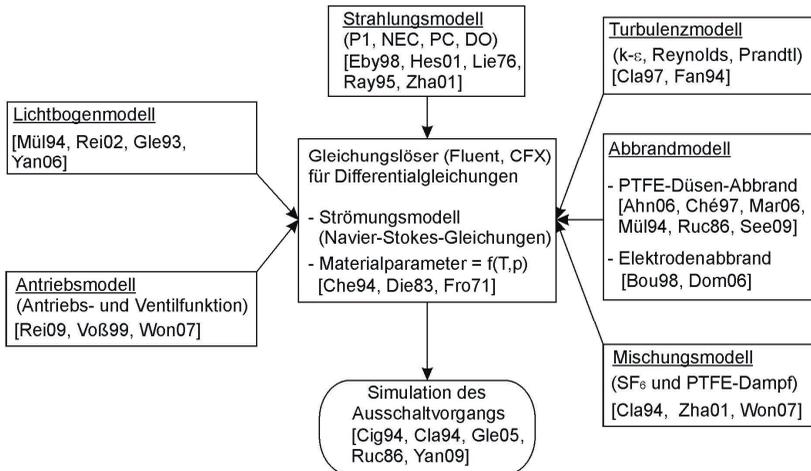


Bild 1.1: Überblick zur Simulation des Ausschaltvorgangs eines SF₆-Selbstblasschalters mit wichtigen Teilmodellen

Aufgrund der Komplexität der zu lösenden Aufgaben wird auch in naher Zukunft eine detailgetreue Simulation unter Berücksichtigung aller beim Ausschaltvorgang ablaufenden physikalischen Prozesse nur schwer realisierbar sein. Deshalb kann man bei der Forschungs- und Entwicklungsarbeit auf experimentelle Untersuchungen nicht verzichten. Durch die Messergebnisse werden wichtige Daten zur Validierung der Simulationsmodelle gewonnen. Die Simulation liefert Denkanstöße zur Erklärung physikalischer Phänomene und ermöglicht schnelle qualitative und quantitative Aussagen für Vergleichsrechnungen von Parametervariationen. Ein guter Ansatzpunkt für die Weiterentwicklung der Schaltgeräte ist die enge Verknüpfung zwischen der Simulation und dem Experiment. Damit können durch einen ständigen Erfahrungs- und Ergebnisaustausch neue Ideen für die Verbes-

serung der Simulation, der Messung und der Qualifizierung der Schaltgeräte entstehen.

Für die in dieser Arbeit realisierten experimentellen Untersuchungen steht ein Pol eines originalen Selbstblasschalters der Siemens AG Berlin (3AP1 FG) zur Verfügung. Das allgemeine Schaltprinzip dieses Leistungsschaltertyps wird im folgenden Kapitel erläutert.

1.1 Funktion des Selbstblasschalters

Im **Bild 1.2** ist der im Labor der Siemens AG Berlin aufgebaute Versuchsschalter zu sehen.

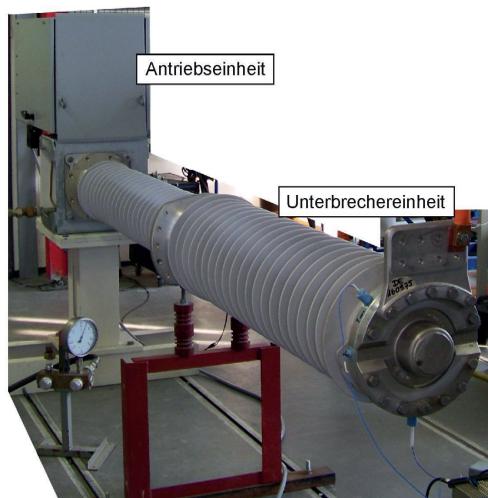


Bild 1.2: Selbstblasschalter im Labor der Siemens AG Berlin (in horizontaler Lage mit Messkabeln)

Der Selbstblasschalter kann in zwei Teilsysteme unterteilt werden. Das Teilsystem der Antriebseinheit (AE) hat die Aufgabe, die Bewegung der Schaltkontakte zu realisieren.

Im Teilsystem Unterbrechereinheit (UE) wird der bei einer Lastschaltung entstehende Lichtbogen gelöscht und eine Trennstelle bei geöffneten Kontakten hergestellt.

Die Schaltaufgaben der Hochspannungs-Leistungsschalter im Energienetz sind auf Grund der unterschiedlichen Lastcharakteristiken breit gefächert. In Abhängigkeit von der Höhe des zu schaltenden Stromes wirken verschiedene physikalische Mechanismen und Effekte unterschiedlich stark. Diese ergeben sich aus der Wechselwirkung untereinander sowohl innerhalb der Unterbrechereinheit als auch mit dem mechanischen System der Antriebseinheit. **Bild 1.3** soll einen Überblick über die Einflussgrößen auf die Antriebseinheit und die Unterbrechereinheit bei einem Ausschaltvorgang geben. Grün geschrieben sind die Eingangsgrößen, die auf das jeweilige System wirken und rot geschrieben die Ausgangsgrößen.

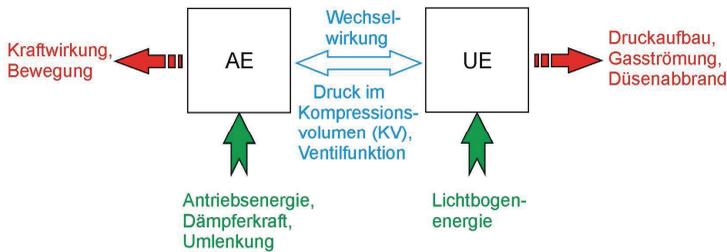


Bild 1.3: Auswahl von Einflussgrößen beim Ausschaltvorgang

Beim Ausschaltvorgang wird der bewegliche Tulpenkontakt vom feststehenden Pinkontakt gezogen und in die Ausstellung bewegt. Die Löschung des bei Lastschaltungen entstehenden Lichtbogens findet in der Unterbrechereinheit statt. Zum besseren Verständnis des Funktionsprinzips und der einzelnen Einflussgrößen (**Bild 1.3**) auf den Schaltvorgang, wird in den folgenden Kapiteln die Antriebseinheit und die Unterbrechereinheit näher beschrieben.

1.1.1 Funktionsprinzip der Antriebseinheit

Die Energie für den mechanischen Ein- und Ausschaltvorgang wird bei dem untersuchten Leistungsschalter durch zwei Schraubenfedern zur Verfügung gestellt. Die Einschaltfeder hat die Aufgabe, die Kontakte zu schließen und gleichzeitig die Ausschaltfeder zu spannen. Nach dem Einschaltvorgang wird die Einschaltfeder durch einen Motorantrieb wieder gespannt. Sind beide Federn im Ausgangszustand gespannt (Leistungsschalter geschlossen), wird die nach DIN VDE 0671-100 geforderte Schaltsequenz O-C-O (Ausschalten-Einschalten-Ausschalten), auch beim Ausfall des Motorantriebs, erfüllt. Im **Bild 1.4** ist der prinzipielle Aufbau der Antriebseinheit zu sehen.

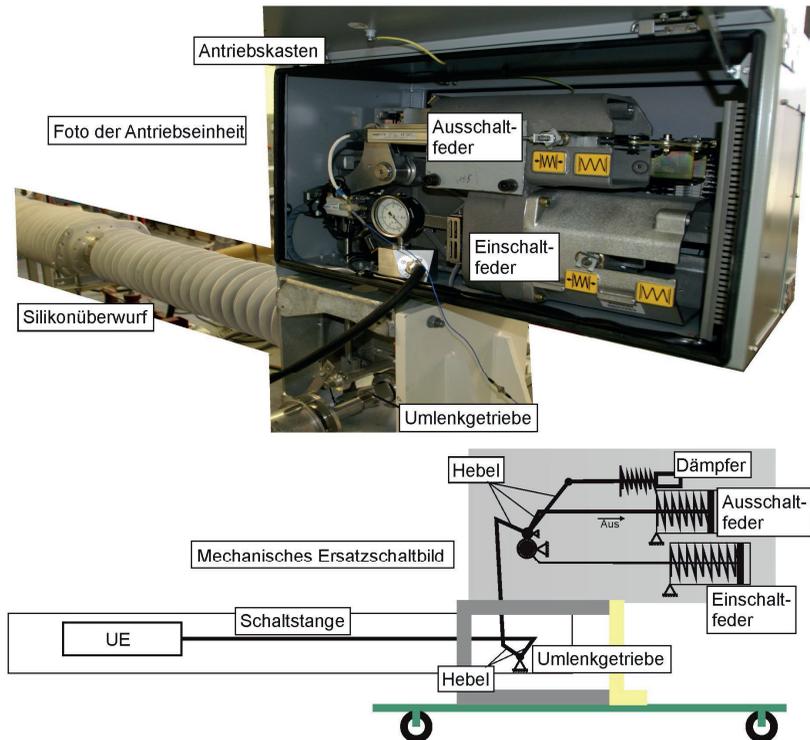


Bild 1.4: Foto der Antriebseinheit und daraus abgeleitet die mechanische Prinzipskizze

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beschränken sich auf den Ausschaltvorgang ohne und mit elektrischer Last. Dabei entspannt sich die Ausschaltfeder, wodurch der bewegliche Teil der Unterbrechereinheit (**Bild 1.5**, rot umrandet) beschleunigt wird. Die Kraftübertragung erfolgt über die im **Bild 1.4** angedeuteten Hebel, das Umlenkgetriebe und die Schaltstange. Die Schaltstange hat zudem die Aufgabe der elektrischen Isolation zwischen der Antriebseinheit und der Unterbrechereinheit. Am Ende des mechanischen Ausschaltvorgangs bremst ein hydraulischer Dämpfer die beschleunigten Massen ab [Voß99]. Eine mechanische Verriegelung stellt sicher, dass die Unterbrechereinheit in der Aus-Stellung gehalten wird.

Bei der Ausschaltbewegung wird ähnlich wie beim Blaskolbenschalter das Kompressionsvolumen (KV) (**Bild 1.5**) verringert und dadurch eine Druckerhöhung in diesem Volumen erreicht [Cla97]. Dieser durch einen „pumpenähnlichen“ Effekt aufgebaute Löschgasdruck ist wichtig für das Schalten geringer Lichtbogenenergien. Der Druckaufbau im Kompressionsvolumen wirkt sich allerdings direkt als Gegenkraft zu der Kraft der Ausschaltfeder aus und ist somit eine entscheidende Größe für die Bewertung der Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit. Dabei beträgt die Kraft der gespannten Ausschaltfeder etwa 8000 N. Die Kraft steht für die Beschleunigung der beweglichen Teile der Unterbrechereinheit zur Verfügung. Der Betrag der Gegenkraft, der aus dem Druckaufbau im Kompressionsvolumen resultiert, liegt im Bereich von 3000 N bis maximal 5000 N.

Zur Antriebseinheit des Selbstblasschalters sind Arbeiten bekannt, bei denen experimentelle Untersuchungen durchgeführt wurden und das mechanische System mit physikalischen Modellen beschrieben wird [Rus07, Sta00, Voß99]. Voßloh beschreibt unter anderem ein mechanisches Modell für einen 3-poligen Hochspannungs-Leistungsschalter, welches die Strömungseffekte in Abhängigkeit des Ausschaltstromes berücksichtigt. Mit diesem Modell kann die Weg-Zeit-Charakteristik und die Kraftwirkung auf das Verbindungsgestänge untersucht werden. Die Simulationsergebnisse werden mit Messergebnissen verglichen. In [Rus07 und Sta00] wird hauptsächlich das mechanische System eines Hoch-

spannungs-Leistungsschalters mit Hilfe eines „Simulink“-Modells nachgebildet. Damit soll ein Diagnosesystem aufgebaut werden, welches mit aktuellen Messwerten als Eingabegrößen frühzeitig sich anbahnende Störungen erkennt. Untersuchungen bezüglich der Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit findet man vor allem für den Blaskolbenschalter [Kop80, Leu04, Leu06]. Dabei wird der Druck im Blaskolben bei Variation des Ausschaltstromes gemessen und die Rückwirkung auf die Kraft in der Schaltstange untersucht.

1.1.2 Funktionsprinzip der Unterbrechereinheit

Die gesamte Schaltkammer ist mit SF₆ gefüllt. Der Teil innerhalb der Schaltkammer, in dem der Lichtbogen beim Ausschaltvorgang gelöscht wird, wird als Unterbrechereinheit bezeichnet. Eine schematische Darstellung ist im **Bild 1.5** zu sehen. Zum beweglichen Teil der Unterbrechereinheit gehören die beiden PTFE-Düsen, das Heizvolumen (HV) mit Ventil 2 und das Kontaktrrohr mit dem Tulpenkontakt.

Der feststehende Teil besteht aus dem oberen- und unteren Sockel (**Bild 1.5** dunkel grau) mit Ventil 1 und dem Kompressionsvolumen, sowie dem Pin.

Zu Beginn des Ausschaltvorgangs wird der Hauptstromkontakt getrennt. Dabei kommutiert der Strom auf den noch geschlossenen Pin-Tulpe-Kontakt.

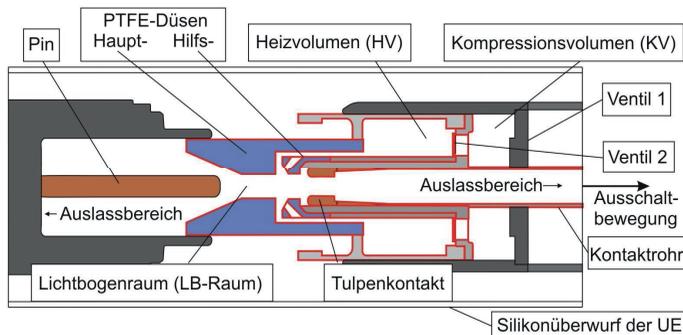


Bild 1.5: Skizze der Unterbrechereinheit (Aus-Stellung)

Der bewegliche Teil wird weiter von der Ausschaltfeder nach rechts (**Bild 1.5**) gezogen. Durch die folgende Trennung des Pin-Tulpe-Kontaktes wird bei Lastschaltungen ein Lichtbogen gezündet. Der Lichtbogen ist das eigentliche Schaltelement innerhalb des Leistungsschalters. Er besteht aus einer vollständig dissoziierten und ionisierten Plasmasäule [Mül94] und stellt somit eine leitfähige Verbindung zwischen den sich öffnenden Schaltstücken dar. Durch die Kontakttrennung wird der Lichtbogen verlängert und brennt im Lichtbogenraum. Zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs verlischt der Lichtbogen. In [Kri99] und [Cla97] wird der Übergang vom hochleitfähigen Plasma zur isolierten Schaltstrecke durch die Überlagerung der thermischen und dielektrischen Wiederverfestigung beschrieben.

Der Zeitbereich bis etwa $10 \mu\text{s}$ nach dem Stromnulldurchgang [Bra82] wird als thermische Phase bezeichnet. Aufgrund der thermischen Trägheit des heißen Gases im Lichtbogenraum ist die Schaltstrecke auch wenige μs nach dem Stromnulldurchgang noch leitfähig.

Die über den Kontakten anliegende wiederkehrende Spannung treibt einen Strom durch die Schaltstrecke, wodurch diese weiter aufgeheizt wird. Um ein thermisches Wiederezünden zu vermeiden, muss die Energieabfuhr durch die axiale und radiale Bestromung der Schaltstrecke mit kühlendem Löschgas größer sein, als die Energiezufuhr durch den noch fließenden Strom. In [Hab01] und [Kno99] wird als Ausschaltkriterium der elektrische Widerstand der Schaltstrecke zum Stromnulldurchgang (R_0) angegeben. Dieser sollte zum Vermeiden thermischer Ausschaltfehler einen Wert von $2 \text{ k}\Omega$ nicht unterschreiten.

Von einer dielektrischen Verfestigung ist zu sprechen, sobald ein nichtleitfähiges Gebiet zwischen den Schaltkontakten entsteht. Bis zum Erreichen der vollständigen Wiederverfestigung kann es einige $100 \mu\text{s}$ dauern [Kri99]. Es muss gewährleistet werden, dass eine höhere dielektrische Festigkeit der Schaltstrecke erreicht wird, im Vergleich zur Beanspruchung durch die Einschwingspannung. Die Durchschlagsspannung der Schaltstrecke ist stark abhängig von der Gasdichte, der Temperatur und der Gaszusammensetzung [Uch04, Zha00]. Sie ist grundsätzlich umso höher, je niedriger die Temperatur der Schaltstrecke ist.

Die elektrische Festigkeit von SF₆ nimmt ab einer Temperatur von etwa 1500 K mit der einsetzenden Dissoziation stark ab [Cli98, Shi00]. Daher ist die kühlende und entionisierende Wirkung der Löschgassströmung und die damit verbundene Rekombination der SF₆-Moleküle von großer Bedeutung für die Erhöhung der dielektrischen Festigkeit der Schaltstrecke.

Wichtig für einen erfolgreichen Ausschaltvorgang ist das Zusammenspiel zwischen der Antriebseinheit, dem Aufbau des Löschgasesdruckes in der Unterbrechereinheit und der Entionisierung der Schaltstrecke im Zeitbereich des Stromnulldurchgangs. Der Druckaufbau des Löschgases im Heizvolumen beim Schalten von Kurzschlussströmen erfolgt beim Selbstblasschalter durch die Energie des Lichtbogens selbst [Hes01].

Zur Erläuterung der in der Unterbrechereinheit ablaufenden Prozesse während der Lichtbogenlöschung wird im Folgenden zwischen dem Ausschaltvorgang von Nennströmen und dem Ausschaltvorgang von Fehlerströmen einiger kA bis zum maximalen Ausschaltstrom (I_a) unterschieden.

Ausschaltvorgang bei Nennstrom:

Zu Beginn der Ausschaltbewegung wird parallel zur Kontakttrennung bereits das Kompressionsvolumen verringert. Dadurch erhöht sich der Löschgasesdruck in diesem Volumen. Das verdichtete kalte SF₆-Gas strömt durch Ventil 2 (**Bild 1.5**) in das Heizvolumen und erhöht dort ebenfalls den Löschgasesdruck. Zum besseren Verständnis sind die einzelnen Abschnitte des Ausschaltvorgangs im **Bild 1.6** schematisch dargestellt.

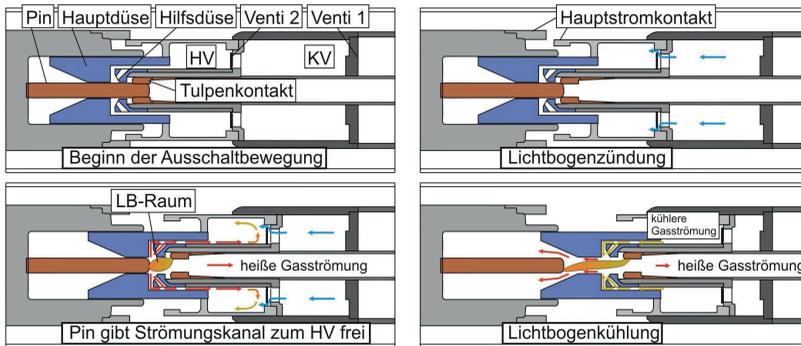


Bild 1.6: Abschnitte des Ausschaltvorgangs

Der bei Kontakttrennung entstehende Lichtbogen wird durch die Ausschaltbewegung verlängert und brennt im Lichtbogenraum. Das dort befindliche Gas wird sehr stark erhitzt, was eine Druckerhöhung zur Folge hat. Dadurch entsteht eine Druckdifferenz zu den umgebenden Volumina. Das heiße Gas strömt zunächst hauptsächlich durch das Kontaktrohr in den Auslassbereich ab. Gibt der Pin den Kanal zum Heizvolumen frei, strömt ein Teil des heißen Gases in das Heizvolumen. Dort vermischt es sich mit dem bereits komprimierten kalten SF₆ und sorgt für eine weitere Druckerhöhung.

Der Druck im Kompressionsvolumen bleibt aber während des gesamten Ausschaltvorgangs höher als der Druck im Heizvolumen, wodurch immer noch kühleres Löschgas ins Heizvolumen strömt. Aufgrund des zeitlichen Verlaufs des Stromes ändert sich die vom Lichtbogen in die Schaltstrecke eingebrachte Leistung. Wenige 100 Mikrosekunden vor dem natürlichen Stromnulldurchgang reicht die Energie des Lichtbogens nicht mehr aus, um im Lichtbogenraum einen höheren Druck zu erzeugen als im Heizvolumen. Das im Heizvolumen gespeicherte Löschgas strömt in den Lichtbogenraum. Dem Lichtbogen wird durch die axiale und radiale Beströmung mit kühlerem Gas Energie entzogen. Nach dem Verlöschen des Lichtbogens im Stromnulldurchgang erreicht man durch die starke Löschgasströmung eine schnelle Entionisierung und Verfestigung der Schaltstrecke. In [Gle88, Gle88i, Gle91] werden diese Vorgänge detailliert beschrieben.

Die Verdampfung des PTFE-Materials ist im Nennstrombereich sehr gering. Die Lichtbogenenergie ist in der kurzen Zeit (5-15 ms) nicht groß genug, um bei einer Verdampfungsenthalpie des PTFE-Materials von $1,19 \cdot 10^7$ J/kg einen merklichen Abbrand zu erzeugen [God00, Hoc85, Mar06, Ruc86, Yan99]. Damit hat das PTFE-Material der Düsen in diesem Strombereich nur einen vernachlässigbaren Anteil an der Löschgasdruckerhöhung in der Unterbrechereinheit. Das PTFE wirkt dennoch positiv auf eine erfolgreiche Stromabschaltung, da dem Lichtbogen durch die Absorption der emittierten Strahlung Energie entzogen wird.

Unklar ist, ab welcher Lichtbogenenergie der Abbrandeffekt den Druckaufbau in der Unterbrechereinheit beeinflusst. Dies wird unter anderem in dieser Arbeit untersucht.

Ausschaltvorgang bei Kurzschlussströmen:

Beim Unterbrechen von Fehlerströmen bis zum maximalen Ausschaltstrom kommt zu dem vorher beschriebenen Ausschaltvorgang als wesentlicher Effekt beim Selbstblasschalter der Abbrand des PTFE-Düsenmaterials hinzu. Dieser wirkt hauptsächlich, wenn der Lichtbogen in der Engstelle der Isolierstoffdüse brennt [See06, Won07]. Dabei ist der Lichtbogen bei hohen Stromstärken wandstabilisiert und abbrandbestimmt. Das heißt, er wird von der Isolierstoffdüsenwand (Lichtbogenraum) begrenzt, deren Durchmesser kleiner ist als der Durchmesser eines frei brennenden Lichtbogens gleicher Stromstärke [Her74, Nie78, Ibr80, Kov84, Sto89i]. Die Folge ist ein heißerer Lichtbogenkern als beim frei brennenden Bogen. Dadurch verschiebt sich das Strahlungsspektrum zum kurzwelligen Bereich [Cla97] und zusätzlich wird die Strahlungsleistung P_v entsprechend dem Stefan-Boltzmann-Gesetz:

$$\int_0^{\infty} P_v(T) dv = \sigma T^4 \quad (1.1)$$

erhöht. σ ist die Stefan-Boltzmann-Konstante und T die Lichtbogentemperatur. Ein Teil dieser Strahlungsleistung gelangt an die Oberfläche der PTFE-Düse. Das Material wird dabei so stark erhitzt, dass es sublimiert. Die PTFE-Düse verliert einen Teil ihrer Masse. Dieser Effekt wird als Abbrandeffekt bezeichnet. Zur Simulation des Ausschaltvorgangs bei Kurzschlussströmen ist es wichtig, den Abbrandeffekt zu berücksichtigen (**Bild 1.1**). Es sind verschiedene Modelle bekannt, die den Abbrandeffekt mathematisch abbilden [Ché97, Chr07, Mar06, Mül93, Zha01]. Dabei wird mit einem Lichtbogenmodell die Strahlungsleistung ermittelt, die den Abbrand der Düsenwand verursacht. Ein sehr anschauliches Lichtbogenmodell ist das „Zwei-Zonen-Modell“, welches in vielen Arbeiten beschrieben wird [Nie78, Ibr80, Kov84, Kir85, Ruc86, Mül94, Cla97, Kri99, Hes01]. In diesem Modell geht man von einem rechteckigen Temperaturprofil des Lichtbogens aus, der von einer Dampfschicht nahe der Isolierstoffdüsenwand umgeben ist. Die Existenz der Dampfschicht konnte durch optische Messungen nachgewiesen werden [Ruc86, Sto89]. Sie besteht aus dem verdampften Düsenmaterial mit einem ebenfalls konstanten Temperaturprofil. Die Temperatur der Dampfschicht liegt im Bereich von 3500 K bis 7000 K und ist wesentlich kälter als die Plasmazone ($T \approx 20000 \dots 30000 \text{K}$).

Ein Großteil des verdampften Materials, nach [Won07] etwa 60 %, strömt in das Heizvolumen. Die in dem heißen Dampf gespeicherte thermische Energie führt zu einer zusätzlichen Druckerhöhung im Heizvolumen [Yan06i]. Der Druck im Heizvolumen ist dann größer als der Druck im Kompressionsvolumen, welcher durch den Pumpeneffekt erzeugt wird. Dadurch schließt das druckgesteuerte Ventil (Ventil 2) zwischen Heizvolumen und Kompressionsvolumen, womit das verdichtete Gas im Kompressionsvolumen nicht mehr zur Druckerhöhung im Heizvolumen beiträgt. Der Lichtbogen erzeugt nun selbst den für die Ausschaltung notwendigen Löschgasdruck im Heizvolumen.

Umfangreiche Untersuchungen bezüglich des Abbrandeffektes von Isolierstoffdüsen findet man vor allem in [Hoc85, Mül94, Kri99, See09, Won07, Yan09]. Hierbei wird sowohl die Abbrandrate als auch der Volumenabbrand in Abhängigkeit von der Stromdichte, dem Energieeintrag, dem Material, der Materialfarbe und der

Schalzhäufigkeit bestimmt und zum Teil die Einflüsse auf das Schaltverhalten studiert. Die Arbeiten sind hauptsächlich an Modellschaltern durchgeführt worden, mit denen die realen Verhältnisse in einem Selbstblasschalter nicht exakt nachgebildet werden können. Als Unterschied zum realen Leistungsschalter, sind hierbei hauptsächlich die sich mit der Kontaktbewegung ändernde Lichtbogenlänge und die komplexen Strömungsverhältnisse zu nennen. Es gibt nur wenige Veröffentlichungen, wie z.B. von Seeger [See05, See06], wo der Abbrand von PTFE-Düsen auch im realen Leistungsschalter untersucht wird. Dort fand man heraus, dass es für die Abbrandrate als Funktion der Stromdichte zwei unterschiedliche Wertebereiche gibt. Seeger unterteilt diese in „axial beblasener Lichtbogen“ mit einer Abbrandrate (δ) von 8,5 mg/kJ bei einer Stromdichte kleiner als $0,55 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$ und „abbrandbestimmter Lichtbogen“ mit $\delta = 26 \text{ mg/kJ}$ bei einer Stromdichte größer als $0,8 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$. Der Bereich zwischen beiden Werten gilt als Übergangsbereich. Des Weiteren deutet die Untersuchung einer segmentierten zylindrischen Düse [See06] in einem Modellschalter auf eine Ortsabhängigkeit der Abbrandrate hin, was in dieser Arbeit an einem realen Selbstblasschalter näher untersucht wird.

Die Vermischung von SF_6 und PTFE muss für die Berechnung der Materialparameter wie zum Beispiel der:

- elektrischen- und thermischen Leitfähigkeit,
- Durchschlagsfestigkeit,
- Strahlungsemission und -absorption,
- Enthalpie,
- spezifischen Wärmekapazität,
- Viskosität und
- Schallgeschwindigkeit

berücksichtigt werden. Diese verändern sich in Abhängigkeit von der Temperatur, vom Druck und von der Gaszusammensetzung [Aub01, Ruc85, Zha02]. Ein weiterer Effekt, der in der Hochstromphase des wandstabilisierten Lichtbogens für eine Druckerhöhung im Heizvolumen sorgt, ist der sogenannte „clogging“ –Effekt

[Cla97, Kir85]. Hierbei wird die Düse durch den Lichtbogen verstopft, auch nachdem der Pin die Düsenengstelle verlassen hat. Der Druckausgleich vom Lichtbogenraum erfolgt dann größtenteils nur noch in Richtung Heizvolumen. Nach der Hochstromphase verringern sich der Querschnitt des Lichtbogens und auch der Leistungseintrag in den Lichtbogenraum. Kurz vor dem Stromnulldurchgang setzt die Rückströmung des im Heizvolumen gespeicherten Löschgases ein. Der Lichtbogen wird beströmt und gekühlt und die Schaltstrecke nach der Lichtbogenlöschung entionisiert und verfestigt.

1.1.3 Erläuterungen zum Abbrandeffekt

Wie in **Kapitel 1.1.2** beschrieben, werden in dem untersuchten Leistungsschaltertyp PTFE-Düsen für die Unterstützung der Lichtbogenlöschung verwendet (**Bild 1.5**).

PTFE ist ein Thermoplast mit einer hohen Temperaturbeständigkeit bei kurzzeitigen Belastungen (einige 10 ms) [Hoc86].

Die großen Fluoratome sorgen für eine hohe Steifigkeit der Kettenmoleküle, wodurch die Zersetzung bei hoher Wärmeeinwirkung (Lichtbogen) ohne thermoplastische Phase erfolgt. Die Zersetzung bzw. Depolymerisation des PTFE ist ein endothermer Vorgang, bei dem der Energieinhalt der reagierenden Stoffe steigt. Das bedeutet, dass dabei dem Lichtbogen Energie entzogen und er somit gekühlt wird, was sich positiv auf den gesamten Löschvorgang auswirkt. Die thermische Zersetzung von Thermoplasten erfolgt nach Hochhaus [Hoc86] in folgenden Schritten, geordnet nach steigender Temperatur und Zeit:

- Erwärmung bis zum Flüssigwerden, die Ordnung der Kettenmoleküle wird aufgelockert,
- Abspaltung von Monomerbausteinen (**Bild 1.7**),
- Dissoziation der Monomere, zunächst in größere Bruchstücke, dann weiter in Moleküle oder Atome.

Der Energietransport vom Lichtbogen zur Wand für die Zersetzung des Düsenmaterials erfolgt zum größten Teil durch Strahlung. Der Anteil des Energietransports durch Diffusion und Wärmeleitung kann bei Lichtbögen hoher Stromstärke (strahlungsdominierte Plasmen) vernachlässigt werden [Mül94].

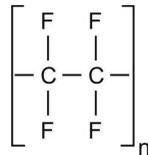


Bild 1.7: Monomerstruktur des PTFE

Die Bilanz zur Berechnung der für den Abbrand des Düsenmaterials zur Verfügung stehenden Energie ergibt sich vereinfacht zu [Hoc86]:

$$E_{\text{Abb}} = E_{\text{LB}} - E_{\text{Verl}} \quad (1.2)$$

Dabei ist:

$$E_{\text{LB}} = \int u_{\text{LB}}(t) \cdot i(t) dt \quad \text{und} \quad (1.3)$$

E_{Abb} ...die an der Düsenwand zur Verfügung stehende Abbrandenergie.

Die Verlustenergie E_{Verl} berechnet sich nach [Mül94] für den wandstabilisierten Lichtbogen aus einem Anteil der im Plasma absorbierten Leistung und einem Anteil Leckstrahlung, der das System als transparente Strahlung verlässt. Die von Müller [Mül94] durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass etwa die Hälfte der im Lichtbogen eingespeisten Leistung als Strahlungsleistung für die Zersetzung des PTFE an der Düsenoberfläche zur Verfügung steht. Zur Berechnung des theoretischen Abbrandfaktors kann man nun die Energiebilanz [Hoc86]:

$$E_{\text{Abb}} = E_{\text{LB}} - E_{\text{Verl}} = E_{\text{Erw}} + E_{\text{Zers}} \quad (1.4)$$

ansetzen. Dabei ist E_{Erw} die Energie zum Erwärmen des PTFE bis zur Zersetzungstemperatur ($T_Z = 510\text{-}540^\circ\text{C}$) und E_{Zers} die Zersetzungsenergie. Somit steht für die PTFE-Zersetzung die Energie $E_{Zers} = E_{Abb} - E_{Erw}$ an der Düsenwand zur Verfügung. Die benötigte Erwärmungsenergie wird abgeschätzt mit:

$$E_{Erw} = m \cdot c_p \cdot (T_Z - T_U) \quad (1.5)$$

und ist bezogen auf die vorhandene Lichtbogenenergie vernachlässigbar klein ($<1\%$ von E_{LB}). Damit gilt annähernd für die Zersetzungsenergie:

$$E_{Zers} = E_{Abb} = E_{LB} - E_{Verl} \quad (1.6)$$

Um eine Zersetzung des Düsenmaterials zu erreichen, muss die sogenannte Aktivierungsenergie E'_A mindestens durch den Lichtbogen aufgebracht werden. E'_A ist die Energie pro mol, bei der ein erster Ketten- bzw. Bindungsbruch des Polymers bewirkt wird und beträgt nach [Hoc86] für PTFE 300 kJ/mol. Für weitere Kettenbrüche ist die Dissoziationsenergie E'_D erforderlich. Werte für die Bindungsenergien der vorhandenen Hauptvalenzen sind in **Tabelle 1.1** angegeben.

Hauptvalenzbindung	Bindungsenergien / kJ/mol	
	Quelle [Hoc86]	Quelle [Beh69]
C — C	348	335
C — F	441	498

Tabelle 1.1: Bindungsenergien von Hauptvalenzbindungen bei 25°C und Umgebungsdruck

Nimmt man vereinfachend an, dass eine vollständige Dissoziation des Düsenmaterials stattfindet, kann man mit den Werten aus **Tabelle 1.1** die gesamte Dissoziationsenergie E'_D bestimmen und daraus die theoretische Abbrandrate:

$$\delta_{theo} = \frac{\text{Molekulargewicht}}{E'_D} \quad (1.6)$$

berechnen. Aus der Monomerstruktur des PTFE (**Bild 1.7**) ergibt sich E'_D für die vollständige Dissoziation aus der Summe der Bindungsenergien von zwei C-C-Bindungen und vier C-F-Bindungen und die Abbrandrate nach (1.6) bei einem Molekulargewicht von $M'_{\text{PTFE}} \approx 100 \text{ g/mol}$ zu den in **Tabelle 1.2** angeführten Werten.

$E'_D / \text{kJ/mol}$		$\delta_{\text{theo}} / \text{mg/kJ}$	
Quelle [Hoc86]	Quelle [Beh69]	Quelle [Hoc86]	Quelle [Beh69]
2460	2660	40,7	37,6

Tabelle 1.2: Dissoziationsenergie und theoretische Abbrandrate von PTFE

Mit Kenntnis der Abbrandrate kann die für die Simulation wichtige abgedampfte Masse (Δm) berechnet werden zu:

$$\Delta m = \delta_{\text{theo}} \cdot (E_{\text{LB}} - E_{\text{Verl}}), \quad (1.7)$$

wenn man den Anteil der Verlustenergie (E_{Verl}) kennt (**Kapitel 3.2.3.2**).

1.2 Zielstellung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit soll zur Erweiterung des Verständnisses der beim Ausschaltvorgang eines Hochspannungs-Selbstblasschalters bis zur Löschung des Lichtbogens ablaufenden physikalischen Prozesse beitragen. Mit Hilfe experimenteller Untersuchungen an einem originalen Selbstblasschalter sollen wesentliche Einflussgrößen auf den Lichtbogenlöschvorgang ermittelt und analysiert werden.

Für das untersuchte Schaltgerät wird ein geeignetes Messsystem konzipiert. Ein Ziel ist es, mit diesem Messsystem aussagekräftige physikalische Größen reproduzierbar zu messen. Neben der Erfassung der elektrischen Größen (Strom und Lichtbogen Spannung) werden folgenden Sensoren in den Selbstblasschalter eingebaut:

- Drucksensoren (Kompressionsvolumen, Heizvolumen, Lichtbogenraum, Pinspitze),
- Kraftsensoren (Schaltstange, Ventil 1),
- Wegsensor (Ausschaltfeder) und ein
- Sensor zur Erfassung der Ventilfehlerfunktion zwischen Heizvolumen und Kompressionsvolumen (Ventil 2).

Beim Einbau der Sensoren ist darauf zu achten, dass die Funktion und die Strömungsgeometrie des Leistungsschalters nicht unzulässig beeinflusst werden.

Der Fokus der Untersuchungen liegt in der Erfassung von Druckverläufen an signifikanten Punkten der Unterbrechereinheit. Die transienten Signale liefern Ergebnisse zur Interpretation des Aufbaus der Löschgassströmung.

Mit der gleichzeitigen Erfassung der aufgeführten physikalischen Größen an verschiedenen Messorten wird die Voraussetzung für eine umfassende Betrachtung des Ausschaltvorgangs geschaffen. Dazu gehören auch die Untersuchung der Antriebseinheit und die Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Unterbrechereinheit und dem mechanischen System der Antriebseinheit.

Die Analyse der Antriebseinheit ist die Basis für die Implementierung eines dynamischen Antriebsmodells in ein Simulationsprogramm. Dies ermöglicht die Einbeziehung der Wechselwirkung zwischen Unterbrechereinheit und Antriebseinheit in die Simulation des Ausschaltvorgangs. Die experimentellen Untersuchungen am originalen Selbstblasschalter sollen die Abhängigkeit der Wechselwirkungen von der Lichtbogenenergie zeigen. Dabei ist die Untersuchung der Ventilfunktionen ein wichtiger Punkt. Ziel ist es, mit den Messergebnissen darzustellen, inwieweit es erforderlich ist, die Bewegungscharakteristik für die Simulation des Ausschaltvorgangs dynamisch zu berechnen. Zugleich können die Messdaten für die Validierung von Simulationsmodellen verwendet werden, bei denen die Ausschaltbewegung dynamisch berechnet wird.

Bei der Analyse der Vorgänge in der Unterbrechereinheit ist die detaillierte Untersuchung des Einflusses des Abbrandeffektes auf die Druckentwicklung ein besonderes Ziel dieser Arbeit. Dabei werden einzelne Effekte separiert. So werden Keramik-Düsen verwendet und für Referenzmessungen anstelle der PTFE-Düsen in den Schalter eingebaut. Der Vergleich mit den Messwerten bei originaler Düsenkonfiguration soll Aufschluss über die Wirkung des Abbrandeffektes auf den Druckaufbau in der Unterbrechereinheit geben.

Aus der Literatur sowie aus eigenen Schaltversuchen ist bekannt, dass der Abbrand der Isolierstoffdüse nicht gleichmäßig über deren Länge verteilt ist [See06]. Das Ziel bei der Erfassung einer orts aufgelösten Abbrandrate an einem originalen Leistungsschalter ist es, die bereits existierenden Abbrandmodelle weiter zu qualifizieren und zu einem besseren Verständnis dieses Effektes beizutragen. Eine Segmentierung der Isolierstoffdüse ermöglicht die Analyse einzelner Düsenabschnitte nach der Beanspruchung mit unterschiedlichen Lichtbogenenergien. Bei den Lastschaltungen wird der Effektivwert des sinusförmigen Stromes über den gesamten Ausschaltstrombereich variiert. Bei jedem Ausschaltstrom werden drei unterschiedliche Lichtbogenzeiten (10 ms, 15 ms, 20 ms) eingestellt und dabei die bereits genannten physikalischen Größen parallel gemessen. Im Fehlerstrombereich ($I = 0,2 \dots 1 \cdot I_a$) wird jeder Versuch sowohl mit Keramik- als auch mit PTFE-Düsen durchgeführt.

Durch diese systematische Variation der Ausschaltparameter und des Düsenmaterials können die unterschiedlich wirksamen physikalischen Effekte besser verstanden werden. Die enge Verknüpfung von Experiment und Simulation soll helfen, die komplizierten physikalischen Zusammenhänge beim Ausschaltvorgang richtig zu interpretieren. Somit werden Voraussetzungen für eine effektive Weiterentwicklung der Schaltgeräte geschaffen. Mit den Ergebnissen werden Messdaten über den gesamten Ausschaltstrombereich des untersuchten Schaltertyps zur Validierung neu entwickelter Simulationsmodelle bereit gestellt.

2 Entwicklung eines Messsystems an einem originalen SF₆-Selbstblasschalter

Eine Beschreibung verwendeter Messsysteme bei experimentellen Untersuchungen zu Hochspannungs-Leistungsschaltern findet man in der Literatur hauptsächlich für Modellschaltkammern [Kri99, Mül94, Voi91]. In [Voi91] wird beispielsweise das Modell eines Selbstblasschalters mit einem beweglichen Kontaktsystem vorgestellt. Gemessen wird neben den Strom- und Spannungsverläufen auch das transiente Drucksignal innerhalb des Modellschalters und die Kontaktbewegung. Bei der Interpretation der Messergebnisse zeigt sich der Vorteil der parallelen Messung verschiedener physikalischer Größen. So können die sich gegenseitig beeinflussenden Vorgänge leichter beschrieben und verstanden werden.

Eine detaillierte Beschreibung eines komplexen Messsystems innerhalb eines originalen Hochspannungs-Leistungsschalters wurde bei der Literaturlauswertung nicht gefunden.

Deshalb wird folgend als Ausgangspunkt der experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit das aufgebaute Messsystem genauer beschrieben. Es werden verschiedene physikalische Größen parallel in der Antriebseinheit und in der Unterbrechereinheit eines originalen SF₆-Selbstblasschalters gemessen. **Bild 2.1** gibt einen Überblick über die eingebauten Sensoren. Die rot gekennzeichneten Orte stellen die Sensorpositionen dar.

An dieser Stelle soll erwähnt werden, dass der Leistungsschalter auf Grund des besseren Handlings beim Umbau des Messaufbaus in horizontaler Lage, also 90° gekippt zur eigentlichen Aufstellung, montiert wurde. Der Einfluss des Aufbaus auf die Bewegungscharakteristik der Unterbrechereinheit ist auf Grund der hohen Energie der Ausschaltfeder vernachlässigbar gering. Eine Beeinflussung der Funktion des Leistungsschalters durch den geänderten Aufbau kann ausgeschlossen werden.

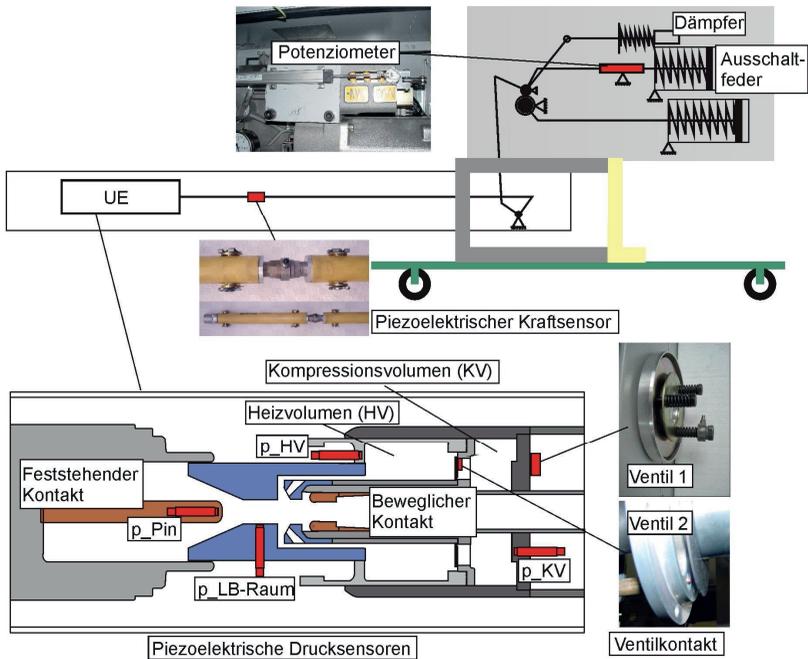


Bild 2.1: Darstellung der Sensoranordnung im originalen Schaltgerät

Innerhalb der Antriebseinheit wird der Federweg beim Entspannen der Ausschaltfeder mit einem Leitplastikpotenziometer (**Anhang A1**) aufgenommen. Durch die Umrechnung des Federweges auf die Ebene der Unterbrechereinheit erhält man die Weg-Zeit-Funktion des beweglichen Kontaktes. Diese wird als Äquivalent zur Lichtbogenlänge angenommen. Zur Beurteilung der Wechselwirkung zwischen Unterbrechereinheit und Antriebseinheit wird die transiente Zug- und Druckkraft auf die Schaltstange mit einem piezoelektrischen Kraftsensor erfasst. Die zu erwartenden Kräfte liegen im Bereich mehrerer kN. Die Messungen der mechanischen Größen dienen zudem der Validierung des Antriebsmodells (**Kapitel 3.1**).

Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen liegt auf der parallelen Messung von Druckverläufen an ausgewählten Punkten der Unterbrechereinheit während des Ausschaltvorganges.

Als Sensoren werden piezoelektrische Druckaufnehmer (**Bild 2.1**) eingesetzt. Die Beurteilung der gemessenen Druckverläufe gibt wichtige Informationen zu den physikalischen Prozessen und zur Validierung von Simulationsergebnissen. Die Mechanismen zum Aufbau des Löschgases werden unter anderem von der Funktion der beiden Ventile im Heizvolumen und Kompressionsvolumen beeinflusst. Mit einer geeigneten Sensorik wird die Stellung der Ventile erfasst.

Der Bau spezieller Düsen ermöglicht die Untersuchung des Abbrandeffektes am originalen Selbstblusschalter. Durch die gezielte Separation des gasenden Effektes der PTFE-Düsen ist die Bestimmung des Abbrandeinflusses auf den Aufbau des Löschgases möglich.

Für die Messungen im Schaltleistungslabor muss der Schalter für den Einbau des Messsystems modifiziert werden. In den folgenden Kapiteln werden die einzelnen konstruktiven Maßnahmen und die Anforderungen an das Messsystem näher erläutert.

2.1 Anforderungen an das Messsystem

Die Anforderungen an die Sensoren und das gesamte Messsystem sind sehr vielseitig. Die Aufgabe besteht darin, die physikalischen Vorgänge beim Ausschaltvorgang durch die Sensorsignale reproduzierbar abzubilden. Die Schwierigkeiten stellen dabei die ungünstigen Umgebungsbedingungen innerhalb des Leistungsschalters dar. Diese sind charakterisiert durch:

- hohe Temperatur durch den Lichtbogen (5000-7000 K im Randgebiet),
- aggressive Reaktionsprodukte durch zersetztes SF₆,
- extreme Druckunterschiede (30-40 bar) und hohe Strömungsgeschwindigkeiten ($M > 1$),
- starke Beschleunigungen beim Schaltvorgang ($a = 500 - 1000 \text{ m/s}^2$),

- geringes Platzangebot für den Sensoreinbau und
- hohe elektrische und magnetische Felder.

Durch den Schaltlichtbogen entstehen kurzzeitig extrem hohe Temperaturen, vor allem im Lichtbogenraum, aber auch im Heizvolumen, im Kompressionsvolumen und in den Auslassbereichen der Düse. An diesen Stellen ist es wichtig, die vorhandenen Sensoren besonders zu schützen. Dies betrifft vor allem die piezoelektrischen Drucksensoren, die neben der Gefahr der Zerstörung auch einer Temperaturdrift ($+0,36\%/^{\circ}\text{C}$ ab $T = 135^{\circ}\text{C}$) unterliegen. Das bedeutet, dass bei einer zu hohen Sensortemperatur ($T > 135^{\circ}\text{C}$) ein erhöhter Messfehler auftritt. Um dies zu vermeiden, muss der Sensor sowohl vor der unzulässigen Erwärmung als auch vor der direkten Strahlungseinwirkung geschützt werden. Nach jedem Test muss eine ausreichende Abkühlzeit eingehalten werden, um reproduzierbare Signale zu erhalten.

Bei der Auswahl der Sensoren muss darauf geachtet werden, dass diese beschleunigungskompensiert sind. Beim Schaltvorgang werden die im beweglichen Teil der Unterbrechereinheit installierten Sensoren innerhalb von wenigen 10 ms über 100 mm bewegt und am Ende durch die Wirkung des Dämpfers stark abgebremst. Zudem sind alle Sensoren während des gesamten Ausschaltvorgangs starken Erschütterungen ausgesetzt.

Zur Veranschaulichung der Herausforderungen des Sensoreinbaus und der Kabelausleitung zeigt **Bild 2.2** das Platzangebot und die Verschmutzung der Schaltkammer nach einem Kurzschlussversuch.



Bild 2.2: Blick in den Leistungsschalter (Richtung Isolierstoffdüse)

Die Signalleitungen der Sensoren an der Isolierstoffdüse und im Heizvolumen müssen flexibel verlegt sein, da sie zusammen mit der Unterbrechereinheit bewegt werden. Ein weiteres wichtiges Kriterium bei dem Messaufbau ist die Gewährleistung der Druckdichtigkeit der Schaltkammer, die mit SF₆ bei einem vorgegebenen Überdruck gefüllt ist. Die Sensorsignale werden mittels speziellen druckdichten Durchführungen, wie sie im **Bild 2.3** zu sehen sind, aus dem Anschlussflansch ausgeleitet.

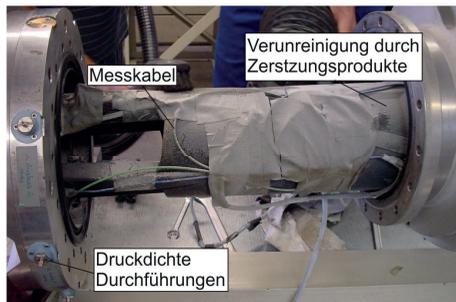


Bild 2.3: Messsignalausleitung

2.2 Messsystem innerhalb der Antriebseinheit

2.2.1 Kraftmessung an der Schaltstange

Erfahrungen vorangegangener Untersuchungen [Leu06] haben gezeigt, dass sich die Schaltstange als Einbauort eines Kraftsensors besonders eignet. Es können vor allem die Beanspruchung der Schaltstange und die Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit mit dem gemessenen Kraftverlauf beurteilt werden. **Bild 2.4** zeigt den piezoelektrischer Kraftsensor für die Messung der transienten Zug- und Druckkräfte.



Bild 2.4: Schaltstange mit Kraftsensor

Der Sensor wird zwischen zwei Zylindern aus Hartaluminium verschraubt und anschließend in die Schaltstange eingeklebt. Querbolzen stabilisieren zusätzlich den Aufbau.

Der Messbereich des Kraftsensors ist mit 53 kN Druck- und 17 kN Zugkraft so gewählt, dass die zu erwartenden Kräfte mit entsprechender Genauigkeit von $\pm 1\%$ vom Messwert erfasst werden können. Auch die obere Grenzfrequenz des Sensors mit 10 kHz ist ausreichend für die Messaufgabe.

2.2.2 Messung des Federweges

Um eine Korrelation aller Messsignale zur Position der Unterbrechereinheit zu erhalten, wird zunächst die Bewegung der Ausschaltfeder mit einem Leitplastikpotenziometer gemessen. Der Messaufbau ist im **Bild 2.5** zu sehen.

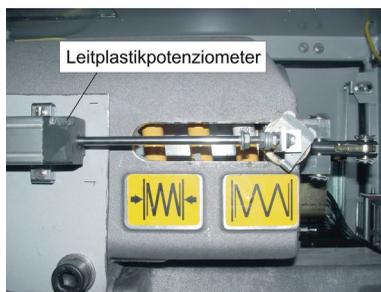


Bild 2.5: Wegmessung an der Ausschaltfeder

Der Schlitten des Potenziometers ist direkt am Bolzen des Federtellers befestigt und wird von der Feder geführt. Die Positionierung des Weg-Sensors an der Ausschaltfeder ist vorteilhaft, weil keine Isolierung gegen spannungsführende Teile notwendig ist. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass die Signalleitung nicht aus dem Druckgefäß geführt werden muss. Mit der gemessenen Weg-Zeit-Funktion der Ausschaltfeder wird die Bewegung der Unterbrechereinheit ermittelt. Im **Kapitel 3.1.1** ist die Umrechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Ausschaltfeder auf die Ebene der Unterbrechereinheit beschrieben.

2.2.3 Untersuchung der Ventilfunktionen

Mit den zwei druckgesteuerten Ventilen innerhalb der Unterbrechereinheit (**Bild 1.5**) wird die Zufuhr von kaltem SF₆ aus dem Kompressionsvolumen in die angrenzenden Volumina geregelt. Zur Beurteilung der Druckverläufe und der Rückwirkung auf die Antriebseinheit ist es wichtig, die Funktion der Ventile zu kennen.

2.2.3.1 Federventil am Kompressionsvolumen (Ventil 1)

Die Ventilplatte öffnet bei einem erhöhten Druck im Kompressionsvolumen (p_{KV}), wodurch es zu einem Druckausgleich zwischen Kompressions- und Auslassvolumen kommt. Für die Öffnung muss die aufgebaute Kraft auf die Ventilplatte durch den erhöhten Druck im Kompressionsvolumen größer sein, als die Gegenkraft der drei Schraubenfedern (**Bild 2.6**). Die Gegenkraft kann durch die Wahl der Schraubenfedern eingestellt werden (Gleichung (2.1)). Mit Kenntnis der wirksamen Querschnittsfläche der Ventilplatte und der Vorspannkraft einer Schraubenfeder wird nach Gleichung (2.2) der zur Öffnung des Ventils benötigte Schwellwert von p_{KV} bestimmt. Je höher der Druck im Kompressionsvolumen ist, umso größer ist der Öffnungsweg der Ventilplatte. Die Federn werden mit einer definierten Vorspannung auf die Ventilplatte geschraubt.

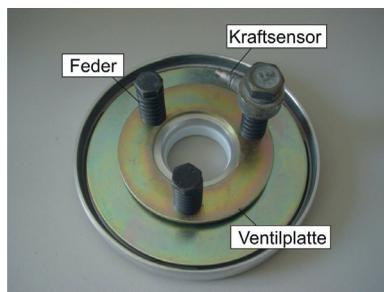


Bild 2.6: Federventil mit eingebautem Ringkraftsensor

Zur Messung der Ventilplattenöffnung wird ein piezoelektrischer Kraftsensor zwischen einer Schraubenfeder und der Befestigungsschraube eingebaut. So kann die dynamisch wirkende Federkraft gemessen werden, die linear zum Öffnungsweg der Ventilplatte ansteigt. In **Bild 2.7** ist die Kraftkennlinie von einer Schraubenfeder der Ventilplatte exemplarisch dargestellt. Für die Nachrechnung der Ventilplattenöffnung wird eine lineare Kennlinie der Schraubenfedern vorausgesetzt.

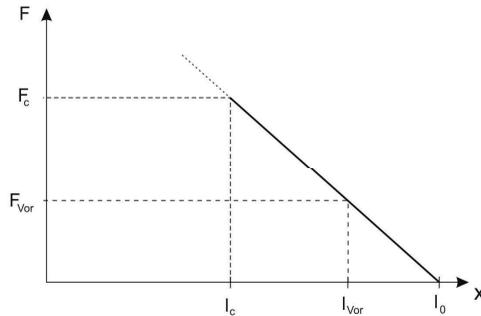


Bild 2.7: Federkraftkennlinie von einer Ventildfeder

Im **Bild 2.7** ist die Länge der vorgespannten Feder mit l_{Vor} bezeichnet. l_0 ist die Federlänge im ungespannten Zustand. Das bedeutet, dass eine Federvorspannkraft der drei Schraubenfedern von:

$$F_{\text{vor}3} = 3 \cdot c_{\text{Feder}} \cdot (l_0 - l_{\text{Vor}}) \quad (2.1)$$

als Gegenkraft auf die Ventilplatte im geschlossenen Zustand wirkt. Ventil 1 öffnet, wenn entsprechend Gleichung (2.2) F_{Platte} größer wird als $F_{\text{vor}3}$.

$$F_{\text{Platte}} = \Delta p_{\text{KV}} \cdot A_{\text{Platte}} \quad (2.2)$$

Δp_{KV} ist die Druckänderung im Kompressionsvolumen und A_{Platte} die Fläche der Ventilplatte. Mit dem eingebauten Kraftsensor wird nur die transiente Kraftänderung gemessen, nicht die Vorspannkraft der Schraubenfeder.

Aus dem gemessenen Kraftsignal (F_{Mess}) an einer Feder kann die Bewegung der Ventilplatte mit:

$$x_{\text{Platte}} = \frac{F_{\text{Mess}}}{c_{\text{Feder}}} \quad (2.3)$$

berechnet werden. Der maximale Öffnungsweg des Federventils ist bestimmt durch die Blocklänge der Federn (l_c). Somit wird die maximal messbare Federkraft begrenzt auf:

$$F_{\text{Feder max}} = c_{\text{Feder}} \cdot (l_{\text{Vor}} - l_c). \quad (2.4)$$

Die obere Grenzfrequenz des verwendeten Kraftsensors beträgt 60 kHz, womit die erwarteten Kraftänderungen abgebildet werden können.

Bei der Auswertung der gemessenen Kraft an der Ventilfeder muss beachtet werden, dass die Feder durch den wirkenden Kraftimpuls auf Grund des explosionsartigen Druckaufbaus im Kompressionsvolumen zum Schwingen angeregt wird. Dabei misst der Kraftsensor hauptsächlich die Längseigenschwingungen mit. Die Grundschwingung der Längseigenschwingung der Schraubenfeder kann mit der in [Lut99] angegebenen Gleichung für die verwendete Feder mit:

$$f_e = \frac{d}{2\sqrt{2}\pi D^2 n} \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2.5)$$

berechnet werden. Dabei ist d der Federdrahtdurchmesser, D der mittlere Windungsdurchmesser, n die Anzahl der federnden Windungen, G das Schubmodul und ρ die Dichte des Federdrahtes. Aus Gleichung (2.5) ergibt sich eine Längseigenfrequenz für die Ventilfeder von etwa 1 kHz. Dieses Signal überlagert sich dem eigentlichen Kraftmesssignal und muss bei der Auswertung geeignet herausgefiltert werden.

2.2.3.2 Ventil zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen (Ventil 2)

Das druckgesteuerte Ventil 2 regelt den Druckausgleich zwischen Kompressions- und Heizvolumen. Die Ventilplatte ist geöffnet, wenn der Druck im Kompressionsvolumen größer ist, als der Druck im Heizvolumen. Im umgekehrten Fall ist das Ventil geschlossen.

Zur exakten Funktionsüberprüfung wird die momentane Stellung der Ventilplatte mit Hilfe eines Kontaktes detektiert. Dieser ist in den Verbindungssteg am Ende des Heizvolumens (**Bild 2.8**) eingebaut. Die Ventilplatte selbst verbindet beim Schließen die beiden Kontaktstifte (**Bild 2.9**), wodurch ein Gleichstrom durch den Messkreis fließt. Der daraus resultierende Spannungsabfall über einen Messwiderstand wird direkt mit einem Transientenrekorder erfasst.

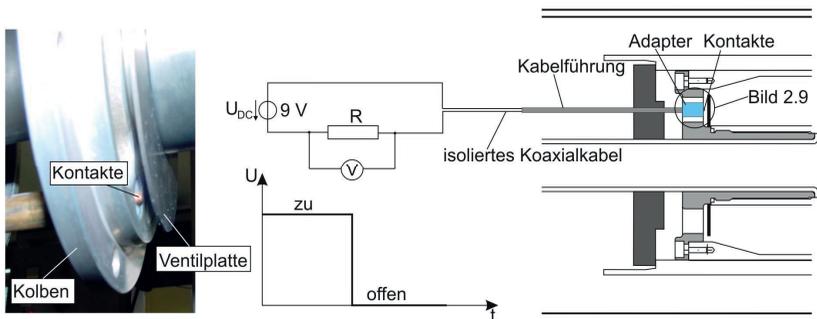


Bild 2.8: Erfassung der Ventilfunktion (Ventil 2)

Mit diesem Messprinzip können der Zeitpunkt und die Dauer des Schließens von Ventil 2 bestimmt werden. Vernachlässigt wird dabei die Zeit, welche von der Ventilplatte benötigt wird, um von dem geöffneten Zustand in den geschlossenen Zustand bewegt zu werden. Wegen der hohen Dynamik der Platte und des geringen Hubes ist diese abgeschätzte Zeitdauer vernachlässigbar klein.

Zur Fixierung und zum stabilen Einbau der Kontaktstifte ist ein Adapter aus Kunststoff konstruiert worden (**Bild 2.9**).

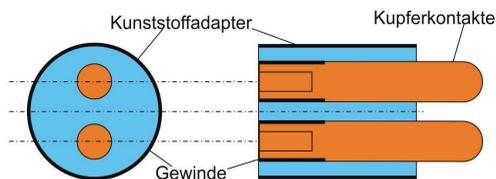


Bild 2.9: Adapter mit Kontaktstiften zur Erfassung der Ventilstellung

Das Ende eines BNC-Kabels wird mit den Kontaktstiften verlötet und über druckdichte Durchführungen aus dem Schalter auf den Messkreis geführt. Zur Spannungsversorgung wird eine Batterie eingesetzt.

2.3 Messsystem innerhalb der Unterbrechereinheit

Der Fokus der Messungen innerhalb der Unterbrechereinheit liegt auf der Erfassung der Drucksignale in den Volumina, die für den Aufbau des Löschgasdruckes wichtig sind (**Bild 2.1**). Hierzu werden für die Vergleichbarkeit der Ergebnisse jeweils baugleiche Druckaufnehmer eingesetzt. Die verwendeten piezoelektrischen Drucksensoren zeichnen sich durch eine hohe Dynamik aus. Es können Druckänderungen bis zu einer Frequenz von 400 kHz gemessen werden. Der maximal messbare Druck beträgt 69 bar, was nach Abschätzungen und Vergleichen mit den Ergebnissen bei ähnlichen Randbedingungen aus der Literatur [Yan09, Won07] für die Messaufgaben als ausreichend angenommen werden kann.

2.3.1 Druckmessung im Lichtbogenraum

Für die Messung des Druckaufbaus im Lichtbogenraum wird ein Sensor in die Isolierstoffdüse eingebaut. Im **Bild 2.10** ist der Einbauort skizziert. Der Drucksensor befindet sich in einen Adapter aus abbrandfestem Material. Zur Befestigung des Adapters in der Isolierstoffdüse wird ein Gewinde in die PTFE-Düse gebohrt und der Adapter mit dem Sensor eingeschraubt. Ein kleinerer Druckmesskanal verbindet die Gewindebohrung mit dem Lichtbogenraum. Zusätzlich muss das Sensordiaphragma vor der hohen Temperatur im Lichtbogenraum und der direkten Lichtbogenstrahlung geschützt werden. Dafür wird vor das Sensordiaphragma ein 0,5 mm dickes PTFE-Plättchen platziert.

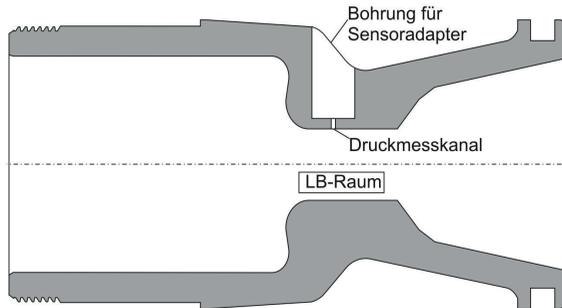


Bild 2.10: Isolierstoffdüse für Druckmessung

Die Abmessung des Druckmesskanals ist durch den Sensorhersteller vorgegeben. Darüber definiert sich die Resonanzfrequenz bzw. die messbare Anstiegszeit des Druckimpulses. Die Resonanzfrequenz ergibt sich aus [Pcb99]:

$$f_r = \frac{v}{4L} \quad (\text{Hz}). \quad (2.5)$$

Dabei ist v die Schallgeschwindigkeit des jeweiligen Gases und L die Länge des Messkanals. Aus der Resonanzfrequenz ergibt sich eine äquivalente Anstiegszeit von:

$$t_r = \frac{0,33}{f_r}. \quad (2.6)$$

Als Abschätzung bedeutet das für den Messaufbau eine minimal messbare Druckanstiegszeit von 30 μs bei einer Umgebungstemperatur von 25°C. Steigt die Temperatur können steilere Druckanstiegszeiten gemessen werden, da die Schallgeschwindigkeit des Gases entsprechend

$$v = \sqrt{\kappa \cdot R \cdot T} \quad (2.7)$$

zunimmt [Rei02]. Die zu erwartenden Druckanstiegszeiten innerhalb der Unterbereineinheit liegen im Bereich von ms und sind so mit diesem Aufbau messbar. Der Druckkanal ist senkrecht zur Strömungsrichtung angeordnet, womit der vorherrschende statische Druck an der Wand der Isolierstoffdüse gemessen wird [Zie93].

2.3.2 Druckmessung am Pin

Der Pin wird für die Druckmessung so variiert, dass der Staudruck [Zie93] an der Pinspitze gemessen werden kann. **Bild 2.11** zeigt den dafür veränderten Pin.

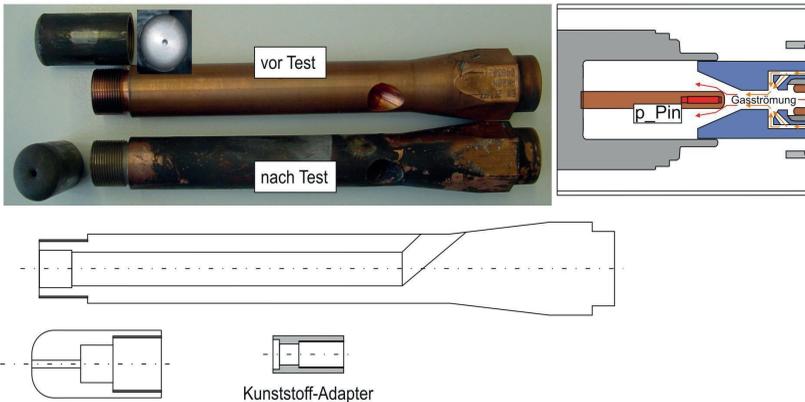


Bild 2.11: Druckmessung an der Pinspitze

Zur Realisierung des Messaufbaus muss die Spitze des originalen Pins abgeschnitten und durch eine aus gleichem Material gefertigte neue Pinspitze ersetzt werden. In den Pin wird ein Loch für den Einbau des Sensors und die Signalausleitung gebohrt. Der Druckkanal zum Sensor befindet sich in der neu aufgesetzten Pinspitze. Der Drucksensor wird in den Kunststoff-Adapter gebaut und in den Pin eingesetzt. Der verwendete Adapter stellt gleichzeitig die elektrische und thermische Isolierung des Sensors gegenüber dem Pin sicher. Die Signalausleitung befindet sich am hinteren Teil des Pins und muss ebenfalls vor den Temperaturen des ausströmenden heißen Gases ($T \approx 2000 \dots 3000 \text{ K}$) geschützt werden.

Die durchgeführten Messungen haben gezeigt, dass der Staudruck an der Pinspitze bis zu einem Ausschaltstrom von $0,35 \cdot I_a$ mit dem beschriebenen Aufbau gemessen werden kann. Allerdings sind die Messungen nicht reproduzierbar und auch nicht eindeutig interpretierbar. Deshalb werden sie in dieser Arbeit nicht weiter ausgewertet. Ein Beispiel für das Messergebnis der Druckmessung am Pin soll aber trotzdem hier dargestellt werden (**Bild 2.12**). Zu sehen ist der Vergleich von Messergebnissen bei vier verschiedenen Ausschaltströmen zwischen $0,2 \cdot I_a$ und $0,35 \cdot I_a$. Bei größeren Fehlerströmen wird der Druckmesskanal bei langen Lichtbogenzeiten aufgrund des hohen Kontaktmaterialabbrands verstopft. Dadurch ist keine reproduzierbare Messung möglich ist.

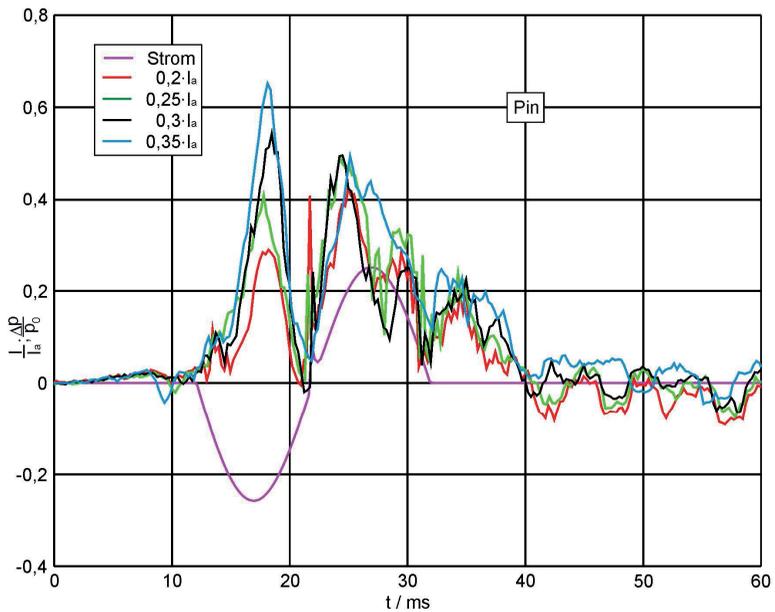


Bild 2.12: Staudruck an der Pinspitze ($t_{LB} = 20$ ms)

Deutlich wird die Abhängigkeit der Druckhöhe vom Lichtbogenstrom in der ersten Halbwelle bis etwa 18 ms. Im **Bild 2.12** sieht man aber auch bei den Ausschaltströmen $0,3 \cdot I_a$ und $0,35 \cdot I_a$, dass der gemessene Druckverlauf während der zweiten Stromhalbwelle schwer interpretierbar ist, da die Druckmaximalwerte hier geringer sind, als in der ersten Halbwelle.

Eine mögliche Erklärung ist, dass der Pin die Düsenengstelle nach etwa 26 ms freigibt und somit ein besseres Abströmen des Gases ermöglicht wird. Andererseits wird auch hier die Druckbohrung bereits durch abgeschmolzenes Kontaktmaterial teilweise verstopft. Dadurch werden geringere Druckwerte gemessen. Im Gegensatz dazu ist der Staudruck bei den Schaltungen mit $0,2 \cdot I_a$ und $0,25 \cdot I_a$ in der zweiten Stromhalbwelle größer als in der 1. Halbwelle.

Diese Versuchsmessungen am Pin haben jedoch gezeigt, dass es prinzipiell möglich ist, den Staudruck an dieser Stelle zu erfassen. Damit reproduzierbare Signale gemessen werden können, muss der gewählte Aufbau verbessert werden. Dafür kann der dargestellte Messaufbau als Ansatz dienen.

2.3.3 Druckmessung im Heizvolumen

Die Druckmessung im Heizvolumen ist sowohl für die Beurteilung der Löschfähigkeit des Schalters, als auch zur Überprüfung der Ventilfunktion zwischen Heizvolumen und Kompressionsvolumen wichtig. Es wird angenommen, dass eine nahezu gleichmäßige Druckverteilung im Heizvolumen während der Schalthandlung vorhanden ist, da sich die Druckverhältnisse aufgrund ihrer geringen Reaktionszeit (1-2 ms) schnell ausgleichen [Won07]. Somit ist es ausreichend, den Druck an einem Ort des Volumens aufzunehmen. **Bild 2.13** zeigt den dafür veränderten Zylinder.

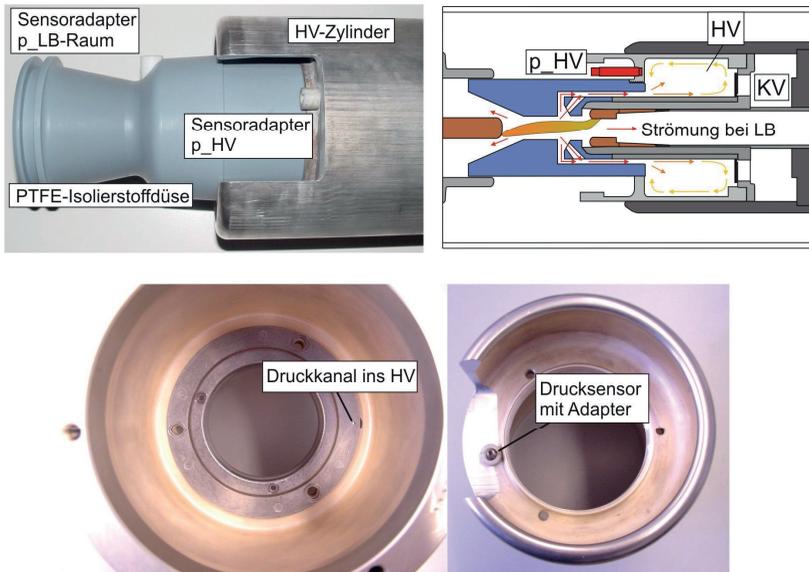


Bild 2.13: Druckmessung im Heizvolumen

Der Druckmessort ist so gewählt, dass das heiße Gas aus dem Lichtbogenraum nicht direkt auf den Sensor strömt, sondern sich zuerst mit dem im Heizvolumen vorhandenen kälteren Schaltgas mischt. Wie die Simulationsergebnisse in [Won07] zeigen und die Pfeile der Strömungsrichtung im **Bild 2.13** andeuten, ist der Sensorbereich des Heizvolumens während der Messdauer etwa 1000 K-1500 K kälter als der hintere Bereich des Heizvolumens. Dadurch ist eine geringere thermische Beanspruchung des Sensors zu erwarten, was dessen Schutz vereinfacht und die Qualität und Reproduzierbarkeit der Messergebnisse erhöht.

Zur Montage des Sensors und zur Ausleitung der Sensoranschlusskabel wird ein Teil des Zylinders, der für den Stromübergang vorgesehen ist, ausgefräst. Da bei den Untersuchungen der Hauptstromkontakt nicht relevant ist, hat diese konstruktive Veränderung des Heizzylinders keinen Einfluss auf die Messergebnisse. Die Abmessung des Druckmesskanals ist identisch mit dem im Lichtbogenraum.

2.3.4 Druckmessung im Kompressionsvolumen

Der Raum hinter dem Heizzylinder wird als Kompressionsvolumen bezeichnet. Darin wird beim Ausschaltvorgang kaltes Schaltgas komprimiert und somit ein hoher Druck aufgebaut. Die Steuerung des Druckausgleiches in diesem Volumen wird mit den beiden Ventilen (**Bild 1.5**) realisiert. Ist Ventil 2 geöffnet, strömt das im Kompressionsvolumen verdichtete Gas ins Heizvolumen und erhöht dort den Löschgasdruck. Dies ist vor allem bedeutsam beim Schalten im Nennstrombereich, da hier die Lichtbogenenergie nicht ausreicht, den benötigten Löschgasdruck im Heizvolumen zu erzeugen. Ventil 1 am Ende des Kompressionsvolumens dient zum Druckausgleich bei geschlossenem Ventil 2. Das dann zum Löschen nicht benötigte Gas strömt über Ventil 1 in den Auslassbereich des Schalterpols ab, wodurch die vollständige Öffnung der Unterbrechereinheit gewährleistet wird.

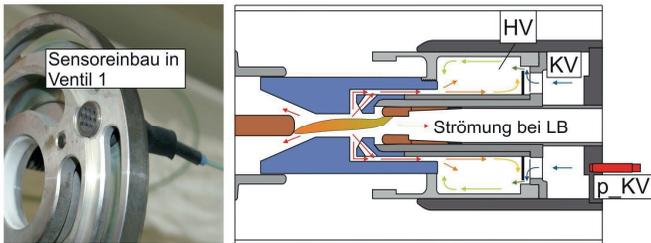


Bild 2.14: Druckmessung im Kompressionsvolumen (Einbaukonstruktion von Siemens AG Berlin übernommen)

Um die Funktion der Ventile zu untersuchen, ist die Kenntnis der Druckverhältnisse sowohl im Heizvolumen als auch im Kompressionsvolumen wichtig. Der Ort, an dem der Druck im Kompressionsvolumen erfasst wird, ist im **Bild 2.14** zu sehen. Der Sensor wird mittels Adapter in einen festen Steg von Ventil 1 eingebaut, ohne die Ventilfunktion zu beeinflussen.

2.3.5 Konstruktive Veränderung der Schaltergeometrie für die Druckmessung

Zum Einbau der Sensoren und Wegführen der Anschlusskabel sind die im **Bild 2.15** gezeigten konstruktiven Veränderungen an der Originalgeometrie notwendig.

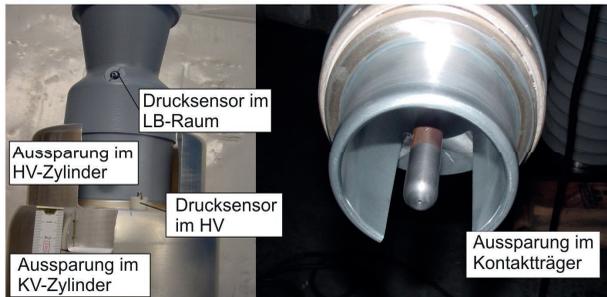


Bild 2.15: Konstruktive Veränderungen an der Unterbrechereinheit

Die Aussparungen haben keinen wesentlichen Einfluss auf die Strömung und den Schaltvorgang. Lediglich die Schlitzung im Kontakträger (**Bild 2.15** rechts) erhöht zum Ende des Schaltvorgangs die Ausströmfläche an der Pinseite um etwa 10%. Zusätzlich können sich an den entstandenen Kanten bei hoher Strömungsgeschwindigkeit Wirbel ausbilden, die die Strömung und somit auch die Druckverläufe an den Messorten beeinflussen. Um den Einfluss der konstruktiven Veränderungen auf den Druckaufbau während des Schaltvorgangs zu quantifizieren, werden der Druckverlauf im Heizvolumen und im Kompressionsvolumen bei originaler und bei veränderter Unterbrechereinheit als Voruntersuchung gemessen und verglichen (**Bild 2.16**).

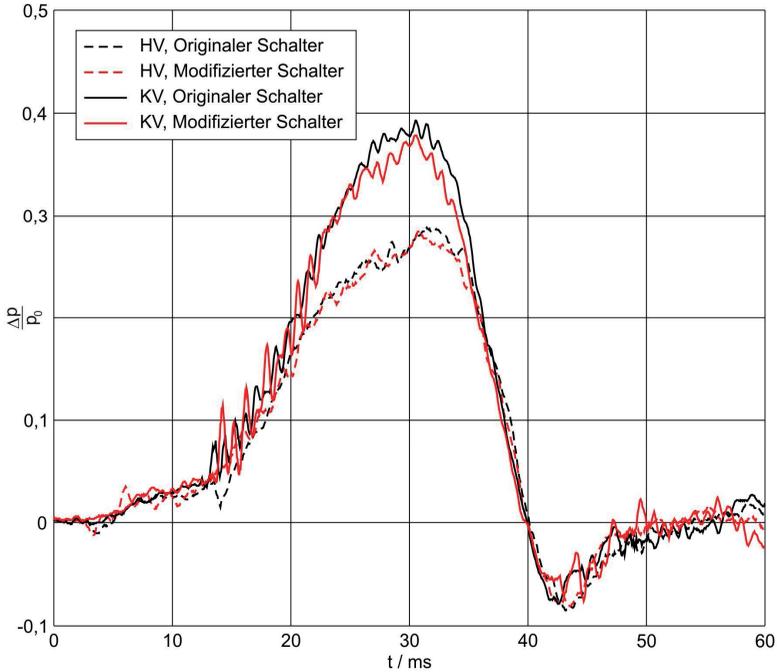


Bild 2.16: Druckmessung bei $0,14 \cdot I_a$ und 10 ms Lichtbogenzeit

Die im **Bild 2.16** dargestellten Messverläufe zeigen keine signifikanten Unterschiede beim Vergleich von originaler und veränderter Geometrie der Unterbrechereinheit. Lediglich im Kompressionsvolumen weichen die Messergebnisse im Maximum um etwa 1 % voneinander ab. Diese Messabweichung liegt aber für die Untersuchungen in einem tolerierbaren Bereich. Das bedeutet, dass die Modifikation der Unterbrechereinheit auf die Druckverhältnisse in den beiden Volumina nur einen geringfügigen Einfluss hat.

2.3.6 Konstruktionen zur Abbranduntersuchung

Um den Einfluss des PTFE-Abbrandes bei unterschiedlichen Lichtbogenenergien auf den Druckaufbau an signifikanten Punkten innerhalb der Unterbrechereinheit

zu untersuchen, wurden Keramikdüsen anstatt der originalen PTFE-Düsen eingesetzt. Voraussetzung dafür ist, dass der gasende Effekt und der Einfluss auf den Druckaufbau bei den Keramikdüsen gegenüber den PTFE-Düsen als vernachlässigbar klein angesehen werden kann. Somit erhält man Referenzwerte bei den Messungen mit den Keramikdüsen und kann die Drucksignale mit denen beim Einsatz originaler Düsen vergleichen. Für eine detaillierte Untersuchung des Abbrandes der PTFE-Isolierstoffdüse ist eine segmentierte Düse aufgebaut worden. Mit dieser PTFE-Düse kann eine ortsaufgelöste Abbrandrate bestimmt werden.

2.3.6.1 Keramikdüsen

Mit Hilfe der Keramikdüsen wird der Einfluss des gasenden Kunststoffes (PTFE) auf die Druck- und Strömungsverhältnisse bei verschiedenen Schaltparametern untersucht. Dazu werden die gemessenen Druckverläufe beim Einsatz der originalen Düsen mit denen bei eingebauten Keramikdüsen verglichen. Die Keramikdüsen sind von der Firma Barat Ceramics gefertigt worden. Als Material wird Al₂O₃ verwendet. Sie sind so konstruiert, dass die innere strömungsrelevante Geometrie identisch mit den originalen Düsen ist. **Bild 2.17** zeigt die eingesetzten Keramikdüsen.

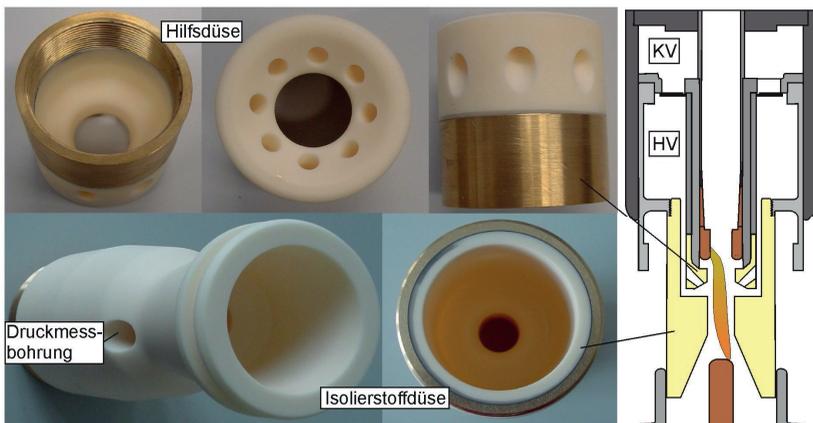


Bild 2.17: Hilfs- und Isolierstoffdüse aus Keramik

Aufgrund der besseren mechanischen Stabilität und einfacheren Herstellbarkeit ist das Gewinde zur Befestigung der Düsen aus Messing gefertigt worden. Der Messingring wird mit der Keramik verklebt. Die Keramik-Isolierstoffdüse ist mit Druckbohrungen ohne Gewinde, ähnlich wie unter **Kapitel 2.3.1** beschrieben, versehen. Die Adapter für die Sensoren werden in diese Bohrungen eingeklebt. Mit der Druckmessvorrichtung können Messungen bis zu einem Ausschaltstrom von $0,5 \cdot I_a$ bei 20 ms Lichtbogenzeit durchgeführt werden. Durch die Einbringung der Bohrungen wird die Düsenkonstruktion geschwächt und hält höheren Energieeinträgen (ab $0,5 \cdot I_a$, 20 ms) mechanisch nicht stand. Deshalb kann für die Messungen im Kurzschlussstrombereich nur eine Keramik-Isolierstoffdüse ohne Druckbohrung eingesetzt werden. Mit dieser Düse sind Messungen bis zum maximalen Ausschaltstrom (I_a) möglich. Zum Vergleich der verwendeten Düsenmaterialien fasst **Tabelle 1.1** die wesentlichen Materialeigenschaften zusammen.

	Keramik		PTFE	
	Hilfssdüse	Isolierstoffdüse	Hilfssdüse	Isolierstoffdüse
Material	Al ₂ O ₃ (AK99,5) Fa. Barat Ceramics		PTFE, grau	
Masse	240 g	1782,1 g	ca. 100 g	ca. 1000 g
Dichte	3,9 g/cm ³		2,16 g/cm ³	
Wärmeleitfähigkeit	19-30 W/(Km)		0,24 W/(Km)	
höchste Betriebstemperatur	1400-1700°C		300°C	

Tabelle 2.1: Eigenschaften von Keramik- und PTFE-Düsen

Nachteilig beim Einsatz von Keramik ist die höhere Materialdichte gegenüber PTFE. Dadurch ist die Keramikdüse schwerer, was zu einer stärkeren Belastung des Dämpfers und der Schaltstange am Ende des Ausschaltvorgangs führt. Die Bewegungscharakteristik der Unterbrechereinheit ändert sich allerdings während des Ausschaltvorgangs nicht.

Der Grund dafür die die hohe mechanische Energie der Ausschaltfeder. **Bild 2.18** zeigt dazu als Vergleichsmessung bei einer Leerschaltung die Weg-Zeit-Kennlinien der Unterbrechereinheit und die Kraftverläufe an der Schaltstange beim Einsatz von PTFE-Düsen und Keramikdüsen.

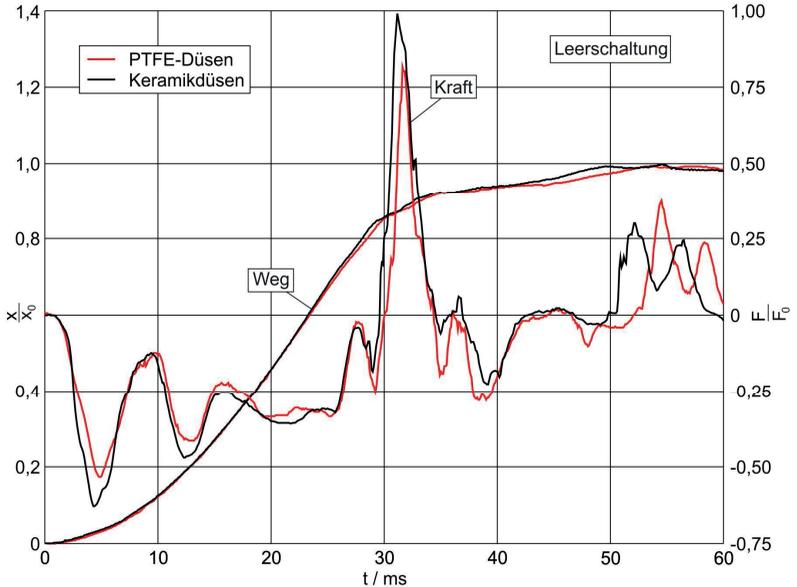


Bild 2.18: Vergleich der Weg-Zeit-Kennlinien der Unterbrechereinheit und der Kraftverläufe an der Schaltstange bei Leerschaltungen mit PTFE- und Keramikdüsen

Im **Bild 2.18** ist zu sehen, dass die Weg-Zeit-Kennlinien bei Einsatz von PTFE und Keramik als Düsenmaterial nahezu identisch sind. Beim Vergleich der Kraftsignale ist zu erkennen, dass die Schaltstange durch die größere Masse der Keramikdüsen stärker belastet wird.

2.3.6.2 Segmentierte Düse

Im **Bild 2.19** ist eine Skizze der segmentierten Düse zu sehen. Es wird hierbei eine originale PTFE-Düse in drei Teile geschnitten. Die für die Auswertungen relevanten fünf Segmente der Düsenengstelle sind aus dem gleichen PTFE-Material gefertigt wie die originale Düse. Sie haben eine Breite von 5 mm.

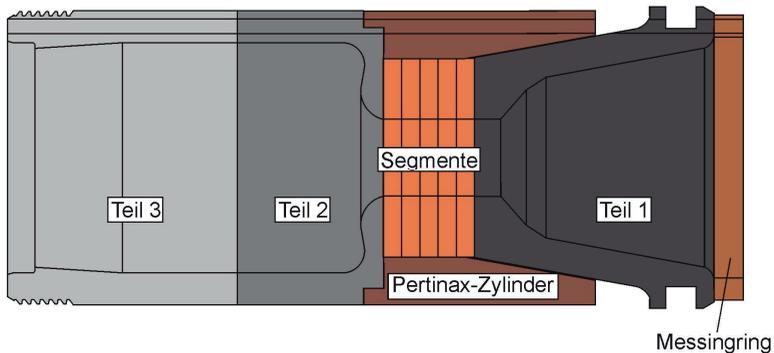


Bild 2.19: Skizze der segmentierten Düse

Der Zylinder aus Hartpapiergewebe zentriert die Segmente der Düsenengstelle und sorgt für die nötige Stabilität der Anordnung. Zusätzlich werden bei den Messungen noch Keflringe zur mechanischen Stabilisierung über die Düse geschoben. Die einzelnen Düsenteile sind mit fünf Gewindestangen aus Stahl verbunden, die an der Vorderseite gegen den Messingring und an der Rückseite im Heizvolumen verschraubt werden. Die Zeichnungen der einzelnen Teile der segmentierten Düse befinden sich im **Anhang A3**.

2.4 Aufbau des Versuchskreises

Für die Untersuchungen wird ein sinusförmiger Strom (50 Hz) mit einem synthetischen Prüfkreis erzeugt und in die Schaltstrecke des Selbstblasschalters eingepreßt. Es werden ausschließlich Stromversuche durchgeführt.

Die Festigkeit der Schaltstrecke nach dem Stromnulldurchgang wird nicht untersucht. Das vereinfachte Ersatzschaltbild des Versuchskreises zur Erzeugung des Prüfstromes ist im **Bild 2.20** dargestellt.

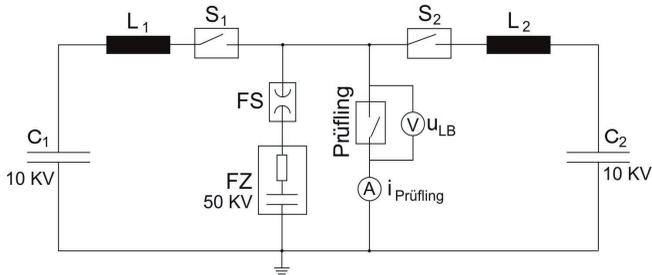


Bild 2.20: Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Prüfkreises (Siemens AG Berlin)

Bei den Messungen werden Ströme im Bereich des Nennstromes bis hin zum maximalen Ausschaltstrom des Leistungsschalters geschaltet. Die Lichtbogenzeit wird zwischen 10 ms und 20 ms variiert. Zur Erzeugung der Stromhalbwellen werden mehrere Kondensatorbänke bis zur gewünschten Spannung aufgeladen. Im **Bild 2.20** sind diese als C_1 und C_2 zusammengefasst. Mit der Entladung von C_1 über einen Reihenschwingkreis wird die erste sinusförmige Stromhalbwelle erzeugt, die den Prüfling belastet. Um die zweite Stromhalbwelle durch den Leistungsschalter fließen zu lassen, muss zum Zeitpunkt des ersten Stromnulldurchgangs die nun teilweise geöffnete Schaltstrecke mit einem Spannungsimpuls erneut gezündet werden. Dieser wird mit dem parallel angeordneten Fortzündkreis (FZ), bestehend aus einer Funkenstrecke (FS) und einer Kondensatorbank, erzeugt. Der Draufschalter (S_2) wird nun zeitgleich geschlossen, wodurch sich die zweite Kondensatorbank (C_2) als Reihenschwingkreis mit L_2 über den Prüfling entlädt. Die Summe aus der gedämpften Stromschwingung des ersten Schwingkreises und der Entladung des zweiten Kreises ergibt die zweite Stromhalbwelle durch den Leistungsschalter. Zum folgenden Stromnulldurchgang löscht der Selbstblasschalter den Lichtbogen und übernimmt somit selbst die Öffnung des Stromkreises. Die auf den Kondensatorbänken noch verbleibende Ladung wird über Entladewiderstände abgebaut. Im **Bild 2.21** ist ein typischer Verlauf des Prüfstromes und der Lichtbogenspannung dargestellt.

Der Strom durch den Leistungsschalter wird mit einem Pearson-Wandler gemessen. Die Spannung wird mit einem Spannungsteiler parallel zur Schaltstrecke erfasst. Die Sensorsignale werden an die Sender eines Lichtwellenleitersystems angeschlossen, dort gewandelt und über Lichtwellenleiter zu einem Transientenrekorder geführt. Mit diesem können 20 Signale parallel gemessen werden. Die zeitliche Auflösung jedes Messkanals ist einzeln wählbar, wodurch eine hohe Flexibilität für die Messwerterfassung gegeben ist.

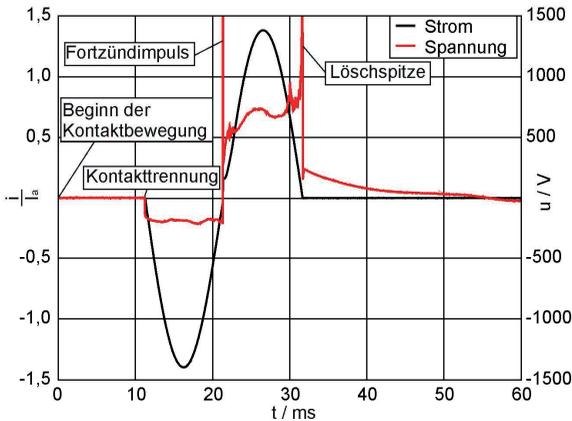


Bild 2.21: Gemessener Strom- und Spannungsverlauf (I_a , 20 ms)

Der Schaltwinkel bzw. die Lichtbogendauer wird über den Entladezeitpunkt des synthetischen Prüfkreises gesteuert. Das heißt, die Kontaktbewegung erfolgt immer zur gleichen Zeit. Der Zeitpunkt der Kondensatorentladung wird je nach gewünschter Lichtbogendauer verschoben. Für die Messung mit der maximalen Lichtbogendauer von 20 ms muss die Kontakttrennung genau zum Beginn des Stromflusses erfolgen (**Bild 2.21** bei 12 ms). Bei den Messungen mit geringerer Lichtbogendauer fließt ein Teil des Stromes über den geschlossenen Kontakt. In **Tabelle 2.2** ist ein Überblick über die Variation der Parameter bei den Versuchen dargestellt.

Parameter	Variationen
Strom	$I_n \dots I_a$
Lichtbogenzeit	10 ms, 15 ms, 20 ms
Düsenmaterial (Isolierstoff- düse / Hilfsdüse)	PTFE, Keramik, segmentierte PTFE-Düse

Tabelle 2.2: Parametervariationen

Die Schaltkammer wird für die Messungen mit SF₆ bis zum angegebenen Füll-
druck (p_0) gefüllt. Der geschaltete Strom kann als eingepprägter Strom betrachtet
werden. Die Lichtbogenspannung stellt sich entsprechend der gegebenen Rand-
bedingungen ein. Die maximale Lichtbogenzeit wird auf 20 ms festgelegt.

3 Einflussparameter beim Schalten stromstarker Lichtbögen

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Untersuchungsergebnisse dieser Arbeit vorgestellt und analysiert. Die gemessenen physikalischen Größen werden normiert dargestellt. Dabei sind die Bezugsgrößen wie folgt definiert:

- Der Stromverlauf wird auf den Effektivwert des maximalen Ausschaltstromes bezogen.
- Das Drucksignal wird auf den Nennfülldruck bezogen.
- Der Kraftverlauf der Schaltstange wird auf die statische Kraft der gespannten Ausschaltfeder bezogen.
- Der Öffnungsweg von Ventil 1 wird bezogen auf dessen maximalen Öffnungsweg und die gemessene Federkraft auf die Vorspannkraft der Feder.
- Das Spannungssignal zur Erfassung der Funktion von Ventil 2 wird bezogen auf die Batteriespannung.
- Der Weg der Unterbrechereinheit wird auf den gesamten Öffnungsweg bezogen.
- Die Drehbewegung von Welle 2 wird bezogen auf den maximalen Drehwinkel.

3.1 Analyse der Antriebseinheit

Im Ausgangszustand wirken auf das mechanische System des Leistungsschalters statische Kräfte über einen langen Zeitraum. Im Ausschaltfall wird durch die gespeicherte Energie der bewegliche Teil der Unterbrechereinheit innerhalb einer vorgegebenen Zeit vom eingeschalteten Zustand in die Ausstellung bewegt. Dabei wirken bei der Beschleunigung und vor allem beim Bremsen der beschleunigten Massen am Ende des Schaltvorgangs dynamische Kräfte von einigen 1000 N.

Neben diesen hohen mechanischen Belastungen muss das mechanische System die elektrische Isolation zwischen der auf Hochspannungspotenzial befindlichen Unterbrechereinheit und der geerdeten Antriebseinheit sicherstellen. Diese Aufgabe und auch die Kraftübertragung auf den beweglichen Teil der Unterbrechereinheit übernimmt die Schaltstange aus GFK.

Die Funktion des Leistungsschalters ist nur über eine zuverlässig arbeitende Antriebseinheit gewährleistet. Die Ergebnisse verschiedener Untersuchungen [Cig96, Rus07] zeigen, dass ein Großteil der Störungen und Fehler bei Hochspannungsschaltern auf die Mechanik zurückzuführen sind. Allein diese Tatsache macht eine genaue Untersuchung der Antriebseinheit interessant.

Auch für eine detaillierte Simulation des Ausschaltvorgangs ist die Abbildung der Antriebsfunktion ein wichtiger Teil. Dabei ergibt sich die Bewegung der Unterbrechereinheit aus dem Wechselspiel der wirkenden Kräfte zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit. Die Weg-Zeit-Charakteristik der Unterbrechereinheit beeinflusst wichtige Punkte des Ausschaltvorgangs. Dazu gehören unter anderem der Druckaufbau im Kompressionsvolumen, der Zündzeitpunkt des Lichtbogens, die Lichtbogenverlängerung und die Zeitpunkte an denen der Pin den Strömungskanal zum Heizvolumen und zum Auslassbereich freigibt. Dies zeigt wie wichtig die Analyse der Antriebseinheit für die Untersuchung des Ausschaltvorgangs ist.

In den folgenden Kapiteln ist die Untersuchung der Antriebseinheit hinsichtlich ihrer mechanischen Funktion erläutert. An dem konkreten Beispiel des betrachteten Leistungsschalters wird ausgehend von einem mechanischen Ersatzschaltbild für den Antrieb eine Differentialgleichung zur dynamischen Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie und zur Implementierung in ein Simulationsmodell abgeleitet. Der Vergleich zwischen numerisch berechneter und gemessener Weg-Zeit-Funktion wird dargestellt, um den Nachweis der korrekten Abbildung der mechanischen Funktion mit Hilfe einer Differentialgleichung zu erbringen. Zusätzlich wird durch die Kraftmessung innerhalb der Schaltstange die Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit aufgezeigt und beim Ausschalten von Fehlerströmen mit unterschiedlichen Parametern analysiert.

3.1.1 Entwicklung eines Antriebsmodells als Basis für die Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit

Sowohl für die experimentelle Untersuchung, als auch für die Simulation des Ausschaltvorgangs ist die Weg-Zeit-Charakteristik der beweglichen Teile der Unterbrechereinheit maßgebend. Daraus erhält man Informationen zur Position der Kontakte, zur Länge des Lichtbogens, zur Verringerung des Kompressionsvolumens und zur Wechselwirkung zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit. An einem originalen Leistungsschalter kann die translatorische Bewegung dieser Teile nur schwer erfasst werden. Praktikabel ist es, einen von außen zugänglichen Ort der kinematischen Kette zur Erfassung der Bewegungscharakteristik zu wählen und diese Kennlinie auf die Ebene der Unterbrechereinheit umzurechnen. Dafür ist eine detaillierte Analyse der gesamten kinematischen Kette notwendig. Als geeigneter Messpunkt für die Erfassung der Weg-Zeit-Kennlinie bei dem betrachteten Selbstblasschalter ist die Ausschaltfeder gewählt worden (**Kapitel 2.2.2**). Die Herangehensweise zur Umrechnung der Bewegungscharakteristik für den konkreten Schalterttyp wird nun erläutert.

Mit dem mechanischen Ersatzschaltbild im **Bild 3.1** sollen die notwendigen Umrechnungen für die Bewegung der Unterbrechereinheit (x_{UE}) verdeutlicht werden.

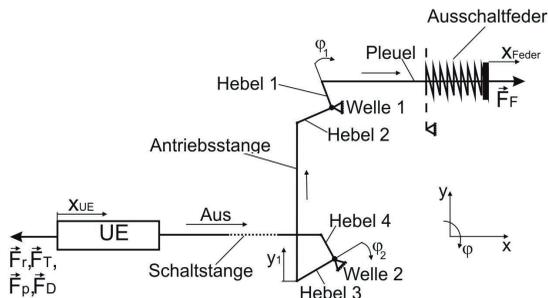


Bild 3.1: Mechanisches Ersatzschaltbild der Antriebseinheit

Mit Hilfe von Winkelfunktionen wird die translatorische Bewegung der Feder in eine rotatorische Bewegung (φ_1) der Welle 1 umgerechnet.

Hebel 1 stellt die Verbindung vom Pleuel der Feder zur Welle 1 her. Die grafische Darstellung nach **Bild 3.2** dient dem besseren Verständnis der Vorgehensweise bei der Umrechnung.

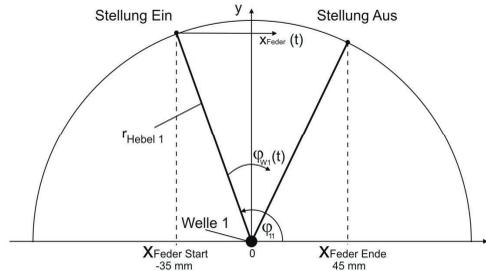


Bild 3.2: Skizze zur Berechnung des Drehwinkels von Welle 1

Die Anfangsbedingungen für die Umrechnung des Ausschaltfederwegs auf den translatorischen Hub des Schaltkontaktes ergeben sich aus den Hebelstellungen der Antriebseinheit im eingeschalteten Zustand. Dabei ist der Anfangswinkel von Hebel 1 bezüglich Welle 1 (φ_{11}) festgelegt. Als Bezug für diese Berechnung ist der Mittelpunkt von Welle 1 mit $x = 0$ definiert. Mit der Länge von Hebel 1 ergibt sich der Startwert für die Bewegung auf der x -Achse ($x_{\text{FederStart}}$). Mit der gemessenen Weg-Zeit-Kennlinie der Ausschaltfeder wird die Drehbewegung von Welle 1 mit:

$$\varphi_{W1}(t) = \arcsin\left(\frac{x_{\text{Feder}}(t) - x_{\text{FederStart}}}{r_{\text{Hebel1}}}\right) \quad (3.1)$$

berechnet. Diese wird direkt über den Hebel 2, der Antriebsstange und Hebel 3 auf eine Drehbewegung von Welle 2 (φ_{W2}) übersetzt. Die Übertragung der Rotation von Welle 2 erfolgt mit dem Hebel 4 auf die Schaltstange, die die Verbindung zum beweglichen Teil der Unterbrechereinheit ist (**Bild 3.1**). Die Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit ergibt sich aus:

$$y_1(t) = r_{\text{Hebel2}} \cdot \sin(\varphi_1(t) + \varphi_{12}), \quad (3.2)$$

$$\varphi_2(t) = 180^\circ - \arcsin\left(\frac{y_1(t)}{r_{\text{Hebel 3}}}\right), \quad (3.3)$$

$$x_{\text{UE}}(t) = r_{\text{Hebel 4}} \cdot \cos(\varphi_{\text{W2}}(t) - \varphi_{21}) + x_{\text{UE Start}}. \quad (3.4)$$

Die Anfangswerte der Winkel und Wege (φ_{12} , φ_{21} , $x_{\text{Feder Start}}$, $x_{\text{UE Start}}$) sind so gewählt, dass der umgerechnete Weg der Unterbrechereinheit bei $x = 0$ mm beginnt. Der Vergleich zwischen den Weg-Zeit-Kennlinien der Ausschaltfeder und der Unterbrechereinheit ist im **Bild 3.3** zu sehen.

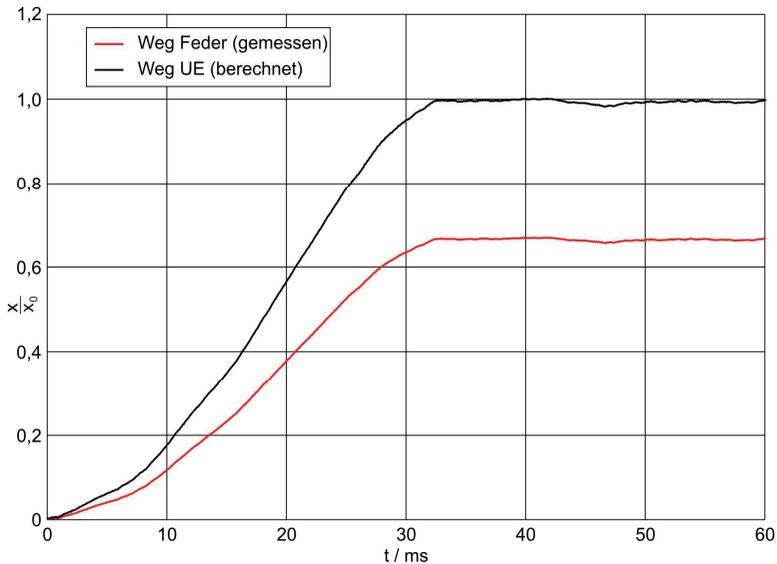


Bild 3.3: Weg-Zeit-Funktionen der Ausschaltfeder und der Unterbrechereinheit

Das Ergebnis der Umrechnung zeigt, dass durch das Umlenkgetriebe eine nahezu konstante Übersetzung um den Faktor 1,5 zwischen Feder und Unterbrechereinheit erreicht wird.

Zur Validierung des Umrechnungsergebnisses wird parallel die Winkel-Zeit-Charakteristik $\varphi_{\text{W2}}(t)$ mit einem Drehwinkelsensor gemessen.

Im **Bild 3.4** ist der Vergleich zwischen dem gemessenen Winkel $\varphi_{W2}(t)$ und dem entsprechend den Gleichungen (3.1) - (3.3) berechneten Drehwinkel der Welle 2 dargestellt.

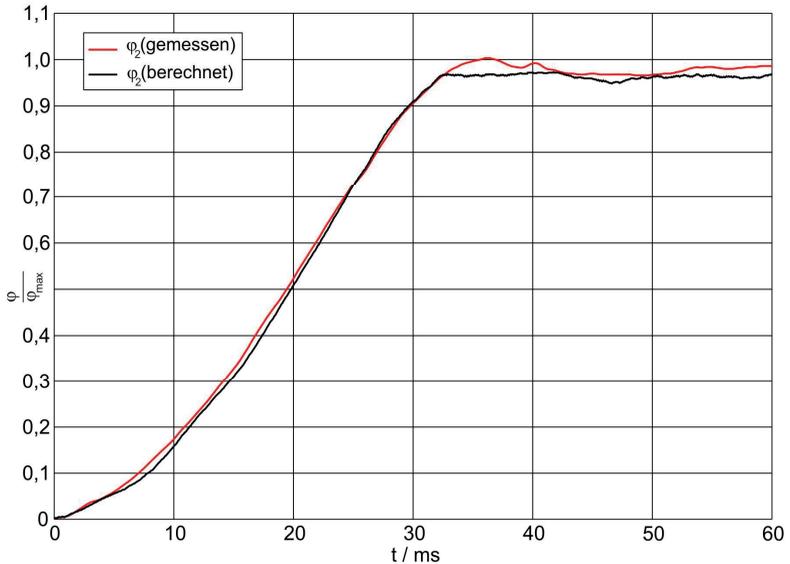


Bild 3.4: Winkel-Zeit-Kennlinie von Welle 2

Der Vergleich zeigt die gute Übereinstimmung beider Ergebnisse. Damit konnte nachgewiesen werden, dass die vereinfachte Umrechnung des Federweges auf die Ebene der Unterbrechereinheit mit kinematischen Grundgleichungen anwendbar ist. Weiterhin verdeutlicht das Ergebnis, dass auch die Messung der Drehbewegung von Welle 2 als weitere praktikable Möglichkeit zur Erfassung der Bewegung der Unterbrechereinheit in Frage kommt.

Will man in einem Simulationsmodell die Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit dynamische berechnen, ist eine Möglichkeit den mechanischen Ausschaltvorgang mit Hilfe der Newtonschen Gleichung abzubilden. Dafür lautet die allgemeine Gleichung:

$$m \cdot \ddot{x}_{UE} = \sum_i F_i \quad (3.5)$$

Zur Lösung von Gleichung (3.5) müssen die Kräfte, die über das Umlenkgetriebe auf die Unterbrechereinheit wirken, auf die Bewegungsebene der Unterbrechereinheit umgerechnet werden. Wie im **Bild 3.5** skizziert, sind dies die Federkraft (F_F) und die Kraft des Ausschaldämpfers (F_D).

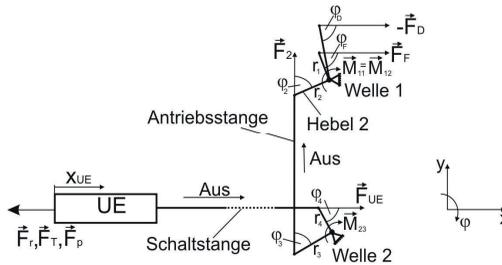


Bild 3.5: Skizze zur Umrechnung der auf die Unterbrechereinheit wirkenden Kräfte

Die Umrechnung der Federkraft ergibt sich mit der Annahme, dass das Drehmoment an Welle 1 auf den Hebel 2 übertragen wird und auf die Antriebsstange eine Kraftwirkung (\vec{F}_2) ausübt wird:

$$\vec{M}_{11}(t) = \vec{M}_{12}(t), \quad (3.6)$$

$$\vec{M} = \vec{r} \times \vec{F} \rightarrow |\vec{r}_1| \cdot |\vec{F}_F(t)| \cdot \sin \varphi_F(t) = |\vec{r}_2| \cdot |\vec{F}_2(t)| \cdot \sin \varphi_2(t), \quad (3.7)$$

$$|\vec{F}_2(t)| = |\vec{F}_F(t)| \cdot \frac{|\vec{r}_1| \cdot \sin \varphi_F(t)}{|\vec{r}_2| \cdot \sin \varphi_2(t)}. \quad (3.8)$$

Die Kraft $F_2(t)$ bewirkt wiederum ein Drehmoment an Welle 2, wodurch über Hebel 4 eine Kraft auf die Schaltsstange übertragen wird. Diese wird als $F_{UE,F}$ bezeichnet und ist die auf die Ebene der Unterbrechereinheit übertragene Federkraft. Sie berechnet sich zu:

$$\left| \bar{F}_{UE_F}(t) \right| = \left| \bar{F}_2(t) \right| \cdot \frac{\left| \bar{r}_3 \right| \cdot \sin \varphi_3(t)}{\left| \bar{r}_4 \right| \cdot \sin \varphi_4(t)} \quad (3.9)$$

Aus (3.8) und (3.9) ergibt sich die Übertragungsfunktion der Federkraft ($\ddot{u}_F(t)$) auf die Unterbrechereinheit:

$$\left| \bar{F}_{UE_F}(t) \right| = \left| \bar{F}_F(t) \right| \cdot \frac{\left| \bar{r}_1 \right| \cdot \left| \bar{r}_3 \right|}{\left| \bar{r}_2 \right| \cdot \left| \bar{r}_4 \right|} \cdot \frac{\sin \varphi_F(t) \cdot \sin \varphi_3(t)}{\sin \varphi_2(t) \cdot \sin \varphi_4(t)} = \left| \bar{F}_F(t) \right| \cdot \ddot{u}_F(t). \quad (3.10)$$

Die Umrechnung der Dämpferkraft erfolgt analog. Es ergibt sich somit:

$$\left| \bar{F}_{UE_D}(t) \right| = \left| \bar{F}_D(t) \right| \cdot \frac{\left| \bar{r}_D \right| \cdot \left| \bar{r}_3 \right|}{\left| \bar{r}_2 \right| \cdot \left| \bar{r}_4 \right|} \cdot \frac{\sin \varphi_D(t) \cdot \sin \varphi_3(t)}{\sin \varphi_2(t) \cdot \sin \varphi_4(t)} = \left| \bar{F}_D(t) \right| \cdot \ddot{u}_D(t). \quad (3.11)$$

Die sich aus dieser Umrechnung ergebenden Übertragungsfunktionen $\ddot{u}_F(t)$ und $\ddot{u}_D(t)$ sind im **Bild 3.6** dargestellt.

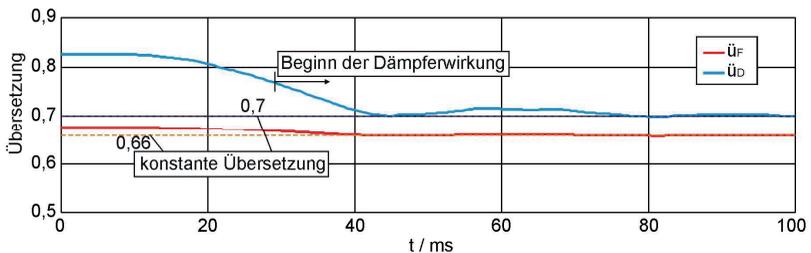


Bild 3.6: Übertragungsfunktionen der Feder- und Dämpferkraft

Das Ergebnis im **Bild 3.6** zeigt, dass die eigentlichen Übertragungsfunktionen als konstante Funktionen für eine vereinfachte Umrechnung der Kräfte angenommen werden können. Für die weitere Betrachtung gilt:

$$\left| \bar{F}_{UE_F}(t) \right| = \left| \bar{F}_F(t) \right| \cdot 0,66 \quad \text{und} \quad (3.12)$$

$$\left| \bar{F}_{UE_D}(t) \right| = \left| \bar{F}_D(t) \right| \cdot 0,7. \quad (3.13)$$

Wie bereits im **Bild 3.1** mit der Richtungsangabe der Kraftwirkungen angedeutet, wird die Unterbrechereinheit einzig durch die Kraft der Ausschaltfeder beschleunigt. Diese errechnet sich aus der Federsteifigkeit c und dem Momentanwert der Federbewegung zu:

$$F_F(t) = c \cdot (l_n - x_F(t)). \quad (3.14)$$

Dabei ist l_n die Federspannlänge, die zusammen mit der Federsteifigkeit die Anfangskraft der Feder bestimmt. Dieser Kraft wirken folgende Kräfte (**Bild 3.5**) entgegen:

- die Trägheitskraft der zu beschleunigenden Massen (F_T),
- die Haft- und Gleitreibungskraft (F_r),
- die Druckkraft im Kompressionsvolumen (F_p) und
- die Dämpferkraft am Ende des Schaltvorgangs (F_D).

Direkt nach dem Bewegungsbeginn geht die Haftreibungskraft des beweglichen Teils der Unterbrechereinheit (Heizvolumenzylinder, Hauptstromkontakt, Pin-Tulpe-Kontakt) in eine Gleitreibungskraft über. Beide Kräfte sind messtechnisch ermittelt worden und als konstante Kraftwerte im Modell berücksichtigt. Die Gegenkraft in Folge des Druckaufbaus im Kompressionsvolumen berechnet sich zu:

$$F_p(t) = p_{KV}(t) \cdot A_{HV}. \quad (3.15)$$

Dabei ist p_{KV} der gemessene Druckverlauf im Kompressionsvolumen und A_{HV} die Grundfläche des Heizvolumenzylinders.

Die Hauptkraft zum Abbremsen der bewegten Teile wird durch einen ölhydraulischen Dämpfer realisiert. Dieser bremst die beschleunigten Massen am Ende des Ausschaltvorgangs ab. Die wirkende Dämpferkraft ist von der Bewegungsgeschwindigkeit des Kolbens und dessen Eintauchtiefe in das Ölgefäß abhängig und dadurch analytisch schwer zu beschreiben.

Zur Berechnung der Dämpferkraft ist ein Modell von [Rei10] im Strömungsrechnungsprogramm „Fluent“ erstellt worden. Im **Bild 3.7** ist der Verlauf der Dämpferkraft als Funktion von Kolbenweg und Kolbengeschwindigkeit abgebildet. Die Kraftwerte sind für die numerische Berechnung der Ausschaltbewegung der Antriebseinheit in einer Tabelle hinterlegt. Der Momentanwert wird zu jedem Zeitschritt über einen „table-lookup“ abgerufen.

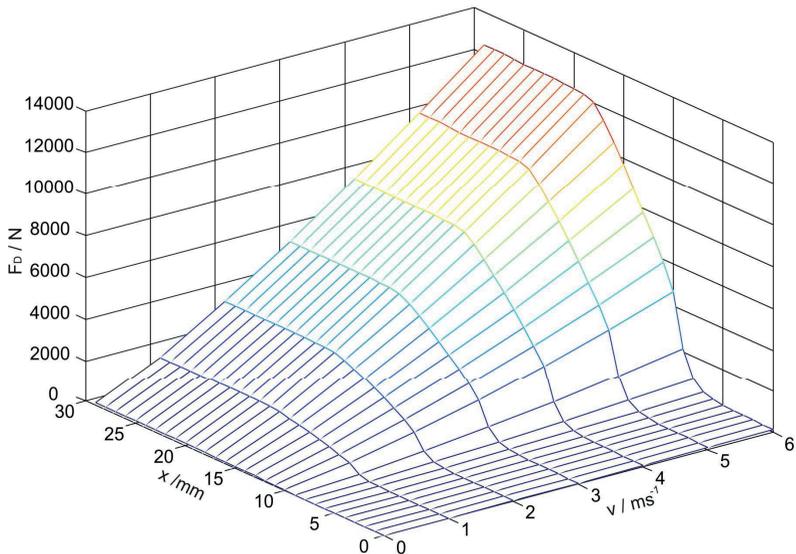


Bild 3.7: Kennlinie des Ausschaltdämpfers (Fluent – Modell [Rei10])

Aus dem im **Bild 3.7** dargestellten mechanischen Verhalten des Ausschaltdämpfers ist die Abhängigkeit der Dämpferkraft von der Kolbeneintauchtiefe (x) und der Geschwindigkeit (v) erkennbar. Der ölhydraulische Dämpfer arbeitet so, dass bei hoher Kolbengeschwindigkeit und hoher Eintauchtiefe des Kolbens in den Zylinder des Dämpfers die größte Gegenkraft auf das Antriebssystem wirkt.

Durch Einsetzen aller relevanten Kräfte in Gleichung (3.5) kann die Geschwindigkeit der Unterbrechereinheit (v_{UE}) berechnet werden [Leu05]. Es folgt:

$$m \cdot \frac{d\bar{v}_{UE}}{dt} = \bar{F}_F(t) - \bar{F}_r - \bar{F}_p(t) - \bar{F}_D(t). \quad (3.16)$$

m ist dabei die gesamte beschleunigte Masse. Gleichung (3.16) wird numerisch für v_{UE} gelöst, woraus sich durch Integration von v_{UE} nach der Zeit die gewünschte Größe $x_{UE}(t)$ ergibt. In **Bild 3.8** ist der Vergleich zwischen der gemessenen Weg-Zeit-Kennlinie und der mittels Differentialgleichungssystem (DGL) berechneten Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit dargestellt.

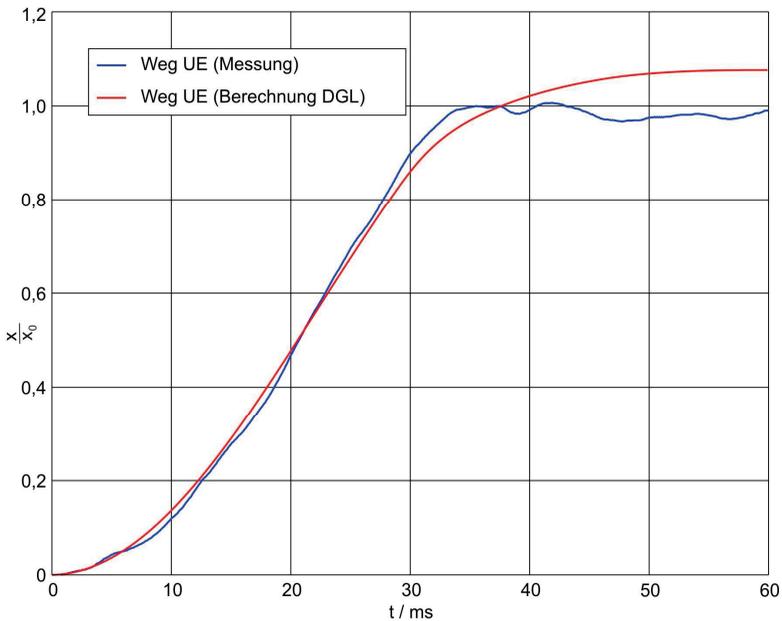


Bild 3.8: Vergleich der gemessenen und berechneten Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit

Das Ergebnis zeigt, dass eine dynamische Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit für die Simulation des Ausschaltvorgangs mit den hergeleiteten Gleichungen möglich ist. Die im **Bild 3.8** dargestellten Kennlinien stimmen bis zum Einsatz des Ausschaldämpfers bei etwa 28 ms gut überein.

Die darauffolgenden geringen Abweichungen sind auf die komplizierte Modellierung der Dämpferfunktion zurückzuführen.

Des Weiteren ist bei der Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit die Eigenschwingung der Feder (beschrieben in [Lut99]) nicht berücksichtigt. Bei der Messung wird die Schwingung in x-Richtung durch das Potenziometer erfasst. Dies erklärt die Abweichungen zwischen Messergebnis und Simulation am Ende der Ausschaltbewegung.

3.1.2 Wechselwirkung zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit

Die Untersuchung der Wechselwirkung zwischen den Systemen der Antriebseinheit und der Unterbrechereinheit hilft, ein besseres Verständnis von den ablaufenden Prozessen beim Ausschaltvorgang zu erhalten. Ziel ist es dabei, messtechnisch zu erfassen, auf welche Weise und in welchem Maße die Energie des Lichtbogens das mechanische System des Leistungsschalters beeinflusst. Das Wissen über die Rückwirkungen beider Systeme aufeinander kann bei Weiterentwicklungen des Leistungsschaltertyps hilfreich für die Dimensionierung des Antriebssystems sein.

Für diese Untersuchung müssen die während des gesamten Ausschaltvorgangs wirkenden Kräfte analysiert werden. Die transienten Kräfte werden in der Schaltstange erfasst. Dieser Ort der Messung eignet sich besonders, weil dies die direkte Koppelstrecke zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit ist. Im **Bild 3.9** sind zum besseren Verständnis der prinzipielle Messaufbau und die relevanten Kraftvektoren skizziert.

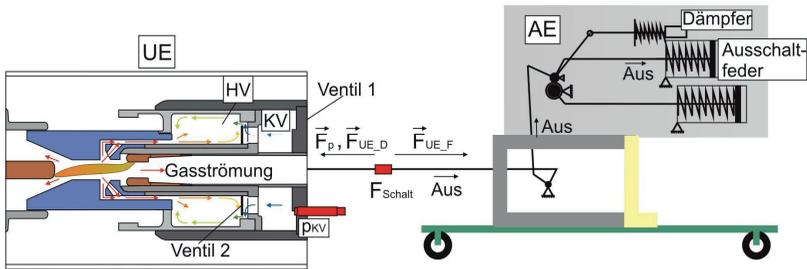


Bild 3.9: Skizze zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit

Die Kraft F_p ist die physikalische Größe, die die Wechselwirkung zwischen Antriebseinheit und Unterbrechereinheit bestimmt. Sie ist proportional zu dem Druckaufbau im Kompressionsvolumen (p_{KV}), wie Gleichung (3.15) zeigt. p_{KV} wird durch die Verringerung des Kompressionsvolumens aufgebaut (**Kapitel 1.1.2**). Die Energie des Lichtbogens beeinflusst durch das frühere Schließen von Ventil 2 (**Bild 2.8**) bei hohem Druck im HV auch den Druck im KV (**Kapitel 3.1.3**). Die stetige Verkleinerung des Kompressionsvolumens durch die Öffnungsbewegung der Unterbrechereinheit führt zu einer Erhöhung von p_{KV} , womit sich die Gegenkraft zur Kraft der Ausschaltfeder erhöht. Ventil 1 realisiert den Druckausgleich im Kompressionsvolumen bei geschlossenem Ventil 2. Dadurch kann die vollständige Öffnung der Unterbrechereinheit gewährleistet werden. Im **Bild 3.10** sind die Verläufe von p_{KV} und F_{Schalt} bei unterschiedlichen Lichtbogenparametern (Stromeffektivwert, Lichtbogenzeit) dargestellt.

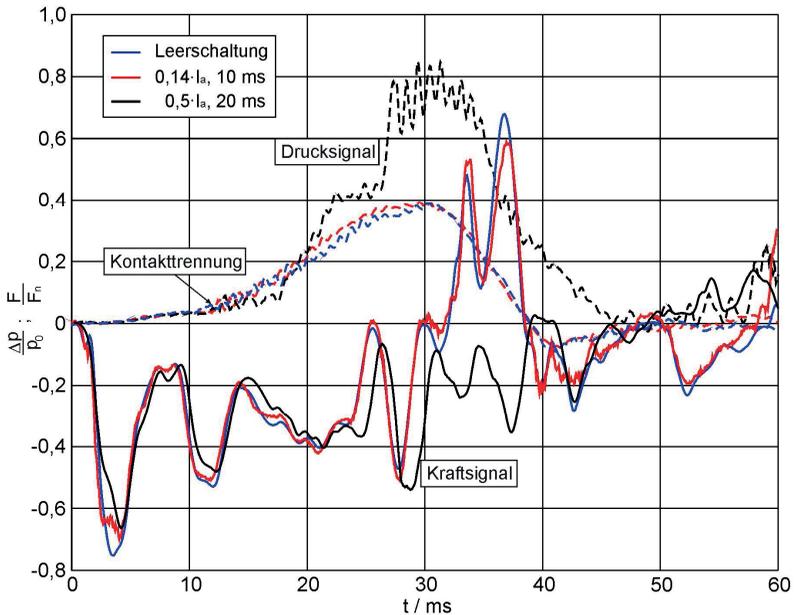


Bild 3.10: Messung von p_{KV} und F_{Schalt} bei verschiedenen Lichtbogenenergien

Beim Vergleich der Drucksignale im Kompressionsvolumen (**Bild 3.10**) wird deutlich, dass durch einen großen Lichtbogenenergieeintrag der Druckverlauf im Kompressionsvolumen beeinflusst wird. Während sich die Druckverläufe im Kompressionsvolumen bei Leerschaltung und bei der Schaltung mit einem Stromeffektivwert von $0,14 \cdot I_a$ und einer Lichtbogenzeit von 10 ms nicht voneinander unterscheiden, gibt es eine deutliche Erhöhung im Druckmaximum bei dem Schaltvorgang mit $0,5 \cdot I_a$ und einer Lichtbogenzeit von 20 ms. Zudem ist beim Schalten großer Lichtbogenenergien der Überdruck im Kompressionsvolumen über einen längeren Zeitraum vorhanden. Da nach Gleichung (3.15) der Druck im Kompressionsvolumen direkten Einfluss auf die Gegenkraft zur antreibenden Federkraft hat, wirkt sich der Überdruck im Kompressionsvolumen auf den Verlauf der Schaltstangenkraft aus (**Bild 3.10**). Eine Abschätzung der Kraft F_p (Gleichung (3.15)) aus den dargestellten Messergebnissen ergibt im Maximum von p_{KV} eine etwa doppelt so große Gegenkraft beim Versuch mit $0,5 \cdot I_a$ als bei der Leer-

schaltung. Der größte Unterschied im Kraftsignal zwischen Leerschaltung bzw. geringer Lichtbogenenergie und dem Versuch mit hoher Lichtbogenenergie wird während der Wirkung des hydraulischen Dämpfers ab etwa 32 ms gemessen. Bei geringer Gegenkraft F_p wirkt dabei ein deutlicher Druckkraftimpuls auf die Schaltstange, hervorgerufen durch das Abbremsen der beschleunigten Massen der Unterbrechereinheit. Im Gegensatz dazu tritt durch die erhöhte Gegenkraft F_p , die dämpfend auf den mechanischen Ausschaltvorgang wirkt, dieser signifikante Druckkraftimpuls nicht auf. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass beim Schalten großer Lichtbogenenergien (ab ca. 100 kJ) die mechanische Kette am Ende des Ausschaltvorgangs geringer belastet wird, als beim Schalten kleinerer Lichtbogenenergien.

In [Rei09] wird zusätzlich gezeigt, dass die Wechselwirkung zwischen Antriebs- und Unterbrechereinheit auch Einfluss auf die Öffnungsgeschwindigkeit der Unterbrechereinheit hat. Diese Erkenntnis macht deutlich, dass für eine realitätsnahe Simulation des Ausschaltvorgangs ein Modell zur dynamischen Berechnung der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit implementiert werden sollte. Ein gutes Beispiel für ein solches mechanisches Modell ist in [Rei09] beschrieben. Hierbei wird der Ausschaltvorgang des untersuchten Selbstblasschalters bei Leer- und Lastschaltungen simuliert und mit den Messergebnissen dieser Arbeit verglichen. Besonderes Augenmerk wird auf die Nachbildung der Ventileigenschaften mit mathematischen Funktionen gelegt.

3.1.3 Untersuchung der Ventilfunktionen

3.1.3.1 Funktion des Federventils (Ventil 1)

Im **Kapitel 2.2.3.1** sind die Funktion des Federventils und das Messsystem zur Erfassung des Öffnungsweges der Ventilplatte vorgestellt.

Bild 3.11 zeigt zwei ausgewählte Ergebnisse der Kraftmessung an dem im originalen Selbstblusschalter eingebauten Ventil 1. Parallel zum Kraftsignal ist der gemessene Druckverlauf im Kompressionsvolumen dargestellt. Verglichen werden die Ergebnisse für Ausschaltströme von $0,5 \cdot I_a$ und $0,9 \cdot I_a$ bei einer Lichtbogenzeit von 20 ms. Die dargestellten Druckdifferenzen zum Fülldruck sind auf den Nennfülldruck des Schalters bezogen. Die gemessenen Kraftverläufe sind normiert auf die Vorspannkraft einer Ventildfeder.

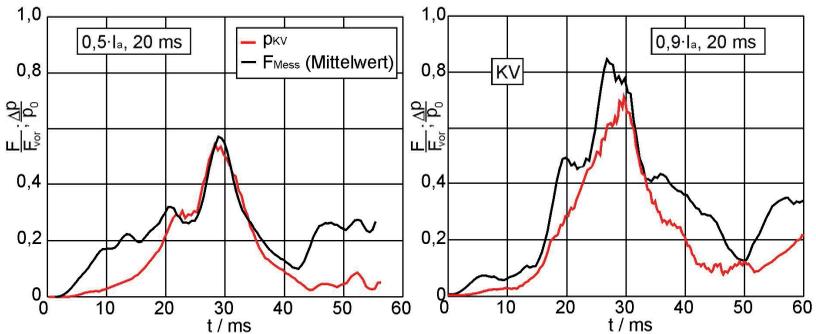


Bild 3.11: Signale des Ringkraftsensors und Druckverläufe im Kompressionsvolumen

Bei dem Versuch mit $0,5 \cdot I_a$ beträgt das aus dem Mittelwert bestimmte Kraftmaximum bei 30 ms etwa $0,6 \cdot F_{\text{vor}}$. Es ergibt sich die auf eine Feder zu diesem Zeitpunkt wirkende Kraft, errechnet aus dem Momentanwert der gemessenen Kraft addiert mit der Vorspannkraft einer Feder, zu

$$F_{\text{Feder}} = F_{\text{Mess}} + F_{\text{vor}} = 1,6 \cdot F_{\text{vor}} \quad (3.17)$$

Damit wirkt laut Federkraftmessung eine Kraft von $F_{\text{Platte}} = 3 \cdot F_{\text{Feder}} = 4,80 \cdot F_{\text{vor}}$ auf die Ventilplatte. Die Berechnung der Kraft auf die Ventilplatte aus dem Drucksignal (**Bild 3.11**) ergibt:

$$F_{\text{Platte}} = \Delta p_{\text{KV}} \cdot A_{\text{Platte}} = 4,81 \cdot F_{\text{vor}} \quad (3.18)$$

Das zeigt, dass die errechneten Werte für die auf die Ventilplatte wirkende Kraft zum Zeitpunkt des Druckmaximums im Kompressionsvolumen, sowohl aus der Druckmessung, als auch aus der Federkraftmessung, gut korrelieren.

Entsprechend Gleichung (2.3) wird der Öffnungsweg der Ventilplatte aus der Kraftmessung bestimmt. Zum Zeitpunkt des Druckmaximalwertes im Kompressionsvolumen bei dem Test mit $0,5 \cdot I_a$ und 20 ms Lichtbogenzeit beträgt dieser $0,4 \cdot s_0$. Bei dem Test mit $0,9 \cdot I_a$ bei 20 ms Lichtbogenzeit wird eine maximale Federkraft von $0,9 \cdot F_{\text{vor}}$ gemessen. Dies ergibt einen Öffnungsweg der Ventilplatte von $0,6 \cdot s_0$. Die Messergebnisse haben weiterhin gezeigt, dass Ventil 1 erst öffnet, wenn Ventil 2 geschlossen ist. Dies soll mit den Untersuchungsergebnissen bezüglich der Funktion von Ventil 2 verdeutlicht werden.

3.1.3.2 Funktion des Ventils zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen (Ventil 2)

Bei den Messungen werden der Zeitpunkt und die Dauer der Schließung des Ventils zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen detektiert. Das Messprinzip ist im **Kapitel 2.2.3.2** beschrieben. Im **Bild 3.12** ist die Korrelation der Ventilfunktion mit dem Stromverlauf und der Druckdifferenz zwischen Kompressions- und Heizvolumen für verschiedene Ausschaltströme dargestellt.

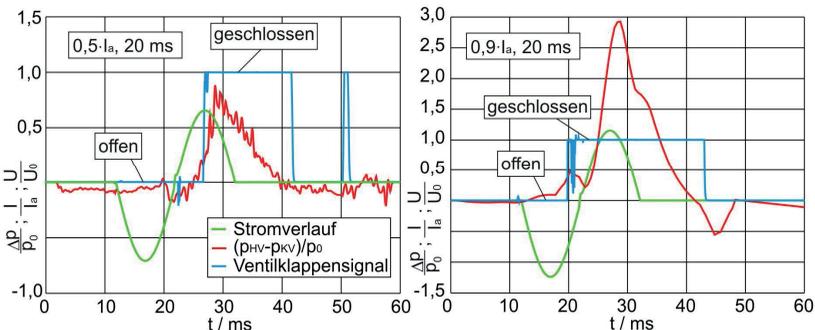


Bild 3.12: Messung der Ventilstellung (Ventil 2) im Vergleich zur Druckdifferenz zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen

Ventil 2 ist ein druckgesteuertes Ventil, welches schließt, sobald der Druck im Heizvolumen größer ist, als der Druck im Kompressionsvolumen. Dies wird mit der roten Kurve im **Bild 3.12** gezeigt, die den Differenzdruck zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen abbildet. Die Ventilplatte schließt, wenn der Differenzdruck positiv ist. Die leichte zeitliche Verzögerung ist mit der Massenträgheit der Platte und dem zurückzulegenden Weg erklärbar. Bei der Messung mit einem Stromeffektivwert von $0,5 \cdot I_a$ bei 20 ms Lichtbogenzeit (**Bild 3.12** links) schließt die Ventilplatte im Maximum der 2. Stromhalbwelle. Bei dem Versuch mit $0,9 \cdot I_a$ (**Bild 3.12** rechts) ist Ventil 2 bereits in der 1. Halbwellen geschloßen. Im **Bild 3.13** sind die Messergebnisse über einen größeren Strombereich zusammengefasst.

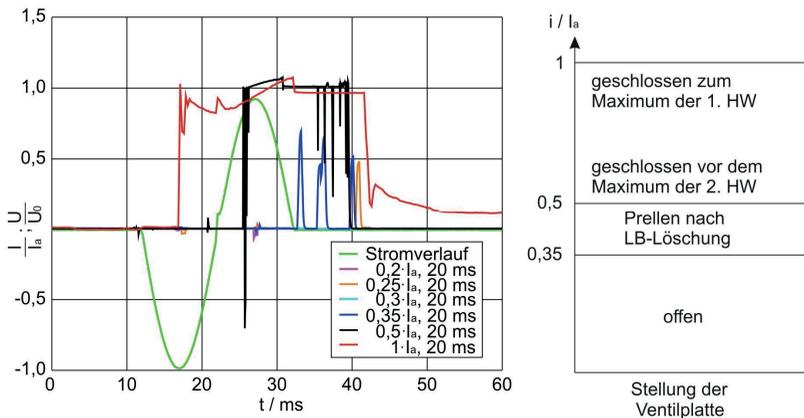


Bild 3.13: Funktion von Ventil 2 bei unterschiedlichen Stromstärken und einer Lichtbogenzeit von 20 ms

Bis zu einer Stromstärke von $0,3 \cdot I_a$ bleibt die Ventilplatte geöffnet. Erst bei der Schaltung mit $0,35 \cdot I_a$ wird ein kurzzeitiges Prellen der Ventilplatte nach dem Stromnulldurchgang detektiert. Ein wirkliches Schließen des Ventils konnte bei einem Ausschaltstrom von $0,5 \cdot I_a$ in der 2. Halbwellen gemessen werden. Bei größer werdenden Ausschaltströmen schließt die Ventilplatte immer früher. Wie im **Bild 3.13** zu sehen, für den maximalen Ausschaltstrom (I_a) bereits zum Maximum der 1. Stromhalbwellen. Die in den Messergebnissen mit $0,5 \cdot I_a$ und $1 \cdot I_a$ zu sehenden Einkopplungen durch das magnetische Feld haben keine Auswirkungen auf

die Auswertbarkeit der Signale. Die Übersicht im **Bild 3.13** (rechts) gibt einen Überblick zur Ventilstellung in Abhängigkeit vom Ausschaltstrom bei 20 ms Lichtbogenzeit. Das Ventil 2 schließt bei Ausschaltströmen größer als $0,35 \cdot I_a$. Dies hat das Öffnen von Ventil 1 zur Folge.

3.2 Analyse der Unterbrechereinheit

Die Unterbrechereinheit ist der wichtigste Teil des Selbstblasschalters. Ein wesentliches Kriterium für eine erfolgreiche Lichtbogenlöschung ist der Aufbau des Löschgasesdruckes und das Vorhandensein einer starken Löschgassströmung zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs [Ruc86, Lee05].

Darum konzentriert sich die Analyse der Unterbrechereinheit auf die Untersuchung der Druckverhältnisse an signifikanten Punkten während des gesamten Ausschaltvorgangs. In den folgenden Kapiteln werden die beim Ausschaltvorgang wesentlichen physikalischen Effekte für unterschiedliche Lichtbogenenergien durch die Interpretation der Messsignale herausgearbeitet. Besonderes Augenmerk wird auf die Untersuchung des Abbrandes der PTFE-Düsen und dessen Einfluss auf den Druckaufbau gelegt.

3.2.1 Interpretation der Messsignale beim Ausschaltvorgang

Im Mittelpunkt dieser Analyse steht die Erläuterung der Drucksignale an den verschiedenen Messpunkten. Der Einfluss des Ausschaltstromes auf die Mechanismen zur Erzeugung des Löschgasesdruckes soll deutlich gemacht werden. Dabei ist zu beachten, dass sich die Veränderung der Größe des Kompressionsvolumens und des Lichtbogenraumes mit dem Zeitsignal des Stromes überlagert.

Zum besseren Verständnis der Messsignale ist im **Bild 3.14** die Pinposition zu unterschiedlichen Zeiten während des Ausschaltvorganges dargestellt. Der Pin verschließt bis etwa 7 ms nach Kontakttrennung den Kanal zum Heizvolumen. Im weiteren Verlauf des Ausschaltvorgangs gibt der Pin die Düsenengstelle ca.

15 ms nach der Kontakttrennung frei. Dies zeigt, dass die Position des Pins während des Ausschaltvorgangs und die momentane Größe der für den Druckaufbau wichtigen Volumen in die Interpretation der einzelnen Messsignale einbezogen werden muss.

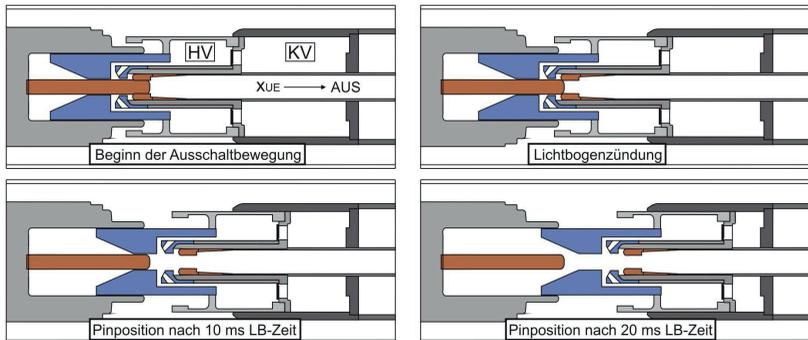


Bild 3.14: Stellung des Pins während des Ausschaltvorgangs

Des Weiteren bestimmt die Relativbewegung von Pin- und Tulpenkontakt im Wesentlichen die Lichtbogenlänge und damit auch die direkt vom Lichtbogen beanspruchten Bereiche innerhalb des Lichtbogenraumes. Dies und die bereits analysierten Ventilfunktionen unterscheiden die Untersuchungen am realen Schalter deutlich von den Untersuchungen mit einer Modellschaltkammer mit stationären Kontakten, bei denen der Lichtbogen durch eine Drahtexplosion gezündet wird. Die Ausschaltbewegung ist außerdem wichtig für den Aufbau des Löschgasdruckes im Kompressionsvolumen.

Zur Veranschaulichung der Bewegung der Unterbrechereinheit sind im **Bild 3.15** die Weg-Zeit-Kennlinien und die transient auf die Schaltstange wirkende Kraft für drei verschiedene Lichtbogenparameter dargestellt. Die Zeitverläufe aller Diagramme beginnen mit dem Start der Ausschaltbewegung bei 0 ms. Wichtige Punkte für die Beurteilung der Messsignale beim Ausschaltvorgang sind in dem Diagramm markiert und in **Tabelle 3.1** zusammengefasst.

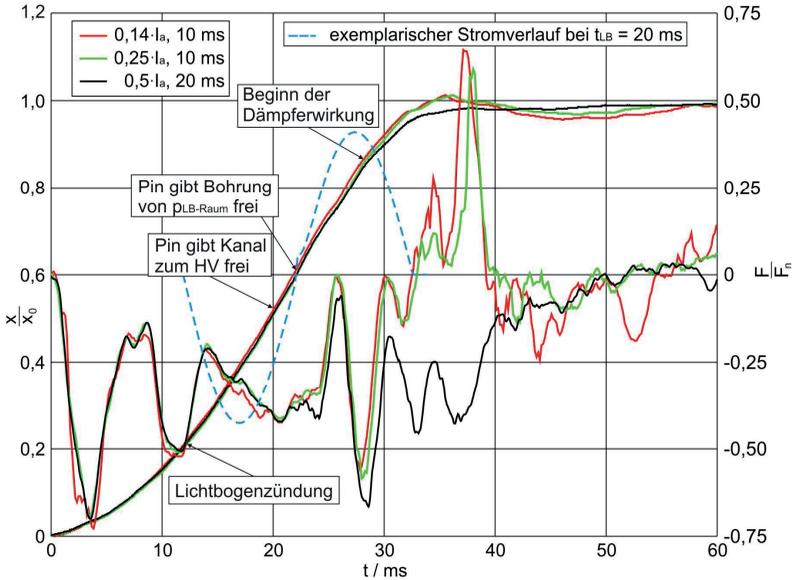


Bild 3.15: Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit und Kraft auf die Schaltstange

Zeit / ms	Weg (x)	Ereignis
0	0	Start der Ausschaltbewegung
12	0,26 · x ₀	Kontakttrennung / Zündung des Lichtbogens
20	0,5 · x ₀	Beginn der Freigabe des Strömungskanals zum HV
23	0,63 · x ₀	Freigabe des Druckmesskanals im Lichtbogenraum
28	0,83 · x ₀	Einsatz des Ausschaltjämpfers
29	0,86 · x ₀	Freigabe der Düsenengstelle
35	1,00 · x ₀	Ende der Ausschaltbewegung

Tabelle 3.1: Eckpunkte der Ausschaltbewegung

Der schwingungsförmige Verlauf der Schaltstangenkraft erklärt sich zum Einen aus dem elastischen Verhalten der Schaltstange bei Zug- und Druckbelastungen und zum Anderen aus den sich in der Schaltstange ausbreitenden Kraftwellen. Die Kraftschwingungen in der Schaltstange überlagern sich mit der Grundschiwingung beim Ausschaltvorgang und ergeben den dargestellten Kraftverlauf [Leu06].

Wie in [Voß99] beschrieben, kann der Schaltstange aufgrund ihrer Längenänderung bei Belastung eine Federkonstante c_{Schalt} zugewiesen werden. Diese berechnet sich aus dem Elastizitätsmodul (E_{Schalt}), der Querschnittsfläche (A_{Schalt}) und der Länge der Schaltstange (l_{Schalt}) zu:

$$c_{\text{Schalt}} = \frac{E_{\text{Schalt}} \cdot A_{\text{Schalt}}}{l_{\text{Schalt}}} . \quad (3.19)$$

Durch die Unterteilung der Schaltstange in zwei Teile und anschließender kraftschlüssiger Verbindung mit dem Kraftsensor wird c_{Schalt} erhöht und somit die Schaltstange starrer. Demzufolge resultieren die Schwingungen im Kraftverlauf hauptsächlich aus dem Hin- und Herlaufen von mechanischen Wellen.

Zur zeitlichen Korrelation der Lichtbogeneinwirkung mit der Bewegung der Unterbrechereinheit (**Bild 3.15**) werden im **Bild 3.16** die gemessenen Lichtbogenparameter Ausschaltstrom und Bogenspannung dargestellt. Die Verläufe der Bogenspannung sind nach der Lichtbogenlöschung unterbrochen, da das Signal ab diesem Zeitpunkt keinen weiteren Informationsgehalt hat.

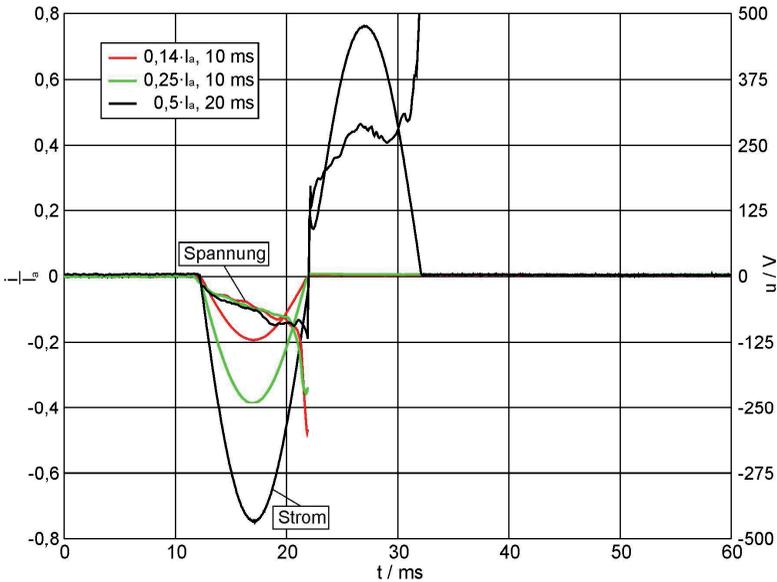


Bild 3.16: Ausschaltstrom und Lichtbogenspannung

Die Zündung des Lichtbogens erfolgt nach 12 ms. Das erste Strommaximum wird erreicht, bevor der Strömungskanal zum Heizvolumen freigegeben ist. Das bedeutet, die eingebrachte Lichtbogenenergie der ersten 10 ms wird keinen großen Einfluss auf die Druckverläufe an den gewählten Messorten haben. Dies zeigen auch die Ergebnisse im **Bild 3.17**. Damit gibt es in der ersten Stromhalbwellen auch keine Rückwirkungen auf die Antriebseinheit, was beim Vergleich der Weg-Zeit-Kennlinien und der Kraftverläufe im **Bild 3.15** deutlich wird.

Bei den geringen Lichtbogenzeiten ($t_{LB} \leq 10\text{ms}$) sind deshalb die Verläufe der Messsignale mit denen einer Leerschaltung (**Bild 3.10**) vergleichbar. Dabei wird der Löschgasdruck im Heizvolumen fast ausschließlich durch die Verringerung des Kompressionsvolumens erzeugt. Verdeutlicht wird das beim Vergleich der Drucksignale zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen im **Bild 3.17**.

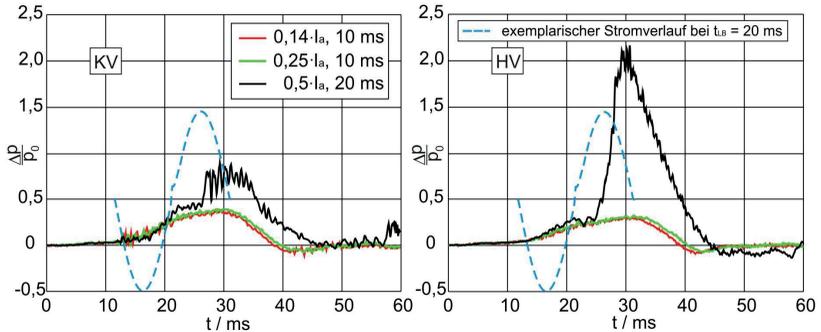


Bild 3.17: Druckmessung im Kompressions- (links) und im Heizvolumen (rechts)

Im **Bild 3.17** ist zu sehen, dass bei den geringen Lichtbogenenergien der Druck im Kompressionsvolumen leicht größer ist als im Heizvolumen. Dieser geringe Druckgradient ruft aber eine Löschgaskströmung vom Kompressions- in das Heizvolumen hervor und erhöht im Heizvolumen ebenfalls den Druck. Das bedeutet, der Druckaufbau durch die Verringerung des Kompressionsvolumens ist bei diesen Lichtbogenparametern größer als der Druckaufbau im Heizvolumen durch den Lichtbogen. Dieser Mechanismus des Druckaufbaus im Heizvolumen ist, wie bereits im **Kapitel 1.1.2** beschrieben, wichtig für den Löschvorgang bei Nennstrom.

Für das Schalten großer Ausschaltströme und einer Lichtbogenzeit von 20 ms machen die im **Bild 3.17** dargestellten Drucksignale deutlich, dass es hierbei einen wesentlichen Unterschied zu den Messungen mit geringeren Ausschaltströmen ab der zweiten Stromhalbwelle gibt. Als hauptsächliche Gründe dafür sind aufzuführen:

- die Lichtbogenleistung ist in der zweiten Stromhalbwelle höher,
- die Temperatur im Lichtbogenraum ist höher und damit auch der Druck,
- der Lichtbogen brennt in der Düsenengstelle der Isolierstoffdüse,
- ab einer bestimmten Lichtbogenenergie erzeugt der Abbrand der PTFE-Düse einen zusätzlichen Druckanstieg (**Kapitel 3.2.3**),

- der Kanal zum Heizvolumen ist nicht mehr durch den Pin verschlossen und
- während der Hochstromphase sind die Düsenauslässe durch den „clogging“-Effekt verstopft [Cla97].

Als Ergebnis steigt der Druck im Heizvolumen sprunghaft an und ist ab ca. 26 ms größer als der Druck im Kompressionsvolumen. Dabei schließt das druckgesteuerte Ventil 2 und verhindert den Druckausgleich zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen. Durch die anhaltende Verringerung des Kompressionsvolumens wird in diesem ebenfalls der Druck erhöht. Den zur weiteren Öffnung benötigten Druckausgleich im Kompressionsvolumen übernimmt Ventil 1. Die daraus resultierende Rückwirkung auf die Antriebseinheit ist im Kraftsignal (**Bild 3.15**) ab dem Einsatzzeitpunkt des Ausschaltjäpfers gut zu erkennen. Man sieht, dass der Druckkraftimpuls auf die Schaltstange (**Bild 3.15** zwischen 32 ms und 40 ms) nicht vorhanden ist. Dafür wird eine erhöhte Zugkraft zur Öffnung der Schaltkontakte und zur Kompression benötigt. Daraus resultiert, dass die Weg-Zeit-Kennlinie bei großer Lichtbogenenergie ab ca. 30 ms etwas flacher ist als bei den Messungen mit $0,14 \cdot I_a$ und $0,25 \cdot I_a$. Das bedeutet, bei dem Versuch mit $0,5 \cdot I_a$ verringert sich die Öffnungsgeschwindigkeit am Ende des mechanischen Ausschaltvorgangs.

Beim Vergleich der Verläufe von Ausschaltstrom und Druck im Heizvolumen bei der Messung mit $0,5 \cdot I_a$ (**Bild 3.16** und **Bild 3.17**, rechts) fällt auf, dass das Druckmaximum bezogen auf das Strommaximum etwa 3 ms verzögert erreicht wird. Das bedeutet, dass auch nach dem Strommaximum der Druck im Lichtbogenraum noch größer ist, als im Heizvolumen und somit heißes Gas weiter ins Heizvolumen strömt. Erst nach 30 ms beginnt die Rückströmung des Löschgases vom Heizvolumen in den Lichtbogenraum. Dieser Zeitpunkt korreliert mit einer ansteigenden Lichtbogenspannung (**Bild 3.16**) und wird als Indiz für die einsetzende starke Beströmung des Lichtbogens betrachtet. Entscheidend für die Unterbrechung des Strompfades und die Verfestigung der Schaltstrecke ist die Löschgasströmung in den Lichtbogenraum in der zeitlichen Umgebung von Stromnull. Hierfür muss ein ausreichend großer Überdruck im Heizvolumen vorhanden sein.

Bei der Messung mit $0,5 \cdot I_a$ (**Bild 3.17**, rechts) beträgt dieser zum Stromnulldurchgang etwa das 1,7 fache des Fülldruckes. Der sich einstellende Überdruck im Heizvolumen ist abhängig von der Energie des Lichtbogens. Um dies deutlicher darzustellen, sind im **Bild 3.18** (rechts) drei ausgewählte Druckverläufe im Heizvolumen gezeigt. Zur besseren Vergleichbarkeit der Messergebnisse ist eine einheitliche Lichtbogenzeit von 20 ms gewählt worden. Die Lichtbogenparameter Strom und Bogenspannung zeigt **Bild 3.18** (links).

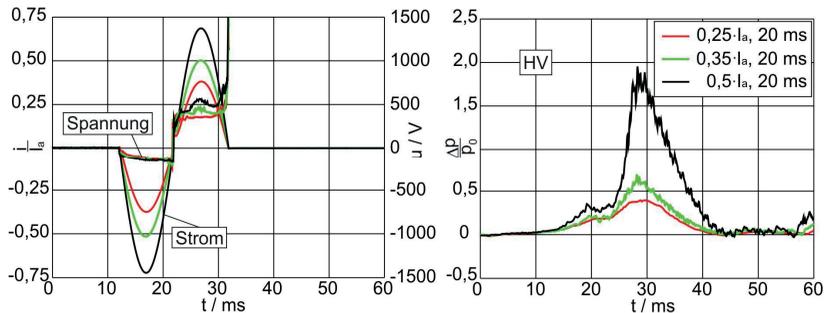


Bild 3.18: Ausschaltstrom und Lichtbogenspannung (links), Druckmessung im Heizvolumen (rechts)

Der Druckverlauf bei dem Versuch mit $0,25 \cdot I_a$ unterscheidet sich kaum von den Druckverläufen beim Schalten geringer Lichtbogenenergien im **Bild 3.17** (rechts). Bei Steigerung des Ausschaltstromes zu $0,35 \cdot I_a$ gibt es bereits einen deutlichen Druckanstieg ab etwa 25 ms, der beim Test mit $0,5 \cdot I_a$ noch ausgeprägter ist. Erklärt werden kann der plötzliche Druckanstieg mit der einsetzenden verstärkten Wirkung des Abbrandeffektes, der bereits in [See06] verifiziert ist.

Inwieweit der Abbrandeffekt den Druckaufbau an signifikanten Punkten innerhalb der Unterbrechereinheit eines realen Leistungsschalters beeinflusst, ist detailliert noch nicht betrachtet worden. In den folgenden Untersuchungen steht diese Fragestellung im Vordergrund. Die dabei im Fokus stehenden Fragen sind:

- Ab welcher Lichtbogenenergie beeinflusst der Abbrandeffekt den Druckaufbau?

- Wie tragen die Hilfs- und Isolierstoffdüse jeweils zur Druckerhöhung durch den Abbrand des PTFE-Materials bei?
- Ist der Abbrand der Isolierstoffdüse gleichmäßig über die Länge verteilt oder gibt es eine örtliche Abhängigkeit?
- Welchen Einfluss hat die Düsenerweiterung aufgrund des Abbrandes auf den Druck im Heizvolumen?

3.2.2 Der Abbrandeffekt und dessen Einfluss auf den Druckaufbau

Zur Separation des Abbrandeffektes werden die im **Kapitel 2.2.6.1** dargestellten Keramikdüsen anstelle der PTFE-Düsen eingesetzt. Durch die Kombinationen der Hilfs- und Isolierstoffdüse mit PTFE und Keramik sind vier verschiedene Düsenvarianten vergleichbar. Somit wird der Einfluss jeder einzelnen Düse auf den Druckaufbau in der Unterbrechereinheit ermittelt. Bei den Untersuchungen werden die Druckmaximalwerte im Kompressionsvolumen, Heizvolumen und Lichtbogenraum bei Variation der Lichtbogenenergie verglichen.

3.2.2.1 Messungen mit Keramik- und PTFE-Düsen

Für den Vergleich der Druckverläufe der einzelnen Messungen ist es wichtig, die jeweiligen Energieeinträge ebenfalls miteinander zu vergleichen, da diese den Druckaufbau direkt beeinflussen. Die Lichtbogenenergie wird aus den gemessenen Verläufen von Ausschaltstrom und Bogenspannung berechnet:

$$E_{LB} = \int_{t_{Zünd}}^{t_{Lösch}} u_{LB}(t) \cdot i(t) dt . \quad (3.20)$$

Dabei bezeichnen die Zeitpunkte $t_{Zünd}$ die Lichtbogenzündung und $t_{Lösch}$ die Lichtbogenlöschung. **Bild 3.19** zeigt die durch den Lichtbogen eingeprägte Energie in die Schaltstrecke. In der Legende bezeichnet die erste Materialart (PTFE oder

Keramik) die verwendete Hilfsdüse und die zweite das Material der eingebauten Isolierstoffdüse.

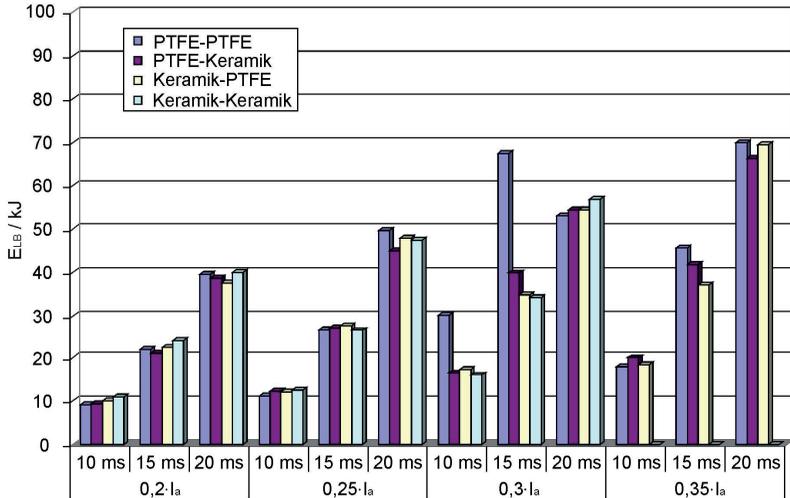


Bild 3.19: Energieeintrag durch den Lichtbogen

Die bereits dargestellten Ergebnisse der Druckmessung haben gezeigt, dass eine Beeinflussung der Druckwerte im Heizvolumen ab einem Strombereich zwischen $0,2 \cdot I_a$ und $0,35 \cdot I_a$ zu erwarten ist. Um das Vorhandensein eines solchen Grenzwertes zu untersuchen, sind die im **Bild 3.19** dargestellten Parameter des Ausschaltstromes verwendet worden. Zu sehen ist, dass der Energieeintrag mit der Höhe des geschalteten Stromes und mit der Lichtbogenzeit wächst. Die einzelnen Energieeinträge sind gut miteinander vergleichbar, lediglich bei dem Versuch mit beiden Düsen aus PTFE und $0,3 \cdot I_a$, 15 ms gibt es aufgrund einer sehr hohen gemessenen Lichtbogenspannung eine deutliche Abweichung. Dies muss bei der Bewertung der Drucksignale dieser Messung berücksichtigt werden.

Im **Bild 3.20** ist das Ergebnis der gemessenen Maximalwerte der Druckverläufe im Kompressionsvolumen zu sehen.

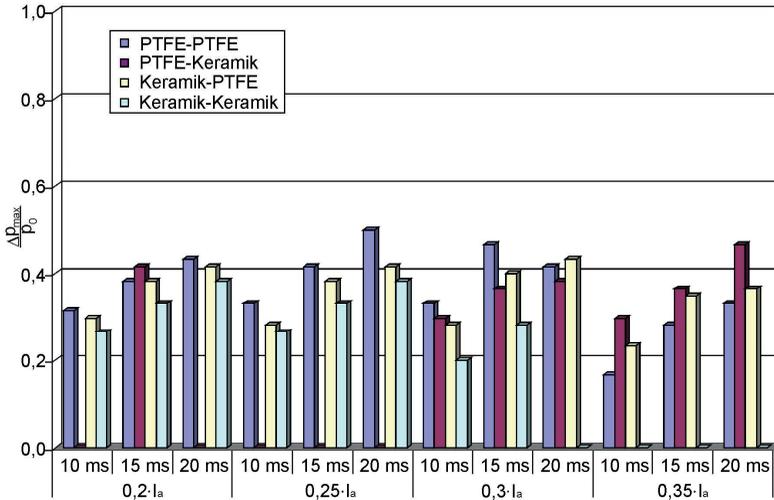


Bild 3.20: Druckmaxima im Kompressionsvolumen

Aus **Bild 3.20** ist keine eindeutige Tendenz zum Einfluss des Abbrandeffektes auf den Druckaufbau ersichtlich. Eine mögliche Schlussfolgerung daraus ist, dass in diesem Strombereich die Höhe des Druckaufbaus nicht durch den Abbrandeffekt beeinflusst wird. Diese Erkenntnis deckt sich mit den bereits vorgestellten Ergebnissen, die zeigen, dass ein anhaltendes Schließen von Ventil 2 und somit eine deutliche Beeinflussung des Druckverlaufes im Kompressionsvolumen nicht zu erwarten ist.

Bei den Druckmaximalwerten im Heizvolumen ist ein Einfluss des Abbrandeffektes ab einem Ausschaltstrom von $0,3 \cdot I_a$ und einer Lichtbogenzeit von 15 ms erkennbar (**Bild 3.21**). Es fällt auf, dass ab einem Energieeintrag von 50 kJ (maximal 20 ms Lichtbogenzeit) bei den Düsenkombinationen mit der Isolierstoffdüse aus PTFE ein höherer Druckmaximalwert gemessen wird, als bei den Kombinationen mit der Isolierstoffdüse aus Keramik. Somit scheint zum Einen die Lichtbogenenergie von 50 kJ die untere Grenze zu sein, bei der der Abbrandeffekt einen Einfluss auf den Druckaufbau im Heizvolumen hat, zum Anderen deuten die Ergebnisse darauf hin, dass der PTFE-Abbrand der Isolierstoffdüse einen größeren Einfluss auf den Druckaufbau im Heizvolumen hat, als der Abbrand der Hilfsdüse.

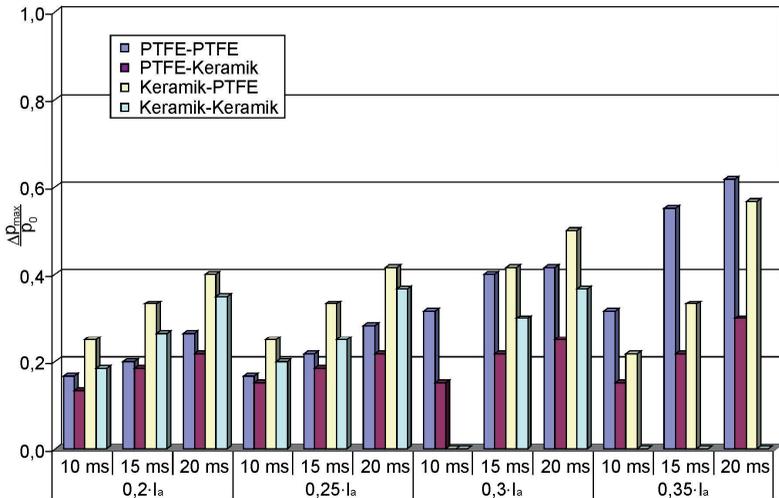


Bild 3.21: Druckmaxima im Heizvolumen

Aus der Analyse der Messergebnisse im Heizvolumen ist weiterhin ein deutliches Ansteigen der Druckmaxima bei den Schaltvorgängen mit langen Lichtbogenzeiten (20 ms) und einer Lichtbogenenergie größer als 50 kJ zu erkennen, wenn die PTFE-Isolierstoffdüse verwendet wird. Bei dem Vergleich dieser Ergebnisse mit den Abbranduntersuchungen von Seeger [See06, See09], korreliert der Bereich zwischen 50 kJ und 70 kJ, ab dem eine Beeinflussung der Druckwerte durch den Abbrandeffekt gemessen wird, mit dem Übergangsbereich vom „axial beblasenen“ Lichtbogenmodus zum „abbrandbestimmten“ Lichtbogenmodus.

Für den Vergleich mit den Messwerten in dieser Arbeit sind die geschalteten Ströme als Abschätzung in eine Stromdichte (j_{\max}) entsprechend:

$$j_{\max} = \frac{\sqrt{2} \cdot I_{\text{eff}}}{A_{\text{LB}}} \quad (3.21)$$

umgerechnet worden. A_{LB} ist dabei eine geschätzte Querschnittsfläche des Lichtbogens, unter der Annahme, dass der Lichtbogen vollständig in der Engstelle der

Isolierstoffdüse brennt und diese der Lichtbogen im Fall des „abbrandbestimmten“ Lichtbogenmodus nahezu ausfüllt. Dabei ergibt sich für die Versuche mit einem Energieeintrag von ca. 50 kJ ($0,3 \cdot I_a$, 15 ms) eine äquivalente Stromdichte von ca. $0,5 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$ und bei den Versuchen mit einem Energieeintrag von ca. 70 kJ ($0,35 \cdot I_a$, 20 ms) eine äquivalente Stromdichte von ca. $0,6 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$. Die Messungen im Lichtbogenraum zeigen einen noch deutlicheren Unterschied in den Druckmaxima zwischen der Keramik- und der PTFE-Isolierstoffdüse ab einem Energieeintrag größer als 50 kJ (**Bild 3.22**).

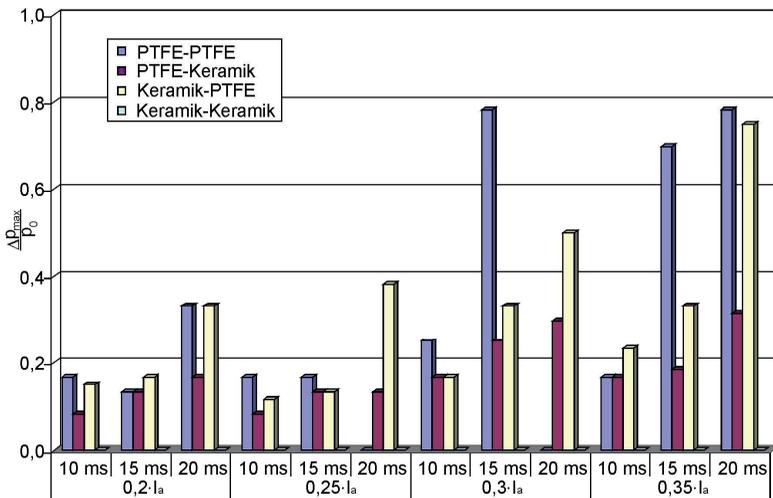


Bild 3.22: Druckmaxima im Lichtbogenraum

Bei der Bewertung der Ergebnisse im Lichtbogenraum muss berücksichtigt werden, dass der Pin die Messstelle erst nach ca. 11 ms Lichtbogenzeit freigibt. Somit sind bei einer Lichtbogenzeit bis 10 ms keine signifikanten Druckunterschiede zu erwarten, zumal der Lichtbogen dann auch nicht in der Engstelle der Isolierstoffdüse brennt.

Bei den beiden längeren Lichtbogenzeiten und Energieeinträgen oberhalb von 50 kJ werden im Lichtbogenraum die höchsten Druckmaximalwerte bei Verwen-

derung der PTFE-Isolierstoffdüse gemessen. Auch der Druckunterschied zwischen PTFE- und Keramik-Isolierstoffdüse ist im Lichtbogenraum am größten.

Typische Zeitverläufe vom Drucksignal im Lichtbogenraum sind im **Bild 3.23** zu sehen.

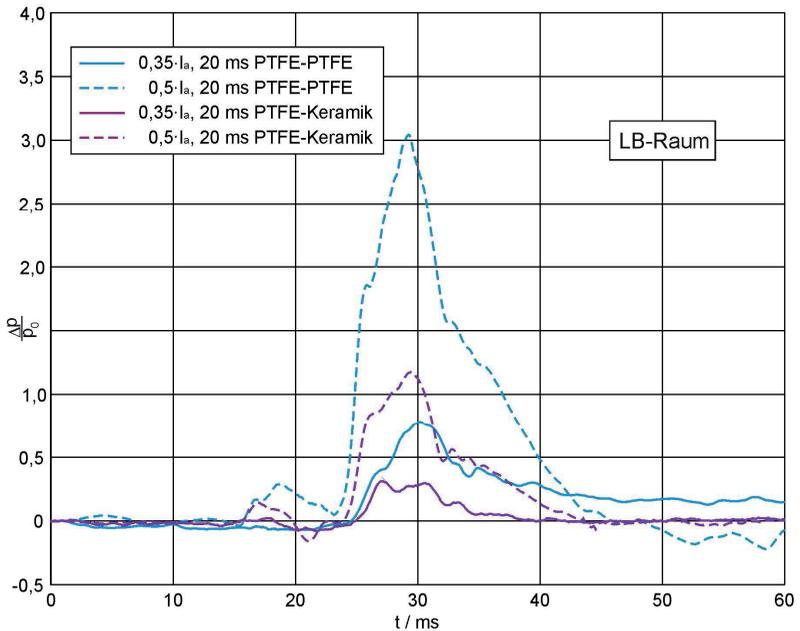


Bild 3.23: Drucksignale im Lichtbogenraum bei unterschiedlicher Lichtbogenenergie und Variation des Materials der Isolierstoffdüse

Im zeitlichen Verlauf der Drucksignale im Lichtbogenraum ist gut zu erkennen, dass der Druck an der Messstelle erst dann stark ansteigt, wenn der Pin die Druckmessbohrung nach ca. 25 ms freigibt. Danach brennt der Lichtbogen am Druckmessort, wodurch die Temperatur und somit auch der statische Druck an der Messstelle steigen. Deutlich zu erkennen ist der Einfluss des Abbrandeffektes auf den Druckverlauf.

Bei der Messung mit $0,35 \cdot I_a$ wird mit der PTFE-Isolierstoffdüse im Vergleich zur Keramik-Isolierstoffdüse ein etwa doppelt so hoher Druckmaximalwert erreicht.

Beim Test mit $0,5 \cdot I_a$ ist der Maximaldruck im Vergleich zwischen PTFE- und Keramik-Isolierstoffdüse etwa das Dreifache. Ein starker Druckabfall wird gemessen, wenn der Pin die Düsenengstelle zum Auslassbereich bei 29 ms freigibt. Der Druck nimmt auch zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs wieder ab, weil dann das im Heizvolumen gespeicherte Löschgas durch den Lichtbogenraum in das Auslassvolumen strömt.

Im folgenden Kapitel wird die Abhängigkeit des Druckaufbaus vom Abbrandeffekt der Isolierstoffdüse beim Schalten von Kurzschlussströmen untersucht.

3.2.2.2 Einfluss des Abbrandeffektes auf die Druckverhältnisse beim Schalten von Kurzschlussströmen

Im Kurzschlussstrombereich ($0,5 \cdot I_a$ bis $1 \cdot I_a$) werden bei der Untersuchung des Einflusses des Abbrandeffektes auf den Druckaufbau an signifikanten Punkten der Unterbrechereinheit hauptsächlich die Ergebnisse der Messungen mit PTFE- und Keramik-Isolierstoffdüse verglichen. Als Hilfsdüse ist immer die originale Düse aus PTFE verwendet worden. Alle Schaltungen werden mit einer Lichtbogenzeit von 20 ms durchgeführt. Damit wird bei jedem Versuch eine vollständige Beanspruchung der Düsenengstelle durch den Lichtbogen erreicht und die Messergebnisse können gut miteinander verglichen werden. Die Höhe des Ausschaltstromes wird von $0,5 \cdot I_a$ in Schritten von $0,125 \cdot I_a$ bis zum maximalen Ausschaltstrom ($1 \cdot I_a$) gesteigert.

Im **Bild 3.24** sind zum Vergleich die Energieeinträge für die einzelnen Messungen dargestellt.

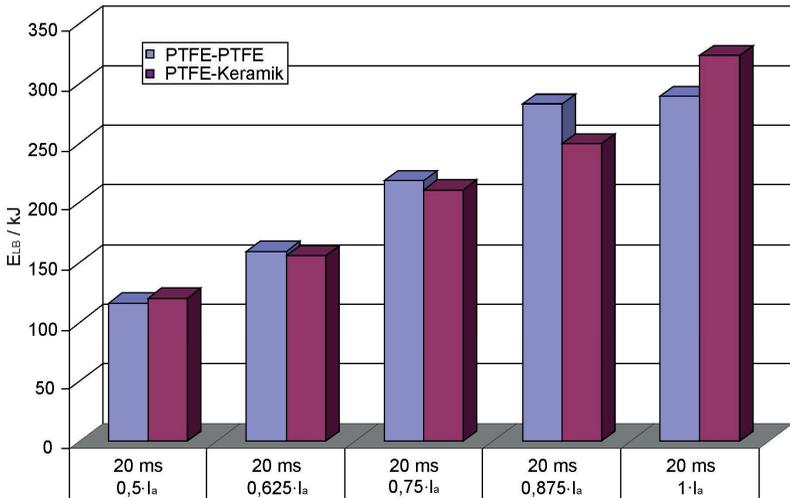


Bild 3.24: Energieeintrag durch den Lichtbogen

Die geschalteten Lichtbogenenergien für die jeweiligen Stromstärken sind gut miteinander vergleichbar. Die Abweichungen der Energieeinträge (± 40 kJ zwischen PTFE-PTFE und PTFE-Keramik) bei den Messungen mit $0,875 \cdot I_a$ und $1 \cdot I_a$ müssen bei der Bewertung der Druckverläufe berücksichtigt werden.

Beim Vergleich der Druckmaxima im Kompressionsvolumen (**Bild 3.25**) wird stets ein geringfügig höherer Druck mit der originalen Düsenkonfiguration gemessen.

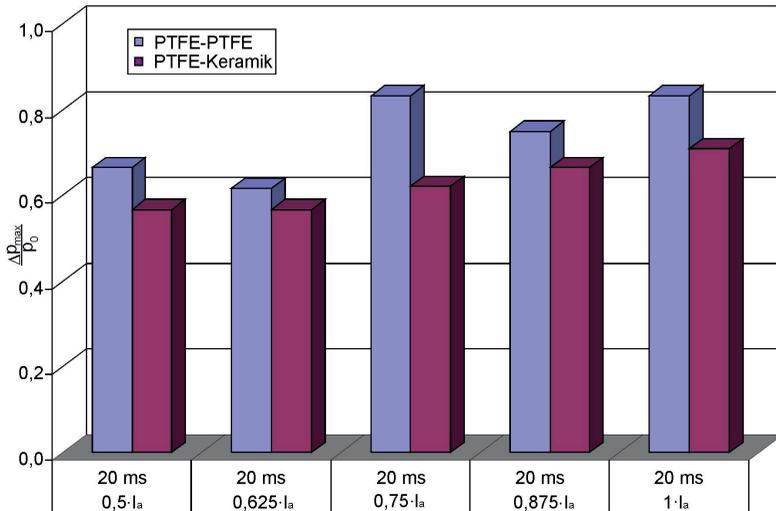


Bild 3.25: Druckmaxima im Kompressionsvolumen beim Schalten von Kurzschlussströmen

Die höheren Druckmaxima sind mit dem früheren Schließen der Ventilplatte zwischen Heizvolumen und Kompressionsvolumen (Ventil 2) bei den Versuchen mit der PTFE-Isolierstoffdüse zu erklären. Je früher die Ventilplatte schließt, umso mehr Gas ist noch im Kompressionsvolumen vorhanden, welches durch die Öffnungsbewegung komprimiert wird. Dies führt zu einer Erhöhung des Druckmaximums im Kompressionsvolumen. Der Abbrandeffekt hat hierbei nur einen indirekten Einfluss. Deutlicher wird der Unterschied der Druckmaxima im Heizvolumen beim Vergleich der beiden Düsenkonfigurationen. Im **Bild 3.26** sind die Messergebnisse gegenübergestellt.

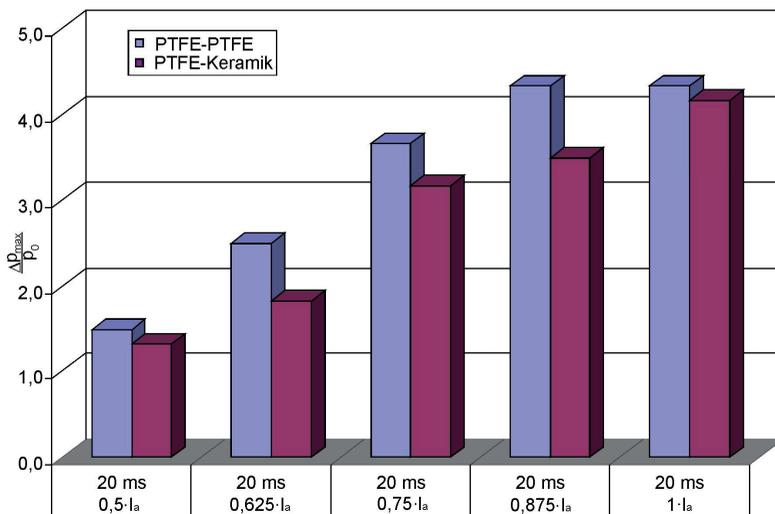


Bild 3.26: Druckmaxima im Heizvolumen

Die Druckmaxima im Heizvolumen sind bei der Verwendung beider Düsenmaterialien um ein Vielfaches höher als im Kompressionsvolumen, was bedeutet, dass das Ventil 2 in jedem Fall geschlossen ist. Der Einfluss des Abbrandeffektes wird beim Vergleich der Messungen mit PTFE- und Keramik-Düse deutlich. Der Druck im Heizvolumen ist bei Verwendung der PTFE-Isolierstoffdüse immer höher, als mit der Keramik-Düse, selbst wenn beim Test mit $1 \cdot I_a$ der Energieeintrag bei der Messung mit Keramik-Düse um etwa 40 kJ höher war. Die Messergebnisse zeigen aber auch eine große Druckerhöhung im Heizvolumen mit steigender Lichtbogenenergie bei Verwendung der Keramik-Düse. Daran ist erkennbar, dass der hauptsächlichste Anteil der Druckerhöhung die Folge der extrem hohen Lichtbogentemperatur im Lichtbogenraum und die damit verbundene Gasströmung des dissoziierten und ionisierten SF_6 -Gases in das Heizvolumen ist. Dieser Anteil bewirkt in Abhängigkeit der Lichtbogenenergie eine Druckerhöhung von dem Ein- bis Vierfachen des Fülldruckes. Der Abbrand der PTFE-Isolierstoffdüse liefert zu der Druckerhöhung einen zusätzlichen Anteil vom 0,2- bis 0,7-fachen des Fülldruckes beim Schalten von Kurzschlussströmen.

Zur Verdeutlichung sind im **Bild 3.27** die gemessenen Druckmaxima bezogen auf den Fülldruck als Funktion der Lichtbogenenergie und des Düsenmaterials dargestellt.

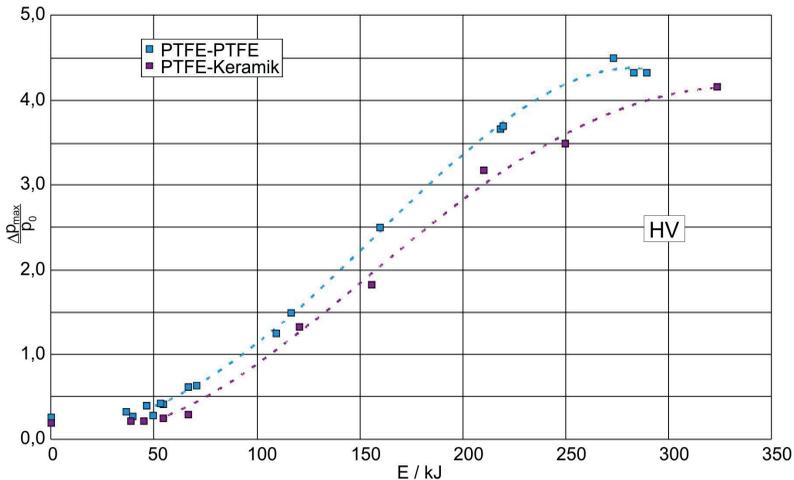


Bild 3.27: Druckmaxima im Heizvolumen als Funktion der Lichtbogenenergie und des Düsenmaterials

Das Ergebnis macht deutlich, dass die positive Wirkung des PTFE-Düsenmaterials auf die Lichtbogenlöschung nicht allein auf den Anstieg des Löschgasdruckes durch den Abbrandeffekt zurückzuführen ist. Vielmehr wird die Summe der lichtbogenbeeinflussenden Effekte beim Einsatz von PTFE als Düsenmaterial, wie beispielsweise:

- die Kühlung durch Absorption der Strahlung,
- die Einengung aufgrund der Dampfschicht an der Düsenwand,
- der bei der Zersetzung des PTFE entstehende Fluoranteil [Kri99] und
- die Druckerhöhung im Heizvolumen durch den Düsenabbrand (20-70 %),

die Verfestigung der Schaltstrecke begünstigen. Wie im **Bild 3.28** zu sehen, wird durch den Abbrandeffekt ein länger anhaltender hoher Druck im Heizvolumen erzeugt.

Dadurch ist im Zeitbereich des Stromnulldurchgangs ein größerer Druckgradient zur Beströmung des Lichtbogens vorhanden. Dies wird als weiterer positiver Effekt des Düsenabbrandes auf das Löschvermögen betrachtet, weil dadurch die Schaltstrecke stärker und länger beströmt werden kann.

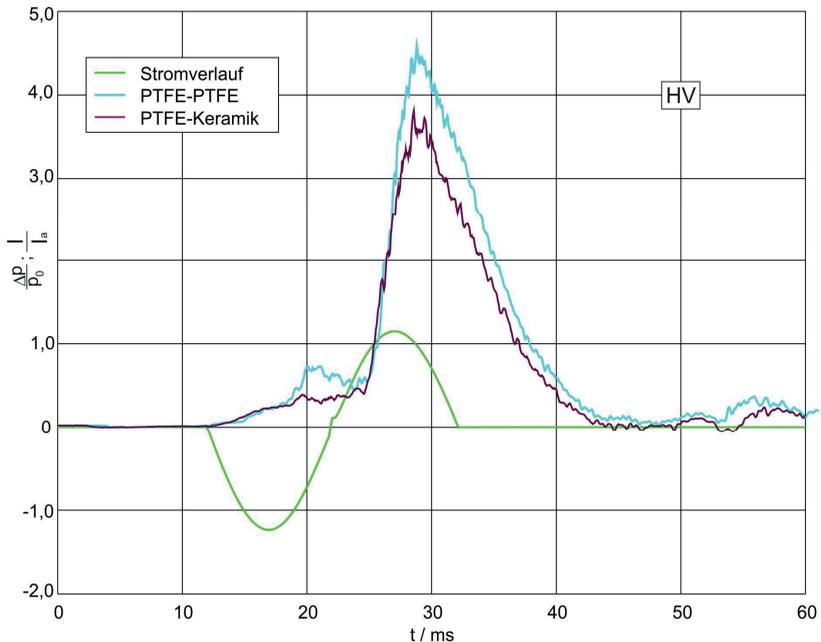


Bild 3.28: Druckverlauf im Heizvolumen bei $0,875 \cdot I_a$

3.2.3 Ermittlung der Abbrandrate mit segmentierter Isolierstoffdüse

Die vorangegangenen Untersuchungen zeigen den Einfluss des Abbrandeffektes auf den Aufbau des Löschgasesdruckes an verschiedenen Punkten innerhalb der Unterbrechereinheit eines originalen Selbstblasschalters. Hierbei wird deutlich, dass die Simulation des Ausschaltvorgangs von Fehlerströmen bei einem Selbstblasschalter ohne die Berücksichtigung des gasenden Effektes der PTFE-Düsen nicht sinnvoll ist.

In den meisten Simulationsmodellen wird zur Berechnung des Masseverlustes eine konstante Abbrandrate (δ) für das Düsenmaterial eingesetzt [Cla97i, Ahn06, Won07]. Diese wird mit der Strahlungsleistung, die die Düsenwand aufheizt, multipliziert und ergibt den Masseabbrand. Die abgedampfte PTFE-Masse wird mittels Mischungsgleichung mit dem SF₆-Gas vermischt [Cla97, Zha01, Cho10]. Durch die Mischung ergeben sich neue Materialparameter für den PTFE-SF₆-Dampf (Dichte, Enthalpie, spezifische Wärmekapazität, thermische Leitfähigkeit, elektrische Leitfähigkeit, Viskosität, Schallgeschwindigkeit, Absorptionskoeffizient, Nettoemissionskoeffizient) [Aub94, Cre10, Che96], was bei der Simulation des Ausschaltvorgangs beachtet werden muss. Die Abbrandrate selbst wird entweder aus experimentellen Ergebnissen an Modellschaltern ermittelt [Kri99, See09] oder mit Hilfe der Verdampfungsenthalpie von PTFE berechnet [Mül94, Ché97, Hes01, Chr07]. An realen Hochspannungsleistungsschaltern sind bisher nur wenige Veröffentlichungen zur Untersuchung der Abbrandrate [See06] bekannt. Unklar ist, inwieweit die Lichtbogenverhältnisse und Strömungsverhältnisse im realen Schalter Einfluss auf den Abbrand der Isolierstoffdüse haben. Um dies zu untersuchen, wird eine segmentierte Isolierstoffdüse in den Schalter eingebaut (**Kapitel 2.3.6.2**) und die einzelnen Segmente vor und nach jedem Test analysiert.

Die angegebenen Abbrandwerte sind für die üblicherweise verwendeten grauen PTFE-Düsen ermittelt worden.

3.2.3.1 Theoretische Vorbetrachtungen

Die segmentierte Isolierstoffdüse ist als Skizze im **Bild 3.29** zu sehen. Die Bestimmung der Abbrandrate beschränkt sich auf die in der Düsenengstelle befindlichen Segmente. Dies begründet sich einerseits daraus, dass der wesentliche Masseverlust der Düse an den Stellen stattfindet, wo die Lichtbogenstrahlung direkt einwirkt. Das ist hauptsächlich in der Düsenengstelle der Fall. Andererseits lassen sich die Segmente der Düsenengstelle wegen ihrer gleichen Geometrie und Ausgangsmasse gut miteinander vergleichen.

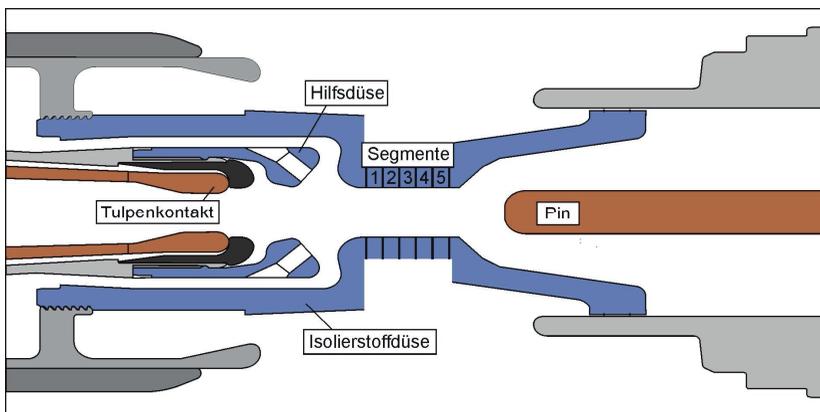


Bild 3.29: Skizze der segmentierten Isolierstoffdüse

Beim Ausschaltvorgang werden der Tulpenkontakt und die PTFE-Düsen, wie bereits im **Kapitel 1.1.2** beschrieben, vom Pin wegbewegt. Der am Anfang des Tulpenkontakts und an der Pinspitze brennende Lichtbogen wird durch die Ausschaltbewegung verlängert. **Bild 3.30** zeigt die wesentlichen Sequenzen des Ausschaltvorgangs für die Abbranduntersuchungen. Der Ausgangspunkt ist im **Bild 3.30a** mit dem Beginn der Ausschaltbewegung dargestellt. Nach 12 ms wird durch die Kontakttrennung der Lichtbogen gezündet und entsprechend der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit verlängert. Nach weiteren 8 ms wird Segment 1 an der Pinspitze vorbei bewegt (**Bild 3.30c**) und somit als erstes Segment direkt durch die Lichtbogenstrahlung beansprucht. Die nächsten Düsensegmente werden abhängig von der Ausschaltbewegung später und folglich auch kürzer der Lichtbogenstrahlung ausgesetzt. Am Ende des Ausschaltvorgangs (**Bild 3.30d**) verlöscht der Lichtbogen im natürlichen Stromnulldurchgang. Als Lichtbogenzeit ist für die Abbranduntersuchungen mit der segmentierten Düse 20 ms festgelegt worden, um sicherzustellen, dass alle Segmente direkt vom Lichtbogen beansprucht werden.

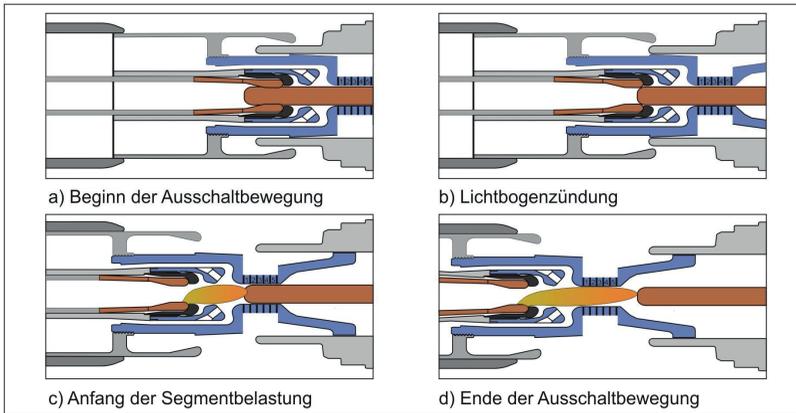


Bild 3.30: Sequenzen der Ausschaltbewegung

Der durch den Lichtbogen hervorgerufene Abbrand des Düsenmaterials wird, wie auch bei [Mül94], als Masseverlust definiert. Dieser wird durch die Wägung der Segmente vor und nach jedem Versuchsdurchlauf ermittelt. Um eine Relation zum Energieeintrag herzustellen, ist die Abbrandrate als Masseverlust in Bezug zur im Lichtbogen umgesetzten Energie definiert. Der Energieeintrag wird für jeden Test aus den gemessenen Strom- und Lichtbogenspannungsverläufen berechnet. Mit Kenntnis der Weg-Zeit-Kennlinie des beweglichen Teils der Unterbrechereinheit kann die Abbrandrate für jedes Segment bestimmt werden. Um dabei sinnvolle Werte für die Abbrandraten zu erhalten, muss bei der ortsbezogenen Betrachtung des Masseverlustes für die Düse auch der Energieeintrag, durch eine Normierung in Bezug auf die gesamte Länge des Lichtbogens, ortsbezogen für jedes Segment berechnet werden. Dabei sind folgende Effekte zu beachten:

- Die Lichtbogenlänge wird durch die Bewegung des Tulpenkontakts bestimmt.
- Mit der Bewegung der Isolierstoffdüse werden die einzelnen Segmente vom Pin freigegeben, wodurch sich unterschiedliche Beanspruchungszeiten pro Segment ergeben.

- Die durch den Lichtbogen eingebrachte Energie ist abhängig vom Strom- und Spannungsverlauf und variiert stark während des Ausschaltvorgangs.
- Die Strömungscharakteristik des heißen Gases beeinflusst den Masseverlust der einzelnen Segmente.

Für die segmentweise Berechnung des Energieeintrags wird ferner vereinfachend angenommen, dass das elektrische Feld des Lichtbogens über seine Länge konstant ist. Der Lichtbogen gibt seine Energie als Strahlungsenergie nur senkrecht an die Düsenwand ab. Somit ist es möglich, den Lichtbogen virtuell zu segmentieren. In Realität strahlt der Lichtbogen in alle Raumrichtungen. Das bedeutet, die vom Lichtbogen senkrecht einer Segmentfläche emittierte Strahlung (**Bild 3.31**, grüner Punkt) wird nicht nur an dieses Element abgegeben, sondern auch an die Nachbarelemente (**Bild 3.31**, rote Segmente). Der dadurch entstehende Fehler bei der Berechnung der an einem Düsensegment ankommenden Strahlungsenergie wird durch die Einstrahlung aus den virtuellen Nachbarsegmenten des Lichtbogens (**Bild 3.31**, rote Punkte) näherungsweise ausgeglichen.

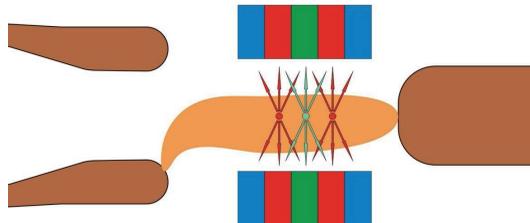


Bild 3.31: Einfluss der Strahlungsanteile des Lichtbogens auf die Segmente [Dre08]

Mit den genannten Annahmen und Vereinfachungen werden der Energieeintrag und die Abbrandrate für jedes einzelne Segment mit den aus den Messungen erhaltenen Größen $u_{LB}(t)$, $i(t)$ und $x_{UE}(t)$ berechnet. Im **Bild 3.32** sind die Integrationsgrenzen für die Berechnung des Energieeintrags je Segment zum besseren Verständnis dargestellt.

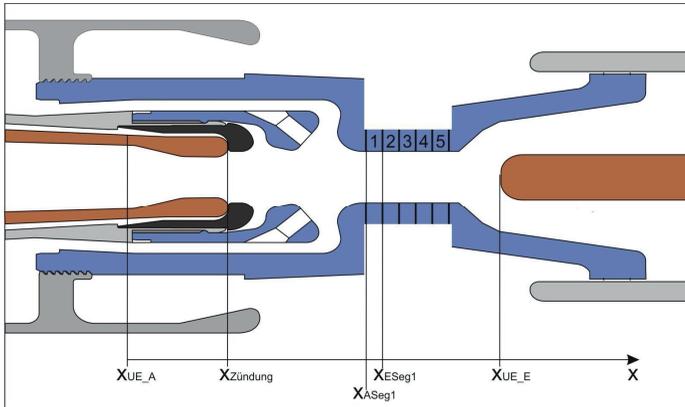


Bild 3.32: Integrationsgrenzen zur Berechnung des Energieeintrags

Die Lichtbogenlänge ergibt sich dabei aus

$$l_{LB}(t) = x_{UE}(t) - x_{Zündung} \quad (3.22)$$

Aus dem Zeitverlauf der gemessenen Lichtbogenlänge und des Stromes errechnet sich die gesamte im Lichtbogen umgesetzte Energie zu:

$$E_{Ges} = \int_{t_A}^{t_E} u_{LB}(t) \cdot i(t) \cdot dt \quad (3.23)$$

Dabei ist die in der Anode und Kathode umgesetzte Energie nicht berücksichtigt, da die Spannung $u_{A/K}$ durch die Thermofeldemission auf Werte unter 20 V begrenzt wird [Lin87] und damit bei langen Lichtbögen hoher Bogenspannungen (hier zwischen 200-800 V) vernachlässigbar ist. Die auf jedes einzelne Düsensegment wirkende Lichtbogenenergie wird mit:

$$E_{\text{Seg}i} = \begin{cases} 0 & ; I_{\text{LB}} < X_{\text{A Seg}i} - X_{\text{Zündung}} \\ E_{\text{Ges}} \cdot \left(\frac{X_{\text{UE}}(t) - X_{\text{A Seg}i}}{I_{\text{LB}}(t)} \right) & ; X_{\text{A Seg}i} \leq X_{\text{UE}}(t) \leq X_{\text{E Seg}i} \\ E_{\text{Ges}} \cdot \left(\frac{X_{\text{E Seg}i} - X_{\text{A Seg}i}}{I_{\text{LB}}(t)} \right) & ; X_{\text{UE}}(t) > X_{\text{E Seg}i} \end{cases} \quad (3.24)$$

berechnet. Dabei ist $i = 1..5$ der Index für die einzelnen Segmente. Die Abbrandrate für jedes Düsensegment lässt sich mit:

$$\bar{\delta}_i = \frac{\Delta m_{\text{Seg}i}}{E_{\text{Seg}i}} \quad (3.25)$$

ermitteln, wobei $\Delta m_{\text{Seg}i}$ als Masseverlust für jedes Segment bestimmt aus der Wägung vor und nach jedem Versuch, definiert wird. Die verwendete Waage hat eine Auflösung von 0,1 mg.

3.2.3.2 Analyse der Segmente

Einmalbelastung

Die Segmente werden einmal vom Lichtbogen belastet, danach ausgebaut und analysiert. Die Lichtbogenenergie wird durch das Schalten verschiedener Stromeffektivwerte variiert. Im **Bild 3.33** sind die Abbrandraten jedes einzelnen Segments für Ausschaltströme zwischen $0,2 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ und 20 ms Lichtbogenzeit dargestellt.

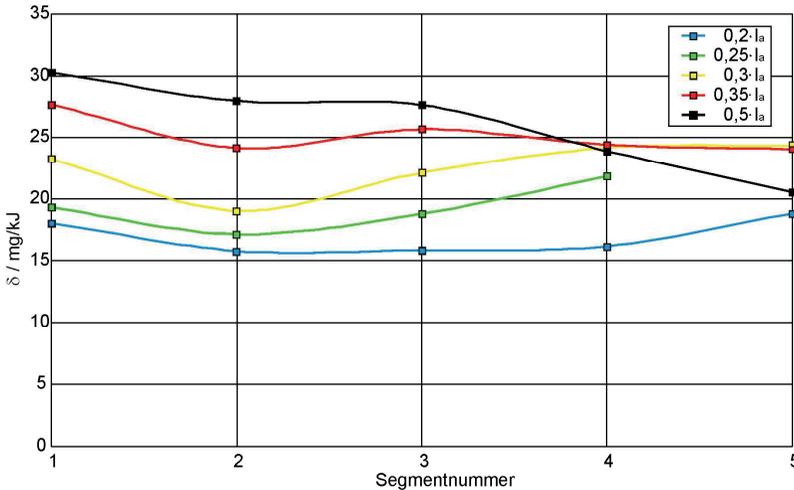


Bild 3.33: Segmentweise Abbrandrate bei verschiedenen Stromstärken

Die Messpunkte für jedes Düsensegment im **Bild 3.33** sind zur besseren Illustration miteinander verbunden. Es wird deutlich, dass die Abbrandrate (δ) sowohl von dem Ausschaltstrom als auch von der axialen Position in der Düsenengstelle abhängig ist. Die Abbrandrate des ersten Segments differiert bei der einmaligen Belastung in Abhängigkeit des Energieeintrages zwischen 17 mg/kJ ($0,2 \cdot I_a$, 20 ms) und 30 mg/kJ ($0,5 \cdot I_a$, 20 ms). Bei $0,2 \cdot I_a$ ist die Abbrandrate noch nahezu konstant über der Düsenlänge. Je größer der Energieeintrag wird, umso deutlicher ist eine Ortsabhängigkeit der Abbrandrate für den untersuchten Düsenabschnitt erkennbar. Bei der Messung mit $0,5 \cdot I_a$ ist für das erste Segment $\delta = 30$ mg/kJ, beim fünften Segment beträgt δ aber nur noch ca. 21 mg/kJ. Interessant ist auch die beim zweiten Segment gemessene Abbrandrate. Hier ist vor allem bei den mittleren Stromstärken eine deutlich geringere Abbrandrate als bei den Segmenten 1 und 3 gemessen worden. Dieses Phänomen lässt sich nur mit Hilfe der Simulation der Strömungs- und Temperaturverhältnisse für diesen Bereich klären. Die Berechnungsergebnisse in [Hes01] zeigen, dass sich im Strömungsfeld der Düsenengstelle ein Stagnationspunkt ausbildet (**Bild 3.34**).

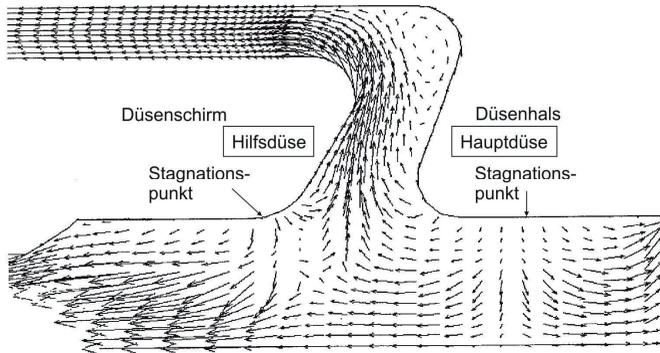


Bild 3.34: Strömungsfeld im Düsenraum, dargestellt durch die Vektoren der Geschwindigkeit (Ergebnis der Strömungsberechnung [Hes01])

Als Hypothese kann angenommen werden, dass im Bereich von Segment 2 in der Hochstromphase weniger PTFE-Material aufgrund der geringen Strömungsgeschwindigkeit abtransportiert wird.

Als weitere mögliche Erklärung des Messergebnisses wird vermutet, dass es bei der Bestromung des Lichtbogenraumes zu einer Wirbelbildung im Bereich des 2. Segmentes kommt, wodurch eine Ablagerung des rückströmenden Materials begünstigt wird. Für einen Beweis dieser Hypothesen bedarf es allerdings weiterer Forschungsarbeit.

Mehrfachbelastung

Mit den Untersuchungen bei Mehrfachbelastung der Segmente wird die Abhängigkeit der Abbrandrate von der Anzahl der Ausschaltungen studiert. Als Ausschaltströme sind $0,35 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ bei 20 ms Lichtbogenzeit gewählt worden. Die Segmente werden durch maximal 5 Lastschaltungen in Folge belastet und nach jedem einzelnen Test ausgebaut und gewogen. Die Ergebnisse für die Abbrandraten sind im **Bild 3.35** und **Bild 3.36** dargestellt.

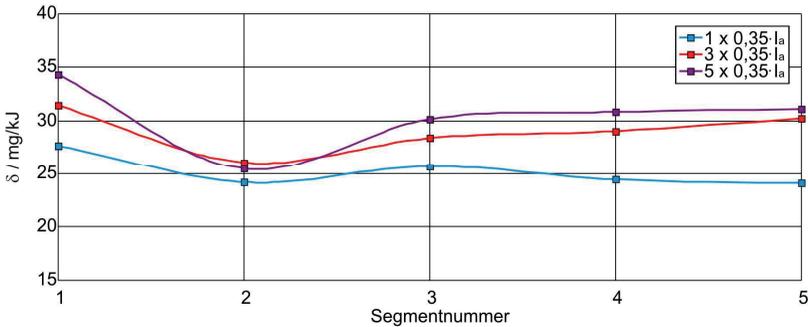


Bild 3.35: Abbrandraten bei $0,35 \cdot I_a$, Mehrfachbelastung

Die Abbrandrate bei der Messung mit $0,35 \cdot I_a$ ist immer für den ersten Versuch am geringsten. Es wird angenommen, dass ein Konditionierungseffekt stattfindet, wonach das PTFE-Material bei den Folgeversuchen leichter abgelöst oder verdampft werden kann. Für das erste Segment ergibt sich dadurch ein Unterschied in der Abbrandrate zwischen der ersten Belastung und nach fünf Belastungen von ca. 5 mg/kJ. Wie im **Bild 3.35** zu sehen, ist der Einfluss der Löschgassströmung auf Segment 2 bei einem Ausschaltstrom von $0,35 \cdot I_a$ prägnant und bei häufiger Schaltzahl noch ausgeprägter. Die interpolierten Verläufe zwischen den gemessenen Abbrandraten der einzelnen Segmente zeigen, wie sich die Abbrandrate nach Segment 2 nochmal erhöht.

Bei der Betrachtung der gemessenen Abbrandraten bei der Mehrfachbelastung mit $0,5 \cdot I_a$ (**Bild 3.36**) fällt auf, dass auch hier ein Konditionierungseffekt nach der ersten Schaltung stattgefunden hat. Die Abbrandraten steigen auch hier mit der Anzahl der Versuche. Zu sehen ist ebenso, dass die Abbrandraten mit jedem Segment zum Düsenauslass hin abnehmen. Das liegt vor allem daran, dass die hinteren Segmente eine kürzere Zeit (ca. 5 ms) vom Lichtbogen direkt beansprucht werden, als die vorderen Segmente. Somit bleibt entsprechend weniger Zeit, um die notwendige Verdampfungsenthalpie des Materials zu erreichen.

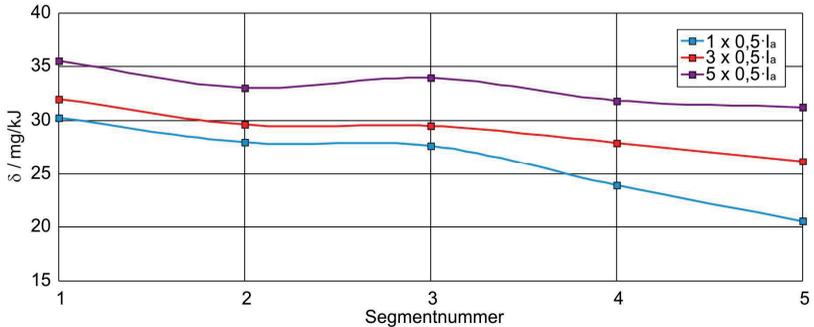


Bild 3.36: Abbrandraten bei $0,5 \cdot I_a$, Mehrfachbelastung

Im Gegensatz zu der Messung mit einem Ausschaltstrom von $0,35 \cdot I_a$ ist bei den Versuchen mit $0,5 \cdot I_a$ die Abbrandrate beim 2. Segment nicht so stark abgesenkt. Als Grund dafür wird angenommen, dass der Lichtbogen bei hohen Stromstärken abbrandbestimmt ist [See06] und die Düsenengstelle fast vollständig ausfüllt. Dadurch ist der Einfluss der Gasströmung auf die Abbrandrate geringer, was möglicherweise zu einer Vergleichmäßigung dieser führt.

Vergleicht man als Abschätzung die gemessenen Abbrandraten mit dem im **Kapitel 1.1.3** theoretisch errechneten Wert für PTFE (**Tabelle 1.2**), dann weichen die Ergebnisse für die geringeren Stromeffektivwerte ($0,2 \cdot I_a - 0,3 \cdot I_a$) stärker von den theoretischen Abbrandwerten ab, als die gemessenen Abbrandraten bei höheren Ausschaltströmen ($0,35 \cdot I_a, 0,5 \cdot I_a$). Die Berechnung der Abbrandrate aus den gemessenen Masseverlusten wurde mit der Annahme durchgeführt, dass 100 % der vom Lichtbogen emittierten Strahlungsenergie pro Segmentabschnitt für die Verdampfung des PTFE an der Düsenoberfläche zur Verfügung stehen. In Realität wird ein Teil der vom Lichtbogen emittierten Strahlung im Lichtbogenrandgebiet und in der Dampfschicht vor der Düsenwand absorbiert [Rei02, Yan06] und ein weiterer Teil geht als Leckstrahlung durch das dafür transparente PTFE verloren [Mül94]. Bezieht man die theoretisch ermittelte Abbrandrate von $40,7 \text{ mg/kJ}$ (**Kapitel 1.1.3**) auf die gemessenen Abbrandraten, kann die Strahlungsenergie abgeschätzt werden, die nicht für den Abbrand der PTFE-Düse zur Verfügung steht (E_{verl}). Aus (1.6) und (3.25) ergibt sich:

$$\frac{\delta_i}{\delta_{theo}} = \frac{\Delta m \cdot (E_{LB} - E_{Verl})}{\Delta m \cdot E_{LB}} = 1 - \frac{E_{Verl}}{E_{LB}}, \quad (3.26)$$

$$\frac{E_{Verl}}{E_{LB}} = 1 - \frac{\delta_i}{\delta_{theo}}. \quad (3.27)$$

In den Arbeiten von [Mül94, Cla97] wird ein Transmissionsfaktor ϱ definiert, der den Anteil der Strahlungsleistung beschreibt, die an die Düsenoberfläche gelangt. ϱ wird mit etwa 0,5 angegeben. In dieser Arbeit entspricht ϱ dem Verhältnis von gemessener Abbrandrate δ_i zur theoretisch berechneten Abbrandrate δ_{theo} . Dafür wird angenommen, dass δ_{theo} die maximal erreichbare Abbrandrate für das verwendete Düsenmaterial ist, wenn die gesamte eingespeiste elektrische Energie als Strahlungsenergie an die Düsenwand gelangt. Bei dieser Betrachtung wird der Einfluss der Gasströmung auf den Düsenabbrand vernachlässigt. **Bild 3.37** zeigt die Anteile, der vom Lichtbogen in der Düsenwand absorbierten Strahlung ($1 - \varrho$), die sich aus den Messungen mit der segmentierten Düse ergeben.

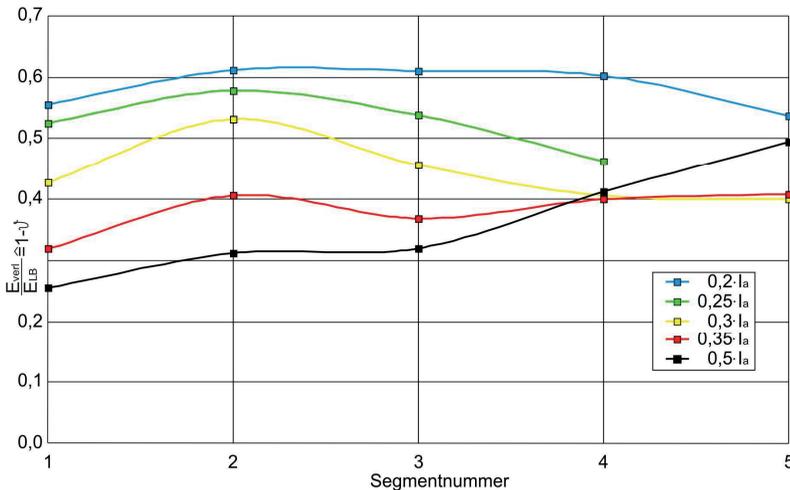


Bild 3.37: Abschätzung der im Lichtbogenrandgebiet absorbierten Strahlungsenergie bezogen auf die Lichtbogenenergie (Einmalbelastung)

Es wird deutlich, dass bei den Ausschaltströmen bis $0,3 \cdot I_a$ die ermittelten Werte für die absorbierte Strahlungsenergie im Bereich zwischen dem 0,4 bis 0,6 fachen der Lichtbogenenergie liegen. Damit stimmen diese Werte annähernd mit dem von [Mül94] ermittelten Transmissionsfaktor überein. Die mit dieser Betrachtung ermittelten absorbierten Strahlungsanteile für $0,35 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ (0,25 bis 0,4) (**Bild 3.37**) entsprechen einem Transmissionsfaktor von $\vartheta \approx 0,6 \dots 0,75$ und weichen von dem im „Zwei-Zonen-Modell“ bestimmten Wert ab [Cla97].

In [See09] wird für die Berechnung der Abbrandrate einer zylindrischen Modelldüse aus PTFE $\delta = \frac{\vartheta}{h_v} = 8 - 20 \text{ mg/kJ}$ angegeben. Dabei ist ϑ im Bereich zwischen 0,1...0,25. Die spezifische Enthalpie h_v , um den PTFE-Dampf auf 3500 K zu erwärmen, beträgt $1,19 \cdot 10^7 \text{ J/kg}$. Es wurde erkannt, dass diese Werte für die Abbrandrate nur für die Modellschaltkammer gelten. Bei einem originalen Selbstblasschalter ist die Abbrandrate nach [See09] abhängig vom Lichtbogenmodus („axial beblasener“ Modus, „abbrandbestimmter“ Modus) und kann bei Schaltungen im Kurzschlussstrombereich Werte von 30 mg/kJ und größer betragen. Dieses Ergebnis stimmt mit dem dieser Arbeit überein. Zusätzlich ist es gelungen, die Abbrandrate als Funktion der axialen Position innerhalb der Düsenengstelle in einem realen Selbstblasschalter zu bestimmen.

Die Kenntnis der Abbrandrate ist relevant für die Erweiterung des grundlegenden Verständnisses zum Abbrandeffekt und zudem für die Verbesserung der Simulation des Ausschaltvorganges. Die Messergebnisse mit der segmentierten Isolierstoffdüse zeigen, dass die Abbrandrate im originalen Selbstblasschalter von der Höhe des Ausschaltstromes und der axialen Position abhängig sind. Mit den Ergebnissen dieser Arbeit ist es möglich, die existierenden Abbrandmodelle für die Simulation weiter zu qualifizieren. Dazu müssen Bereiche der Isolierstoffdüse festgelegt werden, für die die gemessenen unterschiedlichen Abbrandraten gelten.

3.2.3.3 Veränderung des Segmentdurchmessers

Beim Abbrand des Düsenmaterials wird in der Literatur zwischen Tiefenabbrand und Oberflächenabbrand unterschieden [Ruc86, Mül94]. Die Abbrandanteile sind abhängig von der Wellenlänge der Lichtbogenstrahlung, wobei in [Mül94] eine Grenzwellenlänge für die beiden Abbrandarten definiert wird. Aus dem Oberflächenabbrand resultiert eine Vergrößerung des Düsendurchmessers der Segmente. Um die geometrische Veränderung der einzelnen Segmente zu untersuchen, wird die Durchmessererweiterung nach jedem Versuch mit einem Koordinatenmessgerät mit mechanisch schaltenden Taster (**Bild 3.38**) bestimmt.

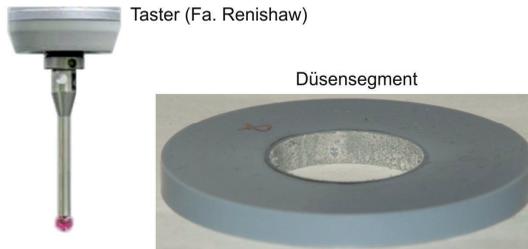


Bild 3.38: Taster (Fa. Renishaw) mit Düsensegment

Zur Erfassung der Oberflächenvergrößerung werden mindestens 6 Punkte auf der inneren Segmentoberfläche abgetastet, wonach eine spezielle Software aus diesen Koordinaten einen äquivalenten Kreisdurchmesser berechnet. Das Ergebnis dieser Analyse ist im **Bild 3.39** dargestellt. Die Durchmessererweiterung wird bezogen auf den Engstellendurchmesser der neuen Düse dargestellt.

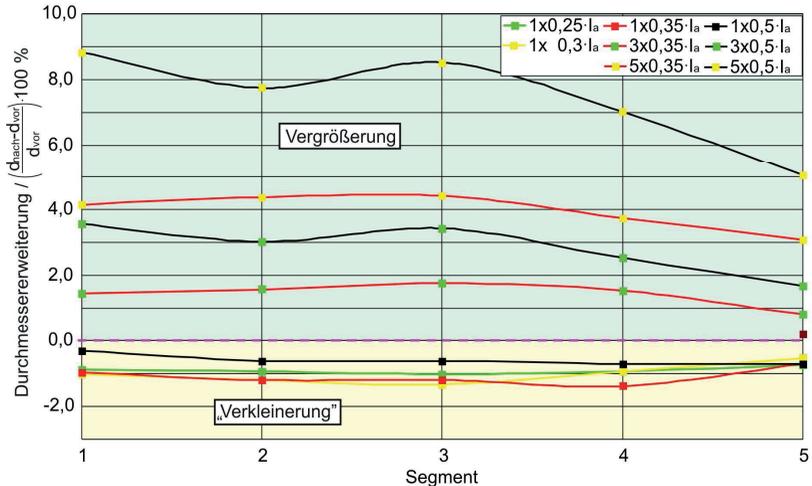


Bild 3.39: Veränderung des Durchmessers in der Düsenengstelle

Der Vergleich im **Bild 3.389** zeigt, dass der Engstellendurchmesser nach jeweils einer Lichtbogenbeanspruchung geringer wird. Grund dafür ist die Aufrauhung der Oberfläche des Düsensegmentes nach der ersten Belastung. Bei der Messung mit dem Koordinatenmessgerät kann immer nur der äußere Punkt des Oberflächenprofils abgetastet werden. Ist nach einer Lichtbogenbelastung die Aufrauhung der Oberfläche größer als der eigentliche Materialabtrag, wird eine Verkleinerung des Engstellendurchmessers gemessen. Nach mehreren Tests in Folge ist der Materialabtrag wesentlich größer. Damit wird trotz Rauigkeit eine Durchmessererweiterung erfasst. Nach fünf Lichtbogenversuchen bei $0,5 \cdot I_a$ und 20 ms Lichtbogenzeit liegt die Engstellenvergrößerung bezogen auf den Engstellendurchmesser einer neuen PTFE-Düse, abhängig vom Segment, zwischen 5 % und 9 %. Aus der Durchmessererweiterung kann man einen dafür äquivalenten Masseverlust berechnen. Es gilt:

$$\Delta m_{\text{Seg}} = \rho_{\text{PTFE}} \cdot V_{\text{Abbrand}} \quad (3.28)$$

$$\Delta m_{\text{Seg}} = \rho_{\text{PTFE}} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot l_{\text{Seg}} \cdot (d_{\text{nach}}^2 - d_{\text{vor}}^2) \quad (3.29)$$

Mit Kenntnis der Materialdichte und des Engstellendurchmessers vor und nach dem Ausschaltvorgang, ergibt sich beispielsweise für die Messung mit fünf Abschaltungen bei $0,5 \cdot I_a$ ein Masseverlust nach Gleichung (3.29) an Segment 1 von 764 mg. Mit der Annahme, dass wegen der Oberflächenrauigkeit ein Messfehler von ca. -2 % bei der Ermittlung des Düsendurchmessers auftritt, beträgt der Masseverlust an der Oberfläche ca. 985 mg. Bei der Wägung des Düsensegments ist ein Masseverlust von 1074 mg bestimmt worden. Die Differenz der beiden Ergebnisse begründet sich aus dem von [Mül94] beschriebenen Tiefenabbrand. Dabei dringt der langwellige Strahlungsanteil ($\lambda > 220\text{nm}$, [Ruc86]) in das Material ein, was zur Degradation der PTFE-Düse im Inneren führt. Dieser Masseverlust wird nicht mit der Messung der Durchmesseraufweitung erfasst.

Eine Folge der Durchmesserervergrößerung der Düsenengstelle zeigt die Messung des Druckes im Heizvolumen (**Bild 3.40**). Zu sehen sind die Ergebnisse von 5 hintereinander durchgeführten Ausschaltungen bei einem Stromeffektivwert von $0,35 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ und 20 ms Lichtbogenzeit.

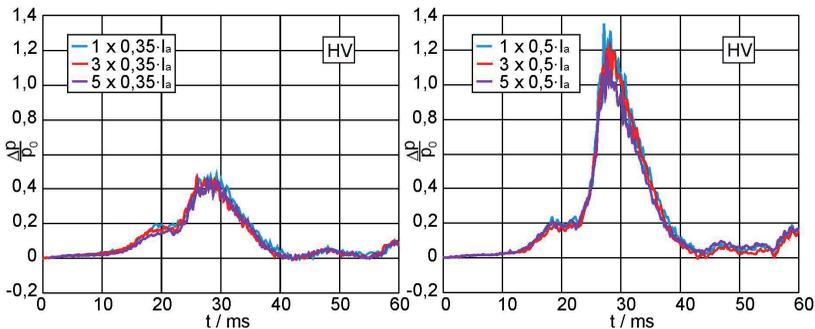


Bild 3.40: Druckverläufe im Heizvolumen bei $0,35 \cdot I_a$ und $0,5 \cdot I_a$ ($t_{LB} = 20\text{ ms}$) und 5 Ausschaltvorgängen

Die gemessenen Drucksignale bei $0,35 \cdot I_a$ (**Bild 3.40** links) haben nahezu den gleichen Verlauf. Bei der Messung mit $0,5 \cdot I_a$ (**Bild 3.40** rechts) ist das Druckmaximum bei dem 5. Ausschaltvorgang um etwa 10 % geringer als bei der 1. Schaltung. Es wird angenommen, dass auf Grund des vergrößerten Engstellendurchmessers der Isolierstoffdüse mehr Gas während des Druckaufbaus am

Pin vorbei in den Auslassbereich strömt. Dies hat einen geringeren Löschgaskdruck im Heizvolumen (bei ca. 27 ms) zur Folge.

3.2.4 Ganzheitliche Betrachtung des Ausschaltvorgangs

Für die ganzheitliche Betrachtung des Ausschaltvorgangs bei verschiedenen Energieeinträgen werden parallel gemessene Signale untereinander in Korrelation gesetzt und bewertet. Besonderes Augenmerk gilt hierbei der Untersuchung des Druckaufbaus innerhalb der Unterbrechereinheit. Die Wirkung mehrerer unterschiedlicher physikalischer Effekte wird dabei verdeutlicht.

Exemplarisch sind in den folgenden Diagrammen die Ergebnisse der Messungen bei Ausschaltströmen von $0,2 \cdot I_a$, $0,35 \cdot I_a$ und $1 \cdot I_a$ bei 20 ms Lichtbogenzeit gegenübergestellt. Im **Bild 3.41** sind neben den Strom- und Spannungsverläufen, die Signale der transienten Weg- und Kraftmessung zu sehen.

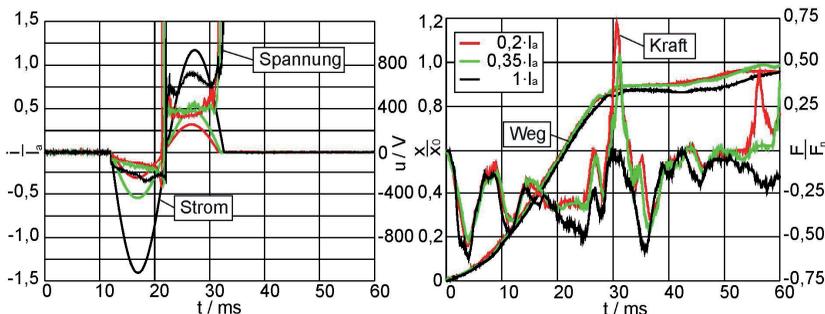


Bild 3.41: Stromverlauf und Lichtbogenspannung (links), Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit und Kraftsignal an der Schaltstange (rechts)

Der Verlauf von Strom und Lichtbogenspannung im **Bild 3.41** zeigt, dass der Energieeintrag in der 2. Halbwelle größer ist, als in der 1. Halbwelle.

Bei dem Versuch mit $1 \cdot I_a$ wird vor allem in der 2. Halbwelle eine um ca. 200 V höhere Lichtbogenspannung aufgebaut, als bei den Tests mit geringeren Ausschaltströmen. Ein Grund dafür ist der bei hohen Strömen stärker wirkende Abbrandeffekt, der zur Kühlung und Einengung des Lichtbogens beiträgt.

Im rechten Diagramm von **Bild 3.41** geht hervor, dass mit steigender Lichtbogenenergie die benötigte Zugkraft ab etwa 20 ms zum Öffnen der Unterbrechereinheit steigt. Der Druckkraftimpuls bei etwa 30 ms, hervorgerufen durch den Einsatz des hydraulischen Dämpfers, nimmt hingegen ab. Diese Rückwirkung auf die Antriebseinheit ist abhängig vom Druck im Kompressionsvolumen, der wie bereits im **Kapitel 3.1.2** beschrieben, von der Funktion der Ventile beeinflusst wird. **Bild 3.42** zeigt den jeweiligen Druckaufbau im Kompressionsvolumen, Heizvolumen und Lichtbogenraum im Vergleich bei Variation des Ausschaltstromes (20 ms Lichtbogenzeit).

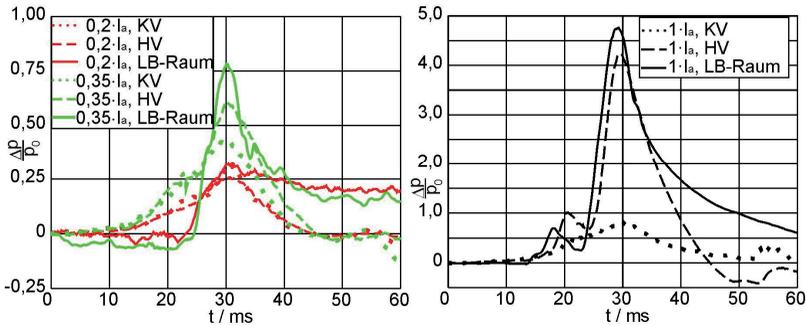


Bild 3.42: Druckverläufe im Kompressions- und Heizvolumen und Lichtbogenraum

Bei der Interpretation der Drucksignale im **Bild 3.42** fällt auf, dass sich das Druckmaximum im Kompressionsvolumen über den gesamten Strombereich geringer verändert als die Druckmaximalwerte im Heizvolumen und im Lichtbogenraum. Das liegt daran, dass bei einem hohen Druckanstieg im Lichtbogenraum und im Heizvolumen beim Schalten von Fehlerströmen ab $0,35 \cdot I_a$ Ventil 2 schließt und damit der Druck im Kompressionsvolumen nur begrenzt von der Lichtbogenenergie beeinflusst wird. Zudem sorgt Ventil 1 für einen Druckausgleich im Kompressionsvolumen. Der Druckverlauf im Heizvolumen wird im Ausschaltstrombereich bis ca. $0,2 \cdot I_a$ hauptsächlich durch das aus dem Kompressionsvolumen einströmende Löschgas beeinflusst. Das zeigen die Messsignale (**Bild 3.42** links), da der Druck im Kompressionsvolumen während der gesamten Ausschaltzeit höher ist, als im Heizvolumen.

Mit größer werdenden Ausschaltströmen nimmt der Einfluss der Lichtbogenenergie auf den Druckaufbau im Heizvolumen zu. Wie an den Drucksignalen bei dem Test mit $0,35 \cdot I_a$ zu sehen ist, ist der Druck im Heizvolumen während der 2. Stromhalbwelle größer, als der Druck im Kompressionsvolumen. Das bedeutet, dass das Gas was aus dem Lichtbogenraum in das Heizvolumen strömt, einen höheren Druck im Heizvolumen erzeugt, als der Druck im Kompressionsvolumen ist. Ventil 2 schließt, womit ab diesem Zeitpunkt der Aufbau des Löschgasdruckes im Heizvolumen vom Druck im Lichtbogenraum und den Strömungsverhältnissen zwischen Lichtbogenraum und Heizvolumen beeinflusst wird. Vergleicht man die Zeitpunkte der Maxima der Kurzschlussstromverläufe (bei 27 ms) mit den Maxima der Druckverläufe (bei ca. 30 ms), fällt auf, dass die Druckmaximalwerte zeitlich nach dem Strommaximum auftreten. Das heißt, auch in der fallenden Flanke der Stromhalbwelle wird aufgrund der hohen Lichtbogenenergie der Druck im Lichtbogenraum und damit auch im Heizvolumen erhöht. Erst 2 ms vor dem Erreichen des Stromnulldurchgangs ist der Druck im Heizvolumen größer, als der Druck im Lichtbogenraum. Dann setzt die Rückströmung des Löschgases vom Heizvolumen in den Lichtbogenraum ein. Der Lichtbogen wird durch die axiale Löschgasströmung konvektiv gekühlt und durch die radiale Bestromung eingeengt. Der Zeitpunkt der Rückströmung korreliert mit dem Ansteigen der Lichtbogenspannung. Zum Verständnis des Druckverlaufes im Lichtbogenraum muss die Position des Drucksensors (**Bild 2.10**) berücksichtigt werden. Der Pin gibt nach 25 ms den Druckmesskanal frei. Daraus resultiert der Anstieg im Drucksignal zu diesem Zeitpunkt. Bei den Kurzschlussstromschaltungen ($0,35 \cdot I_a$ und $1 \cdot I_a$) ist zu erkennen, dass der statische Druck im Lichtbogenraum bis zum Einsetzen der Rückströmung größer ist, als im Heizvolumen und das Druckmaximum im Hochstrombereich der 2. Halbwelle früher erreicht wird. Das zeigt, dass entsprechend des Druckgradienten das heiße Löschgas während der Hochstromphase vom Lichtbogenraum in das Heizvolumen strömt.

Für die Bewertung der Löschfähigkeit beim Schalten von Kurzschlussströmen ist der Druckgradient zwischen Heizvolumen und Auslassbereich wenige Millisekunden vor und nach dem Stromnulldurchgang ein mögliches Kriterium. Im **Bild 3.44** sind die Druckdifferenzen zwischen Heizvolumen und Auslassbereich beim Schal-

ten von Kurzschlussströmen mit einer Lichtbogenzeit von 20 ms zu sehen. Die Position des Sensors für die Druckmessung im Auslassbereich der Unterbrecher-einheit ist im **Bild 3.43** skizziert.

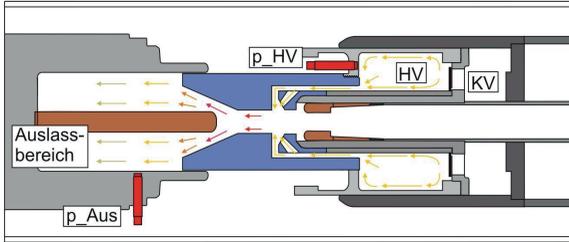


Bild 3.43: Druckmessung im Auslassbereich

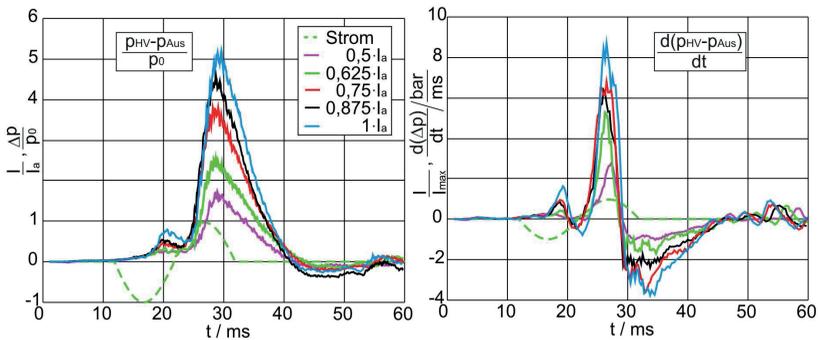


Bild 3.44: Druckdifferenz zwischen Heizvolumen und Auslassbereich (links), Druckgradient vom Heizvolumen zum Auslassbereich (rechts), Lichtbogenzeit 20 ms

In der Darstellung der zeitlichen Ableitung der Druckdifferenz (**Bild 3.44** rechts) ist der Einsatzzeitpunkt der Rückströmung des Löschgases vom Heizvolumen in den Lichtbogenraum gut erkennbar. Bei einem positiven Betrag der Ableitung wird der Druck im Heizvolumen erhöht. Mit dem Nulldurchgang im zeitlichen Verlauf der Ableitung bei etwa 29 ms beginnt die Rückströmung des Löschgases aus dem Heizvolumen. Bei den im **Bild 3.44** dargestellten Messungen wird der Lichtbogenraum bis ca. 45 ms von dem im Heizvolumen vorhandenen Löschgas beströmt.

Bei der ganzheitlichen Betrachtung des Ausschaltvorgangs wird deutlich, dass über den gesamten Ausschaltstrombereich unterschiedliche Merkmale und unterschiedliche physikalische Effekte innerhalb der Unterbrechereinheit auftreten. Der für die Lichtbogenlöschung wichtige Druckaufbau im Heizvolumen wird auf verschiedene Arten erzeugt. In **Tabelle 3.2** sind als Überblick wesentliche Merkmale und Effekte für die Druckerzeugung über den gesamten Strombereich für eine Lichtbogenzeit von 20 ms zusammengefasst.

Strombereich mit $t_{LB} = 20 \text{ ms}$	Merkmale / Effekte
Nennstrom bis $0,1 \cdot I_a$	<ul style="list-style-type: none"> - Druckaufbau im KV und HV ähnlich wie bei einer Leerschaltung - kein messbarer PTFE-Düsenabbrand - Abbrandeffekt hat keinen Einfluss auf den Druckaufbau - Ventil 1 geschlossen, Ventil 2 offen
Fehlerströme bis $0,3 \cdot I_a$	<ul style="list-style-type: none"> - Druck im HV steigt vor allem aufgrund der höheren Temperatur und der Strömung des dissoziierten SF_6 - geringer PTFE-Düsenabbrand - Ventil 1 geschlossen, Ventil 2 offen
Fehlerströme von $0,35 \cdot I_a$ bis $1 \cdot I_a$	<ul style="list-style-type: none"> - starker Anstieg des Druckes im HV ab $0,35 \cdot I_a$ - „clogging-Effekt“ wird wirksam - Abbrandeffekt der PTFE-Düsen beeinflusst den Druckaufbau - Ventil 1 öffnet, Ventil 2 geschlossen - Rückwirkung auf die AE

Tabelle 3.2: Merkmale für die Druckerzeugung bei Variation des Ausschaltstromes

Zur Charakterisierung der Druckmaximalwerte im Kompressions- und Heizvolumen sowie im Lichtbogenraum sind diese im **Bild 3.45** in Abhängigkeit des Ausschaltstromes gegenübergestellt.

Die untersuchten Merkmale, wie der Einfluss des Düsenabbrandes auf den Druckaufbau, die Ventilfunktionen und die Rückwirkung auf die Antriebseinheit, sind ebenfalls qualitativ im **Bild 3.45** zusammengefasst.

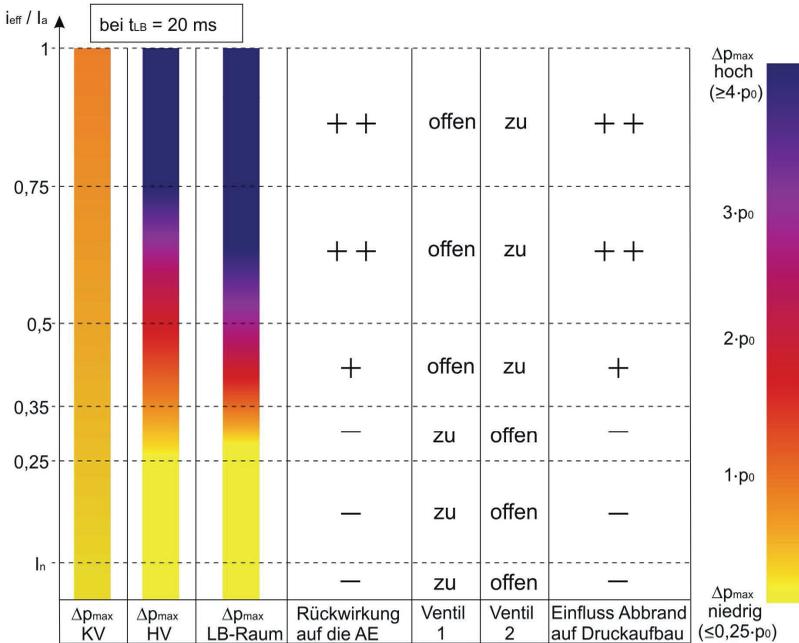


Bild 3.45: Charakterisierung wichtiger Messgrößen als Funktion des Stromes bei 20 ms Lichtbogenzeit und originaler Düsenkonfiguration

Aus **Bild 3.45** geht hervor, dass die Druckmaximalwerte im Kompressionsvolumen über den gesamten Strombereich nicht so stark variieren wie im Heizvolumen und im Lichtbogenraum. Bis zu einem Strom von etwa $0,3 \cdot I_a$ ist das Druckmaximum im Kompressionsvolumen größer als im Heizvolumen. Bei größeren Ausschaltströmen bewirken die Lichtbogenenergie und der Abbrandeffekt einen größeren Druckanstieg im Lichtbogenraum und im Heizvolumen. Ab einem Ausschaltstrom von $0,35 \cdot I_a$ ist das Druckmaximum im Heizvolumen größer als im Kompressionsvolumen. Als Folge schließt Ventil 2 und entkoppelt das Heiz- vom Kompressionsvolumen.

Das Federventil (Ventil 1) öffnet, um einen Druckausgleich vom Kompressionsvolumen zum Auslassbereich herzustellen. Je größer die Ausschaltströme werden, umso früher steigt der Heizvolumendruck über den Druck im Kompressionsvolumen, womit die Ventilplatte (Ventil 2) immer früher schließt. Der resultierende Druckanstieg im Kompressionsvolumen bewirkt eine Gegenkraft zur Antriebskraft (**Kapitel 3.1.2**)

4 Zusammenfassung und Ausblick

In den Hochspannungsnetzen ab 110 kV sind heute häufig Leistungsschalter eingesetzt, die nach dem Selbstblasprinzip funktionieren. Mit den immer weiter steigenden Übertragungsleistungen der Energienetze steigt auch die Anforderung an die Schaltleistungen der Selbstblassechalter. Somit ist es notwendig, diesen Schaltertyp weiter zu entwickeln und an die Schaltparameter anzupassen. Dazu werden vermehrt Simulationswerkzeuge genutzt, die es ermöglichen, die Leistungsschalter schneller und kostengünstiger zu qualifizieren. Es ist allerdings unabdingbar, die entstandenen Simulationsmodelle durch Messergebnisse zu validieren.

In der vorliegenden Arbeit stehen experimentelle Untersuchungen an einem originalen 145 kV-Selbstblassechalter im Vordergrund. Es werden wesentliche physikalische Vorgänge bei Leer-, Last- und Fehlerstromausschaltungen analysiert, um ein tieferes Verständnis dieser Vorgänge zu entwickeln. Weiterhin werden Möglichkeiten aufgezeigt, wichtige Größen für die Validierung der Simulationsmodelle an einem originalen Selbstblassechalter zu messen.

Zur Analyse der Druckentwicklung, der Gasströmung und der beim Ausschaltvorgang wirkenden Kräfte wird ein Messsystem entwickelt und eingesetzt. Gemessen wird der Druck an unterschiedlichen Punkten innerhalb der Unterbrechereinheit, die Kraft auf die Schaltstange, die Bewegung der Ausschaltfeder, die Funktion der Ventile sowie Lichtbogenstrom und Lichtbogen Spannung. Beim Einbau des Messsystems in den Selbstblassechalter wurde darauf geachtet, die Funktionsweise des Schalters nicht zu verändern und die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse zu gewährleisten. Benötigt wurde hierfür eine auf die Bedingungen im Leistungsschalter, wie beispielsweise:

- den kurzzeitig hohen Temperaturen innerhalb der Unterbrechereinheit (bis 10000 K),
- der starken Beschleunigung beim Schaltvorgang,

- den Störgrößen durch elektrische und magnetische Felder,
- der geringe Platzbedarf,
- der druckdichte Aufbau der Signalausleitung und
- die aggressiven Reaktionsprodukte, entstanden durch die Zersetzung des SF₆-Gases bei Lichtbogeneinwirkung,

spezifizierte Sensorik und Signalausleitung. Das entwickelte Messsystem ermöglicht eine Analyse zu den wirkenden Kräften während des Ausschaltvorgangs innerhalb der Antriebseinheit sowie den wirkenden Strömungen und Kräften innerhalb der Unterbrechereinheit. Zusätzlich ist es möglich, die auftretenden Wechselwirkungen zwischen beiden Systemen zu untersuchen.

Bei der Untersuchung der Antriebseinheit wird die gesamte kinematische Kette des Selbstblasschalters mit Federspeicherantrieb analysiert. Es wird gezeigt, dass die Bewegung der Ausschaltfeder bei diesem Schaltertyp nahezu linear auf die Bewegung der Unterbrechereinheit übersetzt wird. Somit ist es möglich, die Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit außerhalb des Druckgefäßes an der Ausschaltfeder zu messen. Mit der Weg-Zeit-Kennlinie der Unterbrechereinheit wird die Kontaktbewegung erfasst. Nach der Kontakttrennung wird die Relativbewegung zwischen Pin- und Tulpenkontakt als Äquivalent zur Lichtbogenlänge definiert. Weiterhin wird die transiente Kraftwirkung auf die Schaltstange innerhalb der Antriebseinheit gemessen. Die Auswertung der Kraftsignale gibt Aufschluss bezüglich der Zug- und Druckbelastung der Schaltstange bei unterschiedlichen Lichtbogenenergien. Es wird gezeigt, dass die Schaltstange beim Ausschalten von Fehlerströmen ($0,5 \dots 1 \cdot I_a$, 20 ms Lichtbogenzeit) geringeren Kraftstößen ausgesetzt ist, als bei Nennstromschaltungen. Die detaillierte Analyse der Antriebseinheit ist weiterhin notwendig, um ein für Simulationszwecke praktikables Gleichungssystem zur Berechnung der Bewegung der Unterbrechereinheit aus den kinematischen Grundgleichungen herzuleiten.

Ein Ziel dieser Arbeit ist die Untersuchung der Wechselwirkung zwischen den Vorgängen in der Unterbrechereinheit und der Antriebseinheit. Der für diese Analyse geeignete Kopplungspunkt der beiden Teilsysteme ist der Kolben zur Verrin-

gerung des Kompressionsvolumens. Auf ihn wirkt die Gegenkraft zur Federkraft, die durch den Druck im Kompressionsvolumen erzeugt wird. Der Druck im Kompressionsvolumen wiederum ist beim Ausschaltvorgang abhängig von der Energie der Ausschaltfeder, wodurch über den Kolben das Volumen verringert wird und von der Stellung der beiden Ventile und dem Druck im Heizvolumen in Abhängigkeit vom Lichtbogenenergieeintrag. Bei den Messungen zeigt sich, dass das Ventil zwischen Heiz- und Kompressionsvolumen (Ventil 2) erst bei Ausschaltströmen oberhalb von $0,35 \cdot I_a$ schließt. Damit wird eine Rückwirkung auf die Antriebseinheit erst ab dieser Höhe des Ausschaltstromes festgestellt. Je größer der Effektivwert des Ausschaltstroms ist, umso früher schließt das Ventil 2. Bei $1 \cdot I_a$ geschieht dies bereits im Maximum der ersten Stromhalbwellen. Die Rückwirkung auf die Antriebseinheit durch die erhöhte Gegenkraft wirkt dämpfend auf die Antriebskette am Ende des mechanischen Ausschaltvorgangs. Dies wiederum wirkt durch die Verlangsamung der Öffnungsgeschwindigkeit der Kontakte am Ende des Ausschaltvorgangs auf die Unterbrechereinheit zurück. Die Untersuchungen zeigen, dass es bei diesem Leistungsschaltertyp für die Simulation des Ausschaltvorgangs sinnvoll ist, die Kontaktbewegung und die Ventilfunktionen gemeinsam in einem Modell dynamisch zu berechnen.

Ein Schwerpunkt der Untersuchungen ist die Messung und Bewertung des Druckaufbaus an verschiedenen Punkten in der Unterbrechereinheit. Dafür wird eine gezielte Variation von:

- Ausschaltstrom ($0 \dots 1 \cdot I_a$),
- Lichtbogenzeit (4...20 ms),
- Düsenmaterial (PTFE, Keramik) und
- Düsenaufbau (segmentierte PTFE-Düse)

vorgenommen. So werden wesentliche Erkenntnisse über die physikalischen Prozesse während des Ausschaltvorgangs gewonnen. Beim Selbstblasschalter wird der Lichtbogen durch eine gezielte Löschasströmung im zeitlichen Bereich des Stromnulldurchgangs gelöscht. Die gemessenen Druckverläufe in verschiedenen Volumina lassen Rückschlüsse auf die Gasströmung zu.

Der Abbrand der PTFE-Düsen verstärkt den Aufbau des Löschgases. Dieser Effekt ist charakteristisch für diesen Leistungsschaltertyp und wird daher ausführlich untersucht. Durch die Variation des Düsenmaterials ist der Einfluss des Abbrandeffekts auf den Druckaufbau bei unterschiedlichen Lichtbogenenergien bestimmbar. Mit dem Austausch der originalen PTFE-Düsen durch Keramikdüsen wurden Referenzmessungen durchgeführt. Hier kann der Einfluss des Düsenabbrands auf den Druckaufbau nahezu verhindert werden. Diese Messungen liefern nicht nur Validierungsdaten für die Simulation ohne Implementierung eines Abbrandmodells, vielmehr geben sie die Möglichkeit, durch Vergleichsmessungen bei der Kombination des Düsenmaterials (PTFE, Keramik) von Hilfs- und Isolierstoffdüse, den abbrandbedingten Einfluss auf den Druckaufbau jeder einzelnen Düse zu untersuchen. Die Ergebnisse zeigen, dass es einen Grenzwert des Lichtbogenenergieeintrags gibt, ab dem die Druckverhältnisse durch den Abbrandeffekt beeinflusst werden. Der Abbrand der Isolierstoffdüse hat einen größeren Anteil am zusätzlichen Druckaufbau als der Abbrand der Hilfsdüse. Der größte Druckunterschied, der aus dem Abbrandeffekt resultiert, wird im Lichtbogenraum gemessen.

Ein negativer Effekt des Abbrandes ist der Materialverlust an der Oberfläche der PTFE-Düsen. Dadurch vergrößert sich hauptsächlich der Querschnitt der Düsenengstelle, was sich negativ auf den Aufbau des Löschgases für folgende Ausschaltungen auswirkt. Ein besonderes Ziel dieser Arbeit ist es daher, den Oberflächenabbrand an der Engstelle der Isolierstoffdüse zu quantifizieren und zusätzlich eine Abbrandrate in Abhängigkeit des Einbauortes und des Energieeintrages zu ermitteln. Dafür wurde eine segmentierte Isolierstoffdüse erstellt und in den realen Selbstblasschalter eingebaut. Der Energieeintrag wird bei den Messungen durch die Höhe des Ausschaltstromes und die Anzahl der hintereinander durchgeführten Schaltungen variiert. Die Lichtbogenzeit betrug bei diesen Messungen 20 ms. So wurde gewährleistet, dass alle Segmente der Düsenengstelle von der direkten Lichtbogenstrahlung belastet werden. Es wird gezeigt, dass der Masseverlust von der Strahlungsenergie des Lichtbogens und von der Gasströmung abhängt. Die berechenbare Abbrandrate ist eine Funktion des Ausschaltstromes, des Ortes und der Schalzhäufigkeit.

Die bei den Messungen bestimmten Werte der Abbrandrate können für die Berechnung der abgebrannten PTFE-Masse in ein Simulationsmodell einfließen. Die Untersuchungen geben weiterhin Aufschluss über die Durchmessererweiterung der Düsenengstelle bei unterschiedlichen Ausschaltparametern.

Zur Erweiterung des Verständnisses der vielfältig ablaufenden Prozesse wird eine ganzheitliche Betrachtung des Druckaufbaus beim Ausschaltvorgang vorgestellt. Dazu werden die parallel gemessenen Signale gegenübergestellt. Die durch die Variation des Ausschaltstromes auftretenden unterschiedlichen Effekte werden anhand der Messsignale erklärt und zusammengefasst. Mit der Separation spezieller Effekte in einem originalen Selbstblasschalter werden Möglichkeiten für die messtechnische Herangehensweise bei der Weiterentwicklung dieses Schaltertyps erarbeitet. Zusätzlich können mit den gemessenen Signalen die Simulationsergebnisse neu entwickelter Modelle validiert werden.

In folgenden Arbeiten sollten die gewonnen Erkenntnisse in die Ergänzung verbesserter Teilmodelle für die Simulation einfließen. Das Ineinandergreifen von Simulation und Messung durch einen Erfahrungs- und Ergebnisaustausch ist notwendig für die Erarbeitung eines besseren Verständnisses der sich gegenseitig beeinflussenden komplizierten physikalischen Prozesse und Effekte. Als Erweiterung dieser Arbeit könnte die Festigkeit der Schaltstrecke beim Einsatz von Keramik- und PTFE-Düsen verglichen werden. Weitere Untersuchungen am realen Schaltgerät könnten die Erfassung der Temperatur und der Ausbreitung heißer Gaswolken im Auslassbereich des Leistungsschalters beinhalten. So können möglicherweise neue Erkenntnisse über das Auftreten sogenannter Rückzündungen gewonnen werden. Ob es möglich ist, aus dem Druckgradienten zwischen Heizvolumen und Auslassbereich zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs ein Ausschaltkriterium zu gewinnen, müssen weitere Forschungsarbeiten zeigen.

Bei der Entwicklung neuartiger Schaltertypen können die in dieser Arbeit gezeigten Ansätze für die experimentelle Erfassung unterschiedlicher physikalischer Größen und die Separation bestimmter Effekte hilfreich sein.

5 Literaturverzeichnis

- [Ahn06] Ahn H.S., Chae-Yoon B., Choi J., Oh I.S.: *Numerical study of hot gas flow characteristics in cooling chamber after contact separation of self blast type SF₆ gas circuit breaker*. In: 16th International Conference on Gas Discharges and their Applications. Xi'an, China, 2006
- [Aub94] Aubrecht V., Gross B.: *Net emission coefficient of radiation in SF₆ arc plasmas*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 27, 95-100, 1994
- [Aub01] Aubrecht V., Bartlová M., de Hesselde M.: *Radiation transfer in SF₆ and PTFE arc plasmas*. In: 14th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2001
- [Beh69] Behr E.: *Hochtemperaturbeständige Kunststoffe*. Carl Hanser Verlag München 1969
- [Bou98] Bouaziz M., Razafinimanana M., Gonzalez J.J., Gleizes A.: *An experimental and theoretical study of the influence of copper vapour on a SF₆ arc plasma at atmospheric pressure*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 31, 1570-1577, 1998
- [Che94] Chervy B., Gleizes A., Razafinimanana M.: *Thermodynamic properties and transport coefficients in SF₆-Cu mixtures at temperatures of 300-30000 K and pressures of 0.1-1 MPa*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 27, 1193-1206, 1994
- [Che96] Chervy B., Riad H., Gleizes A.: *Calculation of the Interruption Capability of SF₆-CF₄ and SF₆-C₂F₆ Mixtures –Part I: Plasma Properties*. In: IEEE Transaction on Plasma Science, Vol. 24, No. 1, February 1996

- [Ché97] Chévrier P., Barrault M., Fiévet C., Maftoul J., Millon Frémillon J.: *Industrial applications of high-, medium- and low-voltage arc modeling*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 30, 1346-1355, 1997
- [Cho10] Cho Y.S., Kim H.K., Chong J.K., Oh Y.H., Song K.D., Lee W.Y.: *Computational investigation of thermal interruption capability of 145 kV gas circuit breaker*. In: 18th International Conference on Gas Discharges and their Applications, Greifswald, Deutschland, 2010
- [Chr07] Christen T.: *A maximum entropy production model for Teflon ablation by arc radiation*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 40, 5719-5722, 2007
- [Cig96] Cigré Working Group 13.09: *Final Report on the Results of the Second International Enquiry on High Voltage Circuit Breaker Failures and Defects in Service*. Cigré Brochure Nr. 83, Technical Report, 1996
- [Cla97] Claessens M.: *Simulation von Gasströmungen in SF₆-Selbstblässchaltern bei Kurzschlussabschaltung*. RWTH Aachen, Dissertation, Shaker Verlag Aachen 1997
- [Cla97i] Claessens M., Möller K., Thiel H.G.: *A computational fluid dynamics simulation of high- and low-current arcs in self-blast circuit breakers*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 30, 1899-1907, 1997
- [Cli98] Cliteur G.J., Hayashi Y., Haginomori E., Suzuki K.: *Calculation of the Uniform Breakdown Field Strength of SF₆ Gas over the Temperature Range of 300K-3000K*. In: IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 5, No. 6, p. 843, December 1998
- [Cre10] Cressault Y., Gleizes A.: *Combined Ordinary Diffusion Coefficients for SF₆-C₂F₄ Mixtures*. In: 18th International Conference on Gas Discharges and their Applications, Greifswald, Deutschland, 2010

- [Die83] Dienemann H.: *Material functions of sulphur hexafluoride*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 16, 1651-1671, 1983
- [Dom06] Dommerque R. K.: *Einfluss des Elektrodenabbrandes auf das Schaltverhalten eines SF₆-Selbstblasschalters*. RWTH Aachen, Dissertation, 2006
- [Dre08] Drebenstedt C.: *Abbrand von Isoliermaterial beim Schalten von Fehlerströmen mit einem Hochspannungsleistungsschalter*. TU Ilmenau, Diplomarbeit (2162-07d-006), 2008
- [Fan94] Fang M.T.C., Zhuang Q., Guo X.J.: *Current-zero behaviour of an SF₆ gas-blast arc. Part II: turbulent flow*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 27, 74-83, 1994
- [Fro71] Frost L.S., Liebermann R.W.: Composition and transport properties of SF₆ and their use in a simplified enthalpy flow arc model. In: Proceedings of the IEEE, VOL. 59, No. 4, April 1971
- [Gle88] Gleizes A., Mahieddin Rahal A., Delacroix H., Pham van Doan: *Study of a Circuit-Breaker Arc with Self-Generated Flow: Part I – Energy Transfer in the High-Current Phase*. In: IEEE Transaction on Plasma Science, Vol. 16, No. 6, December 1988
- [Gle88] Gleizes A., Mahieddin Rahal A., Papadopoulos S., Vacquie S.: *Study of a Circuit-Breaker Arc with Self-Generated Flow: Part II – The Flow Phase*. In: IEEE Transaction on Plasma Science, Vol. 16, No. 6, December 1988
- [Gle91] Gleizes A., Mitiche M., Pham van Doan.: *Study of a Circuit-Breaker Arc with Self-Generated Flow: Part III – The Post-Arc Phase*. In: IEEE Transaction on Plasma Science, Vol. 19, No. 1, February 1991

- [Gle93] Gleizes A., Robert T., Gonzalez J.J., Pons A.: *Modelling of SF₆ circuit-breaker arc and of its interaction with the circuit*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 26, 1439-1444, 1993
- [Gle99] Gleizes A., Chervy B., Gonzalez J.J.: *Calculation of a two-temperature plasma composition: bases and application to SF₆*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 32, 2060-2067, 1999
- [Gle05] Gleizes A., Gonzalez J.J., Freton P.: *Thermal plasma modelling*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 38, R153-R183, 2005
- [God00] Godin D., Trépanier J.-Y., Reggio M., Zhang X. D., Camarero R.: *Modelling and simulation of nozzle ablation in high-voltage circuit-breaker*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 33, 2583-2590, 2000
- [Hab01] Habedank U., Knobloch H.: *Zero-crossing measurement as a tool in the development of high-voltage circuit breakers*. In: Science, Measurement and Technology, IEE Proceedings, Vol. 148, Issue 6, November 2001
- [Her74] Hermann W., Kogelschatz U., Ragaller K., Schade E.: *Investigation of a cylindrical, axially blown, high-pressure arc*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 7, 607-619, 1974
- [Her74i] Hermann W., Kogelschatz U., Niemeyer L., Ragaller K., Schade E.: *Experimental and theoretical study of a stationary high-current arc in a supersonic nozzle flow*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 7, 1703-1722, 1974
- [Hes01] de Hessel M.: *Modellierung der Strahlung und der Gasströmung in SF₆ Selbstblasleistungschaltern*. RWTH Aachen, Dissertation, 2001

- [Hes03] de Hesselde M., Trépanier J.-Y.: *Comparison of CFD Tools for SF₆ Self-Blast Circuit Breaker Development*. In: IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 18, No. 2, April 2003
- [Hoc85] Hochhaus H.: *Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Schaltlichtbögen und Isolierstoffwänden*. TU Braunschweig, Dissertation, 1985
- [Ibr80] Ibrahim E.Z.: *The ablation dominated polymethylmethacrylate arc*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 13, 2045-2065, 1980
- [Kir85] Kirchesch P., Niemeyer L.: *Arc behaviour in an ablating nozzle*. In: V. Inter. Symp. On Switching Arc Phenomena, Lodz, 1985
- [Kno99] Knobloch H., Habedank U.: *Arc Resistance at Current Zero: A tool to describe the breaking capacity of SF₆ circuit breakers at short-line faults*. In: Eleventh International Symposium on High Voltage Engineering, London, 1999
- [Kop80] Kopplin H., Motschmann H., Rolff K.P., Zückler K.: *Study of the arc and of the interaction between arc and Operating Mechanism in SF₆ Puffer Breakers*. In: IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-8, No. 4, December 1980
- [Kov84] Kovitya P., Lowke J.J.: *Theoretical prediction of ablation-stabilized arcs confined in cylindrical tubes*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 17, 1197-1212, 1984
- [Kri99] Kriegel M.: *Einfluss des Düsenmaterials auf das Ausschaltverhalten von SF₆-Selbstblasschaltern*. RWTH Aachen, Dissertation, 1999

- [Lee05] Lee J.-C., Kim Y.J.: *Calculation of the Interruption Process of a Self-Blast Circuit Breaker*. In: IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 41, No. 5, May 2005
- [Leu04] Leu C., Reichert F., Berger F.: *Wechselwirkung zwischen Antrieb und Löschesystem eines SF₆-Blaskolbenschalzers beim Schalten großer Ströme*. Diagnostik elektrischer Betriebsmittel, ETG-Fachtagung, Köln, 2004
- [Leu05] Leu C., Reichert F., Berger F.: *Interaction of arc extinction system and drive system of a SF₆ puffer breaker*. In: 11th International Conference on Switching Arc Phenomena (SAP 2005), Lodz, Poland, 2005
- [Leu06] Leu C., Kornhass A., Berger F.: *Messung und Bewertung transienter Kraftsignale zur Zustandsbewertung von Hochspannungsleistungsschaltern*. In: Diagnostik elektrischer Betriebsmittel, ETG-Fachtagung, Kassel, 2006
- [Lie76] Liebermann R.W., Lowke J.J.: *Radiation emission coefficients for sulphur hexafluoride arc plasmas*. In: J. Quant. Spectrosc. Radiat. Transfer, Vol. 16, pp. 253-264, 1976
- [Lin87] Lindmayer, M.: *Schaltgeräte, Grundlagen, Aufbau, Wirkungsweise*. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1987
- [Lut99] Lutz, S.: *Kennlinie und Eigenfrequenzen von Schraubenfedern*. TU Ilmenau, Dissertation, 1999
- [Mar06] Martin A., Trépanier J.-Y., Reggio M., Guo X.: *Transient ablation regime in circuit-breakers*. In: 16th International Conference on Gas Discharges and their Applications. Xi'an, China, 2006

- [Mül93] Müller L.H.: *Modelling of an ablation controlled arc*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 26, 1253-1259, 1993
- [Mül94] Müller L.H.: *Untersuchung und Modellierung des Abbrandverhaltens von Isolierstoffdüsen in SF₆-Leistungsschaltern*. RWTH Aachen, Dissertation, 1994
- [Nie78] Niemeyer L.: *Evaporation Dominated High Current Arcs In Narrow Channels*. In: IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-97, No. 3, May/June 1978
- [Pcb99] PCB Piezotronics, Inc., Pressure Division: *Operation manual for miniature ICP pressure sensor*. 1999
- [Ray95] Raynal G., Vergne P.J., Gleizes A.: *Radiative transfer in SF₆ and SF₆-Cu arcs*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 28, 508-515, 1995
- [Rei02] Reichert F.: *Simulation der Strömungsvorgänge in Blaskolbenleistungsschaltern unter Berücksichtigung des Lichtbogens*. TU Ilmenau, Dissertation, 2002
- [Rei09] Reichert F., Kornhaas A., Leu C., Berger F.: *Simulation of Interaction between switching arc and switching mechanics in SF₆ Self-Blast Circuit Breakers*. In: 18th Symposium on Physics of Switching Arc, Brno, Czech Republic, 2009
- [Rei10] Reichert F.: *Persönliche Mitteilungen*, 2010
- [Ruc85] Ruchti C.B.: *Material functions for the vapour system SF₆ – PTFE*. In: 5th International Conference on Switching Arc Phenomena, Lodz, Poland, 1985

- [Ruc86] Ruchti C.B., Niemeyer L.: *Ablation Controlled Arcs*. In: IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-14, No. 4, August 1986
- [Rus07] Rusek B.: *Digital Modeling and Simulations of High Voltage Circuit Breaker Failures for Optimization of Sensor Technique*. TU Darmstadt, Dissertation, 2007
- [See05] Seeger M., Tepper J., Votteler T., Abrahamson M., Abrahamson J., Claessens M.: *Experimental investigation on PTFE ablation in high voltage circuit breakers*. In: 16th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2005
- [See06] Seeger M., Tepper J., Christen T., Abrahamson J.: *Experimental study on PTFE ablation in high voltage circuit-breakers*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 39, 5016-5024, 2006
- [See06i] Seeger M., Niemeyer L., Christen T., Schwinne M., Dommerque R.: *An integral arc model for ablation controlled arcs based on CFD simulations*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 39, 2180-2191, 2006
- [See09] Seeger M.: *Ablation controlled arcs in HV Circuit Breakers*. In: 18th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2009
- [Shi00] Shinkai T., Mori T., Cliteur G.J., Suzuki K., Biswas D.: *Uniform Dielectric Breakdown in hot SF₆ Gas; Application to Gas Circuit Breakers*. In: Transaction of the Institute of Electrical Engineers of Japan. B, Vol.120, No.1, Page 81-87, 2000
- [Sta00] Stanek M.: *Model-Aided Diagnosis For High Voltage Circuit Breakers*. ETH Zürich, Dissertation, 2000

- [Sto89] Stokes A.D., Cao L.J.: *Ablation arcs I: arcs in ice*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 22, 1697-1701, 1989
- [Sto89i] Stokes A.D., Sibilski H., Kovitya P.: *Ablation arcs II: arcs in plastic materials and in boric acid*. In: J. Phys. D: Appl. Phys. 22, 1702-1707, 1989
- [Uch04] Uchii T., Nishiwaki S., Boggs S.: *Effects of Hot SF₆ on Post-Arc Circuit Breaker Design*. In: IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 19, No. 1, January 2004
- [Ush81] Ushio T., Tominaga S., Kuwahara H., Miyamoto T., Ueda Y., Sasao H.: *SLF Interruption By A Gas Circuit Breaker Without Puffer Action*. In: IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, No. 8, August 1981
- [Voi91] Voigt, G.: *Untersuchungen zum Verhalten von Hochspannungs-Selbstblasschaltern im Bereich des kritischen Ausschaltstromes*. RWTH Aachen, Dissertation, 1991
- [Voß99] Voßloh F.: *Analyse des dynamischen Bewegungsverhaltens von SF₆-Selbstblasschaltern*. RWTH Aachen, Dissertation, 1999
- [Won07] Wong T. M., Yan J. D., Ye X., Abrahamsson J., Fang M. T. C.: *Global Thermal and aerodynamic environment in high voltage auto-expansion circuit breaker*. In: 17th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2007
- [Yan99] Yan J.D., Fang M.T.C.: *Visualization of arcing process in an auto-expansion circuit breaker*. In: IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 27, No. 1, February 1999

- [Yan06] Yan J.D., Wong T.M., Ye X., Claessens M., Fang M.T.C.: *A comparative study of two existing arc models for auto-expansion circuit breakers*. In: 16th International Conference on Gas Discharges and their Applications. Xi'an, China, 2006
- [Yan06i] Yan J.D., Wong T.M., Ye X., Abrahamsson J., Fang M.T.C.: *Evolution of flow and thermodynamic environment for thermal interruption in an auto-expansion circuit breaker*. In: 16th International Conference on Gas Discharges and their Applications. Xi'an, China, 2006
- [Yan09] Yan J.D., Han S.M., Zhan Y.Y., Zhao H.F., Fang M.T.C.: *Computer simulation of the arcing process in high voltage puffer circuit breakers with hollow contacts*. In: 18th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2009
- [Zha00] Zhang J.L., Yan J.D., Murphy A.B., Fang M.T.C.: *Investigation of the Effects of Pressure Ratios on Arc Behaviour in a Supersonic Nozzle*. In: IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 28, No. 5, October 2000
- [Zha01] Zhang J.L., Yan J.D., Murphy A.B., Fang M.T.C.: *Effects of wall ablation on the arc behaviour in an auto-expansion circuit breaker*. In: 14th Symposium on Physics of Switching Arc. Brno, Czech Republic, 2001
- [Zha02] Zhang J.L., Yan J.D., Murphy A.B., Hall W., Fang M.T.C.: *Computational Investigation of Arc Behavior in an Auto-Expansion Circuit Breaker Contaminated by Ablated Nozzle Vapor*. In: IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 30, No. 2, April 2002
- [Zie93] Ziegler G.: *Angewandte Gasdynamik*. Westarp Wiss., Magdeburg, 1993

6 Verzeichnis verwendeter Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen und Symbole

Symbol	Bezeichnung	Einheit
A_{HV}	Grundfläche des Heizvolumens	m^2
A_{LB}	Angenommene Querschnittsfläche des Lichtbogens	m^2
A_{Schalt}	Querschnittsfläche der Schaltstange	m^2
A_{Platte}	Grundfläche der Federventilplatte	m^2
C	Kapazität	F
D	mittlerer Windungsdurchmesser der Ventulfeder	m
E'_A	Aktivierungsenergie J/mol	
E_{Abb}	Abbrandenergie	J
E'_D	Dissoziationsenergie J/mol	
E_{Erw}	Energie zur Erwärmung des PTFE	J
E_{LB}	Lichtbogenenergie	J
E_{Schalt}	Elastizitätsmodul des Schaltstangenmaterials	N/m^2
$E_{Seg\ i}$	normierte Energie des Lichtbogens senkrecht zum jeweiligen Düsensegment	J
E_{Verl}	Verlustenergie	J
E_{Zers}	Zersetzungsenergie für PTFE	J
F_C	Kraft einer Ventulfeder bei Blocklänge	N
F_D	Betrag der Dämpferkraft	N
F_F	Betrag der Federkraft	N
$F_{Feder\ max}$	maximal messbare Federkraft	N
F_{Mess}	Betrag der am Federventil gemessenen Kraft	N
F_{Platte}	Betrag der Kraft auf die Federventilplatte	N
F_{Schal}	Betrag der auf die Schaltstange wirkenden Kraft	N
F_T	Betrag der Massenträgheitskraft	N

F_{UE_D}	Betrag der vom Dämpfer auf die Unterbrechereinheit wirkenden Kraft	N
F_{UE_F}	Betrag der von der Ausschaltfeder auf die Unterbrechereinheit wirkenden Kraft	N
F_{Vor}	Vorspannkraft einer Ventildfeder	N
F_{Vor3}	Vorspannkraft aller drei Ventildedern	N
F_p	Betrag der Druckkraft im Kompressionsvolumen	N
F_r	Betrag der Reibungskraft	N
G	Schubmodul N/m^2	
I_a	Bemessungskurzschlussausschaltstrom (auch I_{sc})	A
I_{eff}	Stromeffektivwert	A
I_n	Nennstrom des Leistungsschalters	A
L	Induktivität	H
M	Drehmoment	Nm
M	Machzahl	
P_v	spektrale Strahlungsleistung	W/m^2
R	elektrischer Widerstand	Ω
R	Gaskonstante	
T	Temperatur	K
T_U	Umgebungstemperatur	K
T_Z	Zersetzungstemperatur für PTFE	K
U_{DC}	Gleichspannung	V
$V_{Abbrand}$	Volumenabbrand der PTFE-Düse	m^3
c_{Feder}	Federrate	N/m
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	J/kgK
d	Drahtdurchmesser der Ventildfeder	m
d_{nach}	PTFE-Düsendurchmesser nach dem Lichtbogenversuch	m
d_{vor}	PTFE-Düsendurchmesser vor dem Lichtbogenversuch	m
f_e	Längeigenfrequenz der Ventildfeder	Hz
f_r	Resonanzfrequenz	Hz
h_v	spezifische Enthalpie	J/kg

$i(t)$	zeitlicher Verlauf des Stromes	A
j_{\max}	Maximalwert der Stromdichte	A/m^2
l_0	Federlänge	m
l_c	Blocklänge der Feder	m
l_n	Federspannlänge	m
l_{Schalt}	Länge der Schaltstange	m
l_{Seg}	Länge eines Düsensegments	m
l_{Vor}	Länge der vorgespannten Feder	m
m	Masse	g
$\Delta m_{\text{Seg } i}$	gemessener Masseverlust des PTFE-Segments	g
Δm	gesamter Masseverlust der PTFE-Düse	g
n	Anzahl der federnden Windungen	
Δp	Druckdifferenz	bar
p_0	Fülldruck	bar
r	Hebellänge	m
s_0	maximaler Öffnungsweg der Ventilplatte (Ventil 2)	m
t	Zeit	s
t_{LB}	Lichtbogenzeit	s
$t_{\text{Lösch}}$	Zeitpunkt der Lichtbogenlöschung	s
t_r	Anstiegszeit	s
$t_{\text{Zünd}}$	Zeitpunkt der Lichtbogenzündung	s
$u_{\text{LB}}(t)$	zeitlicher Verlauf der Lichtbogenspannung	V
v	Bewegungsgeschwindigkeit der Unterbrechereinheit	m/s
x, y	kartesische Koordinaten	
x_{Hebel}	Hebelbewegung in x-Richtung	m
$x_{\text{Feder}}(t)$	zeitlicher Verlauf der Federbewegung	m
$x_{\text{Feder Start}}$	Startpunkt der Ausschaltfederbewegung	m
$x_{\text{Feder Ende}}$	Endpunkt der Ausschaltfederbewegung	m
x_{Platte}	Bewegung der Federventilplatte	m
x_{UE}	Bewegung der Unterbrechereinheit	m
$x_{\text{UE Start}}$	Startpunkt der Bewegung der Unterbrechereinheit	m

δ	Abbrandrate	mg/kJ
δ_i	Abbrandrate pro Segment	mg/kJ
δ_{theo}	berechnete Abbrandrate	mg/kJ
φ	Winkel	°
φ_W	Drehwinkel der Welle	°
φ_F	Winkel zwischen Federpleuel und Hebel	°
φ_D	Winkel zwischen Dämpferstab und Hebel	°
κ	Isentropenexponent	
ν	Wellenlänge	m
π	Kreiszahl	
ϱ	Transmissionskoeffizient	
ρ	Materialdichte	kg/m ³
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	W/m ² K ⁴

Abkürzungen

AE	Antriebseinheit
Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid (Keramik)
AK 99,5	Keramik-Materialbezeichnung des Herstellers, 99,5% Al ₂ O ₃
BNC	koaxialer Steckverbinder (B ayonet N eill C oncelman)
C	Kohlenstoffatom
DIN	Deutsches Institut für Normung
F	Fluoratom
FS	Funkenstrecke
FZ	Fortzündung
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
HF	Fluorwasserstoff (Flusssäure)
HV	Heizvolumen
KV	Kompressionsvolumen
LB-Raum	Lichtbogenraum
O-C-O	Ausschalten-Einschalten-Ausschalten (<u>o</u> pen- <u>c</u> lose- <u>o</u> pen)
PTFE	Polytetrafluorethylen (C ₂ F ₄)

R_0	Widerstand der Schaltstrecke zum Stromnulldurchgang
SND	Stromnulldurchgang
SF_6	Schwefelhexafluorid
UE	Unterbrechereinheit
$U_{A/K}$	Anoden- / Katodenfallspannung

7 Verzeichnis der Anhänge

Anhang A1: Verwendete Sensoren

Anhang A2: Abschätzung der Messfehler

Anhang A3: Einzelteilzeichnungen der segmentierten Düse

Anhang A1: Verwendete Sensoren

Die Messung der Weg-Zeit-Kennlinie wird mit einem Leitplastikpotenziometer realisiert. Zur Erfassung der transienten Druck- und Schaltstangenkraftverläufe werden piezoelektrische Sensoren verwendet. In **Tabelle A1** sind wesentliche technische Eigenschaften der Sensoren aufgeführt. Für die Messung der elektrischen Größen wurden die im Physiklabor der Siemens AG Berlin vorhandenen Messgeräte verwendet. Die piezoelektrischen Drucksensoren sind beschleunigungskompensiert, wodurch sie trotz der mechanischen Beanspruchungen auswertbare und reproduzierbare Signale liefern.

Phys. Größen	Sensor-bezeichnung	Messbereich	Frequenz-bereich	Auflösung
u	Haefely Trench CR 200-200	bis 200 kV _{peak}	Antwortzeit < 60 ns	Teilverhältnis 2000:1
i	Hilo Test ISM 1600 (Shunt)	bis 150 kA	Bandbreite 0,5 MHz	25 mV/kA ± 1%
F _{Schalt}	pcb M 223 B	53 kN _{Druck} 18 kN _{Zug}	0,3 mHz...10 kHz	94 mV/kN 1,78 N bis 10 kHz ± 1%
F _{Ventil}	pcb M 202 B	44 kN _{Druck}	0,3 mHz...60 kHz	112,4 mV/kN 0,9 N bis 10 kHz ± 1%
p	pcb M 111 A21	0,6 bar...6,9 bar	0,5 Hz...250 kHz	580 mV/bar (0,14 mbar) ± 1%
p	pcb M 111 A24	0,6 bar...69 bar	5 mHz...400 kHz	73 mV/bar (1,4 mbar) ± 1%
s	synotech LWH 225	0...225 mm	Max. 10 m/s Verstellgeschw.	0,01 mm a _{max} = 20 g ± 0,1%
m	Kern 770	0,1 mg...220 g	-	0,1 mg
d	Fa. Mahr OKM UNI-VIS 250 Fa. Renishaw Taster TP2	250x150 mm	-	Längenmess-abweichung ± 3 µm

Tabelle A1: Eigenschaften der eingesetzten Sensoren

Anhang A2: Abschätzung der Messfehler

Für eine statistische Betrachtung der Messergebnisse konnten aufgrund des komplizierten Messaufbaus nicht genügend Messungen bei gleichen Randbedingungen durchgeführt werden. Deshalb ist es nur möglich, eine Abschätzung der Messfehler vorzunehmen. Als Grundlage werden die Messgenauigkeiten der einzelnen Sensoren und die bei jeder Messung auftretenden zufälligen Fehler angenommen.

Bei der Messung von Strom und Spannung wird der Messfehler mit $\pm 1\%$ abgeschätzt. Die Stromhalbwellen werden durch die Entladung von Kondensatorbänken erzeugt. Es muss bei der Bewertung der Ausschaltstromhöhe beachtet werden, dass eine Abweichung zwischen den Spitzenwerten der ersten und zweiten Halbwelle auftreten kann. Diese ist maximal $\pm 10\%$.

Der Messfehler für die Druck-, Kraft- und Wegmessung wird ebenfalls mit $\pm 1\%$ abgeschätzt. Es muss allerdings beim Einbau der Drucksensoren darauf geachtet werden, dass keine mechanische Spannung auf das Diaphragma wirkt. Um eine Minimierung der systematischen Fehler zu erreichen, wurden immer neue PTFE-Düsen für Vergleichsmessungen eingebaut. Die Schaltkammer wurde nach jeder Öffnung mit neuem SF_6 -Gas und gleichem Druckwert gefüllt. So wurden nahezu gleiche Randbedingungen geschaffen.

Der Fehler bei der Bestimmung des Gewichts und des Durchmessers der Düsensegmente wird auf kleiner $\pm 1\%$ geschätzt. Bei der Bestimmung des Durchmessers muss berücksichtigt werden, dass die Oberfläche der Düsensegmente aufgeraut ist. Bei der Bestimmung des Durchmessers wurden 6 Punkte auf der Segmentoberfläche abgetastet und aus diesen Koordinaten der Segmentdurchmesser errechnet. Dadurch entsteht ein zusätzlicher Fehler, der mit $\pm 2\%$ abgeschätzt wird.

Die angegebenen Abweichungen haben jedoch keinen nennenswerten Einfluss auf die in dieser Arbeit dargestellten Ergebnisse sowie auf die getroffenen Aussa-

gen. Wichtig ist hierbei die Erfassung von Trends der physikalischen Eigenschaften bei der Variation der Ausschaltparameter. Dafür sind die auftretenden Messabweichungen im einstelligen Prozentbereich akzeptabel. Die Messergebnisse sind bei ähnlichen Randbedingungen gut miteinander vergleichbar, womit die Anforderung an das Messsystem, reproduzierbare Signale zu erhalten, erfüllt ist.

Anhang A3: Einzelteilzeichnungen der segmentierten Düse

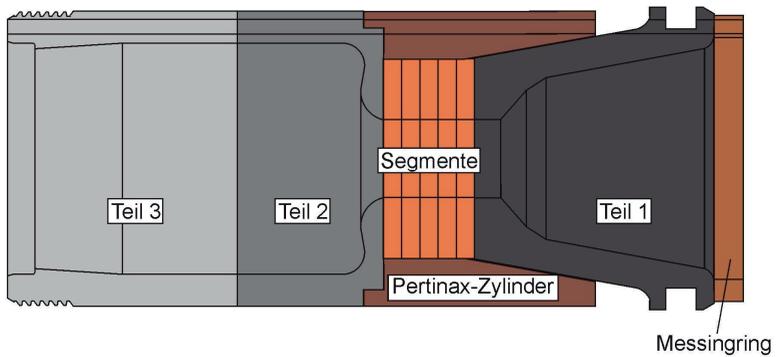


Bild A3.7.1: Darstellung der gesamten segmentierten Düse

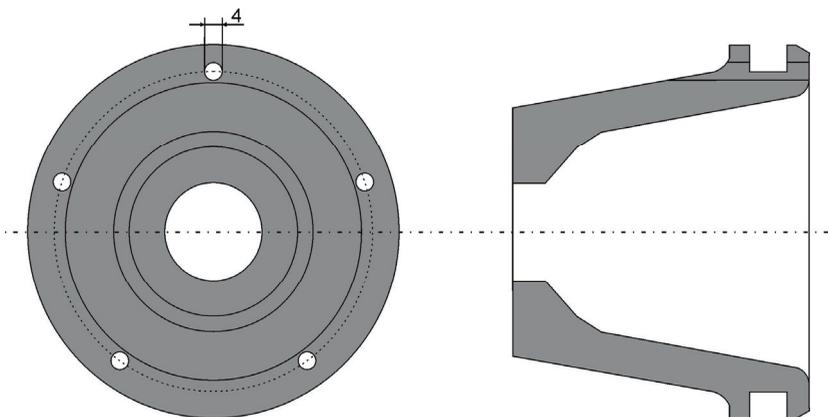


Bild A3.7.2: Teil 1 der segmentierten Düse

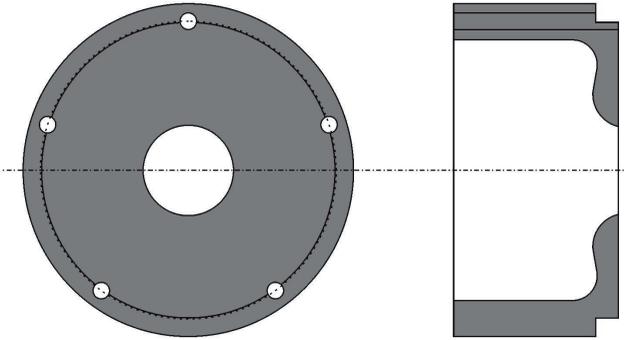


Bild A3.7.3: Teil 2 der segmentierten Düse

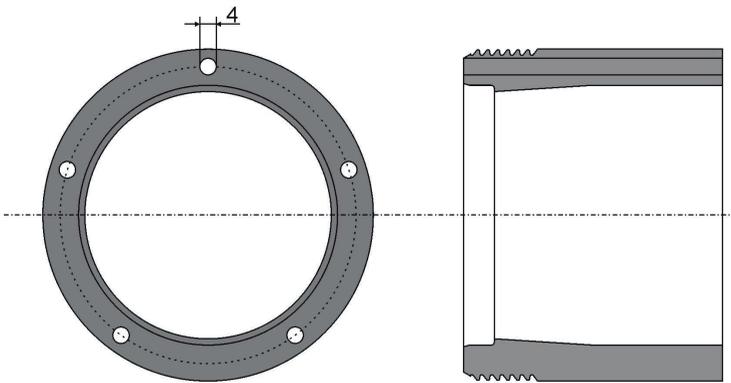


Bild A3.7.4: Teil 3 der segmentierten Düse

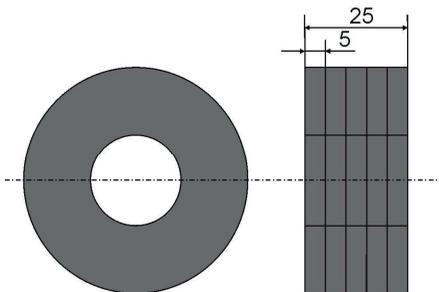


Bild A3.7.5: Einzelteilzeichnung der analysierten Segmente

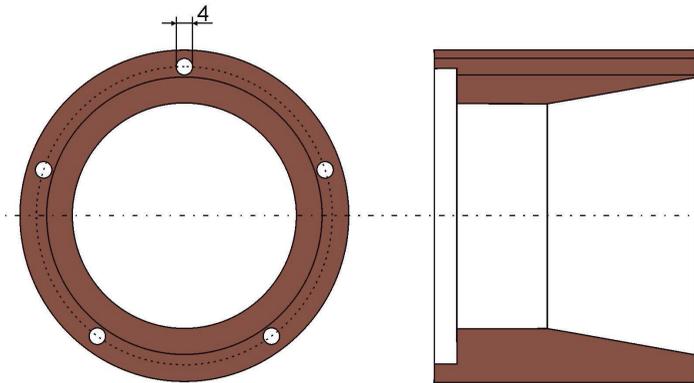


Bild A3.7.6: Zylinder zur Fixierung der Düsensegmente (Material Pertinax)

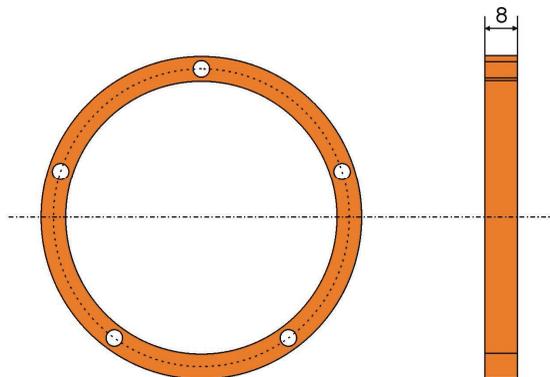


Bild A3.7.7: Messingring