

Ausschaltvermögen von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern bei Verwendung atmosphärischer Lösch- und Isoliergase

Von der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigte Dissertation vorgelegt von:

Marvin Bendig, M.Sc.
aus Ahlen

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Armin Schnettler
Prof. Dr.-Ing. Kaveh Niayesh

Tag der mündlichen Prüfung: 26.10.2020

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online
verfügbar.

Aachener Beiträge zur HOCHSPANNUNGSTECHNIK
Herausgeber: Univ.-Prof. Dr.-Ing. A. Schnettler

Marvin Bendig
Ausschaltvermögen von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern
bei Verwendung atmosphärischer Lösch- und Isoliergase
ISBN: 978-3-95886-380-4

Bibliografische Information der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Das Werk einschließlich seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwendung ist ohne die Zustimmung des Herausgebers außerhalb der engen Grenzen des Urhebergesetzes unzulässig und strafbar. Das gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen.

Herstellung & Vertrieb:

1. Auflage 2020
© Verlagshaus Mainz GmbH Aachen
Süsterfeldstr. 83, 52072 Aachen
Tel. 0241/87 34 34 00
www.Verlag-Mainz.de
www.DruckereiMainz.de

Satz: nach Druckvorlage des Autors
Umschlaggestaltung: Verlagshaus Mainz

printed in Germany

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2020)

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Hochspannungstechnik der RWTH Aachen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Armin Schnettler, der durch seine stete Unterstützung, Förderung und seine wertvollen Ratschläge wesentlich zum Gelingen der Arbeit beitrug. Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Kaveh Niayesh für das Interesse an der Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Ich danke meinen Kolleginnen und Kollegen beim Institut für Hochspannungstechnik für die fachlichen Diskussionen und kritische Begutachtung meiner Ergebnisse. Einen großen Dank richte ich auch an die Studierenden, die durch ihre Abschlussarbeiten oder als studentische Hilfskräfte zu dieser Arbeit beigetragen haben. Die experimentellen Ergebnisse in dieser Arbeit basieren unter anderem auf über 5000 Ausschaltversuchen, bei denen ich durch die Studierenden tatkräftig unterstützt wurde.

Der Siemens AG möchte ich für die finanzielle Unterstützung dieser Arbeit danken. Ein besonderer Dank gilt dabei Herrn Dr. Achim Kalter, Herrn Martin Schaak, Herrn Dr. Kristian Ermeler und Herrn Florian Pleye für die vielen fachlichen Diskussionen und Ratschläge.

Abschließend danke ich meiner Familie und besonders meiner Freundin Natalie für ihre Geduld und fortwährende Unterstützung.

Aachen, Oktober 2020

Marvin Bendig

Kurzfassung

Mittelspannungs-Lasttrennschalter stellen zentrale Komponenten in der Energieversorgung dar. Als Bestandteil von Mittelspannungs-Schaltanlagen der sekundären Verteilung ist ihre Aufgabe die sichere Unterbrechung von Lastströmen im Netz und die Herstellung einer sicheren Trennstrecke. Im Zuge des voranschreitenden Ausbaus der Mittelspannungsnetze werden vermehrt gasisolierte Anlagen gefüllt mit Schwefelhexafluorid (SF_6) verbaut, da der Einsatz des Lösch- und Isoliergases SF_6 den Aufbau kompakter und zuverlässiger Anlagen erlaubt. SF_6 ist jedoch ebenfalls das stärkste bekannte Treibhausgas, mit einer Treibhauswirkung von 23.500 CO_2 -Äquivalenten. Eine Substitution von SF_6 unter Beibehaltung der Baugröße und Zuverlässigkeit ist daher erstrebenswert. Der Lasttrennschalter stellt dabei die kritische Komponente dar, da das Füllgas im Schalter sowohl die Lichtbogenlöschung als auch die Spannungsisolation übernimmt. Mögliche Alternativgase weisen geringere elektrische Festigkeiten und Lichtbogenlöschvermögen als SF_6 auf, daher ist eine grundlegende Anpassung der Auslegung des Lasttrennschalters erforderlich. Ziel dieser Arbeit ist die Identifikation und Quantifikation der wesentlichen Einflussparameter auf das Ausschaltvermögen eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters unter Verwendung alternativer Lösch- und Isoliergase.

In einer Parameterstudie wird das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Auslegungsgrößen an einem Modell-Lasttrennschalter bestimmt. Essentiell für ein ausreichendes Ausschaltvermögen ist eine ausreichende Lichtbogenkühlung, die sowohl durch konvektive Kühlung durch eine axiale Beblasung als auch durch den Hartgaseffekt, d.h. den Abbrand von Polymeren in Lichtbogen­nähe, sichergestellt werden kann. Beide Mechanismen können durch verschiedene Parameter der Schalterauslegung beeinflusst werden. Aus den gewonnenen Ergebnissen wird ein Designkriterienkatalog abgeleitet, der zur Auslegung eines Technologiedemonstrators eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters dient. Am Ende der Arbeit wird dieser erfolgreich einer normgerechten Prüfung des Ausschaltvermögens unterzogen.

Abstract

Medium voltage load break switches are essential components in today's energy systems. As a part of secondary medium voltage switchgear they are responsible for interrupting load currents and ensuring a safe insulation distance in the off-state. In the course of the ongoing medium voltage grid expansion, mainly gas insulated switchgear filled with sulfur hexafluoride (SF_6) is installed. The use of SF_6 permits a compact and reliable switchgear design. In contrast, SF_6 , with a global warming potential of 23.500 CO_2 mass equivalents, is the most potent greenhouse gas known. A substitution of SF_6 while keeping the size and reliability of the switchgear is desirable. In the process of substituting SF_6 in medium voltage switchgear the load break switch is the critical component, as the gas serves as insulating and quenching medium. Possible substitutes have a lower dielectric strength as well as a lower arc quenching capability. Hence, a fundamental redesign of the load break switch is necessary. The objective of this thesis is the identification and quantification of the main influencing parameters on the switching capability of a medium voltage load break switch filled with an alternative insulating gas.

In a parametric study the thermal interruption capability and the dielectric recovery are determined for different design parameters of a model load break switch. A sufficient arc cooling is essential for a sufficient interruption performance and can be ensured by a convective cooling by axial arc blowing as well as by the "Hartgas"-effect, resulting from polymer ablation close to the arc. Both mechanisms can be influenced by the design of the load break switch. From the experimental results of the study a catalog of design criteria is derived. These criteria are used to develop a demonstrator of an environmentally friendly medium voltage load break switch. At the end of the thesis, the demonstrator's interruption capability is successfully tested according to standards.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Einführung in die Thematik	1
1.2	Stand des Wissens	6
1.2.1	Substitution von SF ₆ in Anlagen der Energietechnik	6
1.2.2	Alternative Lösch- und Isoliergase in Hochspannungsleistungsschaltern	9
1.2.3	Alternative Lösch- und Isoliergase in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern	11
1.2.4	Einfluss von Kunststoffen in der Lichtbogenzone	12
1.3	Zielsetzung und Vorgehensweise	14
2	Grundlagen	19
2.1	Stromunterbrechung in Gasen	19
2.1.1	Thermische Phase	20
2.1.2	Dielektrische Phase	22
2.1.3	Lichtbogen-Kühlmechanismen	23
2.1.4	Abbrand von Düsenmaterial	31
2.2	Strömungsmodellierung	32
3	Untersuchungsmethodik	37
3.1	Ausschaltprüfung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters	37
3.2	Bestimmung des Ausschaltvermögens	39
3.2.1	Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens	40
3.2.2	Bestimmung der dielektrischen Wiederverfestigung	46
3.2.3	Aufbau des Modellschalters	49
3.3	Numerische Berechnung der Strömungsvorgänge	52
3.3.1	Berechnung des Massenstroms im Modellschalter	52
3.3.2	Berechnung des Druckaufbaus im Technologiedemonstrator	54
3.4	Untersuchte Einflussparameter	55
3.5	Prüfkreis zur normkonformen Prüfung des Ausschaltvermögens	58

4	Einfluss des Schalteraufbaus auf das Ausschaltvermögen . . .	63
4.1	Einfluss des Kontaktwerkstoffs	63
4.2	Einfluss des Beblasungsdrucks	66
4.3	Einfluss des Kontaktdurchmessers	70
4.4	Einfluss der eingesetzten Düse	72
4.4.1	Einfluss der Düsenhalslänge	72
4.4.2	Einfluss des Düsenhalsdurchmessers	75
4.4.3	Einfluss des Düsenmaterials	78
4.5	Einfluss des Füllgases	82
4.6	Einfluss der Lichtbogenenergie	85
4.7	Designkriterien zur Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters	90
5	Validierung anhand eines Technologiedemonstrators	101
5.1	Aufbau des Demonstrators	101
5.2	Prüfung des Ausschaltvermögens	105
6	Zusammenfassung und Ausblick	109
6.1	Zusammenfassung	109
6.2	Ausblick	111
	Abkürzungsverzeichnis	125
	Symbolverzeichnis	127

1 Einleitung

Bei der Verteilung elektrischer Energie spielen Ortsnetzstationen als Knotenpunkte der lokalen Mittelspannungsnetze eine zentrale Rolle. Um Änderungen der Netztopologie durch Umschaltungen vorzunehmen, werden in den Ortsnetzstationen Lasttrennschalter eingesetzt. Zur elektrischen Isolation wie auch zur Lichtbogenlöschung wird in diesen Schaltgeräten vermehrt Schwefelhexafluorid (SF_6) als Lösch- und Isoliergas eingesetzt. SF_6 weist einzigartige physikalische Eigenschaften auf, ist jedoch das stärkste bekannte Treibhausgas. Atmosphärische Gase wie Luft, Kohlenstoffdioxid (CO_2) oder Stickstoff (N_2) stellen attraktive Alternativen dar. Da diese Gase in ihrem Lichtbogenlöschvermögen und ihrer elektrischen Festigkeit SF_6 unterlegen sind, sind weitreichende Anpassungen des Designs eines Lasttrennschalters erforderlich, um die Funktionalität bei gleicher Baugröße zu erhalten. Diese Anpassungen setzen eine genaue Kenntnis der Einflüsse der Schalterauslegung auf das Ausschaltvermögen voraus.

1.1 Einführung in die Thematik

Das Hochspannungsnetz der Energieversorgung kann prinzipiell in zwei Ebenen, das Übertragungsnetz und das Verteilnetz, unterteilt werden. Das Übertragungsnetz hat u.a. die Aufgabe, die elektrische Energie über lange Strecken zu transportieren und wird daher, zur Minimierung der ohmschen Verluste, bei hohen Spannungen oberhalb von $U = 100 \text{ kV}$ betrieben. Die Verteilung der Energie im Zielgebiet, z.B. im Stadtgebiet, erfolgt mittels der Verteilnetze. Durch die kürzeren Übertragungstrecken und die niedrigeren Leistungsflüsse wird eine niedrigere Bemessungsspannung im Bereich von $U_N = 12 \dots 36 \text{ kV}$ für Europa oder $U_N = 7,2 \dots 36,2 \text{ kV}$ für Nordamerika gewählt [DIN12; ANS89]. Dadurch wird zusätzlich der Aufwand zur Isolation der hohen Spannung minimiert. Die Verteilnetze sind meist als Ring- oder Radialnetze ausgeführt. An den Knoten der in Europa typischen Ringnetze liegen Ortsnetzstationen, in denen die Spannung auf das Niederspannungsniveau ($U_N = 400 \text{ V}$ für Europa, $U_N = 240 \text{ V}$ für Nordamerika) herunter transformiert und zum Endverbraucher transportiert wird [Heu13; Sal10].

Der exemplarische Aufbau einer Ortsnetzstation eines Ringnetzes ist in Abbildung 1-1 gezeigt. Eine typische Ortsnetzstation verfügt über drei Schaltfelder, zwei Ringkabelfelder, die über je einen Lasttrennschalter die Ortsnetzstation mit dem Mittelspannungs-Ringnetz verbinden und ein Abgangsfeld, in dem sich ein weiterer Lasttrennschalter sowie der Transformator befindet, der die Verbindung zum Niederspannungsnetz und damit zu den Endverbrauchern herstellt [Heu13]. Lasttrennschalter sind Kombinations-schaltgeräte, welche eine Unterbrechung von Betriebsströmen bis hin zu $I_N = 1250 \text{ A}$ und die Herstellung einer sicheren Trennstrecke nach Stromunterbrechung gewährleisten können. Ihre Aufgabe ist es, Änderungen der aktuellen Netztopologie durch Umschaltungen zu realisieren oder einzelne Abgänge zu- oder abzuschalten [Sch15].

Die Schaltanlagen in Ortsnetzstationen sind entweder luft- oder SF_6 -isoliert ausgeführt. Luftisolierte Anlagen sind nicht gasdicht verschlossen, das Isolationsmedium ist folglich die Umgebungsluft. In SF_6 -isolierten Anlagen befinden sich alle Spannung führenden Bauteile im Inneren eines gasdichten Gehäuses, welches mit dem Lösch- und Isoliergas SF_6 gefüllt ist. SF_6 er-

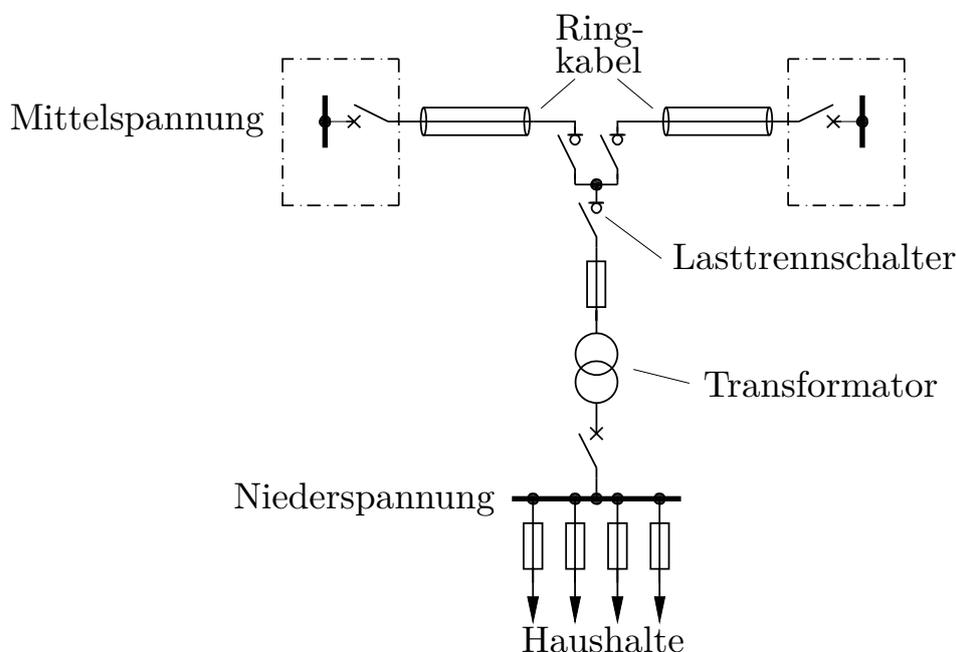


Abbildung 1-1: Einphasiges Ersatzschaltbild einer Ortsnetzstation mit drei Lasttrennschaltern nach [Heu13]

laubt aufgrund der im Vergleich zu Luft etwa dreimal höheren elektrischen Festigkeit eine deutlich kompaktere Bauweise [Bur18]. Da Ortsnetzstationen häufig im urbanen Raum aufgestellt sind, ist der verfügbare Bauraum begrenzt und es wird zunehmend auf gekapselte Schaltanlagen mit SF₆ als Füllgas zurückgegriffen. Aufgrund des geringen Platzbedarfs beträgt der Anteil an SF₆-isolierten Anlagen im deutschen öffentlichen Netz bereits 35% und wird als weiter steigend angenommen [Bur18].

SF₆ ist mit einem Treibhauspotential (eng.: Global Warming Potential (GWP)) von 23500 CO₂ Masseäquivalenten das stärkste bekannte Treibhausgas und wird von den Vereinten Nationen im Kyoto Protokoll als eines der sechs zu reduzierenden Treibhausgase gelistet [Uni98; See17]. Des Weiteren wird der Einsatz von SF₆ in verschiedenen Anwendungen durch die europäische F-Gase-Verordnung bereits eingeschränkt [Eur14]. Ein Verbot von SF₆ für Mittelspannungs-Schaltanlagen, wie beispielsweise Ortsnetzstationen, ist zwar bisher nicht enthalten, jedoch ist eine Überprüfung der technischen Substitutionsmöglichkeiten bis zum Jahr 2022 gefordert. Das Umweltbundesamt setzt sich diesbezüglich für ein Verbot ein [Umw19].

Bei der Substitution von SF₆ durch alternative Lösch- und Isoliergase in gekapselten Mittelspannungs-Schaltanlagen stellt der Lasttrennschalter die kritische Komponente dar, da hier das Füllgas nicht nur die Spannungsisolation, sondern auch die Lichtbogenlöschung während des Schaltvorgangs übernimmt. Dabei tritt zwischen den Schaltkontakten ein Lichtbogen mit Kerntemperaturen oberhalb von $T = 10\,000\text{ K}$ auf, der im Bereich des natürlichen Stromnulldurchgangs ausreichend gekühlt werden muss, um eine erfolgreiche Stromunterbrechung zu gewährleisten. Der Strom gilt als erfolgreich unterbrochen, wenn der Lichtbogen in seinem natürlichen Stromnulldurchgang gelöscht wird und anschließend die über der Schaltstrecke aufschwingende Netzspannung ohne elektrischen Durchschlag isoliert wird. Diese beiden Ausschaltphasen werden als thermische und dielektrische Phase bezeichnet [Dom06].

Die Bauformen von Lasttrennschaltern sind vielfältig. Sie können nach ihrer Öffnungsbewegung in translatorisch öffnende, rotierende und Kipp-lasttrennschalter unterschieden werden. Allen gemein ist die Kombination von Lastschalter- und Trennerfunktion sowie die Verwendung von Lichtbo-

genlöschmethoden, wie z.B. einer Beblasung, dem Abbrand von Hartgaselmenten oder dem Einsatz einer Löserspule [ABB10; Sch14; Sch19].

Abbildung 1-2 zeigt exemplarisch den Aufbau eines luftisolierten Lasttrennschalters im Vergleich zu einem SF₆-isolierten Lasttrennschalter. Der luftisolierte Lasttrennschalter verfügt über ein zweigeteiltes Kontaktsystem, bestehend aus dem Schaltrohr, welches den Strom im geschlossenen Zustand führt und dem Hilfsschaltstift, der die Stromführung während des Ausschaltvorgangs übernimmt. Im geschlossenen Zustand fließt der Strom über die Außenseite des Schaltrohrs, wodurch ein niedriger Widerstand und damit geringe Verluste im Betrieb sichergestellt werden. Öffnet der Schalter, wird das Schaltrohr translatorisch nach unten bewegt und der Strom kommutiert auf den im Inneren des Schaltrohres liegenden Hilfsschaltstift. Bei Fortführung der Öffnungsbewegung wird der Hilfsschaltstift aus seinem Gegenkontakt gezogen und ein Lichtbogen initiiert, der teilweise im Inneren des Schaltrohrs und teilweise frei brennt. Durch die Wärmestrahlung des Lichtbogens wird Material des Isolierstoffmantels des Schaltrohrs verdampft und so die Zusammensetzung des Lichtbogenplasmas geändert, um die Lichtbogenkühlung zu verbessern. Dieser Effekt wird als Hartgaseffekt bezeichnet. Zusätzlich wird das Gas im Löschtopf komprimiert und strömt durch das Schaltrohr am Lichtbogen entlang. Das Schaltrohr dient dabei als Düse zur

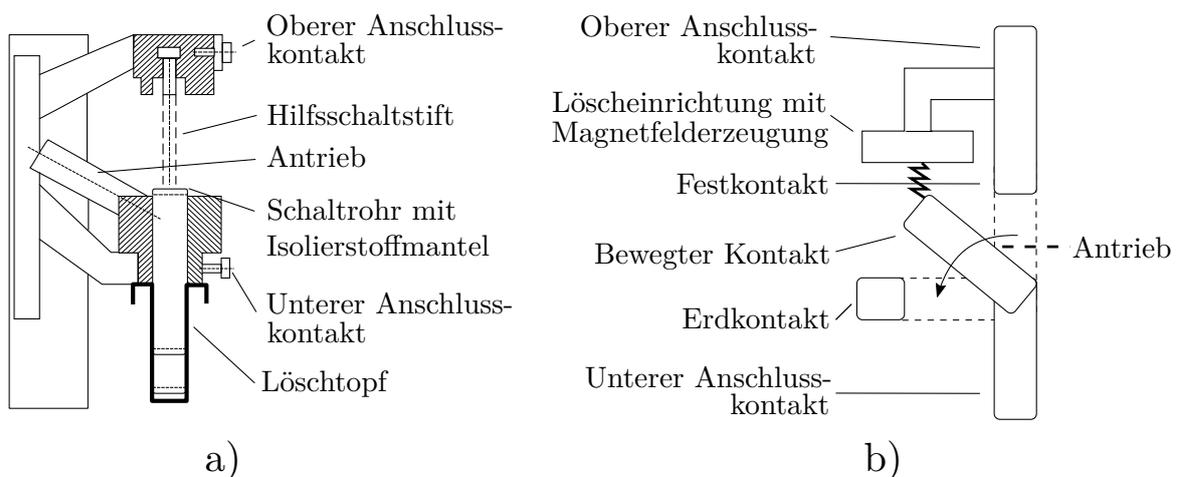


Abbildung 1-2: Schematische Darstellung des Aufbaus eines luft- (a) und eines SF₆-isolierten Lasttrennschalters (b) [Heu13; Sch19]

Führung der Gasströmung. Durch Kombination des Hartgaseffekts mit der konvektiven Lichtbogenkühlung durch die Gasströmung kann eine sichere Stromunterbrechung im Stromnulldurchgang gewährleistet werden [Heu13]. Im Gegensatz dazu weist der SF₆-isolierte Lasttrennschalter nur ein einziges Kontaktsystem auf, welches den Strom sowohl im Betrieb als auch während des Ausschaltvorgangs führt. Zu Beginn des Ausschaltvorgangs wird der bewegte Kontakt vom Festkontakt getrennt und zwischen den Kontakten ein Lichtbogen initiiert. Bei weiterer Öffnung des bewegten Kontakts kommutiert der Lichtbogen vom Festkontakt auf eine Lichtbogenlöscheinrichtung, die über eine Magnetfelderzeugung verfügt. Das Magnetfeld führt dazu, dass der Lichtbogen beginnt auf der Löscheinrichtung zu rotieren, wodurch er immer wieder durch das kalte SF₆ bewegt wird. Dieser Mechanismus ist ausreichend, um den Lichtbogen im Stromnulldurchgang zu unterbrechen [Sch19]. Aufgrund der hohen elektrischen Festigkeit und des hohen Lichtbogenlöschvermögens von SF₆ ist dieses Schaltkonzept einfacher und kompakter aufgebaut als ein luftisolierter Lasttrennschalter [Nia17]. Die hohe elektrische Festigkeit von SF₆ erlaubt ebenfalls die Integration eines Erdschalters in den Lasttrennschalter, indem ein zusätzlicher Erdkontakt hinzugefügt wird. Wegen der Vorteile des SF₆-isolierten Lasttrennschalters, werden diese auch in luftisolierten Mittelspannungsschaltanlagen vermehrt eingesetzt [ABB13; Sch18].

Als alternative Lösch- und Isoliergase bieten sich atmosphärische Gase, wie beispielsweise Luft, CO₂ oder N₂ an. Atmosphärische Gase sind günstig, umweltfreundlich und zeichnen sich durch eine hohe Verfügbarkeit aus. Jedoch sind sie sowohl in der Spannungsfestigkeit als auch im Lichtbogenlöschvermögen SF₆ unterlegen. Um die niedrigere Isolationsfestigkeit und Schaltleistung zu kompensieren und dabei die Baugröße gleich zu halten, sind der Einsatz höherer Fülldrücke sowie alternativer Schaltprinzipien notwendig. Die Anpassung des Schaltprinzips setzt jedoch eine Kenntnis des Einflusses der verschiedenen Designgrößen eines Lasttrennschalters auf das Ausschaltvermögen voraus.

Die Verwendung alternativer Gase in Hochspannungs-Leistungsschaltern ist bereits detailliert untersucht. Die Ergebnisse sind jedoch nicht auf Mittelspannungs-Lasttrennschalter übertragbar, da sowohl die im Leistungs-

schalter auftretenden Ströme als auch die nach erfolgreicher Stromlöschung anliegenden Spannungen die in einem Mittelspannungs-Lasttrennschalter weit überschreiten. Des Weiteren sind die im Leistungsschalter auftretenden Drücke und die damit verbundenen Strömungsgeschwindigkeiten bedingt durch das Löschrinzip um ein Vielfaches höher. Eine explizite Untersuchung an Mittelspannungs-Lasttrennschaltern ist somit erforderlich.

1.2 Stand des Wissens

Die Substitution von SF_6 in Anlagen der Energietechnik ist bereits seit einiger Zeit Gegenstand von Forschung und Entwicklung [Nie98; Qiu99; Kno98]. Dabei stellen die verminderte elektrische Festigkeit sowie das geringe Lichtbogenlöschvermögen möglicher Substitute besondere Herausforderungen an das Design der Anlagen. Die Ergebnisse vorangegangener Untersuchungen zum Ausschaltvermögen alternativer Lösch- und Isoliergase in Hochspannungs-Leistungsschaltern zeigen eine Anwendbarkeit atmosphärischer Gase, sind jedoch nicht auf Mittelspannungs-Lasttrennschalter übertragbar [Sas15]. Speziell an Mittelspannungs-Lasttrennschaltern durchgeführte Untersuchungen zeigen bisher lediglich einen qualitativen Zusammenhang zwischen den Designparametern und dem Ausschaltvermögen auf [Ran15; Jon15; Sto16].

1.2.1 Substitution von SF_6 in Anlagen der Energietechnik

Durch eine Optimierung des inneren Aufbaus kann bereits eine erhebliche Reduktion des Bauvolumens von gasisolierten Schaltanlagen und daraus resultierend der eingesetzten SF_6 -Menge erreicht werden [Sta10]. Eine Mischung von SF_6 mit N_2 in großen Hochspannungs-Anlagen, wie beispielsweise gasisolierten Leitungen (GIL), ist ebenfalls eine gängige Methode, das GWP einer Anlage zu senken [Koc03]. Die beschriebenen Anlagen verwenden jedoch weiterhin SF_6 als Isoliergas. Zur vollständigen Substitution muss ein potentiell alternatives Gas eine Reihe an Anforderungen erfüllen, die sich in die Kategorien elektrische, chemische und ökologische Anforderungen einteilen lassen [Tan10]. Die folgenden Anforderungen werden an ein mögliches

SF₆ Substitut gestellt [Nie98; Uch07]:

- Nicht toxisch
- Niedriger Kondensationspunkt
- Chemisch stabil
- Kein Ozonabbaupotential (eng: Ozone Depletion Potential (ODP))
- Kein GWP
- Ausreichende elektrische Festigkeit
- Gutes Lichtbogenlöschvermögen
- Rückkehr nach Lichtbogeneinwirkung in ursprüngliche molekulare Struktur
- Keine elektrisch leitfähigen Erosionsprodukte

Potentielle Substitute stellen die atmosphärischen Gase N₂, CO₂ und synthetische Luft sowie die fluorierten Gase C₄-Perfluornitril (C₄-PFN) und C₅-Perfluorketon (C₅-PFK) dar [Nie98; Uch07; Sim15; Man14; Kie15; See17]. Die ebenfalls diskutierten Substitute Trifluoriodmethan (CF₃I) und das Hydrofluorolefin 1,3,3,3-Tetrafluorpropen (HFO1234ze) werden aufgrund ihrer nicht geklärten Toxizität bzw. ihrer mangelnden Lichtbogenstabilität in dieser Arbeit nicht betrachtet [Kac04; Kam10; Kie14; Koc15]. In Tabelle 1-1 sind die Eigenschaften der potentiellen Alternativgase aufgelistet. Der Kondensationspunkt beschreibt die Temperatur, bei der das Gas beginnt, sich bei einem Druck von $p = 1013$ hPa zu verflüssigen. Die Kondensationspunkte der atmosphärischen Alternativgase N₂, CO₂ und synthetische Luft liegen unterhalb des Kondensationspunkts von SF₆. Es ist bei Verwendung dieser Gase daher nicht mit einer Kondensation im Betrieb zu rechnen. Die fluorierten Alternativgase weisen hingegen deutlich höhere Kondensationspunkte auf, sodass diese Gase in einer Mischung mit einem atmosphärischen Gas als Trägergas eingesetzt werden müssen.

Zur Bewertung der Umweltfreundlichkeit der Gase wird das GWP herangezogen. Von den betrachteten Alternativgasen zeigt lediglich C₄-PFN ein erhöhtes GWP. Ein ODP weist keines der hier betrachteten Gase auf.

Tabelle 1-1: Eigenschaften ausgewählter potentieller SF₆-Substitute
 [Phi81; Uch07; Man14; Kie16; Küc17; Nia17; See17; Ham18;
 Her18; Egü19]

Eigenschaft	SF₆	N₂	CO₂	Synth. Luft	C₄-PFN	C₅-PFK
Kondensationspunkt [K]	209	77	195	78	269	300
GWP [-]	23500	0	1	-	2100	<1
Elektrische Festigkeit (rel. zu SF ₆) [-]	1	0,38	0,34	0,4	2	2
Lichtbogenzeitkonstante [μ s]	0,8	210- 220	1,5- 15	80	-	-
Lichtbogenstabilität	ja	ja	ja	ja	nein	nein
Leitfähige Erosionsprodukte	nein	nein	ja	nein	ja	ja

Die elektrische Festigkeit der fluorierten Alternativgase übersteigt die Festigkeit von SF₆. Da diese Gase aufgrund ihres niedrigen Kondensationspunktes nur im Gemisch mit einem atmosphärischen Trägergas eingesetzt werden, können je nach Mischung elektrische Festigkeiten zwischen 80 % und 120 % der Festigkeit von SF₆ erreicht werden [See17]. Die elektrische Festigkeit der atmosphärischen Alternativgase liegt unterhalb der Festigkeit von SF₆. Demnach müssen bei Einsatz atmosphärischer Alternativen zur Beibehaltung der Baugröße aktueller Anlagen feldsteuernde Maßnahmen eingesetzt oder der Betriebsdruck der Anlage erhöht werden¹.

Die Lichtbogenzeitkonstante beschreibt die Zeit, die der elektrische Widerstand einer Gasstrecke nach Lichtbogeneinwirkung und ohne zusätzliche Kühlung benötigt, um auf das e-fache anzusteigen [Phi81]. Sie kann daher als ein Indikator für das thermische Ausschaltvermögen eines Gases herangezogen werden. SF₆ weist aufgrund seiner Elektronenaffinität die geringste Lichtbogenzeitkonstante auf. Die Zeitkonstante von CO₂ ist, je

¹Die elektrischen Festigkeiten sind mittels Blitzstoßtest bei Drücken im Bereich $p = 0,1 - 0,4$ MPa bestimmt.

nach Messung, geringfügig höher, während die Zeitkonstanten von Luft und N_2 mehrere Größenordnungen über der von SF_6 liegen. Folglich ist beim Einsatz atmosphärischer Gase mit einem niedrigeren Lichtbogenlöschvermögen zu rechnen. Um Ströme mit der gleichen Amplitude zu unterbrechen, ist eine Erhöhung der Lichtbogenkühlleistung erforderlich. Für die fluorierten Alternativgase ist die Lichtbogenzeitkonstante bisher nicht bestimmt worden.

Die Lichtbogenstabilität beschreibt die Fähigkeit eines Gases, nach der Dissoziation im Lichtbogen in seine ursprüngliche Molekülkonfiguration zurückzukehren. Aufgrund ihres komplexen Aufbaus kommt es bei einer Abkühlung der dissoziierten fluorierten Gase C_4 -PFN und C_5 -PFK nicht zu einer Rekombination der Moleküle. Das Gas wird durch den Schaltlichtbogen aufgezehrt. Bei der Rekombination entstehen stattdessen Moleküle niedrigerer Atomzahl. Dabei kann es zur Bildung von Kohlenstoff kommen, der als elektrisch leitfähiger Ruß zurückbleibt. Um die Bildung von Ruß oder potentiell toxischen Dekompositionsprodukten einzuschränken, werden die fluorierten Alternativgase und CO_2 daher häufig mit einer Beimengung von wenigen Volumenprozent Sauerstoff (O_2) eingesetzt [Man16; See17; Her18].

1.2.2 Alternative Lösch- und Isoliergase in Hochspannungs-Leistungsschaltern

Hochspannungs-Leistungsschalter sind Schutzelemente in der Hochspannungsebene. Ihre Aufgabe ist die Unterbrechung von Betriebsströmen und hohen Kurzschlussströmen im Bereich mehrerer zehn Kiloampere. Bei Nennspannungen oberhalb von $U_N = 52$ kV kommen dabei aktuell fast ausschließlich SF_6 -isolierte Druckgasschalter zum Einsatz [Hof12]. Diese Schaltgeräte setzen zur Lichtbogenkühlung auf eine Beblasung, die aus einem durch den Antrieb oder die Lichtbogenenergie erzeugten Druckaufbau resultiert [Sme15]. Aufgrund der hohen Anforderungen an ein alternatives Lösch- und Isoliergas, stehen sie schon seit mehreren Jahren im Fokus von Forschung und Entwicklung [Uch02; Kno98].

Als atmosphärische Lösch- und Isoliergas-Alternative wird dabei vermehrt CO_2 genannt [Uch07; Kur11; Sto13; Nik14a]. Aufgrund seiner niedrigen

Lichtbogenzeitkonstante übersteigt das thermische Ausschaltvermögen von CO_2 das anderer atmosphärischer Gase [Kso17; Nik14b]. Der Einsatz von synthetischer Luft oder N_2 zeigt kein ausreichendes Ausschaltvermögen [Sto13; Kso17]. Bei einer Anpassung des Designs kann das Ausschaltvermögen eines CO_2 -Leistungsschalters noch weiter gesteigert werden [Yos15; Nik14b]. Vor allem eine Intensivierung der zur Lichtbogenkühlung genutzten Gasströmung führt zu einer Erhöhung des Lichtbogenlöschvermögens [Sto13; Nik14a]. Weiterhin führt eine Erhöhung des Kontaktabstands zu einer verbesserten Ausschaltleistung [Nik14a]. Die dielektrische Wiederverfestigung nach einem erfolgreichen thermischen Ausschalten erfolgt in CO_2 vergleichbar zu der von Luft in mehreren Phasen [Kur11]. Eine Beimischung von Sauerstoff kann das Ausschaltvermögen und die elektrische Festigkeit erhöhen [Uch07].

Alternativ zu atmosphärischen Gasen werden vermehrt auch Gasgemische aus atmosphärischem Trägergas und fluoriertem Zusatz diskutiert (vgl. Abschnitt 1.2.1). Das thermische Ausschaltvermögen von C_4 -PFN und C_5 -PFK, jeweils als Gemisch mit CO_2 als Trägergas, in Leistungsschaltern entspricht allerdings dem Ausschaltvermögen von reinem CO_2 [Kso17]. Computational Fluid Dynamics (CFD)-Simulationen des Ausschaltvorgangs eines Leistungsschalters unter Verwendung einer C_5 -PFK-Mischung mit CO_2 und O_2 als Trägergas lassen jedoch ein leicht verbessertes Ausschaltvermögen im Vergleich zu reinem CO_2/O_2 vermuten [Ye15].

Die untersuchten Leistungsschalter arbeiten nach dem Blaskolben- oder Selbstblasprinzip. Dabei wird, entweder durch die Antriebsbewegung oder die hohen Temperaturen den Lichtbogens, ein Überdruck erzeugt, aus dem eine kühlende Strömung um den Lichtbogen resultiert [Sme15]. Es treten deutlich höhere Gasdrücke, im Bereich einiger Megapascal, und damit verbunden höhere Gasgeschwindigkeiten als in einem typischen Mittelspannungs-Lasttrennschalter auf [Sas15].

1.2.3 Alternative Lösch- und Isoliergase in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern

Das Ausschaltvermögen alternativer atmosphärischer Lösch- und Isoliergase in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern wird bereits in diversen experimentellen Untersuchungen betrachtet. In einem translatorisch öffnenden Linearschalter bei Verwendung von Luft als Lösch- und Isoliergas können mit einem Beblasungsdruck im Bereich $p_b = 100$ hPa Ströme mit einem Effektivwert im Bereich von $I = 600$ A mit einer Wahrscheinlichkeit von 50 % unterbrochen werden. Der Lichtbogen wird dabei axial durch eine zylindrische Düse hindurch beblasen [Ran15]. Weitere Veröffentlichungen zeigen, dass der Ausschaltstrom etwa proportional mit dem Beblasungsdruck skaliert und Beblasungsdrücke von etwa $p_b = 250$ hPa notwendig sind, um typische Lastströme von $I = 630$ A sicher zu unterbrechen [Jon15]. Dabei ist vor allem die Höhe des Volumenstroms sowie die Gasgeschwindigkeit ausschlaggebend für eine erfolgreiche Stromunterbrechung [Sas15]. Ein geringes Verhältnis von Düsendurchmesser zu Kontaktdurchmesser wirkt sich positiv auf das Ausschaltvermögen aus [Sto16]. Die Länge des Düsenhalses spielt eine untergeordnete Rolle [Sto16; Jon14]. Ist der Schaltkontakt zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs innerhalb der Düse, resultiert hieraus ein deutlich niedrigeres Ausschaltvermögen [Jon14]. Ein erfolgreiches Ausschalten hängt sowohl von der Steilheit des Stroms als auch von der Steilheit der wiederkehrenden Spannung im Stromnulldurchgang ab. Ein dielektrisches Versagen ist für das untersuchte Schaltprinzip untypisch [Jon14].

Wie bei Hochspannungs-Leistungsschaltern sind bereits erste Untersuchungen zu Gasgemischen aus atmosphärischem Trägergas und fluorierter Gas-Komponente als Lösch- und Isoliergas in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern veröffentlicht. Dabei wird unter anderem das Kühlungsverhalten, das Störlichtbogenverhalten und die Langlebigkeit von Gemischen von getrockneter Luft mit C4-Perfluornitril sowie C4-/C5- oder C6-Perfluorketon in Mittelspannungs-Schaltanlagen untersucht [Hyr09]. Es zeigt sich, dass das thermische Ausschaltvermögen einer C5-Perfluorketon-Luft-Mischung keine Abweichung von dem reiner Luft aufweist, es lässt sich jedoch eine leichte Zersetzung der C5-Perfluorketon-Komponente bei vermehrten Schalt-handlungen feststellen [Ran17]. In ersten Prototypen können trotzdem 100

erfolgreiche konsekutive Ausschaltversuche in einem translatorisch öffnenden Linearschalter unter Verwendung einer C5-Perfluorketon-Mischung mit Luft durchgeführt werden [Hyr17; Att19].

1.2.4 Einfluss von Kunststoffen in der Lichtbogenzone

Zur Unterstützung des Ausschaltvorgangs in einem Gasschalter werden häufig Polymere in Lichtbogennähe eingesetzt. In Hochspannungs-Leistungsschaltern dient das eingesetzte Düsenmaterial dazu, durch Verdampfen einen zusätzlichen Überdruck zu erzeugen, der in einem sogenannten Selbstblasvolumen gespeichert wird und zum Stromnulldurchgang der Beblasung der Schaltstrecke dient [Sme15]. Dabei zeigt sich, dass vor allem fluoridierte Kunststoffe für ein gutes Ausschaltvermögen sorgen, da das bei der Dissoziation freigesetzte Fluor durch seine hohe Elektronegativität einer Rußbildung vorbeugt [Kri99]. In heutigen Hochspannungs-Leistungsschaltern ist Polytetrafluorethylen (PTFE) als Düsenmaterial Stand der Technik [Sme15; Kri99]. Um einen ausreichenden Druckaufbau zu erzeugen, ist eine hohe Lichtbogenenergie erforderlich, die bei Betriebsstromunterbrechungen im Mittelspannungs-Lasttrennschalter nicht auftritt. Daher findet das Selbstblasprinzip hier bisher keine Anwendung. Nichtsdestotrotz weist PTFE aufgrund seiner hohen Abbrandfestigkeit gute Eigenschaften auf, um als Düsenmaterial in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern eingesetzt zu werden [Jon14; Tax18].

In Niederspannungs-Leistungsschaltern und Mittelspannungs-Lasttrennschaltern werden Kunststoffe in Lichtbogennähe eingesetzt, um durch Verdampfen die Zusammensetzung des Schaltlichtbogens zu ändern. Der zum Tragen kommende Effekt wird als Hartgas-Effekt bezeichnet. Durch das Verdampfen des Kunststoffs kommt es zu einem lokalen Überdruck am Lichtbogen, der zu einer Gasströmung und damit zu einer Kühlung führt. Des Weiteren wird das Lichtbogenplasma durch die abbrennenden Polymere stark mit Wasserstoff durchsetzt, der eine hohe Wärmeleitfähigkeit aufweist und die Lichtbogenkühlung dadurch unterstützt [Vin16].

Untersuchung zum Einfluss des Hartgas-Effekts in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern identifizieren die Kunststoffe Polypropylen (PP) und Polyamid

6.6 (PA6.6) als geeignete Materialien [Gon11; Jon13b; Tax18]. Durch den Lichtbogen verdampftes PTFE weist zudem ähnliche Gaseigenschaften wie dissoziiertes SF₆ auf, und kann zur erfolgreichen Lichtbogenlöschung beitragen [Kri99]. Die charakteristischen Eigenschaften möglicher Kunststoffe, die in Lichtbogennähe zur Unterstützung des Ausschaltvorgangs dienen können, sind in Tabelle 1-2 aufgelistet. Die Summenformel beschreibt den molekularen Aufbau des Polymers. PTFE besteht zu großen Teilen aus Fluor während PP und PA6.6 in großen Teilen Wasserstoff enthalten. Die Dichte des Materials beschreibt bei gleichem Massenabbrand durch Abdampfen den Volumenverlust. PTFE weist im Vergleich zu PP und PA6.6 etwa die doppelte Dichte auf. Bei gleichem Masseverlust resultiert daher bei PTFE lediglich der halbe Volumenverlust.

Untersuchungen in Lasttrennschaltern zeigen, dass PP im Stromnulldurchgang zu einer effektiven Kühlung und somit zu einer starken Verringerung der Leitfähigkeit der Schaltstrecke führt. Dadurch wird ein Übergang des Lichtbogens von einer Bogen- zu einer Glimmentladung erzwungen [Tax18]. Beim Einsatz von PP zeigt sich jedoch auch eine herabgesetzte dielektrische Wiederverfestigung nach dem Stromnulldurchgang, sodass es vermehrt zu einem dielektrischen Versagen kommt [Gje14; Tax18]. Untersuchungen mit PTFE als Düsenmaterial zeigen ein gutes thermisches und dielektrisches Ausschaltvermögen bei zusätzlicher axialer Lichtbogenbeblasung [Jon14; Sto15]. Wird ein zusätzliches Volumen mit dem Düsenhals verbunden, kann beim Einsatz von PTFE zusätzlich ein Selbstblas-Effekt, ähnlich wie in Hochspannungs-Leistungsschaltern, genutzt werden [Tax18; Tax19].

Tabelle 1-2: Eigenschaften ausgewählter Hartgas Kunststoffe [And96; Dom08; Kol14]

Eigenschaft	PTFE	PP	PA6.6
Summenformel	(C ₂ F ₄) _n	(C ₃ H ₆) _n	(C ₆ H ₁₁ ON) _n
Dichte [g/cm ³]	2,15 - 2,2	0,91	1,14
Schmelztemperatur[°C]	327	160-165	255
Oberflächenwiderstand [Ω]	10 ¹⁷	>10 ¹³	10 ¹³
Hauptbestandteil Dampf	F	H	H

1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Mittelspannungs-Lasttrennschalter sind in hoher Stückzahl in heutigen Verteilnetzen vertreten. Aufgrund der hohen Anforderungen an die Baugröße sind die Schaltanlagen, in denen Mittelspannungs-Lasttrennschalter verbaut sind, vermehrt mit dem starken Treibhausgas SF₆ gefüllt. Eine Substitution von SF₆ durch alternative Lösch- und Isoliergase bedingt ein tiefgehendes Wissen über die Einflussparameter auf das Ausschaltvermögen in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern.

Bestehende Untersuchungen zur Substitution von SF₆ in Anlagen der Energietechnik definieren die Anforderungen an ein alternatives Lösch- und Isoliergas und identifizieren die atmosphärischen Gase N₂, CO₂ und synthetische Luft sowie die fluorierten Gase C₄-PFN und C₅-PFK als Gemisch mit einem atmosphärischen Trägergas als geeignete Kandidaten. Fluorierte SF₆-Substitute können mit SF₆ vergleichbare dielektrische Eigenschaften aufweisen. Die in der Diskussion stehenden Alternativen haben jedoch eine komplexe Molekülstruktur, wodurch eine Lichtbogenstabilität nicht gegeben ist. Des Weiteren rekombinieren die Gase nach Dissoziation zu Molekülen geringerer Atomzahl, wobei potentiell toxische Produkte entstehen können [See17; Her18]. In dieser Arbeit werden im Folgenden lediglich atmosphärische Alternativgase betrachtet. Diese haben eine hohe Verfügbarkeit und zeichnen sich durch einen hohen Temperatureinsatzbereich sowie ihre chemische Stabilität aus. Die im Vergleich zu SF₆ und den fluorierten Alternativen niedrigere elektrische Festigkeit und das geringere Lichtbogenlöschvermögen müssen beim Einsatz dieser Gase durch andere Maßnahmen kompensiert werden.

Der Einsatz von CO₂ in Hochspannungs-Leistungsschaltern ist bereits umfassend untersucht. Als Einflussparameter auf das Ausschaltvermögen sind vor allem der über dem Düsensystem anstehende Beblasungsdruck und die Düsengeometrie identifiziert. Im Gegensatz zu Mittelspannungs-Lasttrennschaltern sind sowohl die zu beherrschenden Ströme und Spannungen als auch die auftretenden Strömungsgeschwindigkeiten im Inneren des Schaltgeräts um ein vielfaches höher. Die vorgestellten Ergebnisse können daher

lediglich einen Ansatz zur SF₆-Substitution in Lasttrennschaltern geben, sind aber nicht vollständig auf diesen Anwendungsfall übertragbar [Sas15]. Explizit in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern durchgeführte Untersuchungen zeigen ebenfalls eine starke Abhängigkeit des Ausschaltvermögens vom Beblasungsdruck. Weitere Einflussparameter sind der Düsen- und Kontaktdurchmesser sowie der Kontaktabstand zum Zeitpunkt des Stromnulldurchgangs. Die vorgestellten Untersuchungen verwenden ausschließlich Luft als atmosphärisches Lösch- und Isoliergas. Eine Untersuchung in weiteren atmosphärischen Lösch- und Isoliergasen ist ausstehend. Weiterhin wird in den Experimenten ein direkter Prüfkreis verwendet, bei dem die Höhe der Stromsteilheit im Stromnulldurchgang fest mit der Höhe des Prüfstroms verknüpft ist. Eine isolierte Betrachtung der thermischen und dielektrischen Phase ist daher nicht möglich und es sind lediglich qualitative Aussagen zum Ausschaltvermögen des Lasttrennschalters möglich.

Zur Steigerung des Ausschaltvermögens können außerdem Kunststoffe in Lichtbogennähe platziert werden. Experimentelle Untersuchungen identifizieren die Kunststoffe PA6.6, PP und PTFE als geeignete Materialien. Das Verhalten von PP und PTFE in der Lichtbogenzone eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters ist bereits untersucht. Bei den aufgeführten Untersuchungen werden aber teilweise lediglich einzelne Kunststoffplatten in Lichtbogennähe untersucht, eine realitätsnahe Düsengeometrie wird nicht angewandt [Jon13b; Gje14]. Die Kombination von Löschmechanismen wie forcierter axialer Beblasung und dem Einsatz von Kunststoffen ist bisher nur mit PTFE untersucht worden. Des Weiteren liegen keine Ergebnisse zum Einsatz von PA6.6 in Lasttrennschaltern vor.

Des Ziel dieser Arbeit ist die Identifikation und Quantifizierung von Einflüssen auf das Ausschaltvermögens von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern bei Verwendung alternativer Lösch- und Isoliergase. In Abgrenzung zu vorangehenden Untersuchungen werden die einzelnen Ausschaltphasen dabei isoliert betrachtet. Dieses Vorgehen erlaubt die Bestimmung empirischer Zusammenhänge zwischen einzelnen Designparametern und dem Ausschaltvermögen. Weiterhin erfolgt die Entwicklung eines Prüfkreises zur Abbildung einer standardisierten Ausschaltprüfung. Es werden die folgenden Forschungsfragen behandelt:

- Welchen Einfluss hat das Design auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters?
- Welche Designrichtlinien können aus den bestimmten Einflüssen für die Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters abgeleitet werden?
- Inwieweit sind die entwickelten Designrichtlinien auf ein realitätsnahes Schalterkonzept übertragbar?

Vorgehensweise

Die Bestimmung des Einflusses der Auslegung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters unter Verwendung atmosphärischer Lösch- und Isoliergase erfordert eine umfangreiche, experimentelle Parameterstudie. Der Ablauf dieser Arbeit ist schematisch in Abbildung 1-3 dargestellt. Die systematischen Untersuchungen erfordern einen Modellschalter eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters, der die Variation verschiedenster Designparameter ermöglicht. Durch einen rotationssymmetrischen Aufbau und eine translatorische Öffnungsbewegung können die Düsen- und Kontaktgeometrie und die Weg-Zeit-Kurve einfach manipuliert werden.

Bisherige Untersuchungen zu Mittelspannungs-Lasttrennschaltern identifizieren lediglich qualitative Zusammenhänge zwischen dem Design und dem Ausschaltvermögen. Die Quantifizierung der Einflüsse verschiedener Designparameter auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung bedingt die Entwicklung einer expliziten Untersuchungsmethodik. Zur Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens wird ein synthetischer Prüfkreis entwickelt und aufgebaut, der eine von der Stromamplitude unabhängige Variation der Strom- und Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang erlaubt. Als Quantifizierungsgröße wird die kritische Stromsteilheit definiert, die der Modellschalter sicher beherrscht. Die dielektrische Wiederverfestigung wird als zeitlich aufgelöster Verlauf der Durchschlagspannung nach dem Stromnulldurchgang definiert und mittels Durchschlagsuntersuchungen in einem dafür ausgelegten Prüfkreis bestimmt. Unter Anwendung der beiden Untersuchungsansätze werden die folgenden

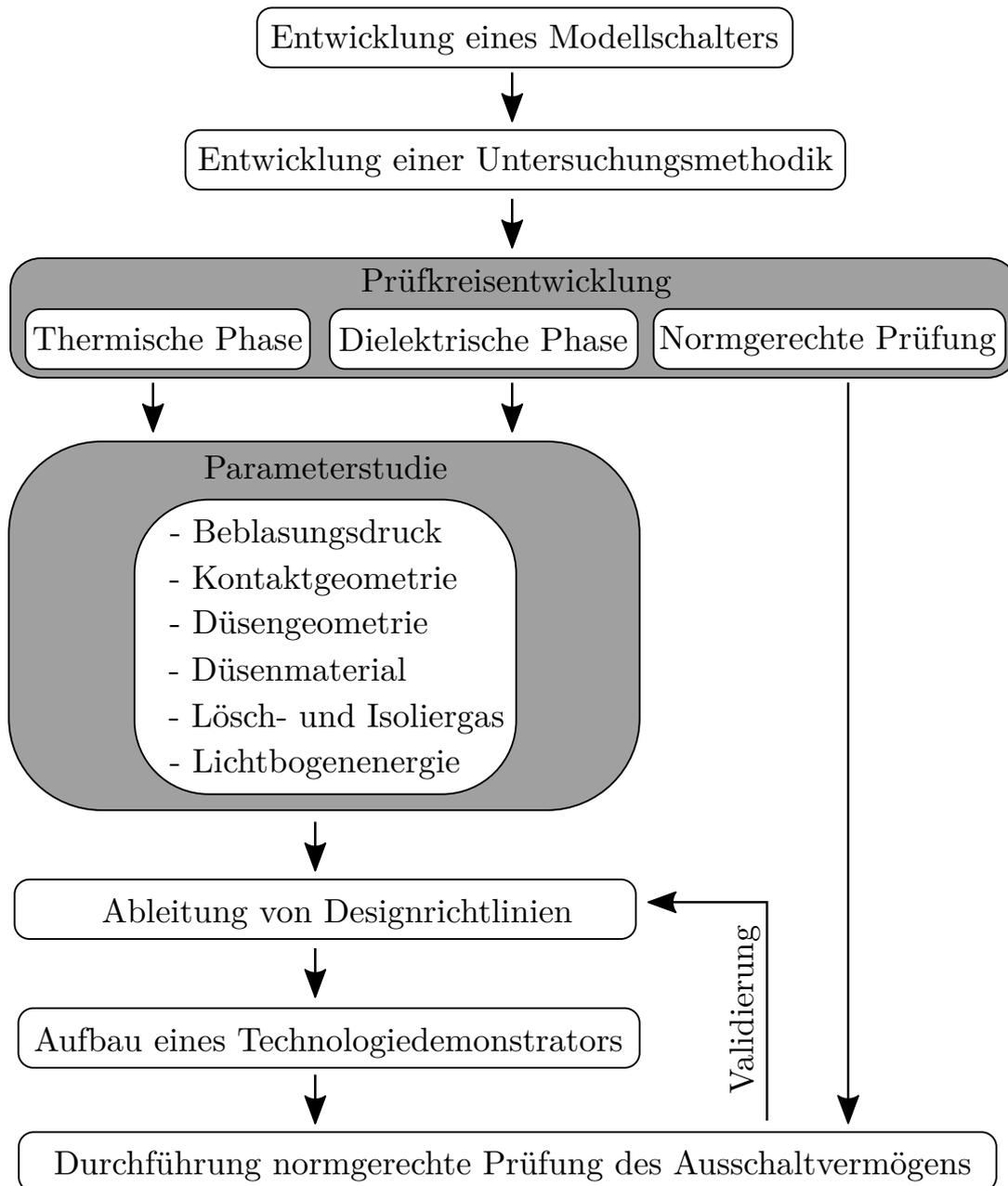


Abbildung 1-3: Schematischer Ablauf der vorliegenden Arbeit

Parameter variiert und ihr jeweiliger Einfluss auf die beiden Ausschaltphasen bestimmt:

- Intensität der axialen Lichtbogenbeblasung
- Kontaktdurchmesser
- Länge und Durchmesser einer rotationssymmetrischen Düse
- Düsenmaterial
- Lösch- und Isoliergas
- Eingebachte Lichtbogenenergie

Sowohl die Intensität einer axialen Lichtbogenbeblasung als auch die Geometrie einer Düse zur Führung des Beblasungsstroms und des Schaltkontakts werden in vorhergehenden Untersuchungen zu Leistungs- und Lasttrennschaltern als Einflussparameter auf das Ausschaltvermögen identifiziert [Ran15; Sas15; Nik14a]. Die detaillierte Quantifizierung des Hartgaseffekts erfolgt anhand der Untersuchung verschiedener Düsenmaterialien und eingebrachten Lichtbogenenergien. Vorangehende Arbeiten zum Ausschaltvermögen von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern betrachten lediglich Luft als atmosphärisches SF₆-Substitut. In dieser Arbeit werden die Gase CO₂ und N₂ sowie Mischungen dieser Gase betrachtet.

Basierend auf den Ergebnissen der Parameterstudie wird der Einfluss der einzelnen Variationsparameter auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung charakterisiert und wenn möglich empirische Designrichtlinien zum Aufbau eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters abgeleitet.

Abschließend wird anhand der abgeleiteten Designrichtlinien ein Technolgie demonstator eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters aufgebaut und einer normgerechten Prüfung des Ausschaltvermögens unterzogen. Als Ergebnis der Arbeit steht damit ein durch einen Technolgie demonstator validierter Designkriterienkatalog eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters.

2 Grundlagen

Der Ausschaltvorgang in einem Mittelspannungs-Lasttrennschalter erfolgt, indem zwei stromdurchflossene Kontakte getrennt werden und dadurch ein Lichtbogen im Gasraum initiiert wird. Durch eine ausreichende Kühlung des Lichtbogens kann der Stromfluss im natürlichen Stromnulldurchgang unterbrochen werden. Die dabei auftretenden Ausschaltphasen werden als thermische und dielektrische Phase bezeichnet. Beide Phasen können durch eine forcierte Lichtbogenbeblasung oder das Einbringen von Polymeren in Lichtbogen­nähe beeinflusst werden. Ein Verständnis der dabei auftretenden physikalischen Vorgänge ist zur Analyse experimenteller Untersuchungen essentiell.

2.1 Stromunterbrechung in Gasen

Werden zwei stromdurchflossene Kontakte voneinander getrennt, kommt es zur Ausbildung eines Lichtbogens. Die Schaltstrecke zwischen den Kontakten wird von einem hochleitfähigen Plasma überbrückt, das dem Strom erlaubt weiter zu fließen. Der Kern dieses Lichtbogens erreicht dabei Temperaturen im Bereich mehrerer Tausend Kelvin [Sch15].

Während der Hochstromphase wird dem Lichtbogen ohmsche Heizleistung zugeführt. Der Wärmeabtransport erfolgt zum einen über Wärmestrahlung und zum anderen über Wärmeleitung und Konvektion. Aufgrund der hohen treibenden Spannung im Vergleich zum Spannungsbedarf des Lichtbogens ist in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern eine Stromunterbrechung lediglich im natürlichen Stromnulldurchgang des Wechselstroms möglich [Sch15; Sme15].

Zur Unterbrechung des Stroms ist es erforderlich, dass die Temperatur in der Schaltstrecke weit genug herabgesetzt wird, um nach dem Stromnulldurchgang auf einem Stück der Schaltstrecke die Ionisationstemperatur zu unterschreiten und so ein Weiterfließen des Stroms zu verhindern. Im Anschluss muss die noch aufgeheizte Schaltstrecke der Netzspannung standhalten, die über den geöffneten Kontakten aufschwingt. Diese beiden Phasen werden allgemein als thermische und dielektrische Phase bezeichnet [Kri99].

2.1.1 Thermische Phase

Als thermische Phase werden die ersten wenigen Mikrosekunden nach dem Stromnulldurchgang bezeichnet [Kri99; Nia17]. Die Schaltstrecke weist durch den kurz zuvor bestehenden Lichtbogen noch eine erhöhte Temperatur und, daraus resultierend, eine Restleitfähigkeit auf. Die durch das Netz getriebene wiederkehrende Spannung führt zu einem durch die Schaltstrecke fließenden Nachstrom, der zu einem Eintrag von Heizleistung in die Schaltstrecke führt. Um ein erneutes Aufheizen der Schaltstrecke zu verhindern, muss die durch das Schaltgerät bereitgestellte Kühlleistung die Heizleistung durch den Nachstrom überwiegen. Ist dies der Fall, wird die Temperatur der Schaltstrecke weiter reduziert, die Restleitfähigkeit abgesenkt und der Nachstrom zu Null geführt. Unterschreitet die Temperatur der Schaltstrecke auf einem kurzen Stück die Ionisationstemperatur des Füllgases, gilt der Nachstrom als unterbrochen [Dom06]. Ist die Kühlleistung nicht ausreichend, nimmt die Temperatur der Schaltstrecke zu und es kommt zu einem thermischen Versagen des Schaltgeräts. Der Strom fließt bis zum nächsten Stromnulldurchgang weiter, in dem das Schaltgerät erneut die Möglichkeit hat, den Strom zu unterbrechen. Die Verläufe von Strom und Spannung sind für einen erfolgreichen und einen nicht erfolgreichen Ausschaltversuch in Abbildung 2-1 schematisch dargestellt. Vor dem Stromnulldurchgang liegt über der Schaltstrecke die Lichtbogenbrennspannung U_L an. Der Strom nähert sich mit einer Steilheit di/dt_{CZ} dem Stromnulldurchgang an. Nach dem Stromnulldurchgang beginnt die wiederkehrende Spannung (engl. Transient Recovery Voltage (TRV)) U_S mit der Steilheit du/dt_{CZ} über der Schaltstrecke aufzuschwingen. Aufgrund der thermischen Restleitfähigkeit fließt der Nachstrom I_n . Ist die in die Schaltstrecke eingebrachte Kühlleistung größer als die Heizleistung des Nachstroms kommt es zur Temperaturreduktion und damit zu einem Abklingen des Nachstroms. Bei nicht ausreichender Kühlung nehmen Restleitfähigkeit und Temperatur zu, woraus ein erneuter Stromanstieg und damit ein thermisches Versagen resultiert. Die über der Schaltstrecke anliegende Spannung fällt erneut auf die Lichtbogenbrennspannung ab. Die dazugehörigen Strom- und Spannungsverläufe sind in der Abbildung mit dünnen Linien dargestellt und als thermischer Versager beschriftet.

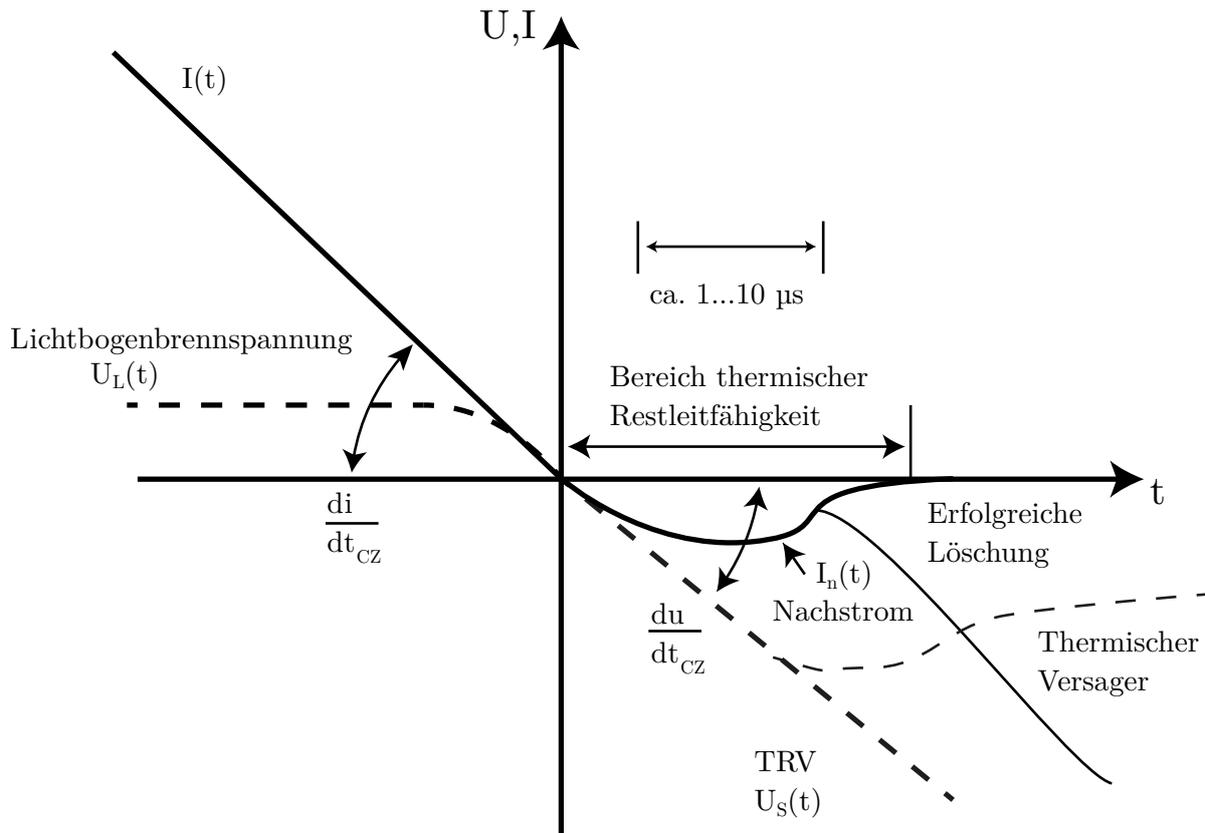


Abbildung 2-1: Schematischer Verlauf von Strom und Spannung während der thermischen Phase nach [Frö05]

Je höher die Spannungssteilheit du/dt_{CZ} ist, desto höher ist bei gleicher Kühlleistung auch der Nachstrom I_n . Das thermische Ausschaltvermögen kann demnach durch die maximale Spannungssteilheit du/dt_{krit} beschrieben werden, bei der das Schaltgerät in der Lage ist, den Nachstrom zu Null zu führen. Bei der Stromunterbrechung in Leistungsschaltern hängt die maximale Spannungssteilheit von der Steilheit des Stroms im Stromnulldurchgang di/dt_{CZ} ab [Fra04]:

$$\frac{du}{dt_{krit}} \propto \frac{di}{dt_{CZ}}^{-m} \tag{2-1}$$

Der Faktor m ist bei Kurzschlussunterbrechungen zu $m = 2,7$ bestimmt. Auch für den Anwendungsfall einer Laststromunterbrechung ist von einem inversen Zusammenhang auszugehen. Eine höhere Stromsteilheit vor Stromnull bedeutet auch eine höhere Heizleistung kurz vor Stromnull und, daraus resultierend, eine höhere Restleitfähigkeit nach Stromnull. Bei Laststromun-

terbrechungen in Mittelspannungs-Lasttrennschaltern ist die Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang du/dt_{CZ} durch den Verlauf der transienten Wiederkehrspannung vorgegeben. Für höhere Ströme kommt es zu einer höheren Stromsteilheit im Stromnulldurchgang di/dt_{CZ} und damit auch zu einer Abnahme der maximalen Spannungssteilheit du/dt_{krit} . Liegt der Wert von du/dt_{krit} unterhalb der Spannungssteilheit der Wiederkehrspannung, kommt es zu einem thermischen Versagen. Der maximale Ausschaltstrom ist daher für eine Spannungsebene begrenzt.

2.1.2 Dielektrische Phase

Kommt es zu einer erfolgreichen thermischen Unterbrechung, d.h. einer Reduktion des Nachstroms zu Null, schließt sich unmittelbar die heiße dielektrische Phase an. Die Temperatur ist zwar auf einem Stück der Schaltstrecke unter die Ionisationstemperatur gefallen, große Teile der Schaltstrecke weisen jedoch nach wie vor heißes Gas auf. Die elektrische Festigkeit der Schaltstrecke ist dadurch stark herabgesetzt [Kur11]. Die TRV steigt weiter über der Schaltstrecke an. In dieser Phase ist durch fortwährende Kühlung sicherzustellen, dass die elektrische Festigkeit der Schaltstrecke schneller ansteigt als die TRV, um einen elektrischen Durchschlag zu verhindern [Cla97]. In Abbildung 2-2 sind die Strom- und Spannungsverläufe eines dielektrischen Versagens schematisch dargestellt. Wie auch in Abbildung 2-1 sinkt der Strom vor dem Stromnulldurchgang, über der Schaltstrecke fällt lediglich die Lichtbogenbrennspannung ab. Nach dem Stromnulldurchgang kommt es zugleich zu einem Anwachsen der elektrischen Festigkeit der Schaltstrecke (dargestellt als dünn gestrichelte Linie) und der TRV. In dem Moment, in dem die TRV die elektrische Festigkeit übersteigt, kommt es zum elektrischen Durchschlag und der Stromfluss setzt erneut ein.

Ist die Schaltstrecke auf das Niveau der kalten Schaltstrecke entionisiert, beginnt die kalte dielektrische Phase. Ein elektrischer Durchschlag wird hier durch Effekte, wie strömungsbedingte Unterdruckgebiete oder das Ausdampfen von Polymerwänden in der Schaltstrecke, begünstigt [Cla97; Kur11]. Neben einer ausreichenden Lichtbogen-Kühlung kann ein dielektrisches Versagen ebenfalls durch ausreichend niedrige Feldstärken in der Schaltstrecke verhindert werden [Kur11].

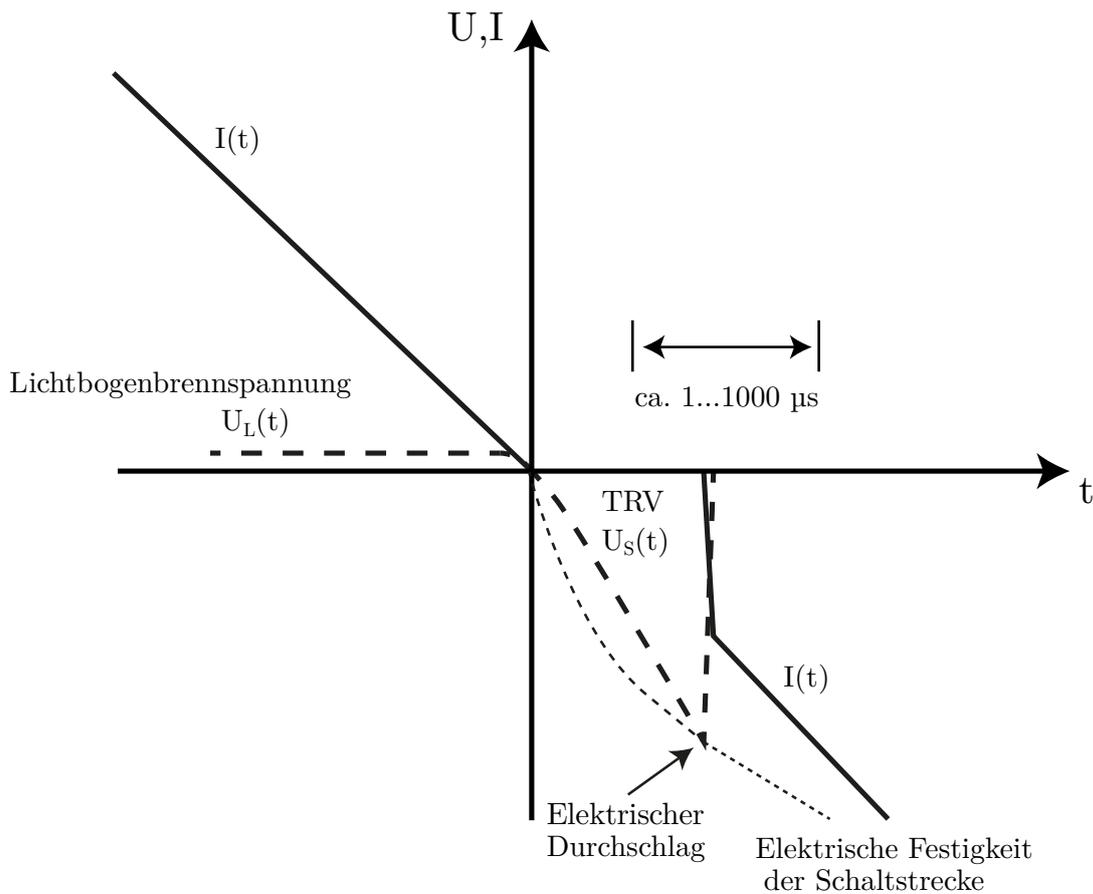


Abbildung 2-2: Schematischer Verlauf von Strom und Spannung während der dielektrischen Phase für eine nicht erfolgreiche Stromunterbrechung

2.1.3 Lichtbogen-Kühlmechanismen

Als Lichtbogen wird eine sich selbst erhaltende Gasentladung zwischen zwei Elektroden bezeichnet. Die hohen Temperaturen im Inneren der Gasentladung führen zu häufigen Stößen zwischen den Gasteilchen und damit dazu, dass die Teilchen teilweise ionisiert vorliegen. Das Gas hat dadurch eine erhöhte elektrische Leitfähigkeit. Dieser Gaszustand wird auch als Plasma bezeichnet [Pie10; Sme15].

Liegt der Absolutdruck, in dem die Gasentladung brennt, oberhalb eines Grenzdrucks (etwa $p = 100$ Torr, entspricht $p = 133$ hPa), ist die Stoßrate aufgrund der hohen Teilchendichte so hoch, dass es innerhalb des Plasmas keine signifikanten Temperaturunterschiede zwischen den einzelnen Teilchen gibt. Diese als Hochdrucklichtbögen bezeichneten Gasentladun-

gen befinden sich daher im thermodynamischen Gleichgewicht (eng. Local Thermodynamic Equilibrium (LTE)) [Rei15]. Da das Plasma im ionisierten Zustand vorliegt, ist die Interaktion von Teilchen nicht nur auf die schwachen Van-der-Waals-Kräfte angewiesen, vielmehr führt die deutlich stärkere Coulomb-Kraft zu einer höheren Interaktionsrate [Pie10]. Der Lichtbogen ist nach außen hin elektrisch neutral und der Ladungstransport findet hauptsächlich durch die deutlich mobileren Elektronen statt [Pie10; Rüt14]. Diese Umstände führen dazu, dass die Eigenschaften des Plasmas, wie Dichte, elektrische und thermische Leitfähigkeit oder Viskosität, als Funktion von Druck und Temperatur beschrieben werden können [Lin87].

Da die Stromunterbrechung vor allem von einer Verringerung der elektrischen Leitfähigkeit abhängt, ist in einem Gasschalter eine ausreichende Kühlung des Lichtbogenraums essentiell. Die dynamische Leistungsbilanz des Lichtbogens kann durch die folgende Gleichung beschrieben werden [Swa71; Cra15].

$$\sigma E^2 = P_{cond} + P_{conv} + R + \frac{dQ}{dt} \quad (2-2)$$

Das Produkt aus elektrischer Leitfähigkeit σ und dem Quadrat der elektrischen Feldstärke E stellt die eingetragene ohmsche Heizleistung dar. Die Kühlmechanismen im Lichtbogen setzen sich aus Wärmeleitung P_{cond} , Konvektion P_{conv} und Wärmestrahlung R zusammen. Der Term dQ/dt beschreibt die Änderung der im Lichtbogen gespeicherten Wärme. Sie ist proportional zum Lichtbogensvolumen, der Temperatur und der spezifischen Wärme [Cra15]. Die im Lichtbogen auftretenden Kühlprozesse werden im Folgenden detaillierter diskutiert.

Die über dem Lichtbogen abfallende Spannung setzt sich aus dem Spannungsbedarf der Lichtbogensäule sowie dem Kathoden- und Anodenfall zusammen [Cra15]. Der Spannungsbedarf der Lichtbogensäule hängt von der elektrischen Leitfähigkeit und damit von der Temperatur des Plasmas ab. Der Anoden- und Kathodenfall beschreibt den Spannungsbedarf des Lichtbogens am Übergang zu den Elektroden. Er liegt über den Raumladungszonen an, die sich durch die Anbindung des Lichtbogens an die Elektroden und die daraus resultierende Abwanderung von Ladungsträgern ergeben [Lin87]. Die Raumladungszonen besitzen mit einer Dicke von $d = 10^{-7}$ m bis zu $d = 10^{-6}$ m eine geringe räumliche Ausdehnung. Die Annahme des thermo-

dynamischen Gleichgewichts ist in diesen Randgebieten nicht gültig [Lin87; Rüt14]. Die Elektrodenfallgebiete weisen in der Summe einen Spannungsfall von etwa $U_{ak} \approx 20 \text{ V}$ auf [Rüt14].

Wärmeleitung

Als Wärmeleitung wird der Austausch kinetischer Energie zwischen benachbarten Teilchen bezeichnet. Durch Stöße miteinander kommt es zu einer Übertragung der kinetischen Energie von wärmeren hin zu kälteren Regionen und daraus resultierend zu einem Wärmestrom [Bae13]. Die resultierende Wärmestromdichte \dot{q} wird wie folgt berechnet:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \nabla \vartheta \quad (2-3)$$

Die Wärmeleitfähigkeit des Mediums ist mit λ und die Temperatur mit ϑ bezeichnet. Für einen Schaltlichtbogen ist die Wärmeabfuhr durch Wärmeleitung demnach maßgeblich von der Wärmeleitfähigkeit des ihn umgebenden Mediums abhängig. Der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit über der Temperatur ist für ausgewählte Lösch- und Isoliergase in Abbildung 2-3 gezeigt. Die ausgeprägten Maxima liegen an den Dissoziationstemperaturen der jeweiligen Moleküle. Durch die Aufnahme der Dissoziationsenergie findet in diesen Punkten eine erhöhte Wärmeabfuhr statt. Bei komplexen Gasmolekülen oder Gasmischungen können daher mehrere Maxima auftreten [Nia17].

Da durch Dissoziation bei hohen Temperaturen neue Gasteilchen entstehen, die in Zonen niedrigerer Temperatur nicht existieren, kommt es zusätzlich zu einem Konzentrationsgefälle dieser Teilchen von wärmeren Regionen hin zu kälteren Regionen. Aus diesem Konzentrationsgefälle resultiert ein Diffusionsstrom, der zur Wärmeleitung beiträgt. Gelangen die dissoziierten Gasteilchen in kältere Regionen, rekombinieren sie unter Abgabe ihrer Dissoziationsenergie. Durch den umgekehrten Konzentrationsgradienten nicht dissoziierter Gasteilchen von kälteren hin zu wärmeren Regionen, kommt es zu einem Diffusionsstrom in Richtung der wärmeren Regionen. Erreichen die Teilchen einen Bereich oberhalb ihrer Dissoziationstemperatur, nehmen sie

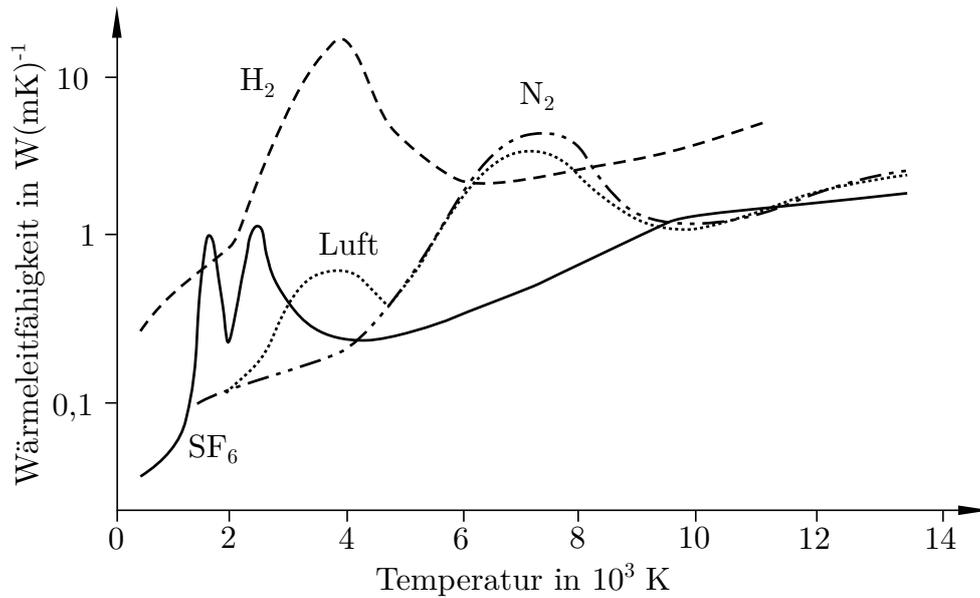


Abbildung 2-3: Wärmeleitfähigkeit ausgewählter Lösch- und Isoliergase [Nia17]

wiederum die Dissoziationsenergie auf. Dieser umgekehrte Diffusionsprozess trägt zu einer zusätzlichen Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit bei [Nia17].

Konvektion

Die Konvektion beschreibt einen Wärmetransport durch einen Massentransport. Gasteilchen nehmen Wärme an einer Stelle auf, werden durch den Massentransport bewegt und geben die Wärme an anderer Stelle wieder ab. Von besonderer Relevanz ist dabei die Umströmung stehender Grenzen. Am Übergang von der Grenze zum strömenden Fluid bildet sich eine Grenzschicht aus, in der die Geschwindigkeit vom Wert null hin zur Strömungsmittelpunkt stark ansteigt [Oer12]. Zur Beschreibung des Wärmeaustausches wird mit der Wärmestromdichte \dot{q} , der Temperatur der stehenden Grenze ϑ_W und der Temperatur des strömenden Fluids ϑ_F der Wärmeübergangskoeffizient α verwendet [Bae13]:

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{\vartheta_W - \vartheta_F} \quad (2-4)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient ist, im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit λ , keine Stoffeigenschaft, sondern hängt in komplexer Weise mit der Form des umströmten Körpers, der Geschwindigkeitsverteilung im Fluid sowie der Fluidtemperatur ab [Bae13]. Abbildung 2-4 zeigt den Verlauf der Temperatur ϑ und der Geschwindigkeit v in Abhängigkeit von Abstand y zu einer stehenden Grenze. Da in unmittelbarer Nähe zur Grenzschicht die Geschwindigkeit im Fluid null ist, findet eine Wärmeübertragung lediglich durch Wärmeleitung mit der Wärmeleitfähigkeit λ statt. Mit zunehmendem Abstand zur Grenze steigt die Fluidgeschwindigkeit stark an, sodass ein Abtransport der Wärme durch einen Massenstrom eine größere Rolle spielt. Die Dicke der Grenzschicht lässt sich zu etwa λ/α abschätzen [Bae13]. Eine dünnere Grenzschicht führt demnach zu einer verbesserten Wärmeübertragung [VDI13]. Zusätzlich zum Verlauf des Geschwindigkeitsprofils hat auch die Wärmeleitfähigkeit des Fluids einen Einfluss auf die Kühlleistung. Da die Grenze zwischen Plasma und umgebendem Gas im Lasttrennschalter keine stehende Grenze darstellt, ist der Vorgang analytisch nicht durch obenstehende Gleichung zu beschreiben und die vorgestellten Zusammenhänge können lediglich einen Ansatz zur Beschreibung geben.

Bei der konvektiven Kühlung kann zwischen der freien und der Zwangskonvektion unterschieden werden. Die freie Konvektion tritt auf, wenn aus der Erwärmung des Fluids lokale Dichteunterschiede resultieren, die zu einem Auftrieb und somit einer Fluidbewegung führen. Die Zwangskonvektion

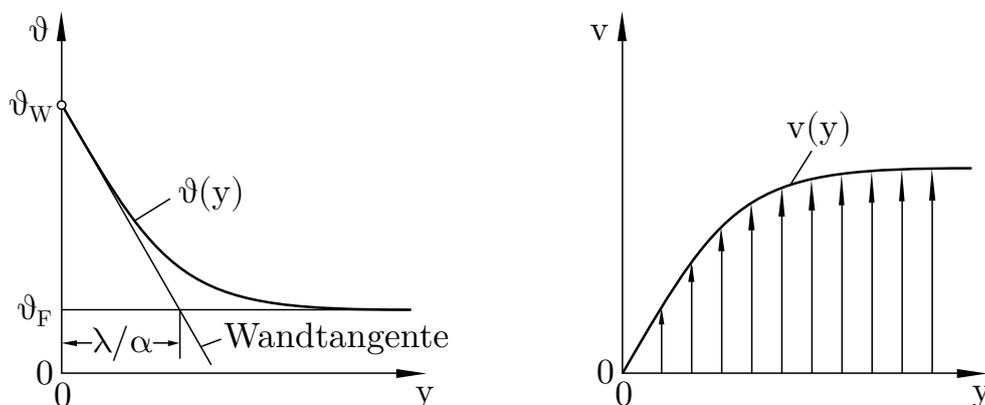


Abbildung 2-4: Verlauf der Temperatur und der Geschwindigkeit im Strömungsfeld in Abhängigkeit zum Abstand zu einer stehenden Wand [Bae13]

beschreibt hingegen eine konvektive Kühlung, bei der dem Fluid von außen eine Geschwindigkeit aufgezwungen wird. Der letztere Fall tritt beispielsweise bei der Beblasung von Schaltlichtbögen in Gasschaltern auf [Nia17].

Turbulente Kühlung

Wird ein Fluid kontinuierlich beschleunigt, kommt es ab einer gewissen Geschwindigkeit dazu, dass keine gerichtete Strömung mehr vorliegt. Vielmehr treten Geschwindigkeitskomponenten normal zur Strömungsrichtung auf. Dieses als Turbulenz bezeichnete Phänomen sorgt für eine starke Durchmischung des Fluids und, durch einen hohen Materieaustausch normal zur Strömungsrichtung, für eine gleichmäßigere Strömungsgeschwindigkeit [Bös14]. Der Übergangspunkt von einer laminaren zu einer turbulenten Strömung ist durch die dimensionslose Reynoldszahl Re charakterisiert, die das Verhältnis der Trägheitskräfte zu den Zähigkeitskräften in einer Strömung darstellt [Oer12]:

$$Re = \frac{u_m \cdot l}{\nu} \quad (2-5)$$

Dabei beschreibt u_m eine charakteristische Geschwindigkeit und l eine charakteristische Länge der Strömung. Der Ausdruck ν bezeichnet die kinematische Zähigkeit und bestimmt sich aus dem Verhältnis der Viskosität μ eines Fluids zu seiner Dichte ρ [Oer12]. Überschreitet die Reynoldszahl einen kritischen Wert Re_{krit} , kommt es zum Auftreten von Turbulenzen. Bei Rohrströmungen liegt die kritische Reynoldszahl bei $Re_{krit} = 2300$, Strömungen parallel zu einer Platte weisen ab etwa $Re_{krit} = 5 \cdot 10^5$ Turbulenzen auf [Oer12; Oer15]. Das Auftreten von Turbulenzen ist daher vor allem abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit eines Fluids und seiner Viskosität. Da die Viskosität stark von der Temperatur abhängt, kann eine Strömung im Lichtbogen laminar, um ihn herum jedoch turbulent ausfallen [Nia17].

Da bei der turbulenten Umströmung eines Körpers ebenfalls ein Wärmeabtransport durch einen Massentransport stattfindet, handelt es sich genau

genommen ebenfalls um eine konvektive Kühlung. Durch die höhere Durchmischung und die Verkleinerung der Grenzschichten ist diese wesentlich effektiver als bei einer laminaren Strömung [Bae13; Nia17].

Wärmestrahlung

Besitzt ein Körper eine Temperatur oberhalb der absoluten Nulltemperatur, sendet er elektromagnetische Strahlung aus [Mod13]. Die hierbei abtransportierte maximale Wärmestromdichte \dot{q} berechnet sich zu:

$$\dot{q} = \epsilon \cdot \sigma \cdot \vartheta^4 \quad (2-6)$$

Der Emissionsgrad ϵ ist dimensionslos und für ideal weiße Körper zu Null und ideal schwarze Körper zu Eins definiert [VDI13]. Der Emissionsgrad realer Körper liegt folglich zwischen Null und Eins. Die Stefan-Boltzmann-Konstante ist $\sigma = 5,67 \text{ W/m}^2\text{K}^4$ [Bae13]. Trifft die emmitierte Strahlung auf ein Medium, tritt Absorption, Transmission und Reflexion auf. Diese drei Vorgänge werden durch den Reflexionsfaktor r , den Absorptionsfaktor a und den Transmissionsfaktor τ beschrieben. Aufgrund der Energieerhaltung gilt $r + a + \tau = 1$ [Bae13].

Da im Lichtbogen und dem umströmenden Gas sowohl Emission, als auch Transmission und Absorption auftreten, lässt sich die Strahlungsintensität I_v in der Lichtbogenzone über die Strahlungstransportgleichung beschreiben:

$$\frac{dI_v(\vec{x}, \vec{s})}{ds} = \vec{s} \cdot \nabla I_v(\vec{x}, \vec{s}) = \epsilon - I_v(\vec{x}, \vec{s}) \cdot a \quad (2-7)$$

Der Ort und die Strahlungsrichtung werden dabei durch die Vektoren \vec{x} und \vec{s} angegeben. Die Gleichung gibt daher an, dass die Änderung der Strahlungsintensität in eine Raumrichtung der an dem Ort emittierten Strahlung abzüglich der absorbierten Strahlung ist [Rei15; Mod13].

Kommt es zur Absorption eines Photons, können verschiedene Effekte auftreten. Liegt die Energie des Photons oberhalb der Ionisierungsenergie des getroffenen Atoms kommt es zur Photoionisation und damit zur Freisetzung

eines oder mehrerer Elektronen. Liegt die Photonenenergie darunter kommt es zu einer diskreten Änderung der inneren Energie des Atoms, in dem Elektronen auf ein anderes Energieniveau gehoben werden. Da diese Effekte nur für diskrete Energien auftreten können, werden ausschließlich Photonen mit diskreten Frequenzen absorbiert. Dieses Spektrum wird daher als Linienspektrum bezeichnet [Mod13]. Trifft das Photon auf ein freies Elektron, führt dies zu einer kontinuierlichen Energieänderung des Elektrons [Lüd05; Mod13]. Auf Molekülebene können weitere Effekte wie Molekülrotation oder Oszillation initiiert werden [Mod13; Rüt14]. Diese Effekte gelten für alle Photonenenergien, das dazugehörige Spektrum wird folglich Kontinuumspektrum genannt. Die Überlagerung dieser Spektren resultiert in einem materialspezifischen und frequenz- sowie temperaturabhängigem Absorptionsspektrum. In Abbildung 2-5 ist exemplarisch das Absorptionsspektrum von SF_6 bei Temperaturen von $T = 300 \text{ K}$ und $T = 30\,000 \text{ K}$ und einem Druck von $p = 0,5 \text{ MPa}$ gezeigt. Das aus den diskreten Anregungsstufen resultierende Linienspektrum ist deutlich erkennbar.

Aufgrund der hohen Temperaturen im Lichtbogen und der starken Temperaturabhängigkeit der Wärmestrahlung (vgl. Gleichung 2-6) ist diese der dominante Wärmetransportprozess in Schaltlichtbögen [Sme15].

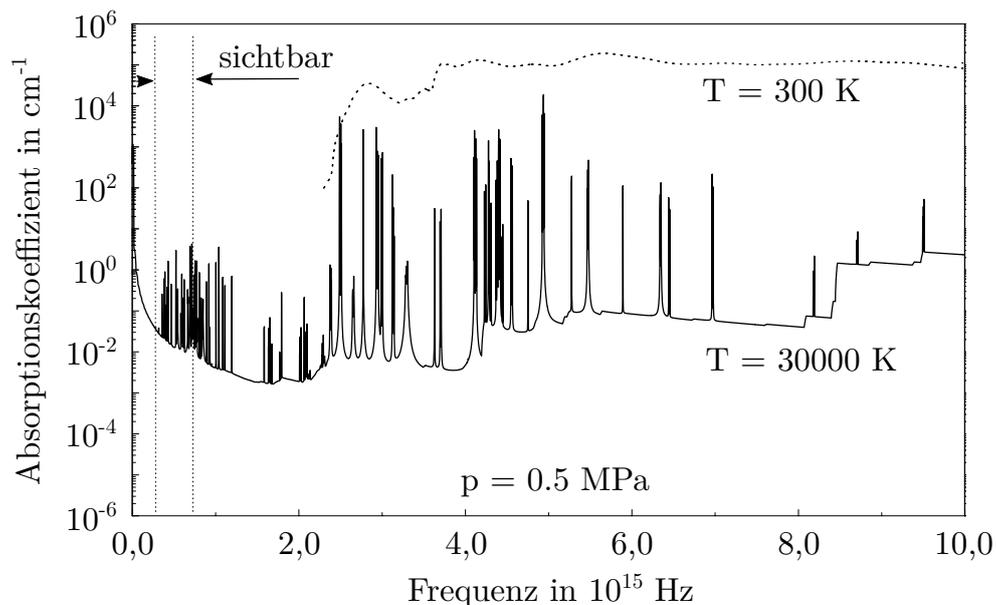


Abbildung 2-5: Absorptionsspektrum von SF_6 bei verschiedenen Temperaturen [Aub00]

2.1.4 Abbrand von Düsenmaterial

In Lichtbogennähe platzierte Polymere können die Kühlung des Lichtbogens und damit das Ausschaltvermögen eines Schaltgeräts durch Veränderung der Plasmazusammensetzung durch Abbrand positiv beeinflussen. Beim Verdampfen der Polymere kommen primär zwei Prozesse zum Tragen: Die durch die erhöhte Temperatur bedingte Aufschmelzung der Polymerketten, als Pyrolyse bezeichnet, sowie das Aufbrechen der Polymerketten durch Photonenabsorption, die sog. Photodegeneration [God00; Jon13b]. Beide Prozesse werden im Folgenden anhand von PTFE erläutert, gelten aber im Allgemeinen auch für die anderen betrachteten Kunststoffe.

Der durch den Lichtbogen auftretende PTFE-Abbrand ist primär durch den auf die Düsenoberfläche treffenden Strahlungsfluss definiert. Abbildung 2-6 zeigt den Verlauf der Enthalpie beim Verdampfen von PTFE für verschiedene Umgebungsdrücke.

Pyrolyse

Durch kontinuierliches Absorbieren von Photonen heizt sich das Polymer auf. Bei Temperaturen von etwa $T = 1000 \text{ K}$ übersteigt die kinetische Energie der Vibration der Moleküle die Bindungsenergie des Feststoffs und Material wird aus dem Polymer freigesetzt. In Abbildung 2-6 entspricht das dem Prozess des Übergangs vom Punkt 1 nach Punkt 2. Das resultierende Tetrafluorethylen (C_2F_4) ist chemisch instabil und reagiert exotherm zu Graphitstaub und Tetrafluormethan (CF_4) (Punkt 3), das aufgrund seines hohen Absorptionskoeffizienten weiter erhitzt und dissoziiert, bis bei einer Temperatur von $T = 3500 \text{ K}$ ein Gleichgewichtszustand erreicht wird (Punkt 4) [God00].

Photodegradation

Auf die Düsenoberfläche treffende Photonen sind in der Lage, die Kohlenstoffbindungen innerhalb der PTFE Moleküle aufzubrechen. Die Voraussetzung

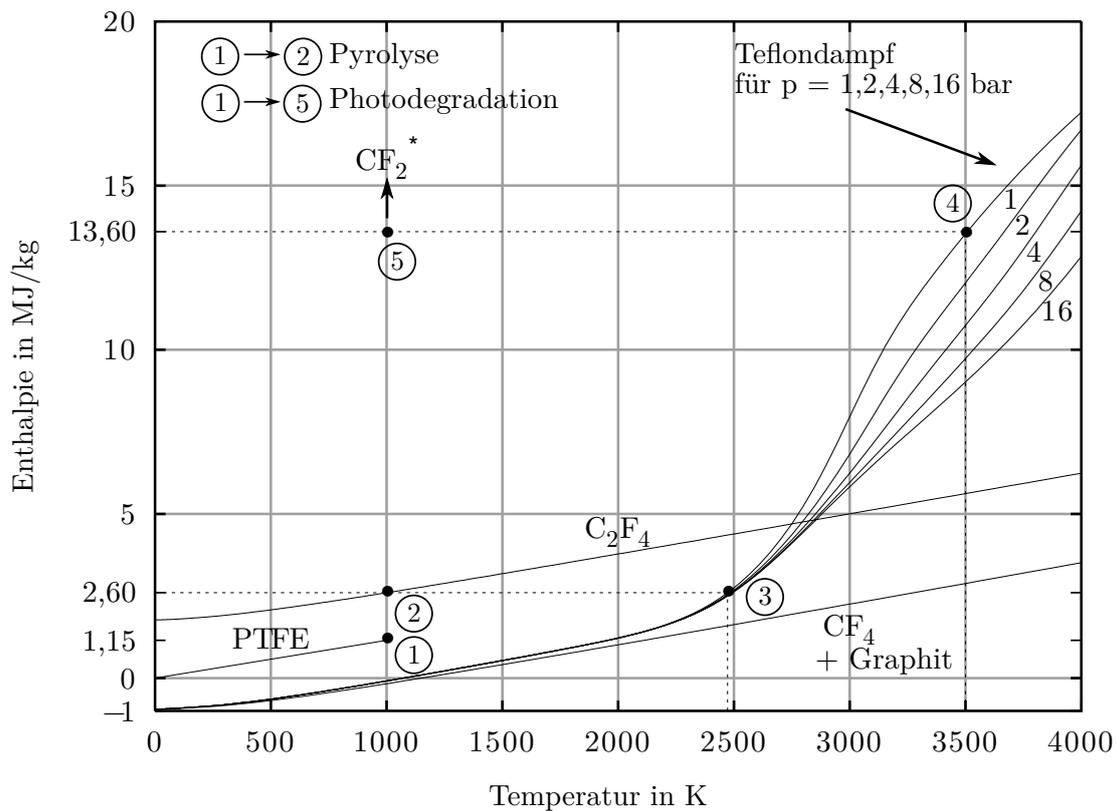


Abbildung 2-6: Verlauf der Enthalpie von PTFE beim Verdampfen nach [God00]

dafür ist, dass die Energie der absorbierten Photonen größer als die Bindungsenergie der Kohlenstoffatome ist. Der Prozess der Photodegradation löst angeregte CF_2^* -Radikale aus dem Material aus und ist in der Abbildung 2-6 durch den Prozesssprung vom Punkt 1 zu Punkt 5 dargestellt. Die freigesetzten Radikale erwärmen sich nun durch Kollisionen, bis sie den Gleichgewichtszustand bei $T = 3500 \text{ K}$ erreichen [God00].

2.2 Strömungsmodellierung

Zur Auslegung des Technologiedemonstrators und zur Bestimmung der Strömungsparameter innerhalb des Modellschalters unter Vernachlässigung des Lichtbogens wird auf numerische Strömungsmodellierungen zurückgegriffen. Dabei kommen sogenannte CFD-Simulationen zum Einsatz. Diese berechnen anhand von Erhaltungsgleichungen die strömungsmechanischen Größen Druck p , Temperatur T , sowie die Strömungsgeschwindigkeiten in die drei

Raumrichtungen u , v und w . Um ein Strömungsfeld numerisch abzubilden, können die sogenannten Navier-Stokes-Gleichungen herangezogen werden. Dieses, aus den fünf Erhaltungsgleichungen Massenerhaltung, Energieerhaltung und Impulserhaltung für alle Raumrichtungen bestehende, gekoppelte Gleichungssystem erlaubt, die Zustandsgrößen eines Fluids in einem vorgegebenen Lösungsraum vollständig zu beschreiben [Lec11]. Um den Einfluss einer turbulenten Strömung mit annehmbarem Rechenaufwand zu berücksichtigen, ist zusätzlich die Integration eines Turbulenzmodells erforderlich. Die einzelnen Erhaltungsgleichung und das verwendete Turbulenzmodell werden im Folgenden detaillierter beschrieben.

Massenerhaltung

Die Massenerhaltung beschreibt, dass für ein definiertes Kontrollvolumen, die Differenz zwischen ein- und austretender Masse der Änderung der Dichte des Kontrollvolumens entspricht [ANS18]. In Differentialform ergibt sich:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (2-8)$$

Der erste Summand in der Gleichung beschreibt dabei die Änderung der Dichte ρ des Kontrollvolumens, der zweite Summand stellt die Divergenz des Massenstroms, dem Produkt aus Dichte ρ und Geschwindigkeitsvektor \vec{v} , dar. Masse kann demnach nicht entstehen oder vernichtet werden, sondern nur über die Grenzen des Kontrollvolumens zu oder abfließen.

Impulserhaltung

Die Impulserhaltung folgt direkt aus dem zweiten Newton'schen Gesetz, nachdem eine Kraft auf ein Kontrollvolumen dem Produkt aus seiner Beschleunigung und Masse entspricht [Lec11]. In Differentialform ergibt sich [ANS18]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau + \vec{S}_I \quad (2-9)$$

Dabei bezeichnet der Gradient von p die Druckdifferenz über dem betrachteten Kontrollvolumen. \vec{S}_I bezeichnet alle in die Impulserhaltungsgleichung eingreifenden Quellterme. Diese beinhalten beispielsweise Körperkräfte wie die Schwerkraft. Die Divergenz von τ stellt die am Kontrollvolumen auftretenden Scherkräfte dar und ist dabei wie folgt definiert [ANS18]:

$$\tau = \mu[(\nabla\vec{v} + \nabla\vec{v}^T) - \frac{2}{3}\nabla \cdot \vec{v}I] \quad (2-10)$$

I ist die Einheitsmatrix und μ die Viskosität des Fluids. Impulsänderungen an einem Kontrollvolumen werden daher durch eine von außen anstehenden Druckdifferenz und durch die durch Reibung am Kontrollvolumen angreifenden Scherkräfte verursacht. Da der Impulserhalt für alle drei Raumrichtungen gilt, ergeben sich genau genommen drei Impulserhaltungsgleichungen, jeweils für die x , y und z -Richtung.

Energieerhaltung

Die Energieerhaltungsgleichung folgt direkt aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik, wonach eine Änderung der in einem Kontrollvolumen gespeicherten Energie durch am Element vollbrachte mechanische Leistung und Wärmestrom hervorgerufen wird [Lec11]. Für die verwendete Erhaltungsgleichung folgt [ANS18]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho E + p)) = \nabla \cdot (\lambda_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\tau_{eff} \cdot \vec{v})) + S_h \quad (2-11)$$

Die linke Seite der Gleichung stellt dabei die Änderung der Energie eines Kontrollvolumens sowie den Zu- und Abfluss von Energie durch Massenstrom dar. Die rechte Seite bildet den Energietransport durch Wärmeleitung, Speziesdiffusion und Turbulenzverluste ab. Dabei ist λ_{eff} die effektive Wärmeleitfähigkeit als Summe der Wärmeleitfähigkeit und der turbulenten Wärmeleitfähigkeit, die aus dem verwendeten Turbulenzmodell folgt. Der Diffusionsstrom einer Spezies j mit einer partiellen Enthalpie h_j wird mit \vec{J}_j bezeichnet. τ_{eff} stellt die effektiv auftretenden Scherkräfte dar und bildet

die Erwärmung durch innere Reibung ab. Weitere volumetrische Quellterme können über den Quellterm S_h integriert werden.

Turbulenzmodell

Die Navier-Stokes-Gleichungen können turbulente Strömungen vollständig abbilden. Dazu sind allerdings ein sehr engmaschiges Rechengitter sowie eine kleine Zeitschrittweite erforderlich. Um die Rechenzeiten kurz zu halten, wird daher auf die Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen zurückgegriffen, welche die strömungsmechanischen Zustandsgrößen in ihren Mittelwert sowie einen hochfrequenten Schwankungsterm zerlegen [Lec11]. Die Schwankungsterme werden dabei durch Turbulenzmodelle bestimmt und müssen von Rechengitter und Zeitschrittweite nicht abgedeckt werden. Zur Modellierung von Turbulenzen kann auf eine Vielzahl von Modellen zurückgegriffen werden.

In dieser Arbeit wird das Shear-Stress-Transport (SST)-Modell verwendet, das eine Kombination aus dem κ - ϵ -Modell und dem κ - ω -Modell dargestellt und aufgrund seines guten Verhältnisses zwischen Genauigkeit und Rechen-dauer das Standard-Modell für industrielle Anwendungen ist [Lec11]. In beiden Modellen wird die kinetische Energie κ der Turbulenzen bestimmt. Das κ - ϵ -Modell berechnet zusätzlich die Abklingrate der Turbulenzen ϵ , während beim κ - ω -Modell die Frequenz der auftretenden Turbulenzen ω bestimmt wird [Lec11]. Da das κ - ϵ -Modell Turbulenzen in wandfernen Strömungen genauer nachbilden kann und das κ - ω -Modell wandnahe Turbulenzen akkurater modelliert, werden beim SST-Modell beide Modelle miteinander kombiniert und über eine sogenannte Blending-Funktion überlagert. Diese beschreibt die Gewichtung der beiden Modelle und nimmt je nach Wandabstand Werte zwischen Null und Eins an [ANS18].

3 Untersuchungsmethodik

Die Anforderungen, die an einen Mittelspannungs-Lasttrennschalter gestellt werden, sind vielfältig. Seine Hauptaufgabe ist die Unterbrechung von Betriebsströmen. Dazu müssen die thermische und die dielektrische Phase erfolgreich durchlaufen werden. Zur Bewertung der Einsetzbarkeit alternativer Lösch- und Isoliergase unter Variation des Schalteraufbaus ist die genaue Kenntnis des thermischen Ausschaltvermögens und der dielektrischen Wiederverfestigung für verschiedene Designparameter erforderlich. Dazu werden in einem ersten Schritt die Anforderungen an einen Mittelspannungs-Lasttrennschalter analysiert und darauf basierend eine Untersuchungsmethodik zur Quantifizierung des thermischen Ausschaltvermögens und der dielektrischen Wiederverfestigung abgeleitet. Die abgeleiteten Anforderungen werden bei der Bestimmung der Designrichtlinien als Bewertungsgrundlagen herangezogen.

3.1 Ausschaltprüfung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters

Die Ausschaltprüfung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters ist in der Norm DIN-EN 62271-103 definiert [DIN11]. Bei der Ausschaltprüfung werden neben dem Bemessungs-Netzlastausschaltstrom, je nach Einsatzgebiet des Lasttrennschalters, auch weitere Ausschaltfälle, wie zum Beispiel das Unterbrechen kapazitiver Ströme, untersucht. Zur Entwicklung der Untersuchungsmethodik werden die Anforderungen abgeleitet, die ein Schaltgerät zur Unterbrechung eines Laststroms erfüllen muss, da dies den typischen Schaltfall eines Lasttrennschalters darstellt. Als Referenzgröße wird dabei ein typischer Ausschaltstrom von $I_{last} = 630 \text{ A}$ bei einer Bemessungsspannung von $U_N = 24 \text{ kV}$ gewählt.

Um die Netzlastausschaltprüfung erfolgreich zu bestehen, muss ein Schaltgerät bis zu 100 konsekutive Ausschaltungen bei einer typischen Strom- und Spannungsbelastung einer Lastunterbrechung ohne Versagen durchführen [DIN11]. Der dazu spezifizierte Prüfkreis ist für einphasige und dreiphasige Prüfungen definiert. Um den Aufbau einfach zu halten, wird lediglich eine

einphasige Prüfung betrachtet. Der dazugehörige Prüfkreis ist in Abbildung 3-1 gezeigt. Das Testobjekt ist mit LBS (von eng.: Load Break Switch) bezeichnet. Der Kreis kann in einen Speise- und einen Lastkreis unterteilt werden. Um den Bedingungen einer dreiphasigen Prüfung gerecht zu werden, wird die Prüfspannung zu $u(t) = k_{pp} \cdot U_N \cdot \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sin(2\pi ft)$ gewählt. Der Faktor $k_{pp} = 1,5$ wird als first-pole-to-clear Faktor bezeichnet und ergibt sich in Netzen mit isoliertem Sternpunkt aus einer Sternpunktverschiebung zum Ausschaltzeitpunkt der ersten Phase zwischen die beiden später löschenden Phasen [Sch15]. Die Einstellung des Prüfstroms erfolgt durch die Anpassung der Speise- und Lastimpedanz Z_S bzw. Z_L , wobei $|Z_S| = (0,15 \pm 0,03)|Z_L|$ gilt. Die Leistungsfaktoren von Speise- und Lastkreis sind zu $\cos \varphi_S \leq 0,2$ und $\cos \varphi_L = 0,65 \dots 0,75$ definiert. Um die unbeeinflusste Wiederkehrspannung bei kurzgeschlossenem Lastkreis einzustellen, sind zusätzlich die Elemente R_p und C_p eingefügt. Bei einer Nennspannung von $U_N = 24 \text{ kV}$ muss diese in einer Anstiegszeit von $t_3 = 88 \mu\text{s}$ auf einen Scheitelwert von $\hat{u}_c = 41 \text{ kV}$ ansteigen [DIN11].

Der simulativ bestimmte Verlauf von Strom und Spannung bei einer erfolgreichen Unterbrechung eines Netzlastausschaltstroms ist in Abbildung 3-2 gezeigt. Die Lichtbogenbrennspannung ist nicht mit eingezeichnet. Ist der Strom im Stromnulldurchgang unterbrochen, schwingt die Wiederkehrspannung über der Schaltstrecke auf. Die Wiederkehrspannung lässt sich bei einer Lastabschaltung in zwei Teile unterteilen. Ein erstes schnelles

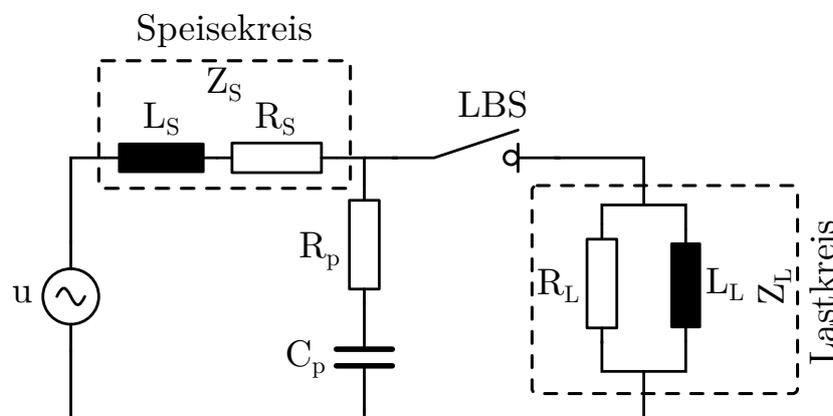


Abbildung 3-1: Testkreis zur Prüfung des Netzlastausschaltvermögens nach Norm [DIN11]

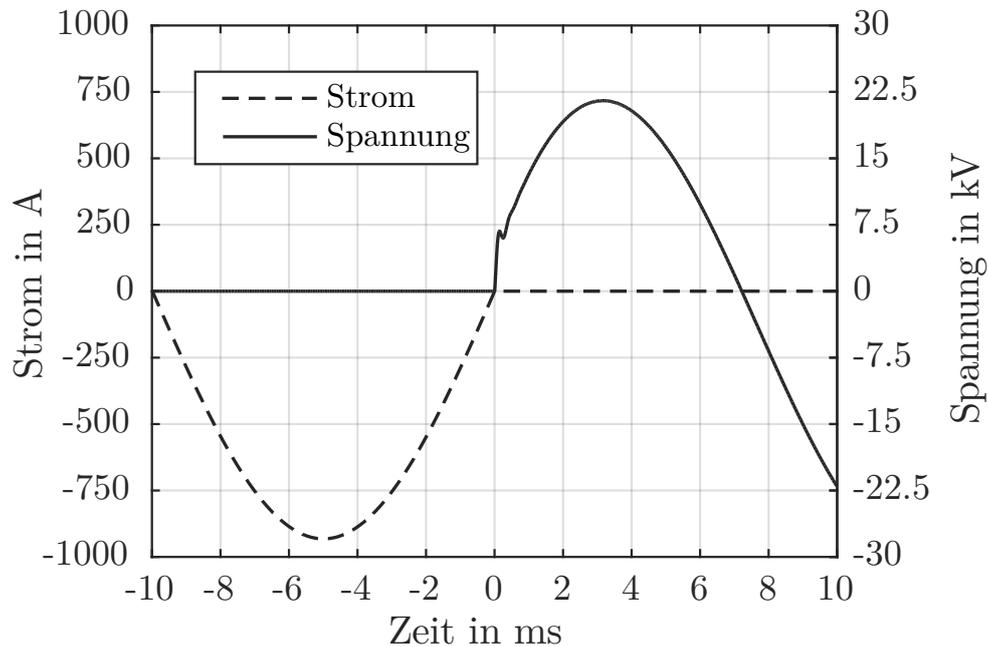


Abbildung 3-2: Simulation des Verlaufs von Strom und Spannung bei Unterbrechung eines Laststroms von $I_{load} = 630 \text{ A}$ bei einer Nennspannung von $U_N = 24 \text{ kV}$ [Ben17]

Aufschwingen auf etwa $u'_c = 6,8 \text{ kV}$ mit einer Anstiegszeit von $t'_3 = 95 \mu\text{s}$ ist gefolgt von einem langsameren Anstieg auf einen Scheitelwert von etwa $u_c = 21,5 \text{ kV}$ zum Zeitpunkt $t = 3,15 \text{ ms}$ nach dem Stromnulldurchgang [Ben17]. Der Verlauf ist bedingt durch eine Überlagerung der unbeeinflussten TRV des Speisekreises und einem exponentiellen Abklingen der Spannung über der Lastimpedanz. Im Stromnulldurchgang ergibt sich eine Stromsteilheit von $di/dt_{CZ} = 0,28 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$ und eine Spannungssteilheit von $du/dt_{CZ} = 63 \text{ V } \mu\text{s}^{-1}$ [Ben17]. Diese Werte charakterisieren die Belastung in der thermischen Phase und werden daher als Referenzwerte für das thermische Ausschaltvermögen definiert. In der dielektrischen Phase ist es erforderlich, dass die elektrische Festigkeit der Schaltstrecke schneller ansteigt als die Wiederkehrspannung.

3.2 Bestimmung des Ausschaltvermögens

Zur Untersuchung des Einflusses verschiedener Designparameter auf das Ausschaltvermögen ist die im vorangehenden Abschnitt beschriebene, stan-

standardisierte Prüfung des Ausschaltvermögens nicht geeignet. Zum einen ist für die Durchführung der Prüfung ein direkter Prüfkreis erforderlich, der eine leistungsstarke Quelle und Lasten mit einer großen Leistungsabfuhr benötigt. Zum anderen erlaubt der Prüfkreis lediglich eine qualitative Aussage über das Ausschaltvermögen eines Schaltgeräts, eine Quantifizierung von Einflüssen oder Designrichtlinien lassen sich nicht ableiten. Getrennte Untersuchungen der thermischen und der dielektrischen Phase sind nicht möglich.

Aus diesen Gründen werden die Einflüsse verschiedener Designparameter auf das Ausschaltvermögen eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters bei Verwendung alternativer Lösch- und Isoliergase auf die thermische und die dielektrische Phase in zwei getrennten Prüfreihen untersucht.

3.2.1 Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens

Die erfolgreiche Unterbrechung des Stroms in der thermischen Phase hängt von der Stromsteilheit und der Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang ab. Die Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang bei Laststromunterbrechung ist durch die TRV bestimmt. Zur Quantifizierung des thermischen Ausschaltvermögens wird die kritische Stromsteilheit definiert, oberhalb derer ein erfolgreiches Ausschalten nicht gesichert ist. Der zur Bestimmung der kritischen Stromsteilheit verwendete Prüfkreis ist in Abbildung 3-3 dargestellt. Die Prüfung wird als synthetische Prüfung nach dem Stromüberlagerungsprinzip durchgeführt. Der Hochstromkreis dient dabei der Bereitstellung einer Stromhalbschwingung mit einer Frequenz von $f = 50$ Hz. Der Injektionskreis ist für die Einstellung der Belastung in der thermischen Phase verantwortlich. Der resultierende Strom- und Spannungsverlauf am Prüfobjekt ist in Abbildung 3-4 gezeigt. Vor Beginn der Prüfung sind der Hilfsschalter (HS) und das Testobjekt (eng: Load Break Switch (LBS)) geschlossen. Der Draufschalter (DS) ist geöffnet. Die beiden Kapazitäten C_C und C_V werden geladen. Zum Zeitpunkt t_0 wird der Test initiiert, indem der Draufschalter geschlossen wird und der Serienschwingkreis aus C_C und L_C einen sinusförmigen Strom mit der Amplitude \hat{I} in das Testobjekt einprägt. Während der Halbschwingung wird der LBS zu einem definierten Zeitpunkt geöffnet und ein Lichtbogen in der Schaltstrecke gezündet. Etwa

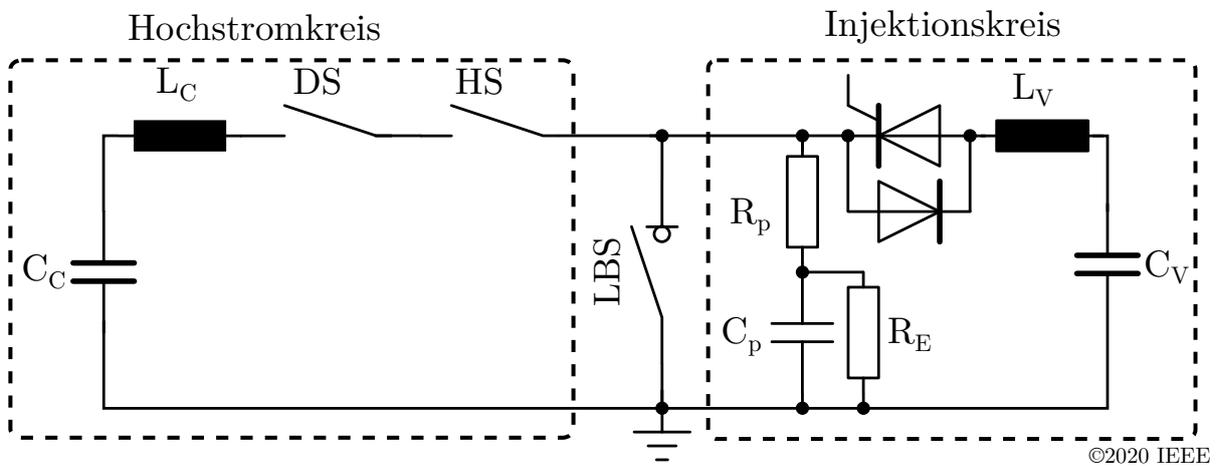


Abbildung 3-3: Testkreis zur Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens [Ben20]

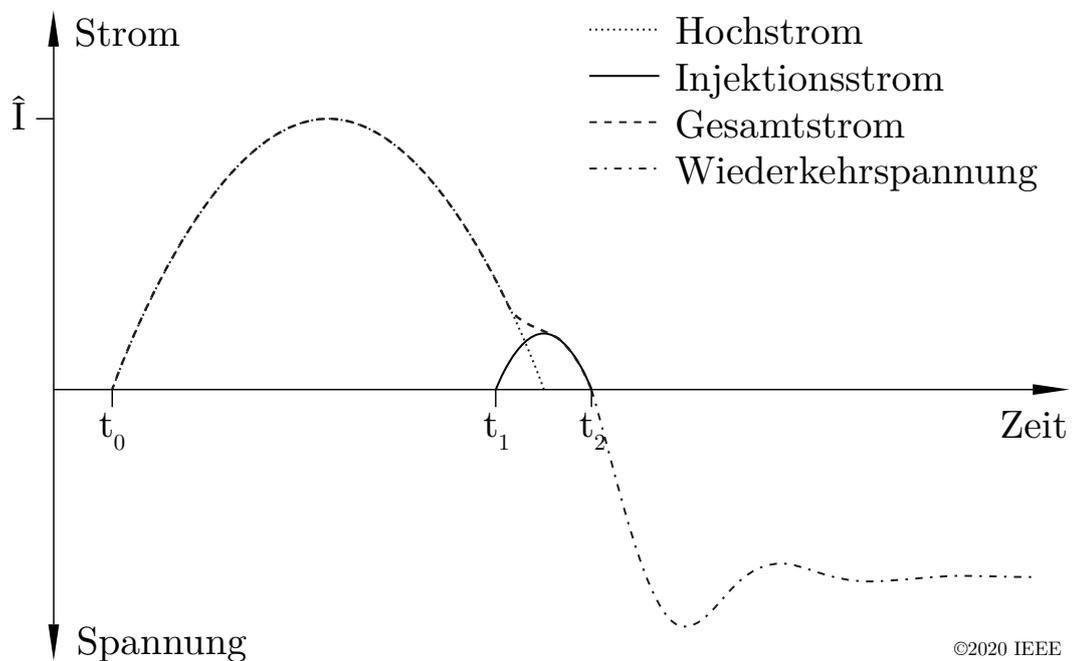


Abbildung 3-4: Schematischer Verlauf von Strom und Spannung bei Untersuchung des thermischen Ausschaltvermögens [Ben20]

zum Strommaximum wird der Hilfsschalter geöffnet, sodass in diesem ebenfalls ein Lichtbogen initiiert wird. Kurz bevor der Strom seinen natürlichen Stromnulldurchgang erreicht, wird zum Zeitpunkt t_1 der Thyristor im Injektionskreis gezündet und durch den Serienschwingkreis aus C_V und L_V ein Strom mit einer Frequenz von $f_2 = 1000$ Hz dem Strom aus dem Hochstromkreis im Testobjekt überlagert. Im natürlichen Stromnulldurchgang des Hochstroms wird dieser durch den Hilfsschalter unterbrochen, sodass nur noch der Strom aus dem Injektionskreis durch das Testobjekt fließt. Kommt es im Stromnulldurchgang des Injektionsstroms (t_2) zum erfolgreichen Ausschalten durch das Testobjekt, schwingt die Wiederkehrspannung aus dem Injektionskreis über dem Parallelnetzwerk aus R_p und C_p auf. Die Stromsteilheit im Stromnulldurchgang ist bei dieser Prüfung lediglich abhängig von der Amplitude des Injektionsstroms und kann daher durch die Ladespannung von C_V unabhängig von der Hochstromamplitude \hat{I} eingestellt werden. Die Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang ergibt sich aus der Stromsteilheit und der durch den Prüfkreis eingestellten Impedanz Z , die durch $R_p = 220 \Omega$ definiert ist. R_p ist so gewählt, dass bei einer Stromsteilheit von $di/dt_{CZ} = 0,28 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$ eine Spannungssteilheit von $du/dt_{CZ} = 63 \text{ V } \mu\text{s}^{-1}$ vorliegt, um eine realistische Belastung zu erreichen. Folglich resultieren aus höheren Stromsteilheiten im Stromnulldurchgang auch höhere Spannungssteilheiten. Da ein erfolgreiches thermisches Unterbrechen von beiden Steilheiten abhängt, steigt die Belastung des Schaltgeräts in der thermischen Phase folglich bei einer Steigerung der Stromsteilheit an (vgl. Gleichung 2-1). Während eines Ausschaltvorgangs wird der Gesamtstrom durch das Prüfobjekt mittels eines koaxialen Hochstromshunts mit einem Widerstand von $R_{S1} = 1 \text{ m}\Omega^{\text{I}}$ gemessen. Zusätzlich findet eine Messung des Injektionsstroms mit einem koaxialen Shunt mit einem Widerstand von $R_{S2} = 200 \text{ m}\Omega^{\text{II}}$ und eine Messung der über dem Schaltgerät abfallenden Spannung mittels eines Messteilers mit einem Teilverhältnis von $T = 1000^{\text{III}}$ statt.

Zur Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens wird zu Beginn einer Testserie eine niedrige Stromsteilheit im Stromnulldurchgang gewählt, bei der ein erfolgreiches Ausschalten zu erwarten ist. Bei dieser Steilheit werden

^IT&M Research Products F-5000-2

^{II}T&M Research Products A-5-2

^{III}Northstar PVM-5

fünf Ausschaltversuche durchgeführt. Sind alle Ausschaltversuche erfolgreich, wird die Stromsteilheit um ein Inkrement von $\Delta di/dt = 0,025 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$ erhöht und weitere fünf Ausschaltversuche durchgeführt. Dieser Prozess wird so lange wiederholt, bis kein erfolgreiches Ausschalten in einer Gruppe von fünf Versuchen mit gleicher Stromsteilheit mehr auftritt. Um den Einfluss von Kontaktverschleiß und Düsenabbrand auszuschließen, wird das Prüfgefäß während der Untersuchungen regelmäßig geöffnet und einer optischen Inspektion und gegebenenfalls einem Austausch dieser Komponenten unterzogen.

Die Abbildungen 3-5 und 3-6 zeigen die Verläufe von Strom und Spannung bzw. deren Steilheiten im Bereich des Stromnulldurchgangs für einen erfolgreichen und einen nicht erfolgreichen Ausschaltversuch. In allen Diagrammen bezeichnet $t = 0$ den Stromnulldurchgang. Beim erfolgreichen Ausschaltversuch, im Folgenden als Halter bezeichnet, sinkt der Strom vor dem Stromnulldurchgang nahezu linear, während über der Schaltstrecke die Lichtbogenbrennspannung anliegt. Nach dem Stromnulldurchgang steigt die Wiederkehrspannung stark an. Aufgrund der guten Lichtbogenkühlung ist bei diesem Versuch kein Nachstrom erkennbar. Vielmehr nimmt die Stromsteilheit schon vor dem Stromnulldurchgang deutlich ab. Bei einem nicht erfolgreichen Ausschaltversuch, im Folgenden als Versager bezeich-

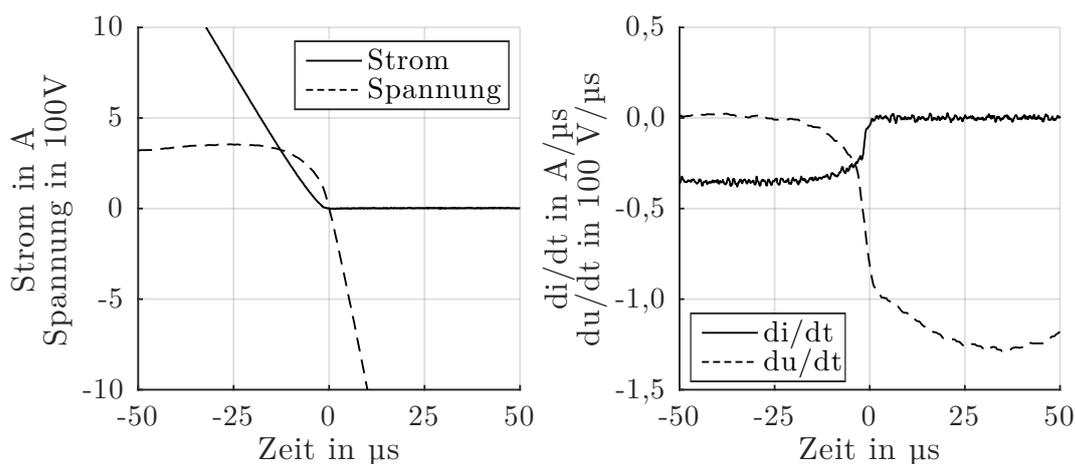


Abbildung 3-5: Verlauf von Strom und Spannung und deren Steilheiten im Bereich des Stromnulldurchgangs für einen erfolgreichen Ausschaltversuch

net, ist zuerst ebenfalls ein Ansteigen der Wiederkehrspannung nach dem Stromnulldurchgang erkennbar. Zusätzlich kommt es zu einem Anstieg des Nachstroms. Dieser führt zu einem erneuten Aufheizen der Schaltstrecke und die Spannung sinkt wieder auf die Lichtbogenbrennspannung ab. Zur Auswertung der einzelnen Versuche werden die Steilheiten von Strom und Spannung im Stromnulldurchgang bestimmt. Aufgrund der Abnahme der Stromsteilheit vor dem Nulldurchgang, wird die prospektive Stromsteilheit als Steilheit zum Zeitpunkt $t = -40 \mu\text{s}$ vor dem Stromnulldurchgang definiert. Zu diesem Zeitpunkt ist noch keine Verzerrung des Stromverlaufs zu beobachten. Die theoretische Abweichung der prospektiven Stromsteilheit zur Steilheit im Stromnulldurchgang beträgt in diesem Punkt weniger als 4 %^{IV}.

Im Anschluss an eine Prüfreihe werden alle Versuche mit ihrer jeweiligen Stromsteilheit im Nulldurchgang über der Spannungssteilheit im Nulldurchgang aufgetragen. Eine exemplarische Auswertung ist in Abbildung 3-7 zu sehen. Aus der Verteilung der Halter ist erkennbar, dass die Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang mit zunehmender Stromsteilheit steigt. Die Impedanz Z als Verhältnis von du/dt_{CZ} zu di/dt_{CZ} kann als Kehrwert der Steigung der Regressionsgeraden bestimmt werden. Die Versager werden bei

^{IV}Berechnung anhand eines idealen Sinus-Verlaufs

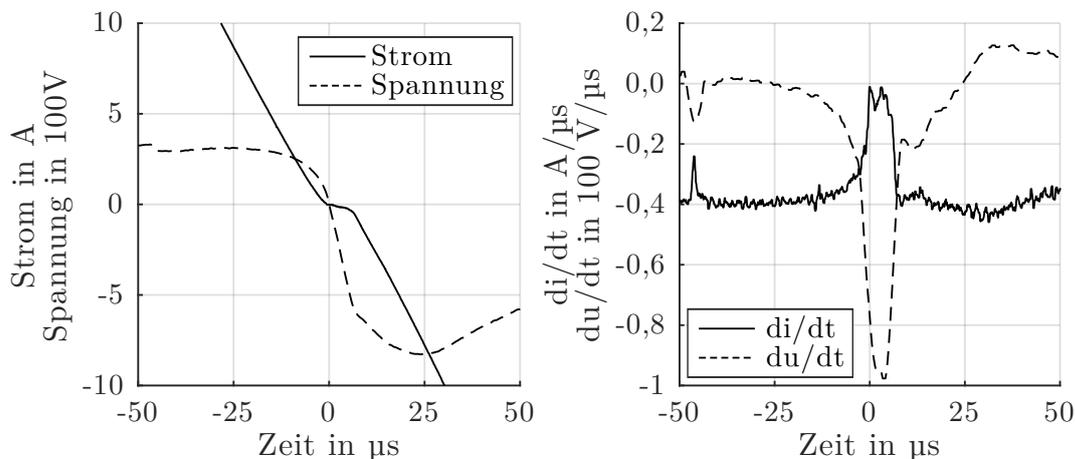


Abbildung 3-6: Verlauf von Strom und Spannung und deren Steilheiten im Bereich des Stromnulldurchgangs für einen nicht erfolgreichen Ausschaltversuch

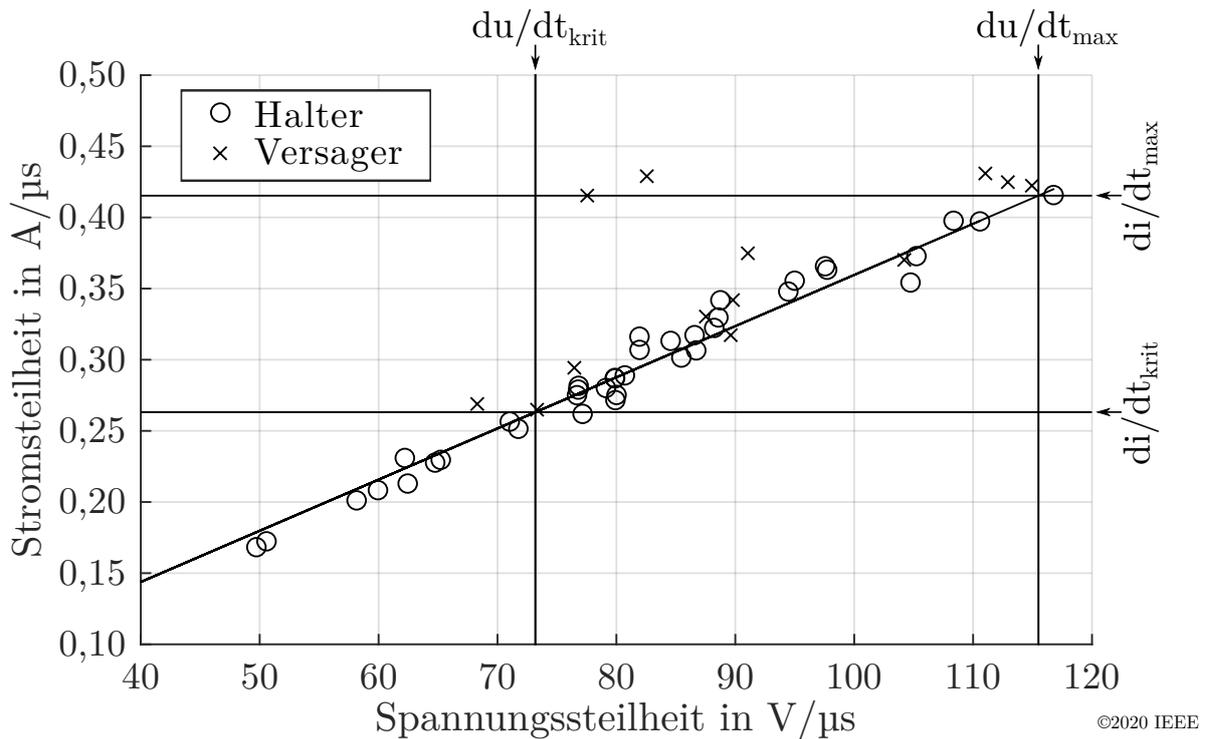


Abbildung 3-7: Exemplarische Auswertung einer Testreihe zur Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens [Ben20]

der Regression nicht einbezogen, da der niedrige Widerstand der Schaltstrecke im Nulldurchgang einen großen Einfluss auf die Impedanz hat und diese damit nicht mehr ausschließlich vom Prüfkreis abhängt. Weicht die resultierende Impedanz von der Zielimpedanz ab, wird die Prüfserie aussortiert. Als zulässiger Bereich wird ein Bereich zwischen $Z = 250 \Omega$ und $Z = 350 \Omega$ gewählt. Dieser Bereich liegt oberhalb der geforderten $Z = 220 \Omega$ und stellt damit eine konservative Prüfung dar. Eine höhere Impedanz bedeutet bei gleicher Stromsteilheit di/dt_{CZ} eine höhere Spannungssteilheit du/dt_{CZ} und daraus resultierend eine stärkere Belastung in der thermischen Phase. Prüfungen, bei denen die Spannungssteilheit deutlich zu hoch für die eingestellte Stromsteilheit ist, werden durch diese Grenzen nicht berücksichtigt. Ist die Impedanz im zulässigen Bereich, können die kritische Stromsteilheit di/dt_{krit} und die maximale Ausschaltstromsteilheit di/dt_{max} bestimmt werden. Die kritische Stromsteilheit wird definiert als der Mittelwert der Stromsteilheit des niedrigsten Versagers und des darunterliegenden Halters und stellt die Obergrenze dar, bis zu der ein erfolgreiches Ausschalten ge-

sichert ist. Die maximale Ausschaltstromsteilheit bestimmt sich aus dem Mittelwert der Steilheit des höchsten Halters und der des darüber liegenden Versagers und stellt die Grenze dar, ab der kein erfolgreiches Ausschalten mehr erfolgt. Die kritische Spannungssteilheit du/dt_{krit} sowie die maximale Ausschaltspannungssteilheit du/dt_{max} können durch Multiplikation der korrespondierenden Stromsteilheiten mit der Impedanz Z bestimmt werden. Die Werte der kritischen Stromsteilheit sowie der maximalen Ausschaltstromsteilheit werden im Folgenden als Auswertegröße für das thermische Ausschaltvermögen herangezogen. Die beschriebene Prüfreihe wird jeweils für verschiedene feste Parametersätze durchgeführt und es werden für jeden Parameter die Werte für di/dt_{krit} und di/dt_{max} bestimmt. Anschließend kann der Einfluss eines Designparameters auf das thermische Ausschaltvermögen identifiziert und quantifiziert werden.

Da bei der Durchführung der synthetischen Prüfung die Spannungssteilheit im Nulldurchgang mit der Stromsteilheit im Nulldurchgang variiert, ist kein direkter Rückschluss der kritischen Stromsteilheit auf einen tatsächlichen Ausschaltstrom möglich. Der Wert dient in dieser Arbeit als Quantifizierungsgröße für das thermische Ausschaltvermögen. Durch die Auslegung des Prüfkreis ist jedoch gesichert, dass ein Schaltgerät mit einem $di/dt_{krit} > 0,28 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$ in der Lage ist, einen Laststrom von $I_{Last} = 630 \text{ A}$ bei einer Netzspannung von $U = 24 \text{ kV}$ zu unterbrechen.

3.2.2 Bestimmung der dielektrischen Wiederverfestigung

In der dielektrischen Phase muss die Wiederkehr der elektrischen Festigkeit schneller erfolgen als der Anstieg der wiederkehrenden Spannung. Folglich wird der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung als zeitlich aufgelöste Durchschlagspannung der Schaltstrecke nach Stromnull bestimmt. Der dazu verwendete Prüfkreis ist in Abbildung 3-8 gezeigt. Der auf der linken Seite dargestellte Hochstromkreis stimmt mit dem in Abschnitt 3.2.1 beschriebenen Hochstromkreis überein. Vor der Prüfung ist der Draufschalter (DS) geöffnet, alle anderen Schalter sind geschlossen und die Kapazitäten C_{HV} und C_C sind geladen. Zum Start der Prüfung wird der Draufschalter geschlossen und eine Stromhalbschwingung mit der Frequenz $f = 50 \text{ Hz}$ wird in den Prüfling eingepreßt. Während dieser Halbschwingung werden

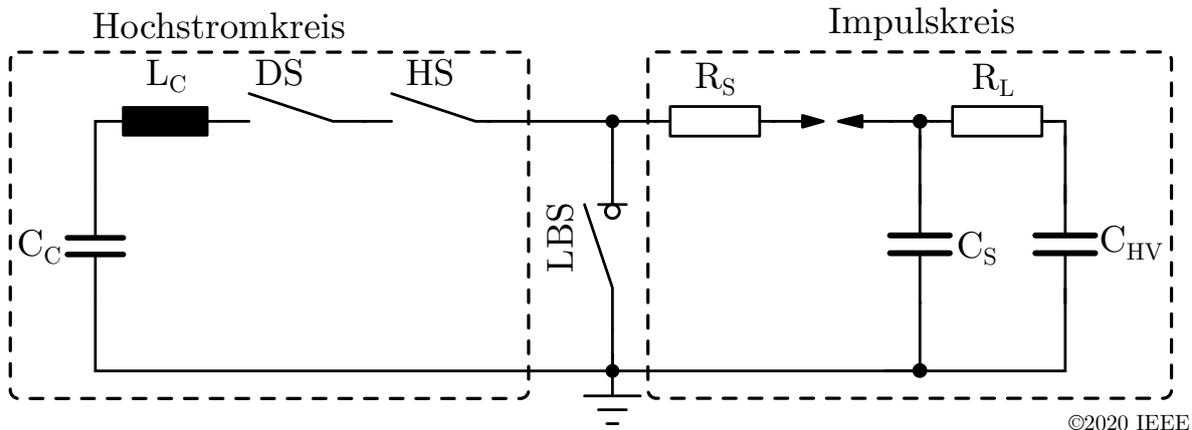


Abbildung 3-8: Prüfkreis zur Bestimmung der dielektrischen Wiederverfestigung [Ben20]

der LBS und der Hilfsschalter (HS) geöffnet. Im Gegensatz zu der in Abschnitt 3.2.1 beschriebenen Prüfung findet keine Stromüberlagerung statt. Der Strom aus dem Hochstromkreis wird sicher durch den Hilfsschalter unterbrochen. Da nach dem Stromnulldurchgang nahezu keine Spannung am Testobjekt anliegt^V, fließt kein Nachstrom durch die Schaltstrecke. Ein thermisches Versagen ist ausgeschlossen. Nach einer vordefinierten Verzögerungszeit t_d nach dem Stromnulldurchgang wird die im Impulskreis befindliche Zündfunkenstrecke (ZFS) getriggert und ein Spannungsimpuls mit einer Amplitude von $U_{Imp} = 80 \text{ kV}$ und einer Anstiegszeit von $t_{Imp} = 1 \mu\text{s}$ ^{VI} auf das Prüfobjekt gegeben. Die Anstiegszeit resultiert aus der Dimensionierung der Stoßkapazität $C_S = 25 \text{ nF}$ und des Stoßwiderstands $R_S = 700 \Omega$. Der Widerstand $R_L = 10 \text{ M}\Omega$ und die Kapazität $C_{HV} = 5,78 \mu\text{F}$ dienen lediglich der Spannungshaltung. Die Spannung ist dabei ausreichend hoch gewählt, um in der dielektrischen Phase definitiv zu einem Durchschlag zu führen. Die geringe Anstiegszeit bedingt eine vernachlässigbare Verzögerung zwischen Zuschalten der ZFS und Durchschlag. Tritt ein Durchschlag auf, kann die maximale erreichte Spannung als Durchschlagsspannung zum Zeitpunkt t_d nach Stromnull gewertet werden. Während des Versuchs wird der durch

^VDurch das Umladen der Kapazität C_C und die kapazitive Spannungsaufteilung über die Schaltstrecken des Hilfsschalters und des Testobjekts, liegt ein kleiner Teil der Ladespannung von C_C am Schaltgerät an.

^{VI}Anstieg von 10% bis 90% der Spannung

das Testobjekt fließende Strom mittels eines Hochstrom-Koaxialshunts mit einem Widerstand von $R_{S1} = 1 \text{ m}\Omega^{\text{VII}}$ und die über der Schaltstrecke anliegende Spannung mittels eines Hochspannungs-Messteilers mit einem Teilverhältnis von $T = 5000^{\text{VIII}}$ erfasst.

Zu Beginn einer Testserie wird eine geringe Verzögerungszeit von $t_d = 50 \text{ }\mu\text{s}$ gewählt und mindestens vier Versuche durchgeführt. Kleinere Verzögerungszeiten können dazu führen, dass vermehrte Zuschaltungen auf Grund der Streuung der ZFS vor den Stromnulldurchgang fallen. Eine Versuchszahl von vier Versuchen stellt einen Kompromiss zwischen statistischer Sicherheit und Zeitaufwand der Versuchsreihen dar. Anschließend wird die Verzögerungszeit erhöht und mindestens vier weitere Versuche durchgeführt. Dieses Verfahren wird wiederholt, bis eine Verzögerungszeit von $t_d = 500 \text{ }\mu\text{s}$ erreicht ist. Voruntersuchungen zeigen, dass die Schaltstrecke zu diesem Zeitpunkt eine ausreichende elektrische Festigkeit aufweist. Ein weiteres Betrachten der Wiederverfestigung ist nicht erforderlich.

Die exemplarischen Durchschlagspannungen einer Testserie über der Verzögerungszeit sind in Abbildung 3-9 gezeigt. Die eingezeichneten Kreise stellen die tatsächlich bestimmte Durchschlagspannung zu einem Zeitpunkt dar. Zur Auswertung werden Versuche, die in einem Zeitfenster von $\Delta t = 10 \text{ }\mu\text{s}$ liegen, gruppiert und der Mittelwert gebildet. Die Streuung resultiert aus der Streuung des Zündzeitpunkts der ZFS und der Verzögerung zwischen Zuschalten der Spannung und Durchschlag. Die resultierenden Mittelwerte werden über der Verzögerungszeit aufgetragen, wobei die eingezeichneten Fehlerbalken die minimale und maximale Durchschlagspannung einer Verzögerungszeit anzeigen.

Der resultierende Verlauf der Durchschlagspannungen wird als dielektrische Wiederverfestigung der Schaltstrecke angenommen. Anhand des Verlaufs können die Einflüsse verschiedener Parameter auf die dielektrische Phase verglichen und bewertet werden.

^{VII}T&M Research Products F-5000-2

^{VIII}NorthStar VD-150

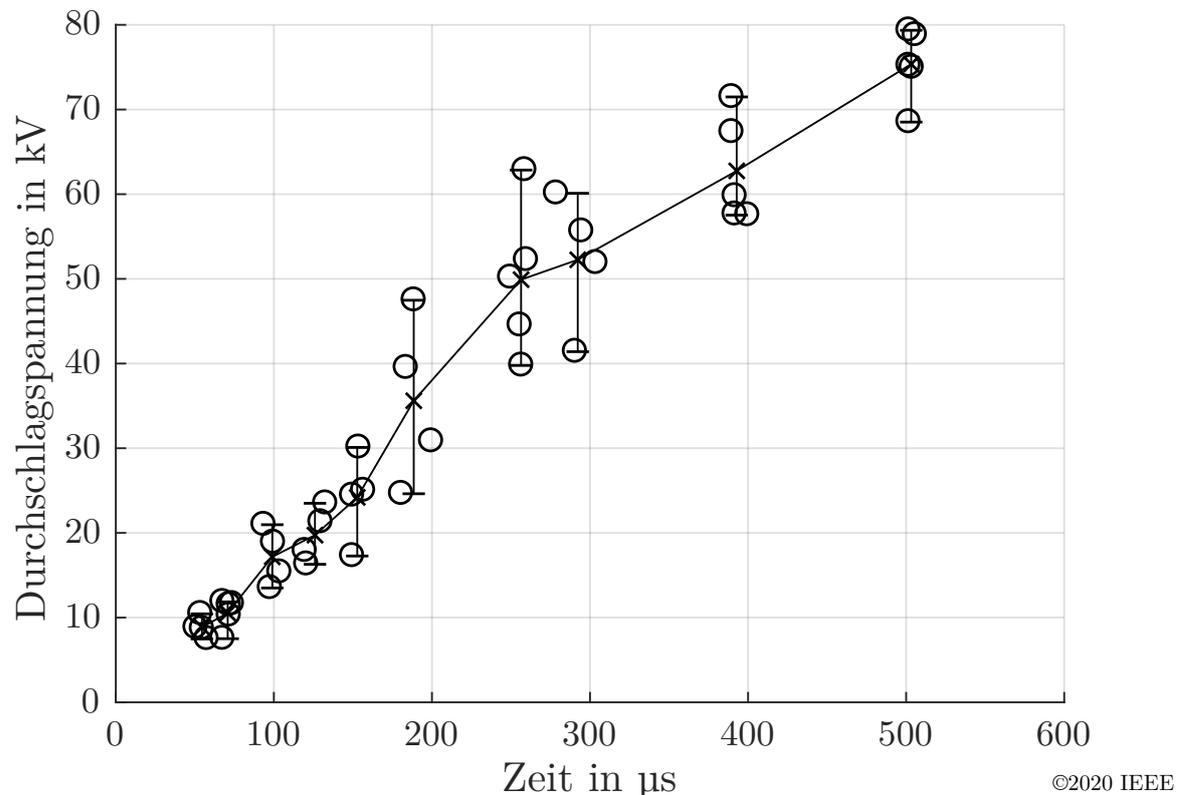


Abbildung 3-9: Exemplarische Auswertung einer Messreihe zur Bestimmung der dielektrischen Wiederverfestigung [Ben20]

3.2.3 Aufbau des Modellschalters

Zur Bestimmung des Einflusses verschiedener Designparameter auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung ist ein Modellschalter mit modularem Aufbau erforderlich, um Variationen der Auslegungsgrößen einfach zu realisieren. Lasttrennschalter können mit rotierender, kippender oder translatorischer Öffnungsbewegung realisiert werden. In dieser Arbeit wird ein translatorisch öffnender, rotationssymmetrischer Aufbau verwendet. Die translatorische Öffnungsbewegung erlaubt die Verwendung eines einfachen Linearantriebs sowie eine einfache Variation und Messung der Weg-Zeit-Kurve während des Öffnens. Durch den rotationssymmetrischen Aufbau können Abbrand- und Gasführungselemente in Form rotationssymmetrischer Düsen in die Schaltstrecke integriert werden. Zur Kühlung des Lichtbogens während des Ausschaltvorgangs können Kombinationen aus einer axialen Lichtbogenbeblasung und dem Hartgaseffekt

eingesetzt werden.

Ein Schnitt der verwendeten Schaltstrecke ist in Abbildung 3-10 dargestellt. Die Kontakte sind als Kombination aus einem Tulpen- und einem Stiftkontakt mit einem Kontaktdurchmesser d_c aufgebaut. Die maximale Schaltstrecke beträgt $s = 58,5$ mm. Sie ist daher ausreichend groß, sodass der Schaltstift bei typischen Öffnungsgeschwindigkeiten seinen Endanschlag innerhalb einer Stromhalbschwingung nicht erreicht. Eine axiale Beblasung der Schaltstrecke erfolgt durch den Tulpenkontakt hindurch. Zur Führung des Gasstroms und zum Einsatz als Abbrandelement ist die Schaltstrecke partiell mit einer Polymerdüse umgeben. Die Düse weist eine Düsenhalblänge von l_n und einen Düsenhalsdurchmesser von d_n auf. Aufgrund des modularen Aufbaus ist ein einfacher Austausch von Kontaktsystem und Düse möglich. Die Schaltstrecke ist in einem gasdichten Druckgehäuse verbaut, um den Einfluss des Füllgases auf das Ausschaltvermögen untersuchen zu können.

Zur Realisierung der axialen Lichtbogenbeblasung wird der in Abbildung 3-11 gezeigte Pneumatikkreis verwendet. Vor Beginn eines Versuchs wird im Vorratstank das Lösch- und Isoliergas vorgemischt. Eine Einstellung des Beblasungsdrucks erfolgt durch die Einstellung des Fülldrucks im Beblasungstank. Während des Ausschaltversuchs wird das Magnetventil geöffnet und Gas strömt in die Schaltstrecke. Der tatsächlich an der Schaltstrecke

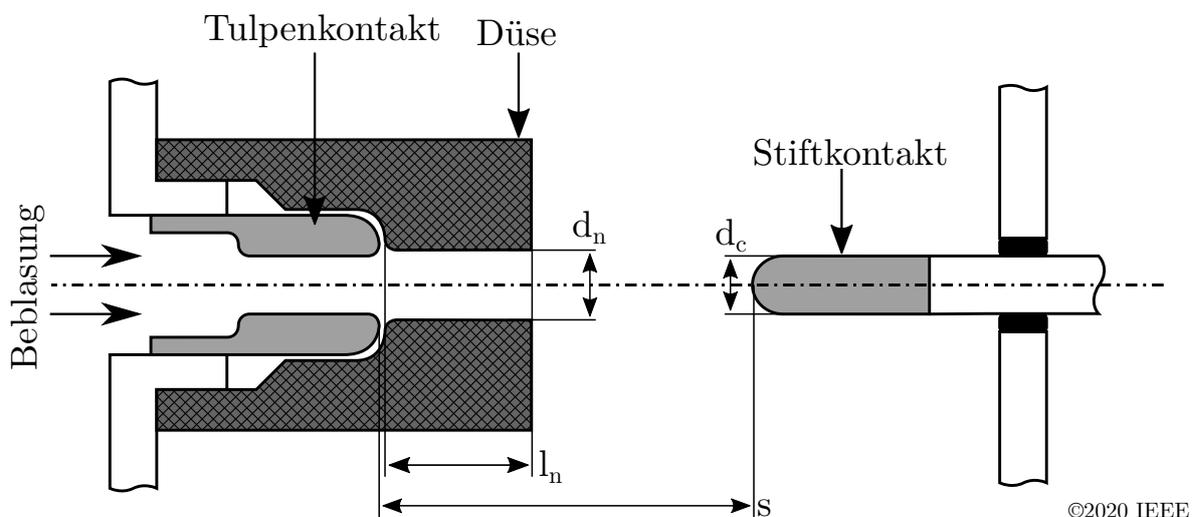


Abbildung 3-10: Aufbau der Schaltstrecke des Testschalters [Ben20]

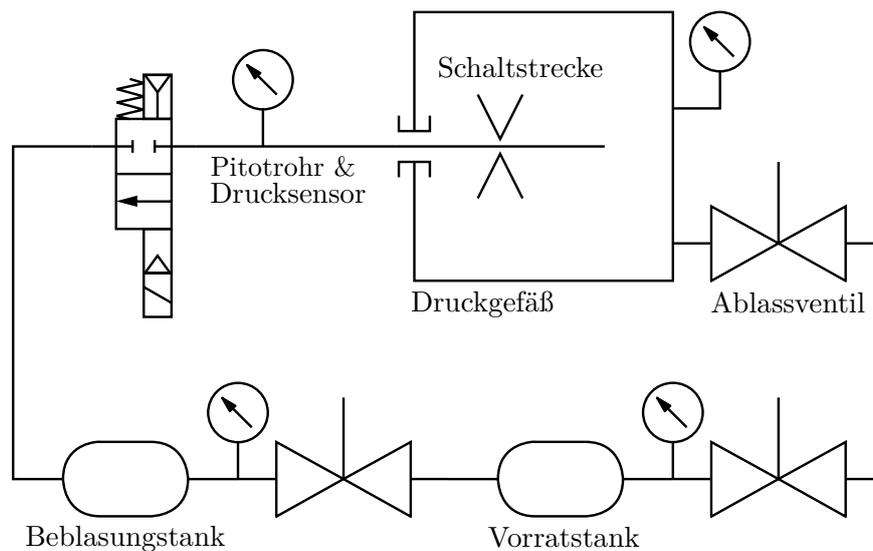


Abbildung 3-11: Pneumatischer Kreis zur Realisierung einer axialen Lichtbogenbeblasung

anliegende Beblasungsdruck wird mittels eines Pitotrohrs bestimmt, das stromaufwärts vom Tulpenkontakt in die Gasströmung gerichtet ist und mit einem piezoelektrischen Drucksensor^{IX} verbunden ist. Nach Beenden des Versuchs wird über das Ablassventil im Druckgefäß der ursprüngliche Fülldruck wieder eingestellt. Die Messung der Fülldrücke von Vorrats- und Beblasungstank sowie des Druckgefäßes erfolgt anhand digitaler Feinmessmanometer.

Die Öffnungsbewegung des Schalters erfolgt durch einen pneumatischen Kolbenstangenantrieb. Durch eine Festhalteeinrichtung im geschlossenen Zustand wird eine hohe Anfangsbeschleunigung ermöglicht. Die Wahl eines Pneumatikantriebs erlaubt eine Variation der Weg-Zeit-Kurve des Schalters durch Variation des Arbeitsdrucks und Öffnungszeitpunkts. Die Aufzeichnung der Weg-Zeit-Kurve während der Öffnungsbewegung erfolgt mittels einer Laserentfernungsmessung^X, die fest auf dem Antriebsgehäuse montiert und auf eine, auf der Antriebsstange befestigte, Schaltfahne gerichtet ist. Der aufgebaute Modellschalter erlaubt durch seine modulare Bauweise eine individuelle Variation der folgenden Parameter:

^{IX}Kistler 6052C

^XKeyence IL-300

- Kontaktgeometrie
- Kontaktmaterial
- Düsengeometrie
- Düsenmaterial
- Füllgas
- Beblasungsdruck
- Weg-Zeit-Kurve

Anhand dieses Parameterraums lassen sich die Einflüsse der wesentlichen Designgrößen auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters bestimmen.

3.3 Numerische Berechnung der Strömungsvorgänge

Die Kühlung des Schaltlichtbogens im Modellschalter erfolgt durch eine Kombination aus axialer Bebläsung und Änderung der Plasmazusammensetzung durch den Hartgaseffekt. Aus den in einer Parameterstudie abgeleiteten Einflüssen auf das Ausschaltvermögen des Modellschalters wird die Auslegung eines Technologiedemonstrators abgeleitet. Dieser verfügt zur Erzeugung des notwendigen Beblasungsdrucks über ein Puffervolumen, welches während der Öffnungsbewegung des Schalters komprimiert wird. Sowohl zur Bewertung der vorherrschenden Kühlmechanismen während des Ausschaltvorgangs im Modellschalter als auch zur Auslegung des Puffervolumens des Technologiedemonstrators werden in dieser Arbeit CFD-Simulationen durchgeführt.

3.3.1 Berechnung des Massenstroms im Modellschalter

Zur Bestimmung der Höhe und Aufteilung des durch den Kontakt und die Düse des Modellschalters fließenden Massenstroms, werden Strömungssimulationen in einer vereinfachten Anordnung durchgeführt. Das Ziel der

Simulationen ist eine qualitative Bestimmung der Abhängigkeit des Massenstroms vom Beblasungsdruck sowie der Aufteilung des Massenstroms im Inneren der Düse. Der Einfluss eines Lichtbogens wird dabei vernachlässigt. Die Grundlage für die simulierte Geometrie bildet der in Abschnitt 3.2.3 beschriebene Aufbau des Modellschalters. Unter Vernachlässigung des Lichtbogens ist von einer rotationssymmetrischen Strömung auszugehen, welche eine Simulation in zwei Dimensionen ermöglicht. Da lediglich der Massenstrom im geöffneten Zustand betrachtet wird, wird eine statische Simulation durchgeführt. Das resultierende Simulationsmodell ist in Abbildung 3-12 dargestellt. Die Kante A-B stellt die Symmetrieachse dar. Die Kante B-C bildet den Stiftkontakt nach. Die Kante F-G stellt die innere Kontur der Düse und die Kante G-H die Kontur des Tulpenkontakts dar. Die Kanten A-H und C-D-E bilden den Zu- bzw. Abströmrand. Die Dimensionierung der Abstände r_n , r_c und l_n erfolgt korrespondierend zum Parametersatz des simulierten Modellschalters. Die angewendeten Randbedingungen sind in Tabelle 3-1 gelistet. Die Rückstromtemperatur T_b beschreibt die Temperatur die das Gas aufweist, sollte es zu einer Rückströmung am Abströmrand kommen.

Die Dichte wird anhand des idealen Gasgesetzes berechnet, wobei für N_2

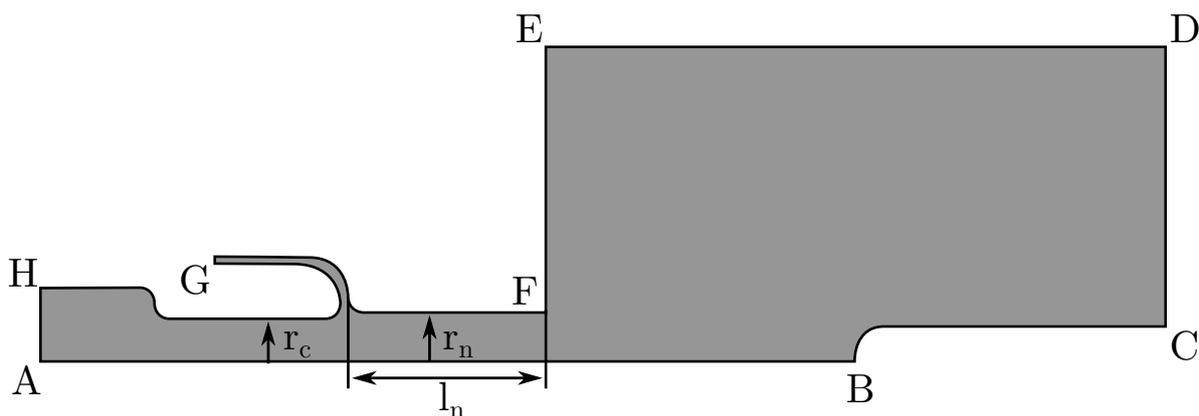


Abbildung 3-12: Simulationsmodell zur numerischen Bestimmung des Massenstroms im Modellschalter unter Vernachlässigung des Lichtbogens

Tabelle 3-1: Randbedingungen zur numerischen Berechnung des Massenstroms im Inneren des Modellschalters

Rand	Typ	Bedingung
A-B	Symmetrieachse	-
B-C	Wand	-
C-D-E	Abströmrand	$p = 0 \text{ Pa}, T_b = 300 \text{ K}$
E-F-G-H	Wand	-
H-A	Zuströmrand	$p = p_b, T = 300 \text{ K}$

eine Molmasse von $M = 28,01 \text{ kg mol}^{-1}$ und für CO_2 eine Molmasse von $M = 44,01 \text{ kg mol}^{-1}$ zugrundegelegt wird [VDI13]. Die Viskosität, thermische Leitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität der jeweiligen Gase sind in Abhängigkeit von Druck und Temperatur vorliegend [Sie17].

3.3.2 Berechnung des Druckaufbaus im Technologiedemonstrator

Zur Auslegung des Kompressionsvolumens des Technologiedemonstrators, welcher auf dem entwickelten Designkriterienkatalog basiert, werden ebenfalls CFD-Simulationen eingesetzt. Dabei wird ebenfalls der Lichtbogen vernachlässigt, sodass eine zweidimensionale Simulationen durchgeführt werden kann. Im Gegensatz zu dem Simulationen zur Bestimmung des Massenstroms (Abschnitt 3.3.1) liegt beim Technologiedemonstrator, kein konstanter Beblasungsdruck aus einem externen Volumen an. Die Beblasungsdruckerzeugung erfolgt durch Kompression eines Puffervolumens. Dementsprechend liegen keine statischen Verhältnisse vor und es werden transiente Simulationen durchgeführt. Als Zeitschrittweite wird $\Delta t = 10 \mu\text{s}$ gewählt, um eine ausreichende Abdeckung der Strömungsvorgänge zu gewährleisten. Die simulierte Geometrie ist als zweidimensionaler Schnitt aus dem Aufbau des Technologiedemonstrators abgeleitet (Kapitel 5). Im Gegensatz zu den in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Simulationen liegt weiterhin keine gleichbleibende Geometrie vor. Durch das Öffnen der Schaltstrecke und die gleichzeitige Kompression des Puffervolumens ist eine dynamische Anpassung des Rechengitters

während der Simulation erforderlich. Zur Anpassung des Gitters wird die sogenannte Layering-Methode verwendet, wobei bei einer Bewegung eines Rands der Strömungsdomäne die Randzellen gestaucht oder gestreckt werden, bis sie einen Grenzwert über- bzw. unterschreiten. In dem Fall werden sie entweder mit der nächsten Nachbarzelle vereint oder zweigeteilt [ANS18]. Die Materialdaten sind, wie in Abschnitt 3.3.1 beschrieben, in Abhängigkeit von Druck und Temperatur vorliegend. Die Dichte des Gases wird über das ideale Gasgesetz berechnet.

3.4 Untersuchte Einflussparameter

Zur Identifikation und Charakterisierung der wesentlichen Einflüsse der Auslegung eines mit atmosphärischem Gas gefüllten Lasttrennschalters auf das Ausschaltvermögen ist eine umfangreiche Parameterstudie erforderlich. Die untersuchten Parameter umfassen dabei, neben den in Abschnitt 3.2.3 vorgestellten Designparametern, zusätzlich den Einfluss der Stromamplitude.

Der Einfluss der Kontaktgeometrie wird untersucht, indem der Kontaktdurchmesser zwischen $d_c = 10$ mm und $d_c = 20$ mm variiert wird. Vorherige Untersuchungen für Kontaktdurchmesser zwischen $d_c = 6...10$ mm zeigen, dass für ein Kontaktsystem mit größerem Kontaktdurchmesser geringere Beblasungsdrücke für ein erfolgreiches Ausschalten benötigt werden [Sas15]. Zusätzlich zu der Unterbrechung eines Betriebsstroms muss ein Lasttrennschalter in der Lage sein, einen Kurzschlussstrom sicher zuzuschalten und zu führen [DIN11]. Ein Kontaktsystem mit einem Kontaktdurchmesser von $d_c = 10$ mm ist dazu allein nicht in der Lage, sodass bei der Verwendung kleiner Kontaktsysteme ein zusätzlicher Hauptstrompfad in das Schaltgerät integriert werden muss (vgl. Abschnitt 1.1). Zur Untersuchung der Realisierbarkeit eines Schaltgeräts mit einem einzigen Strompfad wird zusätzlich ein Kontaktsystem mit einem Kontaktdurchmesser von $d_c = 20$ mm untersucht, da ein solches Kontaktsystem eine ausreichende Stromtragfähigkeit zur Führung eines Kurzschlussstroms aufweist.

Als Kontaktmaterial wird in den Untersuchungen Kupfer und ein Wolfram-Kupfer (WCu) Tränkwerkstoff eingesetzt. Aktuell am Markt verfügbare SF₆-Lasttrennschalter sind mit einem Kupferkontaktsystem ausgestattet,

um durch die hohe elektrische Leitfähigkeit von Kupfer geringe Verluste im Betrieb und eine geringe Erwärmung sicherzustellen. Durch seine Schmelztemperatur von $\vartheta_{Sch} \approx 1000^\circ\text{C}$ weist Kupfer einen hohen Abbrand durch Schaltlichtbögen und daraus resultierend eine kürzere Lebensdauer auf [Vin16]. WCu mit einem Wolframanteil von 80% ist ein typischerweise in Leistungsschaltern eingesetzter Kontaktwerkstoff für Abbrandkontakte. Es besitzt eine niedrigere elektrische Leitfähigkeit, dafür eine höhere Lichtbogenbeständigkeit als Kupfer [Dom06; Vin16]. Aufgrund der langen Haltbarkeit von WCu wird bei der großen Versuchszahl der Parameterstudie in allen Untersuchungen außerhalb der Variation des Kontaktmaterials ein WCu Kontaktsystem eingesetzt. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse wird anhand der vergleichenden Untersuchungen mit Kupfer sichergestellt.

Zur Untersuchung des Einflusses der Düsengeometrie auf das Ausschaltvermögen werden sowohl der Düsenhalsdurchmesser im Bereich $d_n = 10\dots 14$ mm als auch die Düsenhalslänge im Bereich $l_n = 9\dots 29$ mm variiert. Der minimale Düsendurchmesser wird durch den verwendeten Kontakt mit einem Durchmesser von $d_c = 10$ mm begrenzt. Das Maximum des Düsendurchmessers und das Minimum der Düsenhalslänge werden gewählt, um eine ausreichende Gasführung in der Düse zu erreichen. Das Maximum der Düsenhalslänge resultiert aus dem maximalen Verfahrensweg des Antriebs innerhalb einer Stromhalbschwingung bei maximaler Antriebsgeschwindigkeit.

Als untersuchte Düsenmaterialien kommen die in Abschnitt 1.2.4 vorgestellten Kunststoffe PTFE, PP und PA6.6 zum Einsatz. Das verwendete PTFE ist vom Typ Lubriflon 391 des Herstellers Dixon Resin, weist zur Graufärbung einen geringen Anteil Molybdänsulfid auf und ist ein typischerweise in Leistungsschaltern eingesetztes Düsenmaterial [Kur11]. Als PP kommt der Kunststoff PP-H AlphaPlus des Herstellers Simona zum Einsatz, der eine Grünfärbung aufweist. Das verwendete PA6.6 vom Typ Sustamid 66 der Herstellers Röchling weist eine natürliche Weißfärbung auf. Da der Abbrand des Düsenmaterials primär durch die vom Lichtbogen ausgehende Wärmestrahlung verursacht wird, ist ein Einfluss der Färbung auf das Ausschaltvermögen zu erwarten. Aufgrund der hohen Schmelztemperatur und daraus resultierenden Langlebigkeit von PTFE, werden alle Untersuchungen außerhalb der Variation des Düsenmaterials mit PTFE

durchgeführt.

Die in dieser Arbeit untersuchten Löschgase sind N_2 , CO_2 sowie eine Mischung beider Gase mit einem N_2 -Volumenanteil von 60 %. N_2 ist als größter Bestandteil der atmosphärischen Luft ein leicht verfügbares und günstiges Gas. Des Weiteren weist N_2 mit 38 % der elektrischen Festigkeit von SF_6 eine vergleichsweise hohe Durchschlagspannung auf. CO_2 besitzt durch seine niedrigere Lichtbogenzeitkonstante ein hohes thermisches Ausschaltvermögen. Die elektrische Festigkeit von CO_2 liegt jedoch unterhalb der Festigkeit von N_2 . Zusätzlich weist CO_2 eine hohe Permeationsrate auf, die zu einem Druckverlust der Anlagen führen kann [Stu04]. Vorherige Untersuchungen deuten an, dass die elektrische Festigkeit einer Mischung aus N_2 und CO_2 die Festigkeit von reinem N_2 übersteigen kann [Hae19]. Um die Vorteile der einzelnen Gase zu kombinieren und die Nachteile zu kompensieren, werden zusätzlich zu den Untersuchungen mit den einzelnen Gasen, Untersuchungen mit einem Gasmisch aus 60 % vol. N_2 und 40 % vol. CO_2 durchgeführt. Unter der Annahme, dass alle beobachteten Effekte der Parameterstudie in allen Löschgasen vergleichbar auftreten, werden alle Untersuchungen außerhalb der Variation des Füllgases mit der Gasmischung durchgeführt.

Vorangehende Untersuchungen von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern zeigen einen starken Zusammenhang zwischen dem Ausschaltvermögen und dem anliegenden Beblasungsdruck (vgl. Abschnitt 1.2.3). In dieser Arbeit werden, basierend auf den Ergebnissen aus Voruntersuchungen, Beblasungsdrücke im Bereich $p_b = 100 \dots 1000$ hPa untersucht.

Als Öffnungsgeschwindigkeit wird eine typische Kontaktgeschwindigkeit von $v = 5 \text{ m s}^{-1}$ gewählt [Sas15]. Der notwendige Druck zum Verfahren des pneumatischen Kolbenstangenantriebs ist $p_d = 0,5$ MPa. Zur Untersuchung des Einflusses der Öffnungsgeschwindigkeit auf das Ausschaltvermögen werden Versuche mit Vorspanndrücken von $p_d = 0,2 \dots 0,4$ MPa durchgeführt. Die resultierenden mittleren Öffnungsgeschwindigkeiten liegen bei $v = 3,5 \dots 4,7 \text{ m s}^{-1}$. Kleinere Öffnungsgeschwindigkeiten führen zu einer zu geringen Schaltstrecke zum Stromnulldurchgang. Größere Geschwindigkeiten erhöhen den mechanischen Verschleiß des Antriebsstrangs.

Die Stromamplitude wird im Bereich $\hat{I} = 900 \dots 1800$ A variiert, um den Einfluss der durch den Lichtbogen eingebrachten Energie zu bewerten. Die

untere Grenze stellt dabei den Betriebsstrom der Anlagen von $I_{eff} = 630$ A dar. Die Obergrenze wird gewählt, um einen Ausblick auf das Ausschaltvermögen sog. Transformatorschalter zu geben, die in der Lage sein müssen, kleine Kurzschlussströme zu unterbrechen [DIN19].

Nach der Untersuchung der Einflüsse auf das Ausschaltvermögen des Modell-Lasttrennschalters, werden, sofern möglich, empirische Auslegungsgesetze zur Dimensionierung eines umweltfreundlichen Lasttrennschalters abgeleitet. Sollten keine direkten Zusammenhänge zwischen einzelnen Parametern und dem Ausschaltvermögen erkennbar sein, wird ein qualitativer Zusammenhang formuliert. Die Kombination aus Auslegungsgesetzen und weiteren Richtlinien stellt den Designkriterienkatalog dar, der zur Auslegung des Technologiedemonstrators herangezogen wird.

3.5 Prüfkreis zur normkonformen Prüfung des Ausschaltvermögens

Die Anwendbarkeit des in dieser Arbeit definierten Designkriterienkatalogs wird gezeigt, in dem ein anhand der Kriterien ausgelegter Technologiedemonstrator einer normgerechten Prüfung des Ausschaltvermögens unterzogen wird. Wie in Abschnitt 3.1 beschrieben, ist zur Durchführung der Ausschaltprüfung entweder ein direkter Prüfkreis oder eine leistungsstarke Quelle erforderlich. Um die gleichen Belastungen wie bei einer direkten Ausschaltprüfung, jedoch ohne leistungsstarke Quelle zu erreichen, wird ein synthetischer Prüfkreis entworfen, der sowohl in der thermischen, als auch in der dielektrischen Phase die gleichen Anforderungen an ein Schaltgerät stellt wie die direkte Prüfung. Die Kernanforderungen sind, dass die Strom- und Spannungssteilheiten im Stromnulldurchgang mindestens den Steilheiten der direkten Prüfung entsprechen und dass die Höhe der TRV nach dem Stromnulldurchgang mindestens der Höhe der TRV einer direkten Prüfung entspricht. Zur Charakterisierung der Strom- und Spannungsverläufe wird dazu in einem ersten Schritt der Ausschaltvorgang in der direkten Prüfung als Schaltungssimulation in der Simulationsumgebung MATLAB Simulink nachgebildet. Die Wiederkehrspannung folgt dem in Abbildung 3-2 gezeigten, zweistufigen Verlauf. Der Verlauf der ersten Stufe in den ersten $t = 200 \mu\text{s}$ nach dem Stromnulldurchgang ist in Abbil-

Abbildung 3-13 zeigt den Verlauf der transienten Wiederkehrspannung einer direkten Prüfung in den ersten $t = 200 \mu\text{s}$ nach dem Stromnulldurchgang. Zur Quantifizierung der Belastung in der thermischen und dielektrischen Phase und damit der Anforderungen an den synthetischen Prüfkreis werden, in Anlehnung an [Jon13a], die folgenden Werte definiert: Die Stromsteilheit im Stromnulldurchgang di/dt_{CZ} , die Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang du/dt_{CZ} , die Steigung der Tangente des ersten Anstiegs der Wiederkehrspannung du/dt_T , das erste lokale Maximum der wiederkehrenden Spannung u'_c , die Anstiegszeit bis zum ersten Maximum t_3 und der Wert der Wiederkehrspannung zum Zeitpunkt $t = 2,5 \text{ ms}$ nach dem Stromnulldurchgang u_c . Eine Übersicht über die in der Simulation bestimmten Sollwerte ist in Tabelle 3-2 gegeben. Der Wert von u_c ist oberhalb der normativen Anforderungen gewählt, um eine konservative Prüfung in der dielektrischen Phase zu gewährleisten.

Der synthetische Prüfkreis zur Nachbildung der beschriebenen Belastungen ist in Abbildung 3-14 dargestellt. Der Prüfkreis lässt sich in drei Teile, den Hochstromkreis, den Injektionskreis und den RV-Kreis unterteilen. Um

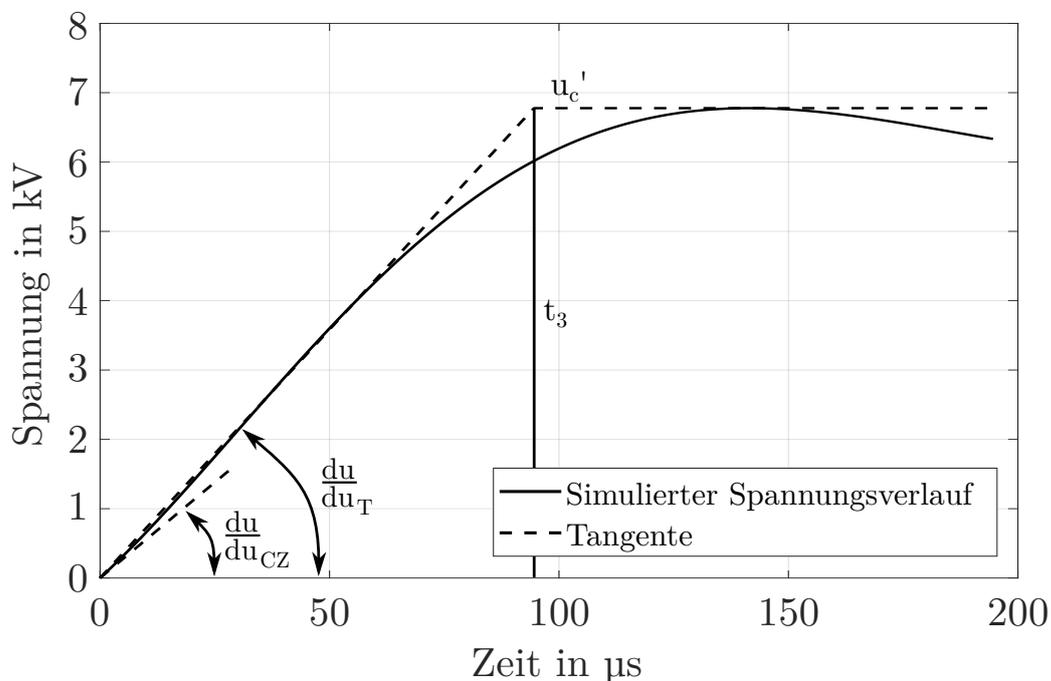


Abbildung 3-13: Verlauf der transienten Wiederkehrspannung einer direkten Prüfung in den ersten $t = 200 \mu\text{s}$ nach dem Stromnulldurchgang

Tabelle 3-2: Anforderungen an eine normgerechte Prüfung des Ausschaltvermögens

Größe	Wert
di/dt_{CZ}	$0,28 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$
du/dt_{CZ}	$62,24 \text{ V } \mu\text{s}^{-1}$
du/dt_T	$71,6 \text{ V } \mu\text{s}^{-1}$
t_3	$94,6 \mu\text{s}$
u'_c	$6,8 \text{ kV}$
u_c	29 kV

einen Versatz zwischen Strom- und Spannungsbelastung zu vermeiden, wird, wie auch bei der Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens, das Stromüberlagerungsverfahren verwendet. Der Hochstrom- und Injektionskreis sowie die Elemente R_p , C_p und R_E entsprechen den in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Kreisen. Die Normprüfung kann mit diesen Kreisen bis zum ersten lokalen Maximum der TRV abgebildet werden. Die Einstellung der Strom- und Spannungssteilheiten erfolgt über eine geeignete Kombination aus Elementgrößen und Ladespannung des Injektionskreises. Ist dieses Maximum durchlaufen, wird die im RV-Kreis verbaute ZFS getriggert und

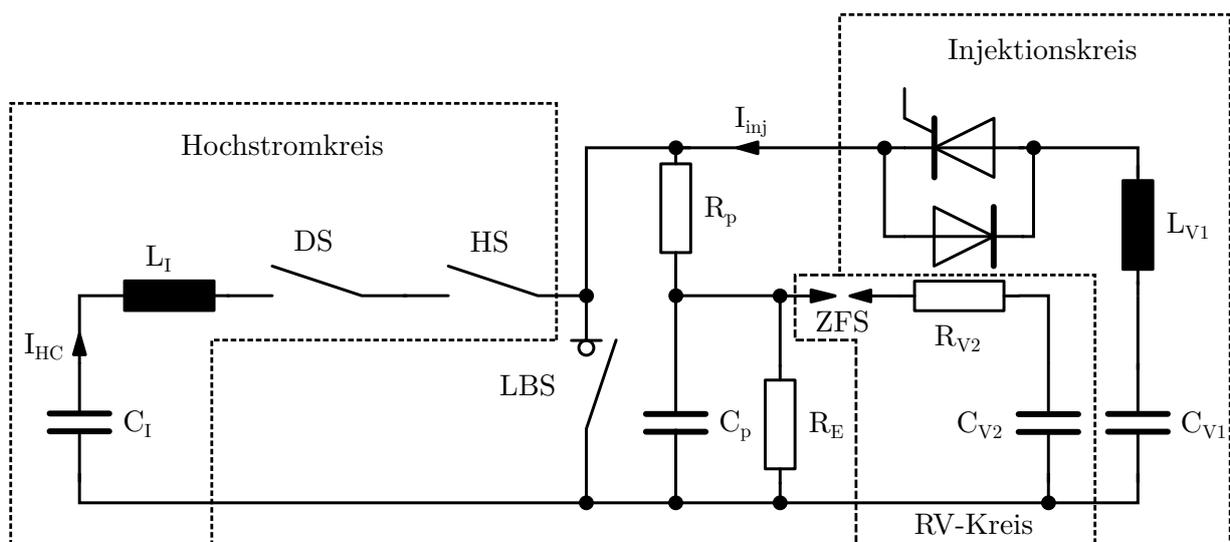


Abbildung 3-14: Synthetischer Prüfkreis zur normkonformen Prüfung des Ausschaltvermögens

der auf das Spannungsmaximum der TRV aufgeladene Kondensator C_{V2} über den Widerstand R_{V2} in die Schaltstrecke entladen. Dadurch kann der weitere Anstieg der Wiederkehrspannung nach Durchlaufen des ersten lokalen Maximums nachgebildet werden. Zur Durchführung der Prüfung müssen die Kapazitäten C_{V1} und C_{V2} mit gegensätzlicher Polarität geladen werden, da es durch die einzelne Halbschwingung des Injektionsstroms zu einem Polaritätswechsel an der Kapazität C_{V1} kommt.

Der vollständige Prüfkreis erlaubt bei korrekter Parametrierung die Nachbildung der in der Norm DIN EN 62271-103 geforderten Prüfung unter Einhaltung aller gestellten Anforderungen.

4 Einfluss des Schalteraufbaus auf das Ausschaltvermögen

Der Aufbau eines zuverlässigen gekapselten Mittelspannungs-Lasttrennschalters erfordert eine detaillierte Kenntnis des Einflusses verschiedener Designparameter auf das Ausschaltvermögen. Zur Definition eines Designkriterienkatalogs, der als Basis für die Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters dient, wird eine Parameterstudie mit den im Abschnitt 3.4 vorgestellten Parametern in einem Modellschalter durchgeführt. Dazu wird für die unterschiedlichen Parameter das thermische und dielektrische Ausschaltvermögen bestimmt.

Alle Untersuchungen werden, soweit nicht anders angegeben, in einer Atmosphäre von 60% vol. N₂ und 40% vol. CO₂ bei einem Fülldruck von $p_f = 1800$ hPa durchgeführt. Der erhöhte Fülldruck im Vergleich zu konventionellen SF₆-isolierten Anlagen steigert die elektrische Festigkeit der kalten Schaltstrecke und erlaubt so eine kompakte Bauweise. Um den Verschleiß während der Parameterstudie gering zu halten, werden die Untersuchungen, sofern nicht anders angegeben, mit einem WCu-Kontaktsystem und einer PTFE Düse durchgeführt. Um eine ausreichende Schaltstrecke zum Stromnulldurchgang zu gewährleisten, wird, sofern nicht anders angegeben, eine Lichtbogenzeit von $t_{libo} > 7$ ms gewählt. Die resultierende Schaltstrecke liegt im Mittel bei $s = 42,5$ mm.

4.1 Einfluss des Kontaktwerkstoffs

Der Einfluss des eingesetzten Kontaktwerkstoffs wird exemplarisch für einen Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa mit einer Düse mit Düsenhalslänge von $l_n = 19$ mm und Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 14$ mm durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchung des thermischen Ausschaltvermögens sind in Tabelle 4-1 gezeigt. Sowohl die kritische als auch die maximale Ausschaltteilheit liegen bei Verwendung des Kupferkontaktsystems oberhalb der Steilheiten des WCu-Kontaktsystems. Der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung ist für beide Kontaktsysteme in Abbildung 4-1 dargestellt. In den ersten $t = 150$ μ s lassen sich keine signifikanten Unterschiede in

Tabelle 4-1: Thermisches Ausschaltvermögen des Modellschalters unter Variation des Kontaktwerkstoffs

	di/dt_{krit}	di/dt_{max}
Kupfer	$0,155 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$	$0,187 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$
Wolfram-Kupfer	$0,130 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$	$0,184 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$

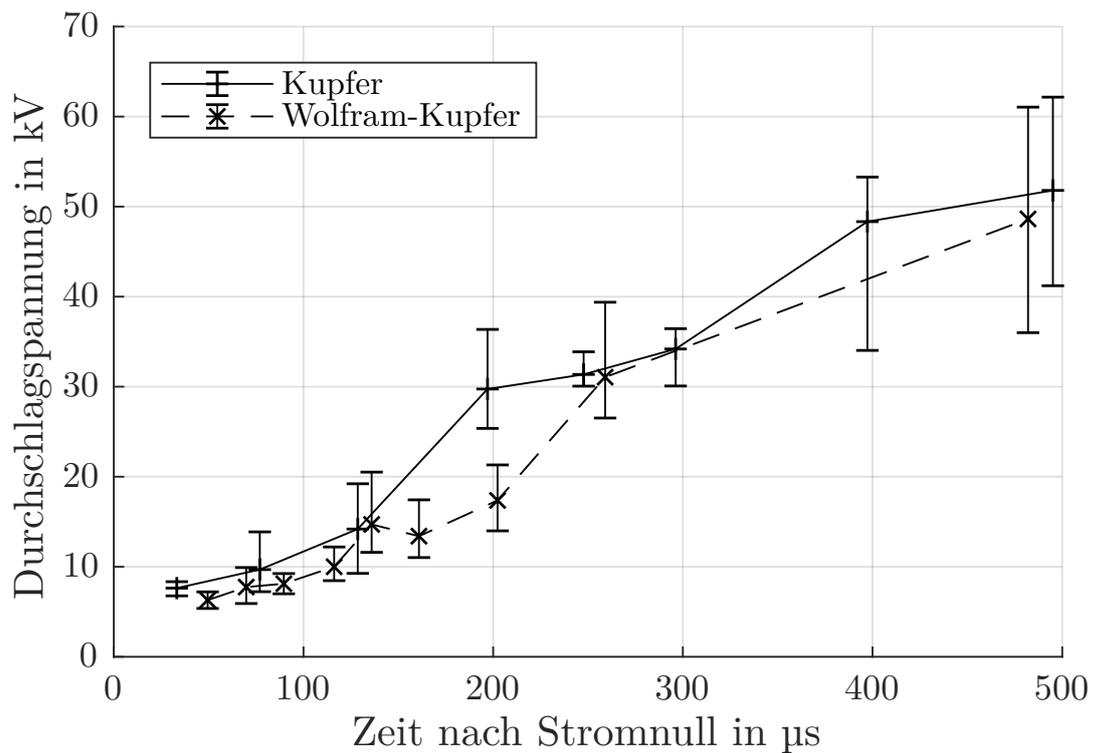


Abbildung 4-1: Dielektrische Wiederverfestigung für die Verwendung verschiedener Kontaktwerkstoffe

der Wiederverfestigung für die verschiedenen Kontaktwerkstoffe beobachten. Im Folgenden, bis etwa $t_d = 250 \mu\text{s}$, treten bei Verwendung des Kupferkontaktsystems höhere Durchschlagspannungen auf. Im späteren zeitlichen Verlauf sind erneut keine Unterschiede zwischen den Kontaktsystemen zu erkennen.

Im Verschleißverhalten zeigen sich große Unterschiede zwischen den beiden Kontaktmaterialien. Das Kupferkontaktsystem weist bereits nach 90 Ausschaltungen starke Verschleißerscheinungen an den Kontaktoberflächen auf. Durch den Lichtbogen kommt es zu Aufschmelzungen an der Oberfläche des Tulpenkontakts, die einzelne Finger der Tulpe verschweißen lassen. Die entstandenen Metalltropfen führen bei den nächsten Schaltheandlungen zu einem Abschälen des Stiftkontakts und folglich zu einer erhöhten Erosion. Nach den 90 Versuchen verschweißt das Kontaktsystem und ein erneutes Öffnen ist nicht möglich. Beim Einsatz eines WCu-Kontaktsystems sind nach über 1000 Ausschaltungen nur geringe Erosionsspuren erkennbar.

Sowohl das höhere thermische Ausschaltvermögen als auch die teilweise schnellere dielektrische Wiederverfestigung deuten auf eine stärkere Kühlung bei Verwendung des Kupferkontaktsystems hin. Die wesentlichen Unterschiede zwischen den Kontakten bestehen zum einen in der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit der Kontakte und zum anderen im unterschiedlichen Abbrandverhalten. Sowohl die erhöhte Wärmeabfuhr durch die Lichtbogenfußpunkte, als auch eine Veränderung der Eigenschaften des Gases durch einen höheren Kupferdampf-Anteil können zu einer Steigerung des Ausschaltvermögens bei Verwendung eines Kupferkontaktsystems führen. Für einen höheren Einfluss der Gaseigenschaften spricht ebenfalls eine höhere Lichtbogenbrennspannung bei Verwendung von Kupferkontakten, vor allem im sog. Löschpeak. Da der Anodenfall sich bei Kupfer und WCu nicht signifikant unterscheidet, ist diese Spannungserhöhung vor allem auf eine effektivere Kühlung im Gasraum zurückzuführen [Hem04]. Dafür kommen zwei Effekte in Frage. Zum einen ist die Wärmeleitfähigkeit von Kupferdampf, vor allem bei höheren Temperaturen, geringfügig größer als die des Löschgases. Zum anderen führt eine signifikante Erhöhung der elektrischen Leitfähigkeit durch den Kupferdampf zu einem breiteren, kühleren Lichtbogen [Lee07; Sie17]. Dem entgegen steht, dass eine erhöhte elektrische

Leitfähigkeit zu einer Verringerung des thermischen Ausschaltvermögens führen müsste. Es wird angenommen, dass die ersten beiden genannten Effekte überwiegen und somit für den beschriebenen Fall zu einer leichten Erhöhung des thermischen Ausschaltvermögens und zu einer geringfügig schnelleren dielektrischen Wiederverfestigung führen.

Der Einsatz von Kupfer zeigt sich im Vergleich zu Wolfram-Kupfer als vorteilhaft bezüglich des thermischen Ausschaltvermögens und der dielektrischen Wiederverfestigung. Dem gegenüber steht ein deutlich stärkerer Materialverschleiß während der Schalthandlungen beim Einsatz von Kupfer, der eine geringere Anzahl an maximalen Ausschaltungen erlaubt. Für die Parameterstudie in dieser Arbeit wird folglich ein Kontaktsystem aus WCu eingesetzt, um eine große Versuchszahl zu erlauben. Die erzielten Ergebnisse der weiteren Untersuchungen sind daher als konservativ zu betrachten, der Einsatz von Kupfer könnte das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung verbessern.

4.2 Einfluss des Beblasungsdrucks

Die Untersuchung des Einflusses des Beblasungsdrucks erfolgt mit einer Düse mit einem Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 11$ mm und einer Düsenhalslänge von $l_n = 24$ mm. Die gewählten untersuchten Beblasungsdrücke liegen bei $p_b = 100; 210; 330; 550; 770$ hPa. Das thermische Ausschaltvermögen ist in Abbildung 4-2 gezeigt. Zur Darstellung des Ausschaltvermögens sind die kritische Stromsteilheit und die maximale Ausschaltsteilheit über dem Beblasungsdruck in ein Diagramm eingetragen. Die Punkte werden miteinander verbunden und resultierende Fläche grau eingefärbt. Die graue Fläche repräsentiert demnach den Bereich, in dem sowohl Halter als auch Versager auftreten. Unterhalb der Fläche ist ein erfolgreiches Ausschalten gesichert. Oberhalb tritt in den Untersuchungen dieser Arbeit kein erfolgreiches Ausschalten mehr auf. Die Stützstellen sind durch Punkte markiert. Die kritische Stromsteilheit steigt etwa linear mit dem Beblasungsdruck an. Die maximale Ausschaltsteilheit liegt bei niedrigen Beblasungsdrücken von $p_b = 100$ hPa über dem doppelten der kritischen Stromsteilheit, bei hohen Beblasungsdrücken beträgt die Abweichung 16 % der kritischen Stromsteilheit. Auch vorangehende Arbeiten zeigen ein höheres Ausschaltvermögen

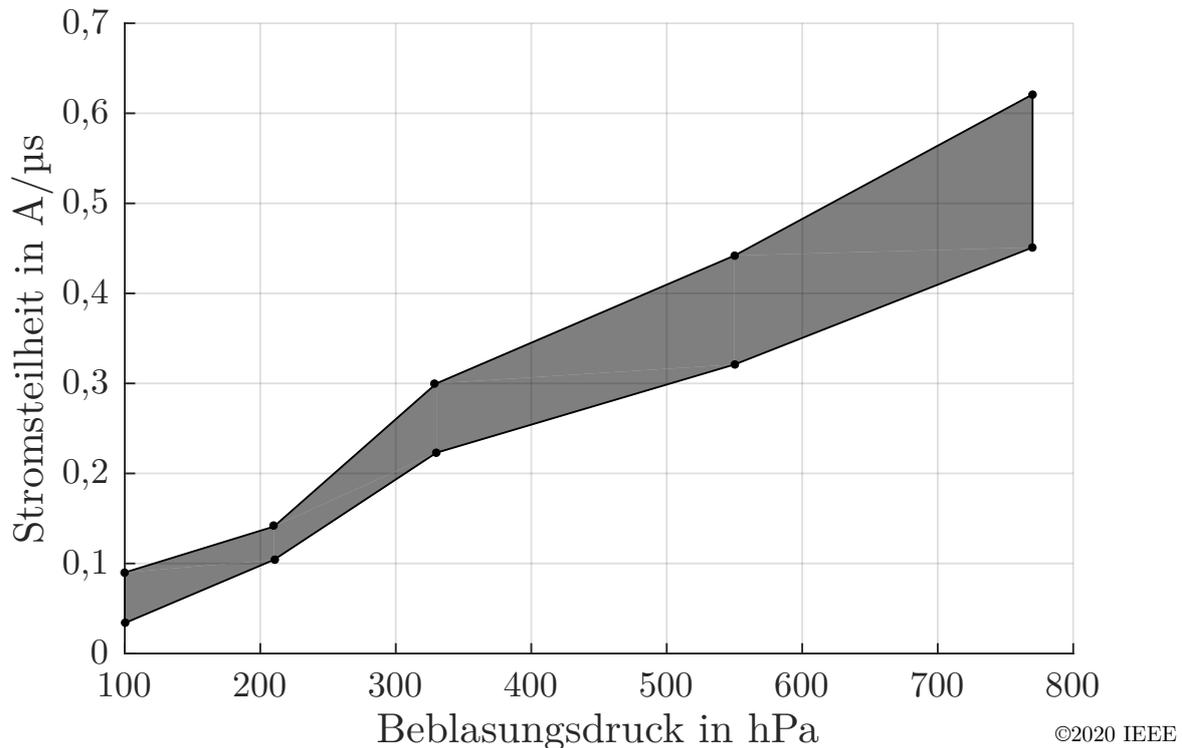


Abbildung 4-2: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks [Ben20]

bei höherem Beblasungsdruck [Sas15; Ran15].

Die Zunahme des thermischen Ausschaltvermögens mit zunehmendem Beblasungsdruck lässt sich auf eine stärkere Kühlung im Bereich des Stromnulldurchgangs zurückführen. Steigt der Beblasungsdruck an, nimmt der Massenstrom durch die Düse und damit auch die konvektive Kühlleistung zu. In Abbildung 4-3 ist der mittels CFD-Simulationen bestimmte Massenstrom der verwendeten Anordnung für verschiedene Beblasungsdrücke exemplarisch für N_2 und CO_2 unter Vernachlässigung des Lichtbogens dargestellt. Mit steigendem Beblasungsdruck nimmt auch der Massenstrom für beide Gase zu. Anders als beim thermischen Ausschaltvermögen ist hier jedoch keine lineare Abhängigkeit festzustellen. Der Zusammenhang folgt, wie bei einer Rohrströmung, einer Wurzelfunktion [Oer12]. Dieser Zusammenhang ist in der Abbildung durch Regressionskurven verdeutlicht. Bei steigendem Beblasungsdruck ist eine Steigerung der konvektiven Kühlung durch Zunahme des Massenstroms nicht der einzige wirkende Effekt für die Zunahme des

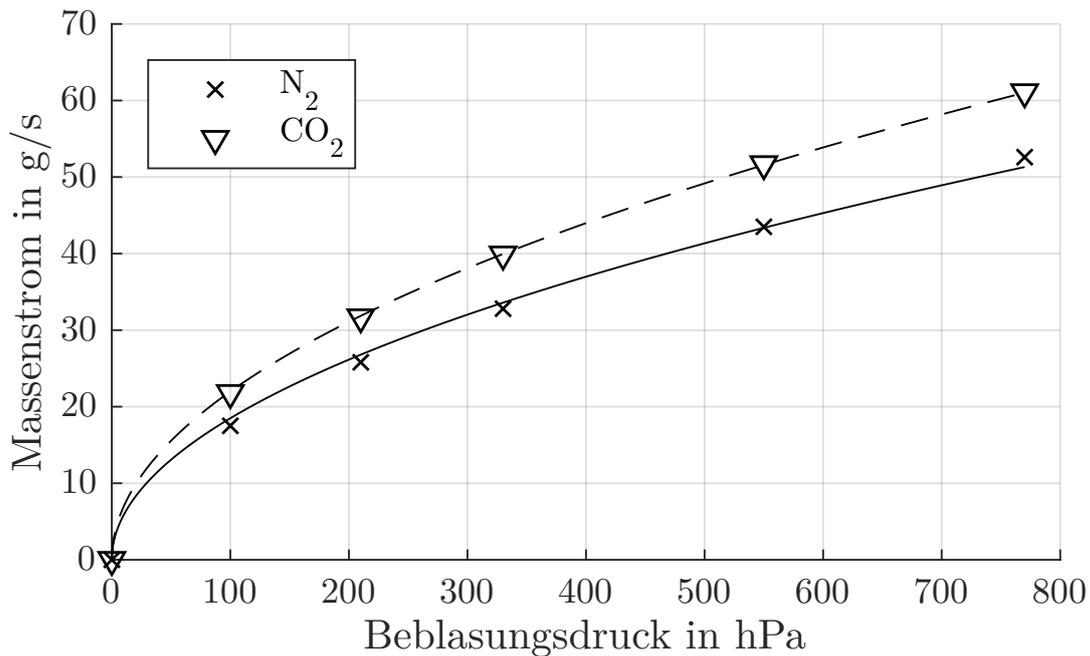


Abbildung 4-3: Numerisch bestimmter Massenstrom durch die Düse für verschiedene Beblasungsdrücke

thermischen Ausschaltvermögens. Da bei steigenden Strömungsgeschwindigkeiten ebenfalls die Intensität der turbulenten Kühlung zunimmt, wird angenommen, dass der zunehmende Einfluss der Turbulenzen bei höheren Beblasungsdrücken für eine weitere Steigerung des Ausschaltvermögens sorgt. Eine Verstärkung der Turbulenz intensiviert nicht nur die konvektive Kühlung, sondern sorgt auch für eine bessere Durchmischung des Plasmas mit abgebranntem Düsenmaterial. Dadurch kann zusätzlich der Hartgaseffekt verstärkt werden.

In Abbildung 4-4 ist der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung für verschiedene Beblasungsdrücke im Bereich $p_b = 330 \dots 770$ hPa gezeigt. Aufgrund des niedrigen thermischen Ausschaltvermögens bei Beblasungsdrücken $p_b < 330$ hPa, werden diese in der Untersuchung der Wiederverfestigung nicht mit einbezogen. Im Bereich $t_d < 200 \mu\text{s}$ treten bei den Beblasungsdrücken $p_b = 550$ hPa und $p_b = 770$ hPa höhere Durchschlagsspannungen als bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa auf. Bei diesen hohen Beblasungsdrücken ist jedoch ebenfalls eine starke Streuung der Spannungswerte zu beobachten. Im späteren zeitlichen Verlauf ist kein eindeutiger

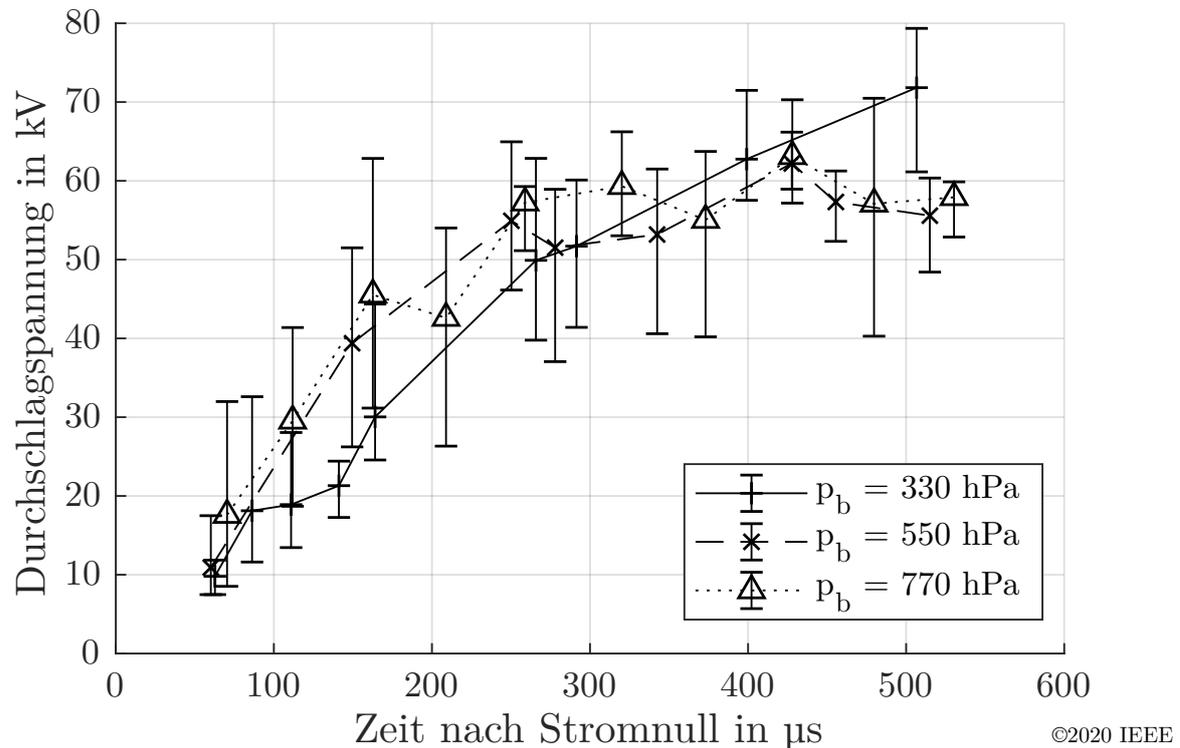


Abbildung 4-4: Dielektrische Wiederverfestigung in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks [Ben20]

Unterschied zwischen den Beblasungsdrücken mehr erkennbar. Auffällig ist, dass bei höheren Beblasungsdrücken vermehrt niedrige Ausreißer auftreten. Die vermeintlich höhere Kühlung bei höherem Beblasungsdruck in der thermischen Phase zeigt lediglich einen kleinen Einfluss zu Beginn der dielektrischen Phase. Jedoch treten bei höheren Beblasungsdrücken Ausreißer in der Durchschlagsspannung nach unten auf. Diese deuten vor allem auf größere Schwankungen in der kalten dielektrischen Phase bei höheren Beblasungsdrücken hin und lassen sich daher auf strömungsbedingte Effekte, wie z.B. Unterdruckgebiete, zurückführen. Überlagert man die Verläufe der dielektrischen Wiederverfestigung mit der TRV einer Netzlaststromunterbrechung (vgl. Abschnitt 3.1), zeigt sich, dass bei keinem der hier untersuchten Beblasungsdrücke mit einem dielektrischen Versagen zu Rechnen ist.

Durch die Zunahme des Massenstroms durch die Düse und der Turbulenzen bei einer Erhöhung des Beblasungsdrucks nimmt auch die konvektive Kühlleistung zu. Daraus resultiert eine näherungsweise lineare Zunahme

der kritischen Stromsteilheit. Auch zu Beginn der dielektrischen Phase zeigt sich eine geringfügig schnellere Wiederverfestigung. Eine Erhöhung des Beblasungsdrucks bedeutet jedoch in der Anwendung eine Vergrößerung des Kolbens im Kompressionsvolumen und eine Verstärkung des Antriebs und sollte daher möglichst vermieden werden.

4.3 Einfluss des Kontaktdurchmessers

Die Untersuchung des Einflusses des Kontaktdurchmessers wird für $d_c = 10$ mm und $d_c = 20$ mm durchgeführt. Die Düsenhalslänge der eingesetzten Düsen beträgt $l_n = 24$ mm. Die Düsendurchmesser beider Düsen sind zu $d_n = 11$ mm und $d_n = 21$ mm gewählt. Der Abstand zwischen Düsenrand und Stiftkontakt ist somit in beiden Untersuchungen gleich. Die durchströmte Ringfläche zwischen Stiftkontakt und Düsenwand ist bei Verwendung des größeren Kontaktsystems größer.

Das thermische Ausschaltvermögen für die untersuchten Kontaktdurchmesser ist für verschiedene Beblasungsdrücke in Abbildung 4-5 gezeigt. Die Darstellungsweise entspricht der Darstellung in Abbildung 4-2. Für beide untersuchten Kontaktdurchmesser nimmt das thermische Ausschaltvermögen mit steigenden Beblasungsdruck zu. Die kritische Stromsteilheit bei Verwendung eines Kontaktdurchmessers von $d_c = 20$ mm liegt unterhalb der kritischen Stromsteilheit bei Verwendung des Kontaktsystems mit $d_c = 10$ mm. Des Weiteren liegt beim größeren Kontaktsystem eine geringere Abhängigkeit des Ausschaltvermögens vom Beblasungsdruck vor. Aus diesem Grund wird der untersuchte Druckbereich zu $p_b = 400 \dots 1400$ hPa verschoben.

Das Band zwischen kritischer Stromsteilheit und maximaler Ausschaltsteilheit ist bei Verwendung des größeren Kontaktsystems breiter. Es gibt daher einen großen Bereich, in dem sowohl Halter als auch Versager auftreten. Das niedrigere Ausschaltvermögen bei Verwendung des größeren Kontaktsystems wird auf eine geringere Rückwirkung der größeren Düse auf den Lichtbogen zurückgeführt. Der größere Abstand zwischen Lichtbogen und Düsenwand führt zu einem geringeren Düsenabbrand und somit zu einer Verringerung des Hartgaseffekts. Des Weiteren kann der Lichtbogen sich im Inneren des Düsenhalses stärker bewegen, woraus eine größere Varianz und

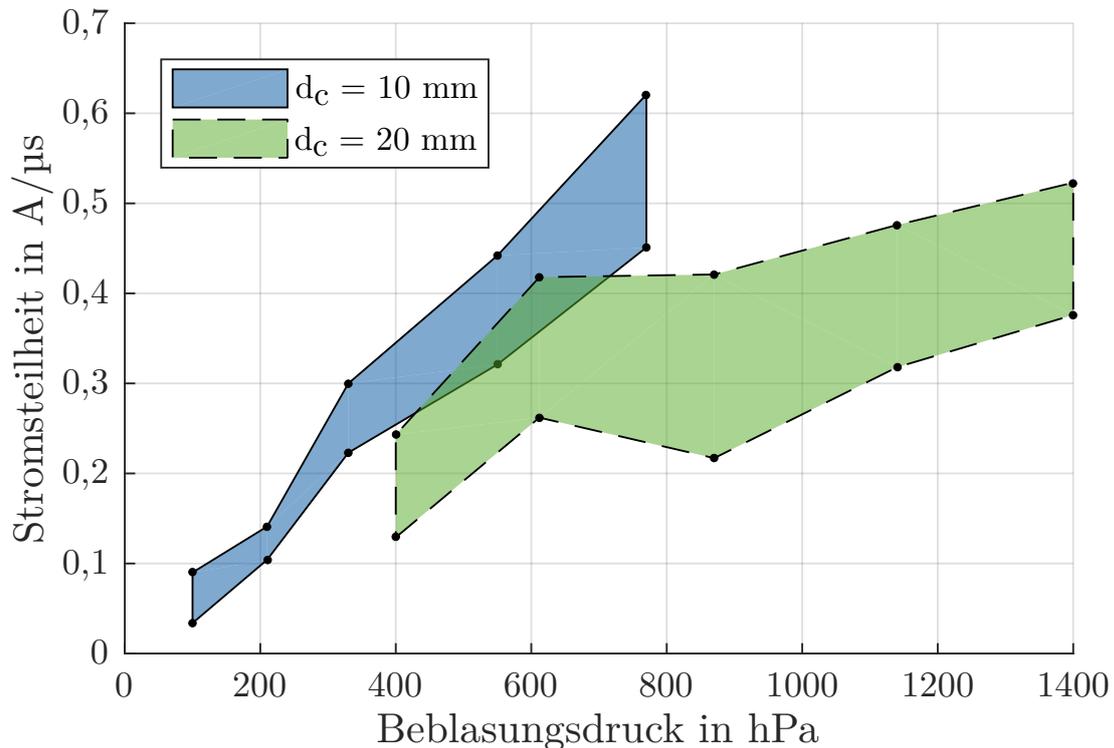


Abbildung 4-5: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks für verschiedene Kontaktdurchmesser

daraus resultierend eine größere Streuung im Ausschaltvermögen resultiert. Außerdem führt ein entsprechend großer Kontakt zu einer größeren Stauzone vor dem Kontakt während dieser sich noch innerhalb der Düse befindet, in der der Lichtbogen nicht ausreichend gekühlt wird. Diese Ergebnisse stehen im Gegensatz zu bisher veröffentlichten Untersuchungen in Luft, nach denen eine Vergrößerung des Kontaktsystems im Bereich $d_c = 6...10$ mm zu einer Steigerung des Ausschaltvermögens führt, was auf eine Zunahme des Massenstroms zurückgeführt wird [Sas15]. Es wird angenommen, dass die Rückwirkung der Düsenwand bei kleinen Kontakt- und Düsendurchmessern ausreichend hoch ist und daher die Zunahme des Massenstroms bei Vergrößerung des Kontaktsystems einen großen Einfluss hat. Bei größeren Kontaktdurchmessern $d_c > 10$ mm nimmt die Rückwirkung der Düsenwand ab. Weiterhin wird erwartet, dass der Effekt einer Vergrößerung der Stauzone bei kleineren Kontaktdurchmessern im Bereich $d_c = 6...10$ mm weniger

ausgeprägt ist.

Durch die Abnahme des thermischen Ausschaltvermögens bei Vergrößerung des Kontaktdurchmessers von $d_c = 10$ mm zu $d_c = 20$ mm, sind zur Erzielung eines ausreichenden Löschvermögens größere Beblasungsdrücke als bei einem Kontaktsystem mit $d_c = 10$ mm erforderlich. Durch den größeren Strömungsquerschnitt ist zusätzlich für den gleichen Beblasungsdruck wie bei einem 10 mm Kontaktsystem eine größere Kolbenfläche und damit einhergehend ein stärkerer Antrieb erforderlich. Die Kombination dieser Zusammenhänge führt dazu, dass ein Kontaktsystem mit einem Durchmesser von $d_c = 20$ mm nicht weiter betrachtet wird.

4.4 Einfluss der eingesetzten Düse

Der Einfluss der eingesetzten Düse auf das Ausschaltvermögen wird anhand des Düsenhalsdurchmessers, der Düsenhalslänge und des verwendeten Düsenmaterials untersucht. Für alle Parameter wird das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung bestimmt.

4.4.1 Einfluss der Düsenhalslänge

Zur Untersuchung des Einflusses der Düsenhalslänge l_n auf das Ausschaltvermögen wird ein fester Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 14$ mm gewählt. Es wird angenommen, dass eine Änderung der Düsenhalslänge bei anderen Düsenhalsdurchmessern vergleichbare Einflüsse hat. Das thermische Ausschaltvermögen in Abhängigkeit der Düsenhalslänge ist für verschiedene Beblasungsdrücke in Abbildung 4-6 gezeigt. Für alle untersuchten Düsenhalslängen ist eine Zunahme des Ausschaltvermögens mit steigendem Beblasungsdruck zu beobachten. Für niedrige Beblasungsdrücke unterhalb von $p_b = 330$ hPa ist kein eindeutiger Einfluss der Düsenhalslänge auf das Ausschaltvermögen erkennbar. Für höhere Beblasungsdrücke steigt sowohl die kritische Stromsteilheit als auch die maximale Ausschaltsteilheit mit der Düsenhalslänge an. Der Wert der maximalen Ausschaltsteilheit bei einer Düsenhalslänge von $l_n = 24$ mm und einem Beblasungsdruck von $p_b = 770$ hPa liegt oberhalb der maximalen Ausschaltsteilheit bei einer Düsenhalslänge von $l_n = 29$ mm und wird daher als statistischer Ausreißer gewertet. Die

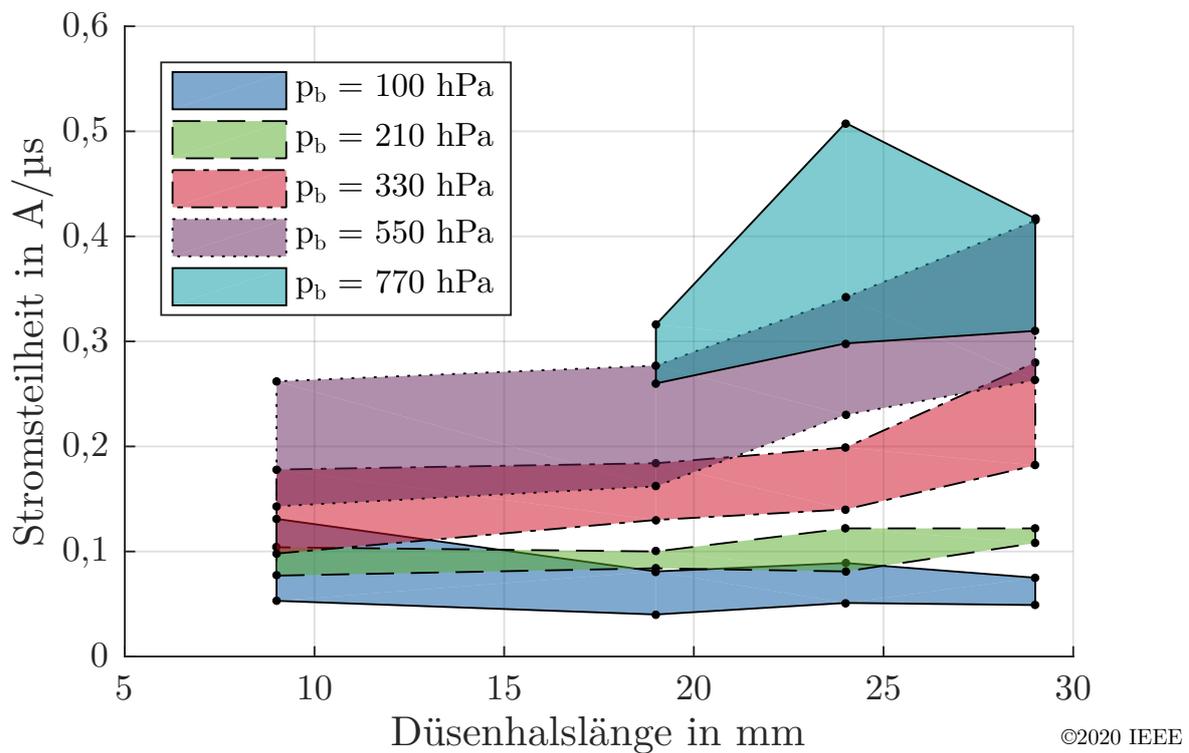


Abbildung 4-6: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit der Düsenhalslänge für verschiedene Beblasungsdrücke [Ben20]

Ergebnisse deuten auf eine effektivere Lichtbogenkühlung bei Verlängerung des Düsenhalses hin. Bei kürzeren Düsen verlässt der Stiftkontakt zu einem früheren Zeitpunkt die Düse. Es kommt daher dazu, dass der Lichtbogen auf einem längeren Teil der Schaltstrecke nicht durch die Düse geführt ist und somit der kühlenden Strömung ausweichen kann. Bei längeren Düsen hingegen wird der Lichtbogen auf einem Großteil seiner Strecke in die kühlende Strömung gezwungen, woraus ein erhöhtes Ausschaltvermögen resultiert. Dieser Effekt kommt vor allem bei höheren Beblasungsdrücken oberhalb von $p_b = 210$ hPa zum Tragen. Des Weiteren führt eine Verlängerung der Düse auch zu einer größeren Düsenfläche in Lichtbogennähe und damit zu einem erhöhten Hartgaseffekt, welcher wiederum zu einer Verbesserung des Ausschaltvermögens beiträgt. Aufgrund des niedrigen Ausschaltvermögens bei Verwendung der Düse mit einer Düsenhalslänge von $l_n = 9$ mm, wird diese bei höheren Beblasungsdrücken von $p_b = 770$ hPa nicht betrachtet.

Der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330 \text{ hPa}$ ist für verschiedene Düsenhalblängen in Abbildung 4-7 dargestellt. Für Verzögerungszeiten $t_d < 100 \mu\text{s}$ ist keine eindeutige Abhängigkeit der dielektrischen Wiederverfestigung von der Düsenhalblänge feststellbar. Im Bereich $t_d = 100 \dots 400 \mu\text{s}$ zeigt sich eine schnellere Wiederverfestigung bei Verlängerung des Düsenhalses. Diese Beobachtung deutet, ebenso wie die Erhöhung des thermischen Ausschaltvermögens auf eine gesteigerte Kühlleistung der Lichtbogenzone bei längerem Düsenhals hin. Ein auf einem längeren Teilstück der Schaltstrecke geführter Lichtbogen resultiert in der Vermeidung von Heißgaswolken, die sich außerhalb der Düse in Gebieten niedrigerer Strömungsgeschwindigkeiten bilden und zu einer Herabsetzung der elektrischen Festigkeit führen.

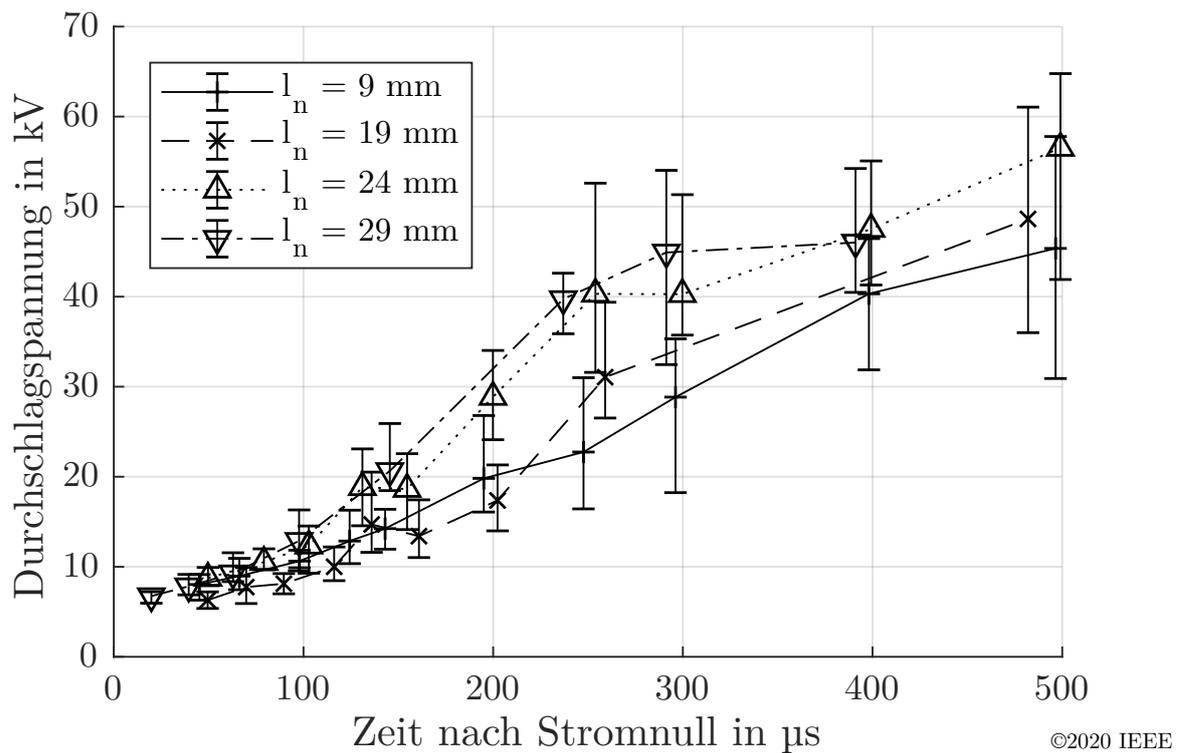


Abbildung 4-7: Dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Düsenhalblängen [Ben20]

4.4.2 Einfluss des Düsenhalsdurchmessers

Der Einfluss des Düsenhalsdurchmessers auf das Ausschaltvermögen wird bei einer Düsenhalslänge von $l_n = 24$ mm untersucht. Auch hier wird von vergleichbaren Einflüssen bei anderen Düsenhalslängen ausgegangen. Die Verläufe der kritischen Stromsteilheit und maximalen Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Düsendurchmessers sind in Abbildung 4-8 für verschiedene Beblasungsdrücke dargestellt. Wie auch bei der Düsenhalslänge ist für Beblasungsdrücke $p_b < 210$ hPa kein eindeutiger Einfluss des Düsenhalsdurchmessers auf das thermische Ausschaltvermögen erkennbar. Bei höheren Beblasungsdrücken nimmt das thermische Ausschaltvermögen mit zunehmendem Düsendurchmesser ab. Eine Ausnahme bilden die Ergebnisse bei Verwendung eines Düsenhalsdurchmessers von $d_n = 10$ mm. In diesem Fall ist die Düse bis zur Freigabe vollständig durch den Stiftkontakt verschlossen. Die Ausbildung einer Gasströmung erfolgt erst kurz vor dem Stromnull-

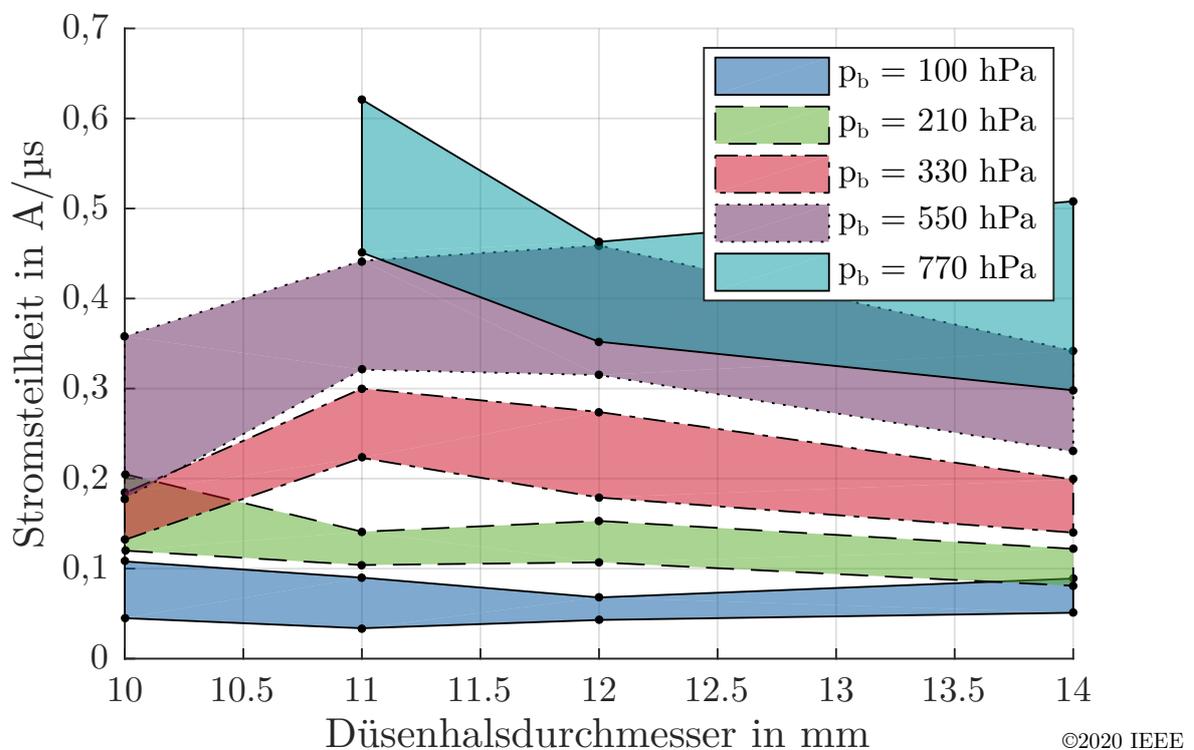


Abbildung 4-8: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Düsenhalsdurchmessers für verschiedene Beblasungsdrücke [Ben20]

durchgang. Da sich in dieser Zeit kein ausreichendes Strömungsfeld zur Lichtbogenkühlung aufbauen kann, verringert sich das Ausschaltvermögen. Aus diesem Grund wurde ein höherer Beblasungsdruck von $p_b = 770$ hPa für diesen Durchmesser nicht betrachtet.

Die Steigerung des Ausschaltvermögens bei Verringerung des Düsenhalsdurchmessers deutet eine effektivere Lichtbogenkühlung für kleinere Durchmesser an. Dafür kommen zwei Effekte, die bessere Führung der Gasströmung und ein höherer Einfluss des Hartgaseffekts, in Frage. Die engste Stelle des Strömungsquerschnitts befindet sich, wenn der Stift die Düse verlassen hat, im Inneren des Tulpenkontakts. Unter der vereinfachten Annahme einer inkompressiblen Strömung begrenzt dieser Punkt damit den Massenstrom, der folglich für alle untersuchten Düsen gleich ist. Auch numerische Berechnungen des Massenstroms mittels CFD-Simulationen in Stickstoff und unter Vernachlässigung des Lichtbogens zeigen keinen signifikanten Einfluss des Düsenhalsdurchmessers auf dem Massenstrom. Eine numerisch bestimmte Aufteilung der Massenstromdichte, als mit der Dichte gewichtete Strömungsgeschwindigkeit, in der Mitte des Düsenhalses bei Verwendung von N_2 ist für einen Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa in Abbildung 4-9 dargestellt. Der Lichtbogen ist auch bei dieser Betrachtung vernachlässigt. Die Düse mit dem größten Düsenhalsdurchmesser weist die maximale Massenstromdichte, und damit einhergehend auch theoretisch die maximale konvektive Kühlleistung im Zentrum auf. Die Unterschiede in den Massenstromdichten im Zentrum sind jedoch eher gering und es wird kein Einfluss auf das Ausschaltvermögen erwartet. Im Düsenrandbereich zeigen sich hingegen größere Unterschiede in der Verteilung der Massenstromdichte. Bei kleineren Düsendurchmessern ist die Randzone, in der es zu einem Abfall der Massenstromdichte kommt, kleiner. Dieser Umstand deutet auf eine höhere turbulente Durchmischung im Randbereich hin, was zu einer höheren Durchsetzung der Lichtbogenzone mit Polymerdampf und damit einer Verstärkung des Hartgaseffekts führen könnte. Weiterhin wird erwartet, dass aufgrund des geringeren Abstands zwischen Lichtbogensäule und Düsenwand ein höherer Abbrand und damit einhergehend ein stärkerer Hartgaseffekt auftritt. Die gemessenen Massenverluste liegen im Mittel pro Versuch für einen Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 14$ mm bei $\Delta m = 1,96$ mg, für $d_n = 12$ mm bei $\Delta m = 3,14$ mg und für

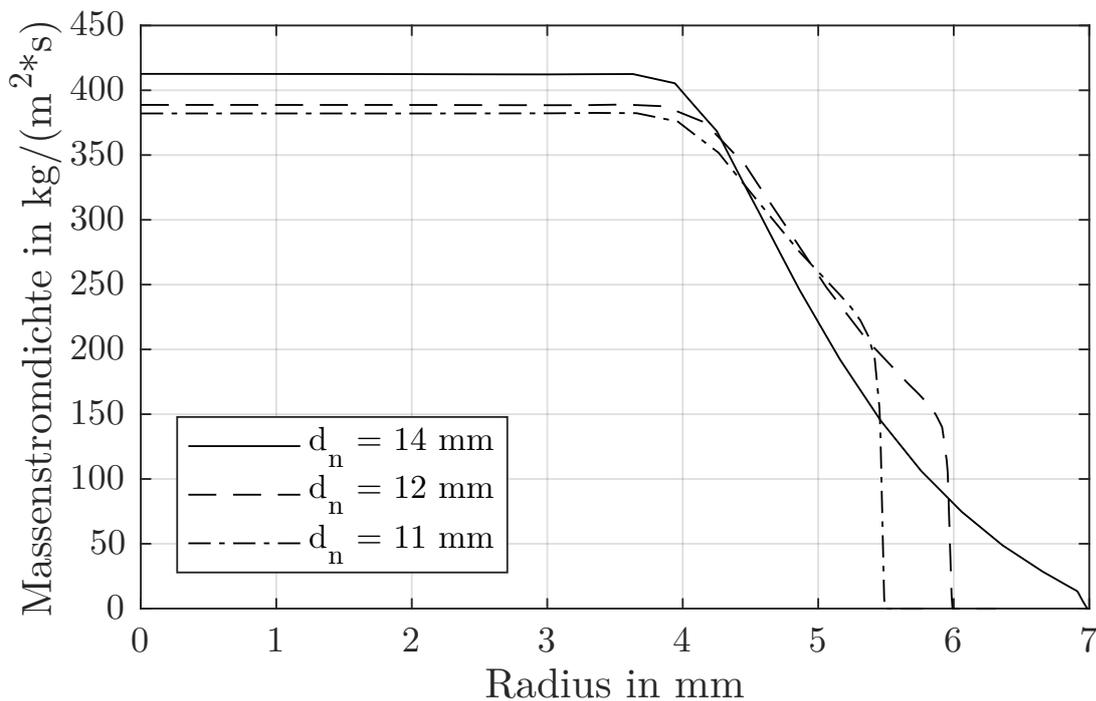


Abbildung 4-9: Numerisch bestimmter Verlauf der Massenstromdichte in der Mitte des Düsenhalses

$d_n = 11 \text{ mm}$ bei $\Delta m = 3,44 \text{ mg}$. Diese Messungen stützen daher die These der Intensivierung des Hartgaseffekts mit Verringerung des Düsenhalsdurchmessers.

Der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330 \text{ hPa}$ ist für verschiedene Düsenhalsdurchmesser in Abbildung 4-10 gezeigt. Für Verzögerungszeiten oberhalb von $t_d = 100 \mu\text{s}$ findet bei Verwendung kleinerer Düsenhalsdurchmesser eine schnellere dielektrische Wiederverfestigung statt. Die Durchschlagspannungen für die Düsendurchmesser von $d_n = 11 \text{ mm}$ und $d_n = 12 \text{ mm}$ liegen oberhalb der Durchschlagspannungen der anderen Düsen. Daher ist auch nach dem Stromnulldurchgang eine effektivere Kühlung durch Verringerung des Düsendurchmessers erreichbar. In der dielektrischen Phase spielt zusätzlich eine Verringerung des Düsenhalsvolumens eine Rolle, welches bei kleineren Düsenhalsdurchmessern und konstantem Massenstrom schneller ausgeräumt werden kann. Vor allem im Düsenrandbereich kommt es durch die höheren Massenstromdichten zu einem schnelleren Abkühlen. Die Ausnahme bil-

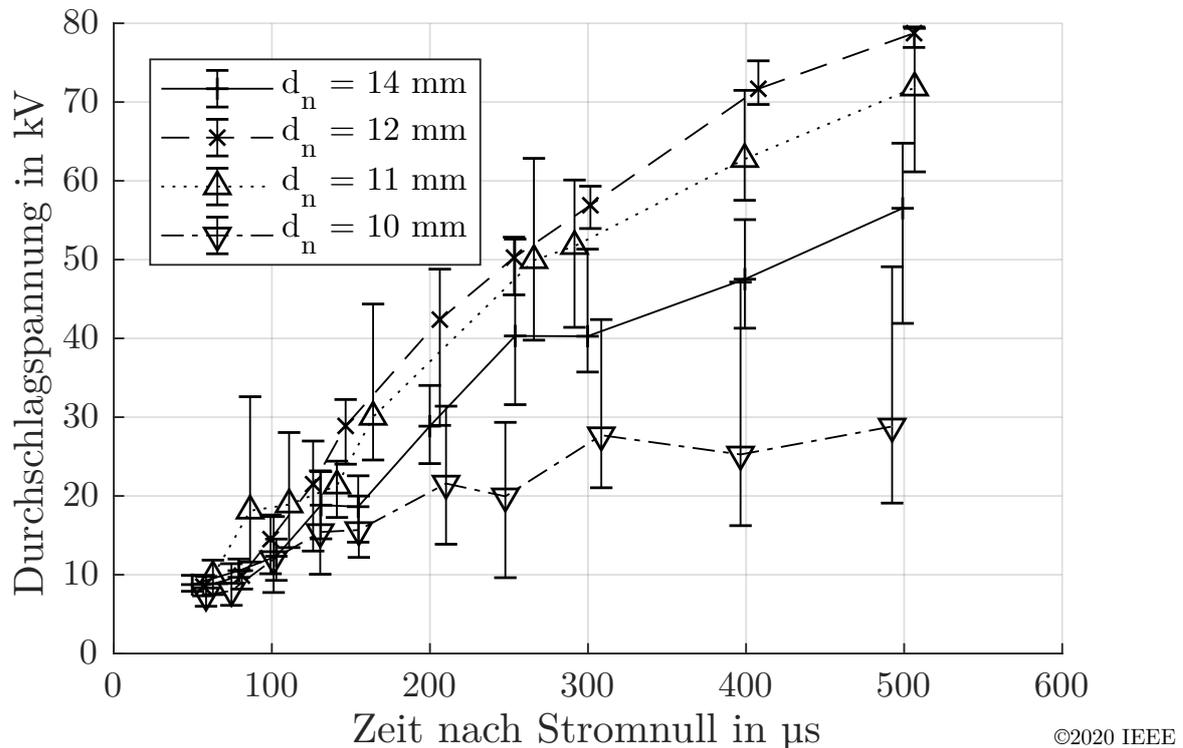


Abbildung 4-10: Dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Düsenhalsdurchmesser [Ben20]

det hier wiederum das Düsen­system mit dem Düsen­hals­durch­messer von $d_n = 10$ mm. Durch die Ver­stop­fung des Düsen­hals­es kommt es zu einer verzögerten Aus­bil­dung des Strömungs­feldes und da­raus re­sul­tierend zu einer ge­rin­ge­ren Küh­lung und da­mit lang­sa­me­ren Wiederverfestigung.

Eine Ver­rin­ge­rung des Düsen­hals­durch­messers wirkt sich po­si­tiv auf das ther­mische Aus­schalt­ver­mö­gen und die dielek­trische Wiederverfestigung aus. Wird der Düsen­hals je­doch zu eng ge­wählt, ver­stopft der Stift­kontakt wäh­rend der größ­ten Zeit des Aus­schalt­vor­gangs die Düse und es kann kei­ne kon­vek­tive Küh­lung statt­finden. Der Düsen­hals­durch­messer sollte da­her mög­lichst eng ge­wählt wer­den, ohne dass eine Ver­stop­fung der Düse auf­tritt.

4.4.3 Einfluss des Düsenmaterials

Zur Un­ter­suchung des Ein­flusses des Düsen­ma­te­ri­als auf den Aus­schalt­vor­gang wird eine Düse mit einer Düsen­hals­länge von $l_n = 24$ mm und einem

Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 11$ mm eingesetzt. Diese Düse zeigt das höchste thermische Ausschaltvermögen der untersuchten Düsen, es wird daher von dem höchsten Einfluss des Hartgaseffekts ausgegangen. Als Düsenmaterialien werden die Polymere PTFE, PP und PA6.6 untersucht. Um ein relevantes thermisches Ausschaltvermögen zu erreichen, werden lediglich Beblasungsdrücke im Bereich $p_b = 330 \dots 770$ hPa untersucht.

Der Verlauf des thermischen Ausschaltvermögens in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks ist für alle untersuchten Düsenmaterialien in Abbildung 4-11 gezeigt. Bei allen untersuchten Materialien nimmt das thermische Ausschaltvermögen mit steigendem Beblasungsdruck zu. Die kritische Stromsteilheit bei Verwendung der Materialien PP und PA6.6 weist eine höhere Abhängigkeit vom Beblasungsdruck als bei Verwendung einer PTFE Düse auf. Bei einem niedrigen Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa liegt sie unterhalb des Ausschaltvermögens von PTFE, bei höheren Beblasungsdrücken

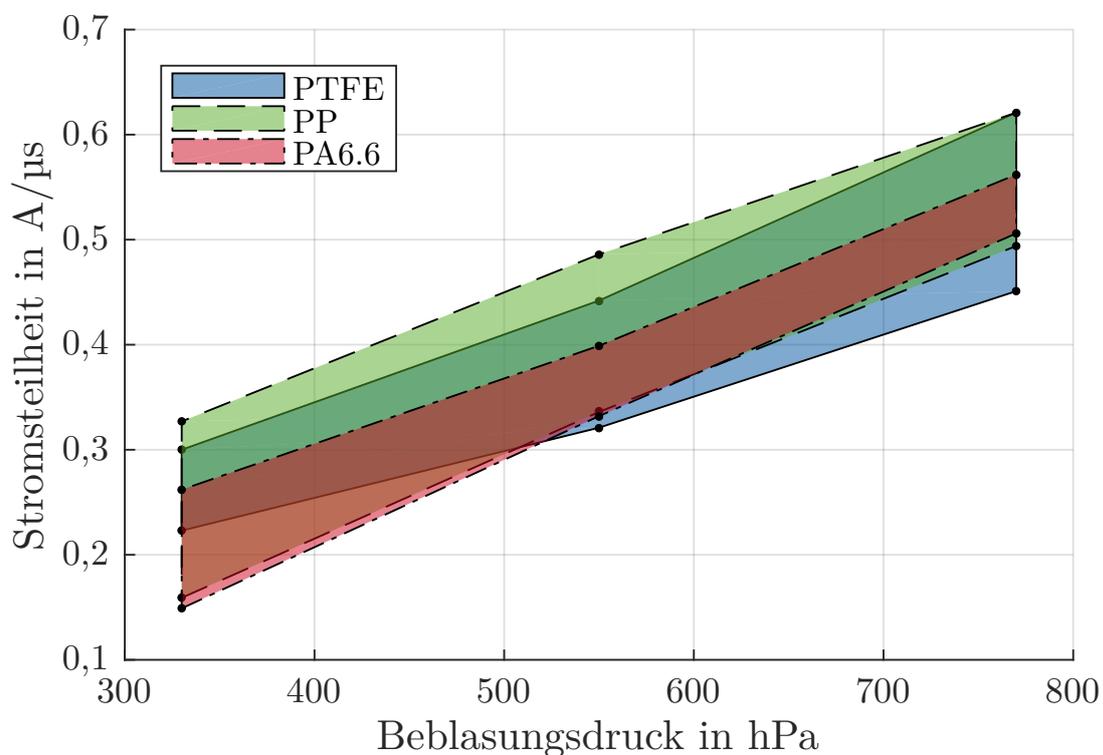


Abbildung 4-11: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks für verschiedene Düsenmaterialien

darüber. Die maximale Ausschaltteilheit ist beim Einsatz von PP und PTFE bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 770$ hPa nahezu identisch. Im restlichen betrachteten Druckbereich zeigt PP ein breites Band zwischen di/dt_{krit} und di/dt_{max} . Beim Einsatz von PP treten folglich noch erfolgreiche Ausschaltversuche bei höheren Stromsteilheiten trotz niedriger kritischer Stromsteilheit auf.

Das höhere Ausschaltvermögen bei Verwendung von PP oder PA6.6 bei hohen Beblasungsdrücken wird auf einen höheren Wasserstoffanteil in der Lichtbogenzone und damit einen stärkeren Einfluss des Hartgaseffekts zurückgeführt. Bei geringen Beblasungsdrücken zeigt sich kein erhöhtes thermisches Ausschaltvermögen. Es wird angenommen, dass der erhöhte Materialabbrand der Kunststoffe PP und PA6.6 zu einem Gegendruck innerhalb der Düse führt und die Ausbildung eines kühlenden Strömungsfelds hemmt. Der durchschnittliche Masseverlust der einzelnen Materialien pro Ausschaltversuch mit $I = 630$ A ist in Tabelle 4-2 aufgetragen. Die abgebrannte Masse ist für PTFE nach 100 Versuchen und für PP und PA6.6 jeweils nach zehn Versuchen bestimmt und gemittelt. Der höhere Abbrand von PP im Vergleich zu PA6.6 ist auf die niedrigere Schmelztemperatur und die dunklere Färbung zurückzuführen. Der Abbrand von PP und PA6.6 liegt fast doppelt so hoch wie der Abbrand von PTFE. Daraus resultiert ein höherer Gegendruck, der sich in der Düse aufbaut und es muss ein höherer Beblasungsdruck angelegt werden, um das gleiche Strömungsfeld zu erhalten. Ist der Beblasungsdruck ausreichend hoch gewählt, folgt durch den erhöhten Wasserstoffanteil und die daraus resultierende verbesserte Kühlung ein höheres thermisches Ausschaltvermögen.

Tabelle 4-2: Durchschnittlich abgebrannte Masse pro Versuch mit $I = 630$ A für verschiedene Düsenmaterialien

Material	Abbrand in mg
PTFE	3,4
PP	5,8
PA6.6	5,2

Der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung bei Einsatz der verschiedenen Düsenmaterialien ist in Abbildung 4-12 dargestellt. Der eingestellte Beblasungsdruck beträgt $p = 330 \text{ hPa}$. Die Verläufe der Durchschlagspannungen beim Einsatz von PP und PTFE liegen für Verzögerungszeiten von $t_d < 320 \mu\text{s}$ dicht beieinander. Im folgenden Verlauf liegen die Durchschlagspannungen bei Verwendung von PP leicht unterhalb der Durchschlagspannungen bei eingesetzter PTFE-Düse. Die Durchschlagspannungen bei Verwendung von PA6.6 liegen im gesamten betrachteten Zeitbereich am niedrigsten, mit Ausnahme des Zeitpunkts bei $t_d = 260 \mu\text{s}$. Zusätzlich weist die Durchschlagspannung eine starke Streuung auf, bei Verzögerungszeiten unterhalb von $t_d = 200 \mu\text{s}$ treten Durchschläge unterhalb von $U = 10 \text{ kV}$ und damit unterhalb der TRV einer Netzlaststromausschaltung auf.

Die untersuchten Kunststoffe unterscheiden sich vor allem durch ihre Schmelztemperatur und die Zusammensetzung des Dampfs. Während bei der Sublimation von PTFE in großen Teilen Fluor vorliegt, dominiert bei PP und

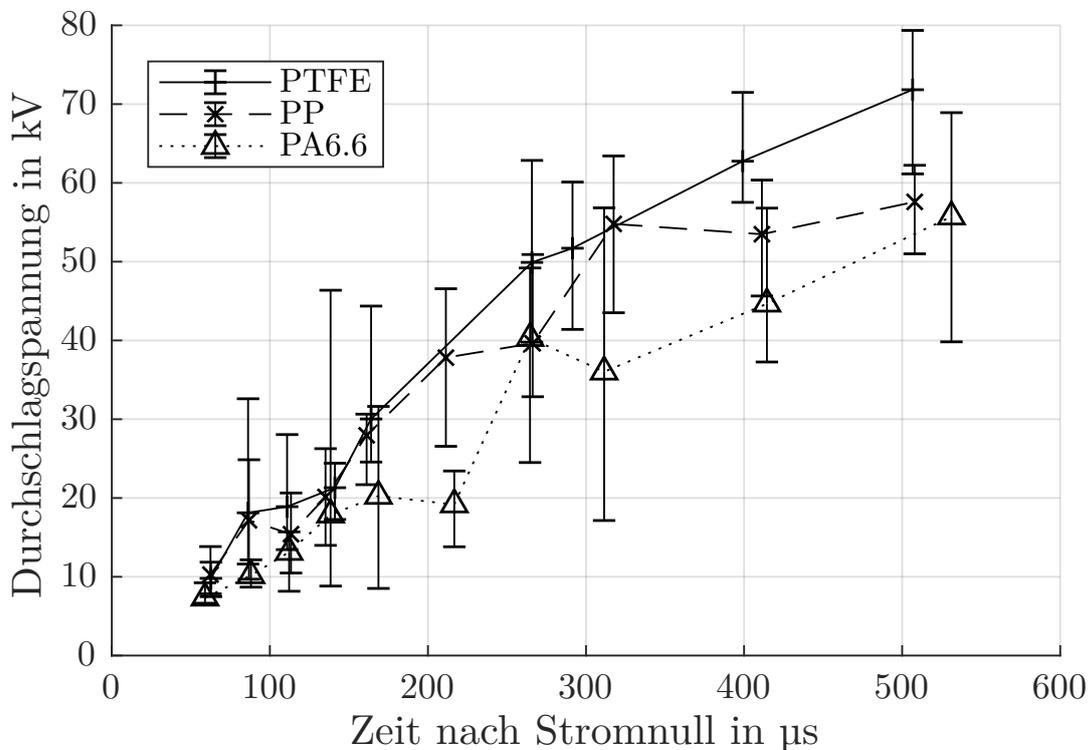


Abbildung 4-12: Dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Düsenmaterialien

PA6.6 Wasserstoff [And97; Kri99]. Letzterer führt durch seine hohe Wärmeleitfähigkeit bei ausreichendem Beblasungsdruck zu einer Erhöhung des thermischen Ausschaltvermögens. Er ist jedoch, im Gegensatz zu Fluor, nicht im Stande freie Kohlenstoffatome zu binden und so einer Rußbildung vorzubeugen. Der leitfähige Ruß in der Schaltstrecke kann bei Verwendung von PP und PA6.6 zu einer langsameren dielektrischen Wiederverfestigung führen.

Der Einsatz der wasserstoffabgebenden Kunststoffe PP und PA6.6 wirkt sich bei großen Beblasungsdrücken durch die erhöhte Wärmeleitfähigkeit positiv auf das Ausschaltvermögen aus. PA6.6 weist jedoch im Vergleich zu PTFE eine verlangsamte dielektrische Wiederverfestigung auf. Des Weiteren zeigen die Kunststoffe PP und PA6.6 einen erhöhten Materialabbrand. Bei PP folgt dabei vor allem auf Grund der niedrigen Dichte des Materials eine Änderung der inneren Düsenkontur. Folglich ist die maximale Schaltspielanzahl beim Einsatz von PP oder PA6.6 begrenzt.

4.5 Einfluss des Füllgases

Der Einfluss des eingesetzten Füllgases wird anhand der atmosphärischen Gase N_2 , CO_2 und einer Mischung aus 60% vol. N_2 und 40% vol. CO_2 untersucht. Für die Untersuchungen wird sowohl das Gasgefäß, in dem sich der Testschalter befindet, als auch das Beblasungssystem mit diesem Gas befüllt. In diesen Untersuchungen wird aus Gründen der Vergleichbarkeit zu anderen Untersuchungen eine Düse mit einer Düsenhalblänge von $l_n = 24$ mm und einem Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 11$ mm eingesetzt.

Die Ergebnisse der Untersuchung des thermischen Ausschaltvermögens sind in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks in Abbildung 4-13 dargestellt. Es zeigt sich für alle untersuchten Gase ein Anstieg des thermischen Ausschaltvermögens mit steigendem Beblasungsdruck. Das Ausschaltvermögen liegt für alle untersuchten Beblasungsdrücke beim Einsatz von N_2 am niedrigsten und von CO_2 am höchsten. Die maximale und minimale Stromsteilheit, die mit dem verwendeten Prüfkreis eingestellt werden kann, erlaubt keine Bestimmung der kritischen Stromsteilheiten bei Einsatz von N_2 für Beblasungsdrücke $p_b < 210$ hPa und bei Einsatz von CO_2 und Beblasungsdrücke $p_b > 330$ hPa.

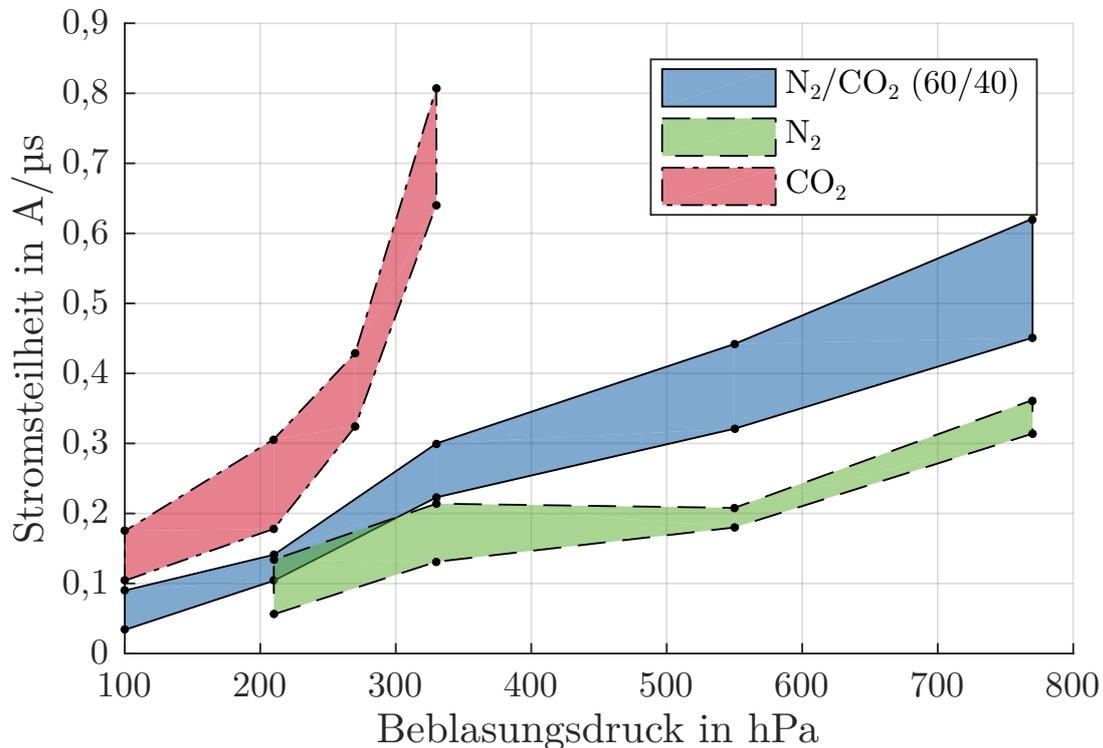


Abbildung 4-13: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Beblasungsdrucks für verschiedene Füllgase

Das höhere thermische Ausschaltvermögen von CO_2 ist auf die deutlich niedrigere Lichtbogenzeitkonstante im Vergleich zu N_2 zurückzuführen. Der Widerstand der Gasstrecke nimmt bei gleicher Kühlleistung schneller zu, woraus eine stärkere Begrenzung des Nachstroms und daraus resultierend ein höheres thermisches Ausschaltvermögen folgt. Weiterhin zeigt CO_2 bei Beblasungsdrücken oberhalb von etwa $p_b = 210$ hPa ein überproportionales Ansteigen des Ausschaltvermögens. Dieser Punkt wird im Folgenden als Knickpunkt bezeichnet. Der starke Anstieg wird auf eine Änderung der Strömungseigenschaften des Gases bei höheren Beblasungsdrücken zurückgeführt. Ein vergleichbarer Knickpunkt ist im Verlauf der Massenstromdichte bei Vernachlässigung des Lichtbogens nicht erkennbar (vgl. Abbildung 4-3). Auch die numerisch bestimmte maximale Mach-Zahl in der untersuchten Anordnung liegt bei CO_2 selbst bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 770$ hPa erst bei $m = 0,71$. Es wird daher nicht davon ausgegangen, dass es zum

Auftreten von Überschallströmungen kommt. CO_2 weist, vor allem im Temperaturbereich $T = 2500 \dots 15\,000 \text{ K}$ eine deutlich höhere Viskosität als N_2 auf, woraus weniger Turbulenzen und damit eine schwächere Durchmischung des Gases folgen. Ein starker Anstieg der turbulenten Kühlung ist daher ebenfalls ausgeschlossen. Jedoch weist CO_2 für Temperaturen $T < 5000 \text{ K}$, auf Grund eines zusätzlichen Dissoziationspunkts, eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit und -kapazität auf, die wiederum zu einer höheren konvektiven Kühlung führen. Es wird angenommen, dass dieser Effekt vor allem bei höheren Beblasungsdrücken dominant wird und sich daher der beschriebene Knickpunkt ausbildet. Bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 210 \text{ hPa}$ lässt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der kritischen Stromsteilheit und dem CO_2 -Anteil vermuten. Für höhere Beblasungsdrücke ist dieser Zusammenhang aufgrund des überproportionalen Anstiegs der kritischen Stromsteilheit von CO_2 nicht erkennbar.

Der Verlauf der dielektrischen Wiederverfestigung ist für die untersuchten Gase bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330 \text{ hPa}$ in Abbildung 4-14 gezeigt. Im Zeitbereich $t_d < 120 \mu\text{s}$ zeigt CO_2 die höchsten Durchschlagspannungen. Die Durchschlagspannungen von N_2 und der Gasmischung liegen etwa auf der gleichen Höhe. Im Bereich bis $t_d = 300 \mu\text{s}$ liegen die Durchschlagspannungen von CO_2 leicht unterhalb der Durchschlagspannungen der anderen Gase. Ab $t_d = 300 \mu\text{s}$ weisen CO_2 und N_2 etwa gleiche Durchschlagspannungen auf, die elektrische Festigkeit der Gasmischung liegt darüber. Andere Untersuchungen zeigen ebenfalls eine schnellere Wiederverfestigung von CO_2 im Vergleich zu N_2 kurz nach dem Stromnulldurchgang [Kno98; Göt18].

Sowohl das thermische Ausschaltvermögen als auch die initiale dielektrische Wiederverfestigung erhöhen sich bei einem höheren CO_2 -Anteil im Löschgas. Jedoch liegt die kalte elektrische Festigkeit von CO_2 geringfügig unter der von N_2 , wodurch die Dimensionierung der gesamten Anlage beim Einsatz von reinem CO_2 größer erfolgen muss. Des Weiteren weist CO_2 eine hohe Permeationsrate auf, sodass ein ausreichender Anlagendruck am Ende der betrieblichen Lebensdauer nicht zwangsläufig sichergestellt werden kann (vgl. Abschnitt 3.4). Es wird daher empfohlen, eine Mischung aus N_2 und CO_2 einzusetzen und das Verhältnis dabei abhängig von er-

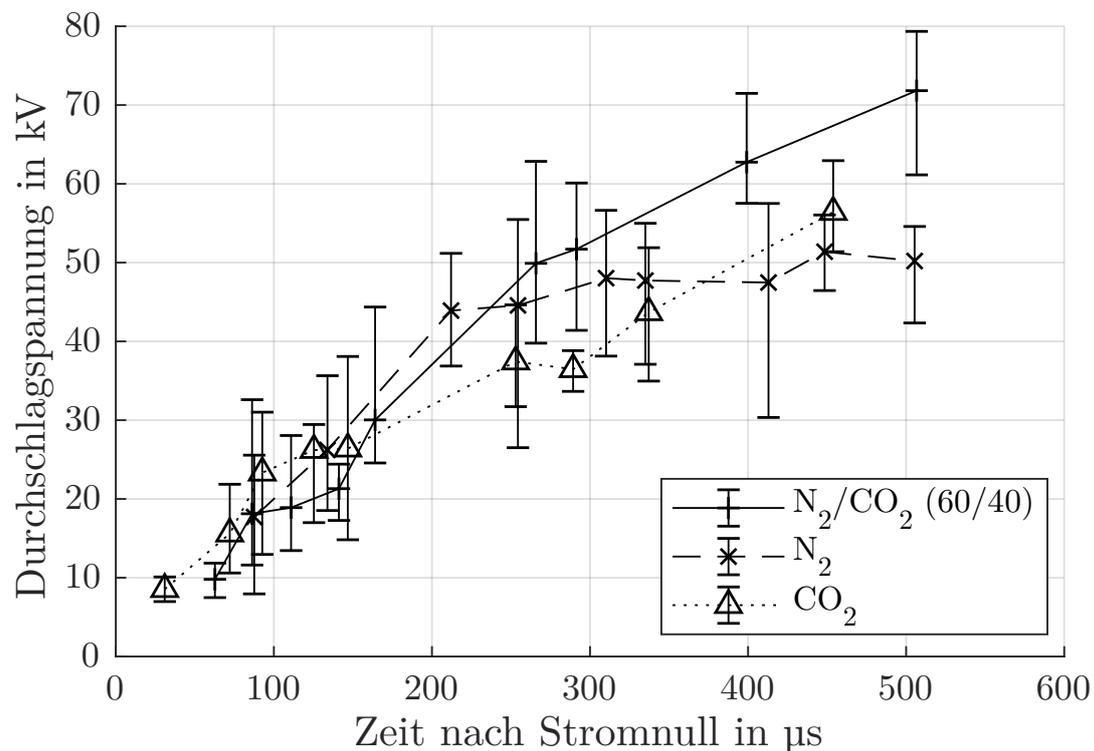


Abbildung 4-14: Dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Düsenmaterialien

forderlicher elektrischer Festigkeit und thermischem Ausschaltvermögen zu wählen. Diese Maßnahme trägt zu einem wartungsarmen, langen Betrieb bei.

4.6 Einfluss der Lichtbogenenergie

Zur Untersuchung des Einflusses des Hartgaseffekts werden verschiedene Untersuchungen bei unterschiedlichen durch den Lichtbogen eingebrachten Energien durchgeführt. Dabei wird zum einen die Lichtbogenzeit, d.h. die Zeit zwischen Trennung der Kontakte und Stromnulldurchgang, verkürzt. Da bei diesen Untersuchungen der Kontaktabstand s zum Stromnulldurchgang verringert ist, werden Vergleichsuntersuchungen mit voller Lichtbogenzeit, aber verringerter Geschwindigkeit durchgeführt, um die den Einfluss des Kontaktabstands zu quantifizieren. Zum anderen werden Untersuchungen bei erhöhter Stromamplitude durchgeführt. Dadurch wird bei gleichem Kontaktabstand und Lichtbogenzeit die eingetragene Energie in die Schalt-

strecke und damit auch der Materialabbrand der Düse vergrößert. Die eingesetzte Düse weist einen Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 11$ mm und eine Düsenhalslänge von $l_n = 24$ mm auf.

Das thermische Ausschaltvermögen ist für einen exemplarischen Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa für verschiedene Lichtbogenzeiten und Öffnungsgeschwindigkeiten in Abbildung 4-15 gezeigt. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, ist jeweils die kritische Stromsteilheit und die maximale Ausschaltsteilheit über der Schaltstrecke zum Stromnulldurchgang aufgetragen. Ist der Stiftkontakt zum Stromnulldurchgang im Inneren der Düse, zeigt sich sowohl für konstante Geschwindigkeiten als auch für konstante Lichtbogenzeiten eine Verringerung des thermischen Ausschaltvermögens. Da der Strömungsquerschnitt der Düse zu diesem Zeitpunkt durch den Stiftkontakt noch verkleinert ist, resultiert eine geringere Strö-

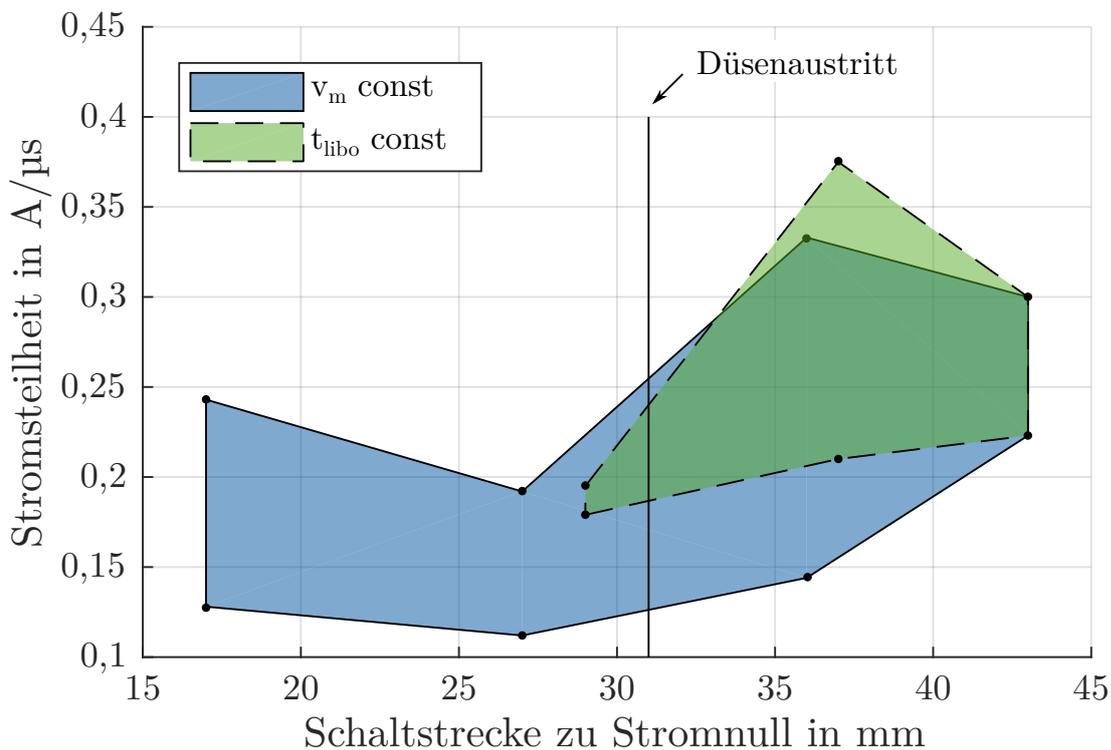


Abbildung 4-15: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit des Kontaktabstands zum Stromnulldurchgang für verschiedene Öffnungsgeschwindigkeiten und Lichtbogenzeiten

mungsgeschwindigkeit und damit eine geringere Lichtbogenkühlung. Für alle Untersuchungen liegt die maximale Stromsteilheit für gleichen Kontaktabstand sowohl bei der konstanten Lichtbogenzeit als auch bei der konstanten Öffnungsgeschwindigkeit etwa auf gleicher Höhe. Die kritische Stromsteilheit ist hingegen bei größeren Lichtbogenzeiten höher. Der höhere Düsenabbrand bei höheren Lichtbogenzeiten führt zu einem höheren Anteil an verdampftem PTFE in der Schaltstrecke woraus ein höheres Lichtbogenlöschvermögen resultiert. Es wird vermutet, dass sich der Anstieg des thermischen Ausschaltvermögens bei weiterer Verringerung der Lichtbogenzeit auf die niedrige eingetragene Energie durch kurze Lichtbogenzeit und niedrigere Lichtbogenstromamplitude und damit die niedrigere erforderliche Kühlleistung zurückführen lässt. Die Untersuchung bei konstanter Lichtbogenzeit und kleinerer Schaltstrecke ist mit dem in dieser Arbeit verwendeten Aufbau nicht möglich, da ein zuverlässiges Öffnen des pneumatischen Kolbenstangenantriebs bei zu kleinen Vorspanndrücken nicht realisiert werden kann.

Der Verlauf des thermischen Ausschaltvermögens in Abhängigkeit der Stromamplitude ist für verschiedene Beblasungsdrücke in Abbildung 4-16 dargestellt. Für alle untersuchten Stromamplituden ist eine Zunahme der kritischen Stromsteilheit mit steigendem Beblasungsdruck zu beobachten. Eine Erhöhung der Stromamplitude führt zu einem erhöhten Energieeintrag in den Lichtbogen, woraus ein höherer Kühlleistungsbedarf resultiert. Zum anderen erhöht sich der PTFE-Abbrand, wodurch das thermische Ausschaltvermögen positiv beeinflusst werden kann. In der Tendenz zeigt sich für alle untersuchten Beblasungsdrücke eine Abnahme des thermischen Ausschaltvermögens bei Steigerung der Stromamplitude. Der erhöhte PTFE-Abbrand kann den höheren Kühlleistungsbedarf nicht kompensieren. Vielmehr kommt es durch den erhöhten Abbrand zusätzlich zum Aufbau eines Gegendrucks im Düsenhals und dadurch zu einer Verringerung der konvektiven Kühlung. Eine Ausnahme bilden die Untersuchungen bei Strömen oberhalb von $\hat{I} = 1300 \text{ A}$ und einem Beblasungsdruck von $p_b = 770 \text{ hPa}$. Durch den höheren Beblasungsdruck kann eine ausreichende Gasströmung erzeugt werden, der erhöhte Düsenabbrand führt bei hohen Strömen zusätzlich zu einer Steigerung des Ausschaltvermögens. Bei einer Stromamplitude

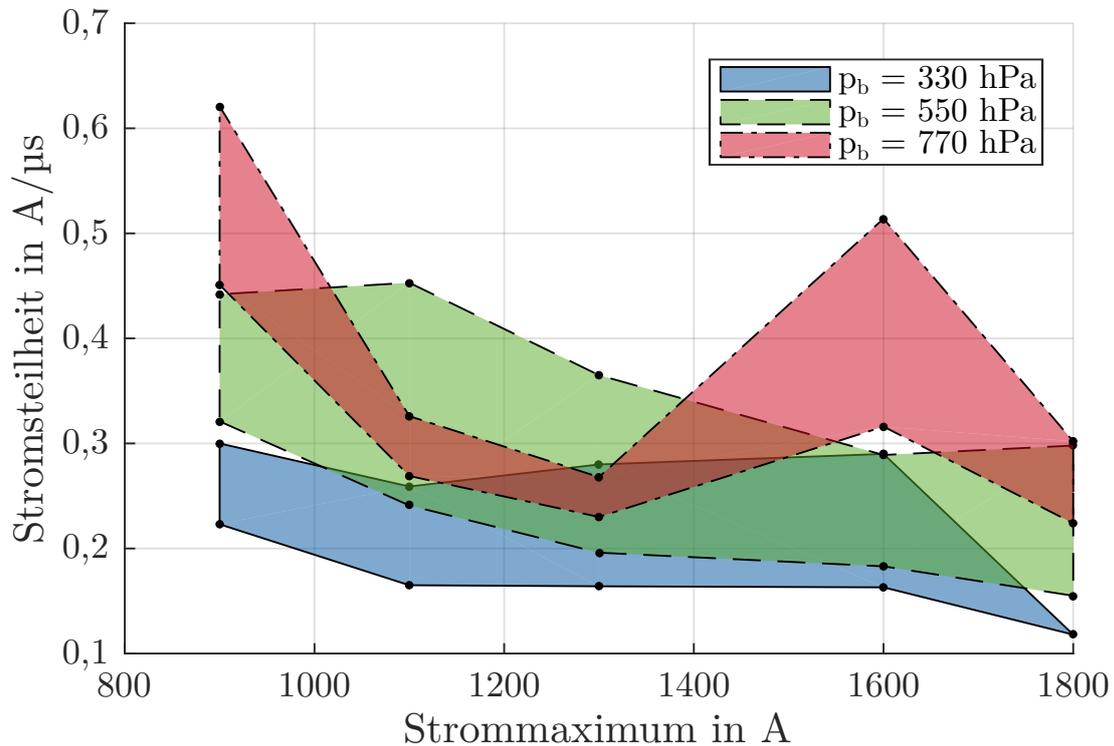


Abbildung 4-16: Kritische Stromsteilheit und maximale Ausschaltsteilheit in Abhängigkeit der Stromamplitude für verschiedene Beblasungsdrücke

von $\hat{I} = 1800$ A sinkt das Ausschaltvermögen durch den höheren Gegendruck und die erhöhte eingebrachte Leistung wieder ab.

Diese Reduktion der Kühlleistung spiegelt sich auch in der dielektrischen Wiederverfestigung bei höherer Stromamplitude wieder. Der Verlauf der Durchschlagspannung nach dem Stromnulldurchgang ist exemplarisch für die Stromamplituden von $\hat{I} = 900$ A und $\hat{I} = 1800$ A in Abbildung 4-17 dargestellt. Die Durchschlagspannungen bei einer Stromamplitude von $\hat{I} = 1800$ A liegen für den ganzen betrachteten Zeitbereich unterhalb der Durchschlagspannungen bei einer Stromamplitude von $\hat{I} = 900$ A. Wie auch bei der Untersuchung des thermischen Ausschaltvermögens führt der höhere Gegendruck im Düsenhals durch den erhöhten Abbrand zu einer Reduktion der Kühlleistung. Auch in den ersten wenigen hundert Mikrosekunden nach dem Stromnulldurchgang ist der Aufbau eines ausreichenden Beblasungsfelds gehemmt.

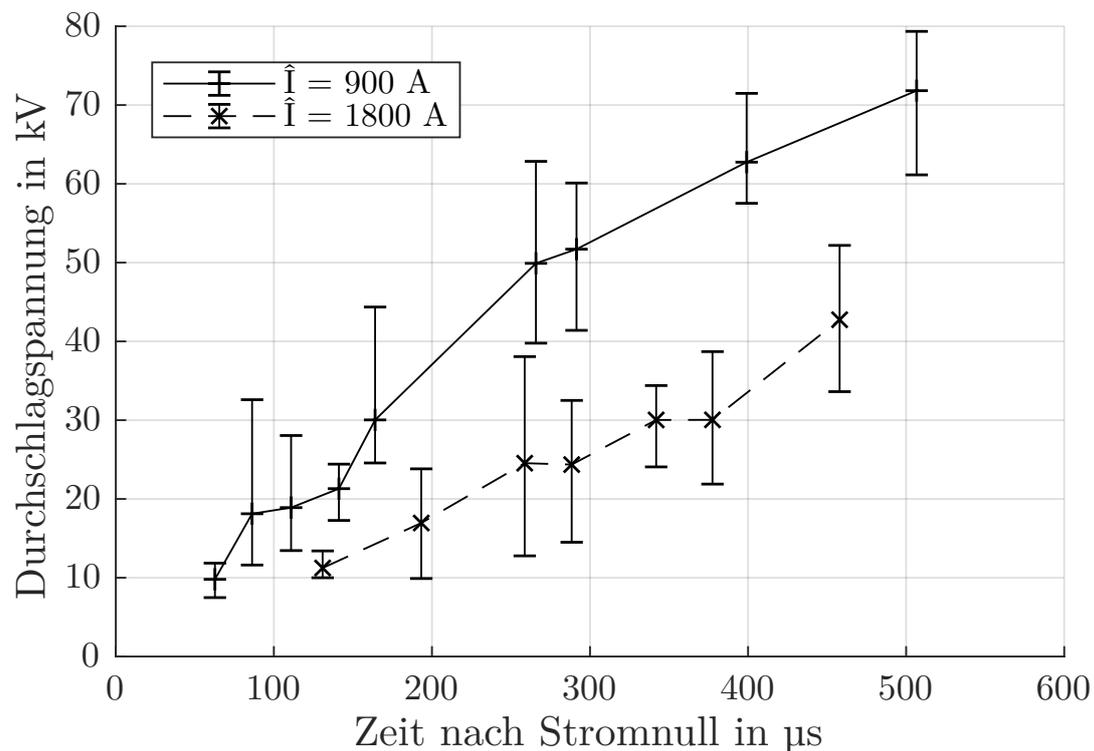


Abbildung 4-17: Dielektrische Wiederverfestigung in Abhängigkeit der Stromamplitude

Die durch den Lichtbogen in die Schaltstrecke eingebrachte Energie hat einen großen Einfluss auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung. Bei einer Reduktion der eingetragenen Energie, zum Beispiel durch kürzere Lichtbogenzeiten, sinkt das Ausschaltvermögen durch den geringeren Hartgaseffekt. Wird die Energie, zum Beispiel durch eine Erhöhung der Stromamplitude, stark erhöht, führen die höhere eingebrachte Heizleistung und der stärkere Abbrand jedoch zu einer Reduktion der Strömungsgeschwindigkeit und damit zu einer Reduktion des thermischen Ausschaltvermögens und der dielektrischen Wiederverfestigung. Es sollte in jedem Fall sichergestellt sein, dass der Stiftkontakt zum Stromnulldurchgang die Düse verlassen hat, um eine ausreichende Strömungsgeschwindigkeit und damit eine ausreichende Kühlung zu gewährleisten.

4.7 Designkriterien zur Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters

Die in den vorangehenden Abschnitten vorgestellten Untersuchungen zeigen, dass für den in dieser Arbeit untersuchten Testschalter vor allem das thermische Ausschaltvermögen kritisch für die Unterbrechung eines Laststroms von $I = 630 \text{ A}$ ist. Die dielektrische Wiederverfestigung liegt in den meisten Untersuchungen oberhalb der Wiederkehrspannung einer direkten Prüfung. Vor allem der Beblasungsdruck hat einen großen Einfluss auf die kritische Stromsteilheit.

Die Ergebnisse zeigen weiterhin, dass die Steigerung des thermischen Ausschaltvermögens für alle Parameter, ausgenommen der Untersuchungen von reinem CO_2 , nahezu linear mit einer Erhöhung des Beblasungsdrucks einhergeht (vgl. Abschnitt 4.2). Es wird daher für die folgenden Auswertungen eine lineare Abhängigkeit des Ausschaltvermögens von Beblasungsdruck angenommen. Das Ausschaltvermögen lässt sich wie folgt definieren:

$$\frac{di}{dt_{krit}} = \frac{di}{dt_{ref}} + \beta \cdot (p_b - p_{b,ref}) \quad (4-1)$$

Dabei beschreibt di/dt_{ref} die kritische Stromsteilheit beim Beblasungsdruck $p_{b,ref}$. Der Faktor β ist der Koeffizient, mit dem sich das Ausschaltvermögen bei steigendem Druck ändert. Sowohl β als auch di/dt_{ref} können von den Designgrößen des Schalters abhängen.

Ziel einer Schalterdimensionierung sollte sein, den notwendigen Beblasungsdruck zur Erreichung einer notwendigen kritischen Stromsteilheit so gering wie möglich zu halten. Da der Beblasungsdruck in einer realen Anwendung, im Gegensatz zu den vorgestellten Untersuchungen, nicht aus einem externen Beblasungstank zur Verfügung gestellt wird, sondern durch einen vom Antrieb bewegten Kolben erzeugt werden muss, erfordert ein höherer Beblasungsdruck nicht nur einen größeren Kolben sondern auch einen stärkeren Antrieb.

Einfluss der Düsendimensionierung

Die Dimensionierung der im Testschalter eingesetzten Düse hat vor allem bei höheren Beblasungsdrücken einen Einfluss auf das thermische Ausschaltvermögen. Bei einem niedrigen Beblasungsdruck von $p_b = 100 \text{ hPa}$ ist die kritische Stromsteilheit für alle untersuchten PTFE-Düsen nahezu gleich. Für die Auswertung des Einflusses der Düsendimensionierung wird daher der Referenzdruck zu $p_{b,ref} = 100 \text{ hPa}$ festgesetzt. Die mittlere kritische Stromsteilheit der Untersuchungen bei diesem Druck beträgt $di/dt_{krit,m} = 0,045 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$ und wird daher als di/dt_{ref} herangezogen und ist damit nicht abhängig von der Düsendimensionierung. Mit diesen Parametern erfolgt für die Ergebnisse der Untersuchungen des Einflusses von Düsenhalsdurchmesser und -länge eine lineare Regression des thermischen Ausschaltvermögens unter Minimierung der Fehlerquadrate. Anschließend wird die Abhängigkeit des Faktors β von der jeweiligen Designgröße ausgewertet.

Die Ergebnisse der Regression sind in Abbildung 4-18 dargestellt. Mit steigender Düsenhalslänge zeigt sich eine nahezu lineare Zunahme von β . Zur

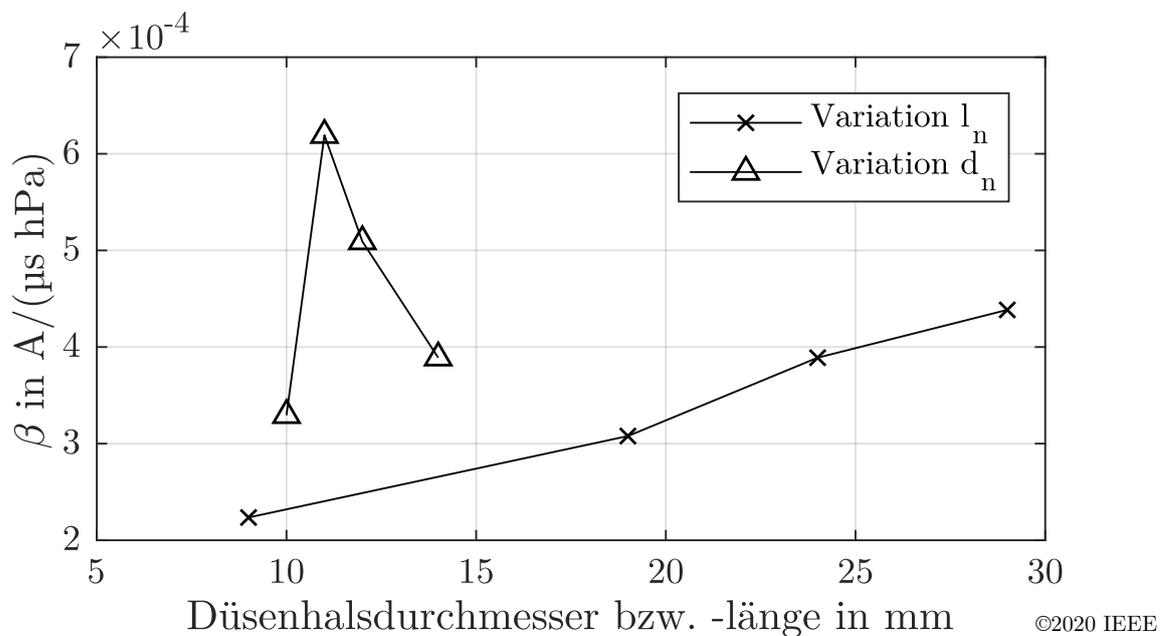


Abbildung 4-18: Einfluss der Düsendimensionierung auf den Druckabhängigkeitskoeffizienten β [Ben20]

Minimierung des Beblasungsdrucks sollte daher eine möglichst große Düsenhalslänge gewählt werden. Wird der Düsenhals jedoch zu lang gewählt, ist unter Umständen nicht sichergestellt, dass der Stiftkontakt zum Stromnulldurchgang außerhalb der Düse ist. Befindet er sich innerhalb der Düse, führt dies zu einer Verringerung des Ausschaltvermögens (vgl. Abschnitt 4.6).

Bei Variation des Düsenhalsdurchmessers resultiert eine nahezu lineare Abnahme des β -Koeffizienten mit steigendem Durchmesser. Eine Verringerung des Düsenhalsdurchmessers hat einen stärkeren Einfluss auf das Ausschaltvermögen als eine Verlängerung der Düse. Wird der Düsenhalsdurchmesser gleich dem Kontaktdurchmesser d_c gewählt, resultiert eine Verstopfung der Düse und damit einhergehend eine signifikante Reduktion des thermischen Ausschaltvermögens. Basierend auf den Ergebnissen sollte der Düsenhalsdurchmesser zur Minimierung des erforderlichen Beblasungsdrucks zur Unterbrechung eines Laststroms möglichst klein, jedoch größer als der Kontaktdurchmesser gewählt werden.

In den experimentellen Untersuchungen wird der Düsenhalsdurchmesser lediglich für eine Düsenhalslänge und die Düsenhalslänge lediglich für einen Düsenhalsdurchmesser variiert. Unter der Annahme, dass eine Änderung der Düsenhalslänge bei unterschiedlichen Durchmessern den gleichen Einfluss hat und andersherum, kann das thermische Ausschaltvermögen beliebiger Kombinationen im Bereich $l_n = 9...29$ mm und $d_n = 11...14$ mm näherungsweise berechnet werden. Dazu wird unter der Annahme einer linearen Abhängigkeit des β -Koeffizienten von der Düsenhalslänge und dem Düsenhalsdurchmesser für beide Designgrößen eine Regression durchgeführt und auf den gemeinsamen Punkt β_{ref} bei $l_n = 24$ mm und $d_n = 14$ mm bezogen. Für den β -Koeffizienten folgt

$$\beta(l_n, d_n) = \beta_{ref} + \gamma_l \cdot (l_n - 24 \text{ mm}) + \gamma_d \cdot (d_n - 14 \text{ mm}). \quad (4-2)$$

Die Koeffizienten γ_l und γ_d beschreiben dabei die Abhängigkeit des β -Koeffizienten von Düsenhalslänge und -durchmesser. Die aus der Regression folgenden Parameter sind in Tabelle 4-3 gezeigt. Für das thermische Ausschaltvermögen in einer Atmosphäre von 60% N₂ und 40% CO₂ bei einem Fülldruck von $p_f = 1800$ hPa und der Verwendung von PTFE als Düsenmaterial und WCu als Kontaktmaterial folgt aus den Gleichungen 4-1 und

Tabelle 4-3: Parameter der linearen Regression des β -Koeffizienten in Abhängigkeit der Düsendimensionierung

Parameter	Wert
γ_l	$1,09 \cdot 10^{-5} \text{ A } \mu\text{s}^{-1} \text{ hPa}^{-1} \text{ mm}^{-1}$
γ_d	$-7,44 \cdot 10^{-5} \text{ A } \mu\text{s}^{-1} \text{ hPa}^{-1} \text{ mm}^{-1}$
β_{ref}	$3,88 \cdot 10^{-4} \text{ A } \mu\text{s}^{-1} \text{ hPa}^{-1}$

4-2 für die kritische Stromsteilheit

$$\frac{di}{dt_{krit}} = \frac{di}{dt_{ref}} \quad (4-3)$$

$$+(\beta_{ref} + \gamma_l \cdot (l_n - 24 \text{ mm}) + \gamma_d \cdot (d_n - 14 \text{ mm})) \cdot (p_b - p_{b,ref}).$$

Um ein sicheres Ausschalten zu gewährleisten sollte die kritische Stromsteilheit größer als die Steilheit des auszuschaltenden Stroms im Nulldurchgang gewählt werden. Bei einem Netzlastausschaltstrom von $I = 630 \text{ A}$ und einer Sicherheitsmarge von 20% resultiert eine erforderliche Stromsteilheit von $di/dt_{krit} = 0,336 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$. Der erforderliche Beblasungsdruck bei einer Düsenhalslänge von $l_n = 29 \text{ mm}$ und einem Düsenhalsdurchmesser von $d_n = 11 \text{ mm}$ nach Gleichung 4-3 beträgt etwa $p_b = 540 \text{ hPa}$. Bei diesem Beblasungsdruck bildet sich bei Verwendung von PP oder PA6.6 bereits ein ausreichendes Strömungsfeld aus, sodass die Verwendung dieser Kunststoffe das Ausschaltvermögen nochmals verbessern kann. Aufgrund des höheren Düsenabbrands bei Verwendung dieser Materialien ist jedoch zu beachten, dass die resultierende Aufweitung des Düsenhalses das Ausschaltvermögen über die Lebensdauer des Schaltgeräts verringern kann. Ist eine hohe Zahl an Ausschaltvorgängen bei hohen Strömen erforderlich, kann die Verwendung von PTFE empfehlenswert sein. Des Weiteren ist von einer Verwendung von PA6.6 auf Grund der langsameren dielektrischen Wiederverfestigung in Spannungsebenen $U_N \geq 24 \text{ kV}$ abzusehen.

Einfluss der Löschgaszusammensetzung

Da bei der Änderung der Gaszusammensetzung der Einfluss auf das thermische Ausschaltvermögen nicht ausschließlich durch eine Änderung der Strömungsbedingungen, sondern ebenfalls durch eine Änderung der Lichtbogenzeitkonstante hervorgerufen wird, ist von einem direkten Zusammenhang zwischen Ausschaltvermögen und Gaszusammensetzung auszugehen. Im Rahmen dieser Arbeit werden lediglich die atmosphärischen Gase N_2 und CO_2 betrachtet. Die Ergebnisse lassen für Beblasungsdrücke $p_b < 330$ hPa einen linearen Zusammenhang zwischen dem thermischem Ausschaltvermögen und dem CO_2 -Anteil vermuten. Es wird daher der folgende Zusammenhang angenommen:

$$\frac{di}{dt_{krit}} = \frac{di}{dt_{ref}} + \zeta \left(\frac{p_{CO_2}}{p_f} - 0.4 \right) \quad (4-4)$$

Der Koeffizient ζ beschreibt die Abhängigkeit des Ausschaltvermögens vom CO_2 -Anteil und p_{CO_2} den Partialdruck von CO_2 . Das Ausschaltvermögen wird auf das Ausschaltvermögen einer Mischung aus 60% N_2 und 40% CO_2 bezogen, um eine Anwendbarkeit auf die anderen Untersuchungen sicherzustellen. Die kritischen Stromsteilheiten sind in Abhängigkeit des CO_2 -Anteils in Abbildung 4-19 dargestellt. Zusätzlich ist für einen Beblasungsdruck von $p_b = 210$ hPa eine lineare Regression durchgeführt worden. Die eingezeichnete Regressionsgerade verdeutlicht den linearen Zusammenhang zwischen CO_2 -Anteil und kritischer Stromsteilheit. Bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa ist dieser Zusammenhang nicht erkennbar. Die eingezeichnete Gerade bezieht sich hier nur auf die Steigung zwischen den Punkten für reines N_2 und das Gasgemisch. Der Punkt von für reines CO_2 liegt etwa doppelt so hoch, wie bei einem linearen Zusammenhang errechnet. Diese Abweichung ist darauf zurückzuführen, dass bei einem Beblasungsdruck von $p_b = 330$ hPa der in Abschnitt 4.5 beschriebene Knickpunkt bereits überschritten ist. In diesem Punkt liegen daher beim Einsatz von CO_2 andere Strömungseigenschaften vor, die Steigerung des Ausschaltvermögens ist nicht mehr allein auf die Änderung der Lichtbogenzeitkonstante zurückzuführen. Für alle anderen Beblasungsdrücke, für die kein Ergebnis

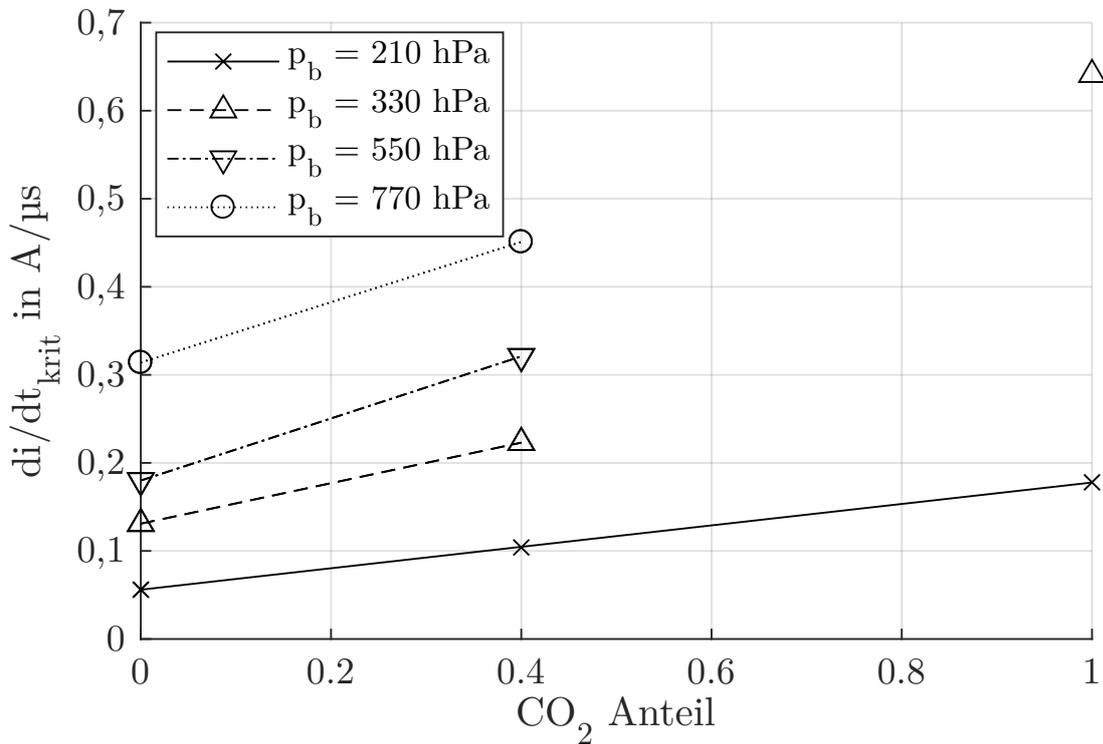


Abbildung 4-19: Kritische Stromsteilheit in Abhängigkeit des CO₂-Anteils mit eingezeichneter Regression

für reines CO₂ vorliegt, werden zur Bestimmung der eingezeichneten Geraden die Punkte von N₂ und der Gasmischung herangezogen. Da weder N₂, noch die Gasmischung einen Knickpunkt in der Druckabhängigkeit des thermischen Ausschaltvermögens aufweisen, wird von gleichbleibenden Strömungsverhältnissen und somit einem linearen Zusammenhang zwischen CO₂-Anteil und kritischer Stromsteilheit ausgegangen.

Abbildung 4-19 deutet zusätzlich eine Abhängigkeit des Koeffizienten ζ vom Beblasungsdruck an. Folglich wird der Koeffizient ζ in Abbildung 4-20 über dem Beblasungsdruck aufgetragen. Die Ergebnisse zeigen ein lineares Ansteigen von ζ mit steigendem Beblasungsdruck im Bereich $p_b = 210 \dots 550$ hPa. Für einen Beblasungsdruck von $p_b = 770$ hPa stagniert der Koeffizient bei einem Wert von circa $\zeta = 0,35 \text{ A } \mu\text{s}^{-1}$. Folglich nimmt der positive Effekt einer Steigerung des CO₂-Anteils mit zunehmendem Beblasungsdruck zu. Als möglicher Grund ist die höhere Wärmeleitfähigkeit und -kapazität von CO₂ bei Temperaturen $T < 5000$ K auf Grund eines weiteren Dissoziationspeaks

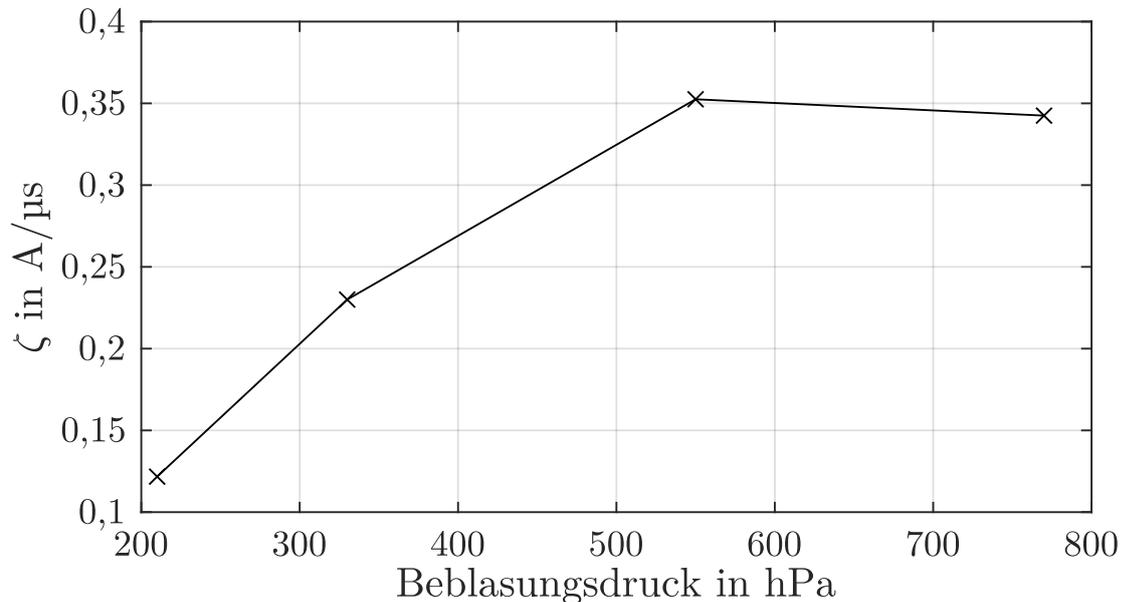


Abbildung 4-20: Koeffizient ζ der Abhängigkeit des Ausschaltvermögens vom CO_2 -Anteil für verschiedene Beblasungsdrücke

anzuführen. In diesem Temperaturbereich weist CO_2 folglich eine erhöhte konvektive Kühlung auf, sodass sich bei steigendem Beblasungsdruck der positive Effekt eines erhöhten CO_2 -Anteils noch verstärkt.

Da der gleiche Einfluss der Gaszusammensetzung für alle Düsendimensionierungen und Beblasungsdrücke angenommen wird, kann di/dt_{ref} als Ergebnis von Gleichung 4-3 eingesetzt werden. Es folgt eine Gleichung, die die analytische Abschätzung des thermischen Ausschaltvermögens bei Verwendung einer PTFE-Düse und einem WCu-Kontakt abhängig von Gaszusammensetzung, Beblasungsdruck und Düsendimensionierung erlaubt.

Weitere Einflüsse und Zusammenfassung

Zusätzlich zum Einfluss der Düsendimensionierung und des Füllgases werden in dieser Arbeit ebenfalls das Kontaktmaterial und der Kontaktdurchmesser sowie die durch den Lichtbogen eingebrachte Energie betrachtet. Aus den gewonnenen Ergebnissen lassen sich keine direkten empirischen Designrichtlinien ableiten. Es sind jedoch die im Folgenden aufgeführten Trends zu beobachten.

Wie auch beim Düsenmaterial muss bei der Wahl des Kontaktmaterials zwischen Ausschaltvermögen und maximaler Anzahl an Ausschaltungen abgewägt werden. Kupfer bietet ein höheres thermisches Ausschaltvermögen und eine schnellere dielektrische Wiederverfestigung auf Kosten eines höheren Kontaktverschleißes. Der Verzicht auf einen Hauptstromkontakt durch Erhöhung des Kontaktdurchmessers ist basierend auf den Untersuchungen dieser Arbeit nicht zu empfehlen. Um ein ausreichendes thermisches Ausschaltvermögen zu erreichen, muss ein hoher Beblasungsdruck sichergestellt werden. Die Erzeugung eines ausreichend hohen Beblasungsdrucks bei größerem Strömungsquerschnitt erfordert wiederum ein größeren Kolbendurchmesser.

Eine Erhöhung der eingebrachten Lichtbogenenergie führt zu einer Verringerung des thermischen Ausschaltvermögens, da der erhöhte Gegendruck durch Abbrand in der Düse dem Aufbau einer kühlenden Strömung entgegenwirkt. Dieser Umstand sollte vor allem beachtet werden, wenn der Lasttrennschalter auch Sicherungs-Übernahmeströme schalten soll, die Amplituden bis hin zu $I = 1800 \text{ A}$ erreichen können [DIN19].

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Parameter und ihr Einfluss auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederkehr sind in Tabelle 4-4 gezeigt. Der Zusammenhang zwischen dem thermischen Ausschaltvermögen und dem Beblasungsdruck, der Düsendimensionierung und dem Füllgas ist in den vorangehenden Abschnitten dargestellt. Die Wahl von Kontakt- und Düsenmaterial kann das Ausschaltvermögen zusätzlich positiv beeinflussen. Alle untersuchten Parameter bis auf den Einsatz von PA6.6 zeigen eine ausreichende dielektrische Wiederverfestigung.

Einschränkungen

Die vorgestellten Gleichungen erlauben die analytische Bestimmung des thermischen Ausschaltvermögens eines translatorisch öffnenden Mittelspannungs-Lasttrennschalters in Abhängigkeit verschiedener Designgrößen. Die zugrunde liegenden experimentellen Untersuchungen werden in einem synthetischen Prüfkreis durchgeführt, der auf eine Ausschaltprüfung eines 630 A Laststroms bei einer Nennspannung von $U_N = 24 \text{ kV}$ ausgelegt ist. Dabei

Tabelle 4-4: Einflüsse der untersuchten Designparameter auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung

Parameter	Wert	Thermisch	Dielektrisch
K.-Mat.	Cu, WCu	Cu leicht höher	Cu schneller
p_b	100...770 hPa	lineare Zunahme	schneller $t_d < 300 \mu\text{s}$
d_c	10; 20 mm	deutliche Abnahme	nicht untersucht
l_n	9...29 mm	lineare Zunahme	schneller
d_n	11...14 mm	lineare Abnahme	langsamer
D.-Mat.	PTFE	höher bei p_b niedrig	schnell
	PP	höher bei p_b hoch	vergleichbar PTFE
	PA6.6	höher bei p_b hoch	sehr langsam
CO ₂ -Anteil	0...100%	deutliche Zunahme	schneller $t_d < 120 \mu\text{s}$

werden mit $t_{libo} > 7 \text{ ms}$ ausschließlich lange Lichtbogenzeiten betrachtet, um sicherzustellen, dass der Stiftkontakt zum Stromnulldurchgang die Düse verlassen hat. In der realen Anwendung im Feld treten jedoch zufällige Lichtbogenzeiten und zumeist Ströme unter dem Bemessungsstrom auf. In diesen Fällen zeigt sich eine Reduktion der kritischen Stromsteilheit durch Verstopfung der Düse durch den Stiftkontakt und geringeren Materialabbrand (vgl. Abschnitt 4.6). Bei kleineren Strömen resultiert nicht zwangsläufig ein Schalterversagen, da auch die zu löschende Stromsteilheit im Stromnulldurchgang kleiner ist. Bei kürzeren Lichtbogenzeiten hingegen kann ein Schalterversagen resultieren. In dem Fall würde es zu einer weiteren Stromhalbschwingung kommen, die dann im zweiten Stromnulldurchgang mit einer längeren Lichtbogenzeit und ausreichendem Kontaktabstand gelöscht werden kann. Dazu muss jedoch sichergestellt sein, dass der erforderliche Beblasungsdruck ausreichend lang an der Düse ansteht.

Die vorgestellte Modellierung basiert auf der Annahme, dass die Einflüsse von Beblasungsdruck, Düsendimensionierung und Füllgas unabhängig von den jeweils anderen Designparametern sind. Die Ergebnisse geben daher lediglich einen ersten Anhaltspunkt zur Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters. Bei einer detaillierten Anpassung des

Designs sollte zusätzlich auf eine numerische Modellierung mittels CFD-Simulationen und weitere experimentelle Untersuchungen zurückgegriffen werden. Des Weiteren gilt die Modellierung lediglich für die Auslegung auf ein erforderliches thermisches Ausschaltvermögen. Bis auf den Einsatz von PA6.6 als Düsenmaterial oder die Untersuchungen bei einer Stromamplitude von $\hat{I} = 1800 \text{ A}$ zeigten jedoch alle untersuchten Parameter eine ausreichende dielektrische Wiederverfestigung.

5 Validierung anhand eines Technologiedemonstrators

Im Kapitel 4 werden die Einflüsse der wesentlichen Designgrößen eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters auf das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung experimentell untersucht. Daraus resultierend werden Designkriterien zur Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters abgeleitet. Um die erlangten Ergebnisse in die Anwendung zu überführen und zu validieren, wird ein Technologiedemonstrator nach den in Abschnitt 4.7 definierten Designkriterien ausgelegt und einer normgerechten Prüfung des Ausschaltvermögens unterzogen.

5.1 Aufbau des Demonstrators

Der im Kapitel 4 untersuchte Modellschalter weist zur Erzeugung des zur Lichtbogenlöschung erforderlichen Beblasungsdrucks ein externes Druckvolumen auf (vgl. Abschnitt 3.2.3), um den Beblasungsdruck einfach variieren zu können. In der realen Anwendung erfolgt die Erzeugung des Beblasungsdrucks durch ein am Schalter angebrachtes Kompressionsvolumen, dessen Kolben durch den Schalterantrieb bewegt wird. Um die Größe des Kolbens und die Kosten des Antriebs gering zu halten, ist ein niedriger Beblasungsdruck erstrebenswert.

Ein geringer erforderlicher Beblasungsdruck kann nach Formel 4-3 durch einen möglichst langen Düsenhals mit möglichst niedrigem Durchmesser erreicht werden. Es muss jedoch sichergestellt sein, dass der Stiftkontakt die Düse während des Öffnens nicht verstopft und den Düsenhals zum Stromnulldurchgang verlassen hat. Für den Technologiedemonstrator wird ein Kontaktdurchmesser von $d_c = 10$ mm gewählt, da ein größerer Kontaktdurchmesser von $d_c = 20$ mm deutlich höhere Beblasungsdrücke zur Unterbrechung vergleichbarer Ströme erfordert (vgl. Abschnitt 4.3) und kleinere Kontaktdurchmesser in anderen Untersuchungen ebenfalls ein niedrigeres Lichtbogenlöschvermögen gezeigt haben [Sas15]. Auf die Einbringung eines zusätzlichen Hauptstrompfades, zur Führung des Betriebsstroms, wird verzichtet, da in diesen Untersuchungen lediglich der Ausschaltvorgang

im Fokus steht und kein Einfluss eines parallelen Hauptstrompfads auf das Ausschaltvermögen erwartet wird. Der Düsendurchmesser wird mit $d_n = 11$ mm geringfügig größer als der Kontaktdurchmesser gewählt. Der für die Prüfung des Ausschaltvermögens dimensionierte Prüfkreis erlaubt lediglich die Untersuchung im ersten Stromnulldurchgang (vgl. Abschnitt 3.5). Um sicherzustellen, dass der Stiftkontakt die Düse zu diesem Zeitpunkt bereits verlassen hat, wird eine Düsenhalslänge von $l_n = 24$ mm gewählt. Als Füllgas wird die bereits in den experimentellen Untersuchungen vermehrt eingesetzte Mischung aus 60% N₂ und 40% CO₂ gewählt, um zwischen dem hohen thermischen Ausschaltvermögen von CO₂ und der niedrigen Permeationsrate und höheren Durchschlagsfestigkeit von N₂ abzuwägen. Die kritische Stromsteilheit des Technolgie-demonstrators sollte, wie in Kapitel 4 beschrieben, mindestens 20% über der geforderten Steilheit von $di/dt = 0,28$ A μs^{-1} liegen. Bei Verwendung einer PTFE-Düse ergäbe sich nach Gleichung 4-3 für die gewählten Parameter zur Unterbrechung dieser Steilheit ein erforderlicher Beblasungsdruck von $p_{b,min} = 570$ hPa. Da die Verwendung von PP bei diesem Beblasungsdruck ein höheres thermisches Ausschaltvermögen zeigt, wird PP als Düsenmaterial für den Technolgie-demonstrator gewählt.

Zur Erzeugung des Beblasungsdrucks wird im Gegensatz zur Parameterstudie kein externer Beblasungstank herangezogen. Die Beblasung erfolgt aus der Öffnungsbewegung durch Kompression des Gases in einem Puffervolumen in Anlehnung an den in Abbildung 1-2 gezeigten Löschtopf. Der Aufbau des Technolgie-demonstrators ist in Abbildung 5-1 gezeigt. Der Stiftkontakt stellt nun den Festkontakt dar, während der Tulpenkontakt mitsamt der Düse und dem Zylinder des Puffervolumens auf einen feststehenden Kolben mit einem Durchmesser von d_p gezogen wird.

Zur Dimensionierung des Puffervolumens werden CFD-Simulationen durchgeführt. Dabei wird der Einfluss des Lichtbogens auf den Druckaufbau im Puffervolumen vernachlässigt. Demnach kann eine Rotationssymmetrie angenommen und Simulationen in zwei Dimensionen durchgeführt werden. Das Geschwindigkeitsprofil des Kolbens wird aus der aufgenommenen Weg-Zeit-Kurve des Antriebs bestimmt. Der Verlauf des Drucks im Inneren des Zylinders ist für verschiedene Kolbendurchmesser in Abbildung 5-2

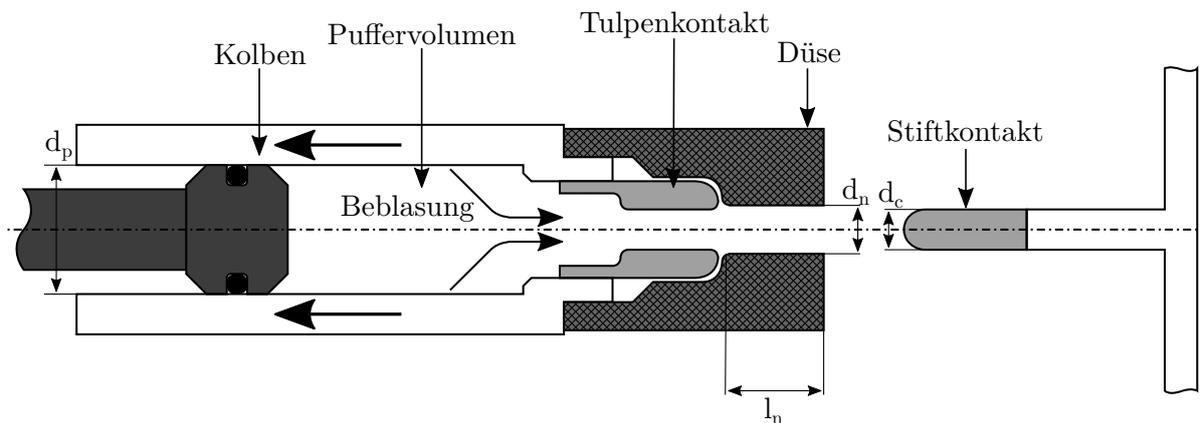


Abbildung 5-1: Schematische Darstellung des Aufbaus des Technologiedemonstrators

gezeigt. Zum Zeitpunkt $t = 0$ findet die Kontakttrennung statt. Der vertikale Strich markiert den Stromnulldurchgang bei einer Lichtbogenzeit von $t_{libo} = 8$ ms. Die Verläufe bei einem Kolbendurchmesser von $d_p = 30$ mm und $d_p = 45$ mm knicken etwa zum Zeitpunkt $t = 5$ ms ab, sobald der Stiftkontakt die Düse verlässt. Darauf folgend tritt eine starke Druckreduktion auf. Bei einem Kolbendurchmesser von $d_p = 30$ mm steht zum Stromnulldurchgang kein Druck mehr im Puffervolumen an. Bei einem Kolbendurchmesser von $d_p = 60$ mm tritt nachdem der Stiftkontakt die Düse verlassen hat eine weitere Drucksteigerung auf. Durch den hohen Druckabfall über der Düse von über $p = 0,2$ MPa treten Strömungsgeschwindigkeiten oberhalb der Schallgeschwindigkeit auf, wodurch der Massenstrom in der Engstelle des Strömungsquerschnitts begrenzt wird und eine weitere Kompression des Gases im Puffervolumen stattfinden kann.

Der erforderliche Beblasungsdruck von $p_b = 570$ hPa zum Stromnulldurchgang wird bei Verwendung eines Kolbendurchmessers von $d_p = 45$ mm übertroffen. Die Simulationen ohne Lichtbogeneinfluss zeigen, dass ein kleinerer Durchmesser vom $d_p = 30$ mm keinen ausreichenden Druck zum Stromnulldurchgang bereitstellt.

Zur experimentellen Validierung der Simulation werden Druckmessungen mit und ohne Lichtbogeneinfluss an einem Puffervolumen mit Kolbendurchmesser $d_p = 45$ mm durchgeführt. Die gemessenen Druckverläufe sind in Abbildung 5-3 zusammen mit dem simulierten Druckverlauf dargestellt.

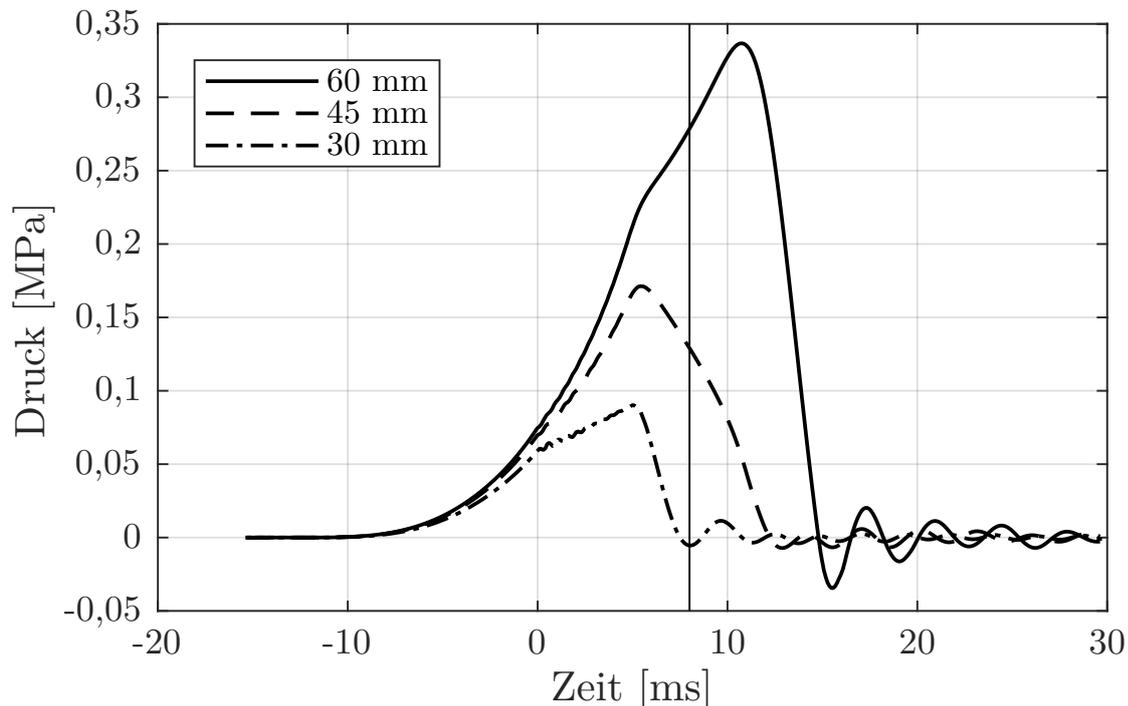


Abbildung 5-2: Simulierter Verlauf des Drucks im Puffervolumen für verschiedene Kolbendurchmesser

Der simulierte Druckverlauf ist mit dem experimentellen Druckverlauf ohne Lichtbogeneinfluss vergleichbar, wobei die Simulation die Höhe des Beblasungsdrucks unterschätzt. Bei einer Messung mit Lichtbogeneinfluss zeigt sich, dass das Druckmaximum später auftritt und höher ausfällt. Der durch den Lichtbogen hervorgerufene Düsenabbrand führt zu einer Verstopfung des Düsenhalses, wodurch das Ausströmen des Gases aus dem Puffervolumen verzögert wird. Im Stromnulldurchgang liegt der resultierende Beblasungsdruck bei etwa $p_b = 0,2 \text{ MPa}$ und damit fast viermal so hoch wie der erforderliche Beblasungsdruck. Da bei einem Kolbendurchmesser von $d_p = 30 \text{ mm}$ eine vergleichbare Verschiebung des Druckmaximums und damit ein ausreichender Beblasungsdruck zum Stromnulldurchgang erwartet wird, wird dieser Durchmesser für den Technoliedemonstrator gewählt. Aufgrund der geringen Kolbengröße, die eine Einbringung des Drucksensors nicht erlaubt, ist eine Druckmessung nicht möglich. Bei einer vergleichbaren Verschiebung des Maximums ist jedoch mit einem Beblasungsdruck oberhalb von $p_b = 600 \text{ hPa}$ zu rechnen.

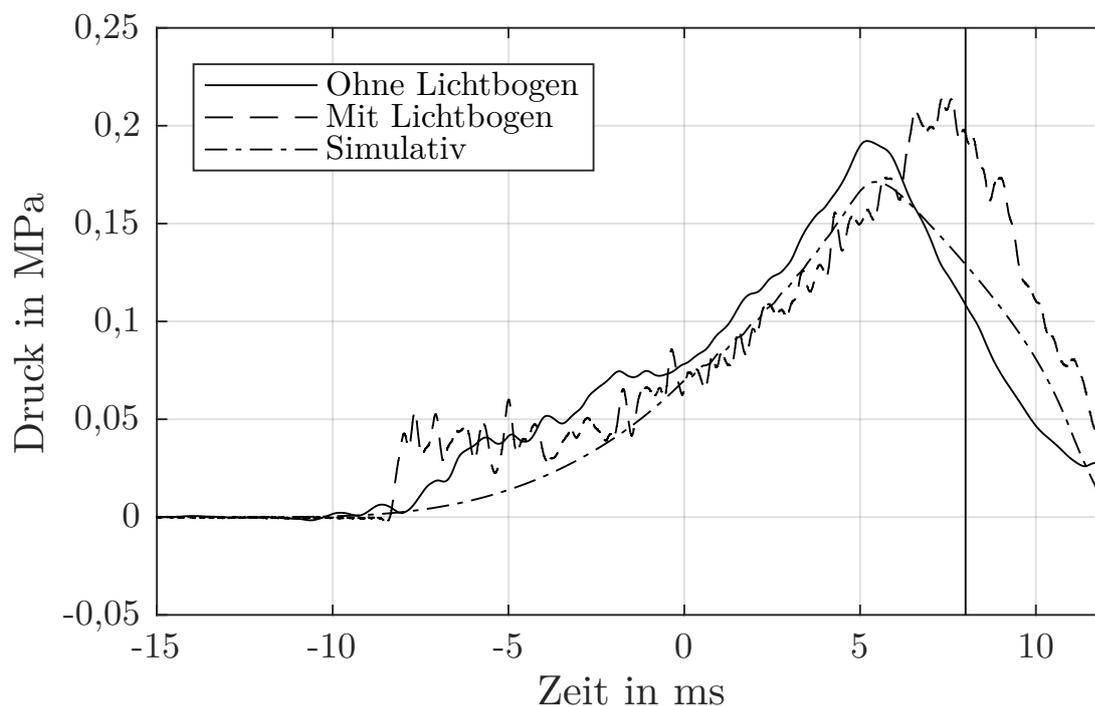


Abbildung 5-3: Simulierter und gemessener Verlauf des Drucks im Puffer-
volumen für mit und ohne Lichtbogen bei einem Kolben-
durchmesser von $d_p = 45$ mm

5.2 Prüfung des Ausschaltvermögens

Zur normgerechten Prüfung des Bemessungs-Netzlastausschaltstroms nach DIN EN 62271-103 ist ein direkter Prüfkreis erforderlich, der entweder einen direkten Anschluss an das Mittelspannungsnetz oder eine leistungsstarke Quelle erfordert [DIN11]. Da beides am Institut für Hochspannungstechnik nicht verfügbar ist, wird die Ausschaltprüfung in einem synthetischen Prüfkreis nach Abschnitt 3.5 durchgeführt, der eine der Norm entsprechende Belastung für das Testobjekt nachbildet. Die Prüfung gilt als bestanden, wenn das Schaltgerät in der Lage ist 100 konsekutive Schaltvorgänge erfolgreich zu durchlaufen. Die Verläufe von Strom und Spannung müssen bei allen gewerteten Versuchen den Anforderungen aus Abschnitt 3.5 gerecht werden.

Mit dem vorangehend beschriebenen Technolgie demonstrator werden insge-

samt 163 Ausschaltversuche durchgeführt. Bei den Versuchen treten weder thermische, noch dielektrische Versager auf. Von diesen Tests erfüllen 53 nicht die in Tabelle 3-2 aufgelisteten Anforderungen und werden aussortiert. Die Häufigkeitsverteilung der in Tabelle 3-2 gelisteten Größen der übrigen Versuche ist in Abbildung 5-4 dargestellt. Die ermittelten Strom- und Spannungssteilheiten im Stromnulldurchgang zeigen eine breite Streuung, die Mittelwerte liegen für beide Größen mehr als 10% oberhalb der geforderten Werte. Die niedrigere Anstiegszeit und die daraus resultierende höhere Tangentensteilheit tragen ebenfalls zu einer konservativen Prüfung bei. Das erste lokale Spannungsmaximum sowie der Spannungswert zum Zeitpunkt $t = 2,5$ ms nach dem Stromnulldurchgang streuen weniger stark und liegen beide im Mittel ebenfalls oberhalb der Anforderungen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass ein Technolgie demonstrator eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters unter Einsatz eines atmosphärischen Füllgases, welcher anhand der in Kapitel 4 vorgestellten Designkriterien ausgelegt wird, im Stande ist eine normgerechten Prüfung des Ausschaltvermögens zu bestehen. Das dabei eingesetzte Puffervolumen zur Beblausungsdruckerzeugung weist lediglich einen Durchmesser von $d_p = 30$ mm bei geringem Verfahrweg auf, eine Kompression ist mit vergleichsweise geringem mechanischen Aufwand möglich. Vielmehr zeigte der Technolgie demonstrator in den Untersuchungen keinen nicht erfolgreichen Ausschaltversuch, obwohl einige der Versuche deutlich oberhalb der Anforderungen an eine Normprüfung lagen. Die durchgeführten Tests weisen Lichtbogenzeiten oberhalb von $t_{libo} = 7$ ms auf. Niedrigere Lichtbogenzeiten können zu einem niedrigeren Ausschaltvermögen des Schalters und folglich zu einem nicht erfolgreichen Ausschaltversuch führen. In einer direkten Prüfung folgt in einem solchen Fall eine weitere Stromhalbschwingung, sodass eine Stromunterbrechung im nächsten Stromnulldurchgang möglich ist. Da der in dieser Arbeit verwendete synthetische Prüfkreis nur die Prüfung einer einzelnen Stromhalbschwingung ermöglicht, werden Prüfungen kurzer Lichtbogenzeiten in diesen Tests nicht betrachtet.

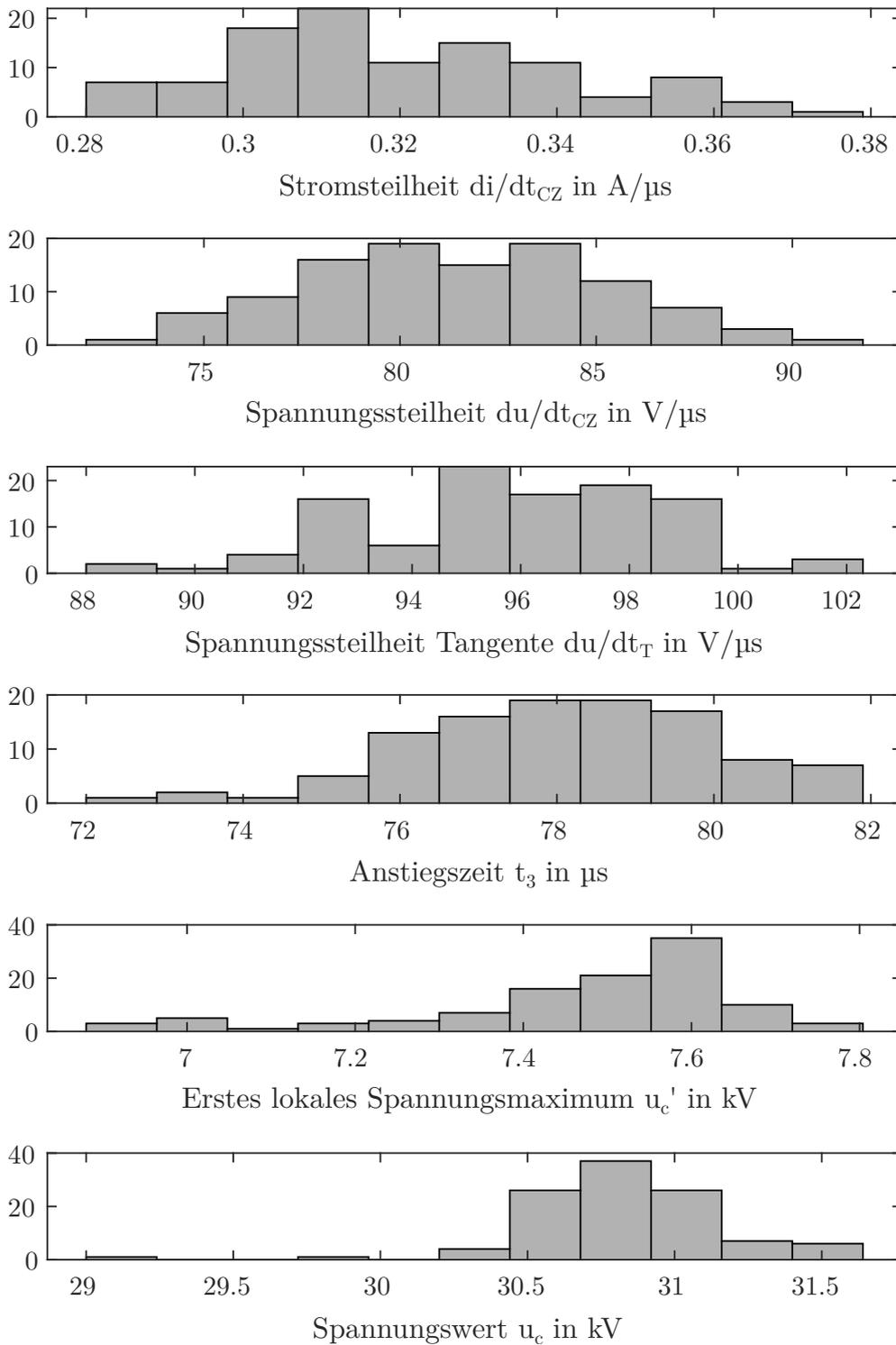


Abbildung 5-4: Verteilung der Strom- und Spannungscharakteristika der Tests des Ausschaltvermögens

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Mittelspannungs-Schaltanlagen der sekundären Verteilung sind zentrale Elemente in der heutigen Energieversorgung. Sie bilden die Knotenpunkte in Verteilnetzen und ermöglichen eine Änderung der aktuellen Netztopologie. Da die Schaltanlagen meist im urbanen Raum platziert sind, ist der verfügbare Bauraum begrenzt und es kommen vermehrt gekapselte, gasisolierte Schaltanlagen zum Einsatz, welche das Gas SF₆ als Lösch- und Isoliergas einsetzen. SF₆ erlaubt aufgrund seiner etwa dreimal so hohen elektrischen Festigkeit im Vergleich zu Luft und seinem hohen Lichtbogenlöschvermögen den Aufbau kompakter und zuverlässiger Schaltanlagen. Mit einem GWP von 23.500 ist es jedoch das stärkste bekannte Treibhausgas. Der Einsatz von SF₆ in Mittelspannungs-Schaltanlagen ist aktuell gesetzlich nicht reguliert, die Europäische Union prüft jedoch bis 2022 welche Substitutionsmöglichkeiten bestehen, um die bestehende Verordnung über fluorierte Gase anzupassen und möglicherweise auf Mittelspannungs-Schaltanlagen der Sekundärverteilung zu erweitern.

Lasttrennschalter sind in Mittelspannungsschaltanlagen häufig verbaute Schaltelemente. Ihre Aufgabe ist die sichere Unterbrechung von Lastströmen im Bereich einiger hundert Ampere und das Herstellen einer sicheren Trennstrecke im geöffneten Zustand. Bei einer Substitution von SF₆ in Mittelspannungs-Schaltanlagen stellt der Lasttrennschalter die kritische Komponente dar, da das Füllgas im Lasttrennschalter sowohl die Lichtbogenlöschung als auch die Spannungsisolation übernehmen muss. Mögliche Substitute weisen eine niedrigere elektrische Festigkeit und ein geringeres Lichtbogenlöschvermögen auf. Eine Anpassung des Schaltgeräts ist daher erforderlich. Bisherige Untersuchungen zur SF₆ Substitution in Hochspannungs-Leistungsschaltern zeigen eine Anwendbarkeit atmosphärischer Gase, sind jedoch nicht vollends auf die Anwendung des Lasttrennschalters übertragbar. Vielmehr ist eine detaillierte Kenntnis der Einflüsse einzelner Designgrößen auf das Ausschaltvermögen eines SF₆-freien Lasttrennschalters erforderlich.

In dieser Arbeit wird ein Designkriterienkatalog erarbeitet, der die Auslegung eines SF₆-freien Lasttrennschalters anhand der wichtigsten Designparameter ermöglicht. Dazu wird eine Parameterstudie durchgeführt, bei der das thermische Ausschaltvermögen und die dielektrische Wiederverfestigung für verschiedene Düsen- und Kontaktaufbauten bei unterschiedlichen Beblasungsdrücken, Löschgaszusammensetzungen und Lichtbogenenergien bestimmt wird. Dabei wird ein modularer, translatorisch öffnender Modell-Lasttrennschalter entworfen, der eine einfache Variation verschiedenster Designparameter erlaubt. Das thermische und dielektrische Ausschaltvermögen wird in zwei separaten Prüfreiheien bestimmt. Als Füllgase werden die Gase N₂ und CO₂ und eine Mischung aus beiden Gasen betrachtet.

Sowohl ein ausreichend hohes thermisches Ausschaltvermögen als auch eine schnelle dielektrische Wiederverfestigung erfordern eine effektive Kühlung der Lichtbogenzone. Im in dieser Arbeit untersuchten Modellschalter sind zwei Mechanismen, eine konvektive Kühlung durch axiale Lichtbogenbeblasung und der Hartgaseffekt durch Abbrand von Polymeren in Lichtbogen­nähe, dominant. Die Untersuchungen zeigen, dass vor allem das thermische Ausschaltvermögen die kritische Grenze bei der Auslegung eines umweltfreundlichen Mittelspannungs-Lasttrennschalters darstellt. Nahezu alle Parametersätze mit ausreichendem thermischen Ausschaltvermögen weisen eine ausreichend schnelle dielektrische Wiederverfestigung auf. Für den Großteil der durchgeführten Untersuchungen ist ein linearer Zusammenhang zwischen angelegtem Beblasungsdruck und thermischem Ausschaltvermögen erkennbar. In der Praxis erfolgt die Beblasungsdruckerzeugung in einem Kompressionsvolumen durch die Antriebsenergie des Schalters. Ein hoher Beblasungsdruck erfordert daher einen größeren Kolben und einen stärkeren Antrieb.

Bei einer Variation des Kontaktwerkstoffs zeigt sich, dass Kupfer im Gegensatz zu einem Wolfram-Kupfer Tränkwerkstoff leichte Vorteile im Ausschaltvermögen zu Kosten eines signifikant höheren Kontaktverschleißes aufweist. Eine Vergrößerung des Kontaktdurchmessers führt zu einer deutlichen Abnahme des Ausschaltvermögens. Bei der Dimensionierung der Düse führt sowohl eine Verlängerung als auch eine Reduktion des Durchmessers des Düsenhalses zu einer Steigerung des Ausschaltvermögens. Bei ausreichend

hohen Beblasungsdrücken kann PP als Düsenwerkstoff durch die hohe Wasserstoffabgabe zu einer weiteren Steigerung des Ausschaltvermögens führen. Eine Steigerung des CO₂-Anteils im Gasgemisch führt durch die niedrige Lichtbogenzeitkonstante und besseren Kühleigenschaften von CO₂ zu einer deutlichen Zunahme des thermischen Ausschaltvermögens. Bei Verwendung von reinem CO₂ ist das thermische Ausschaltvermögen überproportional abhängig vom Beblasungsdruck.

Eine Erhöhung der durch den Lichtbogen eingebrachten Energie durch Erhöhung des Stroms führt zu einem höheren Kühlbedarf, aber zum anderen auch zu einer Verstärkung des Hartgaseffekts durch höheren Düsenabbrand. Bei ausreichend hohem Beblasungsdruck resultiert eine Erhöhung des thermischen Ausschaltvermögens. Bei Verringerung der Lichtbogenenergie resultiert eine Abnahme des Ausschaltvermögens durch einen geringeren Einfluss des Hartgaseffekts.

Unter der Annahme einer linearen Abhängigkeit des thermischen Ausschaltvermögens vom Beblasungsdruck wird eine Gleichung zur Abschätzung des Ausschaltvermögens in Abhängigkeit der Dimensionierung der Düse und der Füllgaszusammensetzung definiert. Anhand dieser Gleichung und den weiteren im Rahmen der Parameterstudie identifizierten Einflüssen wird ein Technologiedemonstrator aufgebaut. Der Demonstrator verwendet zur Erzeugung des Beblasungsdrucks ein mit dem Antrieb verbundenes Kompressionsvolumen. Zur Prüfung des Ausschaltvermögens des Demonstratoraufbaus wird ein synthetischer Prüfkreis entwickelt, der eine Abbildung der in der Norm geforderten Prüfung bei geringeren Anschlussleistungen erlaubt. Der entwickelte Demonstrator kann über 100 Ausschaltprüfungen erfolgreich bestehen und erfüllt damit die normativen Anforderungen an das Ausschaltvermögen eines Mittelspannungs-Lasttrennschalters.

6.2 Ausblick

Neben dem Ausschaltvermögen werden noch weitere normative Anforderungen an einen umweltfreundlichen Lasttrennschalter gestellt. Vor allem die Einschaltfähigkeit auf einen Kurzschluss stellt eine weitere Herausforderung für umweltfreundliche Lasttrennschalter dar, da die niedrigere

elektrische Festigkeit alternativer Gase zu einem längeren Vorzündbogen und damit höherem Energieeintrag in die Schaltstrecke führt. Eine detaillierte Untersuchung der Einflussparameter auf das Einschaltverhalten von Mittelspannungs-Lasttrennschaltern ist erforderlich.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen fokussieren sich auf Lasttrennschalter mit Bemessungsspannungen von $U_N = 24 \text{ kV}$ und Nennströmen von $I_N = 630 \text{ A}$. Um weitere Fälle, wie zum Beispiel den Einsatz bei $U_N = 36 \text{ kV}$, abdecken zu können, ist eine Untersuchung der Übertragbarkeit der gewonnenen Ergebnisse auf andere Spannungsebenen und Nennströme erforderlich. Des Weiteren geben die gezeigten Untersuchungen nur einen Ausblick auf das Ausschaltvermögen bei der Unterbrechung von Transformator-Übernahmeströmen in Lasttrennschalter-Sicherungs Kombinationen. Zur Auslegung umweltfreundlicher Transformatorschalter ist auch hier eine weitere detaillierte Untersuchung erforderlich.

Die in dieser Arbeit identifizierten Einflüsse der verschiedenen Auslegungsgrößen auf das Ausschaltverhalten basieren auf komplexen physikalischen Vorgängen in der Lichtbogenzone, bei denen Temperaturen von mehreren Tausend Kelvin auftreten. Die ablaufenden Vorgänge sind messtechnisch kaum erfassbar. Um ein tieferes physikalisches Verständnis der dominanten Kühleffekte zu erlangen, können daher Schaltlichtbogensimulationen unter Verwendung von CFD-Simulationen durchgeführt werden.

Quellenverzeichnis

- [ABB10] ABB S.p.A. SHS2 - Gasisolierte Schalt- und Trenngeräte. Broschüre. 2010.
- [ABB13] ABB. UniSec - Luftisolierte Mittelspannungs-Schaltanlage zur Sekundärverteilung. Broschüre. 2013.
- [And96] P. Andre. „Composition and thermodynamic properties of ablated vapours of PMMA, PA6-6, PETP, POM and PE“. In: Journal of Physics D: Applied Physics. Jahrgang 29. Nr. 7. S. 1963–1972. 1996.
- [And97] P. André. „The influence of graphite on the composition and thermodynamic properties of plasma formed in ablated vapour of PMMA, PA6-6, PETP, POM and PE used in circuit-breakers“. In: Journal of Physics D: Applied Physics. Jahrgang 30. Nr. 3. S. 475–493. 1997.
- [ANS18] ANSYS Inc. ANSYS Fluent Theory Guide. 2018.
- [ANS89] ANSI American National Standards Institute, Hrsg. C84.1.1989 -American National Standard for Electric Power Systems and Equipment—Voltage Ratings (60 Hz). 1989.
- [Att19] E. Attar u. a. „Eco-efficient Puffer-type Load Break Switch for Medium Voltage Applications“. In: 25th International Conference on Electricity Distribution. Madrid. 2019.
- [Aub00] V. Aubrecht und E. T. Protasevich. Radiative Transport of Energy in SF6 Arc Plasma. Tomsk Polytechnical University. 2000.
- [Bae13] H. D. Baehr und K. Stephan. Wärme- und Stoffübertragung. Springer Vieweg. 2013.

- [Ben17] M. Bendig u. a. „Synthetic Testing of Load Current Interruption in Medium Voltage Load Break Switches“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 4. Nr. 3. S. 241–244. 2017.
- [Ben20] M. Bendig und M. Schaak. „Design Rules for Environmentally Friendly Medium Voltage Load Break Switches“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. 2020.
- [Bös14] L. Böswirth, S. Bschorer und T. Buck. Technische Strömungslehre. Lehr- und Übungsbuch. Springer Vieweg. 2014.
- [Bur18] K. Burges u. a. Konzept zur SF6-freien Übertragung und Verteilung elektrischer Energie. 2018.
- [Cla97] M. Claessens. „Simulation von Gasströmungen in SF6-Selbstblasschaltern“. Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 1997.
- [Cra15] V. Crastan. Elektrische Energieversorgung 1. Netzelemente, Modellierung, stationäres Verhalten, Bemessung, Schalt- und Schutztechnik. Springer Vieweg. 2015.
- [DIN11] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hrsg. EN 62271-103 (IEC 62271-103:2011) - Hochspannungs-Schaltgeräte und -Schaltanlagen - Teil 103: Lastschalter für Bemessungsspannungen über 1 kV bis einschließlich 52 kV. 2011.
- [DIN12] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hrsg. EN 60038 (IEC 60038:2009) - CENELEC-Normspannungen. 2012.
- [DIN19] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hrsg. EN 62271-105 (IEC 62271-105:2019) - Wechselstrom-Lastschalter-Sicherungskombinationen für Bemessungsspannungen über 1 kV bis einschließlich 52 kV. 2019.

- [Dom06] R. Dommerque. „Einfluss des Elektrodenabbrandes auf das Schaltverhalten eines SF₆-Selbstblusschalters“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 2006.
- [Dom08] H. Domininghaus u. a. Kunststoffe. Eigenschaften und Anwendungen. Springer. 2008.
- [Egü19] E. A. Egüz u. a. „Measurements of Swarm Parameters in C₄F₇N-O₂-CO₂, C₅F₁₀O-O₂-CO₂ and C₅F₁₀O-O₂-N₂ Mixtures“. In: 21st International Symposium on High Voltage Engineering. Budapest, Ungarn. 2019.
- [Eur14] Europäische Union. Verordnung (EU) Nr. 517/2014 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 16. April 2014 über fluorierte Treibhausgase und zur Aufhebung der Verordnung (EG) Nr. 842/2006. 2014.
- [Fra04] C. M. Franck u. a. „Thermal Interruption Behaviour of High-Voltage Circuit Breakers“. In: 15th International Conference on Gas Discharges and their Applications. Toulouse, Frankreich. 2004.
- [Frö05] K. Fröhlich. „Elektrische Energiesysteme. Systemtechnologie“. High Voltage Laboratory. Vorlesungsskript. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich. Zürich. 2005.
- [Gje14] G. J. Gjendal, E. Jonsson und M. Runde. „Ablation-Assisted Current Interruption in a Medium Voltage Load Break Switch“. In: 27th International Conference on Electrical Contacts. Dresden. Deutschland. 2014.
- [God00] D. Godin u. a. „Modelling and simulation of nozzle ablation in high-voltage circuit breakers“. In: Journal of Physics D: Applied Physics. Jahrgang 33. S. 2583–2590. 2000.
- [Gon11] D. Gonzalez, H. Pursch und F. Berger. „Experimental investigation of the interaction of interrupting arcs and gassing polymer

- walls“. In: 57th Holm Conference on Electrical Contacts. Minneapolis. 2011.
- [Göt18] N. Götte u. a. „Experimental and Simulative Study on the Influence of the Electric Field Distribution on the Dielectric Switching Behavior of Natural Gases“. In: 22nd International Conference on Gas Discharges and Their Applications. Novi Sad, Serbien. 2018.
- [Hae19] P. Haefliger und C. M. Franck. „Comparison of swarm and breakdown data in mixtures of nitrogen, carbon dioxide, argon and oxygen“. In: Journal of Physics D: Applied Physics. Jahrgang 52. Nr. 2. S. 025204. 2019.
- [Ham18] H. Hama u. a. Dry Air, N₂, CO₂ and N₂/SF₆ Mixtures for Gas-Insulated Systems. Technical Brochure 730. CIGRE. 2018.
- [Hem04] R. Hemmi, Y. Yokomizu und T. Matsumura. „Anode-fall Voltages of Air Arcs Between Electrodes of Copper, Silver and Tungsten at Currents up to 1500 A“. In: IEEJ Transactions on Power and Energy. Jahrgang 124. Nr. 1. S. 143–149. 2004.
- [Her18] V. Hermosillo u. a. „Performance Evaluation of CO₂/Fluoronitrile Mixture at High Short Circuit Current Level in GIS and Dead-Tank High-Voltage Circuit Breakers“. In: Session 47. Paris, Frankreich. 2018.
- [Heu13] K. Heuck, K.-D. Dettmann und D. Schulz. Elektrische Energieversorgung. Erzeugung, Übertragung und Verteilung elektrischer Energie für Studium und Praxis. Imprint: Springer Vieweg. 2013.
- [Hof12] M. Hoffacker. „Verfahren zur orts aufgelösten Messung der Widerstandsverteilung eines axial beblasenen Schaltlichtbogens“. Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. 2012.

- [Hyr09] M. Hyrenbach u. a. „Alternative Gas Insulation in Medium-Voltage Switchgear“. In: 20th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution. Prague, Czech Republic. 2009.
- [Hyr17] M. Hyrenbach, M. Saxegaard und E. Attar. Stromunterbrechung in SF6-Alternativen für eine Mittelspannungs-Schaltanlage. 2017.
- [Jon13a] E. Jonsson und M. Runde. „Medium Voltage Laboratory for Load Break Switch Development“. In: International Conference on Power System Transients 2013. Vancouver, Kanada. 2013.
- [Jon13b] E. Jonsson u. a. „Comparative Study of Arc-Quenching Capabilities of Different Ablation Materials“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 28. Nr. 4. S. 2065–2070. 2013.
- [Jon14] E. Jonsson, N. S. Aanensen und M. Runde. „Current Interruption in Air for a Medium-Voltage Load Break Switch“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 29. Nr. 2. S. 870–875. 2014.
- [Jon15] E. Jonsson und M. Runde. „Interruption in Air for Different Medium-Voltage Switching Duties“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 30. Nr. 1. S. 161–166. 2015.
- [Kac04] S. Kacew u. a. Iodotrifluoromethane toxicity review. National Academies Press. 2004.
- [Kam10] M. S. Kamarudin u. a. „A survey on the potential of CF3I gas as an alternative for SF6 in high voltage applications“. In: 45th International Universities Power Engineering Conference (UPEC). Cardiff, United Kingdom. 2010.
- [Kie14] Y. Kieffel u. a. „SF6 Alternative Development for High Voltage Switchgear“. In: Session 45. Paris, Frankreich. 2014.

- [Kie15] Y. Kieffel u. a. „SF6 Alternative Development for High Voltage Switchgears“. In: PES General Meeting. Denver, USA. 2015.
- [Kie16] Y. Kieffel u. a. „Green Gas to Replace SF6 in Electrical Grids“. In: IEEE Power and Energy Magazine. Jahrgang 14. Nr. 2. S. 32–39. 2016.
- [Kno98] H. Knobloch. „The Comparison of Arc-Extinguishing Capability of Sulfur Hexafluoride with Alternative Gases in High-Voltage Circuit-Breakers“. In: Gaseous Dielectrics VIII. 1998.
- [Koc03] H. Koch. „Experience with 2nd Generation Gas-Insulated Transmission Lines GIL“. In: Proceedings of the International Conference on Insulated Power Cables. JICABLE '03. Versailles. 2003.
- [Koc15] M. Koch und C. M. Franck. „High Voltage Insulation Properties of HFO1234ze“. In: IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. Jahrgang 22. Nr. 6. S. 3260–3268. 2015.
- [Kol14] S. Koltzenburg, M. Maskos und O. Nuyken. Polymere: Synthese, Eigenschaften und Anwendungen. Springer Berlin Heidelberg. 2014.
- [Kri99] M. Kriegel. „Einfluß des Düsenmaterials auf das Ausschaltverhalten von SF6-Selbstblässchaltern“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 1999.
- [Kso17] M. Ksoll u. a. „Development of an Experimental Approach for Determining the Arc Quenching Capability of Different Gases“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 4. Nr. 3. S. 245–248. 2017.
- [Küc17] A. Küchler. Hochspannungstechnik. Grundlagen - Technologie - Anwendungen. Springer Vieweg. 2017.

- [Kur11] A. Kurz. „Charakterisierung der dielektrischen Wiederverfestigung alternativer Löschgase in Isolierstoffdüsen“. Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 2011.
- [Lec11] S. Lecheler. Numerische Strömungsberechnung. Schneller Einstieg durch anschauliche Beispiele. Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden. 2011.
- [Lee07] J.-C. Lee und Y. J. Kim. „The influence of metal vapors resulting from electrode evaporation in a thermal puffer-type circuit breaker“. In: Vacuum. Jahrgang 81. Nr. 7. S. 875–882. 2007.
- [Lin87] M. Lindmayer. Schaltgeräte. Springer. 1987.
- [Lüd05] C. Lüders. „Vergleich von Strahlungs- und Turbulenzmodellen zur Modellierung von Lichtbögen in SF6-Selbstblasleistungsschaltern“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 2005.
- [Man14] J. D. Mantilla u. a. „Investigation of the Insulation Performance of a New Gas Mixture with Extremely Low GWP“. In: Electrical Insulation Conference. Philadelphia, USA. 2014.
- [Man16] J. Mantilla, M. Claessens und M. Kriegel. „Environmentally Friendly Perfluoroketones-based Mixture as Switching Medium in High Voltage Circuit Breakers“. In: Session 46. Paris, Frankreich. 2016.
- [Mod13] M. F. Modest. Radiative heat transfer. Academic Press. 2013.
- [Nia17] K. Niayesh und M. Runde. Power Switching Components. Theory, Applications and Future Trends. Springer International Publishing. 2017.

- [Nie98] L. Niemeyer. „A Systematic Search for Insulation Gases and their Environmental Evaluation“. In: Gaseous Dielectrics VIII. 1998.
- [Nik14a] P. G. Nikolic. „Thermisches Ausschaltvermögen von Kohlenstoffdioxid in Leistungsschaltermodellen mit einseitig bewegtem Kontaktsystem“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 2014.
- [Nik14b] P. G. Nikolic u. a. „Investigations on Switching Arcs in CO₂ by Time-Resolved Optical Emission Spectroscopy and CFD Simulations“. In: 20th International Conference on Gas Discharges and Their Applications. Orléans, Frankreich. 2014.
- [Oer12] H. Oertel und M. Böhle. Prandtl - Führer durch die Strömungslehre. Grundlagen und Phänomene. Springer Vieweg. 2012.
- [Oer15] H. Oertel, M. Böhle und T. Reviol. Strömungsmechanik. Für Ingenieure und Naturwissenschaftler. Springer Vieweg. 2015.
- [Phi81] E. Philippow. Taschenbuch Elektrotechnik. Band 5 - Elemente und Baugruppen der Elektroenergie-technik. Hanser. 1981.
- [Pie10] A. Piel. Plasma physics. An introduction to laboratory, space, and fusion plasmas. Springer. 2010.
- [Qiu99] X. Q. Qiu, I. D. Chalmers und P. Coventry. „A study of alternative insulating gases to SF₆“. In: J. Phys.D: Appl. Phys. Jahrgang 32. S. 2918–2922. 1999.
- [Ran15] N. Ranjan u. a. „Switching Performance of Weakly Cooled Arcs“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 2. Nr. 2. S. 191–194. 2015.
- [Ran17] N. Ranjan, J. Carstensen und S. Scheel. „Interruption of Weakly Cooled Arcs in Air and Airplus“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 4. Nr. 2. S. 194–197. 2017.

- [Rei15] F. Reichert. „Numerische Simulation strömungsmechanischer Vorgänge in SF6-Hochspannungsleistungsschaltern“. Habilitation. Technische Universität Illmenau. Illmenau. 2015.
- [Rüt14] J. Rüter. „Weiterentwicklung und Vereinfachung eines Simulationsmodells für Schaltlichtbögen in Löschblechkammern“. Institut für Hochspannungstechnik und Elektrische Energieanlagen. Dissertation. Technische Universität Braunschweig. Braunschweig. 2014.
- [Sal10] A. A. Sallam und O. P. Malik. Electric distribution systems. Wiley-IEEE Press. 2010.
- [Sas15] N. Sasaki Aanensen, E. Jonsson und M. Runde. „Air-Flow Investigation for a Medium-Voltage Load Break Switch“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 30. Nr. 1. S. 299–306. 2015.
- [Sch14] Schneider Electric Industries SAS. LBSkit. MV Indoor switches and disconnectors up to 36 kV - Broschüre. 2014.
- [Sch15] H.-H. Schramm. Schalten im Hochspannungsnetz. VDE-Verl. 2015.
- [Sch18] Schneider Electric Industries SAS. SM6 modular units - Air insulated switchgear up to 36 kV. Katalog. 2018.
- [Sch19] M. Schaak u. a. „Comparison of SF6-free Load-Break Switching Principles“. In: 25th International Conference on Electricity Distribution. Madrid. 2019.
- [See17] M. Seeger u. a. „Recent development of alternative gases to SF6 for switching applications“. In: Electra. Nr. 291. 2017.
- [Sie17] Siemens AG, Schaltanlagenwerk Frankfurt am Main. Materialdaten von Luft, CO₂ und N₂ als Gemisch mit Kupfer-, PTFE-, PP-,

oder PA6.6-Dampf für verschiedene Drücke und Temperaturen (persönliche Nachricht). 2017.

- [Sim15] P. Simka und N. Ranjan. „Dielectric Strength of C5 Perfluoroketone“. In: 19th International Symposium on High Voltage Engineering. Pilsen. 2015.
- [Sme15] R. Smeets u. a. Switching in Electrical Transmission and Distribution Systems. Wiley. 2015.
- [Sta10] S. Stangherlin u. a. SF6 Tightness Guide. Technical Brochure 430. CIGRE. 2010.
- [Sto13] P. C. Stoller u. a. „CO₂ as an Arc Interruption Medium in Gas Circuit Breakers“. In: IEEE Transactions on Plasma Science. Jahrgang 41. Nr. 8. S. 2359–2369. 2013.
- [Sto15] N. S. Stoa-Aanensen und M. Runde. „Air Flow Measurements during Medium-Voltage Load Current Interruptions“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 2. Nr. 2. S. 83–87. 2015.
- [Sto16] N. S. Stoa-Aanensen u. a. „Empirical Relationships Between Air-Load Break Switch Parameters and Interrupting Performance“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 31. Nr. 1. S. 278–285. 2016.
- [Stu04] P. Sturm u. a. „Permeation of atmospheric gases through polymer O-rings used in flasks for air sampling“. In: Journal of Geophysical Research: Atmospheres. Jahrgang 109. Nr. D4. n/a–n/a. 2004.
- [Swa71] B. Swanson, R. Roidt und T. Browne. „Arc Cooling and Short Line Fault Interruption“. In: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. Jahrgang PAS-90. Nr. 3. S. 1094–1102. 1971.

- [Tan10] M. C. Tang. „Widerstandsverteilung in Schaltlichtbögen von Selbstblasleistungsschaltern während der Stromnulldurchgangsphase“. Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation. Rheinisch-Westfälische technische Hochschule. Aachen. 2010.
- [Tax18] H. Taxt, K. Niayesh und M. Runde. „Medium Voltage Load Current Interruption in Presence of Ablating Polymer Material“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. Jahrgang 33. Nr. 5. S. 2535–2540. 2018.
- [Tax19] H. Taxt, K. Niayesh und M. Runde. „Self-blast Current Interruption and Adaption to Medium Voltage Load Current Switching“. In: IEEE Transactions on Power Delivery. S. 1. 2019.
- [Uch02] T. Uchii, T. Shinkai und K. Suzuki. „Thermal interruption capability of carbon dioxide in a puffer-type circuit breaker utilizing polymer ablation“. In: IEEE. Asia Pacific. Yokohama, Japan. 2002.
- [Uch07] T. Uchii u. a. „Fundamental Research on SF6-free Gas Insulated Switchgear Adopting CO2 Gas and Its Mixtures“. In: International Symposium on EcoTopia Science. Nagoya, Japan. 2007.
- [Umw19] Umweltbundesamt. Verbot des klimaschädlichen SF6 in Mittelspannungsanlagen möglich. 2019. <https://www.umweltbundesamt.de/themen/verbot-des-klimaschaedlichen-sf6-in>. Letzter Aufruf 20.01.2020.
- [Uni98] United Nations. Kyoto Protocol to the United Nations Framework Convention on Climate Change. 1998.
- [VDI13] VDI - Verein deutscher Ingenieure. VDI-Wärmeatlas. Mit 320 Tabellen. Springer Vieweg. 2013.
- [Vin16] E. Vinaricky. Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen. Springer Berlin Heidelberg. 2016.

- [Ye15] X. Ye u. a. „CFD analysis of the thermal interruption process of gases with low environmental impact in high voltage circuit breakers“. In: Electrical Insulation Conference. Seattle, USA. 2015.
- [Yos15] T. Yoshino u. a. „Experimental Study on Rotary Arcs in CO₂ Model Gas Circuit Breaker“. In: Plasma Physics and Technology. Jahrgang 2. Nr. 2. S. 211–214. 2015.

Abkürzungsverzeichnis

CF₄ Tetrafluormethan

C₂F₄ Tetrafluorethylen

C₄-PFN C₄-Perfluornitril

C₅-PFK C₅-Perfluorketon

CO₂ Kohlenstoffdioxid

CFD Computational Fluid Dynamics

CF₃I Trifluoriodmethan

GIL Gasisolierte Leitung

GWP Global Warming Potential

HFO1234ze 1,3,3,3-Tetrafluorpropen

LBS Load Break Switch

LTE Local Thermodynamic Equilibrium

N₂ Stickstoff

O₂ Sauerstoff

ODP Ozone Depletion Potential

SF₆ Schwefelhexafluorid

PA6.6 Polyamid 6.6

PTFE Polytetrafluorethylen

PP Polypropylen

SST Shear-Stress-Transport

TRV Transient Recovery Voltage

WCU Wolfram-Kupfer

ZFS Zündfunkenstrecke

Symbolverzeichnis

a	Absorptionsfaktor
C_C	Kapazität des Hochstromkreises
C_{HV}	Kapazität des Impulskreises
$\cos \varphi_L$	Leistungsfaktor des Lastkreises
$\cos \varphi_S$	Leistungsfaktor des Speisekreises
C_p	Parallelkapazität zur Schaltstrecke
C_S	Stoßkapazität des Impulskreises
C_V	Kapazität des Injektionskreises
C_{V1}	Kapazität des Injektionskreises zum Test des Technologiedemonstrators
C_{V2}	Kapazität des RV-Kreises
d	Dicke, Durchmesser
d_c	Durchmesser des Stiftkontakts
di/dt_{CZ}	Stromsteilheit im Stromnulldurchgang
di/dt_{krit}	Kritische Stromsteilheit im Stromnulldurch- gang, bis zu der kein thermisches Versagen auftritt
di/dt_{max}	Maximale Ausschaltstromsteilheit, bis zu der ein thermisches Ausschalten auftritt
d_n	Durchmesser des Düsenhalses
d_p	Durchmesser des Puffervolumens
du/dt_{CZ}	Spannungssteilheit im Stromnulldurchgang
du/dt_{krit}	Kritische Spannungssteilheit im Stromnull- durchgang, bis zu der kein thermisches Versa- gen auftritt
du/dt_{max}	Maximale Ausschaltspannungssteilheit, bis zu der ein thermischen Ausschalten auftritt
E	Elektrische Feldstärke, Energiedichte
f	Frequenz
I	Strom

\hat{I}	Amplitude des Hochstroms
I_n	Nachstrom durch die Schaltstrecke
I_N	Bemessungsstrom
I_v	Strahlungsintensität
k_{pp}	First-pole-to-clear Faktor
L_C	Induktivität des Hochstromkreises
l_n	Länge des Düsenhalses
L_V	Induktivität des Injektionskreises
M	Molmasse
p	Druck
p_b	Beblungsdruck über der Schaltstrecke
P_{cond}	Kühlleistung durch Wärmeleitung
P_{conv}	Kühlleistung durch konvektive Kühlung
p_f	Fülldruck
Q	Gespeicherte Wärme
\dot{q}	Wärmestromdichte
R	Kühlleistung durch Wärmestrahlung
r	Reflexionsfaktor
r_c	Radius des Stiftkontakts
Re	Reynoldszahl
r_n	Radius des Düsenhalses
R_p	Parallelwiderstand zur Schaltstrecke
R_S	Widerstand des Impulskreises
R_{V2}	Widerstand des RV-Kreises
s	Schaltstrecke
\vec{s}	Richtungsvektor
\vec{S}_I	Quellterme der Impulserhaltungsgleichung
T	Temperatur in K, Teilverhältnis
t	Zeit
t_3	Anstiegszeit der unbeeinflussten Wiederkehrspannung

t'_3	Anstiegszeit der Wiederkehrspannung bei Lastabschaltungen
t_d	Verzögerungszeit zwischen Stromnulldurchgang und Zuschalten des Spannungsimpulses
t_{libo}	Lichtbogenzeit
U	Spannung
U_{ak}	Summe aus Anoden- und Kathodenfallspannung
u'_c	Höhe des ersten lokalen Maximums der Wiederkehrspannung einer Lastabschaltung
U_L	Lichtbogenbrennspannung
U_N	Bemessungsspannung
\vec{v}	Strömungsgeschwindigkeit
v	Kontaktgeschwindigkeit
\vec{x}	Ortsvektor
Z	Impedanz
Z_L	Impedanz des Lastkreises
Z_S	Impedanz des Speisekreises
α	Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
β	Druckabhängigkeitskoeffizient des thermischen Ausschaltvermögens
γ_d	Abhängigkeit des Koeffizienten β vom Düsenhalsdurchmesser
γ_l	Abhängigkeit des Koeffizienten β von der Düsenhalslänge
Δm	Massenverlust der Düse pro Versuch
ϵ	Emissionsgrad für Wärmestrahlung, Turbulente Abklingrate
ζ	Abhängigkeit des thermischen Ausschaltvermögens vom CO ₂ -Anteil
ϑ	Temperatur in °C
κ	Turbulente Intensität

λ	Wärmeleitfähigkeit
λ_{eff}	Effektive Wärmeleitfähigkeit
μ	Viskosität
ν	Kinematische Zähigkeit
ρ	Dichte
σ	Elektrische Leitfähigkeit, Stefan-Boltzmann-Konstante
τ_{eff}	Effektive Scherkräfte
τ	Transmissionsfaktor, Scherkräfte
ω	Frequenz auftretender Turbulenzen