

Schlussbericht vom 04.04.2023

zu IGF-Vorhaben Nr. 20914BG

Thema

Sicherheit bei Störlichtbögen in der Niederspannung

Berichtszeitraum

01.11.2019 - 30.06.2022

Forschungsvereinigung

Elektrische Anlagen

Forschungseinrichtung(en)

Forschungsgemeinschaft für Elektrische Anlagen und Stromwirtschaft e.V.

RWTH Aachen, IAEW

Technische Universität Dresden

Gefördert durch:

Inhaltsverzeichnis

Thema	1
Berichtszeitraum	1
Forschungsvereinigung.....	1
Forschungseinrichtung(en).....	1
1. Einleitung.....	3
2. Grundlagen und Lösungsweg	5
3. Prüfaufbauten	11
4. Prüfkreise.....	16
5. Einflussgrößen auf die Druckentwicklung.....	21
6. Vergleich von Druckmessung und Druckberechnung.....	41
7. Netzberechnungen unter Berücksichtigung von Fehlerlichtbögen und von dezentraler Energieeinspeisung.....	44
8 Störlichtbogenschutz in Niederspannungsanlagen.....	52
Quellenverzeichnis.....	57

1. Einleitung

Das elektrische Energieversorgungsnetz hat die Aufgabe, elektrische Energie zu übertragen und zu verteilen. Während die Übertragung der elektrischen Energie vorwiegend über das Hoch- und Mittelspannungsnetz erfolgt, wird der Endverbraucher in der Regel über die Niederspannungsebene ($U_N \leq 1000 \text{ V AC}$) versorgt.

In allen Netzen kommen Schaltanlagen zum Einsatz. Sie dienen der Verteilung und Steuerung elektrischer Energie und übernehmen auch Schutzfunktionen. Sie sind in der Lage, hohe Kurzschlussströme abzuschalten. Dieses gilt nicht nur im Hoch- und Mittelspannungsnetz (HS-/MS-Netz), sondern auch im Niederspannungsnetz (NS-Netz). Bei der Versorgung von industriellen Großverbraucher und in Eigenbedarfsanlagen von Kraftwerken kommen NS-Schaltanlagen hoher Nennleistung zum Einsatz, sogenannte Niederspannungs-Energie-Schaltgerätekombinationen (NSES). Im Fehlerfall können Kurzschlussleistungen im Bereich einiger zehn MVA auftreten. Dabei kann der tatsächlich fließende Strom trotz des strombegrenzenden Effekts durch den Lichtbogenwiderstand 80 kA (z. B. bei Einspeisung durch einen 3150 kVA Transformator, $U_N = 400 \text{ V}$, $u_k = 6 \%$) und mehr betragen. Die bei diesen Kurzschlussströmen umgesetzte Energie ist von vergleichbarer Größenordnung wie in MS-/HS-Anlagen wegen der ähnlich hohen Lichtbogenspannungen.

Die Anforderungen auch an elektrische NS-Schaltanlagen sehen Personenschutz, Fallsicherheit, Wirtschaftlichkeit und, insbesondere bei der Installation von Anlagen in Gebäuden, eine kompakte Bauform vor. Trotz fortwährender Weiterentwicklung passiver und aktiver Störlichtbogenschutzsysteme und steigender Sicherheitsanforderungen an NS-Schaltanlagen, kann das Auftreten eines Störlichtbogens nicht vollständig ausgeschlossen werden. Die hohe Anzahl in Deutschland installierter NS-Schaltanlagen hat zur Folge, dass trotz geringer Fehlerwahrscheinlichkeit NS-Störlichtbögen keine seltenen Ereignisse sind [FNN18].

Die Gefährdung durch Störlichtbögen (SLB) von Personen, Anlagen und Aufstellungsräumen von Anlagen ist im NS-Bereich insofern von Bedeutung, weil der Zugang von elektrotechnischen Laien zu NS-Anlagen in vielen Fällen nicht sicher ausgeschlossen werden kann [VDE12a].

Überdrücke in Aufstellungsräumen von Schaltanlagen verursacht durch SLB stellen eine besondere Herausforderung dar. Bereits Überdrücke im Bereich weniger Millibar können Raumwände unzulässig hoch belasten und die Statik des Raums/Gebäudes gefährden [VDE12a]. Um die SLB-Sicherheit von Schaltanlagen zu überprüfen, sind SLB-Prüfungen und in den Fällen, in denen Prüfungen nicht möglich sind, Druckberechnungen vorgesehen. Während Hoch- und Mittelspannungsschaltanlagen vor ihrer Markteinführung einer SLB-Prüfung unterzogen werden müssen, sieht die zugehörige Produktnorm z.B. für NSES keine obligatorischen Prüfungen vor [VDE].

SLB-Prüfungen werden normalerweise in Hochleistungsprüffeldern durchgeführt. Sie sind kosten- und zeitintensiv. Erfüllt eine Schaltanlage nicht die Prüfanforderungen, hat dies meist eine deutliche Verzögerung bei der Entwicklung von Schaltanlagen, mehrfache Wiederholungen von Prüfungen und damit einhergehend einen signifikanten wirtschaftlichen Aufwand für den Hersteller zur Folge. Mit Druckberechnungen kann die Anzahl an notwendigen SLB-Prüfungen verringert werden.

Mithilfe von Druckberechnungen kann bereits in der Planungsphase elektrischer Anlagen die für den jeweiligen Anwendungsfall zu erwartende thermische und mechanische Belastung der

Anlage im Fehlerfall unter Annahme von *worst-case*-Bedingungen bestimmt werden. Mit Druckberechnungen können

- die Druckbelastung des Aufstellungsraums geplanter und bestehender Schaltanlagen,
- der Einfluss von Umbauten und Leistungserhöhung der Schaltanlage auf die Druckbelastung

bestimmt werden.

Druckberechnungen haben gegenüber direkten Störlichtbogenprüfungen die folgenden Vorteile:

- Die notwendige Anzahl an SLB-Prüfungen und somit Zeitaufwand kann verringert, und die spezifischen Aufstellbedingungen der Anlage inhärent berücksichtigt werden.
- Die Entwicklungskosten von Schaltanlagen können erheblich gesenkt werden. [CIG14] [VDE12b]

Die Güte und Genauigkeit der Ergebnisse von Druckberechnungen hängen allerdings maßgeblich von der Qualität der Modellierung und der Eingangsdaten bei den verwendeten DB-Verfahren ab. Für die Energieeinspeisung in den Druckberechnungsverfahren zum Beispiel sind verschiedene Vorgehensweisen möglich. So kann der Lichtbogen selbst mit den wesentlichen ihn bestimmenden Elementarprozessen modelliert werden oder es wird ein Ansatz gewählt, bei dem die elektrische Energie homogen in ein Volumen eingespeist wird, das größer als das eigentliche Lichtbogenvolumen ist. Im letzten Fall ist nur die homogene Energieeinspeisung in ein Gasvolumen zu betrachten. Die Verbindung zwischen der elektrischen Energiezufuhr und dem Druckanstieg erfolgt über den thermischen Transferkoeffizienten.– Dadurch verringert sich der Modellierungs- und Rechenaufwand ganz erheblich.

Aufgrund des hohen Aufwands bei der direkten Modellierung des transienten und vom Prinzip her frei beweglichen Lichtbogens wird im Allgemeinen der Ansatz mit der homogenen Energieeinspeisung bevorzugt.

Zu den Eingangsdaten gehören neben den geometrischen Randbedingungen der Kurzschlussstrom unter Berücksichtigung des Lichtbogenwiderstands im NS-Bereich, die zu erwartende Lichtbogenbrennspannung und der sogenannte thermische Transferkoeffizient (vielfach auch als k_p -Faktor bezeichnet). Dieser gibt den Anteil der elektrischen Energie an, der zum Druckaufbau beiträgt und umfasst zahlreiche Phänomene. Er ist kein konstanter Wert, sondern abhängig von Randbedingungen und ist experimentell bestimmbar. – Weiterhin können die Eingangsdaten durch die in den Schaltanlagen verwendeten Materialien beeinflusst werden.

Das Ziel des Projekts ist es, zuverlässige Druckberechnungen bei Fehlern in NS-Schaltanlagen hoher Anschlussleistung unter *worst-case*-Randbedingungen zu ermöglichen. Dazu notwendig ist die Bestimmung der allgemein für Druckberechnungen erforderlichen NS-spezifischen Eingangsdaten die in komplexer Form von elektrischen, geometrischen und weiteren Randbedingungen abhängen.

In den folgenden Kapiteln wird auf einige Grundlagen für das Erreichen des Projektziels eingegangen, auf Prüfaufbauten und Prüfkreise zur Ermittlung der Eingangsdaten, sowie auf Einflussgrößen auf die Druckentwicklung, die bei Druckberechnungen zu berücksichtigen sind. Anschließend wird ein Vergleich von Druckmessung und -berechnung vorgestellt sowie die die

Vorgehensweise zur Berechnung von Kurzschlussströmen unter Berücksichtigung von Fehlerlichtbögen und dezentraler Netzeinspeisung.

2. Grundlagen und Lösungsweg

2.1 Niederspannungs-Energie-Schaltgerätekombinationen

NS-Schaltanlagen werden verwendet, um elektrische Energie zu verteilen und zu steuern. Leistungsstarke Anlagen finden insbesondere Anwendung in industriellen Umgebungen. Die Bedienung durch Laien ist zwar nicht vorgesehen, eine Aufstellung der von NS-Schaltanlagen in Bereichen, die Laien zugänglich sind, kann jedoch nicht ausgeschlossen werden. [VDE12a] NSES zeichnen sich durch Nennströme im Kiloamperebereich (I_N 7000 A) aus, bei typischen Nennspannungen von 400 V bzw. 690 V bis hin zu 1000 V bei Sonderanwendungen wie bspw. in Industrienetzen. Bedingt durch die sich aus der geringen Systemspannung ergebenden vergleichsweise geringen Anforderungen an das Isoliersystem der Schaltanlage sind kompakte Bauformen mit geringen Isolier- und Gehäuseabständen, kleinen Schottraumvolumina und folglich hoher Packungsdichte möglich. NS-Schaltanlagen sind luftisoliert und bei Nennströmen im Kiloamperebereich aufgrund der ohmschen Verluste oftmals zwangsbelüftet. Belüftungsöffnungen können im Fehlerfall zu einer raschen Abnahme der Gasdichte im fehlerbehafteten Schaltfeld führen. In Deutschland sind NS-Verteilnetze und Industrienetze i.d.R. als Vierleiter TN-C Systeme ausgeführt und im Vergleich zu Mittelspannungs- (MS) / Hochspannungs- (HS)-Netzen ist der Sternpunkt des jeweiligen NS-Netzes meist starr geerdet. Im industriellen Bereich befinden sich NS-Schaltanlagen potenziell in direkter Nähe zu den einspeisenden Transformatoren, so dass hohe Anschluss- und somit Kurzschlussleistungen zur Verfügung stehen. Das X/R-Verhältnis ist bei unmittelbarer Nähe zum Transformator maßgeblich durch die Kenngrößen des Transformators bestimmt. Bei Parallelschaltung mehrerer Transformatoren und wenn sich leistungsstarke lokale motorische Lasten in der Nähe befinden, kann in diesen Anwendungsfällen die Einspeise- bzw. Kurzschlussleistung in der Größenordnung einiger zehn Megawatt liegen. Motorischen Lasten können im Kurzschlussfall bei Industrieanwendungen zusätzliche, relevante Kurzschlussstromquellen darstellen. Im SLB-Fall bieten dabei, bedingt durch die Sternpunkterdung, geerdete Gehäuseteile eine niederohmige elektrische Verbindung zur Schließung des Fehlerstromkreises. Das Kommutieren des Lichtbogens auf umliegende Gehäuseteile der Anlage und Aufschmelzen derer ist dabei ohne zusätzliche Vorkehrungen wahrscheinlich [Sch09] [Fin05] [Kny18] [Sie21b] [Heu13] [Kas18] [Dri16].

NS-Schaltanlagen mit Nennströmen im Bereich von mehreren Kiloampere bestehen in der Regel aus mehreren, aneinandergereihten Schaltfeldern und können je nach Bauform Anlagenbreiten von über zehn Metern aufweisen. Einspeiseseitig ist i.d.R. ein Leistungsschalterfeld vorzufinden, vom dem die angrenzenden Felder mithilfe horizontaler Hauptsammelschienen (respektive auch Schienenpakete) verbunden sind. Die Gehäuseabstände und Anordnung der Hauptsammelschienen sind dabei je nach Hersteller und Bauart unterschiedlich. Im NS-Bereich zeichnen sich die Anlagen durch eine hohe Diversität, Modularität und herstellerepezifisches Design aus. Die elektrischen und geometrischen Randbedingungen in den Anlagen sind somit weitgehend anwendungsspezifisch und von den verbauten Modulen (z.B. Leistungsschalter, Sicherungseinsätze, Messwandler, Abgänge), deren Einbautechnik und dem Anlagendesign abhängig [Käm11].

Laut Norm werden NS-Schaltanlagen hinsichtlich der Ausgestaltung des Lichtbogenschutzes in Formen der inneren mechanischen Unterteilung klassifiziert, die Hauptformen sind wie folgt gegliedert [Käm11] [VDE12a]:

Form	Hauptmerkmal
Form 1	Keine innere Unterteilung
Form 2	Innere Unterteilung zwischen Sammelschienen und Funktionseinheiten
Form 3	Innere Unterteilung zwischen Sammelschienen und allen Funktionseinheiten und Funktionseinheiten untereinander. Unterteilung zwischen den Anschlüssen für von außen herangeführte Leiter von den Funktionseinheiten, aber nicht zwischen den Anschlüssen der Funktionseinheiten
Form 4	Innere Unterteilung zwischen Sammelschienen und allen Funktionseinheiten und zwischen allen Funktionseinheiten untereinander. Innere Unterteilung zwischen den Anschlüssen für von außen herangeführte Leiter, die einer Funktionseinheit zugeordnet sind, und den Anschlüssen aller anderen Funktionseinheiten sowie den Sammelschienen.

Tabelle 2-1: Formen der inneren Unterteilung von NS-Schaltanlagen nach [VDE12a]

Im Allgemeinen bestehen zwei Konzepte zur Begrenzung der Auswirkungen von Störlichtbögen. Durch innere Unterteilungen und bspw. Sammelschienenisolierung kann die Lichtbogenwanderung innerhalb der Schaltanlage unterbunden bzw. begrenzt werden. Sogenannte fußpunktfreie Anlagen sind kommerziell verfügbar. Alternativ ist eine gewollte Lichtbogenwanderung in Bereiche möglich, in denen die Auswirkungen konstruktiv geringgehalten werden können.

Insbesondere bei Anlagen der Form 1 (ohne innere Unterteilung d.h. ohne erhöhten Lichtbogenschutz) ist im Fehlerfall eine hohe Lichtbogenbeweglichkeit und bedingt durch Belüftungsöffnungen oder Druckentlastungseinrichtungen ein Ausströmen von Heißgas von der Schaltanlage in deren Aufstellungsraum zu erwarten. Eine offene Bauweise und große Belüftungsöffnungen können dabei ein direktes Abströmen des Heißgases begünstigen und zu einer raschen Druckentlastung in den Aufstellungsraum führen [Kau12].

2.2 Zur Energiebilanz von Störlichtbögen

Tritt ein SLB aufgrund bspw. des Versagens der Isolierung innerhalb einer Schaltanlage auf, wird über verschiedene Wirkmechanismen die in ihn elektrisch eingespeiste Energie an die Umgebung abgegeben. Bei freibrennenden Lichtbögen kann der Lichtbogenkern eine Temperatur in der Größenordnung von zehn Tausend Kelvin annehmen. Der Druckaufbau resultiert aus der Summe der Energieanteile, die zu einer Aufheizung des Gases und zur Stoffmengen Zunahme bspw. durch Dissoziations- und Ionisationsprozessen sowie Kunststoff- oder Elektrodenverdampfung führen.

Eine vereinfachte Energiebilanz des SLB ist in Abbildung 1-4 dargestellt.

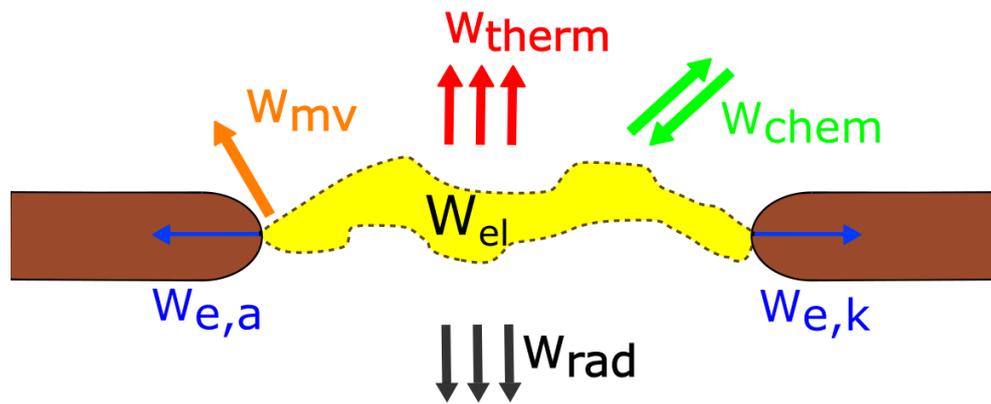


Abbildung 2-1: Vereinfachte Energiebilanz eines SLB

Sie kann wie folgt beschrieben werden:

$$W_{el} = W_{therm} + W_{mv} + W_{rad} + W_{e,a} + W_{e,k} \mp W_{chem}$$

Energieanteil	Beschreibung
w_{therm} – Thermische Energie	Aufheizung des Isoliergases durch Wärmeleitung und Strömungsvorgänge (Konvektion) im Schottraum
w_{mv} – Schmelz-/ Verdampfungsenergie	von Elektroden- und Gehäusematerialien aufgenommene Schmelz- und Verdampfungsenergie
w_{rad} – Strahlungsenergie	Vom Lichtbogen abgegebene Strahlungsenergie (bei optisch dünnem Plasmen für den Druckaufbau ohne Relevanz; bei optisch dichten Plasmen (Metaldampf) Beitrag zum Druckaufbau)
$w_{e,a}, w_{e,k}$ – Wärmeleitung	Durch Wärmeleitung in die Elektroden abgeführte Energie
w_{chem} – Chemische Energie	Energie, die durch exo- oder endotherme chem. Reaktion zwischen Elektroden- /Anlagenmaterialien und Isoliergas dem Isoliergas zugefügt oder entzogen wird (Reihenfolge vertauscht)
w_{el} – Elektrische Energie	Elektrische eingebrachte Energie

Tabelle 2-1: SLB-Energiebilanzanteile

Zum Druckanstieg im Schottraum tragen vor allem die thermische Energie, Anteile der Verdampfungsenergie von Anlagenwerkstoffen (Elektroden, Isolierung, Gehäuse), Anteile der chemischen Reaktionsenergien und absorbierte Strahlungsenergie im Gasraum bei optisch dichten Plasmen bei. Die Relevanz der einzelnen Energieanteile für den Druckaufbau ist dabei von den spezifischen elektrischen und geometrischen Randbedingungen abhängig unter denen der Lichtbogen brennt. Eine explizite Bestimmung der einzelnen Bilanzanteile ist unter Zuhilfenahme geeigneter Modelle für die vielfältigen Randbedingungen bei Druckberechnungen zwar theoretisch möglich, aber nicht mit praktikablem Rechenaufwand [Das87].

Für Druckberechnungen ist die Summe der Energieanteile, die zum Druckaufbau beitragen, von Interesse. Die Gesamtenergie, die zum Druckaufbau führt wird im Folgenden als $W_{\Delta p}$ bezeichnet. Bei Verwendung des thermischen Transferkoeffizienten (k_p -Faktor) kann der Anteil der

elektrischen Energie, der den Druckaufbau hervorruft, mit der elektrisch eingespeisten Energie in Beziehung gebracht werden. Es gilt zu beachten, dass der thermische Transferkoeffizient keine Konstante ist, sondern eine von zahlreichen Randbedingungen abhängige Größe, die insbesondere von der im Schottraum vorherrschenden Gasdichte bestimmt wird. Der k_p -Faktor ist wie folgt definiert:

$$k_p = \frac{W_{\Delta p}}{W_{el}}$$

2.3 Zu Druckberechnungsverfahren

Im Allgemeinen lassen sich Druckberechnungsverfahren in raummittelnde und orts aufgelöste Verfahren unterteilen.

Die raummittelnden Verfahren basieren i. A. auf der Energieerhaltungsgleichung zusammen mit der Beschreibung des Massenaustausches zwischen Räumen. Sie zeichnen sich durch vergleichsweise einfache Bedienbarkeit, moderate Berechnungszeiten und für einfache geometrische Anordnungen ausreichende Genauigkeit aus. Nachteilig ist die fehlende Ortsauflösung insbesondere bei langgestreckten und komplexen geometrischen Anordnungen, weil Druckphänomene wie z.B. Druckwellen, Reflexionen und Interferenzen nicht erfasst werden.

Druckberechnungsverfahren, die eine orts aufgelöste Berechnung des Drucks ermöglichen, sind u.a. sogenannte Computational-Fluid-Dynamics (CFD)-Verfahren. Sie basieren auf der numerischen Lösung der strömungsmechanischen Grundgleichungen zur Masse-, Impuls- und Energieerhaltung. Mithilfe der Diskretisierung des Gasraums können die Zustandsgrößen des Gases in der Schaltanlage und im Aufstellungsraum örtlich aufgelöst berechnet werden. Mithilfe dieser Verfahren ist eine Vielzahl für die NS relevanter Phänomene beschreibbar, und die spezifischen Randbedingungen des jeweiligen Anwendungsfalls können bei der Druckberechnung berücksichtigt werden. Die Verwendung von CFD-Verfahren setzt Expertise bei der Anwendung voraus. Die Vorbereitung und Bedienung gestalten sich deutlich aufwendiger als diejenigen bei raummittelnden Verfahren.

Beide Berechnungsansätze weisen signifikante Unterschiede hinsichtlich des Umfangs und der Güte der Datenbasis auf. Weiterhin unterscheiden sich die Verfahren in ihrer Anwendbarkeit. Genauigkeit, Funktionsumfang und Güte der Modellbildung. Insbesondere das der Druckberechnung zugrundeliegende Gasmodell, dessen Parametrierung und die verwendeten Gasdaten beeinflussen die Qualität der Ergebnisse. Bei den Gasmodellen muss zwischen idealen Gasmodellen und Realgasmodellen (ggf. druck- und temperaturabhängig) unterschieden werden. Bei den Verfahren findet i.d.R. ein Ansatz Verwendung, bei dem der Druckaufbau über den Anteil der elektrischen Energie, der zur Aufheizung des Gases führt, modelliert wird. Dabei kann auf eine explizite Berechnung der Energieanteile des SLB verzichtet und die Rechenzeit auf ein praxistaugliches Maß verringert werden. Die Verfahren können dabei lediglich für den Anwendungsbereich verwendet werden, für den sie auch verifiziert sind. Bei den raummittelnden Verfahren wird der Energieaustausch zwischen den Räumen durch Öffnungen simultan betrachtet. Auch bei diesen Verfahren wird der Modellansatz ohne explizite Modellierung des Lichtbogens verwendet. Die Verwendung des thermischen Transferkoeffizienten in NS-Anwendungen ermöglicht, wenn die NS-spezifischen elektrischen Größen bekannt sind, die

Berechnung der orts aufgelösten und raummittelnden Druckverteilung mit akzeptablem Rechenaufwand.

Für die elektrischen Eingangsgrößen sowohl der raummittelnden, als auch der örtlich aufgelösten Verfahren zur Berechnung des elektrischen Leistungseintrags im Fehlerfall werden für HS- und MS-Anwendungen der prospektive Kurzschlussstrom und meist eine empirisch ermittelte Lichtbogenspannung in Abhängigkeit des Elektrodenabstands verwendet. Für NS-Anwendungen ist diese Vorgehensweise nicht zielführend, weil die Annahme der prospektiven elektrischen Größen eine grobe Überschätzung des Leistungseintrags im Fehlerfall zur Folge hat. Es sind somit Modelle notwendig, die das elektrische Verhalten in der NS (Lichtbogenspannung, Kurzschlussstrom, Wärmeabgabe an Isoliergas, Verdampfung von Isolierstoffen) berücksichtigen.

2.4 Vorgehensweise

Um Druckberechnungen bei SLB-Ereignissen in NS-Anlagen durchführen zu können, ist es erforderlich, valide Eingangsdaten für die Berechnungen zur Verfügung zu haben. Diese unterscheiden sich von denen in MS- und HS-Anlagen und müssen daher experimentell ermittelt werden.

Dazu gehören folgende Fragestellungen:

- Welche geometrischen Einflussparameter sind für das Lichtbogenverhalten und die Druckentwicklung in NS-Schaltanlagen besonders relevant und in die Druckberechnung zu integrieren?
- Wie können die relevanten NS-spezifischen Phänomene für Druckberechnungsverfahren geeignet modelliert werden?
- Kann die aus HS-/MS-Ebene vorhandene Datenbasis auf Anwendungen in der NS übertragen oder teilweise skaliert werden?

Aufgrund der Vielzahl an geometrischen und elektrischen Randbedingungen, die den Druckaufbau in NS-Schaltanlagen beeinflussen können, sind umfangreiche experimentelle Parameterstudien notwendig. Zur Charakterisierung der Einflussgrößen auf die Druckentwicklung wird eine Modellanordnung entwickelt, mit der für NS-Schaltanlagen typische geometrische und elektrische Randbedingungen systematisch variiert und realitätsnah nachgebildet werden können. Dazu wird eine druckfeste Nachbildung eines NS-Schaltanlagen-Sammelschienenraums entworfen. Mithilfe der Modellanordnung werden sowohl die Druckentwicklung als auch die elektrischen Kenngrößen (Kurzschlussstrom, Lichtbogenspannung) im SLB-Fall in verschiedenen Hochleistungsprüffeldern untersucht.

Es werden Untersuchungen zur allgemeinen Störlichtbogenphänomenologie in der NS durchgeführt. Anschließend werden zur Identifizierung der *worst-case*-Bedingungen hinsichtlich des Anteils der Energie, der in den Druckaufbau geht, folgende geometrische Einflussparameter bei zusätzlicher Variation der elektrischen Randbedingungen experimentell untersucht:

- Gasdichte im Sammelschienenraum
- Lichter Sammelschienenabstand (Elektrodenabstand)

- Abstand der Sammelschienen zu Gehäuseteilen (Schienenenden-Gehäuse, Sammelschiene-Trägerblech)
- Sammelschienenmaterial / Gehäusematerial (metallisch geerdet, kunststoffisoliert)
- Größe der Druckentlastungsöffnung (DE-Öffnung)
- Zündort des SLB (Einspeiseseitig, Schienenendbereich)

Die elektrischen Randbedingungen (u. a. das X/R-Verhältnis, die treibende Spannung, Kurzschlussleistung) können dabei aufgrund einer Vielzahl an durchgeführten Hochstromversuchen in verschiedenen Hochleistungsprüffeldern in einem weiten Parameterbereich variiert werden. Aus den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen werden die für NS-Anwendungen relevanten Eingangsgrößen für Druckberechnungen unter Zuhilfenahme geeigneter Modelle abgeleitet und ein Druckberechnungsverfahren für die Anwendung in der Niederspannung adaptiert. Abschließend wird das Verfahren und die Eingangsdaten mithilfe von Druckmessungen an einer realen Anordnung mit Aufstellungsraum exemplarisch verifiziert.

Bei der Druckberechnung für Fehler in NS-Anlagen stellen die Eingangsgrößen Kurzschlussstrom und Lichtbogen Spannung aufgrund des NS-spezifischen Lichtbogenverhaltens (stromreduzierende Wirkung, erratisches Lichtbogenverhalten) eine Herausforderung dar. Diese für Druckberechnungen in der NS-Ebene notwendigen Werte müssen bestimmt werden, dies umfasst einen geeigneten Modellierungsansatz für die Rückwirkung des Lichtbogenwiderstands auf den Kurzschlussstrom, Ableitung einer für Druckberechnungen nutzbaren Lichtbogenbrennungsspannung und die Untersuchung des thermischen Transferkoeffizienten bei NS-spezifischen Randbedingungen.

3. Prüfaufbauten

Für die Untersuchungen sind zwei Prüfaufbauten entwickelt worden, ein druckfestes Prüfgefäß und eine Sammelschienenanordnung in einem Schaltfeld (Abbildungen 3-1 und 3-2). Das Prüfgefäß wird vornehmlich zur Untersuchung von Einflussparametern auf den Druckaufbau verwendet, die Sammelschienenanordnung für optische Untersuchungen und zur Bestimmung des Einflusses von elektrischen Randbedingungen auf das Lichtbogenverhalten. – Von den zwei genannten Prüfaufbauten wird das geschlossene Prüfgefäß inkl. SS-Anordnung hier im Detail beschrieben.

3.1 Beschreibung des Prüfgefäßes

Das PG weist in Anlehnung an typische Schaltfeldabmessungen von NSES eine Breite von 1000 mm und eine Tiefe und Höhe von jeweils 600 mm (Innenmaße) auf. Das Bruttovolumen beträgt inkl. der zusätzlichen Flanschvolumina ca. 380 l. Das Nettogasvolumen des PG inkl. aller verbauten Komponenten beträgt ca. 368 l. Bei den Untersuchungen zur Dichteabhängigkeit des thermischen Transferkoeffizienten beträgt die Gasdichte $0,120 \text{ kg/m}^3$ bis $2,41 \text{ kg/m}^3$, was einem Fülldruck von 10 bis 200 kPa bei Laborbedingungen entspricht. Der gewählte Parameterraum erfasst die Energieabgabe des Lichtbogens an das umgebende Isoliergas im Fall von umfangreich belüfteten Schaltanlagen, in denen die Gasdichte infolge eines inneren Lichtbogens in kürzester Zeit aufgrund des Ausstoßes von Heißgas absinkt. Andererseits dient die Untersuchung des Druckbereichs oberhalb von $p = 100 \text{ kPa}$ dem Vergleich mit vorhandenen Datensätzen aus MS- und HS-Anwendungen, bei denen höhere Gasdichten auftreten.

Das PG ist mit drei DN 350 Rundflanschen versehen, die der elektrischen Kontaktierung der eingebauten SS-Anordnung, dem Zugang zu dieser Anordnung sowie zur Installation von einem Drucksensor dienen. - Bei Untersuchungen zum Einfluss der Größe der Druckentlastungsöffnung auf die elektrischen Größen und die Druckentwicklung wird ein Flansch mit Metallblenden variabler Größe versehen.



Abbildung 3-1: Druckfestes Prüfgefäß (Nachbildung eines NS-Schaltanlagen Schottraumes)



Abbildung 3-2: Schaltfeldanordnung mit horizontalen Sammelschienen

3.2 Beschreibung der Sammelschienenanordnung

Die SS-Anordnung besteht aus zwei bzw. drei horizontal verlaufenden Sammelschienen mit einem Querschnitt von 500 mm^2 ($B \times H 50 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$), die auf einem Trägerblech mittels Niederspannungsstützisolatoren verschraubt werden. Die Sammelschienenlänge beträgt beim Einbau in das PG bis zu 800 mm und beim Einbau in das Schaltfeld 600 mm .

Das Trägerblech ist mithilfe von 95 mm MS-Stützisolatoren elektrisch isoliert an der Rückwand des PG befestigt und bildet die Rückwand einer NS-Schaltanlage nach. Das Gehäuseblech ist geerdet, dieses ist galvanisch entkoppelt von der Erdung des PG über eine Durchführung aus dem PG hinausgeführt. Die gewählte Verschaltung ermöglicht die Strommessung über das Gehäuseblech. Im Bereich des Schienenendes ist eine hier als Endplatte bezeichnetes Stahlblech montiert, das das Gehäuse einer Anlage im Schienenendbereich nachbildet und ein Kommutieren des Lichtbogens auf das ebenfalls geerdete äußere PG verhindert. Die Endplatte ist galvanisch mit dem Gehäuseblech verbunden. Etwaige Ströme über die Endplatte oder das Gehäuseblech können somit mit der Strommessung messtechnisch erfasst werden. Folgende geometrischen Größen sind mittels der SS-Anordnung variiert worden:

- Lichter Sammelschienenabstand (SA) (Elektrodenabstand)
- Abstand der Sammelschienen zum Gehäuseblech - Gehäuseabstand (GA)
(Länge der NS-Stützisolatoren)
- Abstand der Sammelschienenenden zur Endplatte - Endplattenabstand (EPA)

Die elektrische Kontaktierung der im Inneren des PG verbauten SS-Anordnung wird über die druckdichten Durchführungen realisiert. Für die Untersuchungen wird der Störlichtbogen innerhalb des PG mithilfe eines Kupferzünddrahtes i.d.R. an der Einspeiseseite der

Sammelschienen initiiert. Dieser wird auf die Stirnseite der zwei respektive drei Sammelschienen geklebt und bildet vor Versuchsbeginn einen galvanischen Kurzschluss nach. Um eine Beeinflussung durch entstehenden Kupferdampf des Zünddrahtes zu minimieren wird der Drahtquerschnitt möglichst gering zu 0,3mm gewählt. Zur Untersuchung der Streuung der Messgrößen wurden bei identischen Randbedingungen 20 Wiederholungen durchgeführt. Es zeigen alle ausgewerteten Messgrößen gute Reproduzierbarkeit, sodass drei Versuchsdurchführungen je Parametrierung sich als ausreichend erwiesen haben. Abbildung 3-3 zeigt exemplarisch die SS-Anordnung mit metallischer Endplatte und zwei Sammelschienen zur Untersuchung von Leiter-Erde Lichtbögen.

Die Messgrößen der experimentellen Parameterstudien stellen sich wie folgt dar:

- Druckaufbau im Lichtbogenraum - $p_{LBR}(t)$
- tatsächlich fließender Kurzschlussstrom (je Phase in den SS) - $i_{KLB}(t)$
- Lichtbogenbrennspannung (zwischen Phase und Neutralleiter/Erde) - $u_{LB}(t)$

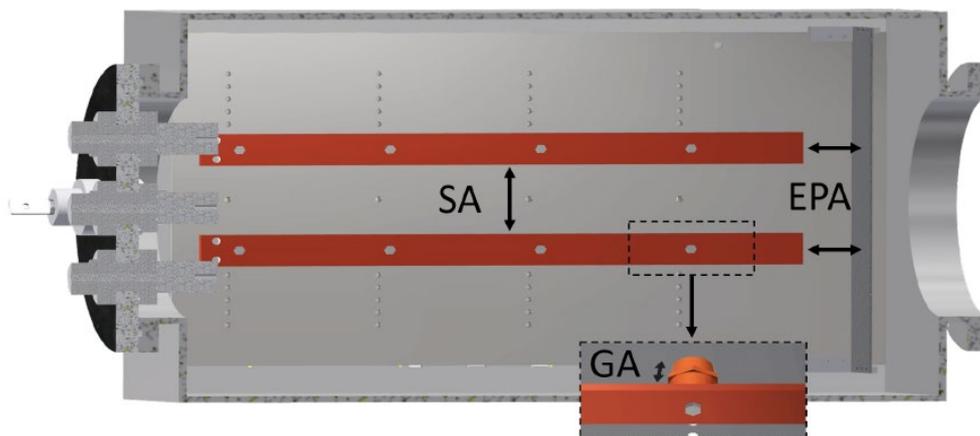


Abbildung 3-3: Schnittansicht: Sammelschienenanordnung innerhalb des Prüfgefäßes zur Untersuchung von einphasigen Leiter-Erde Lichtbögen

3.3 SS-Anordnung zur Untersuchung der Isolierstoffverdampfung

Für NS-Schaltanlagen stellt die Verdampfung von in den Anlagen verbauten Isoliermaterialien einen relevanten Einflussparameter auf den zu erwartenden Druckaufbau im Fehlerfall dar, insbesondere die Kompaktheit der Anlagen und somit geringen Isolationsabständen begünstigen die intensive, lokale Beanspruchung von Kunststoffteilen durch die Einwirkung von Fehlerlichtbögen. Die SS-Anordnung wird für die explizite Untersuchung des Einflusses verdampfender Polymerkunststoffe mittels der in Abbildung 3-4 dargestellten Kunststoffeinhäusung der SS-Endstücke modifiziert. Mithilfe der Einhäusung wird ein Kommutieren des Lichtbogens auf umliegende metallische Komponenten verhindert und die Einwirkung des

Lichtbogens auf die Kunststoffendplatte aufgrund der magnetischen Kraftwirkung auf den Lichtbogen am Schienenende maximiert.

Die Einhausung ermöglicht die Untersuchung des Druckaufbaus bei direkter Einwirkung des Lichtbogens auf Kunststoffoberflächen und Bauteile in einer NS-Schaltanlage bei definierten Randbedingungen. Für die Untersuchungen werden vornehmlich faserverstärkte Duromere verwendet, die häufig aufgrund ihrer geeigneten mechanischen und elektrischen Eigenschaften in NS-Schaltanlagen Verwendung finden. Diese Kunststoffe weisen aufgrund der eingebrachten Glasfasern eine heterogene Materialstruktur auf. Außerdem wird Hartpapier für die konstruktiv notwendigen Komponenten der Kunststoffeinhausung verwendet. Die verdampfenden Bauteile sind in Abbildung 3-4 rot markiert.

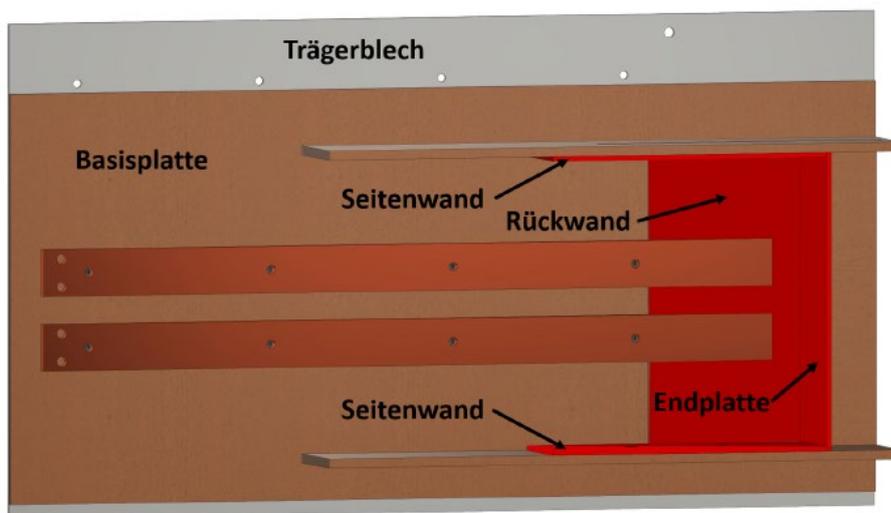


Abbildung 3-4: Sammelschienen-Anordnung zur Untersuchung der Druckentwicklung mit Isolierstoffverdampfung

Mittels der Hartpapierbauteile kann das Kommutieren des Lichtbogens auf das Trägerblech wirksam unterbunden werden. Eine etwaige Verdampfung ist dort gegenüber der im Schienenendbereich vernachlässigbar. Weiterhin ist zu erwähnen, dass der Lichtbogen bei Verwendung der Kunststoffeinhausung während der gesamten Lichtbogenbrenndauer zwischen den Schienen brennt. Die Größe der Oberflächen und die Abmessungen der im Schienenendbereich installierten Kunststoffplatten sind in Tabelle 3-1 aufgelistet.

Komponente	Breite [mm]	Höhe [mm]	Stärke [mm]	Oberfläche [cm ²]	Abstand zur Sammelschiene [mm]
Seitenwände	300	100	4	300	95
Endplatte	320	100	4	320	55
Rückwand	250	320	4	800	50

Tabelle 3-1: Maße und Abstände der untersuchten Kunststoffplatten

Für die Bestimmung der verdampften Kunststoffmasse werden die obengenannten Kunststoffplatten vor dem Einbau in die SS-Anordnung mittels Feinwaage gewogen. Die Ablesbarkeit der Waage beträgt 0,1 mg. Um die Abbrandmasse mit hinreichender Genauigkeit bestimmen zu können, werden die Kunststoffplatten nach drei identischen Versuchen ausgebaut und oberflächlich von Rußniederschlägen gereinigt. Anschließend werden die Platten erneut

gewogen und der Gesamtgewichtsverlust aus Rußniederschlag und verdampftem Material bestimmt. Schmelzvorgänge sind bei den untersuchten Materialien aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung nicht zu erwarten. Da die untersuchten Kunststoffe aufgrund ihrer Faserverstärkung eine heterogene Struktur aufweisen, wird weiterhin untersucht, ob eine Vergleichbarkeit von drei aufeinanderfolgenden Versuchen gegeben ist. Bei den Versuchen mit einpoligen Leiter-Erde-Kurzschlüssen ist die Vergleichbarkeit gegeben. Nach drei Versuchen werden die Kunststoffplatten jedoch zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit durch neue Platten ersetzt. Bei Untersuchung von dreipoligen Fehlern wird aufgrund des erhöhten Energieumsatzes bei Bedarf das Messintervall zum Gewichtsverlust verringert.

Die in diesem Projekt untersuchten Kunststoffe sind:

- Durostone UP GM 203
- Glasmatten auf Polyesterharzbasis PL3 Typ GPO 3
- Hartpapier

3.3 Messsysteme

Druckmessung

Der verwendete piezoelektrische Drucksensor Modell Kistler 601CAA zeichnet sich durch eine kurze Anstiegszeit und hohe natürliche Frequenz aus und wird mithilfe eines Polyoxymethylen (POM)-Kunststoffeinsatzes konzentrisch im vorderen Flanschdeckel installiert. Der Einfluss von Körperschall auf die Druckmessung im Prüfgefäß wird mithilfe des Kunststoffeinsatzes verringert und der Drucksensor elektrisch isoliert installiert. Mithilfe des gewählten Druckmessprinzips wird eine transiente Druckmessung unmittelbar vor der im Inneren eingebrachten SS-Anordnung ermöglicht (s. Kreuzmarkierung in Abbildung 3-1). Die intensive Strahlungsemission des Lichtbogens führt zur Beeinflussung des Drucksensors. Zur Abschirmung der Strahlung wird ein 1 mm dickes Kupferblech im Abstand von 1 cm von der Flanschinnenwand vor dem Drucksensor installiert, die vom Piezokristall im Drucksensor generierte Ladung wird mittels eines Kistler Typ 5015 Ladungsverstärkers in ein entsprechendes Spannungssignal umgewandelt.

Strommessung

Alle Leiter-, Neutralleiter- und Gehäuseströme werden potentialgetrennt mittels Rogowskispulen des Typs CWT150 B des Herstellers PEM Ltd gemessen. Im IPH- und Driescher-Prüffeld werden Koaxialmessshunts verwendet.

Spannungsmessung

Die Lichtbogenspannung wird direkt an den Leitern der druckdichten Durchführungen mittels Spannungstastköpfen vom Typ TESTTEC SI 9010 mit einem Teilverhältnis von 1:100 respektive 1:1000 gemessen. Alle Messsignale werden optisch an einen Transientenrekorder des Herstellers AMOtronics UG übertragen und mit einer Samplerate von 1 MHz aufgezeichnet. Die Übertragung der Signale via Lichtwellenleiter an das Messsystem ermöglicht eine Minimierung der elektromagnetischen Störeinflüsse auf das Messsignal.

Optische Lichtbogenuntersuchung

Die verwendete Hochgeschwindigkeitskamera des Typs La Vision VC-Phantom M310 ermöglicht in Abhängigkeit der gewählten Bildauflösung eine Bildrate von bis zu 15 kHz, wobei die Belichtungszeit von Einzelaufnahmen 1 µs beträgt. Das verwendete Objektiv mit einer

Brennweite von $f = 100$ mm und einer Offenblende von $f/ 2,8$ wird zur Abdunkelung der strahlungsintensiven Aufnahmen des SLB kombiniert mit einem Neutraldichtefilter der Dichte ND8.

4. Prüfkreise

Die Untersuchungen werden in einem Serienresonanzprüffeld an der RWTH Aachen, im Prüffeld an der TU Dresden mit einem 630 kVA Transformator, im IPH-Prüffeld in Berlin mit einem 30 MVA-Transformator und im Prüffeld der Fa. Driescher Wegberg mit einer Parallelschaltung von sechs MS/NS-500 kVA Transformatoren durchgeführt.

4.1 LC-Serienresonanzkreis RWTH Aachen

Für die systematische und umfangreiche Untersuchung der geometrischen Einflussgrößen bei Variation der Gasdichte wird der in Abbildung 4-1 dargestellte, einphasige LC-Serienresonanzkreis verwendet. Untersucht werden der

- Einfluss des Elektroden- und Endplattenabstands auf Lichtbogenspannung und den Druckaufbau
- Einfluss der Zündstelle auf Lichtbogenspannung und den Druckaufbau
- Einfluss des Elektrodenmaterials auf Lichtbogenspannung und den Druckaufbau
- Einfluss von Isolierstoffverdampfung auf Lichtbogenspannung und den Druckaufbau
- die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf dreipolige Fehler

Die elektrischen Prüfkreisgrößen können Tabelle 4-1 entnommen werden. Bedingt durch die Prüfkreisinduktivität und die Ladespannung der Kondensatoren weist der resultierende Stromverlauf im Kurzschlussfall mit Lichtbogen einen gedämpften sinusförmigen Verlauf auf, der nahezu unabhängig vom Wert und Verlauf des Lichtbogenwiderstandes ist. Die mit diesem Prüfkreis maximal untersuchte Lichtbogenbrenndauer beträgt 150 ms. Das Stromquellenverhalten des Prüfkreises ermöglicht die Untersuchung der Einflussgrößen ohne Rück- bzw. Wechselwirkung mit dem NS-Netz, ohne Stromlücken und Lichtbogenkommutierungen zwischen den Phasenleitern.

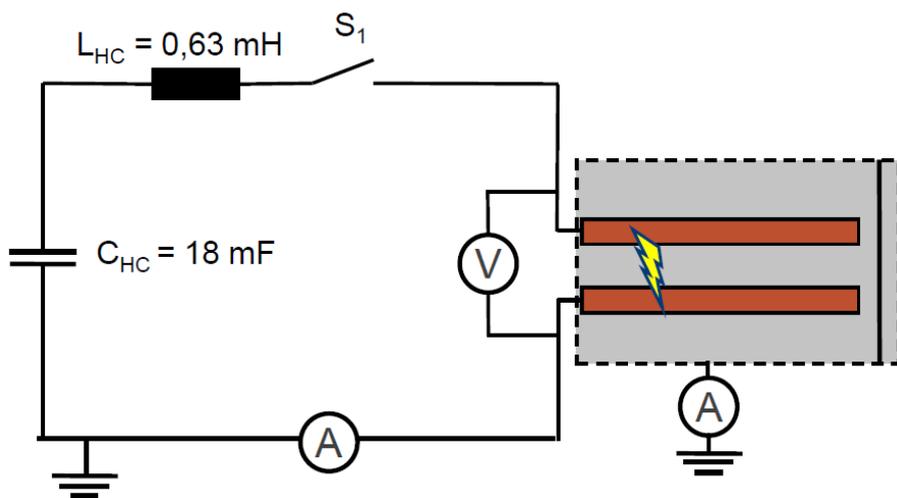


Abbildung 4-1: LC-Serienresonanzkreis mit SS-Anordnung zur Untersuchung der Druckentwicklung in NS-Schaltanlagen

Kenngröße	Wert
C_H – Hochstromkapazität	17 mF
L_H – Hochstrominduktivität	0,63 mH
f – Resonanzfrequenz des Schwingkreises	48,63 Hz
U_{Lmax} – Maximale Ladespannung der Kondensatoren	8000 V
I_{Pmax} – Maximaler Stromwert (erste Halbschwingung)	41,56 kA
E_{max} – maximal in der Kondensatorbank gespeicherte elektr. Energie	544 kJ

Tabelle 4-1: Kenngrößen des LC-Serienresonanzkreises

4.2 Prüffeld TU Dresden

Der 630 kVA Prüfkreis besteht aus einem 20 kV / 690 V -Transformator mit der Schaltgruppe Dyn5 und der Kurzschlussspannung $u_k = 3,7 \%$, der direkt an das öffentliche MS-Netz angeschlossen ist. Der Sternpunkt des Transformators ist elektrisch mit den leitenden Gehäusekomponenten (Trägerblech, Endplatte) des jeweiligen Prüfaufbaus verbunden. Die verwendete Nennspannung $U_N = 690 \text{ V}$ bietet gegenüber Untersuchungen mit $U_N = 400 \text{ V}$ die Möglichkeit einer *worst-case*-Abschätzung der elektrischen Größen. Weiterhin wird bei 690 V Nennspannung ein stabileres Lichtbogenverhalten erwartet, welches für Druckberechnungen den kritischeren Fall darstellt. Die Kenngrößen des Prüfkreises sind in Tabelle 4-2 dargestellt.

Kenngröße	Wert
Nennleistung des Transformators	630 kVA
NS-Systemspannung	690 V
Prospektiver Dauerkurzschlussstrom	5,8 kA
X/R-Verhältnis	6,9

Tabelle 4-2: Elektrische Kenngrößen des Prüffeldes der TU Dresden

Auf der Niederspannungsseite des Transformators ist pro Phase eine Luftspule L_{NS} ($\sim 100 \mu\text{H}$) installiert (s. Abbildung 4-2), um den auftretenden Kurzschlussstrom und somit die Rückwirkung auf das speisende MS-Netz zu begrenzen. Das resultierende X/R-Verhältnis bei der verwendeten

Konfiguration beträgt 6,9 und ist somit typisch für einen NS-seitigen und transformatornahen Fehler. Die Untersuchungen in diesem Prüfkreis werden bei konstanten elektrischen Parametern durchgeführt, der Fokus der Untersuchungen liegt auf der Variation von geometrischen Randbedingungen der SS-Anordnung, der Variation des Energieeintrags (Bestimmt durch die Lichtbogenbrenndauer) und der Größe der Entlastungsöffnung des Prüfgefäßes. Die maximal mithilfe des Prüfkreises erzeugte Lichtbogendauer beträgt 850 ms.

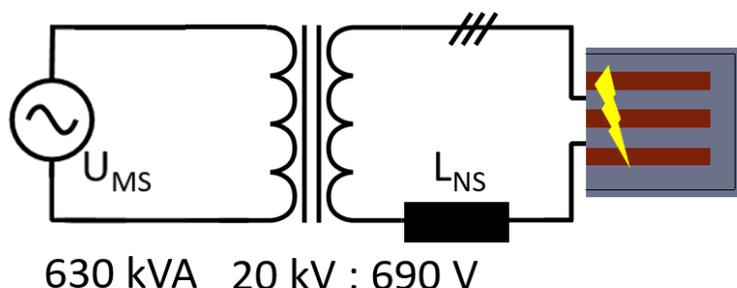


Abbildung 4-2: Prüfkreis TU Dresden mit SS-Anordnung zur Untersuchung der Druckentwicklung in NS-Schaltanlagen

4.3 Prüffeld IPH Berlin

Der 30 MVA Prüfkreis am IPH besteht aus veränderbaren Luftspulen und Widerständen, die sich auf der Mittelspannungsseite ($U_N = 10 \text{ kV}$) des Transformators befinden. Das einphasige elektrische Ersatzschaltbild des Prüfkreises inklusive dreipoliger SS-Anordnung ist in Abbildung 4-3 skizziert. Der Aufbau des Prüfkreises erlaubt die Einstellung des X/R-Verhältnisses unabhängig von der Höhe des prospektiven Kurzschlussstromes. Weiterhin wird durch Variation der Transformatorschaltgruppe die NS-seitige Systemspannung zwischen 440 respektive 727 V variiert. Die elektrischen Kenngrößen des Prüffeldes sind in Tabelle 4-3 dargestellt.

Kenngröße	Wert
Nennleistung des MS/NS Transformators	30 MVA
NS-Systemspannung	440, 727 V
Prospektiver Dauerkurzschlussstrom	10 - 60 kA
X/R-Verhältnis	1,5 – 8,2

Tabelle 4-3: Elektrische Kenngrößen des Prüffeldes des IPH Berlin

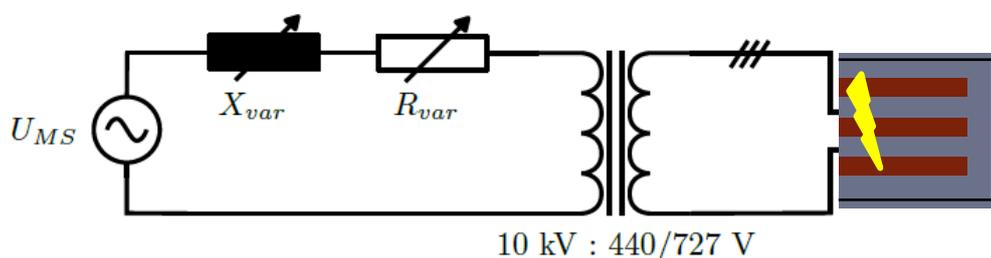


Abbildung 4-3: 30 MVA Prüfkreis mit MS-seitiger Einstellung des X/R-Verhältnisses und dreipoliger SS-Anordnung

Leitende Gehäuseteile der SS-Anordnung werden in diesem Prüfkreis mit dem Sternpunkt des Transformators verbunden. Die durch das vorgeschaltete Netz gegebenen elektrischen Randbedingungen können mithilfe dieses Prüfkreises in einem weiten Bereich variiert werden und mögliche Extremfälle (bspw. hohe Anschlussleistung, hohes X/R-Verhältnis) untersucht

werden. Die im Prüfkreis vorhandenen Hilfs- und Draufschalter ermöglichen synchrones Schalten, sodass der Fehler bei den Untersuchungen zur Darstellung von *worst-case*-Bedingungen im Spannungsnulldurchgang zugeschaltet werden kann. Die Bauweise der Prüfanlage erlaubt weiterhin die Prüfung an offenen Prüfaufbauten, sodass optische Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Lichtbogenverhalten im Rahmen dieses Projekts durchgeführt werden können. Insbesondere das Verhalten von stromstarken SLB bei niedriger treibender Spannung stehen dabei im Fokus der optischen Untersuchungen.

4.4 Prüffeld Driescher Wegberg

Der 6 x 500 kVA-Prüfkreis enthält auf der Mittelspannungsseite ($U_N = 20\text{ kV}$) einen variablen Step-Down MS-MS-Transformator, der die Ankopplung von sechs 15 kV / 500 V Transformatoren ermöglicht. Die Eingangsspannung der sechs Transformatoren kann durch Wahl der Stufenstellung des Step-Down Transformators variiert werden. Weiterhin ist die Verschaltung der sechs Transformatoren untereinander veränderbar und ist je nach gewünschter NS-Prüfspannung und Prüfstrom zu wählen. Die Schaltgruppe der Transformatoren kann mithilfe von rausgeführten Abgriffen an den einzelnen Transformatoren ebenfalls verändert werden. Mithilfe den Untersuchungen von Lichtbögen bei einer Nennspannung von 1000 V können die Auswirkungen von SLB bei den größtmöglich in NS-Schaltanlagen zu erwartenden Nennspannungen getroffen werden. Die elektrischen Kenngrößen des Prüffeldes sind in Tabelle 4-4 dargestellt.

Kenngröße	Wert
Gesamtnennleistung der MS/NS Transformatoren	3 MVA
NS-Systemspannung	590, 620, 1000 V
Prospektiver Dauerkurzschlussstrom	6 - 30 kA
X/R-Verhältnis	~ 7

Tabelle 4-4: Elektrische Kenngrößen des Prüffeldes der Firma Driescher Wegberg

Das elektrische Ersatzschaltbild des Prüfkreises ist in Abbildung 4-4 dargestellt. Mit diesem Prüfkreis werden Untersuchungen zur Druckentwicklung in einem Prüfaufbau durchgeführt, der aus dem Prüfgefäß in einem ca. 14 m³ großen Stahlcontainer besteht. Damit wird eine NS-Schaltanlage in ihrem Aufstellungsraum nachgebildet. Der Prüfcontainer besitzt zur Druckentlastung zwei rechteckige Öffnungen ins Freie mit einer Gesamtfläche zwischen 0 m² und 0,172 m². Die Öffnungsgröße der bei diesen Untersuchungen am rechten Flansch des PG zur Druckentlastung eingebauten Metallblenden liegt im Bereich von 0,01 m² bis 0,1 m².

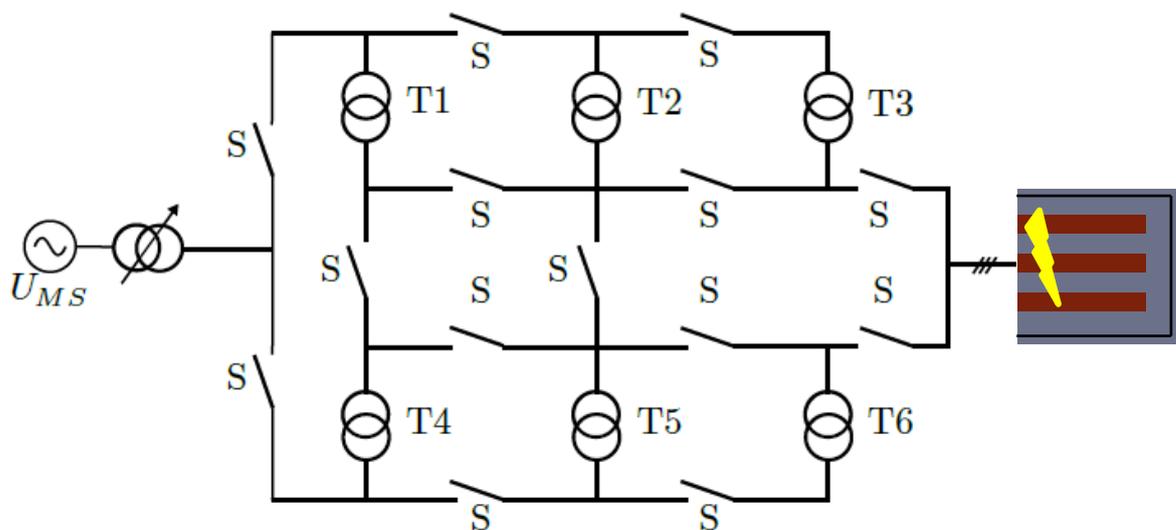


Abbildung 4-4: 6 x 500 kVA Prüfkreis mit MS-seitigem Step-Down MS-MS-Transformator zur Einstellung der Transformator-Eingangsspannung

5. Einflussgrößen auf die Druckentwicklung

Zum Verständnis der physikalisch relevanten Prozesse bei Störfällen in NS-Schaltanlagen muss eingangs die allgemeine Phänomenologie des Lichtbogens bei niedriger treibender Spannung und typischen geometrischen Randbedingungen in NS-Schaltanlagen charakterisiert werden. Auf Basis der Erkenntnisse können relevante Einflüsse auf den Druckaufbau identifiziert und untersucht werden.

5.1 Lichtbogenverhalten

Bei Druckberechnungen hängt die Qualität der Ergebnisse im Wesentlichen von der Qualität der Eingangsdaten und dem gewählten Modellierungsansatz ab. Um Störlichtbogenphänomene in der NS geeignet modellieren zu können, ist ein umfassendes Verständnis der physikalischen Vorgänge während der Lichtbogenentladung vonnöten. Da sich bei NS-Anwendungen zahlreiche elektrische und geometrische Randbedingungen von denen in HS-/MS-Anwendungen unterscheiden, muss die allgemeine Erscheinungsform von NS-SLB untersucht werden. Dazu wird das Lichtbogenverhalten in Nachbildungen von NS-Schaltanlagen mit hoher Anschlussleistung bei niedriger treibender Spannung betrachtet. Insbesondere die Wechselwirkung zwischen einspeisendem Netz und SLB lässt erwarten, dass die Entladungsformen nicht dem klassischen Verhalten eines frei brennenden SLB entsprechen.

Im Rahmen der Untersuchungen zur Erscheinungsform des NS-SLB werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von Lichtbögen an der dreipoligen horizontalen SS-Anordnung im offenen Schaltfeld sowohl im Prüffeld Dresden als auch am IPH in Berlin mit hoher zeitlicher als auch optischer Auflösung aufgenommen. Bei den Versuchen sind die Innenoberflächen der Einhausung der SS-Enden mit Kunststoff ausgekleidet, um ein Kommentieren des SLB auf benachbarte geerdete Gehäuseteile zu verhindern. Der Zünddraht wird einspeiseseitig auf die zwei respektive drei Sammelschienen gewickelt. Der Drahtquerschnitt beträgt bei den optischen Untersuchungen $1,5\text{mm}^2$. Die vorderseitige Zugangstür des Schaltfeldes ist während der Versuche geöffnet. Heißgase und entstehende Abbrandpartikel können nach Zündung des Störlichtbogens ins Freie entweichen. Um einen etwaigen Einfluss der netzseitigen Randbedingungen auf das Lichtbogenverhalten beurteilen zu können, wird das X/R-Verhältnis, der prospektive Kurzschlussstrom und die treibende Spannung zwischen den Versuchen prüfkreisseitig variiert. - Die gewählten Randbedingungen erlauben Aussagen über das Verhalten bei realistischen Netzrandbedingungen und das physikalische Verhalten des SLB in Extremfällen wie bspw. einem NS-seitigen Fehler direkt an einer leistungsstarken Transformatoreinspeisung.

Während im Mittel- oder Hochspannungsnetz der Widerstand des SLB nahezu keinen Einfluss auf die Höhe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms hat, können im NS-Netz der prospektive und tatsächlich fließende Kurzschlussstrom nicht als identisch angenommen werden. Die treibende Spannung in der Größenordnung von einigen Kilovolt reicht im MS- und HS-Netz aus, um den Kurzschlussstrom nahezu unbeeinflusst vom Lichtbogenwiderstand in die Fehlerstelle zu speisen. Trotz der hohen zur Verfügung stehenden Kurzschlussleistung liegt die Netzimpedanz in diesen Fällen um Größenordnungen oberhalb der Impedanz des SLB (einige $10\text{ m}\Omega$). Die Höhe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms ist hier annähernd unabhängig von dem auftretenden Lichtbogenwiderstand. Kommt es zur Zündung eines SLB, muss dieser aufgrund des stabilen Brennverhaltens in diesen Spannungsebenen in der Regel durch den jeweiligen Netzschutz abgeschaltet werden. Für diese Anwendungen wird die Kurzschlussstromberechnung unter Vernachlässigung des Lichtbogenwiderstands durchgeführt [VDE16a]. - Die Netzimpedanz am Anschlusspunkt einer NS-Schaltanlagen ist um Größenordnungen

geringer als jene an einem Anschlusspunkt im HS-/NS-Netz bei angenommener gleicher Kurzschlussleistung (im Bereich einiger zehn MVA). Bedingt durch den im Verhältnis zur Netzimpedanz nicht vernachlässigbaren Lichtbogenwiderstand (resistive Charakteristik) tritt - u. a. in Abhängigkeit von der Anschlussleistung und geometrischen Randbedingungen des fehlerbehafteten Schaltfeldes - eine signifikante Verringerung des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms auf (im Bereich von bis zu 60 % s. Abbildung 5-1) [Fin05].

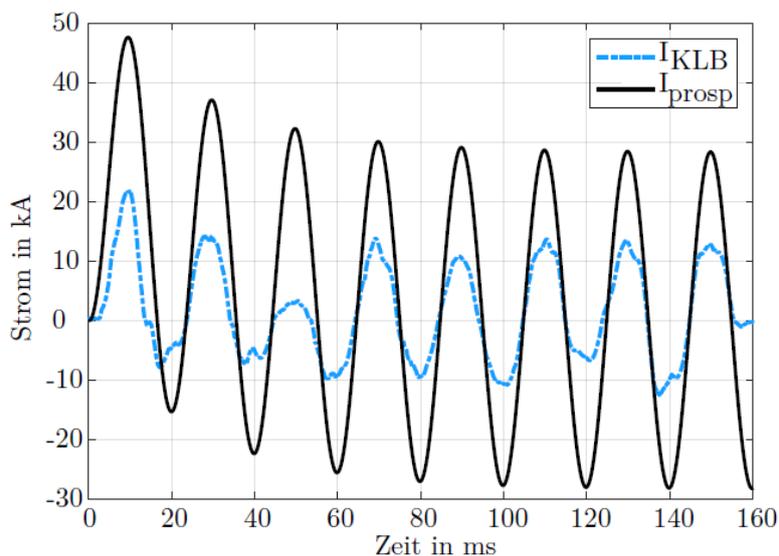


Abbildung 5-1: Beispielhafter Verlauf des prospektiven Kurzschlussstroms $I_K(t)$ und des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms $I_{KLB}(t)$ bei $U_N = 412 \text{ V}$

Besonders bei geringer Netzimpedanz, also hoher zur Verfügung stehender Anschlussleistung, ist eine starke Reduktion des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms gegenüber dem prospektiven zu erwarten. Dieser Effekt lässt sich auf das Verhältnis des Lichtbogenwiderstands zur Netzimpedanz zurückführen. – Ist der Lichtbogenwiderstand bspw. bei geringer Anschlussleistung um Größenordnungen niedriger als die Netzimpedanz, fällt die stromreduzierende Wirkung des Lichtbogens folglich geringer aus, als dies bei einem ausgeglichenen Impedanzverhältnis der Fall wäre. Eine vereinfachte einphasige Darstellung eines Fehlerstromkreises bestehend aus Netz- und Lichtbogenimpedanz (Annahme eines Erdschlussfehlers) ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Dabei wird der Lichtbogen als ohmscher Widerstand dargestellt.

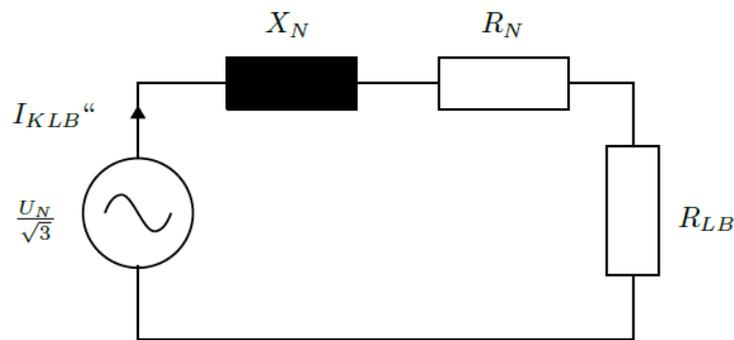


Abbildung 5-2: Vereinfachter, einphasiger Fehlerstromkreis aus Netzimpedanz, Lichtbogenwiderstand r_{LB} und tatsächlich fließendem Dauerkurzschlussstrom I_{KLB}

Aufgrund der Wechselwirkung zwischen SLB und NS-Netz ist die Identifikation der *worst-case*-Bedingungen hinsichtlich des Leistungs- bzw. Energieeintrags im Fehlerfall nicht trivial. – Für die Netzimpedanz und Gesamtimpedanz des vereinfachten Fehlerstromkreises gilt:

$$Z_N = \sqrt{X_N^2 + R_N^2} \quad (5.1)$$

$$Z_{ges} = \sqrt{X_N^2 + (R_N + R_{LB})^2} \quad (5.2)$$

Der unter Annahme des dargestellten Fehlerstromkreises tatsächlich fließende Dauerkurzschlussstrom I_{KLB} kann wie folgt angegeben werden:

$$I_{KLB} = \frac{U_N}{\sqrt{3} \cdot Z_{ges}} = \frac{U_N}{\sqrt{3} \cdot \sqrt{X_N^2 + (R_N + R_{LB})^2}} \quad (5.3)$$

Mit den vorangegangenen Gleichungen ergibt sich die im SLB umgesetzte Leistung zu:

$$P_{LB} = \frac{U_N^2}{3} \cdot \frac{R_{LB}}{X_N^2 + (R_N + R_{LB})^2} \quad (5.4)$$

Da bei einer Leistungsanpassung (Anpassung zwischen Verbraucher- und Quellenimpedanz) die größtmögliche elektrische Leistung an den SLB abgegeben wird, kann mithilfe der vorangegangenen Annahmen für den Lichtbogenwiderstand r_{LBwc} folgende theoretische *worst-case*-Bedingung angegeben werden:

$$r_{LBwc} = Z_N = X_N + r_{LN} \quad R_{LBwc} = Z_N = \sqrt{X_N^2 + R_N^2} \quad (5.5)$$

Folglich können für den Lichtbogenwiderstand die *worst-case*-Bedingungen nicht allgemeingültig angegeben werden, weil diese abhängig von der Netzimpedanz am Fehlerort sind. Dabei gilt es zu beachten, dass ein Lichtbogen bei niedrigen Kurzschlussströmen kein wie vereinfachend angenommen rein ohmsches Verhalten aufweist, sondern der Spannungsabfall über dem Lichtbogen nahezu unabhängig von der Höhe des Kurzschlussstroms sein kann. Eine Voraussage der zu erwartenden Lichtbogenleistung im Fehlerfall gestaltet sich folglich komplex.

Sie ist immer abhängig von den geometrischen Randbedingungen, die das Lichtbogenbrennverhalten beeinflussen, und den elektrischen Randbedingungen des Netzes am Fehlerort. Durch die Wechselwirkung zwischen NS-Netz und Lichtbogenwiderstand ist ein erratisches und instabiles Brennverhalten des SLB zu erwarten, dass u.a. einen instabilen zeitlichen Verlauf des Lichtbogenwiderstands zur Folge hat. Insbesondere aufgrund des Verhaltens des Lichtbogens und der geringen treibenden Spannung sind in der NS-Ebene ein Selbstverlösch mit Rück- und Wiederezündungen und diffuses Entladungsverhalten des SLB zu beobachten. Das X/R-Verhältnis am Fehlerort bestimmt hierbei das Verlösch- und Brennverhalten des SLB, bedingt durch die Phasenverschiebung zwischen Strom und Netzspannung. Vor allem bei resistivem Verhalten des fehlerbehafteten Netzes sind zeitweises Verlösch des Lichtbogens im Stromnulldurchgang und das Auftreten von sogenannten Stromlücken zu erwarten. Diese Stromlücken führen zu veränderter Leitfähigkeit im Heißgas und beeinflussen den mittleren Lichtbogenwiderstand maßgeblich. Der Einfluss der elektrischen Randbedingungen auf den Lichtbogenwiderstand bei instabilem Brennverhalten ist nicht voraussehbar. Aufgrund dieses Verhaltens kann voraussichtlich keine klassische, unter Annahme etablierter Modelle bestimmte, Lichtbogenspannung zur Berechnung von elektrischen Leistungseinträgen für SLB in der NS verwendet werden. [Hel96] NS-Schaltanlagen zeichnen sich durch offene, teils belüftete Anlagenbauformen mit geringem Schottungsgrad aus, die im Fehlerfall ein schnelles Wandern des Lichtbogens auf den Sammelschienen innerhalb der Schaltanlage ermöglicht. Besonders Sammelschienen mit geringen Isolierabständen und wenigen bis keinen inneren Unterteilungen kann der SLB in Abhängigkeit der Stromamplitude und der geometrischen Bedingungen Geschwindigkeiten von mehreren 100 m/s erreichen. Somit können gängige Anlagendimensionen im Bereich weniger Meter innerhalb von Millisekunden durchlaufen werden und sich die Randbedingungen des eigentlichen Brennrortes massiv von denen der eigentlichen Auftrittsstelle unterscheiden [Heu13] [Lan08] [Hel96].

Eine Lichtbogenbewegung von der Einspeiseseite weg und damit die Verlagerung des Brennrortes innerhalb der Schaltanlage ist aufgrund der auf den Lichtbogen wirkenden Lorentzkraft wahrscheinlich, wenn bspw. nicht lichtbogenresistente Schottwände (s. Tabelle 2-1) dieses verhindern.

Die Einflüsse der hohen Lichtbogenbeweglichkeit, von geringen Isolierabständen und des instabilen Brennverhaltens auf den Wärmetransfer an das Isoliergas, den Druckaufbau und die Isolierstoffverdampfung in NS-Schaltanlagen sind aktuell quantitativ nicht bekannt. Die Kenntnis der vielfältigen Lichtbogenphänomene im NS-Bereich, des Einflusses des instabilen Lichtbogenverhaltens sowie der Stromreduktion beispielsweise auf den elektrischen Leistungsverlauf ist insbesondere bei hohen Kurzschlussströmen für zuverlässige Druckberechnungen und die Anwendbarkeit der Druckberechnungsverfahren im NS-Bereich notwendig, um deren Auswirkungen berücksichtigen bzw. geeignet modellieren zu können.

5.1.1 Optische Untersuchungen

Im Allgemeinen zeigen die optischen Untersuchungen, dass der Lichtbogen aufgrund der auf ihn wirkenden magnetischen Lorentzkraft von der Einspeiseseite hinweg beschleunigt wird. Verschiedene Zeitpunkte einer exemplarischen Hochgeschwindigkeitsaufnahme sind in Abbildung 5-3 dargestellt. Die Laufgeschwindigkeit des Lichtbogens zeigt dabei eine erhebliche Abhängigkeit von der Stromamplitude je Phase, lichtem Sammelschienenabstand, Gasdichte, Zusammensetzung der Heißgaswolke und möglichen geometrischen Unebenheiten. Die Bewegung ist als etappenweise und ungleichmäßig zu beschreiben. In der SS-Anordnung

werden keine Trenn- oder Schottwände installiert, sodass sich der Lichtbogen unmittelbar nach der Zündung bis in den Schienenendbereich fortbewegt.

Untersuchungen mit angebrachtem Zünddraht auf lediglich zwei von drei Polen zeigen einen Übergang von zweipoligem Lichtbogen zu dreipoligem Lichtbogen innerhalb weniger Millisekunden. Hinsichtlich einer *worst-case*-Betrachtung ist folglich von einem dreipoligen SLB auszugehen. Aufgrund der geometrischen Gegebenheiten und vergleichbaren Abständen zwischen Schienen und Schienen/Gehäuseteilen im Schienenendbereich kommt es bei metallischer Gehäuseausführung durch die magnetischen Kräfte zu einer Aufweitung des Lichtbogens und instantanen Kommutierung der Teillichtbögen auf leitende Gehäuseteile. Sobald die Teillichtbögen in diesem Bereich existieren, wird die Lichtbogenspannung nicht mehr durch den lichten Sammelschienenabstand bestimmt, sondern durch den Abstand der Sammelschienen zu den beteiligten Gehäuseteilen und insbesondere das zur Lichtbogenaufweitung zur Verfügung stehende Volumen.

In der untersuchten Anordnung erreicht der Lichtbogen das Sammelschienenende bei $I_{KLB} = 5,8 \text{ kA}$ nach ca. 4,7 ms, der Großteil der untersuchten Brenndauer von bis zu 850 ms wird folglich durch die Randbedingungen am Brennpunkt bestimmt. Gelegentlich können in der sich mit steigender Brenndauer ausbreitenden Heißgaswolke Rück- und Wiederzündungen zwischen Schienen- und Gehäuseteilen und zeitweises Verlöschen von Teillichtbögen beobachtet werden, die aber nur kurzzeitig an anderen Brennpunkten bestehen.

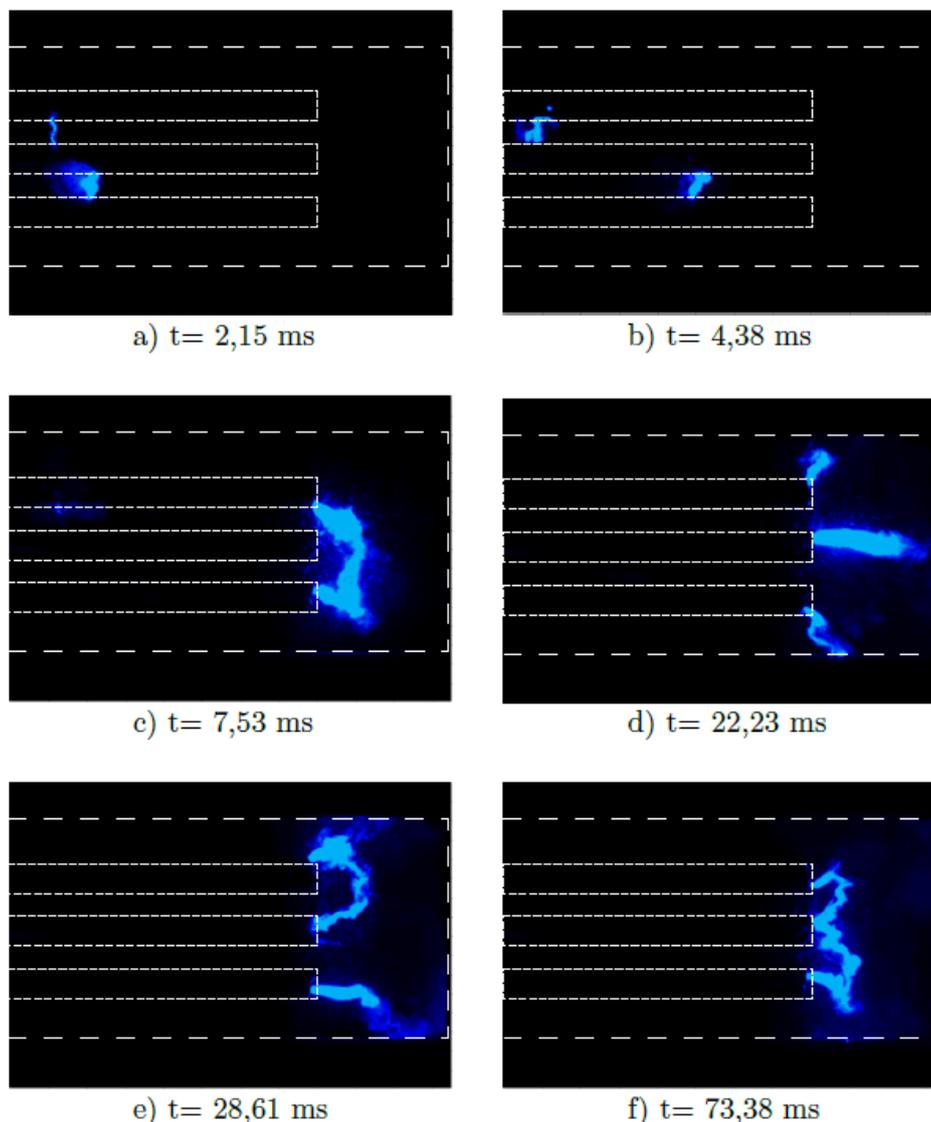


Abbildung 5-3: Hochgeschwindigkeitsaufnahme eines dreipoligen NS-Störlichtbogens in metallischem Gehäuse, $U_N = 690 \text{ V}$, $I_{KLB} = 5,8 \text{ kA}$, $x/R = 6,9$, Bildfrequenz 13 kHz, Belichtungszeit $1 \mu\text{s}$

Die gestrichelten Silhouetten in den Bildern visualisieren die Position der Gehäusekomponenten und Sammelschienen. Die Lichtbogenentladungsform kann insbesondere im einstelligen Kilamperebereich als teils diffus beschrieben werden. Die Lichtbogenspannung fluktuiert aufgrund der beschriebenen Phänomene während der gesamten Lichtbogendauer, ein konstanter Wert der Lichtbogenspannung ist somit nicht bestimmbar. Die getrennte Strommessung von Phasen- und Neutralleiter zeigen darüber hinaus Zeitbereiche, in denen parallele Stromflüsse über Gehäuse und Sammelschienen erfasst werden. Bedingt durch die leitfähige Heißgaswolke kommt es zum Auftreten von parallelen Entladungskanälen. Die mittlere Lichtbogengeschwindigkeit bei der in Abbildung 5-3 dargestellten Untersuchung beträgt $v_{LB} = 120 \text{ m/s}$. Optische Untersuchungen mit kunststoffisoliertem Gehäuse zeigen ein abweichendes Lichtbogenverhalten. Da die Kommutierung der Lichtbogenfußpunkte durch die Auskleidung des Gehäuses mit Kunststoffplatten verhindert wird, brennen die Teillichtbögen vornehmlich zwischen den Sammelschienen, hier kann ein stetiges Kommutieren der Teillichtbögen festgestellt werden, das auf die Phasenlage der einzelnen Leiter zurückzuführen ist. Die Färbung der Heißgaswolke fällt bei den Untersuchungen mit Kunststoffabbrand intensiver als bei metallischen Gehäuse-

komponenten aus. Aufgrund der hohen Leitfähigkeit der Heißgaswolke und bestehenden Stoßkanten des Kunststoffs im Schienendbereich kommt es trotz sorgfältiger Installation der Kunststoffabdeckungen regelmäßig zu kurzzeitigen Entladungen zu metallischen Gehäusekomponenten hinter den Kunststoffabdeckungen. Lichtbogenschottwände, wie sie in NS-Schaltanlagen vorzufinden sind, stellen folglich nur hinreichenden Schutz vor Lichtbogenwanderung dar, wenn diese absolut gasdicht sind. Kleinste Öffnungen in der Einhausung ermöglichen das Aus- oder Durchströmen von leitfähigem Heißgas, das zur Lichtbogenzündung in benachbarten Schaltfeldern führen kann.

5.1.2 Selbstverlöschverhalten

Bedingt durch die treibende Spannung ($U_N \leq 1000 \text{ V AC}$) wird das dargestellte instabile, teils diffuse Entladungsverhalten des NS-Störlichtbogens beobachtet. Die sich durch intensive Materialverdampfung ausbildende Heißgaswolke bewirkt eine hohe Lichtbogenbeweglichkeit und Leitfähigkeit des Gases im Bereich des Störlichtbogens. Als Folge der ausgedehnten Heißgasansammlung im PG sind außerdem parallele Entladungswege elektrisch nachgewiesen worden. In Abbildung 5-4 ist ein exemplarischer Stromverlauf dargestellt. Der Gesamtstrom teilt sich während eines Teils der Lichtbogenbrenndauer auf den Gehäusestrom und Erdschiennenstrom auf. Bei starr geerdetem Gehäuse ist zu erkennen, dass bei vergleichbaren Abständen zwischen Sammelschienen und Gehäuseteilen und den in der SS-Anordnung gegebenen Randbedingungen ein beachtlicher Anteil des Gesamtstroms über benachbarte Gehäuseteile abgeleitet wird.

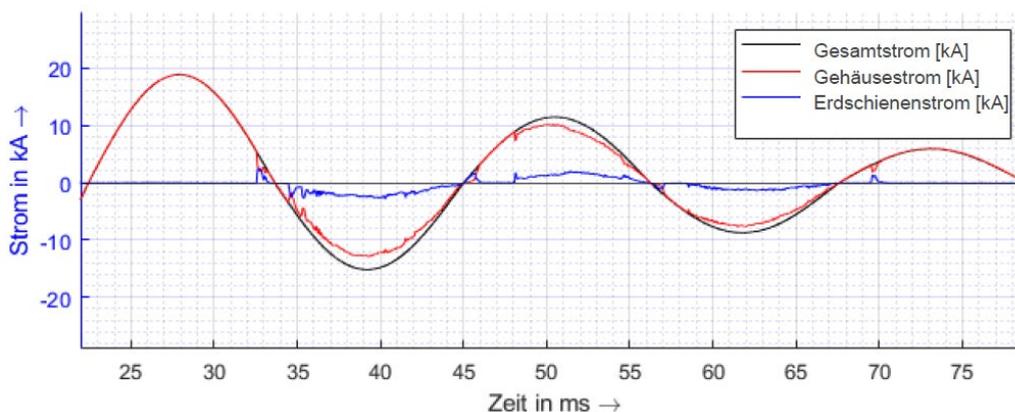


Abbildung 5-4: Stromaufteilung auf Sammelschienen- und Gehäuseteilen während eines SLB innerhalb des geschlossenen PG.

Das instabile Lichtbogenverhalten wird durch das ständige Kommutieren des Hauptentladungspfad zwischen verschiedenen Entladungskanälen weiterhin begünstigt.

Insbesondere in 400 V-Systemen, in denen i.d.R. die Potentialdifferenz zwischen den Sammelschienen und benachbarten geerdeten Gehäuseteilen lediglich 230 V beträgt, können Unstetigkeiten im Stromverlauf und intervallweise Stromlücken auftreten. Bei geeigneten Randbedingungen kann darüber hinaus ein eigen- und vollständiges Verlöschen des SLB auftreten. Insbesondere bei Zunahme der Gehäuse- und Sammelschienenabstände können die zur Verfügung stehenden Aufweitungsmöglichkeiten ein Verlöschen des Lichtbogens begünstigen. Für Druckberechnungen ist relevant, unter welchen geometrischen und elektrischen Randbedingungen das Lichtbogenverlöschen zwingend auftritt.

Exemplarische Verläufe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms mit Stromlücken sowie der Lichtbogenbrennspannung ist in Abbildung 5-5 dargestellt. – Abbildung 5-6 enthält die entsprechenden Verläufe von einem Versuch mit selbstständigem Verlöschen des Lichtbogens in der Phase L2.

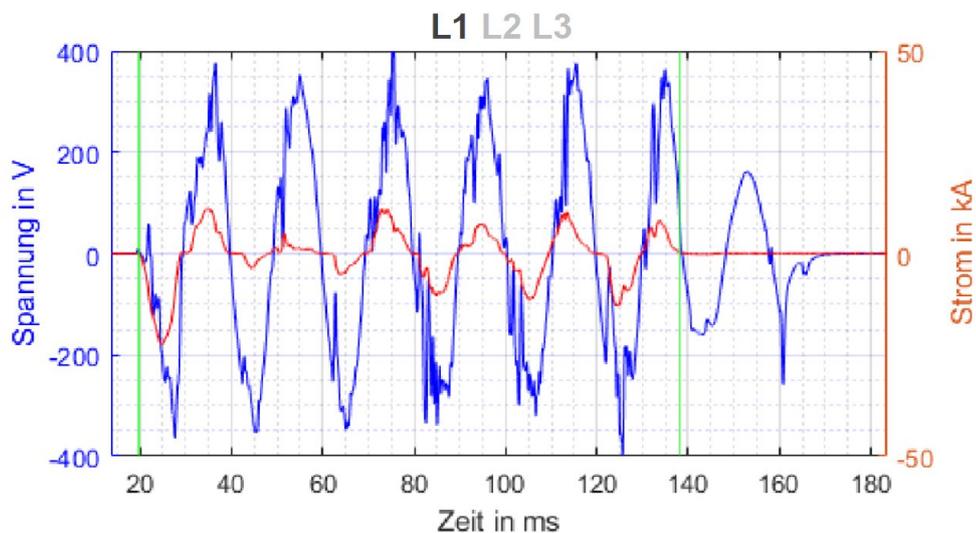


Abbildung 5-5: Exemplarischer Verlauf (L1) eines tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms in Phase 1 mit Stromlücken sowie der Lichtbogenbrennspannung (L1-Erde), 440V, 120 ms, offene Sammelschienenanordnung

Die Untersuchungen zeigen, dass die Intervalllänge der Stromlücken hauptsächlich durch das X/R-Verhältnis des Netzes am Fehlerort und durch die Höhe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms und somit dem Energieeintrag beeinflusst wird. Durch das X/R –Verhältnis wird die Steilheit der transienten Wiederkehrspannung (TRV) am Fehlerort im Fall des Verlöschen von Teillichtbögen bestimmt. Die Netzspannung schwingt also nach dem Verlöschen eines Teillichtbogens über der Fehlerstelle wieder auf, mit steigendem X/R-Verhältnis nimmt die Steilheit dieser TRV zu, sodass ein Wiederezünden des Lichtbogens durch die hohe Leitfähigkeit des Heißgases unmittelbar nach dem Stromnulldurchgang begünstigt wird. Die Intervalllänge der Stromlücken nimmt mit steigendem X/R-Verhältnis ab und das Lichtbogenbrennverhalten stabilisiert sich – ein Selbstverlöschen wird unwahrscheinlicher.

Des Weiteren hängt die Gaszusammensetzung am Lichtbogenort wesentlich von der eingebrachten Energie ab, diese wird durch den tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom und die vorangegangene Lichtbogenbrenndauer bestimmt. Mit steigendem Kurzschlussstrom stabilisiert sich das Brennverhalten des Lichtbogens und die erhöhte Materialverdampfung führt zu erhöhter Leitfähigkeit der Heißgaswolke. In der Folge nimmt die Auftrittswahrscheinlichkeit und Intervalllänge der Stromlücken mit zunehmender Anschlussleistung bzw. tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom ab. Weiterhin ist in NS-Schaltanlagen bei zunehmender Brenndauer des SLB mit einer raschen Abnahme der Gasdichte im Raum, in dem der Lichtbogen brennt, zu rechnen. Der Brennspannungsbedarf des Lichtbogens nimmt folglich mit steigender Brenndauer ab, sodass mit steigender Brenndauer das Verlöschen des Lichtbogens unwahrscheinlicher wird.

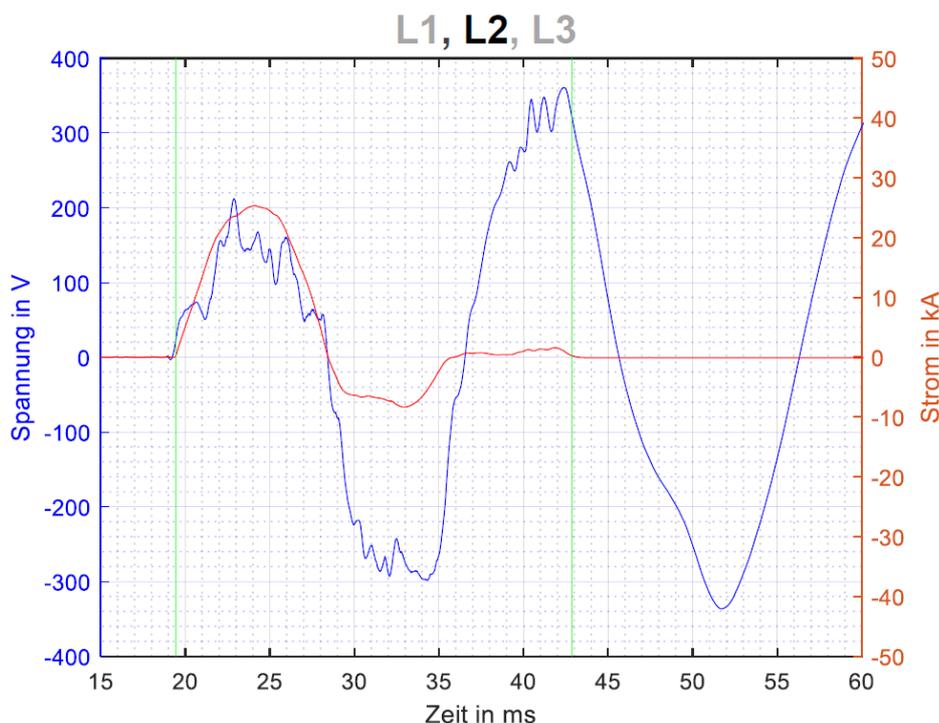


Abbildung 5-6: Exemplarischer Verlauf (L2) von tatsächlich fließendem Kurzschlussstrom und Lichtbogenbrennspannung (L2-Erde), 400 V, selbstständiges Lichtbogenverlöschen nach ca. 35 ms

Es ist zu erwähnen, dass das Verlöschen des Lichtbogens durch weitere Randbedingungen wie z.B. durch Abströmöffnungen, Schottwände, abdampfende Isoliermaterialien etc. beeinflusst wird. Darüber hinaus kann nicht sichergestellt werden, dass das Selbstverlöschen tatsächlich stattfindet. Daher wird bei Druckberechnungen als *worst-case*-Abschätzung von einem Lichtbogenbrennverhalten ohne Selbstverlöschen ausgegangen.

5.2 Kurzschlussstrom

Wie bereits im Kapitel 5.1 erwähnt, kann für die Berechnung des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms der Lichtbogenwiderstand im Fehlerstromkreis insbesondere bei hohen Anschlussleistungen nicht vernachlässigt werden. Der Lichtbogenwiderstand in der Größenordnung der Netzimpedanz hat eine beachtliche Rückwirkung auf den tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom zur Folge.

Zur Charakterisierung des Einflusses von Lichtbogenwiderstand und Netzimpedanz auf die kurzschlussstromreduzierende Wirkung des SLB werden experimentelle Untersuchungen mit der SS-Anordnung bei Variation der Anschlussleistung und des X/R-Verhältnisses durchgeführt. Voruntersuchungen haben ergeben, dass der Lichtbogenwiderstand in der NS ebenfalls von dem X/R-Verhältnis des Netzes und vornehmlich bei 400 V Systemspannung von der Höhe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms abhängen. Die wechselseitige Abhängigkeit des Lichtbogenwiderstandes von den Netzrandbedingungen erschwert die Voraussage des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms. Insbesondere die Annahme eines konstanten Lichtbogenwiderstands – also unabhängig von X/R-Verhältnis und Anschlussleistung – führt zu nicht hinreichend genauen Berechnungsergebnissen für den tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom in der NS. Aus den umfangreichen experimentellen Untersuchungen wird abschließend eine Datenbank abgeleitet, mithilfe derer der mittlere Lichtbogenwiderstand für die gegebenen Randbedingungen in Abhängigkeit des X/R-Verhältnisses berechnet werden kann.

Der resultierende Lichtbogenwiderstand kann dann zur Berechnung des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms verwendet werden.

Während der experimentellen Untersuchungen ist nachgewiesen worden, dass die in Kapitel 5.1 dargestellten theoretischen Überlegungen bei realen Netzbedingungen zutreffen. Die in Abbildung 5-7 dargestellten Ergebnisse zeigen die stromreduzierende Wirkung des Lichtbogens bei einer Systemspannung von 727 V. Mit steigender Anschluss- bzw. Kurzschlussleistung nimmt der stromreduzierende Effekt zu. Leistungsstärkere NS-Schaltanlagen haben folglich bei diesen Randbedingungen im Fehlerfall keinen zur Anschlussleistung proportional zunehmenden tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom zur Folge. Die dargestellte Abhängigkeit gilt für den Stoßkurzschlussstrom in ähnlicher Weise. Die größere Reduktionswirkung bei zunehmender Kurzschlussleistung kann mit dem Impedanzverhältnis zwischen Netzimpedanz und Lichtbogenwiderstand erklärt werden. Für Druckberechnungen ist somit die Berechnung des Kurzschlussstroms mit Lichtbogenwiderstand unter Zuhilfenahme geeigneter Modelle zu verwenden, um die stromreduzierende Wirkung zu berücksichtigen.

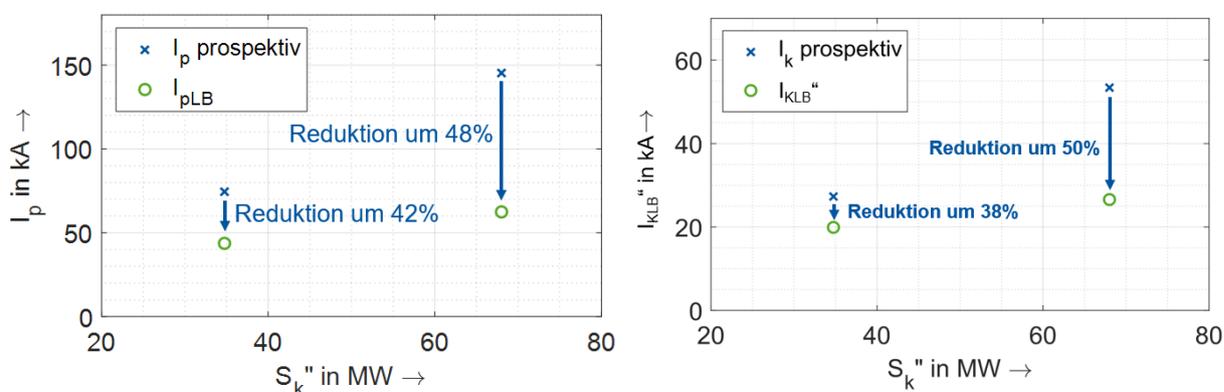


Abbildung 5-7: Gegenüberstellung des prospektiven Stoß- und Dauerkurzschlussstroms und tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms in Abhängigkeit der Kurzschlusscheinleistung, 727 V, X/R 8,7

Zur Charakterisierung des Einflusses von Lichtbogenwiderstand und Netzimpedanz auf die kurzschlussstromreduzierende Wirkung des SLB werden experimentelle Untersuchungen mit der SS-Anordnung bei Variation der Anschlussleistung und des X/R-Verhältnisses durchgeführt. Durchgeführte Voruntersuchungen zeigen, dass der Lichtbogenwiderstand in der NS ebenfalls von dem X/R-Verhältnis des Netzes und vornehmlich bei 400-V Systemspannung von der Höhe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms beeinflusst werden. Die wechselseitige Abhängigkeit von Lichtbogenwiderstand und Netzrandbedingungen erschwert die Voraussage von tatsächlich fließendem Kurzschlussstrom. Insbesondere die Annahme eines konstanten Lichtbogenwiderstands, also unabhängig von X/R-Verhältnis und Anschlussleistung, führt zu nicht hinreichend genauen Berechnungsergebnissen für den tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom in der NS. Aus den umfangreichen experimentellen Untersuchungen wird eine Datenbank abgeleitet, mithilfe derer der mittlere Lichtbogenwiderstand für die gegebenen Randbedingungen in Abhängigkeit des X/R-Verhältnisses berechnet werden kann.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Kurzschlussstromreduktion bei gleichbleibender Kurzschlussleistung mit zunehmendem X/R-Verhältnis abnimmt. Dieses Phänomen kann auf das zuvor vorgestellte veränderte Lichtbogenbrennverhalten zurückgeführt werden. Mit zunehmendem X/R-Verhältnis kann im Vergleich zu Versuchen mit geringem X/R-Verhältnis ein stabileres Lichtbogenbrennverhalten bei Abnahme der Stromlückenintervalle festgestellt werden. Infolgedessen

wird ein geringerer mittlerer Lichtbogenwiderstand gemessen, sodass die Rückwirkung durch den Lichtbogenwiderstand verringert wird. Hinsichtlich der *worst-case*-Bedingungen für Druckberechnungen sollte für die Berechnung des Kurzschlussstroms folglich der Lichtbogenwiderstand bei induktivem Netzverhalten (hohes X/R -Verhältnis) Verwendung finden. Da im NS-Netz insbesondere transformatornah ein hohes X/R -Verhältnis in Kombination mit hoher Kurzschlussleistung zu erwarten ist, stellt ein Fehlerfall in der Nähe des Transformators aus elektrischer Sicht sowohl hinsichtlich der Lichtbogenrückwirkung als auch umgesetzten Energie das *worst-case*-Szenario dar.

Die Untersuchungen zum Einfluss der Kurzschlussleistung am Fehlerort auf den Lichtbogenwiderstand und somit die Rückwirkung auf den tatsächlich fließenden Kurzschlussstrom zeigen, dass mit zunehmender Kurzschlussleistung die Stromreduktion durch den Lichtbogenwiderstand erhöht wird. Die von der Fehlerstelle aus wirkende Netzzinnenimpedanz nimmt mit steigender Kurzschlussleistung ab, sodass das Verhältnis aus Lichtbogenwiderstand und Netzzinnenimpedanz zunimmt. Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass je nach Konfiguration des Netzes die tatsächlich im Lichtbogen umgesetzte Energie i.d.R. nicht proportional zur Kurzschlussleistung am Fehlerort steigt. Der Lichtbogenwiderstand zeigt dabei nur eine geringfügige Abhängigkeit von der prospektiven bzw. tatsächlichen Kurzschlussstromhöhe im untersuchten Kiloamperebereich.

Die geometrischen Randbedingungen haben einen signifikanten Einfluss auf die stromreduzierende Wirkung des Lichtbogens. Da insbesondere die Länge des Lichtbogens, die vorherrschende Gasdichte und die Zusammensetzung der Heißgaswolke den Lichtbogenwiderstand beeinflussen, kann während der Untersuchungen eine Vielzahl an geometrischen Randbedingungen identifiziert werden, die die Höhe der Kurzschlussstromreduktion bestimmen.

Die Lichtbogenlänge wird in NS-Schaltanlagen hauptsächlich durch das im Lichtbogenraum zur Verfügung stehende Volumen und mögliche Abstände bestimmt. Die hohe Beweglichkeit des Lichtbogens innerhalb der Anlage führt dazu, dass die Lichtbogenlänge nur während des tatsächlichen Wanderns zwischen den Sammelschienen durch den lichten Sammelschienenabstand beeinflusst wird. Aufgrund der hohen Bewegungsgeschwindigkeit des Lichtbogens kommt es bei typischen Anlagenabmessungen innerhalb weniger Millisekunden zu einem Verharren des Lichtbogens am sogenannten Lichtbogenbrennort. Beim Verharren der Lichtbogenfußpunkte kommt es, bedingt durch die auf die Lichtbogensäule wirkende Lorentzkraft, zur magnetischen Aufweitung der Lichtbogensäule und Kommutierung auf umliegende Gehäuseteile. Die Länge des Lichtbogens wird dabei von den Abständen am Brennort bestimmt. Diese ist in der NS beschränkt, da die treibende Spannung ab ausreichend hohen Gehäuse- bzw. Leiterabständen nicht für ein stabiles Brennverhalten des Lichtbogens ausreicht. Mit steigenden Abständen und zunehmendem zur Verfügung stehenden Volumen nimmt der Lichtbogenwiderstand tendenziell zu. Der Lichtbogenbrennort kann nicht eindeutig in Abhängigkeit der verwendeten Anlagengeometrie vorhergesagt werden, sodass insbesondere für die Angabe des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms zur *worst-case*-Abschätzung von möglichst geringem Lichtbogenwiderstand und folglich geringerer Reduktion des Kurzschlussstroms ausgegangen werden sollte.

Die Zusammensetzung und Dichte der Heißgaswolke infolge eines Störlichtbogens im Inneren einer Schaltanlage wird durch die Größe der Belüftungsöffnungen und Art der verbauten Materialien in der Schaltanlage beeinflusst. Insbesondere die Gasdichte im Lichtbogenraum beeinflusst die notwendige Energie zur Ionisation des Gases und folglich den Widerstand des

Lichtbogens. Mit zunehmender Größe der Belüftungs- oder Druckentlastungsöffnungen bei ansonsten konstanten geometrischen und elektrischen Randbedingungen nimmt der mittlere Lichtbogenwiderstand erheblich ab. Die Ergebnisse zeigen, dass die stromreduzierende Wirkung des Lichtbogens mit zunehmender Größe der Belüftungs- und Entlastungsöffnungen abnimmt. Die Geschwindigkeit, mit der die Gasdichte im Lichtbogenraum sinkt wird durch die Positionierung und geometrischen Parameter der Entlastungswege (Kanallänge, Größe/Form, Strömungswiderstand z.B. Absorber) beeinflusst (vgl. Abbildung 5-8). Zur Berücksichtigung der geometrischen Einflussfaktoren auf die stromreduzierende Wirkung des Lichtbogens und worst-case Abschätzung muss von stark belüfteten Schaltanlagen ausgegangen werden. Die Untersuchungen an offenen SS-Anordnungen können folglich zur *worst-case*-Abschätzung des tatsächlich fließenden Kurzschlussstroms für Druckberechnungen verwendet werden.

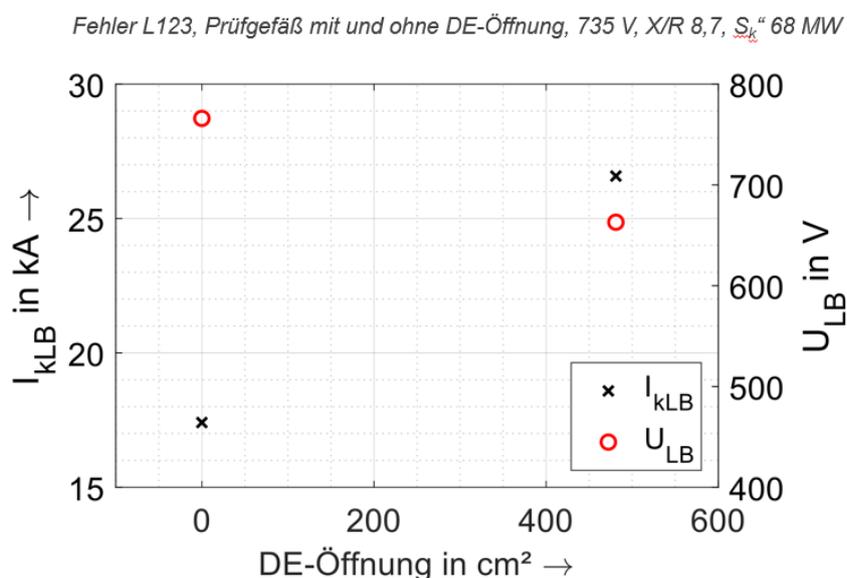


Abbildung 5-8: Gegenüberstellung von I_{kLB} und U_{LB} für geschlossenes PG und PG mit DE-Öffnungsgröße 480 cm²

Mit der Datenbasis zum tatsächlich fließenden Kurzschlussströmen ist ein Berechnungstool entwickelt worden, mit dem die Berechnung des Kurzschlussstroms unter Berücksichtigung der Netzrandbedingungen und Lichtbogenwiderstände durchgeführt werden kann (zu Details siehe Kapitel 7).

5.3 Lichtbogenspannung

Den zweiten elektrischen Haupteingangsparameter für Druckberechnungen stellt die Lichtbogenbrennspannung dar. Klassische Ansätze zur Lichtbogenbrennspannung basieren auf empirisch ermittelten Lichtbogenspannungen in Abhängigkeit des Sammelschienenabstandes oder Lichtbogenmodellen unterschiedlicher Komplexität und Anwendbarkeit. Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass klassische Annahmen, wie rechteckförmige, während der Stromhalbschwingungen konstante Lichtbogenbrennspannungen nicht für Niederspannungsanwendungen geeignet sind. Abbildung 5-5 ist der typische Verlauf einer Lichtbogenbrennspannung in der NS-Ebene zu entnehmen. Das transiente, un stetige Verhalten ist nicht sinnvoll in Druckberechnungsverfahren zu integrieren und kann nicht anhand simpler Parameter vorhergesagt werden.

Die Vielzahl der Einflussparameter auf die Lichtbogenspannung erschwert eine Identifikation bzw. Bestimmung der Lichtbogenspannung anhand von gegebenen Randbedingungen. Für Druckberechnungen ist es folglich unerlässlich, Lichtbogenspannungswerte aus empirischen Parameterstudien zu verwenden, die eine *worst-case*-Abschätzung der elektrisch eingespeisten Energie erlauben. Da transiente, kurzzeitige Schwankungen in der Lichtbogenbrennspannung den elektrischen Energieeintrag nicht maßgeblich beeinflussen, bietet für Druckberechnungen die Verwendung einer zeitinvarianten Lichtbogenspannung hinreichende Genauigkeit und reduziert die Komplexität des zu verwendenden elektrischen Leistungs- bzw. Energieeintrags.

Zur Verwendung in Druckberechnungen wird der Modellansatz eines dreipoligen Störlichtbogens, der zwischen den Außenleitern brennt, gewählt. Aufgrund der Lichtbogenkommutierung zwischen den Außenleitern existieren simultan bei dieser Modellannahme lediglich zwei Teillichtbögen, sodass sich für die aus den experimentellen Daten abgeleitete mittlere Lichtbogenspannung folgende Definition ergibt:

$$U_{LB} = \frac{1}{t_{lb}} \int_0^{t_{lb}} \frac{P_{el}(t)}{I_{sum}(t)} dt = \frac{1}{t_{lb}} \int_0^{t_{lb}} \frac{u_{1N}(t) * i_1(t) + u_{2N}(t) * i_2(t) + u_{3N}(t) * i_3(t)}{0,5 * (|i_1(t)| + |i_2(t)| + |i_3(t)|)} dt \quad (5.6)$$

I_{sum} gibt dabei den sogenannten Lichtbogensummenstrom an. [Wei84]

Aus den experimentellen Untersuchungen bei Lichtbogenbrenndauern bis zu 850 ms geht hervor, dass bei Variation des Auswertintervalls, in dem die mittlere Lichtbogenspannung bestimmt wird, die Auswertung von großen Zeitbereichen bei den gegebenen Randbedingungen zu einer höheren mittleren Lichtbogenbrennspannung führt (s. Abbildung 5-9). Untersuchungen bei Brenndauern im Bereich zwischen 300 und 850 ms zeigen jedoch keine nennenswerte Zunahme der mittleren Lichtbogenspannung.

Die zunehmende Lichtbogenspannung mit zunehmendem Auswertintervall kann auf den Zündprozess und anfängliche Instabilitäten im Brennverhalten des SLB zurückgeführt werden. Insbesondere die dreipoligen Fehleruntersuchungen weisen im Zeitbereich nach Lichtbogenzündung (ca. 0 – 70 ms) teils zeitweises Verlöschen einzelner Teillichtbögen auf. Mit steigender Brenndauer und Ausbildung der leitfähigen Heißwolke kann Teilverlöschen nur selten beobachtet werden.

Die Öffnungsgröße der verwendeten Druckentlastung beeinflusst ebenfalls die mittlere Lichtbogenbrennspannung (Abbildung 5-10). Mit steigender Querschnittsfläche der Druckentlastungsöffnung nimmt die mittlere Lichtbogenspannung im PG ab.

Die Abnahme der mittleren Lichtbogenspannung mit zunehmender DE-Öffnung kann auf den beschleunigten Ausstoß des Heißgases aus dem PG erklärt werden. Über der Brenndauer strömt das erhitzte Gas durch die DE-Öffnung ins Freie, die Öffnung der Druckentlastung bestimmt dabei den Strömungswiderstand und folglich den Massefluss pro Zeiteinheit durch die Öffnung, wird die Öffnungsgröße erhöht, kann die Dichte im Lichtbogenraum und folglich die Teilchenanzahl in Gasvolumen zügiger abnehmen. Als Folge sinkt der Lichtbogenbrennspannungsbedarf. Zu Vergleichszwecken sind in Abbildung 5-10 exemplarisch die Werte der Lichtbogenspannung bei Verwendung von glasfaserverstärktem Kunststoff (UP GM 203 Durostone) als Endplattenmaterial bei kleineren Schienen- und Gehäuseabständen dargestellt.

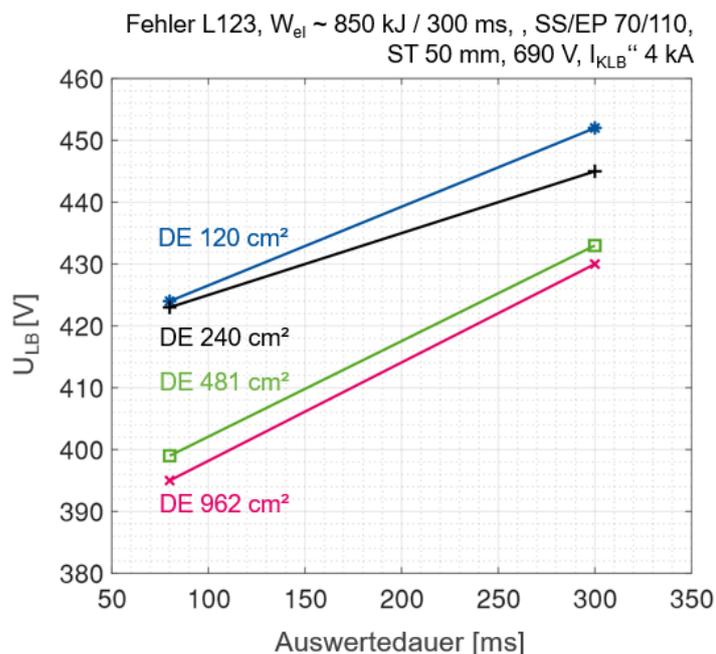


Abbildung 5-9: Abhängigkeit der mittleren Lichtbogenspannung U_{LB} von dem Auswertintervall, Angabe für verschiedene Öffnungsgrößen (DE – Druckentlastungsöffnung)

Für *worst-case*-Betrachtungen stellen folglich für die Angabe der mittleren Lichtbogenbrennspannung die Untersuchungen mit geschlossenem Prüfgefäß und Auswertung über lange Brenndauern (300 ms) den kritischsten Fall dar. Die Verwendung der gemittelten Lichtbogenspannung mit langem Auswertintervall führt insbesondere im Zeitbereich unmittelbar nach der Lichtbogenzündung zur *worst-case*-Abschätzung des elektrischen Leistungseintrags.

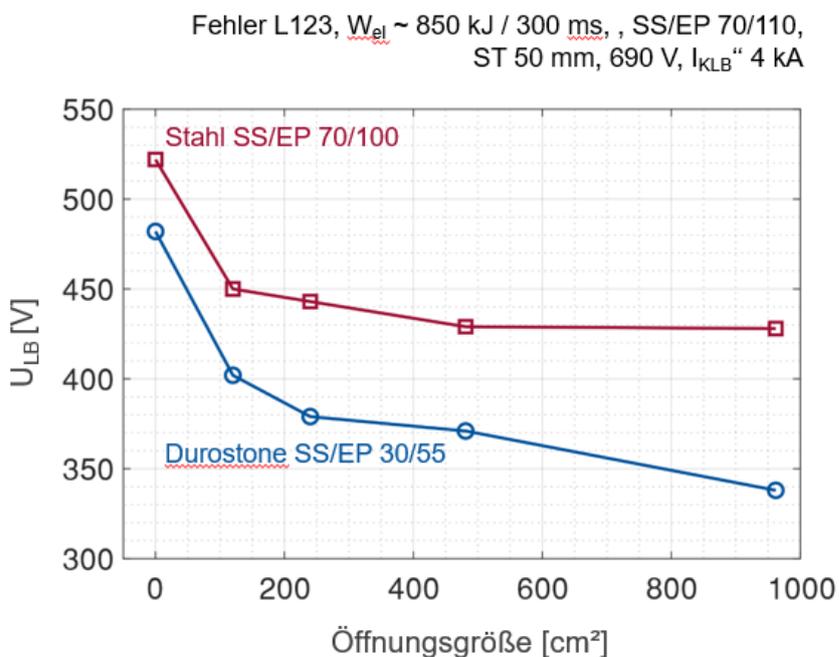


Abbildung 5-10: Abhängigkeit der mittleren Lichtbogenspannung U_{LB} von der Öffnungsgröße der Druckentlastung (rot: Stahlendplatte, blau: Kunststoffendplatte)

5.4 Einflussparameter auf den thermischen Transferkoeffizienten

Der thermische Transferkoeffizient (k_p -Faktor), der den Anteil der elektrischen Energie angibt, der in den Druckaufbau geht, hat sich vor allem als von der Gasdichte abhängig erwiesen. Er wird üblicherweise experimentell bestimmt und zwar durch Vergleich von Messung und Rechnung bei definierten Randbedingungen. Dabei wird k_p – zusammen mit einem Ausdruck, der von den im Rechenprogramm verwendeten Gasdaten abhängt – so angepasst, dass der berechnete möglichst weitgehend dem gemessenen Druckverlauf entspricht. – Für Druckberechnungen bedeutet das, dass die Angabe eines k_p -Werts bei bestimmten Randbedingungen nicht eine „universelle“ Größe ist, sondern dass die Druckberechnung vom Prinzip her nur richtig sein wird, wenn dieselben Gasdaten wie sie bei der Bestimmung der k_p -Werte verwendet werden.

Der thermische Transferkoeffizient hängt weiterhin von der Gewichtung der einzelnen Energieanteile in der SLB-Energiebilanz (vergleiche Kapitel 2.2). Diese ist alleine wegen der unterschiedlichen Randbedingungen im NS-Bereich anders als im MS- und HS-Bereich. – Im NS-Bereich hat sich erwiesen, dass die geometrischen Randbedingungen einen großen Einfluss auf den k_p -Verlauf haben.

5.4.1 Sammelschienenabstand und Material

Bei großen Isolier- und Leiter-Gehäuse-Abständen wird ein vernachlässigbarer Einfluss auf den thermischen Transferkoeffizienten angenommen. Der Einfluss von NS-typischen Abständen im Bereich einiger 10 mm auf den Druckaufbau ist nicht bekannt. Die Untersuchungen zeigen, dass der lichte Sammelschienenabstand keinen signifikanten Einfluss auf die Druckentwicklung hat. Dieses Verhalten lässt sich anhand des Lichtbogenbrennverhaltens erörtern. Da bereits nach wenigen Millisekunden der Lichtbogen auf benachbarte Gehäuseteile kommutiert, wird die Lichtbogenlänge nur für die ersten wenigen Millisekunden durch den Sammelschienenabstand beeinflusst. Nach Kommutierung bestimmt der Abstand vom Sammelschienenende zum Gehäuse die Lichtbogenlänge und somit den Energietransfer an das umgebende Gas. Die Tendenz, dass bei zunehmendem Sammelschienenabstand der Druckaufbau zunimmt, lässt sich jedoch aus den Untersuchungsergebnissen ableiten und kann auf die mit steigendem Sammelschienenabstand zunehmende Lichtbogenlänge während der Lichtbogenwanderung entlang der Sammelschienen zurückgeführt werden. Abbildung 5.11 zeigt exemplarisch die Werte für den k_p -Faktor in Abhängigkeit des lichten Sammelschienenabstands und der Gasdichte.

Neben dem Sammelschienenabstand ist aus Untersuchungen zur Druckentwicklung in MS-/HS-Anlagen bekannt, dass das Schienenmaterial einen erheblichen Einfluss auf den Druckaufbau innerhalb der Anlage und des Aufstellungsraums haben kann. Zur Charakterisierung des Einflusses bei NS-spezifischen Randbedingungen wird der Druckaufbau bei Verwendung von Kupfer- und Aluminiumschienen bei ansonsten konstanten Randbedingungen untersucht.

Abbildung 5-12 zeigt exemplarisch den Druckaufbau im geschlossenen PG bei einem lichten Sammelschienenabstand von 30 mm, 1 bar Fülldruck des PG und einem Endplattenabstand von 25 mm. Der Druckaufbau bei Verwendung der Aluminiumschienen ist gegenüber dem bei Verwendung von Kupferschienen deutlich höher. Dieses Verhalten lässt sich u. A. auf exotherme chemische Reaktionen des Aluminiumdampfes mit der Umgebungsluft zurückführen, die zusätzlich zur elektrischen Energie dem Gas durch freiwerdende chemische Energie Wärme hinzufügen. Bei Verwendung von Aluminium liegt die Lichtbogenbrennspannung bei den

Untersuchungen in vergleichbarer Größenordnung zu Messungen mit Kupferschienen. Der Anteil der elektrischen Energie, der in den Druckaufbau geht wird dadurch erhöht.

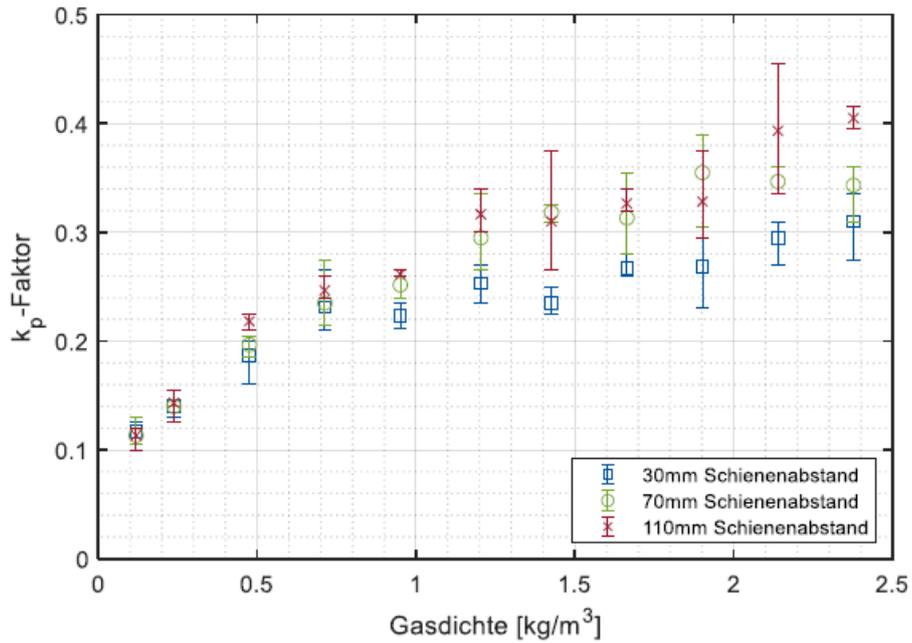


Abbildung 5-11: Einfluss des Schienenabstandes auf den k_p -Faktor bei Variation der mittleren Gasdichte bei Kupfer als Schienenmaterial EPA: 55 mm, LC-Schwingkreis, PG

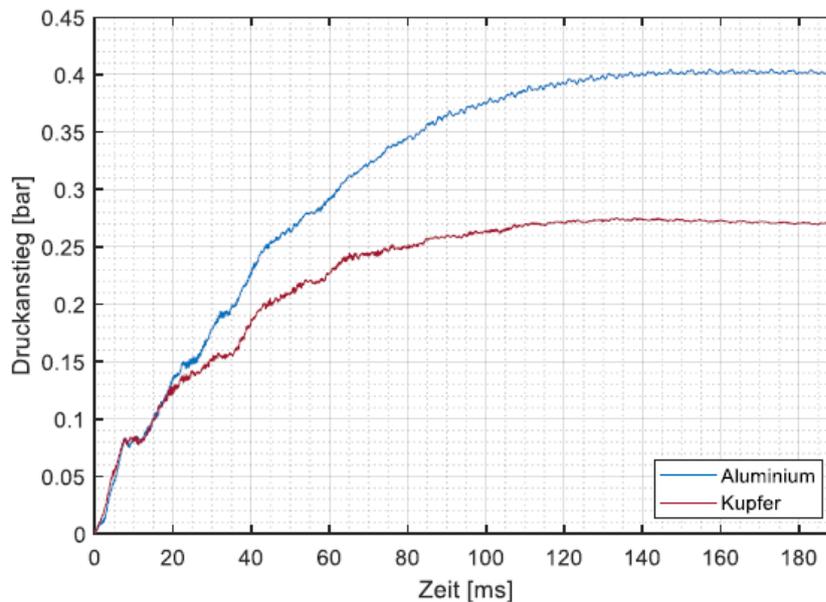


Abbildung 5-12: Druckentwicklung bei Variation des Schienenmaterials SA: 30 mm / EPA: 25 mm, LC-Schwingkreis, PG, 1 bar

In Abbildung 5-13 ist exemplarisch der Verlauf des thermischen Transferkoeffizienten für die beiden untersuchten Schienenmaterialien dargestellt. Es ist zu erwähnen, dass bedingt durch das Lichtbogenverhalten und unmittelbare Erreichen des Schienenendbereiches, die Lichtbogenfußpunkte nur an Kathode, respektive Anode durch das tatsächliche Schienenmaterial beeinflusst werden, da der Lichtbogen für den Hauptteil der Brenndauer zwischen Sammelschienenende und Gehäuseblech (Endplatte) brennt.

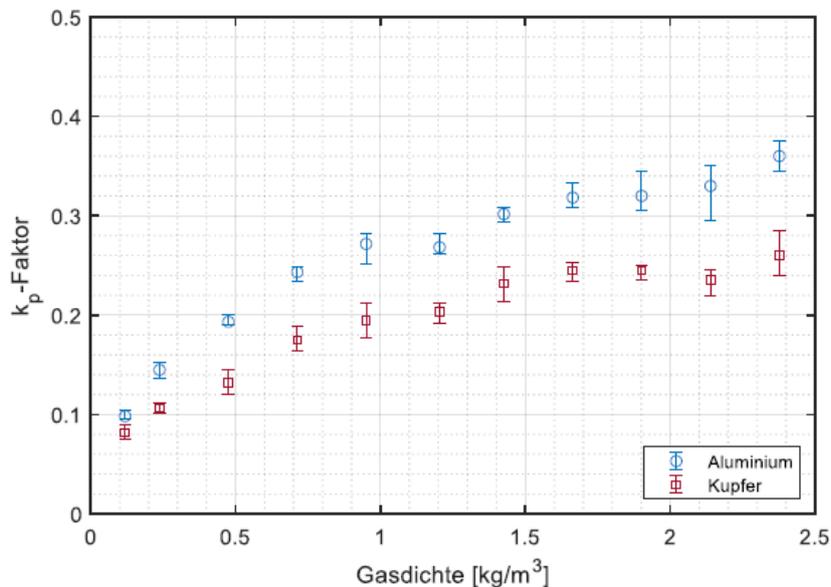


Abbildung 5-13: Einfluss des Schienenmaterials (Cu/Al) auf den k_p -Faktor bei Variation der mittleren Gasdichte im Prüfgefäß SA: 30 mm / EPA: 25 mm, LC-Schwingkreis, PG

5.4.2 Endplattenabstand

Während der Sammelschienenabstand im Gasdichtebereich kleiner $1,3 \text{ kg/cm}^3$ keinen Einfluss auf die Größe des thermischen Transferkoeffizienten hat, hat eine Variation des Abstands zwischen Sammelschienenende und Endplatte einen großen Einfluss (s. Abbildung 5-14). Bei einer Gasdichte von $1,2 \text{ kg/cm}^3$ (Umgebungsbedingungen) ist eine Erhöhung des thermischen Transferkoeffizienten von mehr als 50 % zwischen den Endplattenabständen von 25 mm bis 113 mm nachgewiesen worden. Mit zunehmendem Abstand nimmt der Druckaufbau und folglich der thermische Transferkoeffizient zu. Da bei den gegebenen Randbedingungen der Lichtbogen vornehmlich im Schienenendbereich brennt, werden seine Eigenschaften ebenfalls durch die dort vorliegenden geometrischen Randbedingungen bestimmt. Insbesondere die Möglichkeit zu einer Lichtbogenverlängerung und Kommutierung sind hier als Haupteinflussparameter auf die Lichtbogenlänge zu nennen. Die erhöhte Lichtbogenlänge in Kombination mit der erhöhten Lichtbogenbeweglichkeit haben eine Zunahme des konvektiven und konduktiven Wärmetransfers an das Isoliergas zur Folge.

In Schaltanlagen, in denen eine Lichtbogenbewegung nicht ausgeschlossen werden kann, muss folglich der Brennpunkt mit den kritischsten Randbedingungen zur *worst-case*-Abschätzung verwendet werden. Insbesondere Bereiche, in denen der Lichtbogen gegen Gehäuseteile bei großen Abständen brennen kann, sind dazu zu verwenden. Die Angabe des thermischen Transferkoeffizienten in Abhängigkeit der Abstände ist nicht ohne Weiteres möglich, da

Wechselwirkungen, Wieder- und Neuzündungen die Angabe des tatsächlichen Brennortes erschweren. Für Druckberechnungen sollte hier immer vom kritischsten Brennort ausgegangen werden.

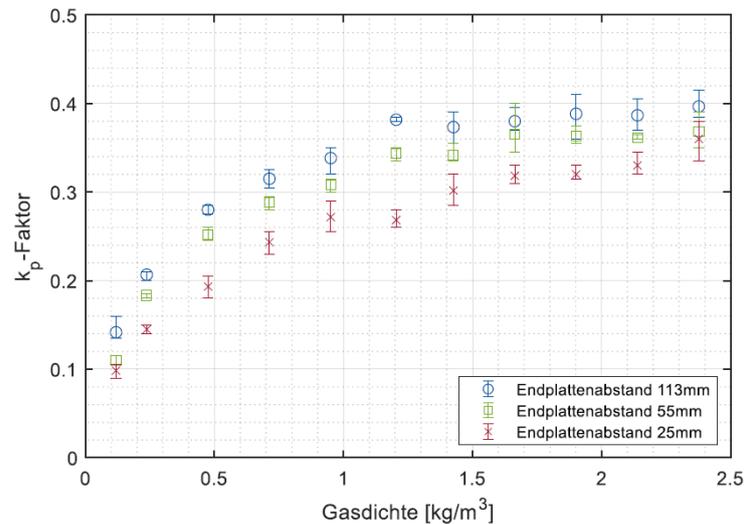


Abbildung 5-14: Einfluss des Endplattenabstandes auf den k_p -Faktor bei Variation der mittleren Gasdichte innerhalb des Prüfgefäßes mit Aluminium als Schienenmaterial (SM: Al / SA: 30 mm, LC-Schwingkreis, PG)

5.4.3 Isolierstoffverdampfung

Zur expliziten Untersuchung des Einflusses der Isolierstoffverdampfung wird die in Kapitel 3.2.2 vorgestellte SS-Anordnung innerhalb des geschlossenen PG installiert und der thermische Transferkoeffizient bei Variation der Füllgasdichte bestimmt. Der Übergang von geerdeter, metallischer Endplatte zur Isolierstoffendplatte hat ein signifikant verändertes Lichtbogenverhalten zur Folge. Bedingt durch die isolierte Ausführung kommutiert der Lichtbogen nicht mehr in geerdete Gehäuseteile und brennt zwischen Endplatte und Sammelschienenende, sondern er brennt zwischen den Sammelschienen an deren Enden. Magnetische und strömungsmechanische Effekte führen zu verstärkter Aufweitung und insbesondere zu einem fluktuierendem Verhalten der Lichtbogenspannung.

Zur isolierten Betrachtung des veränderten Lichtbogenverhaltens ohne nennenswerte Isolierstoffverdampfung wird in Voruntersuchungen die SS-Anordnung zur Isolierstoffverdampfung mit Verbundglasscheiben ausgekleidet. Die Untersuchung mit diesem Material ermöglicht die Bewertung des Einflusses des veränderten Lichtbogenverhaltens auf den Druckaufbau im PG. In einem zweiten Untersuchungsschritt werden die verwendeten Glasmaterialien durch Hartpapier ersetzt. In Abbildung 5-15 ist exemplarisch der Einfluss des Übergangs von geerdeter Endplatte zu Glaseinhausung und Hartpapiereinhausung auf den thermischen Transferkoeffizienten dargestellt.

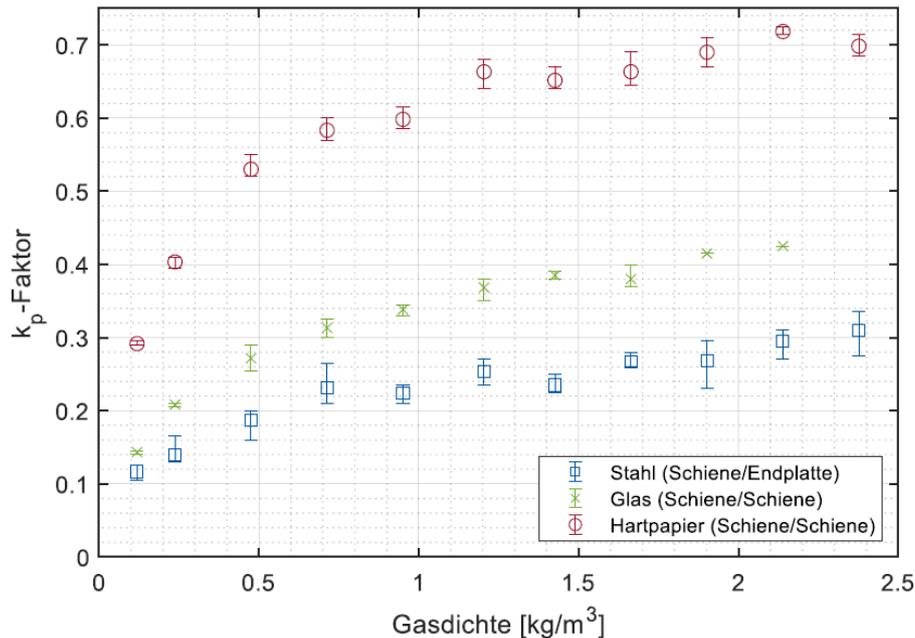


Abbildung 5-15: Vergleich des Einflusses von Einhausung des Schienenendes mit Glas bzw. Hartpapier mit der geerdeten Endplatte bestehend aus Stahl auf den k_p -Faktor (SM: Cu / SA: 30 mm / EPA: 55 mm, LC-Schwingkreis, PG)

Aus den Ergebnissen geht hervor, dass bereits die Auskleidung des Schienenendbereichs mit Isolierstoffmaterial zu einem deutlich erhöhten Druckaufbau führt. Dieser Effekt kann auf die Lichtbogenverlängerung, erhöhte Bewegung durch Wieder- und Neuzündungen des Lichtbogens zwischen den Sammelschienen und auf daher erhöhter konvektiver Energieabgabe an das Isoliergas und etwaig verdampftes Material aus den Glasoberflächen zurückgeführt werden. Bei Umgebungsbedingungen ist der thermische Transferkoeffizient bei Verwendung von Glas gegenüber metallischer Endplatte um ca. 48 % erhöht.

Wird die SS-Anordnung zur Untersuchung der Isolierstoffverdampfung mit der Einwirkung des Lichtbogens auf Hartpapier verwendet, ergibt sich bei Normalbedingungen (20°C, 1 bar bzw. 1,2 kg/m³) ein um 175 % gegenüber der Stahlendplatte erhöhter thermischer Transferkoeffizient. Bei einem Vergleich des Koeffizienten zwischen Glas und Kunststoffverwendung ergibt sich eine zusätzliche Erhöhung um 78 %.

Die intensive thermische und Strahlungseinwirkung auf die Kunststoffoberflächen führen zur zügigen Verdampfung des Kunststoffes und somit zu einer Stoffmengen Zunahme des Gases im PG. In Abbildung 5-16 sind exemplarische Druckverläufe für die verschiedenen Materialien dargestellt.

Insbesondere in Anlagenbauformen der NS, in denen der Lichtbogen eine hohe Beweglichkeit und die Möglichkeit zur Aufweitung an Schottwänden, Einbauten, Barrieren etc. hat, ist für Druckberechnungen die zusätzliche Druckentwicklung infolge von Isolierstoffverdampfung zwingend zu berücksichtigen und bei der Wahl des kritischsten tatsächlichen Brennpunktes des Lichtbogens zu beachten.

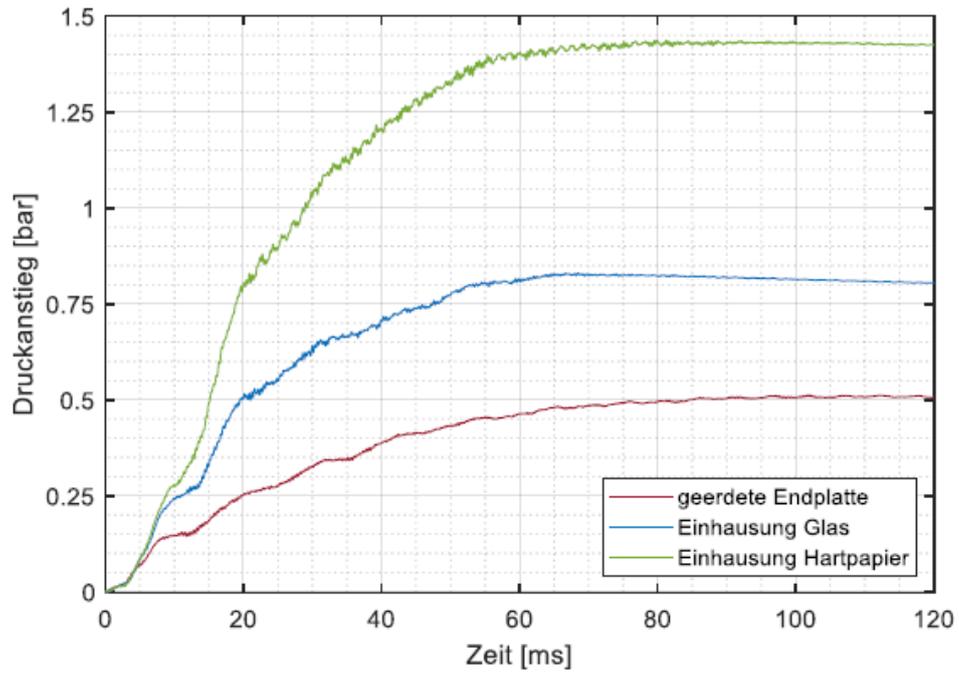


Abbildung 5-16: Druckanstieg in Abhängigkeit der SS-Anordnung bei einem Fülldruck von 1,4 bar (SM: Cu / SA: 30 mm / EPA: 55 mm, Initialdruck 1,4 bar)

6. Vergleich von Druckmessung und Druckberechnung

Zur Verifizierung der im Rahmen des Projekts entwickelten Modellansätze und Eingangsgrößen für Druckberechnungen werden Druckmessungen an einem Prüfaufbau durchgeführt, der aus dem in Kapitel 3.1 beschriebenen Prüfgefäß in einem ca. 14 m³ großen Stahlcontainer besteht. Damit soll eine NS-Schaltanlage in ihrem Aufstellungsraum nachgebildet werden bei elektrischen Randbedingungen, wie sie im NS-Netz vorkommen.

Der Druck wird sowohl im Prüfgefäß (PG) als auch auf einem Wandmittelpunkt im Aufstellungsraum (Container) gemessen. Weiterhin werden alle notwendigen elektrischen Größen (Phasenströme und Spannungen) messtechnisch erfasst. Sowohl das Prüfgefäß als auch der Container verfügen über Druckentlastungsöffnungen. Die Größe der Druckentlastungsöffnung des PG kann über die Wahl der eingesetzten Metallblende mit quadratischem Auslass anstelle eines Flanschdeckels des PG variiert werden. Die Druckentlastungsöffnungen des aufgeständerten Prüfcontainers ins Freie befinden sich in dessen Bodenblech. Die Gesamtgröße kann zwischen 0 m² und 0,172 m² variiert werden. – Eine Gesamtübersicht der Anordnung (ohne Frontwand) befindet sich in Abbildung 6-1.

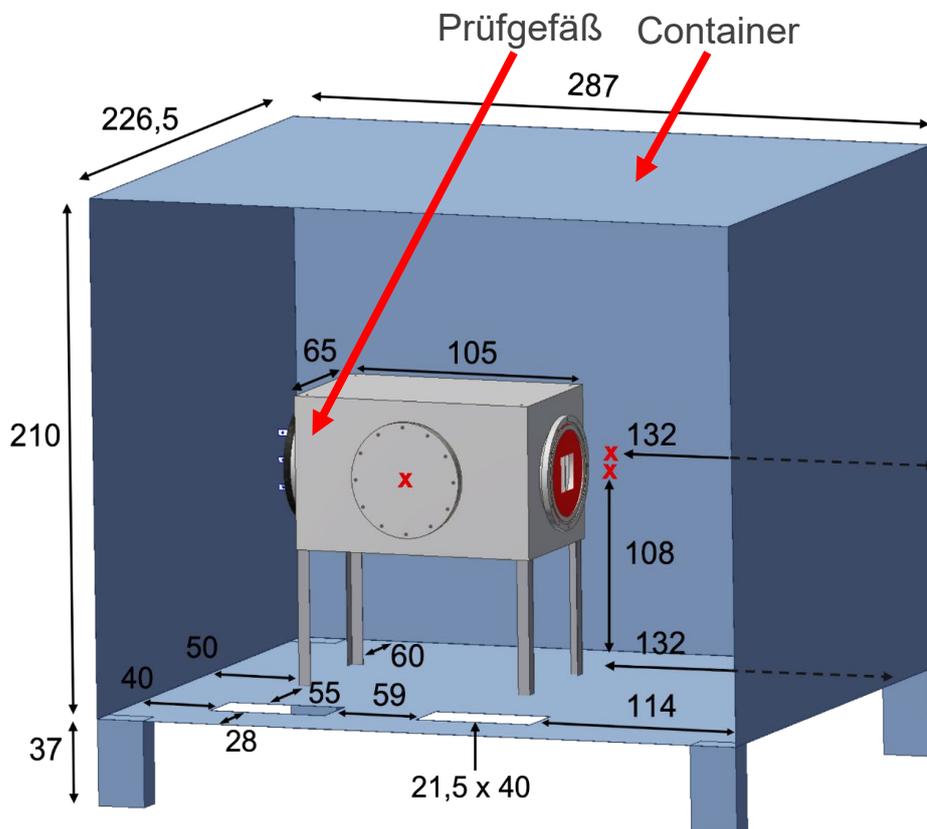


Abbildung 6-1: Prüfaufbau mit Prüfgefäß in druckdichtem Prüfcontainer zum Vergleich der Druckmessungen und Druckberechnungen, x = Druckmesspunkt, alle Maße in cm

Der zeitliche Verlauf des Druckanstiegs wird sowohl im PG am vorderseitigen Flansch als auch auf der Wandmitte der Rückwand des Prüfcontainers aufgezeichnet.

Die Druckberechnungen werden mit einem am Institut für Hochspannungstechnik der RWTH Aachen entwickelten raummittelnden Druckberechnungsverfahren durchgeführt. Die elektrischen Größen sind bedingt durch die spezielle Verschaltung des verwendeten Prüffelds nicht ohne Weiteres aus Netzberechnungen zu entnehmen. Als Eingangsdaten für die Druckberechnung werden daher die gemessenen elektrischen Größen verwendet. Für den gasdichteabhängigen thermischen Transferkoeffizienten werden die im Projekt bestimmten Werte verwendet.

Im Folgenden werden exemplarisch die Ergebnisse zu einer Vergleichsuntersuchung von Druckmessung und Berechnung vorgestellt, bei der die Öffnungsgröße der DE-Öffnung des PG im Prüfcontainer $0,096 \text{ m}^2$ beträgt und die Öffnungsgröße der DE-Öffnung des Prüfcontainers ins Freie $0,17 \text{ m}^2$. – Der Druckverlauf im PG ist in Abbildung 6-2 dargestellt. Die Übereinstimmung der Verläufe kann als gut bezeichnet werden zumal bei der Berechnung von *worst-case*-Bedingungen ausgegangen wurde. Die Berechnungsergebnisse für den Druckverlauf liegen nahezu für das gesamte Zeitintervall oberhalb des gemessenen Druckverlaufs und stellen somit eine *worst-case*- Abschätzung dar

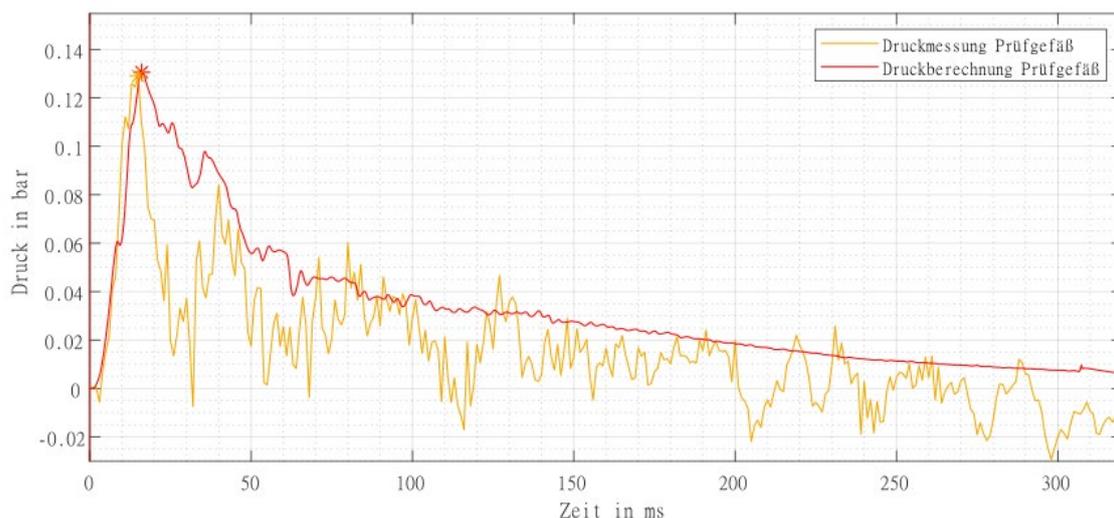


Abbildung 6-2: Überdruckverlauf im Prüfgefäß
 (* = $p_{\text{peak, mess}}$ 129 mbar, U_N 1019 V, t_{LB} 300 ms, I_{PLB} 20 kA, I_{KLB} 12 kA),

Für die Druckentwicklung im Prüfcontainer sind die berechneten und gemessenen Druckverläufe für die gesamte Lichtbogenbrenndauer nahezu identisch (Abbildung 6-3). Wie bereits bei den Druckmessungen im PG zu erkennen, bildet das raummittelnde Berechnungsverfahren die hochfrequenten Druckschwankungen, deren Frequenz sich u. A. durch die Abmessungen des Prüfcontainers erklären lassen, nicht ab. Der berechnete Mittelwert zeigt aber gute Übereinstimmung. Im Zeitbereich kleiner 50 ms liegt die Druckmessung leicht oberhalb der Berechnung, dieses Verhalten kann anhand der räumlichen Ausbreitung der Druckwelle erklärt werden, die in der Druckberechnung nicht berücksichtigt ist.

Die Ergebnisse der Vergleichsuntersuchung zeigen beispielhaft, dass es mit der vorhandenen Eingangsdatenbasis möglich ist, die Druckentwicklung in NS-Schaltanlagen und in deren

angrenzenden Aufstellungsräumen mit guter Übereinstimmung zum Experiment berechnen zu können.

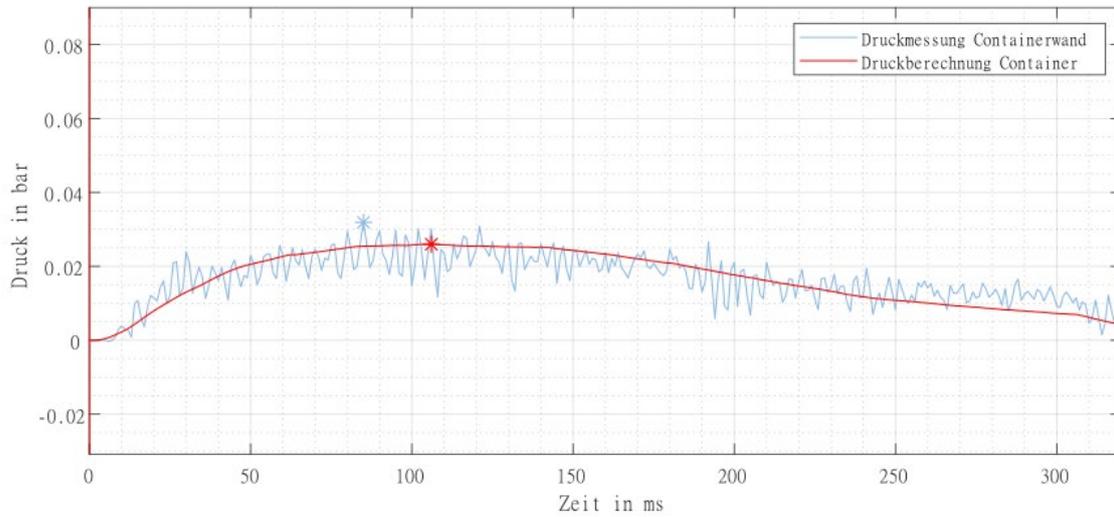


Abbildung 6-3: Überdruckverlauf im Prüfcontainer
 $p_{\text{peak,mess}}$ 32 mbar, U_N 1019 V, t_{LB} 300 ms, I_{PLB} 20 kA, I_{KLB} 12 kA

7. Netzberechnungen unter Berücksichtigung von Fehlerlichtbögen und von dezentraler Energieeinspeisung

In der im Rahmen des Projektes im Fokus stehenden Niederspannungsebene ist zu erwarten, dass der strombegrenzende Effekt des Störlichtbogens in Netzberechnungen nicht mehr vernachlässigt werden kann. Aus diesem Grunde wurden basierend auf den erzielten Messergebnissen Fehlerstromberechnungen durchgeführt und netzseitige Einflussgrößen identifiziert. Das dabei angewandte Verfahren zur Ermittlung des Fehlerstroms kann eine Grundlage zu Berechnungen des Druckaufbaus bei Lichtbogenfehlern in Niederspannungsschaltanlagen bilden.

7.1 Hintergrund und methodisches Vorgehen

Die Höhe des durch den Lichtbogen fließenden Fehlerstroms hat einen maßgeblichen Einfluss auf den Druckaufbau in der Schaltanlage. Neben der Analyse anlagenbezogener Einflussgrößen (z. B. Abstände der Sammelschienen zueinander oder zu einer geerdeten Gehäusewand) ist der Einfluss netzbezogener Größen auf den sich einstellenden Fehlerstrom zu untersuchen. Als hierzu zählende maßgebliche Faktoren werden beispielsweise die Nennspannung, die Kurzschlussleistung am Netzanschlussanschlusspunkt oder das Verhältnis des induktiven Anteils zum resistiven Anteil der Kurzschlussimpedanz („X/R-Verhältnis“) des Netzes erwartet. Darüber hinaus ist zu untersuchen, in welchem Maße sich der Fehlerstrombeitrag elektrisch naher umrichtergekoppelter Anlagen bzw. motorischer Lasten im Vergleich zu den vorgenannten Größen auswirkt.

Zur Berücksichtigung des strombegrenzenden Einflusses des Störlichtbogens in der Niederspannungsebene wird ein geeignetes Modell zur Abbildung des Lichtbogens in Netzberechnungen ausgewählt und basierend auf den im Projektrahmen erzielten Messergebnissen parametrisiert. Aufgrund der umfangreichen Variation von Versuchsparametern (insbesondere Nennspannung und X/R-Verhältnis) erfolgt die Modellparametrisierung für eine Vielzahl technisch relevanter Parameterkonstellationen. Basierend auf der Lichtbogenmodellierung werden Fehlerstromberechnungen in einem vordefinierten Szenariorahmen durchgeführt, der sowohl Lichtbogenfehler in Niederspannungsschaltanlagen des öffentlichen Netzes, als auch in kunden-eigenen Unterverteilungen abbildet. Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse werden die netzbezogenen Einflussgrößen auf den Fehlerstrom variiert und analysiert.

7.2 Modellierung des Störlichtbogens in Netzberechnungen

Die Modellierung des Störlichtbogens kann in Abhängigkeit der notwendigen Modellgenauigkeit mithilfe genauer physikalischer Modelle oder vereinfachter Blackbox-Modelle erfolgen. Erstere sind in der Lage, wesentliche physikalische Prozesse, die das zeitliche Strom-Spannungs-Verhalten des Lichtbogens bestimmen, mathematisch durch Differentialgleichungen nachzubilden. Beispiele hierfür, die auf dem Energieerhaltungssatz basieren, sind die Modelle nach Mayr und Cassie. Im Allgemeinen sind diese Modelle in der Lage, das dynamische Verhalten im Zeitbereich vergleichsweise präzise abzubilden. Zur Einbindung in ein Netzberechnungsverfahren ist jedoch auch die Simulation der Netzdynamik im Zeitbereich notwendig (EMT-Simulation), was mit einem hohen Bedarf an Eingangsparametern zu Netzkomponenten und angeschlossenen Anlagen (z. B. Regelungsparametern von Umrichtern) einhergeht. Aus einer praxisnahen

Perspektive sind diese Modelle zur Abschätzung des zu erwartenden Fehlerstroms und somit des Druckaufbaus in der Schaltanlage nur eingeschränkt geeignet.

Etablierte Berechnungsverfahren zur Abschätzung von Kurzschlussströmen wie die DIN/IEC EN 60909 basieren auf quasistationären Netzmodellen mit einem geringeren Bedarf an notwendigen Eingangsparametern. Da diese Verfahren für die Anwendung in höheren Spannungsebenen ausgelegt sind, erfolgt typischerweise eine Vernachlässigung des strombegrenzenden Einflusses des Lichtbogens durch die Abbildung durch einen idealen Kurzschluss. Zur Erweiterung auf Anwendungsfälle in der Niederspannungsebene kann der Lichtbogen in stationären Fehlerstromberechnungen jedoch auch durch einen ohmschen Widerstand repräsentiert werden. Da das Ziel nicht eine exakte Abbildung des zeitlichen Verhaltens in einer einzelnen Konstellation, sondern die Entwicklung eines Verfahrens zur Abschätzung des Fehlerstromes in unterschiedlichen praxisrelevanten Netz- und Anlagenkonstellationen ist, wird die Modellierung des Lichtbogens als ohmscher Widerstand ausgewählt. Die Abhängigkeit dieses Lichtbogenwiderstandes von netz- und anlagenbezogenen Einflussgrößen kann aus den im Projekt erzielten Messergebnissen abgeleitet werden.

Eine Herausforderung bei der Ermittlung des Widerstandes stellt dabei das dynamische Strom- und Spannungsverhalten während der Brenndauer dar. Aus den in Abbildung 7-1 exemplarisch dargestellten Messergebnissen des Stromes ist zu erkennen, dass erst nach Abklingen des Stoßkurzschlussstromes ein quasistationärer Zustand beobachtbar ist. Die Spannung ist während der Brenndauer verzerrt bzw. oberwellenbehaftet. Zur Bestimmung des Lichtbogenwiderstands wird daher ein Berechnungsfenster ausgewählt, innerhalb dessen sowohl Lichtbogenstrom als auch –spannung in einem quasistationären Zustand sind, d. h., dass keine Berücksichtigung des Zünd- und Löschverhaltens erfolgt. Innerhalb dieses Fensters werden der Effektivwert des Stromes und der Spannung berechnet und durch Division der Lichtbogenwiderstand bestimmt.

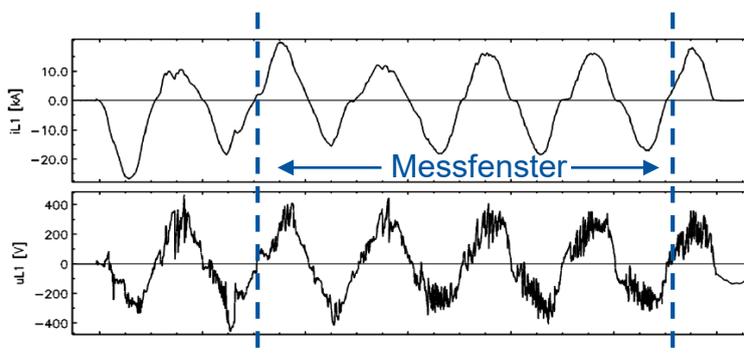


Abbildung 7-1: Exemplarische Darstellung der Ermittlung des Lichtbogenwiderstandes anhand einer einphasigen Strommessung (oben) bzw. Spannungsmessung (unten)

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden sowohl die Spannungsebene, als auch der resistive und induktive Anteil der Kurzschlussimpedanz (und somit die Kurzschlussleistung) des speisenden Netzes variiert. Für jede Konfiguration kann somit ein Lichtbogenwiderstand bestimmt werden. Um in aufbauenden Netzberechnungen auch für abweichende X/R-Verhältnisse eine Abschätzung des Fehlerstroms vornehmen zu können, erfolgt eine lineare Interpolation der Widerstände in Abhängigkeit des resistiven und induktiven Anteils der Kurzschlussimpedanz. Die Lichtbogenwiderstände bei Störlichtbögen in der offenen Schaltschrankanordnung sind in Abhängigkeit der vorgenannten Randparameter in Abbildung 7-2 dargestellt.

Dabei zeigen die blauen Punkte tatsächliche Messergebnisse; sie stellen die Aufpunkte der linear interpolierten Ebene dar. Es ist zu erkennen, dass bei einer Erhöhung der Nennspannung des Netzes eine Verkleinerung des Lichtbogenwiderstandes erfolgt. Dies ist direkt durch den verringerten Brennspannungsbedarf in Relation zur speisenden Netzspannung zu erklären. Für den Fall einer Nennspannung von 400 V ist eine höhere Sensitivität des Lichtbogenwiderstands gegenüber dem resistiven Anteil als gegenüber dem induktiven Anteil der Kurzschlussimpedanz zu beobachten. Verhält sich das Netz stark resistiv, existiert nur eine geringe Phasenverschiebung zwischen dem Fehlerstrom und der wiederkehrenden Netzspannung. Kommt es während des Stromnulldurchganges zu einem temporären Verlöschen des Lichtbogens, erfolgt aufgrund der in diesem Zeitpunkt geringen wiederkehrenden Netzspannung ein verzögertes Wiederzünden (Stromlücken). In der Folge ist der Effektivwert des Stromes verringert und somit der Lichtbogenwiderstand erhöht. Dieser Zusammenhang ist bei einer nominalen Netzspannung von 690 V nicht mehr beobachtbar. Hier ist davon auszugehen, dass die erhöhte treibende Spannung die Wahrscheinlichkeit eines temporären Verlöschens des Lichtbogens vermindert.

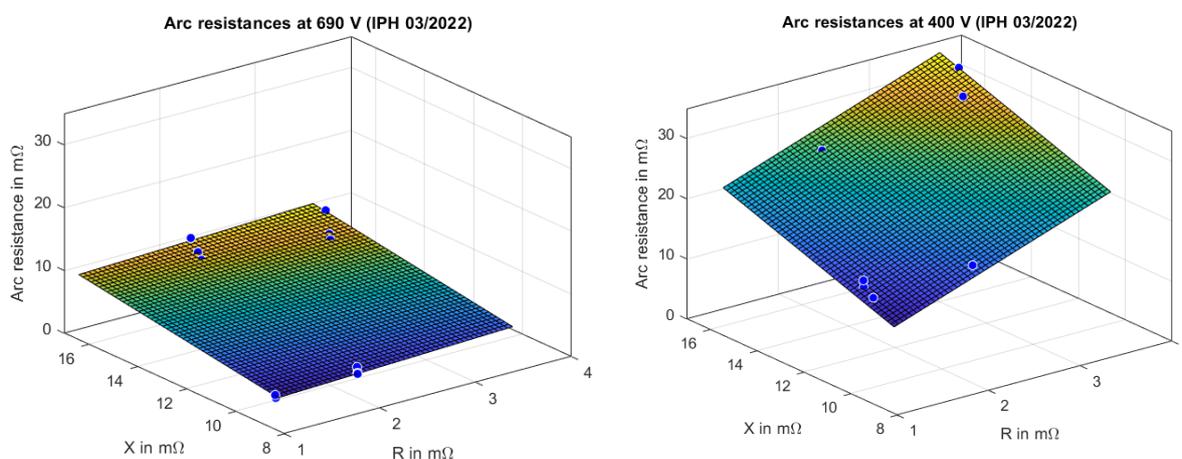


Abbildung 7-2: Lichtbogenwiderstände für die Spannungsebenen 690 V (links) und 400 V (rechts) in Abhängigkeit des resistiven und induktiven Anteils R und X der Kurzschlussimpedanz des speisenden Netzes

7.3 Berechnung des Lichtbogenstroms

Die ermittelten Lichtbogenwiderstände können zur Abschätzung des durch den Störlichtbogen begrenzten Fehlerstromes in quasistationären Netzberechnungen genutzt werden. Dazu werden Fehlerstromberechnungen unter Berücksichtigung des Widerstandes gemäß DIN/IEC EN 60909 durchgeführt. Das Ergebnis dieser Berechnungen stellen die in Abbildung 7-3 gezeigten charakteristischen Größen dar, aus denen der zeitliche Verlauf des Fehlerstromes abgeleitet werden kann. Die gestrichelten Linien kennzeichnen ein exemplarisches Berechnungsergebnis ohne Berücksichtigung des strombegrenzenden Effektes des Lichtbogens, d. h. es wird ein idealer Kurzschluss simuliert. Durch die durchgezogenen Linien wird das Szenario unter Berücksichtigung des sich aus der oben dargestellten Interpolation der Messergebnisse Lichtbogenwiderstandes gekennzeichnet. Die zugehörigen Größen sind im letzteren Fall zur eindeutigen Unterscheidbarkeit um den Index „LB“ ergänzt. Im Rahmen der durchgeführten Netzberechnungen wird als Vergleichsgröße für die Bewertung der Ergebnisse der durch den Störlichtbogen beeinflusste Anfangs-Kurzschlusswechselstrom $I''_{K,LB}$ herangezogen. Da das Verfahren nach DIN/IEC EN 60909 lediglich eine Abschätzung des Fehlerstromes darstellt, die

der praxisrelevanten Anforderung nach einem möglichst geringen Umfang notwendiger Eingangsparameter Rechnung trägt, wird sowohl der minimale als auch der maximal zu erwartende Fehlerstrom berechnet. Da mit letzterem ein erhöhter Druckaufbau in der Schaltanlage einhergeht, sollte der maximale Fehlerstrom als *worst-case*-Abschätzung herangezogen werden.

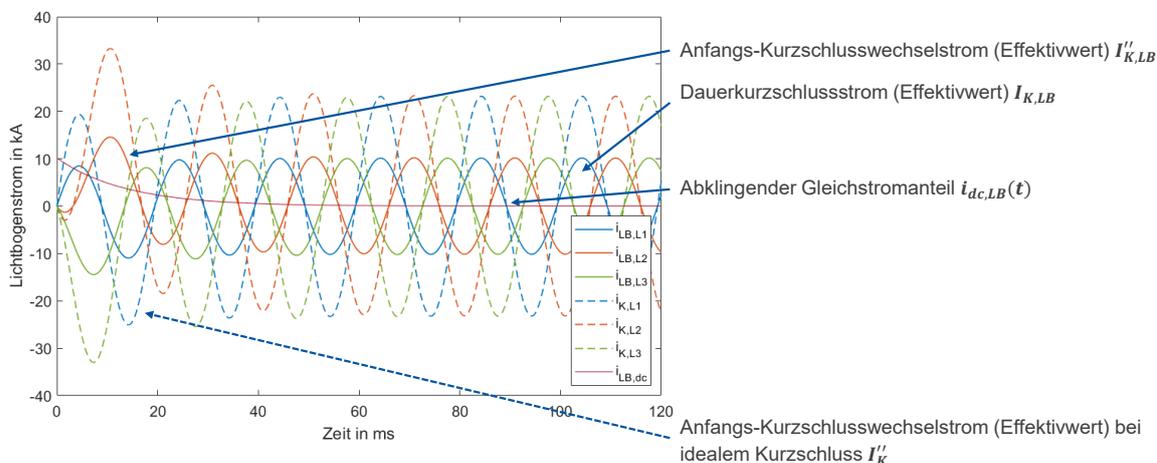


Abbildung 7-3: Zeitlicher Verlauf des durch den Störlichtbogen beeinflussten (durchgezogene Linien) und unbeeinflussten (gestrichelte Linien) Fehlerstromes

Die Netzberechnungen zur Abschätzung des durch den Störlichtbogen beeinflussten Fehlerstroms sollen sowohl für Niederspannungsschaltanlagen in Kundeninstallationen als auch im öffentlichen Netz durchgeführt werden. Zur Durchführung einer Sensitivitätsanalyse und zur Identifikation von Einflussgrößen wird ein Szenariorahmen anhand einer vereinfachten Netztopologie definiert; diese ist in Abbildung 7-4 dargestellt. In einer durch ein überlagertes Mittelspannungsnetz gespeisten Niederspannungsschaltanlage tritt ein Lichtbogenfehler auf; die Fehlerstelle ist durch einen gelben Blitz gekennzeichnet. An den Abgängen der Schaltanlage sind statische Lasten, umrichtergekoppelte Anlagen (z. B. PV-Wechselrichter) sowie motorische Lasten angeschlossen. Die in Abbildung 7-4 angegebenen Parameter wie Nennspannung, Nennleistungen und Leitungslängen sind für das Berechnungsverfahren maßgebliche Eingangsgrößen. Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse werden sie variiert. Die konkreten Zahlenwerte in Abbildung 7-4 stellen einen exemplarischen Referenzfall dar.

Für das dargestellte Berechnungsverfahren wird darüber hinaus eine grafische Benutzeroberfläche bereitgestellt. Diese ist in Abbildung 7-5 dargestellt. Auf diese Weise können basierend auf dem Szenariorahmen Berechnungen zur Höhe des durch den Lichtbogen beeinflussten Anfangs-Kurzschlusswechselstromes $I''_{K,LB}$ erfolgen sowie der zeitliche Stromverlauf in Form einer Textdatei exportiert werden. Für die Ermittlung der Lichtbogenwiderstände findet das dargestellte Interpolationsverfahren Anwendung. Darüber hinaus kann eine manuelle Eingabe des Lichtbogenwiderstandes bzw. der Koeffizienten der linearen Interpolation erfolgen. Sofern in aufbauenden Arbeiten erweiterte Parametersätze zum Lichtbogenwiderstand ermittelt werden, können diese somit berücksichtigt werden.

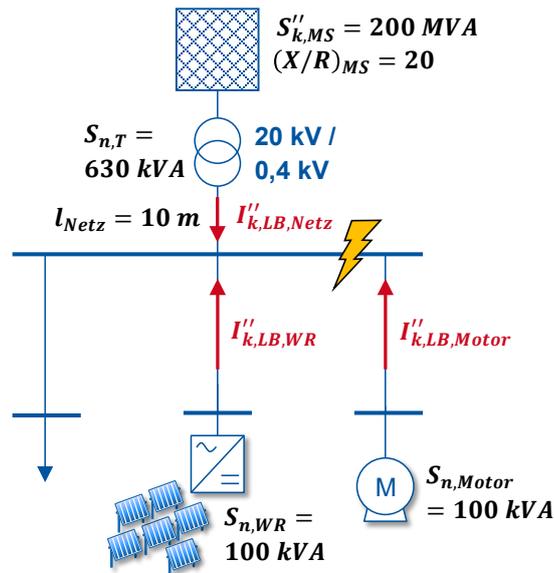


Abbildung 7-4: Vereinfachte Netztopologie zur Abbildung von Lichtbogenfehlern in Niederspannungsschaltanlagen im öffentlichen Netz bzw. in Kundenanlagen

n_{WR} [kVA]:	100	WR-Leitung [m]:	100
n_{Motor} [kVA]:	100	Motor-Leitung [m]:	100
S_{n,T} [kVA]:	630	Trafo-Leitung [m]:	10
(X/R)_{MS}:	20	Niederspannungsebene [V]:	400
S''_{k,MS} [MVA]:	200	Trafo-Kurzschlussspannung [%]:	6

Abbildung 7-5: Grafische Benutzeroberfläche zur Berechnung des durch den Lichtbogen beeinflussten Fehlerstromes

7.4 Identifikation von netzseitigen Einflussgrößen anhand einer Sensitivitätsanalyse

Um den Einfluss netzseitiger Parameter auf die Höhe des Lichtbogenstroms charakterisieren und analysieren zu können, wird basierend auf dem Referenzfall aus Abbildung 7-4 eine Variation der folgenden Größen durchgeführt:

- Nennspannung des Niederspannungsnetzes
- Kurzschlussleistung am Mittelspannungsanschluss
- Leitungslänge zwischen Transformator und Fehlerstelle

- X/R-Verhältnis am Mittelspannungsanschluss
- Nennleistung des Transformators
- Nennleistung umrichtergekoppelter Anlagen
- Nennleistung motorischer Lasten

Abbildung 7-6 zeigt den durch den Störlichtbogen beeinflussten Fehlerstrom $I''_{k,LB}$ in Abhängigkeit der Kurzschlussleistung am Mittelspannungsanschluss sowie der Leitungslänge zwischen speisendem Transformator und der Fehlerstelle. Dabei ist sowohl der laut Berechnungsverfahren minimale und maximale Fehlerstrom, als auch der Einfluss einer Nennspannung von 690 V (rote Linien) bzw. 400 V (blaue Linien) angegeben. Es ist zu erkennen, dass der Lichtbogenstrom bei Reduktion der Kurzschlussleistung abnimmt. Dies ist durch zum einen durch die Erhöhung der Kurzschlussimpedanz und zum anderen durch die daraus folgende Erhöhung des Lichtbogenwiderstandes zu erklären. Für die beiden Nennspannungen von 400 V bzw. 690 V ist kein signifikanter Unterschied zu erkennen. Eine Ursache hierfür ist der verringerte strombegrenzende Einfluss des Störlichtbogens bei einer erhöhten treibenden Spannung. Bei Vergrößerung der Leitungslänge zwischen Fehlerstelle und Transformator ist insbesondere im 400 V-System eine signifikante Reduktion zu beobachten. Bei einer Erhöhung der elektrischen Distanz von 5 m auf 100 m verringert sich der Fehlerstrom von 7,5 kA auf ca. 4,5 kA. Es ist daher davon auszugehen, dass die Längsimpedanz der Leitung die Kurzschlussimpedanz an der Fehlerstelle maßgeblich beeinflusst.

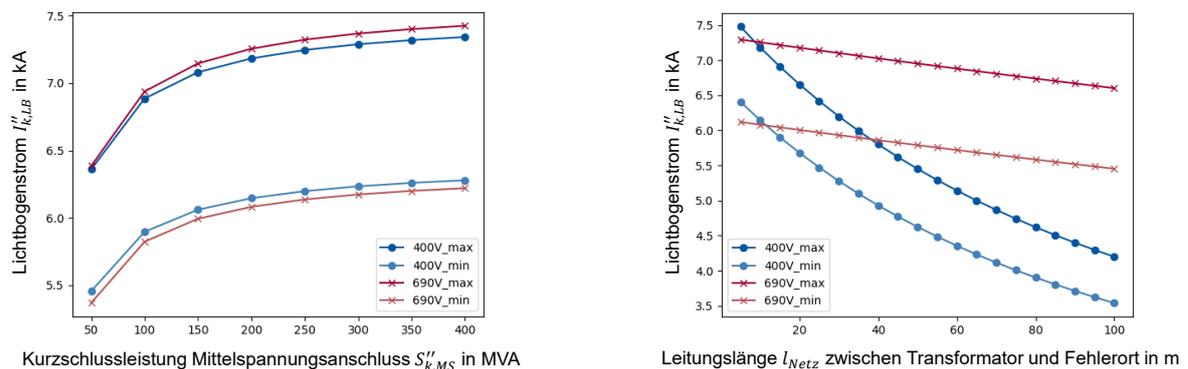


Abbildung 7-6: Lichtbogenstrom in Abhängigkeit der Kurzschlussleistung am Mittelspannungsanschluss und der Leitungslänge zwischen Transformator und Fehlerstelle (400 V und 690 V-Netz)

In Abbildung 7-7 ist die Variation des X/R-Verhältnisses am Mittelspannungsanschluss sowie der Nennleistung des speisenden Transformators dargestellt. Im Vergleich zur Variation der Kurzschlussleistung ist der Einfluss eines veränderten X/R-Verhältnisses auf die Höhe des Lichtbogenstroms verringert. Dabei sind die berechneten Fehlerströme über einen weiten Wertebereich nahezu konstant; lediglich für die Extremfälle besonders kleiner X/R-Verhältnisse ist eine Reduktion der Ströme beobachtbar. Im Gegensatz dazu ist bei der Berücksichtigung eines speisenden Transformators mit einer höheren Nennleistung mit erhöhten Lichtbogenströmen zu rechnen. Bei Nutzung eines 1250 kVA-Transformators anstelle eines 630 kVA-Transformators ergibt sich beispielsweise eine Erhöhung des Lichtbogenstromes von ca. 8 kA auf ca. 15 kA. Somit stellt die Transformatornennleistung eine der signifikantesten netzbezogenen Einflussgrößen auf die Höhe des vom Lichtbogen beeinflussten Fehlerstromes dar.

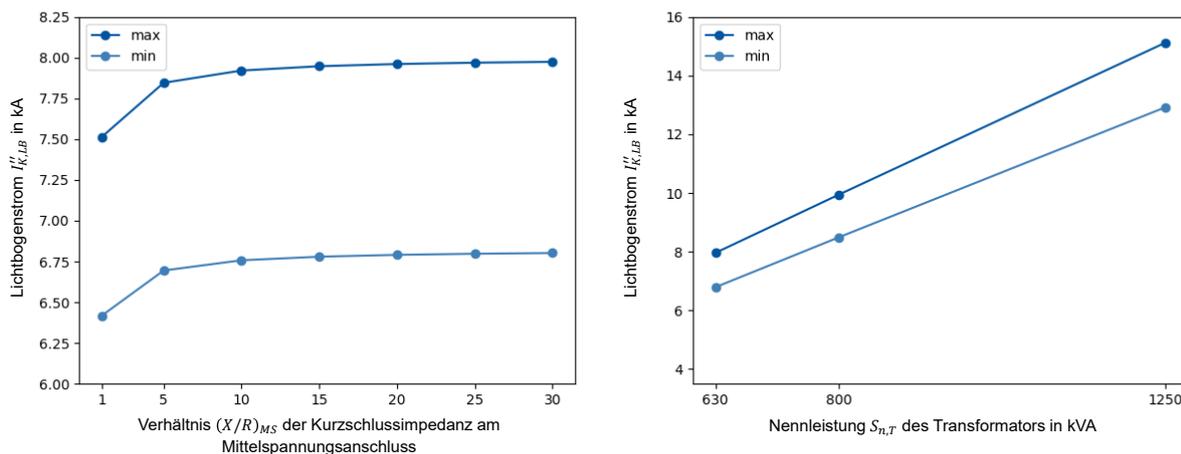


Abbildung 7-7: Lichtbogenstrom in Abhängigkeit des X/R-Verhältnisses am Mittelspannungsanschluss und der Nennleistung des speisenden Transformators (400 V-Netz)

Abbildung 7-8 zeigt den Lichtbogenstrom im 400 V-Netz bei Variation der Nennleistung der umrichtergekoppelten Anlagen bzw. direkt angebundener motorischer Lasten. Bei Erhöhung der Umrichterleistung ist eine lineare Erhöhung des berechneten Lichtbogenstromes zu erkennen. Im Fehlerfall erfolgt eine Ausgangsstromlimitierung der Anlagen auf den jeweiligen Bemessungsstrom, um einer Beschädigung der Leistungselektronik vorzubeugen. Im Gegensatz zu Synchrongeneratoren ist der maximal durch umrichtergekoppelte Anlagen eingespeiste Strom nahe dem Nennstrom. Aufgrund des in den Versuchen gemessenen Brennspannungsbedarf des Störlichtbogens, ist nur in einem Teil der Szenarien mit einem Spannungseinbruch auf unter 80% der Nennspannung und somit gemäß den aktuellen Netzanschlussrichtlinien mit einer schnellen Abregelung bzw. Netztrennung der Anlagen zu rechnen. Im Sinne der angestrebten *worst-case*-Abschätzung für Druckberechnungen ist eine Berücksichtigung des Fehlerstrombeitrages umrichtergekoppelter Anlagen daher sinnvoll. Auch die Erhöhung der Nennleistung motorischer Lasten führt zu einem erhöhten Lichtbogenstrom. Der Anstieg verläuft dabei im Gegensatz zu den umrichtergekoppelten Anlagen nicht linear, sondern flacht mit zunehmender Leistung ab.

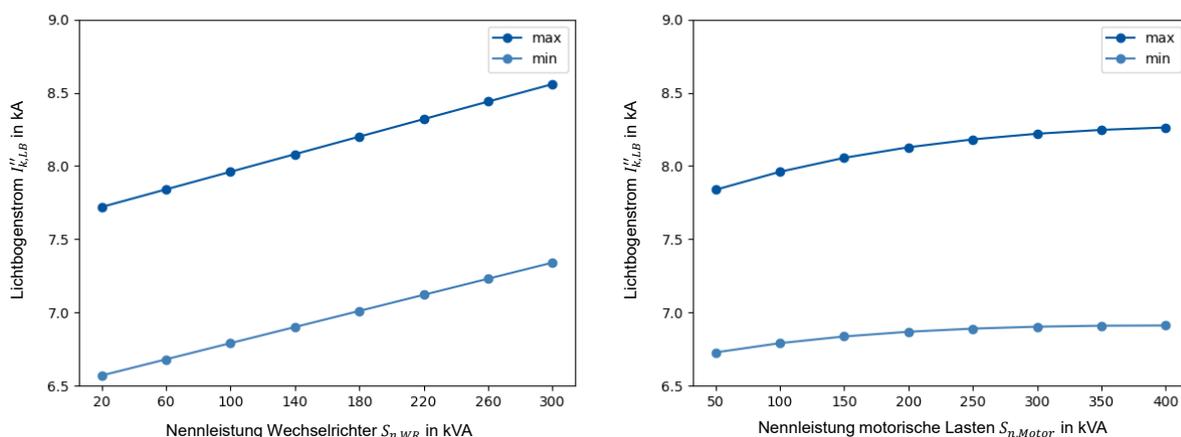


Abbildung 7-8: Lichtbogenstrom in Abhängigkeit der Umrichterleistung und der Leistung motorischer Lasten (400 V-Netz)

Die Einzelbeiträge vom überlagerten Netz, den umrichtergekoppelten Anlagen und den motorischen Lasten zum gesamten Lichtbogenstrom $I''_{k,LB}$ sind in Abbildung 7-9 dargestellt. Dabei wird das Referenzszenario aus Abbildung 7-4 den berechneten Extremfällen mit einer hohen Umrichterleistung (d. h. 300 kVA) bzw. einer hohen Leistung motorischer Lasten (d. h. 400 kVA) gegenübergestellt. In allen Fällen wird mit rund 7 kA der größte Strombeitrag durch das überlagerte Mittelspannungsnetz bereitgestellt. Die Beiträge umrichtergekoppelter Anlagen bleiben in allen Szenarien unter 1 kA und sind somit gegenüber dem Netzbeitrag nahezu vernachlässigbar. Eine Reduktion des durch das Netz bereitgestellten Kurzschlussstroms ergibt sich nur durch die Erhöhung des Anteils motorischer Lasten; diese ist jedoch im dargestellten Extremfall nicht signifikant. Daraus kann die Schlussfolgerung abgeleitet werden, dass insbesondere eine schnelle Abschaltung des netzseitigen Fehlerstrombeitrages durch geeignete Schutzkonzepte zur Verringerung des Druckaufbaus in der Schaltanlage notwendig ist. Bei der Auslegung ist zu beachten, dass auch für den durch den Störlichtbogen beeinflussten Fehlerstrom $I''_{K,LB}$ eine hinreichend schnelle Abschaltung erfolgen muss. Eine Auslegung auf den durch gängige Berechnungsverfahren ermittelten unbeeinflussten Fehlerstrom I''_K ist aufgrund des signifikanten Unterschiedes der beiden Werte in der Niederspannungsebene (siehe Abbildung 7-3) nicht ausreichend.

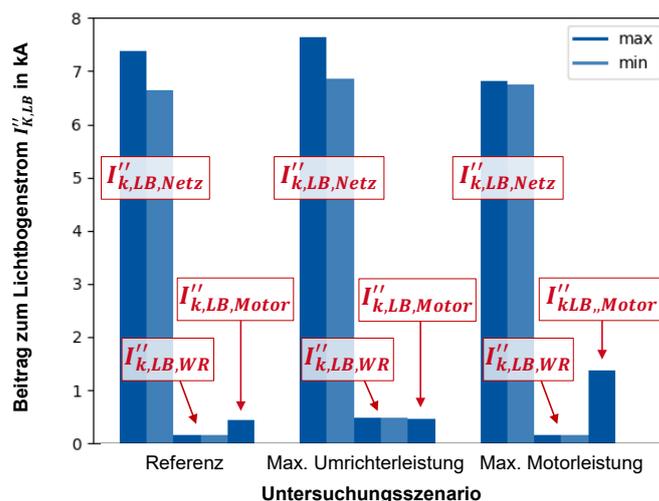


Abbildung 7-9: Beiträge zum Lichtbogenstrom durch das überlagerte Netz, umrichtergekoppelte Anlagen und motorische Lasten (400 V-Netz)

8 Störlichtbogenschutz in Niederspannungsanlagen

Für die Umsetzung eines Personen- und Anlagenschutzes werden Schutzeinrichtungen eingesetzt, die üblicherweise aus einer separaten Schutzfunktion, z. B. in Form eines Schutzgerätes, und einer Schaltfunktion, z. B. in der Ausführung eines Leistungsschalters, bestehen. Die Schaltfunktion wird dann von einer oder mehrerer Schutzfunktionen angesteuert. In Niederspannungsnetzen werden die zwei einzelnen Funktionen meist kombiniert, so dass beispielsweise ein Leistungsschalter mit einer elektronischen Auslöseeinheit (ETU – Electronic Trip Unit) für die Schutzfunktion ausgestattet ist. So übernimmt beispielsweise ein Einspeiseschalter die Schutz- und Schaltfunktion für die nachgelagerte Anlage. Da der Einsatz von Leistungsschaltern für den Störlichtbogenschutz im Rahmen eines Anlagenfunktionsschutzes aufgrund der Ausschaltzeiten von 30–60 ms [Aur90] nur bedingt geeignet ist, kommen in Anlagen mit besonders hohen Kurzschlussleistungen eigens dafür entwickelte Störlichtbogenschutzsysteme (Internal Arc-fault Mitigation System – IAMS) zum Einsatz [Sch08, Schu05, Zie14]. Entsprechend der IEC 63107 besteht ein IAMS aus einer Störlichtbogenerkennungseinheit (Internal Arc-Fault Control Device – IACD) und einer Störlichtbogenlöscheinheit (Internal ARC Reduction Device – IARD), die vom IACD angesteuert wird. Ziel der Erkennung und Löschung ist es ebenfalls, vor Erreichen der Amplitude des Stoßkurzschlussstromes den Fehlerstrom auf Anlagenteile zu kommutieren, die für die Ströme ausgelegt sind. [Cat16, Sch05]

8.1 Störlichtbogenlöschung mit IARD

Ein Lichtbogen erlischt, wenn seine Brennbedingungen nicht mehr existent sind. Dies tritt ein, wenn die Lichtbogenspannung größer als die Netzspannung ist. Physikalisch wird dies beispielsweise durch die Aufweitung des Lichtbogens bedingt durch die elektromagnetischen Kräfte hervorgerufen, die zu einer Verlängerung der Lichtbogensäule und somit zu einem größeren Spannungsbedarf des Lichtbogens führen. Technisch kann eine Lichtbogenlöschung durch eine Ausschaltung oder einem Kurzschluss mit niedriger Fehlerimpedanz erfolgen.

Ausschaltung durch Leistungsschalter

Leistungsschalter verfügen in der Niederspannung meist über eine integrierte Schutzapplikation, die Fehlerströme erkennen kann, so dass der Leistungsschalter selbstständig der Fehler ausschaltet. Die resultierende Ausschaltzeit ergibt sich hierbei meist aus einer Überstrom-Zeit-Charakteristik. Ebenfalls kann die Kombination von einem Leistungsschalter, der durch einen IACD angesteuert wird aufgrund der minimalen Ausschaltzeiten des Leistungsschalters, die sich im Wesentlichen aus der Mechanik des Leistungsschalters ergeben, die zeitlichen Anforderungen meist für den Störlichtbogenschutz nicht erfüllen.

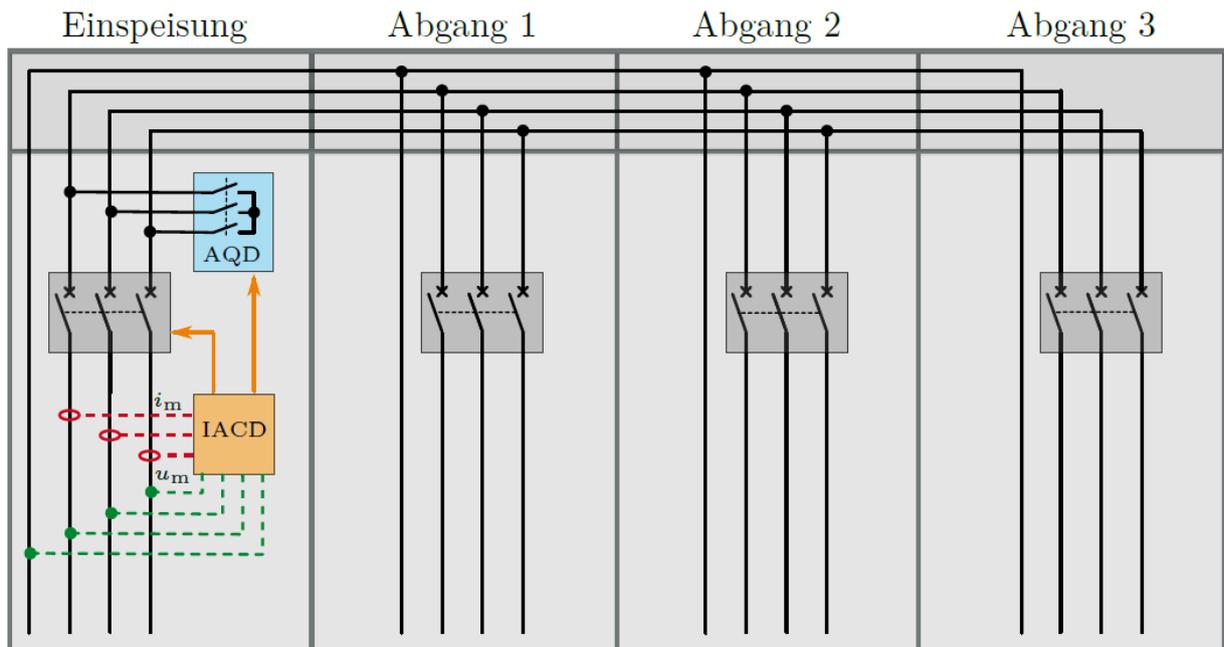
Kurzschließer für die Lichtbogenlöschung

Für die Lichtbogenlöschung werden üblicherweise Kurzschließer (Arc Quenching Device – AQD) eingesetzt, die durch den IACD angesteuert werden (s. Abbildung 8-1) [Bre02, Kum11]. Bei einer Ansteuerung erzeugt der Kurzschließer, z. B. durch einen intern installierten Gasgenerator, einen dreipoligen, metallischen Kurzschluss. Damit kommutiert der Fehlerstrom auf den niederohmigen Kurzschließer. Wenn die Spannung in der Anlage aufgrund des niederohmigen Kurzschlusses die notwendige Brennspannung des Störlichtbogens unterschreitet, kommt es somit zum Erlöschen des Störlichtbogens.

Nach der Gleichung 8.1

$$W_{LB} = k_P \cdot \sqrt{3} U_n I''_{k(3)} t_{LB} \quad (8.1)$$

muss der Anlagenfunktionsschutz für $U_n = 400 V$ bei einem $I''_{k(3)} = 160 kA$ die maximale Brenndauer des Störlichtbogens auf $t_{LB} = 2 ms$ begrenzen. Diese Zeit beinhaltet sowohl die Lichtbogenerkennung als auch die Lichtbogenlöschung. Da Kurzschließer in etwa 1 ms [Sch05] nach Ansteuerung ausgelöst haben, ist es erforderlich, dass die Lichtbogenerkennung innerhalb 1 ms erfolgt, um die Lichtbogenenergie auf etwa 100 kJ zu begrenzen.



0-Abbildung 8-1: Anlagenkonfiguration einer Schalt- und Verteilanlage im Niederspannungsnetz mit einem IACD für die Störlichtbogenerkennung durch zentrale Auswertung von Strom und Spannung.

8.2 Störlichtbogenerkennung mit optischen Sensoren

Bisher werden für den Störlichtbogenschutz meist optische Detektionssysteme eingesetzt [Cat16, Sch04, Sch05, Kum16]. Hierzu müssen in den zu schützenden Bereichen der Anlage Lichtsensoren installiert werden, die die von einem Lichtbogen erzeugte Lichtemission absorbieren und das optische Signal an eine zentral installierte Auswerteeinheit weiterleiten.

Funktionsweise des Schutzsystems

Ein IACD kombiniert das optische Detektionssignal meist mit weiteren Freigabebedingungen (z. B. durch eine Auswertung des Stroms) und sendet ein Auslösesignal an AQD sowie an den vorgelagerten Leistungsschalter. Abbildung 8-2 zeigt eine typische Anlagenkonfiguration mit Störlichtbogenschutzsystem, das auf Basis von installierten Lichtwellenleitern am Hauptsammelschienensystem und Punktsensoren in den einzelnen Abgängen, die Anlage auf Störlichtbögen überwachen kann.

Anlagenspezifische Planung und Installation

Die Herausforderungen bei Anlagen mit dezentralen Sensorsystemen besteht darin, die Systemkomponenten für das Störlichtbogenschutzsystem entsprechend den Anforderungen an ein Schutzsystem zu planen und zu installieren. Bereits in der Anlagenplanung müssen hierzu die Installationsbereiche kritische betrachtet werden, in denen die externen Sensoren Ereignisse erkennen können, die einem Störlichtbogen ähneln. Exemplarische sei hierzu die Kurzschlussabschaltung eines Leistungsschalters genannt, die bei einem auftretenden Schaltlichtbogen zu einer starken Lichtemission in der Anlage führt. Da eine Kurzschlussabschaltung auch üblicherweise im Strombereich der Überstromfreigabe des IACD liegt, kann dies nicht von einem Störlichtbogen unterschieden werden. Die Konsequenz wäre eine Überfunktion des Schutzsystems. Daher besteht für die Anlagenplanung dieser Schutzsysteme die Anforderung nach einem umfangreichen Fach- und Anlagenwissen.

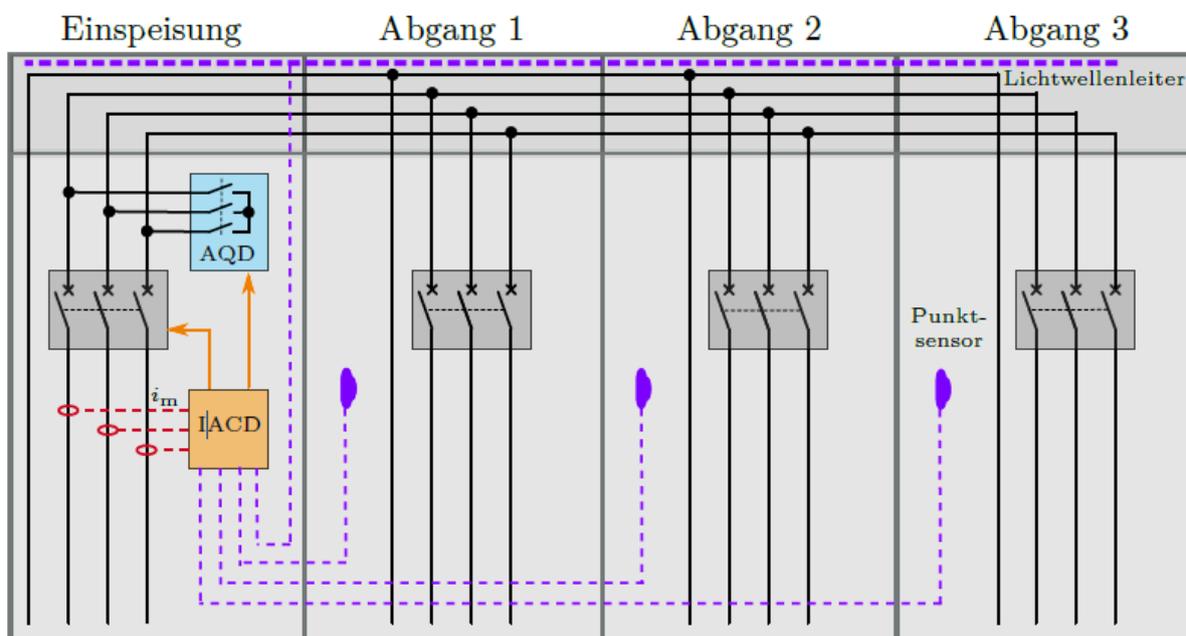


Abbildung 8-2: Anlagenkonfiguration einer Schalt- und Verteilanlage im Niederspannungsnetz mit einem IACD für die Störlichtbogenerkennung durch optische Punktsensoren und Lichtwellenleiter.

Einschränkungen des Schutzbereichs

Bereiche, in denen in der Anlage mit einer hohen Lichtemission zu rechnen ist, können mit einem optischen Störlichtbogenschutzsystem nicht geschützt werden. Typische Bereiche sind Ausblasöffnungen über einem Leistungsschalter, wenn diese nicht separat geschottet sind. Zudem besteht in Folge von Planungs- oder Montagefehlern, die Gefahr, dass der abgeleitete Schaltlichtbogen in der Anlage ebenfalls zu einem Störlichtbogen führen kann. Wird dieser Bereich beispielsweise aufgrund des installierten Leistungsschalters nicht mit einem Störlichtbogenschutzsystem überwacht, so kann ein auftretender Störlichtbogen in dem Bereich nicht erkannt werden.

8.3 Leitfaden für die Auswahl von Störlichtbogenschutzkonzepten in Schalt- und Verteilanlagen der Niederspannung

Die wesentliche Eigenschaft, auf die der Störlichtbogenschutz einwirkt, ist die Brenndauer. Umso schneller Detektion und Löschen erfolgen, umso stärker kann die Brenndauer und damit die an die Umgebung abgegebene Energie begrenzt werden.

Schritt 1: Berechnung der Lichtbogenkenngrößen

Zu den für die Auswahl des Störlichtbogenschutzsystems relevanten Lichtbogenkenngrößen zählen der Lichtbogenstrom I_{LB} und die Lichtbogenleistung P_{LB} . Im ersten Schritt des Auswahlprozesses erfolgt die Berechnung der beiden Kenngrößen anhand der Anlagen- und Netzparameter. Für eine einfache Abschätzung kann eine vereinfachte Berechnungsvorschrift genutzt werden. Um genauere Ergebnisse für die benötigten Lichtbogenkenngrößen zu erhalten, ist ein Modell zu verwenden.

Schritt 2: Bestimmung der Anforderung an das Störlichtbogenschutzsystem

Da das Schutzsystem gegen Störlichtbögen die Auswirkung eines Störlichtbogens im Fehlerfall begrenzen soll, wird die Anforderung an das Schutzsystem über die notwendige Abschaltzeit definiert. Dazu muss zunächst der Maximalwert der Abschaltzeit $t_{A,max}$ aus dem Grenzwert der Lichtbogenenergie $W_{LB,max}$ für den Anlagenfunktionsschutz und der Lichtbogenleistung aus *Schritt 1* berechnet werden

$$t_{A,max} = \frac{W_{LB,max}}{P_{LB}} \quad (0-8.2)$$

Schritt 3: Auswahl des Schutzkonzeptes gegen Störlichtbögen

Der in *Schritt 2* berechnete Grenzwert für die Abschaltzeit $t_{A,max}$ kann nun mit der schutzsystemspezifischen Abschaltzeit verglichen werden. Dabei findet die Wirkung der Schutzeinrichtung Berücksichtigung. Unter der Annahme einer Schutzeinrichtung mit Strom-Zeit-Charakteristik ist die Abschaltdauer der Schutzeinrichtung abhängig von der Höhe des Lichtbogenstromes. An dieser Stelle ist die Auswahl des Schutzkonzeptes gegen Störlichtbögen vorzunehmen. In Schalt- und Verteilungsanlagen in der Niederspannung kommen mit überwiegender Häufigkeit die drei folgenden Schutzeinrichtungen zum Einsatz

- Sicherung
- Leistungsschalter mit Überstrom-Zeit-Schutzfunktion
- Störlichtbogenschutzsystem

Mit gegebener Charakteristik und dem Lichtbogenstrom aus *Schritt 1* kann die Abschaltdauer der Schutzeinrichtung t_A berechnet werden.

Schritt 4: Prüfen der Wirksamkeit des Schutzkonzeptes gegen Störlichtbögen

Im letzten Schritt ist die Wirksamkeit des Schutzkonzeptes gegen Störlichtbögen zu prüfen. Diese ist gegeben, wenn gilt, dass die im Fehlerfall vom Störlichtbogen freigesetzte Energie kleiner ist als der Maximalwert für die Lichtbogenenergie für den Anlagenfunktionsschutz

$$P_{LB} \cdot t_A < W_{LB,max} \quad (0-8.3)$$

beziehungsweise

$$t_A < t_{A,max}. \quad (0-8.4)$$

Ist diese Ungleichung erfüllt, ist das eingesetzte Störlichtbogenschutz ausreichend wirksam und der Auswahlprozess ist abgeschlossen. Wenn die Ungleichung nicht erfüllt ist, muss zu *Schritt 3* zurückgegangen und ein anderes Störlichtbogenschutzkonzept ausgewählt werden. Dieser Vorgang ist zu wiederholen, bis ein ausreichend schnelles Schutzkonzept ausgewählt wurde.

8.4 Bewertung der Sicherheit bei Störlichtbögen in bestehenden Anlagen

Bei geänderten Anschlussbedingungen kann es notwendig sein, die Sicherheit einer Schalt- oder Verteilungsanlage gegen Störlichtbögen erneut zu bewerten. Dabei kann grundsätzlich das gleiche Verfahren wie bei der Auswahl von Störlichtbogenschutzkonzepten bei der Anlagenplanung angewendet werden. Dabei ist in *Schritt 3* das Verfahren anzuwenden, das bereits in der bestehenden Anlage eingesetzt wird. Wird in *Schritt 4* festgestellt, dass der Störlichtbogenschutz in der bestehenden Anlage nicht ausreichend gegeben ist, muss in der Anlage ein zusätzlicher Störlichtbogenschutz nachgerüstet werden.

Darüber hinaus hat der Anlagenbetreiber immer die Möglichkeit, den Störlichtbogenschutz durch zusätzliche passive Schutzmaßnahmen zu erhöhen und die Auftretswahrscheinlichkeit für Lichtbogenfehler zu reduzieren.

Nachrüstung von Störlichtbogenschutzsystemen

Die Nachrüstung von einem IACD mit dezentralen Sensoren verursacht einen hohen Montageaufwand. Hierzu müssen in der Regel umfangreiche Demontearbeiten durchgeführt werden, um im Bereich der Hauptsammelschiene entsprechende Sensoren zu installieren. Durch die hohe Packungsdichte aktueller Anlagen erweist sich eine entsprechende Demontage als sehr aufwendig. Daher werden unter aktuellen Betrachtungen Störlichtbogenschutzsysteme nur selten nachgerüstet. Eine mögliche Alternative für die Nachrüstung in Bestandsanlagen ist durch die Installation eines zentralen Erkennungssystems gegeben.

Quellenverzeichnis

- [AiF11] AiF. Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 15657N: Reduzierung der Druckbeanspruchung elektrischer Anlagen im Störlichtbogenfall: gefördertes Vorhaben IGF15657N, 2011.
- [AiF17] AiF. Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 17255N: Einfluss von Energieabsorbieren und alternativen Isoliergasen auf die Druckentwicklung in Schaltanlagen im Störlichtbogenfall. 2017.
- [Ana10] Kittipong Anantavanich. „Calculation of pressure rise in electrical installations due to internal arcs considering SF6-air mixtures and arc energy absorbers“. Zugl.: Aachen, Techn. Hochsch., Diss., Aachen, 2010.
- [Aur90] Jürgen Aurich und Georg Habert, Hrsg. Schalten, Schützen, Verteilen in Niederspannungsnetzen: Handbuch mit Auswahlkriterien und Projektierungshinweisen für Schaltgeräte, Schaltanlagen und Verteiler. 2., überarb. u. erw. Aufl. OCLC: 75180343. Berlin u.a: Siemens-AG, 1990.
- [Bre02] Dirk Brechtken. „Konzeption eines präventiven Störlichtbogenschutzes“. In: Elektropraktiker. Bd. 56 (Ausg. 4, 2002), S. 306–310.
- [Cat16] Rudolf Cater. „Aktiver Störlichtbogenschutz in NS-Schaltanlagen“. In: elektropraktiker. Bd. 61 (Ausg. 8, 2007), S. 678–682.
- [Cic14] Rolf Rüdiger Cichowski und Illo-Frank Primus, Hrsg. Netzstationen. VDE-Verl. und EW Medien und Kongresse, 2014.
- [CIG14] CIGRÉ A3.24. Tools for the Simulation of the Effects of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear. CIGRÉ, 2014.
- [Das87] Alfred Dasbach. „Untersuchungen zur Leistungsbilanz von Störlichtbögen im Hinblick auf die Druckbeanspruchung von Schaltanlagen“. Dissertation. RWTH Aachen. 1987.
- [Dri16] Driescher Hausmesse Eisleben. „Betrachtungen zu Störlichtbogenereignissen in Niederspannungs-Schaltanlagen“, 2016.
- [Fin05] Finke. „Auswirkungen von Störlichtbögen auf Kunststofftrennwände in Niederspannungs-Schaltanlagen“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt. Darmstadt. 2005.
- [FNN18] FNN. Störungs- und Verfügbarkeitsstatistik: Berichtsjahr 2017. Forum Netztechnik/Netzbetrieb im VDE (FNN), 2018.
- [Fri98] Georg Friberg. „Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Druckbelastung in elektrischen Anlagen im Störlichtbogenfall“, Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation RWTH Aachen, 1998.
- [Hel96] Helge Schäfer. „Ein Beitrag zur Gewährleistung eines wirksamen Störlichtbogenschutzes in Drehstrom-Niederspannungsschalt- und verteileranlagen durch eine schnelle und sichere Störlichtbogenerkennung“, Dissertation Technische Universität Ilmenau, 1996.

- [Heu13] Klaus Heuck, Klaus-Dieter Dettmann und Detlef Schulz. Elektrische Energieversorgung. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.
- [Ito19] Hiroki Ito. Switching Equipment. Springer International Publishing, 2019.
- [Kal98] Kaltenborn. „Über die thermische Wirkung von Störlichtbögen auf Kunststoffe in elektrischen Schaltanlagen“. Diss. TU Darmstadt, 1998.
- [Käm11] Stefan Kämpfer, Hrsg. Schaltanlagen-Handbuch. Cornelsen. 2011.
- [Kas18] Ismail Kasikci. Planung von Elektroanlagen. Springer Berlin, Heidelberg, 2018.
- [Kau12] Kautz Starkstromanlagen GmbH. „Modul-K System Broschüre“, 2012.
- [Kum11] Lauri Kumpulainen u. a. “Advancement in Arc Protection”. In: Tagungsband. 21st International Conference on Electricity Distribution. Bd. Paper 0460. 2011, S. 1–4.
- [Kum16] Lauri Kumpulainen. “Aspects and Directions of Internal Arc Protection”. Dissertation. Vaasa: University of Vaasa, 2016.
- [Kny18] Karl-Heinz Kny. Schutz bei Kurzschluss in elektrischen Anlagen: Planen, Errichten, Prüfen. Huss-Medien. 2018.
- [Lan08] H. Bruce Land. „The Behavior of Arcing Faults in Low-Voltage Switchboards“. IEEE Transactions on Industry Applications. Jahrgang 44. Nr. 2. S. 437–444, 2008.
- [Mal00] K. Malmedal und P. K. Sen. „Arcing fault current and the criteria for setting ground fault relays in solidly-grounded low voltage systems“. Conference Record (Cat. No. 00CH37053) IEEE Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference. . 7-11 May 2000.
- [Mül14] Peter Müller. „Detektion von stromschwachen Störlichtbögen in Niederspannungsschaltanlagen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2014.
- [Rei19] F. Reichert und A. Petchanka. „3D CFD Arc Fault Simulation in Gas-Insulated Switchgears“. In: PLASMA PHYSICS AND TECHNOLOGY. Jahrgang 6. Nr. 1. S. 35–38, 2019.
- [RWT18] RWTH Aachen University. Projektantrag - AiF - Phase 2 - NS- Störlichtbögen, 2018.
- [Sch00] Holger Schau. „Schutz vor Störlichtbögen im Niederspannungsbereich“. VDE-Fachseminar: Entstehung, Erfassung, Auswirkungen und Vermeidung von Störlichtbögen in MS- und NS-Anlagen. Tagungsband 30 S., 2000.
- [Sch04] Holger Schau. “Grundlagen der Gestaltung, der Planung und des Betriebs elektrischer Anlagen und Netze unter besonderer Berücksichtigung des Schutzes vor Störlichtbögen im Niederspannungsbereich”. Habilitationsschrift. Ilmenau: Technische Universität Ilmenau, 2004.
- [Sch05] Holger Schau. „Schutz vor Störlichtbögen – neue Entwicklungen“. Workshopbeitrag Elektrische Sicherungen. Technische Universität Ilmenau, 2005.

- [Sch06] Michael Schmale. „Untersuchungen zur Beeinflussung des durch Störlichtbögen verursachten Überdrucks in elektrischen Anlagen“. Dissertation RWTH Aachen University, 2006.
- [Sch08] Holger Schau, Adrian Halinka und Wilibald Winkler. Elektrische Schutzeinrichtungen in Industrienetzen und -anlagen: Grundlagen und Anwendungen. de-Fachwissen. München und Heidelberg: Hüthig & Pflaum Verlag GmbH & Co, 2008.
- [Sch09] Adolf J. Schwab. Elektroenergiesysteme. Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [Schu05] Andreas Schumacher und Herbert Schmolke. “Störlichtbogen – nicht zu vermeiden aber beherrschbar”. In: etz - Antriebs- & Schalttechnik (Ausg. 7, 2005), S. 2–4.
- [Sie13] Siemens AG. „Der Störlichtbogen in MS- und NS-Schaltanlagen: Technische Schriftenreihe“, 2013
- [Sie21a] Siemens AG. Niederspannungsschaltanlage Sivacon S8plus: Intelligent. Flexibel.Sicher. 2021. <https://assets.new.siemens.com/siemens/assets/api/uuid:267d6a5f-2f27-41a3-b3d8-38b64302f417/sids-b10031-1wssivacons8pluso2ede-144.pdf>.
- [Sie21b] Siemens AG. „Technische Schriftenreihe - Ausgabe 7.1 | Der Störlichtbogen in Mittelspannungs- und Niederspannungsschaltanlagen“, 2021.
- [VDE12a] VDE. DIN EN 61439-2: Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen- Teil 2: Energie-Schaltgerätekombinationen, 2012.
- [VDE12b] VDE. DIN EN 62271-203: Hochspannungs-Schaltgeräte und -Schaltanlagen - Teil 203: Gasisolierte metallgekapselte Schaltanlagen für Bemessungsspannungen über 52 kV (IEC62271-203:2011): Deutsche Fassung EN 62271-203:2012, 2012.
- [VDE16a] VDE. „DIN EN 60909-0-2016 Berechnung von Kurzschlussströmen“, 2016.
- [VDE16b] VDE. DIN EN 61439-2 Beiblatt 1: Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen - Teil 2: Energie-Schaltgerätekombinationen; Beiblatt 1: Leitfaden für die Prüfung unter Störlichtbogenbedingungen infolge eines inneren Fehlers (IEC/TR 61641:2014), 2016.
- [Wei84] Welich. „Zu Ausbildung mehrpoliger SLB und zur Innendruckentwicklung in luftisolierten metallgekapselter MS Schaltzellen“, Diss. TU Dresden, 1984.
- [Wet16] Sebastian Wetzeler. „Untersuchung von Einflussgrößen auf die Druckentwicklung in elektrischen Anlagen im Störlichtbogenfall“, Institut für Hochspannungstechnik. Dissertation. RWTH Aachen University, 2016.
- [Zie14] Rainer Ziehmer. “Function and use of arc fault protection systems in low-voltage switchgear installations”. In: Tagungsband. 2014 11th International Conference on Live Maintenance (ICOLIM). Budapest, Hungary: IEEE, Mai 2014.