

Lebensdaueranalyse von Tonerdeporzellan- Langstabilisatoren

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

M.Sc. Pascal Hettich

aus Waiblingen

Tag der mündlichen Prüfung: 13. Dezember 2023

Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. K. G. Schell
Erster Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. F. Zanger
Zweiter Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. V. Knoblauch

Kurzfassung

Diese Dissertation entstand im Rahmen des vom Bundesministerium für Bildung und Forschung geförderten Projektes „*Lebensdauerprognose keramischer Isolatoren*“ (LekI). Ziel war eine ganzheitliche Untersuchung der Einsatzbedingungen und der Alterungsmechanismen von *Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren* im deutschen Stromnetz. Dazu beteiligten sich verschiedene Fachdisziplinen aus Forschung und Industrie, unter anderem LAPP Insulators, dem größten deutschen Hersteller von Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren und der SPIE SAG GmbH, dem führenden Technologiedienstleister in der Netztechnik.

Um die Einsatzdauer der Isolatoren beurteilen zu können, wurden grundlegende Materialeigenschaften des Tonerdeporzellans C130 im Labormaßstab charakterisiert. Schwerpunkte waren die Ermittlung der Alterungsgesetzmäßigkeiten sowie die Wechselwirkungen von Porzellan und Glasur. Anhand von aus dem Stromnetz ausgebauten Altisolatoren konnte ein Alterungsverhalten von Isolatoren untersucht werden. Da diese Altisolatoren von der Rosenthal Isolatoren GmbH, dem Vorläufer von LAPP Insulators, stammen, war es möglich die Gefügeentwicklung des Porzellans bis 1957 zurückzuverfolgen.

Im Rahmen des Projektes wurden erstmals im Stromnetz wirkende mechanische Kräfte über einen längeren Zeitraum untersucht. An Trag- und Abspannisolatoren wurden an ausgewählten, klimatisch unterschiedlichen Standorten in Deutschland Kraftmessdosen installiert.

Die Materialeigenschaften und die Kraftmessungen im Stromnetz flossen schließlich in ein Lebenszeitmodell für Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren. Dabei zeigt sich, dass die hohen Sicherheitsanforderungen in Deutschland eine Alterung der Isolatoren weitestgehend verhindern. Nur bei vorangegangener äußerer Beschädigung und extremen Wetterereignissen (hohe Eislasten) kann es zu Alterungseffekten kommen. Selbst für diese Fälle haben die Isolatoren jedoch genug Bemessungsreserve um den Betrieb nicht zu gefährden.

Abstract

This thesis was created within the research project “*Lebensdauerprognose keramischer Isolatoren*” (Lekl) funded by the Federal Ministry of Education and Research. Aim was a comprehensive investigation on the conditions of use and the aging mechanisms of alumina-porcelain long rod insulators in the German power grid. Various specialists from research and industry took part, including LAPP Insulators, the largest German manufacturer of alumina-porcelain long rod insulators, and SPIE SAG GmbH, the leading technology service provider in grid technology.

In order to be able to evaluate the service life of the isolators, the basic material properties of the C130 alumina porcelain were characterized on a laboratory scale. The focus was on determining the laws of aging and the interactions between porcelain and glaze. Analyzing old insulators removed from the power grid, it was possible to investigate the aging behavior of insulators. In addition, since these insulators were made by the Rosenthal Isolatoren GmbH, the precursor of LAPP Insulators, it was possible to trace the development of the porcelain structure back to 1957.

For the first time, as part of the project, mechanical forces acting in the power grid were examined over a longer period of time. Load cells were installed on supporting and tensioning insulators at selected, climatically different locations in Germany.

The material properties and the force measurements in the power grid finally were basis of a lifetime model for alumina porcelain long rod insulators. This shows that the high safety requirements in Germany prevent aging of the insulators. Aging effects can only occur in the event of previous external damage and extreme weather events (high ice loads). However, even in these cases the insulators are dimensioned with enough reserve, for not risking limitations in operation.

Danksagung

Diese Arbeit entstand im Rahmen des Projekts „LeKI - Lebensdaueranalyse keramischer Isolatoren“ (FK: 03EK3534B), welches im Rahmen der Initiative „Stromnetze“ der deutschen Bundesregierung vom Bundesministerium für Bildung und Forschung finanziert wurde. Durch diese Förderung hatte ich als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Angewandte Materialien - Keramische Werkstoffe und Technologien (IAM-KWT) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) die Chance, an diesem Projekt mitzuarbeiten.

Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. K. Günter Schell, der maßgeblich am Zustandekommen und Konzipieren des Forschungsprojektes beteiligt war, für die Übernahme des Hauptreferats. Während meiner Zeit als Student und Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut unterstützte er mich über viele Jahre mit Rat und Anregungen, wissenschaftlich und darüber hinaus. Der Austausch und die Diskussion von Ergebnissen mit ihm haben bei diesem vielseitigen Themengebiet oft weitergeholfen.

Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger danke ich ganz herzlich für seine Bereitschaft, sich kurzfristig die Zeit zu nehmen, um sich intensiv mit dieser Arbeit zu beschäftigen und als Korreferent das Promotionsverfahren konstruktiv zu unterstützen.

Ebenfalls herzlich bedanken möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Volker Knoblauch für seine Mitwirkung als Korreferent sowie bei Prof. Dr. habil. Ulrich Maas, der den Vorsitz des Promotionsprüfungsausschusses dankenswerter Weise übernahm.

Für die Möglichkeit, diese Arbeit an seinem Institut durchführen zu können sowie seine Unterstützung bei dem Forschungsprojekt bedanke ich mich bei Prof. Dr. rer. nat. Michael J. Hoffmann.

Auch bei Dr. Rainer Oberacker möchte ich mich herzlich bedanken. Er war ein Mitinitiator des Projekts und hat mit seiner langjährigen Erfahrung, gerade zu Projektbeginn, vielfach unterstützt.

Mit Dr. Theo Fett durfte ich drei Jahre ein Büro teilen. Ich möchte mich bei ihm besonders herzlich für die schöne Zeit und gute Zusammenarbeit bedanken. Seine persönlichen Erklärungen halfen mir, mich schnell in die Bruchmechanik keramischer Werkstoffe einzuarbeiten. Seine großzügige und bereitwillige Art sein Wissen weiterzugeben, beschleunigten manchen Erkenntnisprozess. Darüber hinaus war Dr. Fett so freundlich, die komplexen Berechnungen zum R-Kurvenverhalten für mich durchzuführen.

Sehr herzlich möchte ich mich auch bei allen Projektpartnern bedanken. Besonders hervorzuheben ist dabei Dr.-Ing. Jan Schulte-Fischedick seitens LAPP Insulators, der als Projektleiter seine Erfahrungen und Kenntnisse zu Tonerdeporzellan-Langstabilisatoren bereitwillig mit mir geteilt hat. Bei der SPIE SAG GmbH bedanke ich mich bei Wolfgang Marthen, Heinrich Pohlmann und Heinrich Wekenborg für die gute Zusammenarbeit und die Möglichkeit, die Ergebnisse der SPIE SAG in meine Betrachtungen mit aufzunehmen. Auch die assoziierten Projektpartner, die 50Hertz Transmission GmbH, namentlich Harald Witzmann, die Amprion GmbH, vertreten durch Ricardo Woltering, und Martin Dörr für die TenneT TSO GmbH, waren sehr um das Gelingen des Projekts bemüht und haben ausgebaute Altisolatoren für Untersuchungen zur Verfügung gestellt. Der ausgesprochen offene Umgang und die Bereitstellung von Daten und Informationen waren sicherlich außergewöhnlich und ich möchte mich ausdrücklich dafür bedanken.

Ein herzliches Dankeschön geht an Patrick Gressler, Jan Fischbach, Sebastian Körber und Diego Rodriguez, die mich im Rahmen von Abschlussarbeiten und/oder als wissenschaftliche Hilfskraft tatkräftig bei meiner Forschung unterstützt haben.

Für die technische Unterstützung bedanke ich mich bei Dominic Creek und Rainer Müller. Außerdem bei Dipl. Chem. Fabian Altermann für die Unterstützung am REM und beim Programmieren spezieller Analysen mit Python. Für ihre Unterstützung und wissenschaftlichen Anregungen bedanke ich mich auch ganz herzlich bei Dr. rer. nat. Claudia Bucharzky.

Bei allen Kolleginnen und Kollegen am IAM-KWT bedanke ich mich für die gute und kollegiale Zusammenarbeit und anregenden Diskussionen.

Ein großer Dank geht an meine Familie, die mich auch in anstrengenden Phasen beim Erstellen dieser Arbeit immer unterstützt hat.

Pascal Hettich, Karlsruhe, Mai 2023

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Danksagung	v
Inhaltsverzeichnis	ix
Abbildungsverzeichnis	xiii
Tabellenverzeichnis	xix
1 Einleitung	1
1.1 Herausforderungen in der Energieübertragung	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung	2
2 Stand der Technik	5
2.1 Hochspannungsisolatoren	5
2.1.1 Das deutsche Stromnetz	5
2.1.2 Langstabisolatoren aus Tonerdeporzellan	6
2.1.3 Porzellan	10
2.2 Linear elastische Bruchmechanik	23
2.2.1 Bruchverhalten keramischer Werkstoffe	23
2.2.2 Das R-Kurvenverhalten	31
2.2.3 Unterkritisches Risswachstum und seine Bestimmung	32
2.3 Fraktographie	38
3 Experimentelle Durchführung	41
3.1 Untersuchungen an Langstabisolatoren	41
3.1.1 Bestimmung der Restfestigkeit	42
3.1.2 Fraktographische Untersuchung	43
3.1.3 Grenzsichtanalyse	44
3.1.4 Zeitliche Entwicklung der Porzellangefüge	44
3.2 Experimentelle Bestimmung der Werkstoffeigenschaften	45
3.2.1 Materialeigenschaften	47

3.2.2	Dynamische Biegeversuche.....	51
3.2.3	Statische Biegeversuche	52
3.2.4	R-Kurven Verhalten	55
3.2.5	Spannungszustand der Glasur.....	56
3.3	Übertragung auf Bauteilebene	57
3.3.1	Belastungssituation im Netz.....	57
3.3.2	Simulation des Langzeitverhaltens	59
4	Ergebnisse	63
4.1	Alterungsverhalten der Langstabisolatoren	63
4.1.1	Zugversuche	63
4.1.2	Fraktographie.....	66
4.2	Entwicklung der Isolatoren.....	70
4.3	Materialkennwerte C130 und Glasur	76
4.4	R-Kurvenverhalten	76
4.5	Unterkritisches Risswachstum.....	78
4.5.1	Dynamische Biegeversuche.....	79
4.5.2	Statische Biegeversuche	84
4.6	Grenzschichtanalyse	87
4.6.1	Mikrostrukturelle Entwicklung	87
4.6.2	Einfluss des Wärmeausdehnungskoeffizienten	89
4.6.3	Statische Biegeversuche mit Knoop-Härteeindrücken	90
4.7	Belastungssituation im Stromnetz	93
4.8	Simulation.....	95
5	Diskussion.....	99
5.1	Einordnung der Werkstoffeigenschaften	99
5.1.1	Tonerdeporzellan.....	99
5.1.2	Glasur	104
5.2	Bewertung Langstabisolatoren	108
5.2.1	Einordnung der Festigkeiten im Zeitverlauf.....	108
5.2.2	Einfluss der Materialeigenschaften und der Bauart.....	108
5.2.3	Charakteristische Defekte bei Altisolatoren	109
5.3	Einschätzung des Langzeitverhaltens	112
5.3.1	Einordnung der ermittelten v-K _f -Kurven.....	112
5.3.2	Bedeutung des unterkritischen Risswachstum für TLI.....	116

5.3.3 Einfluss des Zugversuchs auf die Festigkeitsverteilung der TLI.....	120
6 Zusammenfassung	125
Literaturverzeichnis.....	129
Angeleitete studentische Arbeiten und weitere Publikationen	145

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Prognostizierte Überlastung (in Stunden pro Jahr) deutscher Hoch- und Höchstspannungsnetze ab 2030 ohne Ausbau und Ertüchtigung (entnommen aus [2]).....	2
Abbildung 2: Entwicklung der Festigkeitsverteilung von TLI eines Herstellers über die Betriebsjahre. (angelehnt an [7]).....	4
Abbildung 3: Entwicklung des 1%-Fraktile von TLI unterschiedlicher Hersteller. (angelehnt an [7])	4
Abbildung 4: links: Abspannmast mit Mehrfachketten aus Glas-Kappenisolatoren und TLI, rechts: Tragmast mit doppelt ausgeführten TLI-Mehrfachketten	8
Abbildung 5: Größenverhältnis Porzellan und Glasur in einem TLI. Der Einfluss von Druckvorspannung in der Glasur auf eine Rissfront ist in rot angedeutet.....	16
Abbildung 6: links: Rissverlauf bei spannungsfreien DCDC-Proben, rechts: abknickender Rissverlauf bei Druckvorspannung an der Oberfläche (aus [59])	16
Abbildung 7: Skizze eines Langstabisolators. Die Enden des Isolatorstrunks sind konisch gestaltet und mit einer Splittung versehen. Dies verbessert die Verankerung in den Metallarmaturen.	18
Abbildung 8: REM-Aufnahme der Glasur (links unten) und des Porzellangefüges (rechts oben). Poren konzentrieren sich in der Grenzschicht zwischen Glasur und Porzellan. (auch veröffentlicht in [69])	20
Abbildung 9: links: v - K_T -Kurven für ein C120 ähnlichem Elektroporzellan nach Soma et al. (angelehnt an [70]), rechts: v - K_T -Kurven für C120 Elektroporzellane nach Daten von Karpilovskii et al. [72]	23
Abbildung 10: Belastungsmodi: I Zug-, II Schub-, III Torsionsbelastung.	26

Abbildung 11: Modell zur Berechnung der Geometriefaktoren Y für die Punkte A und B eines ellipsoiden Oberflächendefektes in der x-z-Rissebene. (angelehnt an [78])..... 27

Abbildung 12: Spannungsverlauf im Probenquerschnitt (links) für den Versuchsaufbau (Mitte) und das Biegemoment der zugbeanspruchten Probenunterseite beim 4-Punkt-Biegeversuch. 31

Abbildung 13: K_{Ic} (links) und K_{IR} (rechts) als Funktion der Rissverlängerung Δa . (nach [75]) 32

Abbildung 14: Schematische Darstellung einer v - K_I -Kurve. (angelehnt an [75])..... 33

Abbildung 15: Schema für dynamische (links) und statische (rechts) 4-Punkt-Biegeversuche zur Bestimmung der Parameter des unterkritischen Risswachstums. (angelehnt an [75]) 37

Abbildung 16: Schematische Darstellung eines Bruchspiegels bei TLI. 39

Abbildung 17: Aufbau und Ablauf des Zugversuchs (links:75 mm Strunkdurchmesser) (mit freundlicher Genehmigung von [110])..... 43

Abbildung 18: Große Biegestäbchen (unten), nach ähnlichem Herstellungsprozess wie die Isolatoren gefertigt. Extrudieren (a) und Glasieren (b) erfolgte im Labor. Durch entsprechende Brennhilfsmittel (c) wurden die Proben gemeinsam mit Isolatoren gesintert (d). (mit freundlicher Genehmigung von [110], z.T. auch veröffentlicht in [69,113])..... 46

Abbildung 19: Prüfstand für statische 4-Punkt-Biegeversuche mit großen Stäbchen. 53

Abbildung 20: Versuchsaufbau zur R-Kurvenmessung mit SEVNB-Biegestäbchen im steifen Rahmen. (entnommen [118]) ... 55

Abbildung 21: Einbau einer Kraftmessdose, zur Aufzeichnung der auf die Isolatoren (durch Pfeil gekennzeichnet) wirkenden, mechanischen Kräfte [119]. 59

Abbildung 22: Weibull-Diagramm der im Zugversuch ermittelten Festigkeiten verschiedener Isolatoren sowie die Rekonstruktion der Festigkeit zum Zeitpunkt der Abnahme. (auch veröffentlicht in [122])	64
Abbildung 23: Jahrgänge der Isolatoren mit den niedrigsten Restfestigkeiten.	65
Abbildung 24: Innenliegende Versagensursprünge (gekennzeichnet durch rote Kästen). Bei hohen Bruchspannungen sind "harte Brocken" (links) und "schwarze Einschlüsse" (rechts) häufig zu finden.....	67
Abbildung 25: TLI mit 85 mm Strunkdurchmesser. Links: Der Versagensursprung (unten) ist anhand charakteristischer Riefen im Bruchspiegel (rote Pfeile) leicht zu finden. Rechts: Niedrige Bruchkraft führt zu kaum strukturiertem, glattem Bruchspiegel. Versagensursprung ist auch unten.	68
Abbildung 26: Versagensursprung mit Bruchspiegel (links) und die dazugehörige REM-Aufnahme (rechts) mit großen Poren in der Glasur.	69
Abbildung 27: 3D, tiefscharfe Aufnahme eines Versagensursprungs. Deutlich zu erkennen sind der Versagensursprung (roter Pfeil) sowie zwei durch blaue Pfeile markierte Haltelinien.	70
Abbildung 28: 4-Punkt-Biegefestigkeit (4x3x45 mm) von Tonerdeporzellan aus verschiedenen Jahrgängen. (auch veröffentlicht in [112]).....	71
Abbildung 29: Gefügeentwicklung für Porzellan aus verschiedenen Jahrgängen anhand von EDX-Analysen. Al ₂ O ₃ -haltige Phasen, wie Korund, (grün) und Si-haltige Phasen, wie beispielsweise Quarzkörner, (rot) werden so sichtbar.	74
Abbildung 30: Ermittlung des Korundanteils für TLI von 2014 (oben) und 1957 (unten) mittels REM-Aufnahmen und einer Auswertung in Python.	75
Abbildung 31: REM-Aufnahmen zu R-Kurven-Mechanismen in C130-Tonerdeporzellan. a) Rissablenkung durch ein Quarzkorn,	

b) pull-out von Korund-Plättchen, c) Rissüberbrückung (zum Teil auch veröffentlicht in [118]).....	77
Abbildung 32: R-Kurve aus SEVNB 4-Punkt-Biegeversuch im steifen Rahmen	78
Abbildung 33: Bruchflächen mit inneren Versagensursprüngen bei glasierten, großen Biegestäbchen.	80
Abbildung 34: Bruchspannungen aus dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen an großen, glasierten und unglasierten C130-Biegestäben. Es werden Belastungsrate und Umgebungsmedium variiert. (vgl. [69,122])	81
Abbildung 35: Glasur als Bulkmaterial für 4-Punkt-Biegeversuche. Gefüge vor (mittig) und nach (rechts) dem HIP-Prozess.....	82
Abbildung 36: Charakteristische Bruchspannungen aus dynamischen 4- Punkt-Biegeversuchen in Wasser an Glasur nach HIP- Prozess.	83
Abbildung 37: v - K_I -Kurven (für Bereich I) aus dynamischen 4-Punkt- Biegeversuchen für Tonerdeporzellan C130 (links) sowie für die Glasur (rechts).	83
Abbildung 38: Statische 4-Punkt-Biegeversuche in Wasser für die Glasur sowie in Wasser und an Luft für Tonerdeporzellan C130. 85	
Abbildung 39: v - K -Kurven aus statischen 4-Punkt-Biegeversuchen für Tonerdeporzellan C130 (in Wasser und an Luft) sowie für die Glasur (in Wasser).....	86
Abbildung 40: Poren in der Grenzschicht (Glasur auf Tonerdeporzellan C130) von 1957 und 2014.....	88
Abbildung 41: links : Porenanzahl je mm^3 Glasurschicht und durchschnittliche Porengröße. rechts: Glasuroberfläche mit Kratzer.....	88
Abbildung 42: Risswinkel in a) spannungsfreier Glasur (φ_1) und in b) Glasur auf Porzellan mit Druckvorspannung (φ_2). Ermittelt an DCDC-Proben.	90

Abbildung 43: Mittels Knoop-Härteeindruck in die Glasur eingebrachter Oberflächendefekt. links: Bruchfläche (Defektursprung Mitte oben), rechts: Inert-Defekt.....	91
Abbildung 44: Unterkritisch gewachsener Knoop-Defekt. links: wenig strukturierte Bruchfläche, rechts: Inert-Defekt (rot) und gewachsener Defekt (blau).....	92
Abbildung 45: Kombinierte v-K-Kurve für Glasur-Porzellan bei eingebrachter Glasurschädigung mittels Knoop-Defekte..	93
Abbildung 46: Die höchsten aufgezeichneten Kräfte für die überwachten Trag- und Abspannisolatoren. [113,119,125].....	94
Abbildung 47: links: Unterteilung der in zehn Monaten auftretenden 30-Sekunden Messwerte in Häufigkeitsklassen rechts: 30-Sekunden Messwerte als Summenhäufigkeit. [119]	95
Abbildung 48: FEM-Modell eines halben Biegestäbchens mit implementierten Risswachstumsgesetzen. [127].....	96
Abbildung 49: FEM-Modell eines Viertel-Isolator (rechts) und einer Isolator-Kappe (links). Maximal belastete Bereiche sind rot, nahezu nicht belastete Bereiche sind dunkelblau. [120].....	97
Abbildung 50: Verrundung der Kanten bei großen Biegestäbchen.....	102
Abbildung 51: Teilweise Auskristallisation der Glasur moderner TLI.	106
Abbildung 52: Versagensursprung im Porzellan direkt unterhalb der Glasurschicht (Mitte, unten).....	110
Abbildung 53: Kritische Größe von Oberflächendefekten ($Y = 1,3$) in Abhängigkeit der Bruchzähigkeit und der mechanischen Belastung.....	117
Abbildung 54: Simulation der Größenänderung von Oberflächendefekten und Änderung der Versagensspannungen bei TLI im Zugversuch.....	122

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Übersicht der Standorte und der Einbausituation zur Kraftmessung im Stromnetz. (angelehnt an [117]).....	58
Tabelle 2: Bruchzähigkeit und E-Modul von aus TLI unterschiedlicher Herstellungsjahre herauspräparierten Proben. (Daten zum Teil aus [112]).....	71
Tabelle 3: Zusammensetzung (Atom-%) der Glasphase von Porzellangefügen unterschiedlicher Jahrgänge. Zusätzliche Spuren weiterer Elemente wurden nicht betrachtet, was an der Differenz zu 100 % ersichtlich wird.	73
Tabelle 4: Materialkennwerte von Tonerdeporzellan C130 (2014) und der Glasur.	76
Tabelle 5: Wärmeausdehnungskoeffizienten für Porzellan und Glasur und die resultierende Druckspannung σ_{Glasur} nach Gleichung (4.1. [45,110,123,124]	89

1 Einleitung

1.1 Herausforderungen in der Energieübertragung

Innerhalb der nächsten zwei Jahrzehnte steht Deutschland ein großer, struktureller Wandel im Bereich der Energieerzeugung und -verteilung bevor. Mit dem 2011 beschlossenen Ausstieg aus der Kernenergie bis Ende 2022 sowie dem geplanten Ausstieg aus der Kohleverstromung bis 2038 findet ein Umstieg hin zur Energiegewinnung aus erneuerbaren Technologien statt. Darüber hinaus sollen bis 2030 ca. 7 bis 10 Millionen elektrisch betriebene Fahrzeuge am Straßenverkehr teilnehmen [1]. Die dazu notwendige Energie muss zukünftig zusätzlich in Form von Strom bereitgestellt werden.

Neben dem Aufbau der benötigten Erneuerbaren Energien (i.S. Energiequellen) bedarf es für diesen Technologiewandel den Ausbau und die Ertüchtigung des deutschen Stromnetzes. Bei einer Konzentration der Stromerzeugung an den Küsten Norddeutschlands, ist eine sichere Bereitstellung in Industriezentren in Süddeutschland ohne eine Weiterentwicklung der deutschen Hoch- und Höchstspannungsnetze nicht zu bewältigen [2]. Das aktuelle Stromnetz wäre, wie aus Abbildung 1 eindrucksvoll hervorgeht, mit den prognostizierten Stromflüssen deutlich überlastet [2]. Daher sind in den bestätigten Netzentwicklungsplänen Strom (NEP) von 2017 (NEP 2030/2017) und 2019 (NEP 3030/2019) bzw. im Entwurf des NEP 2035/2021 (2. Entwurf) Netzverstärkungs- und -ausbaumaßnahmen von über 11.000 km (Szenario B 2030) bzw. über 12.000 km (Szenario C 2035) Stromtrassen vorgesehen [3]. Welche zusätzlichen Maßnahmen im Stromnetz darüber hinaus notwendig werden, wird sich erst in folgenden Netzentwicklungsplänen zeigen.

Unterschiedliche Interessenslagen und aufwändige Genehmigungsverfahren erschweren und verlangsamen den Ausbauprozess erheblich, sodass bis zum 2. Quartal 2021, trotz Netzausbaubeschleunigungsgesetz,

nur ca. 1.800 km abgeschlossen wurden [4]. Verschiedene, zum Teil europaweite, Szenario-Planungen zur Energieversorgung gehen von einem erhöhten Bedarf von grenzüberschreitendem Energietransport aus und unterstreichen damit die Schlüsselrolle der Hoch- und Höchstspannungsnetze hinsichtlich Stabilität, Sicherheit und Zuverlässigkeit in der Stromversorgung für die nächsten Jahrzehnte [5,6].

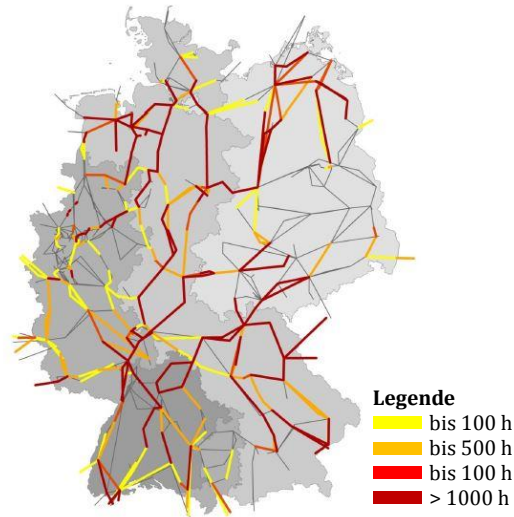


Abbildung 1: Prognostizierte Überlastung (in Stunden pro Jahr) deutscher Hoch- und Höchstspannungsnetze ab 2030 ohne Ausbau und Ertüchtigung (entnommen aus [2])

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Gesetzliche und gesellschaftliche Anforderungen an die Netzsicherheit fordern eine sehr hohe Netzverfügbarkeit und -zuverlässigkeit in Hoch- und Höchstspannungsleitungen. Entsprechend werden die eingesetzten Komponenten mit großen Sicherheitsbeiwerten bemessen und regelmäßig kontrolliert. Während das Langzeit-Materialverhalten von Stahlbauteilen, wie Leiterseile, Masten und Verbindungselemente, gut untersucht

und abschätzbar ist und sich Schädigungsmechanismen zusätzlich oftmals durch plastische Verformung bemerkbar machen, ist die Beurteilung von keramischen Komponenten schwieriger. Die heute im deutschsprachigen Raum vielfach eingesetzten *Tonerdeporzellan-Langstabilisatoren* (im Folgenden mit TLI abgekürzt) galten, im Gegensatz zu früheren Isolatoren aus Quarzporzellan, lange Zeit als alterungsresistent. Untersuchungen von Frese und Pohlmann [7] ergaben jedoch, dass auch TLI während des Einsatzes altern können. Dies zeigt sich in ihrer Untersuchung in verminderten mittleren Festigkeiten und breiteren Festigkeitsverteilungen über die Einsatzzeit, vgl. Abbildung 2. Unter der Annahme eines linearen Alterungsverhaltens gingen Frese und Pohlmann davon aus, dass nach ca. 50 bis 60 Betriebsjahren ein Prozentsatz kleiner 1 % der Isolatoren ihre Bemessungsgrenze erreicht, vgl. Abbildung 3.

Die Annahme eines linearen Alterungsverhaltens entspricht jedoch nicht den wissenschaftlichen Erkenntnissen zur Alterung Technischer Keramik. Das Alterungsverhalten keramischer Komponenten lässt sich vielmehr über Potenz- oder Exponentialgesetze beschreiben. Folglich könnten einzelne TLI ihre Bemessungsgrenze schon früher, als im linearen Model von Frese und Pohlmann prognostiziert, erreichen. Verglichen mit dem in Abbildung 3 dargestellten 1%-Fraktil ist davon auszugehen, dass eine deutlich größere Anzahl an Isolatoren die Sicherheitskriterien nach 60 Jahren verletzt.

Um dieser Fragestellung nachzugehen und um die Auswirkung des Alterungsverhaltens auf die Lebensdauer und Einsatzzeit von TLI zu untersuchen, wurde im Rahmen der Förderinitiative „Stromnetze“ der deutschen Bundesregierung, das Forschungsprojekt „Lebensdauerprognose keramischer Isolatoren - LekI“ (FK: 03EK354) durchgeführt und finanziell gefördert. Ein besseres Verständnis des Langzeitverhaltens von TLI soll zukünftig unter anderem eine zielgerichtete Wartung für Freileitungen ermöglichen.

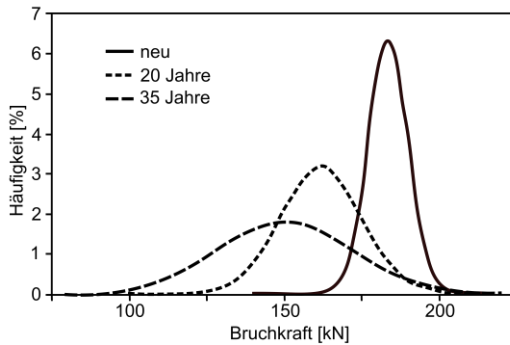


Abbildung 2: Entwicklung der Festigkeitsverteilung von TLI eines Herstellers über die Betriebsjahre. (angelehnt an [7])

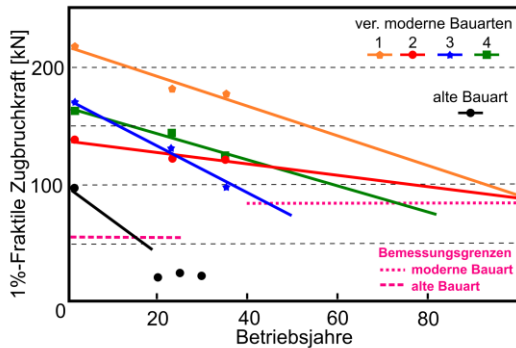


Abbildung 3: Entwicklung des 1%-Fraktiles von TLI unterschiedlicher Hersteller. (angelehnt an [7])

Die vorliegende Arbeit stellt die materialwissenschaftlich gewonnenen Erkenntnisse vor und beleuchtet deren Bedeutung für die Lebensdauer von TLI. Kapitel 2 gibt dazu einen Überblick zu den bruchmechanischen Grundlagen Technischer Keramiken. Daneben wird auf den aktuellen Stand der Technik bei Langstabilisatoren aus Tonerdeporzellan verwiesen. Die durchgeführten Untersuchungen werden in Kapitel 3 beschrieben, um anschließend die entsprechenden Messungen und Ergebnisse in Kapitel 4 darzulegen. Eine Diskussion in Kapitel 5 ordnet die Ergebnisse in den Kontext ein und zieht Rückschlüsse für die Lebensdauer von TLI.

2 Stand der Technik

2.1 Hochspannungsisolatoren

Im folgenden Kapitel soll ein Einblick in die moderne Isolationstechnik und über moderne Isolationsmaterialien für Hochspannungsfreileitungen gegeben werden. Eine kurze Darstellung des heutigen deutschen Stromnetzes verdeutlicht darüber hinaus, welche Bedeutung diese technischen Fragestellungen haben. Viele der im Folgenden genannten Angaben entstammen Liebermann [8] oder sind daran angelehnt. Dort finden sich detaillierte Einblicke zum Thema TLI.

2.1.1 Das deutsche Stromnetz

Die Stromversorgung und -verteilung erfolgt in Deutschland über unterschiedliche elektrische Spannungsebenen. Höchstspannungsnetze mit 220 und 380 kV realisieren den bundesweiten Transport des von Großerzeugern, wie Großkraftwerken und Offshore Windparks, eingespeisten Stroms hin zu Großverbrauchern, wie z.B. große Industriebetriebe, oder Leistungstransformatoren [9]. Die deutschen Höchstspannungsnetze, summarisch Übertragungsnetz genannt, sind dabei in das europäische Verbundnetz eingegliedert, das einen europaweiten Energieaustausch über Landesgrenzen hinweg ermöglicht.

In Leistungstransformatoren, den Umspannanlagen, wird die Spannung auf 110 kV erniedrigt, um eine überregionale Verteilung in sogenannten Hochspannungsnetzen zu ermöglichen. Auf dieser Netzebene werden einerseits größere, industrielle Abnehmer versorgt. Andererseits speisen kleinere Kraftwerke und Onshore Windparks auf dieser Spannungsebene Strom ein.

Regionale Verteilernetze mit Mittelspannung (10-30 kV) übernehmen die Verteilung des Stroms in den Zielregionen. Industrie- und Hand-

werksbetriebe sind oftmals direkt an die Mittelspannung angeschlossen. Mit der Energiewende hin zu erneuerbarer Stromerzeugung gibt es auch in dieser Spannungsebene verstärkt Stromeinspeisung, beispielsweise durch Biogasanlagen oder größere Solarparks.

Privathaushalte und kleine Betriebe werden über Niederspannung, in Deutschland meist bis 0,4 kV, an das Stromnetz angeschlossen. In diese lokalen Verteilernetze speisen zudem private Stromerzeuger, z.B. mit Dach-Photovoltaikanalgen, ein [9].

Die Hoch und Höchstspannungsnetze in Deutschland sind überwiegend als Freileitungen realisiert. Diese sind, verglichen mit Erdkabeln, deutlich günstiger in den Errichtungskosten und ermöglichen leichteren Zugang für Instandhaltungsmaßnahmen sowie für schnellere Reparaturen [10]. In Deutschland werden Höchstspannungsnetze durch 50Hertz Transmission, Amprion, TenneT TSO und TransnetBW betrieben. Die Gesamtlänge der deutschen Höchstspannungsnetze (Stand 2. Quartal 2021) beträgt ca. 37.500 km [4]. Dazu kommen weitere ca. 94.800 km an Hochspannungsnetzen in Deutschland [4]. Bei diesen sind, neben den großen Betreibergesellschaften, weitere regionale Betreiber aktiv [4]. Die genaue Zahl von im Übertragungsnetz verbauten und sich im Einsatz befindenden TLI ist nicht zentral erfasst und kann nur grob geschätzt werden. Unterschiedliche Bestückungen der Masten sowie der zunehmende Einsatz von Silikonverbund-Langstabisolatoren erschweren solch eine Abschätzung. Die Projektpartner bei Lekl schätzen jedoch, dass bei einem durchschnittlichen Abstand der Freileitungsmasten von 300 bis 500 Meter [11] und einer maximalen Bestückung von 12, 24 oder 36 Isolatoren [12] mehr als zwei Millionen TLI allein in deutschen Höchstspannungsnetzen im Einsatz sind.

2.1.2 Langstabisolatoren aus Tonerdeporzellan

2.1.2.1 Arten und Auslegung

Isolatoren werden in Strom-Freileitungen als fester Isolierkörper zwischen den stromführenden Leiterseilen und den stromfreien Masten

verwendet. Unterschiedliche Materialien und Bauformen haben sich seit dem Aufkommen der elektrischen Energieübertragung Ende des 19. Jahrhunderts entwickelt und zu den heute im Einsatz befindlichen Isolatoren geführt [12,13]. Sie alle gewährleisten eine hohe elektrische Durchschlagfestigkeit, einen hohen spezifischen elektrischen Widerstand und gleichzeitig gute mechanische Festigkeit. In Umspannwerken werden außerdem sogenannte Stützisolatoren und Durchführungen zum Schalten von Leitungen eingesetzt.

Für Freileitungen der Hoch- und Höchstspannung haben sich als Bauformen hängende Langstabisolatoren, eine Skizze dazu gibt Abbildung 7, ursprünglich aus sogenannten Motor-Isolatoren [14] hervorgegangen, sowie Kappenisolatoren durchgesetzt (vgl. Abbildung 4 links, linke Masthälfte). Porzellan war das früheste genutzte Isolationsmaterial und es hat sich bis heute erhalten, wobei die Porzellanmassen permanent weiterentwickelt wurden. Seit Ende des 20. Jahrhunderts werden daneben zunehmend Silikon-Faserverbund Langstabisolatoren verbaut [15]. Bei Kappenisolatoren kommen heute überwiegend alkali-kalksilikathaltige, vorgespannte Gläser zum Einsatz. Diese sind vor allem außerhalb des deutschsprachigen Raumes zu finden. Im deutschsprachigen Raum werden seit 1953 überwiegend Langstabisolatoren aus Tonerdeporzellan eingesetzt [7]. Wegen des langen Investitionshorizontes von Freileitungen sind heute im Übertragungsnetz noch Großteiles TLI verbreitet, bzw. im Einsatz und es erfolgt erst allmählich ein Wechsel zu Silikonverbundisolatoren.

Je nach benötigter elektrischer Isolationsstrecke, die auch von der Spannungsebene abhängt, werden mehrere TLI hintereinander in Reihe geschaltet. Für eine höhere Betriebssicherheit werden die sogenannten „Stützpunkte“ an den Masten mit mindestens zwei parallel angeordneten Isolatorketten, Isolatorstrang genannt, ausgeführt. Beim Kreuzen von Infrastrukturen, wie beispielsweise Straßen, können bis zu vier parallele Isolatorstränge zum Einsatz kommen. Ein Isolatorstrang ist mechanisch so ausgelegt, dass im Versagensfall einer Isolatorkette, z.B. durch Bruch

eines Isolators, jede der einzelnen anderen Ketten alle mechanischen Kräfte aufnehmen kann und intakt bleibt [16].

In ihrer Bezeichnung werden TLI anhand der Einbauart unterschieden. Rechts in Abbildung 4 sind hängende TLI als Tragkette zu sehen. Links zeigt Abbildung 4 sogenannte Abspannisolatoren. Diese Einbauart wird gewählt, wenn der Durchhang in besonderer Weise reguliert, d.h. das Leiterseil in eine Richtung umgelenkt oder zu einem Umspannpunkt abwärts geleitet werden muss. Dies ist meist mit höherer mechanischer Belastung als bei hängenden TLI verbunden und unterliegt anspruchsvolleren Auslegekriterien.



Abbildung 4: links: Abspannmast mit Mehrfachketten aus Glas-Kappenisolatoren und TLI, rechts: Tragmast mit doppelt ausgeführten TLI-Mehrfachketten

Für die Auslegung der Isolatoren spielt, neben den elektrischen Aspekten, vor allem die mechanische Belastung eine wesentliche Rolle. Die Auslegung von Freileitungen und deren Komponenten erfolgt nach DIN EN 50341 [17]. Darüber hinaus gibt es für Deutschland nationale, klimatische Besonderheiten [18], die gesondert berücksichtigt werden müssen. Die mechanische Nennkraft, auf die ein Isolatorstrang und die darin enthaltenen TLI ausgelegt sind, muss höher sein, „als die unter höchster mechanischer Belastung angreifende Kraft, multipliziert mit einem Sicherheitsbeiwert“ (wörtlich nach [12]).

Mechanisch werden die Isolatoren dabei durch folgende Faktoren belastet:

- Eigengewicht der Isolatoren

- Gewicht der Leiterseile (abhängig vom Leitermaterial und Leiterquerschnitt sowie der Spannweite der Masten)
- Zugspannung der Leiterseile zur Durchhangregulierung
- Wetterbedingte Lasten (Wind, Eis, Schnee, etc.)

Vor allem Wind und Eis spielen für die Spitzenbelastung eine wichtige Rolle und waren im Fokus intensiver Untersuchungen [19–21]. Für eine praktikable Berücksichtigung von Wind und Eis unterteilt die Norm für nationale Besonderheiten Deutschland in jeweils vier Wind- und vier Eislastzonen [18]. Über entsprechende Faktoren und Beiwerte fließen diese in die mechanische Auslegung mit ein. Folgende extreme Witterungszustände werden dazu für Abspannisolatoren betrachtet [18]:

- -20°C ohne Eislast
- -5°C mit Eislast
- -5°C mit Eis- und Windlast
- +5°C mit Windlast

Bei der Auslegung von Tragketten wird die höchste Beanspruchung nach [18] für definierte Kombinationen aus Leitergewicht, Eislast, Windeinwirkung und den horizontalen Leiterkräften errechnet [12].

Die in diesen Szenarien ermittelte maximale Belastung wird mit einem Teilsicherheitsbeiwert von 1,35 multipliziert und ergibt als Produkt die sogenannte *Bemessungsgrenze*. Die Bemessungsgrenze multipliziert mit weiteren Material- und Bauteil-Sicherheitsbeiwerten ergibt letztlich die Mindestkraft, auf die eine Isolatorart/-baureihe ausgelegt ist.

Um sicherzustellen, dass jeder verbaute Isolator die mechanischen Anforderungen erfüllt, erfolgen im Rahmen der Herstellung Stichproben- und Stückprüfungen. Zusätzliche Sichtprüfungen zwischen den Herstellungsschritten ermöglichen es, Isolatoren mit Oberflächenmängeln (Fehler/Risse in den Hubeln oder der Glasur, Brennfehler, etc.) frühzeitig zu erkennen und auszusortieren. Nach dem Eingießen der TLI in die Armaturen erfolgt eine Stückprüfung jedes Isolators. Dabei werden die Isolatoren mit 80 % der *specified failure load (SFL)* auf Zug belastet und quer zur Zugkraft mehrfach zur Schwingung angeregt. Die SFL ist die

festgelegte mechanische Kraft, auf die ein Isolator mindestens ausgelegt ist. Bis 1963 erfolgte die Stückprüfung mit nur 55 % der SFL [22].

Zudem erfolgt für jede fertige Charge eine genaue Stichprobenprüfung. Der Umfang zufällig ausgewählter Stichproben ist über die Abnahmemenge festgelegt. An allen Isolatoren der Stichprobe werden sämtliche Maße und Abweichungen sowie unterschiedliche elektrische Eigenschaften geprüft. Auch die mechanische Bruchkraft wird geprüft. Der Mittelwert der Bruchkräfte muss dabei höher sein, als die um einen Zuschlag erhöhte SFL.

Detailliertere Erläuterungen zur Auslegung von Freileitungen und deren Komponenten sind in *Freileitungen* von Kießling [12] zu finden.

2.1.3 Porzellan

Porzellan ist ein traditioneller und facettenreicher Werkstoff, an dem viele Jahrzehnte geforscht wurde. Im Folgenden werden nur einige wesentliche Aspekte aufgegriffen. Wichtige Zusammenhänge und Erkenntnisse wurden unter anderem von Schüller [23–30] oder Hennicke [31–33] erarbeitet und von Liebermann [8,34,35] speziell für Tonerdeporzellan bei TLI dargestellt und ergänzt. Eine sehr umfangreiche Darstellung zu verschiedenen Aspekten um Porzellan finden sich auch bei Wiedemann [36–42]. Sofern nicht anders gekennzeichnet sind die im Folgenden dargelegten Aspekte diesen Arbeiten entnommen.

2.1.3.1 Technisches Porzellan

Porzellan ist einer der ältesten, keramischen Werkstoffe. Es wird aus den Ausgangsmaterialien Feldspat, Quarz und Kaolin hergestellt. Seine Ursprünge liegen in China, wo schon in vorchristlicher Zeit erste Kaolinhaltige Massen verarbeitet wurden. Ab dem 8. Jahrhundert wurden dort Öfen mit Temperaturen bis zu 1350 °C eingesetzt, womit dichte und harte Porzellane hergestellt werden konnten [13]. In Europa gelang es erst Anfang des 18. Jahrhunderts Hartporzellan herzustellen [13,43,44]. Wie in Kapitel 2.1.2.1 erläutert, kam Porzellan schon früh zur Isolation

elektrischer Leiter an Freileitungen und Telegraphenmasten zum Einsatz [44]. Daneben findet es auch im Kunsthandwerk, als Produktionshilfsmittel oder für Gebrauchsgegenstände Verwendung [43,44].

Porzellan zählt zu den Silikatkeramiken und wird in Weich- und Hartporzellan unterteilt. Die Unterscheidung erfolgt aus der Zusammensetzung und Brenntemperatur. Hartporzellan hat einen deutlich höheren Kaolin- und einen geringeren Quarzanteil. Porzellan grenzt sich zu Steinzeug und Steingut unter anderem durch fehlende offene Porosität [45] sowie eine Glasphase zwischen den kristallinen Gefügebestandteilen [46] ab. Heute gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher Porzellanmassen, angepasst an den Verwendungszweck und unter Berücksichtigung verschiedener, natürlich schwankender Ausgangsmaterialien aus oftmals regionalen Abbaustätten.

In der Elektrotechnik zur Isolation gängige, technische Hartporzellane sind Alkalialuminasilikate und werden in der Norm DIN EN 60672 [47] als Gruppe C 100-Porzellane aufgelistet.

Für Freileitungs-Langstabisolatoren wurde bis in die 1960er Jahre Quarzporzellan C110, ehemals KER 110, verwendet. Durch einen hohen Quarzanteil konnte eine deutlich höhere Festigkeit als bei vorherigen Hartporzellanen realisiert werden. Damit wurde es möglich, hängende Isolatoren zu gestalten, die die Voraussetzung für höhere elektrische Übertragungsspannungen waren [13,48]. C110-Porzellan unterliegt im Einsatz jedoch einem starken Alterungsverhalten, d.h. die Festigkeit nimmt mit der Einsatzdauer ab. Dies führte häufiger zu Isolatorbrüchen und -ausfällen. Um Störungen zu verhindern und die Betriebssicherheit zu gewährleisten, waren kurze Austauschintervalle von ca. 16 Jahren notwendig [7,8,49].

Das ungünstige Alterungsverhalten von Quarzporzellan liegt im Herstellungsprozess begründet. Die Temperaturführung ist bei der Herstellung von Langstabisolatoren aus C110 besonders wichtig, da bei zu hohen Brenntemperaturen der festigkeitssteigernde Quarz in der Glasschmelze gelöst wird [25]. Zu viel gelöster Quarz hemmt zudem die Bildung von festigkeitssteigerndem Nadelmullit [25]. Die erreichbare Festigkeit

nimmt bei ungünstiger Sintertemperatur entsprechend ab. Noch kritischer ist die Phasenumwandlung von β -Quarz zu α -Quarz (Tiefquarz) bei 573 °C, was mit einem Volumensprung um 0,8 Vol-% [50] verbunden ist. Beim Abkühlen nach dem Sintern werden dadurch erhebliche Spannungen um Quarzkörner erzeugt, die nach Weyl [51] sogar zu einem Abriss des Kornes aus der Glasmatrix führen können. Mit solchen Mikrorissen vorgeschädigt und, durch den anspruchsvollen Porzellanbrand, nicht immer dicht gebrannt, unterlagen Langstabisolatoren aus C110 deutlichem unterkritischem Risswachstum [34,49,52]. Die früher überwiegend verwendete Kittung aus Portlandzement am Übergang zu den Armaturen verschärfte das Problem der Vorschädigungen zusätzlich aufgrund der geringen Nachgiebigkeit [8]. Spannungen und Mikrorisse im Gefüge machten C110 außerdem anfällig bei Temperaturwechsel, die das Porzellengefüge weiter zerrütteten [7].

2.1.3.2 Tonerdeporzellan für Langstabisolatoren

Entscheidende Weiterentwicklungen für Elektroporzellan sind die Tonerdeporzellane C120 und C130, die als „hochfest“ klassifiziert sind. Ein wesentlicher Fortschritt dieser Porzellane liegt in der Minimierung von Gefügespannungen, wodurch Vorschädigungen im Gefüge verhindert werden. Um keine oder zumindest weniger ausgeprägte Gefügespannungen im Porzellan zu erzeugen, wird Quarz soweit es geht vermieden [8,34]. Für Tonerdeporzellan wird daher Korund (α -Al₂O₃) als alternativer Festigkeitsträger verwendet. Dieser wird in die Porzellanmasse in Form von Tonerde eingebracht, worin sich die Namensgebung „Tonerdeporzellan“ begründet. C120 und C130 enthalten, ähnlich zu C110, Feldspat als Flussmittel. Für C120 wird Quarz nicht komplett als Festigkeitsträger durch Korund ersetzt, weshalb man es quasi als eine Mischform betrachten kann. Bei hochfestem C130 überwiegt Korund und Quarz wird möglichst vermieden [47]. Feiner Nadelmullit bildet sowohl in C120 als auch C130 eine fein verzahnte Gefügestruktur mit den Festigkeitsträgern.

Der Wechsel von Quarz auf Korund als Festigkeitsträger führt vor allem zu verbesserten mechanischen Eigenschaften. Die Biegefestigkeit von

unglasiertem Tonerdeporzellan C130 liegt, je nach Untersuchung, nahezu doppelt so hoch wie die von C110 [8]. Für die Festigkeit von Tonerdeporzellan lassen sich dabei verschiedene Trends feststellen. Der Korundanteil im Porzellangefüge hat einen entscheidenden Einfluss, denn mit zunehmendem Al_2O_3 -Gehalt steigt die Festigkeit [8]. Dabei spielt die Mahlfeinheit des Masseversatzes eine wichtige Rolle. Eine feinere Aufmahlung ermöglicht es, höhere Festigkeiten zu erzielen [29]. Allerdings wird mit zunehmender Mahlfeinheit die Temperaturführung im Sinterprozess anspruchsvoller und es besteht die Gefahr des Überbrennens, was wiederum zum Herabsetzen der Festigkeit führt. Generell gilt es, die Mahlfeinheit und die Reaktionsfähigkeit der verschiedenen natürlichen Tonsorten in der Prozessführung aufeinander abzustimmen, um ein Optimum der Festigkeit zu erreichen [30].

In der Norm DIN EN 60672-3 [53] festgelegte Mindestfestigkeiten liegen für C110 unglasiert bei 50 MPa und glasiert bei 60 MPa. Für Tonerdeporzellan C120 gelten 90 und 110 MPa und für Tonerdeporzellan C130 gelten 140 und 160 MPa [53]. Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften werden nach [53] für Porzellane möglichst Probenkörper verwendet, die unter ähnlichen Bedingungen wie daraus gefertigte Bauteile hergestellt werden. Da der Oberflächenbeschaffenheit für die Festigkeitsbestimmung eine entscheidende Rolle zukommt, sind glasierte Proben bevorzugt. Für C 100-Porzellane wird die Biegefestigkeit in einem 3-Punkt-Biegeversuch an Rundstäben mit einem Durchmesser (d) von 10 mm und einer Länge von 120 mm bestimmt. Der untere Rollenabstand (l) beträgt dabei 100 mm. Die Biegefestigkeit eines Rundstabs im 3-Punkt-Biegeversuch berechnet sich mit der ermittelten Bruchkraft (F) entsprechend:

$$\sigma_f = \frac{8 \cdot F \cdot l}{\pi \cdot d^3} \quad (2.1)$$

Angegeben wird normalerweise die mittlere Festigkeit aus 10 Biegeproben mit Standardabweichung. Eine Auswertung nach Weibull ist auch möglich, muss nach [53] bei der Festigkeitsangabe dann jedoch vermerkt werden.

In den elektrischen Mindestanforderungen unterscheiden sich Quarz- und Tonerdeporzellan kaum. Alle müssen eine Durchschlagsfestigkeit von mindestens 20 kV/mm und eine Stehspannung von mindestens 30 kV aufweisen [53].

Um eine hohe Festigkeit für Tonerdeporzellan zu erreichen, haben sich folgende wichtige Punkte herauskristallisiert: [8,30–32]

- Der Quarzanteil im Gefüge muss möglichst gering gehalten werden. Damit kann eine Vorschädigung beim Abkühlen vermieden werden.
- Korund, als Alternative zu Quarz, erhöht die Festigkeit deutlich und ermöglicht somit Bauformen, die mit Quarzporzellan nicht möglich sind.
- Niedrige Brenntemperaturen und schnelles Abkühlen oberhalb 1000 °C sind wichtig, um ein Überbrennen des Porzellans zu vermeiden. Die Porosität und Blasenbildung, welche sich negativ auf die mechanischen Eigenschaften auswirkt, kann dadurch minimiert werden.
- Niederschmelzende, aggressive, eutektische Schmelzphasen ermöglichen es Quarzkörner in der Glasphase zu lösen. Dadurch lassen sich die vorherigen Punkte erreichen.

Vielfach ist eine festigkeitssteigernde Funktion der Glasur auf Porzellan beschrieben, zum Teil mit Steigerungen über 15 %. Deshalb ist eine fehlerfreie und gut angebundene Glasur für die späteren Eigenschaften der TLI entscheidend. Schon kleine Glasurfehler können das mechanische Verhalten negativ beeinflussen und sind folglich zu vermeiden [54]. Brennprozess und Brennatmosfera haben einen großen Einfluss auf die in der Glasur enthaltenen Poren [55–57].

Nur eine auf das Porzellan abgestimmte Glasur entfaltet eine Festigkeitssteigernde Wirkung. Über die Anpassung des Wärmeausdehnungskoeffizienten α wird die Glasur im Verbund aus Porzellan und Glasur unter Druckvorspannung gesetzt. Porzellan und Glasur sollten dazu ein recht ähnliches, jedoch nicht gleiches α besitzen. Ist der Unterschied zu groß, ist ein Ablösen der Materialien die Folge. Ferner liegt der E-Modul beider

Materialien nah beieinander und die Glasur wird im Herstellungsprozess auf das Porzellan aufgeschmolzen. Daher kann der Isolator als stabiler Glasur-Porzellan-Schichtverbund angenommen werden, sodass sich der α -Mismatch aus

$$\Delta\alpha = |\alpha_{\text{Glasur}} - \alpha_{\text{Porzellan}}| \quad (2.2)$$

ergibt. Beim Abkühlen im Herstellungsprozess hat dieser Mismatch ab der Glasübergangstemperatur (von ca. 750°C) Einfluss auf die Dehnung ε beider Komponenten. Aus dem Unterschied der Ausdehnungskoeffizienten folgt entsprechend ein Dehnungs-Mismatch

$$\varepsilon = \Delta\alpha \cdot \Delta T \quad (2.3)$$

mit ΔT , der Temperaturdifferenz zwischen Glasübergangstemperatur und Einsatztemperatur (RT).

Für die Isolatoren ist, wie in Abbildung 5 skizziert, die Schichtdicke (d) der Glasur im Vergleich zum Bauteildurchmesser (W) sehr klein, sodass $d/W \rightarrow 0$ gilt. Der Einfluss der Glasur auf den Spannungszustand des Porzellans ist folglich vernachlässigbar klein. Die Glasur wird in ihrem Spannungszustand (σ_{Glasur}) jedoch erheblich durch das Porzellan beeinflusst. Für σ_{Glasur} gilt:

$$\sigma_{\text{Glasur}} = - \frac{\Delta\alpha \cdot \Delta T \cdot E_G \cdot E_P \cdot (d - W)}{d \cdot [E_P(1 - \nu_G) - E_G(1 - \nu_P)] - E_P(1 - \nu_G) \cdot W} \quad (2.4)$$

Hierbei wird zur Vereinfachung eine Querkontraktionszahl von $\nu = \nu_P = \nu_G$ angenommen. Wenn der E-Modul der Glasur (E_G) dem von Porzellan (E_P) sehr ähnlich ist kann noch weiter auf

$$\sigma_{\text{Glasur}} = - \frac{\Delta\alpha \cdot \Delta T \cdot E_G}{1 - \nu} \cdot \left(1 - \frac{d}{W}\right) \quad (2.5)$$

vereinfacht werden. (Herleitung nach [58])

Abschätzungen durch Brandt [16] gehen davon aus, dass der Einfluss maximal 20 MPa Druckvorspannung betragen kann, bevor es zum Ablösen der Glasur kommt. Diese Abschätzung berücksichtigt dabei jedoch nicht, dass bei einer eventuellen Übergangszone beider Materialien an

der Glasuroberfläche deutlich höhere Druckvorspannungen realisiert werden können.

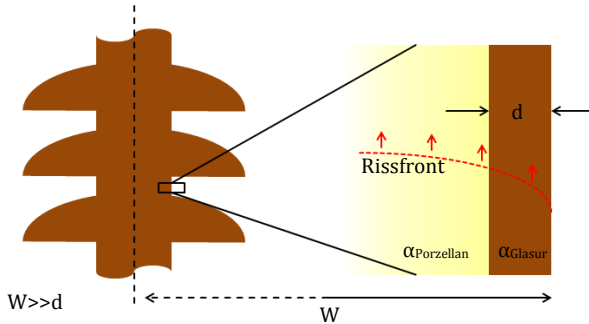


Abbildung 5: Größenverhältnis Porzellan und Glasur in einem TLI. Der Einfluss von Druckvorspannung in der Glasur auf eine Rissfront ist in rot angedeutet.

Eine Änderung des Spannungszustandes von der Oberfläche ins Innere lässt sich beispielsweise bei druckvorgespanntem Glas beobachten [59]. An *Double Cleavage Drilled Compression* (DCDC) -Proben konnten, durch gezieltes Be- und Entlasten der Proben, Haltelinien, wie in Abbildung 6 gezeigt, erzeugt werden.

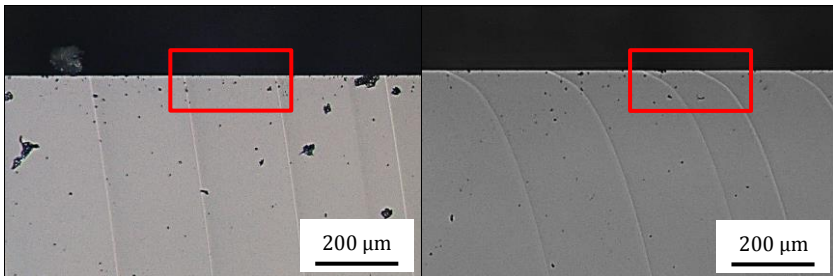


Abbildung 6: links: Rissverlauf bei spannungsfreien DCDC-Proben, rechts: abknickender Rissverlauf bei Druckvorspannung an der Oberfläche (aus [59])

Anhand des Verlaufs der Rissfront und dem Risswinkel an der Oberfläche konnte gezeigt werden, dass bei silikatischen Gläsern durchaus Spannungsdifferenzen von über hundert MPa realisiert werden können, ohne dass es zum Materialversagen kommt [60]. Dies zeigt sich, vergli-

chen mit einer spannungsfreien Oberfläche (Abbildung 6 links), durch das Abknicken der Haltelinien an der druckvorgespannten Oberfläche und einem spitzeren Risswinkel (Abbildung 6 rechts). Durch die Druckspannung wird die Rissausbreitung an der Oberfläche erschwert, sodass die Haltelinie an der Oberfläche dem innenliegenden Riss hinterherläuft.

Neben dem mechanischen Einfluss erfüllt die Glasur weitere Aufgaben. Die silikatischen (Glasur-) Oberflächen der TLI sind hydrophil. Dies bewirkt eine gewisse Selbstreinigung der Isolatoren. Mit dem Ausbilden eines Wasserfilms läuft weiteres Wasser ab und wäscht dabei leichtere Verunreinigungen von den Isolatoren [61,62].

Verbunden mit starker Fremdschichtbelastung, d.h. einer Oberflächenverschmutzung durch Stäube, Düngemittel, Ruß, Asche, etc., kann es dadurch allerdings auch zu einem leitfähigen Wasserfilm kommen und im schlimmsten Fall zu einem elektrischen Überschlag. Um dies zu vermeiden, weisen Glasuren im europäischen Raum eine braune Färbung auf. Diese hilft Sonneneinstrahlung zu absorbieren, den Isolator zu erwärmen und so Wasser schneller abtrocknen zu lassen [54].

In Gegenden mit besonders schwerer Verschmutzungswirkung und in Küstenregionen, wo Salzkrusten Überschläge begünstigen [63], kommen heutzutage vermehrt Silikonisolatoren aufgrund ihrer hydrophoben Oberflächen zum Einsatz. Daneben gibt es auch TLI mit Silikon-Coating [64], um ihre hydrophile Neigung zu mindern.

2.1.3.3 Isolatorherstellung

Die Herstellung von TLI ist ein komplexer Prozess, der neben gezielter Forschung [65] vor allem auf langjähriger Erfahrung und Entwicklung der Isolatorhersteller beruht. Eine optimale Abstimmung von Masseversatz, Produktionsanlagen und zielgerichteten Qualitätssicherungsmaßnahmen ermöglichen es, hochwertige und zugleich wettbewerbsfähige Produkte zu produzieren. Das gängigste und am verbreitetste Verfahren ist die feucht-plastische Formgebung. Eine ausführliche Darstellung des Verfahrens findet sich bei Liebermann [8]. Im Folgenden sollen nur einige Stellschrauben genannt werden, die in den letzten fünfzig Jahren

zu deutlichen Qualitätssteigerungen geführt haben. Zur einfacheren Nachvollziehbarkeit stellt Abbildung 7 die Form und äußerlichen Merkmale der TLI als Skizze dar.

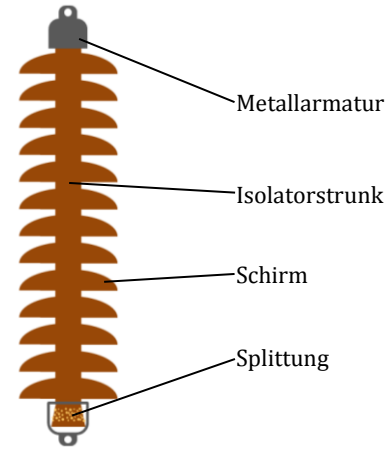


Abbildung 7: Skizze eines Langstabilisators. Die Enden des Isolatorstrunks sind konisch gestaltet und mit einer Splittung versehen. Dies verbessert die Verankerung in den Metallarmaturen.

Ausgangsmaterialien sind Feldspat, Kaolin und andere Tonminerale. Natürliche Schwankungen in der Zusammensetzung der Ausgangsmaterialien machen eine Analyse der Rohstoffe bei der Anlieferung notwendig, um die Masse und den Prozess anzupassen [66]. Mit einer Nassmahlung in Trommelmühlen mit arteigener Auskleidung werden die Ausgangsmaterialien auf eine Korngröße von $d_{50} = 6-7 \mu\text{m}$ gemahlen und vermischt. Dabei sollte ein guter Kompromiss zwischen Verarbeitbarkeit der Masse und Festigkeit des Endproduktes erzielt werden [29]. Feinere Mahlung behindert den Wassertransport bei nachfolgenden Trocknungsprozessen, sodass sich innere Spannungen und im schlimmsten Fall Risse bilden. Ein entscheidender Qualitätsschritt ist das Entfernen von Eiseneinschlüssen oder großen Quarzkörnern aus dem Masseversatz mittels Sieb- und Magnetstationen. Eine Homogenisierung mehrerer Masseversätze aus verschiedenen Trommelfüllungen begünstigt zusätz-

lich eine gleichbleibende Qualität. Nach dem Abfiltrieren eines Großteils des Wassers auf etwa 18-20 % Restfeuchte ist eine erneute Homogenisierung der Porzellanmasse durch einen Sieb- oder Rundbeschicker entscheidend. Nur so ist eine optimale Feuchtigkeits- und Kornverteilung zu erzielen. Beim Extrudieren der sogenannten Hubel (Zylinder aus Porzellanmasse) wird die Masse abermals durchmischt, entlüftet und verdichtet. Aus den, elektrisch auf 15-17 % „Abdrehfeuchte“ getrockneten Hubeln, werden mit CNC-Drehmaschinen schließlich die gewünschten Isolatorgeometrien geformt. Die gedrehten Isolatoren werden auf ca. 1 % Restfeuchtigkeit getrocknet. Die verschiedenen Trocknungsschritte sind besonders kritische Prozessschritte hinsichtlich der erzielbaren Qualität. Die Temperaturführung und Trocknung, z.B. elektrisch kontaktiert durch Metallnetze, ist wichtiges Firmenwissen der Hersteller, da falscher Wasserentzug, wie zuvor erwähnt, zu inneren Spannungen führen kann [65]. Vor dem Sintern/Brennen werden die getrockneten Isolatoren glasiert und die Enden für eine bessere Verankerung in den Armaturen zusätzlich gesplittet. Dazu wird auf die konischen Strunkenden, im Bereich der späteren Verankerung in der Metallarmatur, Splitt (z.B. Korund) auf die noch feuchte Glasur aufgestreut, vgl. Abbildung 7. Dies erzeugt nach dem Brand eine strukturierte Oberfläche und verbessert damit die Verbindung zur Metallarmatur. Für die spätere Lebensdauer hat die richtige Splittung entscheidenden Einfluss. Es sollten möglichst sphärische Partikel verwendet werden, da spitzer Splitt in der Vergangenheit zur Vorschädigung von Isolatoren führte [8].

Da die Isolatoren aus natürlichen Rohstoffen bestehen, können beim Sintern eine Vielzahl möglicher Reaktionen auftreten, weshalb mit wechselnden Brenn Atmosphären gearbeitet wird [28,67]. In großen Herdwagenöfen werden die Isolatoren, an SiC-Brennhilfsmitteln befestigt, bei 1250-1300 °C frei hängend gesintert. Eine erste, oxidierende Atmosphäre ermöglicht eine Wasserabspaltung und Kalzination der Tonerde und das Verbrennen organischer Rückstände [45,68]. Oberhalb 1000 °C begrenzt eine reduzierende Brenn Atmosphäre die Porenbildung. Große Poren werden verhindert und es entstehen feinverteilte, kleine Poren. Reduzierende Brenn Atmosphären wirken entsprechend festig-

keitssteigernd [32]. Darüber hinaus wirken bei reduzierender Atmosphäre Mechanismen, die die Viskosität der Schmelzphase herabsetzen. Die Verdichtung der Porzellanscherben wird dadurch erleichtert. Szibor und Hennicke zeigen in [31] sehr anschaulich, welchen großen Einfluss Brenndauer und Temperatur auf die Entwicklung der Porosität im Gefüge haben. Die steigende Porosität bei längeren Haltezeiten ist dabei auf Ausgasungsprozesse zurückzuführen [45]. Bei Tonerdeporzellan liegt kein offenes Porennetzwerk vor, sondern auch bei vergleichsweise hoher Porosität von teilweise 10-15 % abgeschlossene (Kugel-) Poren. Diese konzentrieren sich während dem Erstarren der Glasur, mit der das Porzellan einen festen chemischen Verbund eingeht, in der Grenzschicht zum Porzellan, vgl. Abbildung 8.

Isolatoren mit beispielsweise Glasurfehlern, Sinterverzug oder anderen Oberflächendefekten werden bei einer Sichtkontrolle nach dem Sintern direkt aussortiert. Nach dem Entfernen von Hilfsstrukturen werden die Isolatoren über Ultraschallprüfung auf Risse, Einschlüsse oder Lunker untersucht.

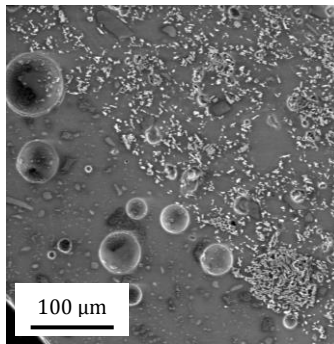


Abbildung 8: REM-Aufnahme der Glasur (links unten) und des Porzellangefüges (rechts oben). Poren konzentrieren sich in der Grenzschicht zwischen Glasur und Porzellan. (auch veröffentlicht in [69])

Die konischen Enden der Isolatoren werden formschlüssig in Metallarmaturen, zur späteren Befestigung miteinander oder am Mast, eingegossen. Dazu hat sich in den letzten Jahrzehnten eine Blei-Antimon-Legierung durchgesetzt. Diese weist, verglichen mit den vorherigen

Portland- oder Schwefelzementen, eine gewisse Duktilität auf. Diese Duktilität erlaubt im Betrieb den Abbau von Spannungen zwischen Isolator und Armatur. Zum Abschluss des Herstellungsprozesses erfolgt an jedem fertigen Isolator die in Kapitel 2.1.2.1 beschriebene Stückprüfung.

2.1.3.4 Alterungsverhalten von Tonerdeporzellan

Die Mechanismen zum Alterungsverhalten von Quarzporzellan-Langstabisolatoren sind intensiv untersucht und größtenteils verstanden [8,52]. Bei TLI hingegen gingen Hersteller und Anwender lange Zeit davon aus, dass keine Alterung stattfindet. Untersuchungen von Frese und Pohlmann [7] gehören zu den wenigen Veröffentlichungen, die das Alterungsverhalten von TLI näher betrachten. Dabei vergleichen sie die Zugfestigkeiten von Isolatoren verschiedener Hersteller im Neuzustand sowie nach 20 und 35 Jahren im Einsatz. Je nach Hersteller bestehen die TLI aus Tonerdeporzellan C120 oder C130. Frese und Pohlmann beobachten dabei eine Veränderung der Festigkeiten über der Einsatzdauer. Während die höchsten Festigkeiten im Neuzustand sowie auch im Einsatz befundener TLI gleich bleiben, nimmt die mittlere Festigkeit mit zunehmender Einsatzdauer ab, vgl. Abbildung 2. Die Festigkeitsverteilungen werden deutlich breiter. Besonders gravierend ist die Festigkeitsabnahme für das 1%-Fraktil, also dem niedrigsten 1 % der Festigkeiten. Mit einer linearen Annahme sagen Frese und Pohlmann vorher, dass für einige TLI-Typen dieses 1%-Fraktil die Festigkeit hinsichtlich der Bemessungsgrenze innerhalb 50 Jahre unterschreitet. Für maximale Belastungssituationen wäre damit die Betriebssicherheit der TLI nicht mehr gewährleistet.

Bei keramischen Werkstoffen muss, wie nachfolgend in Kapitel 2.2.1.3 beschrieben, einer Änderung der (statistischen) Festigkeit eine Änderung der Defektverteilung zu Grunde liegen. Diese Änderung der Defektverteilung hin zu größeren und kritischeren Defekten, könnte, ähnlich wie bei Quarzporzellan, durch unterkritisches Risswachstum, Erläuterung in Kapitel 2.2.3, erfolgen. Soma und Oda konnten unterkritisches

Risswachstum für Elektroporzellane messen, wovon eins der Porzellane in seiner Zusammensetzung einem Tonerdeporzellan C120 ähnelt [70,71]. Die Risswachstumsgeschwindigkeiten für dieses Elektroporzellan sind in Abbildung 9 links für verschiedene Umgebungsmedien in sogenannten v - K_I -Kurven graphisch dargestellt. Das von Soma et al. untersuchte Elektroporzellan hat eine Bruchzähigkeit von $K_{Ic} = 1,4 - 1,5 \text{ MPam}^{1/2}$. Die v - K_I -Kurven scheinen ein K_{I0} , unterhalb dessen kein Risswachstum auftritt, von ca. $1,0 \text{ MPam}^{1/2}$ aufzuweisen. Die v - K_I -Kurven für Luft oder in Wasser sind bei langsamen Risswachstumsgeschwindigkeiten ähnlich und unterscheiden sich in ihrem Verlauf erst ab $1,2 \text{ MPam}^{1/2}$ deutlich. Für den inerten Zustand, gemessen in Kerosin, finden sich nur die höheren Geschwindigkeiten, die mit Bereiche II und III benannt werden.

Soma und Oda formulierten zudem erste Lebenszeitvorhersagen für eine statische Belastung des untersuchten Elektroporzellans, wobei die betrachteten Spannungen deutlich über der erwarteten Belastungssituation der TLI liegen.

Karpilovskii et al. untersuchten verschiedene Isolationsmaterialien auf unterkritisches Risswachstum [72]. Darunter auch zwei Tonerdeporzellane C120. Aufgrund einer Bruchzähigkeit von $0,85 \text{ MPam}^{1/2}$ muss davon ausgegangen werden, dass eines der Porzellane (rechts in Abbildung 9 *C120 nieder* genannt) noch ein sehr frühes C120-Tonerdeporzellan mit einem hohen Anteil an kristallinem Quarz ist. Das andere untersuchte Tonerdeporzellan C120 mit einer Bruchzähigkeit von $1,67 \text{ MPam}^{1/2}$ (rechts in Abbildung 9 *C120 hoch* genannt) kann schon den Übergang von Tonerdeporzellan C120 auf C130 widerspiegeln. Mit den angegebenen Wachstumsparametern wurden die rechten Kurven in Abbildung 9 erstellt. Leider geben die Autoren keine weiteren Rahmenbedingungen an, wie beispielweise die Testmedien oder den Einsatzbereich der untersuchten Tonerdeporzellane [72].

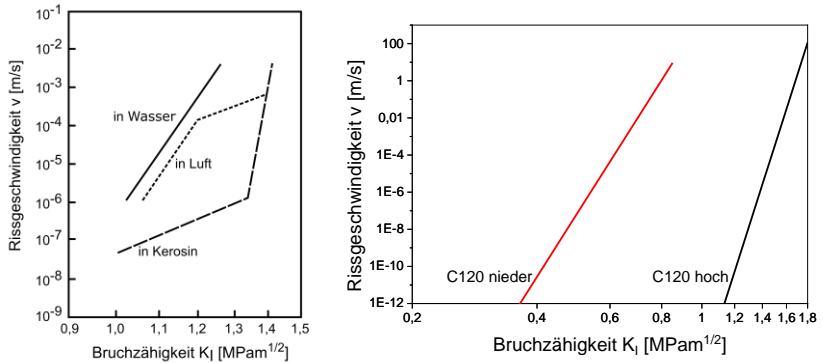


Abbildung 9: links: v - K_I -Kurven für ein C120 ähnlichem Elektroporzellan nach Soma et al. (angelehnt an [70]), rechts: v - K_I -Kurven für C120 Elektroporzellane nach Daten von Karpilovskii et al. [72]

Weitere Untersuchungen zum Festigkeitsverhalten von TLI befassen sich vor allem mit Lastumlagerungsszenarien [16,73,74]. Dabei handelt es sich um spontane Beanspruchungen mit kurzzeitigen Kraftspitzen. Für die Vorhersage des Langzeitverhaltens lassen solche Betrachtungen folglich keine Aussage zu. Für die Lebensdauer wäre solch ein Schadergebnis maximal nach vielen Betriebsjahren relevant.

2.2 Linear elastische Bruchmechanik

Alle im folgenden Kapitel enthaltenen Erläuterungen und Angaben sind, sofern nicht anders gekennzeichnet, *Ceramics* von Munz und Fett [75] entnommen oder daran angelehnt.

2.2.1 Bruchverhalten keramischer Werkstoffe

Keramische Werkstoffe und Gläser unterscheiden sich in ihrem Bruchverhalten deutlich von anderen Materialklassen, wie Metallen und Polymeren. Ihr Versagen erfolgt, bedingt durch ihre überwiegend ionischen sowie teilweise kovalenten Bindungen [45], spontan und ohne

vorherige, plastische Verformung. Für diese Sprödbrüche gibt es meist keine vorausgehenden, äußeren Anzeichen, die auf ein bevorstehendes Versagen hinweisen. Die Versagensvorhersage keramischer Bauteile ist somit sehr komplex und schwierig.

Natürliche, im Material enthaltene Defekte bedingen das spröde Versagen. Sie sind im Rahmen des Herstellungs- und Handhabungsprozesses unvermeidbar und charakterisieren dadurch das keramische Bauteil. Einige Beispiele dafür sind:

- Kristallbaufehler
- Gitterversätze
- Inhomogenität im Material
- Poren
- Bearbeitungsspuren

Art, Größe, Form und Position der Defekte sind statistisch im Material verteilt. Da das Versagen keramischer Werkstoffe, bei kritischer Belastung, von eben diesen Defekten ausgeht, streuen die mechanischen Eigenschaften entsprechend der zugrundeliegenden Defektverteilung. Um dieses spezielle Versagensverhalten spröde brechender Werkstoffe zu beschreiben, wird die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) genutzt.

2.2.1.1 Bruchzähigkeit

Die Ursprünge der LEBM gehen auf Überlegungen von Alan A. Griffith zur Energiebilanz eines Risses bei seiner Rissausbreitung in einer endlich dicken, unendlich ausgedehnten Platte zurück. Ist die in der Platte durch mechanische Beanspruchung gespeicherte, elastische Energie gleich groß oder größer, als die zur Erzeugung neuer Oberflächen benötigte Energie, kommt es zur Rissausbreitung [76]. Die zur Rissausbreitung benötigte Spannung σ wird mit der *Griffith-Gleichung*

$$\sigma \geq \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma \cdot E}{a \cdot \pi}} \quad (2.6)$$

beschrieben. Die Defektgröße a entspricht dabei der halben Risslänge, E ist der E-Modul und γ die spezifische Oberflächenenergie des Materials. Mit der Erweiterung dieses Zusammenhangs um die Energiefreisetzung durch George R. Irwin, kann über den Spannungsintensitätsfaktor K das Spannungsfeld um eine Rissspitze in seiner Intensität und Verteilung beschrieben werden [77]. Der Spannungsintensitätsfaktor K_I beschreibt die Wechselwirkung einer äußeren, mechanischen Spannung σ mit einer Rissgröße a , wobei die Art und Lage des Risses über einen Geometriefaktor Y berücksichtigt wird.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{a \cdot \pi} \cdot Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.7)$$

Die Belastungsart, der Modus, ist über die Indizes *I*, *II* oder *III* gekennzeichnet. Folgende Belastungsarten werden unterschieden (vgl. Abbildung 10):

- Modus I: rissöffnende Zug- oder Biegung (senkrecht zum Riss)
- Modus II: Schub in Rissausbreitungsrichtung
- Modus III: Schub quer zur Rissausbreitung (Torsion)

Die wichtigste und meistens angegebene Beanspruchungsart ist dabei der Modus I. Überlagerungen unterschiedlicher Beanspruchungsarten werden als Mixed-Mode bezeichnet. Erreicht der Spannungsintensitätsfaktor mit zunehmender Belastung einen kritischen Wert (K_{Ic}), kommt es zur Energiefreisetzung durch instabile Rissausbreitung, dem Bruch.

Der kritische Spannungsintensitätsfaktor für Modus I, der K_{Ic} , gibt den Widerstand eines Materials gegen Rissausbreitung an. Für viele spröde brechende Materialien wird er für große Risslängen als konstanter Werkstoffkennwert angenommen. Als synonyme Bezeichnungen sind auch Riss- oder Bruchzähigkeit, die im Folgenden verwendet wird, gebräuchlich. Die Dimension des K_{Ic} wird, entsprechend der Einflussgrößen, in $\text{MPa}^{1/2}$ angegeben.

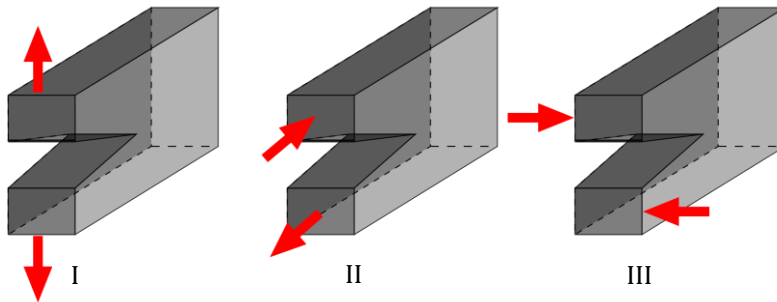


Abbildung 10: Belastungsmodi: I Zug-, II Schub-, III Torsionsbelastung.

2.2.1.2 Defektgeometrie

Die LEBM geht von einer Spannungsüberhöhung vor einer Risspitze aus. Diese Überhöhung steigt zur Risspitze hin theoretisch ins Unendliche an. Entsprechend müssten selbst kleinste Risse zum Versagen führen, was in der Praxis jedoch nicht der Fall ist. Die Form und die Lage der Defekte spielen dabei eine wichtige Rolle und führen zu unterschiedlichen Ausprägungen der Spannungsüberhöhung. Ein kleiner Radius der Risspitze, also ein scharfer Anriss, oder ein Defekt an der Oberfläche sind für das Versagen kritischer als beispielsweise verrundete, innere Poren. Dieser Aspekt wird durch den Geometriefaktor Y berücksichtigt. Y -Werte unterschiedlicher Defekte können über Gewichtsfunktionen bestimmt werden. Zu den gängigsten Gewichtsfunktionen für Oberflächenrisse zählt die Betrachtung von Newman und Raju [78], die Y über die Radien einer Ellipse (c und a) und deren Verhältnis beschreibt (vgl. Abbildung 11). Für vereinfachte Betrachtungen wird für Y jedoch vielfach auf feste Werte zurückgegriffen. Beispielsweise wird dem „Half-Penny-Defekt“, eine für Oberflächenrisse häufig angenommene, halbkreisförmige Rissgeometrie ($c/a = 1$) senkrecht zur Belastungsrichtung, nach [78] $Y/\sqrt{\pi} \approx 1,3$ zugeordnet [79]. Detaillierte Übersichten zu Gewichtsfunktionen unterschiedlicher Proben- und Rissgeometrien finden sich in [80,81].

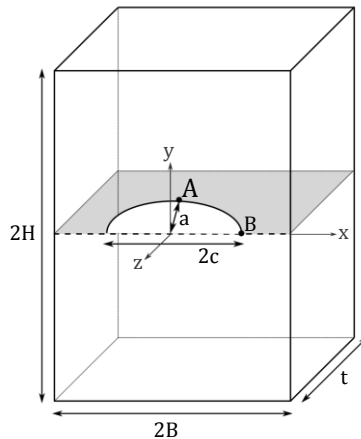


Abbildung 11: Modell zur Berechnung der Geometriefaktoren Y für die Punkte A und B eines ellipsoiden Oberflächendefektes in der x - z -Rissebene. (angelehnt an [78])

2.2.1.3 Statistische Verteilung der Festigkeit

Zur statistischen Beschreibung der Festigkeit keramischer Werkstoffe wird häufig die *Weibull-Verteilung* genutzt. Ihr liegt die Annahme eines „weakest link“, der zum Versagen führt, zu Grunde [82]. Das bedeutet, dass die Festigkeit eines keramischen Bauteils über den kritischsten Defekt bestimmt wird. Andere im Material enthaltene Defekte spielen keine Rolle. Aus diesem Zusammenhang ist direkt ersichtlich, dass das Bauteilvolumen große Bedeutung für die erreichbare Festigkeit von Keramiken hat, da mit größerem Volumen auch mit höherer Wahrscheinlichkeit ein großer, kritischer Defekt enthalten ist [83].

Die Verteilungsfunktion für die Versagenswahrscheinlichkeit F bei einer kritischen Spannung $\sigma (>0)$ lautet

$$F(\sigma) = 1 - \exp \left[-\frac{V}{V_0} \cdot \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad (2.8)$$

Durch die Normierung des Bauteilvolumens V auf eine Volumeneinheit V_0 ist die Volumenabhängigkeit gegeben. Eine untere Spannungsgrenze

σ_u kann beispielsweise über eine kurzzeitig angelegte Spannung zur Qualitätssicherung, einem sogenannten *proof-test*, definiert werden. Andernfalls wird vielfach $\sigma_u = 0$ angenommen. Die charakteristischen Parameter der Weibull-Verteilung sind σ_0 und m . Bei der charakteristischen Spannung σ_0 versagen 63,2 % aller in der Verteilung enthaltenen Elemente. Das Weibull-Modul m beschreibt die Verteilungsqualität. Je höher m , desto enger ist die Verteilung, also desto homogener der Werkstoff. Eine engere Verteilung spiegelt folglich eine geringere Streuung der Festigkeitswerte wider und ermöglicht damit eine bessere Versagensvorhersage. Für keramische Werkstoffe liegen Werte für m typischer Weise zwischen 10 und 20.

Da zur Ermittlung der Festigkeit zudem meist Proben gleicher Geometrie genutzt werden, kann die vereinfachte zweiparametrische Weibull-Verteilung

$$F(\sigma) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad (2.9)$$

verwendet werden. Für diese lassen sich die Weibull-Parameter (σ_0 und m) einfach graphisch, durch doppeltes Logarithmieren, bestimmen. Es gilt der Zusammenhang

$$\ln \ln \frac{1}{1-F} = m \ln \sigma - m \ln \sigma_0 \quad (2.10)$$

Die graphische Darstellung von Gleichung (2.10) ist der sogenannte Weibull-Plot, eine Gerade mit der Steigung m und in der Lage durch σ_0 fixiert. Zur numerischen Bestimmung der Parameter wird nach Norm DIN EN 843-5 [84] die Maximum-Likelihood-Methode angewandt. Bei der Berechnung der Parameter nach der Maximum-Likelihood Methode kommt es zu einer systematischen Überbewertung von m . In der Norm [84] sind daher Berichtigungsfaktoren aufgeführt, anhand derer ein m_{cor} berechnet werden kann. Im Folgenden wird zur Vereinfachung bei der Angabe von m immer der berichtigte Wert (also eigentlich m_{cor}) genannt.

Aufgrund der statistischen Verteilung der Defekte im Material, hängt die Festigkeit direkt vom belasteten Volumen ab. In einem großen Volumen

ist die Wahrscheinlichkeit eines kritischen Defekts größer, als in einem kleineren Volumen. Für unterschiedliche Probengeometrien kann dieser Volumeneffekt über folgendes Verhältnis berücksichtigt werden.

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (2.11)$$

Dabei werden die beiden charakteristischen Spannungen σ_1 und σ_2 der beiden Probengeometrien ins umgekehrte Verhältnis zu den Volumina V_1 und V_2 der Probengeometrien gesetzt. Damit der Volumendefekt berücksichtigt werden kann, ist entscheidend, dass in beiden Probengeometrien die gleichen charakteristischen Defekte zum Versagen führen, also der m -Wert gleich ist.

2.2.1.4 Festigkeitsbestimmung

Wie in Kapitel 2.2.1.1 erläutert, ist für das Versagen keramischer Werkstoffe Zugbelastung besonders bedeutend. Üblicherweise wird jedoch nicht direkt die Zugfestigkeit, sondern stattdessen die Biegefestigkeit bestimmt und angegeben. Zwar gibt es auch Verfahren zur Bestimmung der Zugfestigkeit an keramischen Proben, jedoch ist dabei die Kräfteinleitung meist schwierig, da Versatz oder Exzentrizität bei der Probeneinspannung zu überlagernden Biegespannungen führen [85–87].

Nach DIN EN 843-1 [88] kann die Biegespannung mittels 3-Punkt- oder 4-Punkt-Biegeversuch bestimmt werden. Durch 4-Punkt-Biegung ermittelte Festigkeiten sind generell, wegen des größeren Testvolumens, niedriger als Festigkeiten aus 3-Punkt-Biegeversuchen [89]. Das größere Testvolumen spiegelt jedoch die Defektverteilung eines Materials besser wider. Versuchsaufbau, Spannungsverlauf und Biegemoment in der Probe sind in Abbildung 12 für den 4-Punkt Biegeversuch dargestellt. Die Probenunterseite steht dabei unter Zugbeanspruchung, die im Bereich innerhalb der beiden oberen Auflagerrollen maximal ist. Die Probenoberseite wird druckbelastet und in der Probenmitte befindet sich eine spannungsfreie, neutrale Achse. Von dieser neutralen Achse steigt die (Zug- oder Druck-) Belastung zur Randfaser linear an. Nach

Norm werden Biegestäbchen mit rechteckigem Probenquerschnitt getestet, sodass sich die (maximale) Randfaserspannung σ über

$$\sigma = \frac{3 \cdot (S_1 - S_2) \cdot F}{2 \cdot W^2 \cdot B} \quad (2.12)$$

berechnen lässt. Dabei ist F die angelegte Kraft [N], S_1 und S_2 die Rollenabstände [mm] des Biegeauflagers (siehe Abbildung 12), W die Probenhöhe [mm] sowie B die Probenbreite [mm]. Eine gängige Probengeometrie ist dabei eine Breite von 4 mm und eine Höhe von 3 mm, bei einem Auflagerrollenabstand von 40 und 20 mm.

Im 3-Punkt-Biegeversuch gibt es nur eine obere, mittig platzierte Auflagerrolle. Über diese wird die Kraft aufgebracht, sodass die maximale Spannung nur direkt unter der oberen Rolle auftritt und zu den äußeren Auflagerrollen linear abfällt.

Wie in Kapitel 2.2.1.3 dargelegt, hängt die Festigkeit von der Defektverteilung in der Keramik ab. Um eine statistisch abgesicherte Beurteilung vornehmen zu können, sollte die Probenanzahl, je nach Fragestellung, mindestens 10, besser 30 betragen [88]. Auch gilt es zu beachten, dass Keramiken in ihrer Festigkeit durch Umwelteinflüsse beeinflusst werden können, weshalb eine inerte Testumgebung und schnelle Belastungsraten zu empfehlen sind.

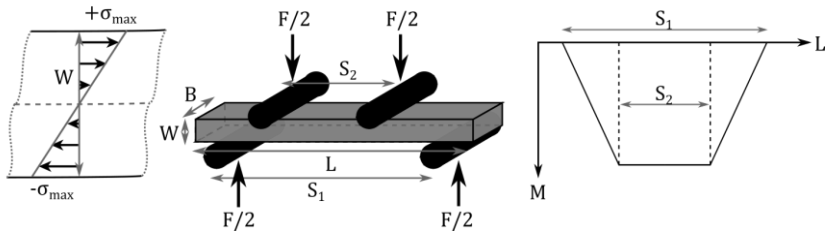


Abbildung 12: Spannungverlauf im Probenquerschnitt (links) für den Versuchsaufbau (Mitte) und das Biegemoment der zugbeanspruchten Probenunterseite beim 4-Punkt-Biegeversuch.

2.2.2 Das R-Kurvenverhalten

Für viele Keramiken, beispielsweise Si_3N_4 [90,91], Al_2O_3 [92,93], ZrO_2 [94], ist die idealisierte Vorstellung einer, von der Rissverlängerung unabhängigen, konstanten Bruchzähigkeit nicht zutreffend. Diese Materialien weisen eine sogenannte Risswiderstands-Kurve K_{IR} (R-Kurve) auf. Aus Abbildung 13 ist ersichtlich, dass die Bruchzähigkeit keine Konstante ist, sondern K_{IR} von einem Startwert K_{I0} ausgehend, mit zunehmender Rissverlängerung (Δa) ansteigt und sich einem Plateauwert annähert. Dieser Plateauwert kann schon nach einigen, oder erst nach mehreren hundert Mikrometern erreicht sein [90]. Ohne geeignete Testmethode wird der Plateauwert als konstante Bruchzähigkeit gemessen und fehlerinterpretiert.

Ob eine R-Kurve vorhanden ist und wie steil sie ausfällt, hängt sehr stark von dem Mikrogefüge des Materials ab. Verschiedene Rissverstärkungsmechanismen können die Rissausbreitung behindern und bestimmen so den Anstieg:

- Rissablenkung
- Rissverzweigung
- Spannungsbrücken
- pull-out

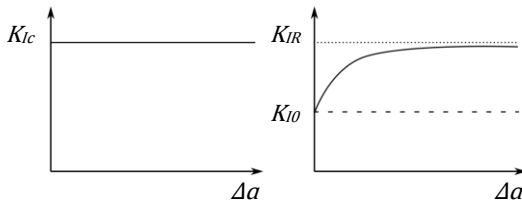


Abbildung 13: K_{Ic} (links) und K_{IR} (rechts) als Funktion der Rissverlängerung Δa . (nach [75])

Möglichkeiten zur R-Kurven-Bestimmung und weiterführende, tiefergehende Ausführungen finden sich in [95,96].

2.2.3 Unterkritisches Risswachstum und seine Bestimmung

Das unterkritische Risswachstum ist eine Form des stabilen Risswachstums, das für viele technische Keramiken und Gläser zu beobachten ist [97]. Risse, bzw. Defekte wachsen langsam durch eine Belastung, meist unter Zugspannung, die unterhalb der kritischen Spannung liegt, deren Erreichen zum sofortigen Versagen führen würde. Durch dieses langsame Risswachstum wird letztlich eine kritische Defektgröße erreicht und es kommt zum Bruch, also zur instabilen Rissausbreitung. Unterkritisches Risswachstum wird dabei, je nach Material, durch die Umgebungstemperatur und das Umgebungsmedium begünstigt. Die Risswachstumsgeschwindigkeit v [m/s] hängt, entsprechend der LEBM für gegebene Umgebungsparameter, direkt von der Spannungsintensität ab.

Die gängige Darstellung des unterkritischen Risswachstums erfolgt in sogenannten v - K -Kurven. Für die meisten Bestimmungsmethoden ist K_I dominant, weshalb im Folgenden auf v - K_I -Kurven eingegangen wird. Sie entsprechen dem in Abbildung 14 dargestellten Schema. Je nach Material kann es einen Schwellwert K_{I0} geben, der überschritten werden muss, damit überhaupt Risswachstum einsetzt. Im Bereich I wächst ein Defekt langsam an. Diesem schließt sich, bei schon relativ hoher Risswachstumsgeschwindigkeit v , der Bereich II an. Bei diesem Plateauwert ist v , unbeeinflusst von der Spannungsintensität, konstant. Ein weiterer

Anstieg von v durch eine ansteigende Spannungsintensität wird hier beispielsweise durch langsame Diffusion des korrosiven Mediums in die Rissspitze unterbunden. Solch ein Bereich II wird nicht für alle Materialien beobachtet. Der Bereich III beschreibt den Übergang des stabilen in das instabile Risswachstum bei Annäherung der wirksamen Spannungsintensität an die Bruchzähigkeit.

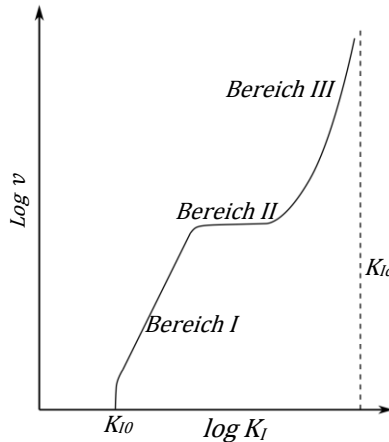


Abbildung 14: Schematische Darstellung einer v - K_I -Kurve. (angelehnt an [75])

Für den Bereich I wird die Risswachstumsgeschwindigkeit oft mit nachfolgendem Potenzgesetz beschrieben:

$$v = \frac{da}{dt} = A \cdot K_I^n \quad (2.13)$$

Auf die Belastbarkeit K_{Ic} normiert kann auch wie folgt dargestellt werden:

$$v = A_0 \cdot \left(\frac{K_I}{K_{Ic}} \right)^n \quad (2.14)$$

Dabei sind A , bzw. A_0 , und n umgebungsabhängige Materialkonstanten. Auch die Beschreibung von v durch eine Exponentialfunktion ist gängig. Durch unterkritisches Risswachstum wird die Defektverteilung im Material dahingehend verändert, dass die Festigkeit aufgrund wachsen-

der Defekte sinkt und es zum Versagen unterhalb der eigentlichen Inertfestigkeit kommt.

Korrosive Medien können das Auftreten und die Intensität von unterkritischem Risswachstum in Keramiken begünstigen. Dies können sowohl Gase als auch verschiedene Flüssigkeiten sein [97]. Allerdings sind korrosive Medien nicht zwingend erforderlich. Auch im Vakuum ist unterkritisches Risswachstum möglich, wobei dann die Temperatur den entscheidenden Einfluss auf v hat [98].

Für Gläser und allgemein für silikatische Materialien [99,100], aber auch für technische Keramiken, können schon Wassermoleküle, sowohl flüssig als auch in Form von Luftfeuchtigkeit, zu unterkritischem Risswachstum führen. Prinzipiell trennen die Wassermoleküle atomare Bindungen in den Risspitzen. Dadurch wächst der Riss. Die speziellen Reaktionen an der Oberfläche unterscheiden sich im Einzelnen je nach Material. Bei Gläsern und silikatischen Werkstoffen diffundieren Wassermoleküle in den unter Zugspannung stehenden Bereich vor der Risspitze. Dies führt zu einem Schwellen im Material, welches ein Herabsetzen des lokalen E-Moduls zur Folge hat. Das Auftrennen der Si-O-Si Bindungen und daraus resultierendes Risswachstum werden dadurch erleichtert.

Das Belastungsprofil ist für die Bestimmung der Risswachstumsparameter wichtig, um anschließend aus den ermittelten v - K_I -Kurven Lebensdauervorhersagen treffen zu können. Evans und Fuller konnten für zyklische Belastungsprofile an Porzellanproben eine gute Übereinstimmung zu Lebensdauervorhersagen aus statisch ermittelten v - K_I -Kurven finden [101]. Lebensdauervorhersagen für zyklische Ermüdung aus statischen Versuchen können allerdings auch erheblich abweichen, wobei sowohl Über- [102] als auch Unterschätzen [103] möglich ist.

Im Folgenden werden der dynamische und der statische 4-Punkt-Biegeversuche zur Ermittlung einer v - K_I -Kurve dargestellt.

2.2.3.1 Der dynamische Vier-Punkt-Biegeversuch

Zur Ermittlung der Risswachstumsparameter wird nach DIN EN 843-3 [104] der *dynamische 4-Punkt-Biegeversuch* genutzt. Dabei werden Biegeproben, wie in Abbildung 15 (links) dargestellt, im 4-Punkt-Biegeversuch mit unterschiedlichen, jeweils konstanten Belastungsraten bis zum Bruch belastet. Die unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\sigma}$ ermöglichen es Defekten, unterschiedlich schnell zu wachsen. Bei langsamen Belastungsraten haben Defekte länger Zeit unterkritisch zu wachsen, sodass diese Proben bei niedrigen Spannungen brechen. Bei schnelleren Belastungsraten nähert sich die Versagensspannung σ_f der Inertfestigkeit σ_c an, die den Plateauwert definiert.

Aus der Steigung s der sich bei logarithmischer Auftragung der Versagensspannungen über der Belastungsrate ergebenden Gerade kann über

$$s = \frac{1}{n+1} \quad (2.15)$$

die Wachstumskonstante n ermittelt werden. Für die Versagensspannung gilt folgender Zusammenhang

$$\log \sigma_f = \frac{1}{n+1} \cdot \log \dot{\sigma} + \frac{1}{n+1} \log[(n+1) \cdot B \sigma_c^{n-2}] \quad (2.16)$$

Aus der Lage der Geraden, dem logarithmierten Y-Achsenabschnitt, kann $B \sigma_c^{n-2}$ hergeleitet werden. Für B gilt

$$B = \frac{2}{A \cdot Y^2 \cdot (n-2)} \cdot K_{Ic}^{2-n} = \frac{2 \cdot K_{Ic}^2}{A_0 \cdot Y^2 \cdot (n-2)} \quad (2.17)$$

Mit dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen lässt sich vergleichsweise einfach und schnell untersuchen, ob ein Material unterkritisches Risswachstum aufweist. Durch die im Versuch ansteigende Belastung wird allerdings überwiegend Risswachstum mit hohen Risswachstumsgeschwindigkeiten gemessen. Diese sind für Lebenszeitbetrachtungen deutlich weniger aussagekräftig als langsame Risswachstumsgeschwindigkeiten. Zudem kann mit dieser Methode nur unterkritisches Riss-

wachstum beschrieben werden, das dem zuvor angenommenen Potenzgesetz folgt.

2.2.3.2 Der statische Vier-Punkt Biegeversuch

Eine Möglichkeit, die langsamen Risswachstumsgeschwindigkeiten zu bestimmen, bietet der *statische 4-Punkt-Biegeversuch*. Abbildung 15 (rechts) verdeutlicht dazu das prinzipielle Vorgehen. Die Biegeproben werden mit einer gleichbleibenden Spannung σ unterhalb der Inertfestigkeit σ_c belastet. Je nach Belastungsniveau können die im Material enthaltenen Defekte schneller oder langsamer wachsen. Gemessen wird die Zeit t_f bis zum Versagen der Proben. Hohe Belastungsniveaus führen dabei zu frühen Ausfällen, während niedrige Belastungsniveaus teilweise so langsames Risswachstum hervorrufen, dass innerhalb des Messzeitraums kein Versagen auftritt. Die logarithmierte Darstellung der Belastungsniveaus über der Versagenszeit ergibt eine Gerade mit negativer Steigung (vgl. Abbildung 15).

Die Parameter der v-K_I-Kurve lassen sich aus statischen 4-Punkt-Biegeversuchen mittels zweier unterschiedlicher Methoden bestimmen. Werden mehrere, verschiedene Belastungsniveaus untersucht gilt

$$\log t_f = -n \cdot \log \sigma + \log[B\sigma_c^{n-2}] \quad (2.18)$$

n hängt dabei wieder von der Steigung ab und aus $B\sigma_c^{n-2}$ kann mit Gleichung (2.17) der Parameter A , bzw. A_0 bestimmt werden.

Wird nur ein Belastungsniveau getestet, ist es möglich, die Parameter des Risswachstums aus den Weibull-Parametern abzuleiten. Diese Methode nutzt die Tatsache, dass sowohl die Versagensspannungen der Inertfestigkeit, als auch die Versagenszeiten von Proben innerhalb eines Belastungsniveaus entsprechend der Versagensdefekte a streuen. Folglich kann die Wahrscheinlichkeit einer Versagenszeit t_f mit folgender Weibull-Funktion beschrieben werden.

$$P_f(t_f) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{t_f}{t_0} \right)^{m^*} \right] \quad (2.19)$$

Sind die Weibull-Parameter der Inertfestigkeitsverteilung bekannt, kann n aus

$$m^* = \frac{m}{n - 2} \quad (2.20)$$

bestimmt werden. A , bzw. A_0 lässt sich aus folgendem Zusammenhang mit Gleichung (2.17) herleiten:

$$t_0 = B \sigma_0^{n-2} \sigma^{-n} \quad (2.21)$$

Dabei ist σ_0 die charakteristische Festigkeit, also die Inertfestigkeit, und σ das Belastungsniveau der statischen Biegeversuche.

Dem großen Vorteil, v -K_I-Kurven für langsame Risswachstumsgeschwindigkeiten bestimmen zu können, steht der damit verbundene Zeit- und Testaufwand gegenüber. Da es durchaus Versagenszeiten von mehreren Wochen geben kann, sind mehrere Prüfstände notwendig, um Proben gleichzeitig testen und eine Statistik erstellen zu können. Die so ermittelten v -K_I-Kurven eignen sich jedoch besonders gut für Lebensdauervorhersagen.

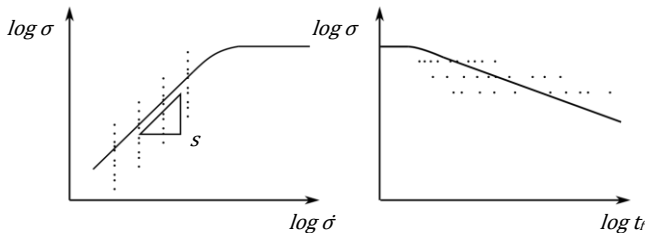


Abbildung 15: Schema für dynamische (links) und statische (rechts) 4-Punkt-Biegeversuche zur Bestimmung der Parameter des unterkritischen Risswachstums. (angelehnt an [75])

Weitere Charakterisierungsmethoden, tiefere mathematische Zusammenhänge und Einzelheiten zu bestimmten keramischen Werkstoffen sind in [75,97,105] zu finden.

2.3 Fraktographie

Fraktographie ist die wissenschaftliche Analyse von Versagensfällen anhand der Bruchflächen und -verläufe. Über visuelle und makroskopische Untersuchungen wird der Versagensursprung gesucht, die Belastungssituation rekonstruiert, Schädigungsmechanismen identifiziert und gegebenenfalls Schritte zur künftigen Schadensvermeidung abgeleitet.

Eine umfangreiche Darstellung zur fraktographischen Untersuchung von Gläsern und keramischen Werkstoffen, mit der praktischen Herangehensweise sowie ausführlich beschriebenen Schädigungsmechanismen und -bildern, liefert Quinn [106]. Für eine kurze, grundlegende Einführung eignet sich auch DIN EN 643-6 [79]. Im Folgenden wird auf einige, für spätere Untersuchungen relevante Schädigungsbilder und Darstellungen eingegangen.

Abbildung 16 skizziert schematisch den Bruchspiegel einer zylindrischen Probe, was Isolatoren letztlich auch sind. Die Bruchflächen entstehen in der Ebene der höchsten Normalspannung, für Zugbeanspruchung also senkrecht zur wirkenden Kraft [107]. Der Versagensursprung ist im dargestellten Fall ein Oberflächendefekt am Probenrand. Genauso können jedoch auch Volumendefekte im Inneren ein Versagen auslösen.

Umgeben wird der Versagensursprung von einem sogenannten *Bruchspiegel*. Diese sehr glatte Zone ohne sichtbare Struktur bildet sich vor allem bei Gläsern und feinkörnigen Keramiken. Im Bereich des Bruchspiegels beschleunigt sich der Bruch, ist aber noch vergleichsweise langsam. Aus der Größe des Bruchspiegels kann theoretisch auf die Versagensspannung geschlossen werden [108,109]. Dazu müssen jedoch einige materialspezifische Konstanten bekannt und das Materialverhalten homogen sein. Zudem bedarf es einer klaren Abgrenzung zu nachfolgenden Bereichen, wobei die exakte Vermessung oft schwierig ist [106,107].

Dem Bruchspiegel folgen Bereiche mit zunehmend rauerer Oberfläche. Diese entstehen durch Umwandlung der beim Bruch freiwerdenden,

elastisch gespeicherten Energie in neue Oberfläche, d.h. Bruchflächen und Splitter. Zuerst entsteht ein Bereich *feiner Rauheit*. Mit anwachsender Rissfläche/-tiefe führt überschüssige, elastische Energie und ein schneller werdender Rissfortschritt zu einer Zone *grober Rauheit*. Folglich nimmt die Rauheit mit größerer Entfernung zum Versagensursprung zu und es bilden sich *Rissablenkungen* und *-verzweigungen*. Solche Rissflanken sind oftmals zentrisch um den Versagensursprung angeordnet und weisen zum Ursprung hin.

Ein weiteres Merkmal der Rissentwicklung sind *Haltelinien*. Sie entstehen, wenn der Riss bei seinem Wachstum stoppt. Dies kann bei unterkritischem Risswachstum beispielsweise durch niedrigere oder fehlende Belastung geschehen. Haltelinien bilden dabei die Rissfront ab und helfen zeitlich begrenzte Belastungssituationen zu rekonstruieren.

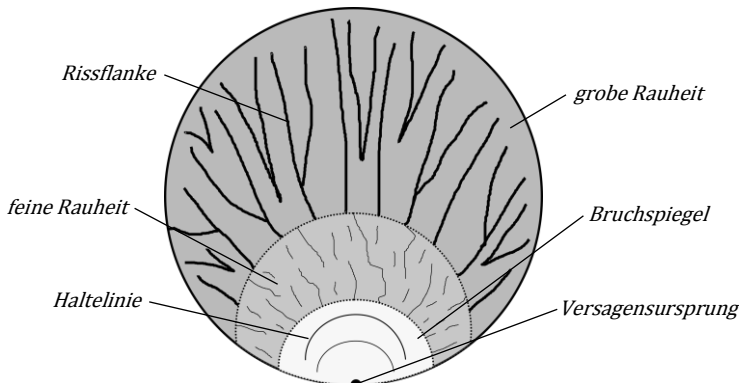


Abbildung 16: Schematische Darstellung eines Bruchspiegels bei TLI.

3 Experimentelle Durchführung

3.1 Untersuchungen an Langstabisolatoren

Im Rahmen des öffentlich geförderten Projektes „*Lebensdauerprognose keramischer Isolatoren*“, kurz LekI, wurden mehrere Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren (TLI) aus verschiedenen Freileitungs-Stromtrassen ausgebaut. An diesen Altisolatoren durchgeführte Untersuchungen sollen zu einem besseren Verständnis des Alterungsverhaltens und der Belastungssituation der TLI beitragen. Die Isolatoren stammen aus unterschiedlichen klimatischen Zonen Deutschlands, in denen Umwelteinflüsse wie Wind oder Eislasten unterschiedlich stark zum Tragen kommen. Isolatoren aus Küstennähe stammen von 50Hertz Transmission bei Hamburg Süd-Dollern. Die Netzbetreibergesellschaft Amprion stellte Isolatoren aus Mitteldeutschland, Region Uentrop-Kruckel, zur Verfügung. Der Voralpenraum bei St. Peter-Pleiting wurde durch die von TenneT TSO zur Verfügung gestellten Isolatoren abgebildet. Die ältesten untersuchten Isolatoren stammen aus 1957 und gehören somit zu den ersten eingesetzten TLI. Der Großteil der untersuchten Isolatoren wurde jedoch um 1970 in Betrieb genommen. Die Einsatzdauer der untersuchten TLI liegt somit zwischen 44 bis 55 Jahre. Sie bilden damit den Zeitraum der Prognosen von Frese und Pohlmann ab [7]. Alle untersuchten TLI stammten von der Firma Rosenthal Isolatoren GmbH, die Vorgängerin der heutigen LAPP Insulators GmbH (RIG). Diese Besonderheit ermöglichte es, die Entwicklung der Porzellanmasse über die Zeit zu untersuchen. Zudem konnte dadurch auf eine Vielzahl von Archivdaten zurückgegriffen und mit den Untersuchungen korreliert werden.

3.1.1 Bestimmung der Restfestigkeit

Für mehr als 220 im Einsatz gewesener TLI wurde im Rahmen mehrerer Testreihen auf dem Prüfstand von LAPP Insulators, einer Zugprüfmaschine (Mohr & Federhaff AG), deren Restfestigkeit bestimmt. Die Isolatoren waren von der Firma Rosenthal Isolatoren GmbH hergestellt und hauptsächlich von 1960 bis 1970 im deutschen Hoch- und Höchstspannungsnetz verbaut worden.

Für den Zugversuch werden die Isolatoren mit der Armierung, wie in Abbildung 17 ersichtlich, in die Zugprüfmaschine eingehängt. Die Krafteinleitung gleicht somit der in Freileitungen. Der Kraftverlauf im Zugversuch wird entsprechend dem in Abbildung 17 (rechts) skizzierten Schema durchgeführt, wobei die Belastungsgeschwindigkeit durch den Strunkdurchmesser des TLI bestimmt wird. Innerhalb von 30 bis 60 Sekunden wird auf die Prüfkraft F_P (entspricht 80 % der SFL) belastet. Bei F_P wird die Kraft für 60 Sekunden gehalten. Die anschließende Belastungsrate wird so gewählt, dass innerhalb von 90 Sekunden die SFL erreicht ist, die dann bis zum Bruch des Isolators beibehalten wird. Da Isolatoren mit verschiedenen Strunkdurchmessern untersucht wurden, erfolgte für nachfolgende Betrachtungen eine Umrechnung in mechanische Spannung. Dazu wurden die Isolatoren auf einen Zylinder mit dem Strunkdurchmesser abstrahiert, da dieser den kleinsten Querschnitt des Isolators darstellt und hier folglich die höchsten Spannungen wirksam sein müssen. Die getesteten Isolatoren hatten großteils einen Strunkdurchmesser von 75 mm, vereinzelt jedoch auch 60 mm und 85 mm.

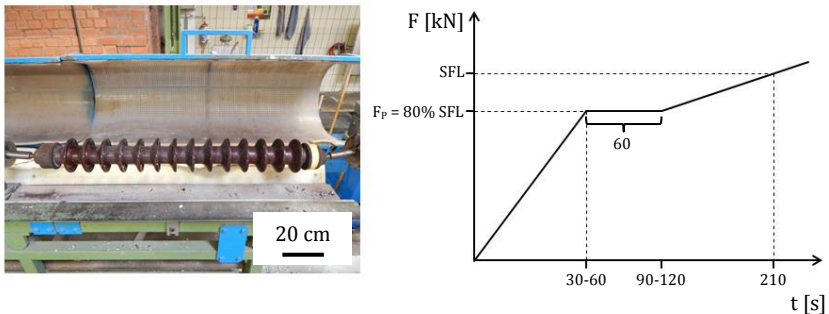


Abbildung 17: Aufbau und Ablauf des Zugversuchs (links: 75 mm Strunkdurchmesser) (mit freundlicher Genehmigung von [110])

Um eine Bewertung der Festigkeit vornehmen zu können, wurden zudem 100 neue Isolatoren aus der Produktion von 2014, folglich nach allen Qualitätsprüfungen, im gleichen Versuchsaufbau getestet. Zusätzlich wurde versucht, die ursprüngliche Festigkeit der Altisolatoren auf Basis von 70 Qualitäts- und Abnahmeprotokollen von 1969 bis 1970 zu rekonstruieren. Diese enthalten, je nach Art des Protokolls, bis zu fünf Isolatoren, die zufällig aus einem Produktionsbatch ausgewählt und damals im Zugversuch getestet wurden. Durch die zahlreichen Protokolle ist somit zumindest eine statistische Einschätzung der ursprünglichen Festigkeit im Auslieferungszustand, also ebenfalls nach allen Qualitätssicherungsmaßnahmen, möglich.

3.1.2 Fraktographische Untersuchung

Bei TLI, die unterhalb oder nahe der SFL versagten, wurden die Bruchflächen zur Analyse abgetrennt. Der fraktographischen Dokumentation aller Bruchflächen und der Bestimmung des Versagensursprungs folgte eine eingehendere Analyse interessanter Fälle, d.h. niedrige Versagenskraft und gut erkennbarer Versagensursprung. Zum Abtrennen der Bruchflächen wurde eine Diamantdrahtsäge der Firma Haas verwendet. Eingehendere, fraktographische Untersuchungen erfolgten mit einer Stereolupe, einem Lichtmikroskop (Olympus AX70), einem Digitalmikroskop (Keyence VHX-6000) mit 3D-Messung und an einem Rasterelektro-

nenmikroskop (REM) der Firma FEI. Der Fokus der Untersuchungen lag in der Dokumentation des Rissverlaufs, der Lokalisierung des Defektursprungs, der Bestimmung bruchauslösender Defekte sowie der Suche nach fraktographischen Hinweisen (z.B. Haltelinien) auf unterkritisch gewachsene Risse.

3.1.3 Grenzschichtanalyse

Für TLI unterschiedlicher Jahrgänge wurden in einer angeleiteten Bachelorarbeit [111] sowie aus daran anknüpfenden Untersuchungen aus dem Strunk jeweils mindestens fünf Proben präpariert und zur optischen Analyse aufbereitet. Untersucht wurde die Entwicklung der Glasurschicht auf den Porzellankörpern und deren Optimierung im Verlauf der Jahre. Anhand lichtoptischer Aufnahmen wurden Erkenntnisse zur Glasurdicke sowie zur Mikrostruktur, also Porenanzahl, Porengröße und Verteilung im Übergangsbereich zum Porzellan, erzielt. Für jeden Isolator wurden so 15 bis 20 Quadratmillimeter der etwa 0,2 mm dicken Glasur für eine zuverlässige Statistik untersucht. Die Ermittlung dieser Kenngrößen ist für die Beurteilung der Anbindung der Glasur an das Porzellan und möglicher Vorschädigungen wichtig.

3.1.4 Zeitliche Entwicklung der Porzellengefüge

Um die Entwicklung des Tonerdeporzellengefüges im Zeitverlauf nachvollziehen zu können, wurden TLI aus unterschiedlichen Jahrgängen ausgewählt. Mit einem TLI von 1957 ist eines der ersten und ursprünglichsten Tonerdeporzellane repräsentiert. Ein zweiter Isolator von 1969 wurde ausgewählt, da aus diesem Zeitraum der Großteil der untersuchten TLI stammt. Mit einem Isolator neuerer Produktion (von 2014) ist ein Vergleich zu dem aktuellen Stand der Gefügeentwicklung möglich. Es wurden jeweils REM-Aufnahmen angefertigt und diese mittels EDX- (energy dispersive X-ray spectroscopy) und EBSD- (electron backscatter

diffraction) Analysen auf ihre Gefügebestandteile und deren Verteilung untersucht.

Um die so erhaltenen Erkenntnisse zur Mikrostruktur mit mechanischen Eigenschaften korrelieren zu können, wurde zudem die Inertfestigkeit und die Bruchzähigkeit der Porzellanjahrgänge bestimmt. Teilweise erfolgte dies wieder im Rahmen einer angeleiteten Bachelorarbeit [112]. Um ausschließen zu können, dass die Festigkeit der älteren Isolatoren durch unterkritisches Risswachstum oder Schädigungen der randnahen Bereiche (im Einsatz) beeinflusst und herunter gesetzt wurde, wurden die dazu benötigten Proben aus der Mitte des Strunk und quer zur Belastungsrichtung des TLI als Biegebalken herauspräpariert. Die entsprechenden Versuchsdurchführungen sind in Kapitel 3.2.1.4 (Bruchzähigkeit) und Kapitel 3.2.1.5 (Festigkeit) dargestellt.

3.2 Experimentelle Bestimmung der Werkstoffeigenschaften

Für verschiedene Untersuchungen zu den Materialeigenschaften kamen spezielle, von LAPP Insulators für das Projekt LekI hergestellte Proben aus C130 zum Einsatz. So wurden „große Biegestäbchen“, in Abbildung 18 dargestellt, mit einer Höhe und einer Breite von jeweils ca. 9 mm und einer Länge von ca. 140 mm hergestellt. Das dabei verwendete Tonerdeporzellan wurde direkt aus der Masseaufbereitung der Produktion bei LAPP Insulators entnommen. Das Extrudieren, Trocknen und Glasieren der Stäbchen erfolgte im Entwicklungslabor von LAPP Insulators. Der Sinterprozess wurde zusammen mit einem Batch TLI auf den Herdwagenöfen der Produktion, vgl. Abbildung 18, durchgeführt. Somit sind ein Herstellungsprozess und eine Gefügeentwicklung nahe und vergleichbar zu den TLI gewährleistet.

Die, verglichen mit der Standardgeometrie (4x3x45 mm), relativ große Probengeometrie wurde gewählt, um die in Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren vorhandene Defektgrößenverteilung (volumenab-

hängig) möglichst gut abbilden zu können. Gleichzeitig können bei dieser Probengeometrie noch alle Untersuchungen auf Labor-Prüfanlagen durchgeführt werden.

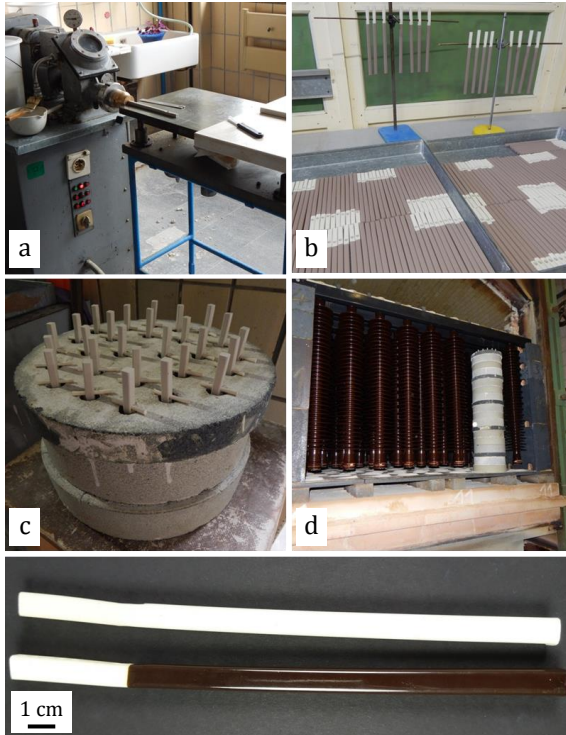


Abbildung 18: Große Biegestäbchen (unten), nach ähnlichem Herstellungsprozess wie die Isolatoren gefertigt. Extrudieren (a) und Glasieren (b) erfolgte im Labor. Durch entsprechende Brennhilfsmittel (c) wurden die Proben gemeinsam mit Isolatoren gesintert (d). (mit freundlicher Genehmigung von [110], z.T. auch veröffentlicht in [69,113])

Zur Charakterisierung der Glasur wurden Laborproben aus reiner Glasur hergestellt, was einen unüblichen und daher unbekanntem Prozess darstellte. In mehreren Iterationen wurde dabei wasserbasierter Glasurschlicker in ein Porzellanbecken abgegossen und getrocknet. Beim Brand kommt es zum Aufschmelzen, sodass schließlich ca. 30 mm hohe Glasur-

blöcke, vgl. Abbildung 35, zur Probenherstellung zur Verfügung standen. Das noch poröse Gefüge wurde am IAM-KWT mittels heißisostatischem Nachverdichten (bei 950°C, 1000 bar Argongasdruck, für eine Stunde) in ein zur Glasur der Isolatoren vergleichbares Glasurgefüge überführt.

Daneben wurden für unterschiedliche, weitere Untersuchungen auch Proben aus Altisolatoren oder aus Bruchstücken anderer Tests herauspräpariert.

3.2.1 Materialeigenschaften

3.2.1.1 Dichte

Die Dichte des Tonerdeporzellans C130 wurde an Proben aus den großen Biegestäbchen und an Proben der untersuchten TLI (siehe Kapitel 3.1.4) bestimmt. Darüber hinaus wurde die Dichte der nachverdichteten Glasur ermittelt. Die Dichtebestimmung erfolgte entsprechend [114] auf einer Feinwaage (sartorius type 1872) nach dem Archimedes-Prinzip in Wasser (bei 22°C). Die Proben-Dichte ρ_P wird dazu wie folgt berechnet.

$$\rho_P = \frac{m_T}{m_W - m_F} \cdot \rho_W \quad (3.1)$$

Dabei ist m_T das gemessene Gewicht der trockenen Probe, m_W das Auftriebsgewicht der Probe in Wasser, m_F das Gewicht der mit Wasser gesättigten Probe und ρ_W die Dichte des Wassers bei gegebener Temperatur.

3.2.1.2 Härte

Die Härte des Tonerdeporzellan C120 und C130 sowie der nachverdichteten Glasur wurden mittels Härteprüfverfahren nach Vickers entsprechend [115] bestimmt. Die Härte nach Vickers wird wie folgt berechnet.

$$HV (F) = \frac{1,8544 \cdot F}{d^2} \quad (3.2)$$

Dabei steht $HV(F)$ für die Vickershärte bei einer Prüfkraft F . Die Länge d wird dabei diagonal durch den erzeugten Eindruck ermittelt. Bei der Bezeichnung ist zu berücksichtigen, dass die Kraft F in der HV Bezeichnung als Masse (in kg) zur verwendeten Prüfkraft angegeben ist. Für beide Materialien wurde mit einem Härteprüfer (AHM 2000) der HV 1 bestimmt.

3.2.1.3 E-Modul

Der E-Modul der nachverdichteten Glasur und des Tonerdeporzellans C130 wurde nach [116] ermittelt. Es wurden dabei zwei unterschiedliche Verfahren angewendet. Zum einen wurde der E-Modul über ein statisches Biegeverfahren (DIN EN 843-2, Verfahren A.3) mittels 4-Punkt-Biegebelastung ermittelt. Unter Erfassung der Dehnung mittels Dehnmessstreifen in einem definierten Kraftbereich, ergibt sich nach

$$E = \frac{3(F_2 - F_1)d_1}{bh^2\varepsilon} \quad (3.3)$$

der E-Modul aus der Dehnungsänderung ε . Dabei entsprechen b (Breite) und h (Höhe) den Probenabmessungen in Metern. F_1 und F_2 sind die Kräfte am unteren und oberen Aufzeichnungsbereich in Newton und d_1 der Abstand zwischen den inneren und äußeren Belastungsrollen im Messaufbau zur 4-Punkt-Biegebelastung. Es wurden dazu Biegestäbchen mit einer Höhe von 3 mm und einer Breite von 4 mm in einer Universalprüfmaschine (UTS Testsystem) in 4-Punkt-Biegung mit einer statischen Kraft von 80 und 100 N belastet. Über auf der Zugseite angebrachte Dehnmessstreifen ((HBM, Typ 3/120LY11*)) wurde die entsprechende Dehnung aufgezeichnet. Für Tonerdeporzellan C130 wurden zusätzlich Biegeproben mit einer Höhe und Breite von 7 mm eingesetzt. Das damit verbundene größere Testvolumen soll den Einfluss natürlicher Defekte auf die E-Modulmessung abbilden.

Zusätzlich wurde das Resonanzverfahren (DIN EN 843-2, Verfahren B) angewendet. Für die gleichen Probengeometrien wurde mit einem GrindoSonic MK5i Instrument die Schwingungsdauer in-plane gemessen und mit der Poissonzahl $\mu = 0,2$ der E-Modul über

$$E = 0,946 \cdot \left(\frac{m \cdot f_f^2}{b} \right) \cdot \left(\frac{l}{h} \right)^3 \cdot A_f \quad (3.4)$$

berechnet. Dabei entspricht l (Länge), b (Breite) und h (Höhe) den Probenabmessungen in Metern, A_f einem Formfaktor und m der Masse (in Kilogramm) des Probenkörpers und f_f der Resonanzfrequenz (in Hertz).

3.2.1.4 Kritischer Spannungsintensitätsfaktor K_{Ic}

Der kritische Spannungsintensitätsfaktor (K_{Ic}) wurde sowohl für das Tonerdeporzellan, als auch für die Glasur untersucht. Für Tonerdeporzellan wurde der K_{Ic} an den Porzellanmassen der großen Biegestäbchen und der TLI aus den Jahren 1957, 1969 und 2014 bestimmt. Für die TLI wurden dabei, wie in Kapitel 3.1.4 beschrieben, Biegestäbchen aus der Strunk-Mitte präpariert, um mögliche Umwelteinflüsse in der Randschicht auszuschließen.

Entsprechend DIN EN 14425-5 [117] wurde die Bruchzähigkeit nach dem Single-Edge Vee-Notch Beam Verfahren (kurz SEVNB), mit einer definierten Kerbe in V-Form bestimmt. Für jede K_{Ic} -Bestimmung wurden fünf bis sieben Biegestäbchen mit einer Breite von 3 mm, einer Höhe von 4 mm sowie einer Länge von 45 mm im 4-Punkt-Biegeversuch (vgl. Kapitel 2.2.1.4) getestet. Für die benötigte V-förmige Kerbe wurden die Biegestäbchen mittels Diamantdraht ($d = 0,5$ mm) auf einer Diamantdrahtsäge (Haas) auf eine Tiefe von 0,5 mm vorgekerbt. Anschließend wurde diese Kerbe mit einer Rasierklinge, 3 μm -Diamantpaste (Struers) und einer automatisierten Kerbvorrichtung auf 0,9 bis 1,1 mm vorangetrieben. Abschließend wurde der Kerbgrund mit einer 0,25 μm -Diamantpaste (Struers) behandelt, um einen möglichst scharfen Kerbgrundradius im Bereich von $r = 12$ μm zu erhalten. Der anschließende 4-Punkt-Biegeversuch in Silikonöl (WACKER® AK 100 Silicone Fluid) zur Sicherstellung einer inerten Umgebung wurde auf einer Universalprüfmaschine (UTS Testsystem) durchgeführt und die Risstiefen der Stäbchen entsprechend DIN EN 14425-5 lichtoptisch vermessen und ausgewertet. Über das Verhältnis α (Risstiefe zu Probenhöhe) kann der Geometriefaktor Y für jedes Stäbchen individuell nach

$$Y = 1,9887 - 1,326\alpha - \frac{(3,49 - 0,68\alpha + 1,35\alpha^2) \cdot \alpha \cdot (1 - \alpha)}{(1 + \alpha)^2} \quad (3.5)$$

ermittelt werden [117].

3.2.1.5 Biegefestigkeit

Die Ermittlung der Inertfestigkeit für das Tonerdeporzellan und die Glasur erfolgte entsprechend DIN EN 843-1 [88] im 4-Punkt-Biegeversuch (vgl. Kapitel 2.2.1.4) an Biegestäbchen mit einer Breite von 4 mm, einer Höhe von 3 mm und einer Länge von 45 mm. Diese wurden auf einer Flachsleifmaschine (Jung) mit einer D91-Schleifscheibe (Effgen) aus Bruchstücken der TLI und den großen Biegestäbchen von LAPP Insulators hergestellt. Vor der Festigkeitsbestimmung wurden die Kanten der Biegestäbchen mit SiC-Schleifpapier (P1200 und P2400) gebrochen und die Proben in einem Vakuum-Trockenschrank für mindestens 24 Stunden bei 60°C getrocknet. Als wasserfreies, inertes Testmedium wurde Silikonöl verwendet. Für den 4-Punkt-Biegeversuch wurden die Biegestäbchen auf einer Universalprüfmaschine (UTS Testsystem) mit einer Geschwindigkeit von 1,5 mm/min bis zum Versagen belastet. Der Rollenabstand des Testlagers betrug bei dieser Probengeometrie 40/20 mm.

Daneben wurde auch die Inertfestigkeit der großen Stäbchen ermittelt. Nach 24 Stunden im Vakuum-Trockenschrank wurden sowohl glasierte, wie auch unglasierte große Biegestäbchen „as fired“ in Silikonöl mit 300 N/s bis zum Bruch belastet. Die äußeren/inneren Rollenabstände des Testlagers betragen für diese Probengeometrie 80/40 mm. Die Belastungsrate zur Ermittlung der Biegefestigkeit an großen Biegestäbchen wurde somit ca. doppelt so hoch gewählt wie bei der Standardgeometrie (4x3 mm). Dies sollte den Einfluss der „as fired“ Oberfläche auf die Messung minimieren.

3.2.2 Dynamische Biegeversuche

Mittels dynamischer Biegeversuche wurde ermittelt, ob unterkritisches Risswachstum bei Tonerdeporzellan C130 und der Glasur auftritt und als Alterungseffekt in Betracht gezogen werden kann.

3.2.2.1 Dynamische Biegeversuche für Tonerdeporzellan C130

Abweichend zu [104] wurden zur Bestimmung der Parameter des unterkritischen Risswachstums Versuche mit großen Biegestäbchen [9x9x120 mm] von LAPP Insulators durchgeführt. Deren größeres Volumen spiegelt die vermutete Defektverteilung von Tonerdeporzellan C130 besser wider, als Proben mit der Standardgeometrie. Untersucht wurden sowohl glasierte als auch unglasierte Biegestäbchen aus C130 (vgl. Abbildung 18). Getestet wurde an Luft, d.h. unter einer gewissen Luftfeuchtigkeit, und in Wasser, als „kritische“ Umgebung. Für das Testauflager wurden die gleichen Rollenabstände wie zur Bestimmung der Inertfestigkeit, also 80/40 mm, gewählt. Die Inertfestigkeit wurde wie in Kapitel 3.2.1.5 beschrieben bestimmt. Die dynamischen Biegeversuche wurden auf der Prüfmaschine (UTS) durchgeführt und über die Belastungsrate geregelt. Von 0,001 MPa/s bis 10 MPa/s wurden insgesamt fünf verschiedene Belastungsraten getestet. Bei glasierten Biegestäbchen wurden die Versuche nur für die beiden niedrigen Belastungsraten 0,001 MPa/s und 0,1 MPa/s durchgeführt.

Für jede Testreihe wurden 20 Biegestäbchen verwendet. Daraus wurden für die jeweiligen Belastungsraten entsprechende Weibullverteilungen ermittelt.

3.2.2.2 Dynamische Biegeversuche für Glasur

Für die dynamischen Biegeversuche der Glasur wurden Stäbchen mit Standardgeometrie (Breite 4 mm, Höhe 3 mm, Länge 45 mm) aus nachverdichteten Glasurblöcken präpariert. Der äußere Rollenabstand des Biegelagers betrug 40 mm, der innere 20 mm. Die Inertfestigkeit wurde wie in Kapitel 3.2.1.5 beschrieben sowohl für nachverdichtete Glasur, als auch für Glasur ohne Nachbehandlung jeweils in Silikonöl bestimmt. Die

dynamischen 4-Punkt-Biegeversuche wurden in Wasser mit Belastungsraten von 0,01, 0,1 und 1 MPa/s durchgeführt. Für jede Testreihe wurden mindesten 18 Stäbchen getestet.

3.2.3 Statische Biegeversuche

Um langsames, unterkritisches Risswachstum für Lebensdauervorhersagen zu bestimmen, wurden statische 4-Punkt-Biegeversuche sowohl an Tonerdeporzellan als auch an Glasur mit einer Probengeometrie von 4 x 3 x 45 mm durchgeführt. Es wurden jeweils die einzelnen Materialien untersucht sowie auch glasierte, große Biegestäbchen, um Wechselwirkungen des Materialverbundes zu charakterisieren. Die Biegeversuche wurden an federbelasteten Langzeitprüfständen durchgeführt. Über eine Trapezgewindespindel werden Federn gespannt, über die Kraft auf die Probe aufgebracht wird. Durch die Federvorspannung wird gewährleistet, dass beständig Last aufgebracht wird und ein Lastabfall bei fortschreitender Durchbiegung minimiert wird. Somit werden kleine Durchbiegungen der Proben, in Folge unterkritischen Risswachstums, direkt ausgeglichen und nachverfolgt. Unter den Biegelagern montierte Kraftmessdosen (Tedeo Huntleigh, Model 620) ermöglichen es, die Prüfkraft einzustellen und Probenversagen zu detektieren. Die Bruchzeit wird über einen mit der Kraftmessdose verknüpften analogen Zeitzähler (red lion, CUB7) erfasst. Abbildung 19 zeigt solch einen Langzeitprüfstand.

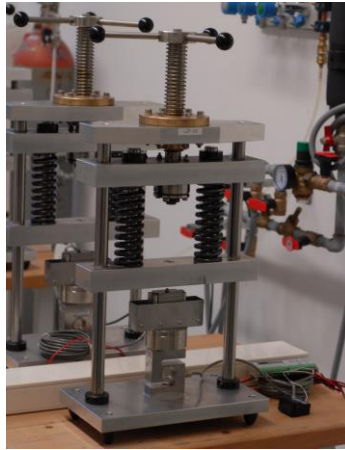


Abbildung 19: Prüfstand für statische 4-Punkt-Biegeversuche mit großen Stäbchen.

3.2.3.1 Statische Biegeversuche an Tonerdeporzellan C130

Statische 4-Punkt-Biegeversuche in Wasser (22 °C) und an Luft wurden mit Biegestäbchen der Standardgeometrie (4 x 3 x 45 mm) durchgeführt. Der äußere Rollenabstand betrug 40 mm, der innere 20 mm. Die Biegestäbchen wurden aus den großen Biegestäbchen herauspräpariert. Die Inertfestigkeit der Versuchscharge wurde entsprechend Kapitel 3.2.1.5 in Silikonöl ermittelt. Insgesamt wurden vier verschiedene Lastniveaus, ca. 55, 60, 65 und 70 % von σ_0 des Tonerdeporzellan C130, getestet. Die Tests mit 92 MPa wurden abweichend zu den anderen Lastniveaus auf einer Universalprüfmaschine (UTS Testsystem) durchgeführt, um eine ausreichend schnelle Lastaufbringung zu gewährleisten. Für jedes Lastniveau wurden mindestens 20 Stäbchen getestet. Stäbchen, die nach 10 Wochen nicht gebrochen waren, wurden als „Durchläufer“ gewertet.

3.2.3.2 Statische Biegeversuche an Glasur

Analog zu den statischen Biegeversuchen an Tonerdeporzellan C130 wurden auch Biegeversuche an Glasur mit Biegestäbchen der Standardgeometrie durchgeführt. Die Biegestäbchen wurden aus nachverdichteten Glasurblöcken geschliffen. Auch hier betrug die Rollenabstände

der Testlager 40 mm (außen) und 20 mm (innen). Die Inertfestigkeit der Probencharge wurde ebenso in Silikonöl bestimmt. Für die statischen 4-Punkt-Biegeversuche in Wasser (22 °C) wurden Lastniveaus entsprechend ca. 40, 50 und 60 % von σ_0 der Glasur untersucht. Auch in dieser Versuchsreihe wurden nicht gebrochene Stäbchen nach 10 Wochen als „Durchläufer“ gewertet und ausgebaut.

3.2.3.3 Statische Biegeversuche an glasiertem C130

Für die statischen 4-Punkt-Biegeversuche an glasierten, großen C130-Biegestäbchen wurden zwei unterschiedliche Herangehensweisen gewählt. Einerseits wurden die Biegestäbchen, wie von LAPP Insulators hergestellt, „as fired“ getestet. Bezüglich der Inertfestigkeit konnte dabei auf schon im dynamischen Biegeversuche ermittelte Werte zurückgegriffen werden. Statisch wurden drei Belastungsniveaus getestet. Das niedrigste, mit 90 MPa, entspricht dabei ca. 80 % der Inertfestigkeit.

Für die höheren Lastniveaus wurde ein Stufenverfahren, siehe [105], angewendet. Dazu wurde die Belastung nach 2000 Stunden von 100 MPa auf 105 MPa erhöht. Beide Lastniveaus liegen somit bereits im Streubereich der Inertfestigkeit.

Daneben wurde eine Charge glasierter Biegestäbchen über Knoop-Härteeindrücke mit definierten Defekten versehen, die von der Glasuroberfläche etwa 50 % in die Glasurschicht reichen sollten. Die Eindruckkraft betrug 5 kp, wobei pro Stäbchen vier bis sechs Eindrücke auf der zugbelasteten Seite gesetzt wurden. Druckvorspannungen, durch den Härteeindruck, im Bereich der plastisch verformten Zone, wurden mittels Spannungsarmglühen bei 500 °C für 1 Stunde beseitigt. Die defektbehaftete Inertfestigkeit wurde an 30 Knoop-Biegestäbchen in Silikonöl bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 300 N/s bestimmt. Nach dem Bruch wurde jedes Biegestäbchen fraktographisch untersucht. Für die Inertfestigkeit wurden nur Biegestäbchen berücksichtigt, die an einem Knoop-Defekt versagten.

Die statischen 4-Punkt-Biegeversuche an 11 Knoop-Biegestäbchen erfolgten auf einem Belastungsniveau von 90 MPa in Wasser. Die Riss-

wachstumsparameter wurden entsprechend mit der Weibull-Methode bestimmt.

3.2.4 R-Kurven Verhalten

Das R-Kurven Verhalten von Tonerdeporzellan C130 wurde mit einer am Institut entwickelten Methode (vgl. [95]) an einer modifizierten SEVNB-Biegeprobe, unter anderem in einer angeleiteten Bachelorarbeit [118], untersucht. Das Biegestäbchen (Breite 3 mm, Höhe 4 mm, Länge 45 mm) wird dabei analog zur Bestimmung der Bruchzähigkeit präpariert, wobei der Kerb mit einer Tiefe $\geq 2,1$ mm (im Versuch $2,167 \mu\text{m}$) deutlich tiefer in die Probe reicht und somit deren Nachgiebigkeit erhöht. Die Probe wird in einem 4-Punkt-Biegeaufleger in einem steifen Stahlrahmen belastet, siehe Schema in Abbildung 20.

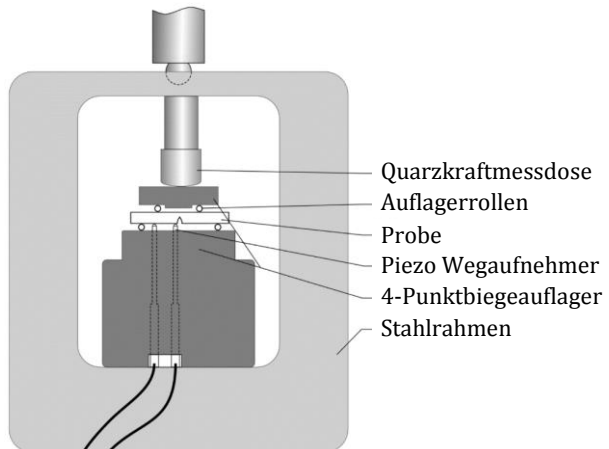


Abbildung 20: Versuchsaufbau zur R-Kurvenmessung mit SEVNB-Biegestäbchen im steifen Rahmen. (entnommen [118])

Die verwendete Universalprüfmaschine (Instron 1362) belastet den Stahlrahmen, der als Puffersystem für den Biegeversuch fungiert. Rissfortschritte in der Probe führen somit nicht direkt zu einem Kraftabfall an der Prüfmaschine, sodass diese langsam nachregelt. Risse können so

in einer Probe stabil vorangetrieben werden. Zwei LVDT-Wegaufnehmer erfassen dabei die Durchbiegung an der Probe. Die Kraft an der Probe wird mit einer hochauflösenden Quarz-Kraftmessdose (Kistler Instrumente GmbH, Quarz Drucksensor 9212) aufgezeichnet. Vor dem Versuch wurde das Biegestäbchen im Vakuumtrockenschrank getrocknet. Der Kerbgrund wurde direkt vor dem Versuch mit Silikonöl benetzt, um unterkritischem Risswachstum entgegenzuwirken. Die mathematische Berechnung der R-Kurven wurde freundlicher Weise von Dr. Theo Fett, wie in [95] beschrieben, durchgeführt.

3.2.5 Spannungszustand der Glasur

Um die Wechselwirkung von Glasur und Tonerdeporzellan C130 beurteilen zu können, wurden die Wärmeausdehnungskoeffizienten α beim Abkühlen im Temperaturbereich zwischen 500 °C und 20 °C mit einem optischen Dilatometer (Fraunhofer ISC), einem Schubstangendilatometer (Bähr-Thermoanalyse GmbH) und einem optoelektrischen Dilatometer (Netzsch) bestimmt.

Um die Druckspannung in der Glasur auch visuell sichtbar zu machen wurde eine am IAM-KWT entwickelte Methode [59] angewendet. Diese macht sich zu eigen, dass mit Hilfe von „double cleavage drilled compression“ (DCDC-) Proben Risse stabil vorangetrieben werden können. Bei einer Änderung der Rissgeschwindigkeit, z.B. ein Stoppen des Risses, entstehen dabei sogenannte Haltelinien. Der Winkel φ , unter dem ein solcher Riss an die Oberfläche tritt, erlaubt Rückschlüsse auf den Spannungszustand an der Oberfläche. Für eine Oberfläche, die keinen Eigenstress unterliegt, gilt, homogenes und isotropes Material vorausgesetzt,

$$\varphi \cong 90^\circ - 38,8^\circ \nu \quad (3.6)$$

wobei ν die Querkontraktionszahl ist.

Wächst ein Riss, muss der Spannungsintensitätsfaktor an der Rissspitze (K_{tip}) der Bruchzähigkeit (K_{Ic}) entsprechen. Es gilt folglich

$$K_{tip} = K_{appl} + K_{sh} = K_{Ic} \quad (3.7)$$

Sind die Randschichten zur Oberfläche hin nicht frei von Eigenspannungen, sondern unterliegen beispielsweise einer Druck- oder Zugvorspannung, wird die an der Riss Spitze wirksame Spannungsintensität K_{appl} um einen weiteren Faktor K_{sh} (für Zug- positiv und Druckspannungen negativ) beeinflusst. Dieses K_{sh} bewirkt, dass die Riss Spitze der spannungsfreien Rissfront bei Zugeigenspannung vorausschneidet oder bei Druckeigenspannung zurückgehalten wird. Rechts in Abbildung 5 ist der Einfluss von Druckeigenspannungen in der Randschicht auf den Rissverlauf schematisch dargestellt. Genauer zur Methode und der Möglichkeit daraus für Gläser eine Abschätzung des tatsächlichen Spannungszustandes vorzunehmen finden sich in [59,60].

3.3 Übertragung auf Bauteilebene

3.3.1 Belastungssituation im Netz

Im Rahmen des Ausbaus von Altisolatoren, vgl. Kapitel 3.1, wurden für das Projekt LekI Kraftmessdosen zwischen den neu eingebauten Isolatoren und den Strommasten installiert. Dies erfolgte an ausgewählten Orten in Deutschland, um die unterschiedlichen klimatischen Zonen für eine Lebensdauerbetrachtung abzubilden. Über Messungen an der Nordseeküste, der Norddeutschen Tiefebene und im Alpenvorland sollten so mögliche Wetterextreme (Wind, Schnee, etc.) abgebildet werden. Die Messungen erfolgten zudem jeweils an Trag- und Abspannisolatoren, wobei verschiedene Isolatortypen zum Einsatz kamen. Tabelle 1 gibt eine Übersicht zu den Standorten der Kraftmessungen und zur jeweiligen Einbausituation der Isolatoren.

Je nach Einbausituation wurden die parallel angeordneten Isolator Ketten durch Distanzhalter auf einen gleichen Abstand zum Mast gehalten, sodass die Kraft für eine einzelne Kette (vgl. Abbildung 21) aufgezeich-

net wurde. Die Energieversorgung der Kraftmessdosen und der Datenlogger erfolgte über im unteren Gestängebereich der Masten angebrachte Batterien. Auf diese Weise wurden an verschiedenen Standorten die Kraftwerte für Trag- und Abspannmaste dokumentiert. Alle 30 Sekunden wurde ein Kraftwert gespeichert, sodass nach drei Monaten die Speicherkapazität erschöpft war und die Daten ausgelesen werden mussten.

Tabelle 1: Übersicht der Standorte und der Einbausituation zur Kraftmessung im Stromnetz. (angelehnt an [117])

Standort	Region	Einbau	Typ
Hamburg Süd-Dollern	Küste	Trag	LG 75
Hamburg Süd-Dollern	Küste	Abspann	LG 85
Uentrop-Kruckel	Tiefland	Trag	LG 75
Uentrop-Kruckel	Tiefland	Abspann	LG 85
Pleiting	Alpenvorland	Trag	LG 60
Pleiting	Alpenvorland	Abspann	LG 75

Aufgrund der hohen Netzauslastung und der damit verbundenen Schwierigkeit eine Stromleitung stromfrei schalten zu dürfen, konnten die Kraftmessdosen nicht an allen Standorten zeitgleich eingebaut werden. Der Einbau erfolgte somit zwischen September 2015 bis Oktober 2016. Die Kraftmessdosen werden auch nach Projektende eingebaut bleiben und weiter Messwerte liefern.



Abbildung 21: Einbau einer Kraftmessdose, zur Aufzeichnung der auf die Isolatoren (durch Pfeil gekennzeichnet) wirkenden, mechanischen Kräfte [119].

3.3.2 Simulation des Langzeitverhaltens

In einer probabilistischen Simulation mittels Finite-Elemente-Methode (FEM), Software von ANSYS, wurde ein TLI-Modell erzeugt und statistisch mit Materialdefekten versehen. Unter Berücksichtigung der ermittelten Materialeigenschaften und der Belastungssituation der TLI in den Stromnetzen wurden Ausfallwahrscheinlichkeiten für unterschiedliche Nutzungszeiträume simuliert. Die Modellierung und Programmierung innerhalb Lekl wurde extern durch die CADFEM GmbH (Frau Dr. Tsotsova) nach Vorgaben der Projektpartner realisiert. Zur Validierung dieses Lebenszeitmodells und der integrierten Materialeigenschaften wurden zusätzlich ein inerter 4-Punkt-Biegeversuch sowie ein dynamischer 4-Punkt-Biegeversuch mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 10 MPa/s simuliert. Als Probengeometrie wurden dabei zu Vergleichszwecken die großen, unglasierten Biegestäbchen (vgl. Kapitel 3.2.2) gewählt. Die simulierten Rollenabstände entsprachen mit 80 mm außen und 40 mm innen den praktischen Versuchen.

Das TLI-Modell wurde auf Isolatoren von LAPP Insulators, mit 75 mm und 85 mm Strunkdurchmesser ausgelegt. Zudem ist es möglich, die Simulation mit und ohne einer 200 μm Glasurschicht durchzuführen.

Für die Lebenszeitsimulation der TLI wurden die folgenden Randbedingungen gewählt:

- Die Werkstoffe (Porzellan C130 und Glasur) sind isotrop und verhalten sich linear elastisch, wobei die Materialparameter für die untersuchten Bedingungen temperaturunabhängig sind.
- Die Defektverteilung (Größe und Orientierung) ist isotrop und es kommt zu keinen Wechselwirkungen zwischen den Defekten. Die Defektgeometrie ist ideal und über gegebene Funktionen beschreibbar [120].
- Der kritische Spannungsintensitätsfaktor ist unabhängig von der Risslänge konstant. Es kommt zur statischen Ermüdung durch unterkritisches Risswachstum. Die Ermüdungsgesetze sind bekannt und im Modell des 4-Punkt-Biegungsversuchs validiert.
- Risse können nur von der (Glasur-) Oberfläche in das Porzellan wachsen, wobei es keine Interface-Effekte gibt. Beide Werkstoffe werden separat, nach eigenen Gesetzmäßigkeiten betrachtet.
- Die Belastung der Isolatoren ist ausschließlich statisch und es kommt folglich zu einem statistischen, zeitabhängigen Versagen. Zyklische Belastung durch Temperatur, Wind oder ähnliches wird nicht berücksichtigt. Kann aber über unterschiedliche, statische Kraftniveaus für endliche Zeiträume abgebildet werden.

Die in die probabilistische Simulation einfließenden Materialkennwerte und die Belastungssituation werden in den Kapiteln 4.2 bis 4.5 sowie in Kapitel 4.7 dargestellt. Anhand des TLI-Modells können zusätzlich die maximal belasteten Bereiche des Isolatorquerschnitts ermittelt werden. Die zeitabhängige Ausfallwahrscheinlichkeit bei gegebener, statischer Belastung wird nach Batdorf für den Betrachtungszeitraum simuliert [120].

Neben der probabilistischen Simulation wurde im Rahmen einer studentischen Abschlussarbeit [121] ein deterministisches, sequentielles Lebenszeitmodell für einen einzelnen, kritischen Defekt entwickelt. Dieser kritische Defekt wird in seiner Form über das Modell von

Newman und Raju [78] beschrieben und für den maximal belasteten Bereich des TLI simuliert. Eine dynamische Belastung des Isolators, entsprechend einem definierten Kraftprofil, simuliert äußere Einflüsse auf das Wachstum kritischster Defekte. Es wird somit eine untere „Lebenszeitgrenze“ in Abhängigkeit von der Ausgangsdefektgröße und verschiedenen Kraftprofilen ermittelt.

4 Ergebnisse

4.1 Alterungsverhalten der Langstabilisatoren

Die Untersuchungen von Frese und Pohlmann [7] sowie Beobachtungen der Netzbetreiber zum Alterungsverhalten von TLI, hatten eine Einsatzzeit von ca. 50 Jahren prognostiziert. Im Folgenden werden die Ergebnisse von Untersuchungen dargestellt, die diese Abschätzung überprüfen, den Alterungsmechanismus beschreiben und eine genauere Vorhersage ermöglichen sollen.

4.1.1 Zugversuche

Abbildung 22 stellt die Festigkeiten der TLI als Weibullverteilungen dar. Die ermittelten Restfestigkeiten, der für 44 - 55 Jahre im Betrieb gewesenen TLI sind als rote Punkte dargestellt. Die Festigkeiten fabrikneuer TLI, aus der Produktion von 2014, sind blau, die ursprüngliche Festigkeitsverteilung (aus den Qualitäts- und Abnahmeprotokollen) der Altisolatoren sind schwarz dargestellt.

Im neuwertigen, ungenutzten Zustand (blau und schwarz) sind die Festigkeitsverteilungen der TLI vergleichbar. Die Festigkeit liegt in beiden Fällen bei ca. 55 MPa und auch der Weibull-Modul m ist mit 12,7 (ursprüngliche Festigkeit) bzw. 14,6 (neuere Produktion) ähnlich. Das charakteristische Abknicken der Verteilungen und asymptotische Annähern an die SFL für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten, ist auf den Proof-Test (siehe Kapitel 2.1.2.1) als eine untere Grenze (Aussortieren großer Defekte) zurückzuführen.

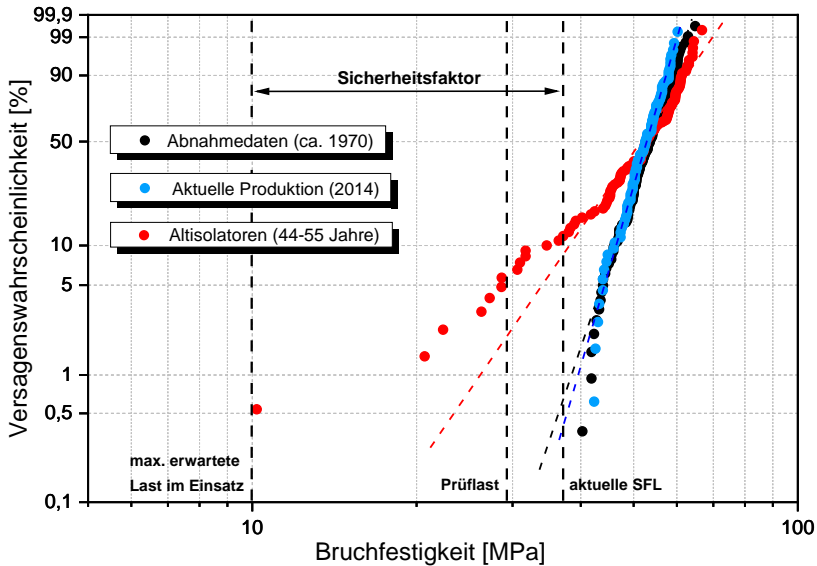


Abbildung 22: Weibull-Diagramm der im Zugversuch ermittelten Festigkeiten verschiedener Isolatoren sowie die Rekonstruktion der Festigkeit zum Zeitpunkt der Abnahme. (auch veröffentlicht in [122])

Die Verteilung der Restfestigkeiten von im Betrieb gewesener TLI unterscheidet sich hingegen deutlich von den Verteilungen neuwertiger Isolatoren. Mit ca. 55 MPa liegt σ_0 zwar auf dem Niveau der neuwertigen Isolatoren, der m -Wert von 6,7 weist jedoch auf eine deutlich breitere Streuung der Festigkeitswerte hin. Die Restfestigkeit mehrerer Altisolatoren verletzt die SFL. Sieben Isolatoren erreichen nicht einmal mehr die Prüflast. Ein TLI versagte im Zugversuch schon bei 11 MPa. Die Restfestigkeit dieses Isolators lag somit nach 44 Jahren Einsatz nahe der im Einsatz maximal zu erwartenden Belastung.

Der Knick in der Verteilung der Altisolatoren (bei ca. 45 MPa) weist darauf hin, dass unterschiedliche Defektpopulationen vorliegen könnten. Während bei hohen Versagenswahrscheinlichkeiten die charakteristischen Versagensdefekte gleichartig zum neuwertigen Zustand sind, scheinen sich die Defekte für niedrige Versagenswahrscheinlichkeiten

verändert zu haben. Diese Änderung in der Defektpopulation führt zu den herabgesetzten Restfestigkeiten und einem Abknicken der Weibullverteilung.

Eine Untersuchung der Einsatzdauer von TLI mit niedrigen Restfestigkeiten zeigt, wie aus Abbildung 23 hervorgeht, keine direkte Korrelation zwischen Restfestigkeit und Betriebszeit.

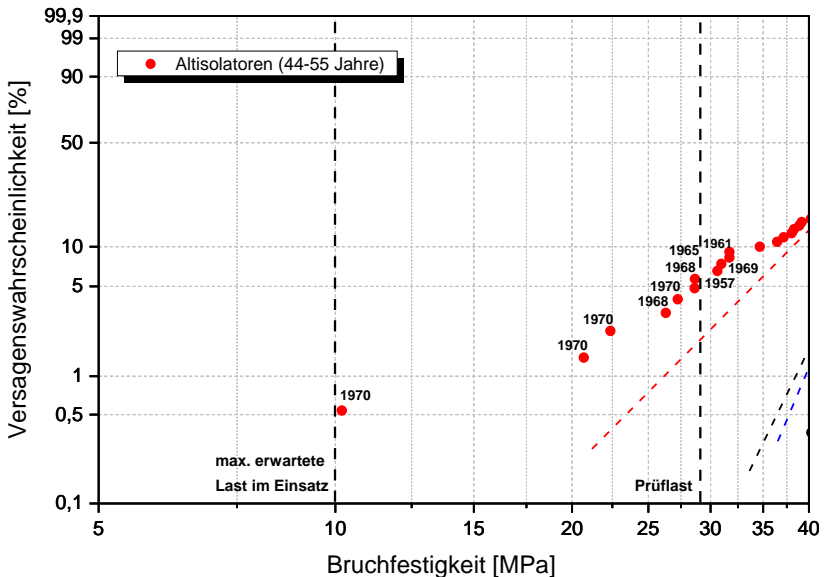


Abbildung 23: Jahrgänge der Isolatoren mit den niedrigsten Restfestigkeiten.

Mit Gleichung (2.7) kann unter Annahme eines Half-Penny Defekts ($Y \approx 1,3$) und der Bruchzähigkeit des Porzellans (Kapitel 4.3) eine Abschätzung der zum Versagen führenden Defektgrößen vorgenommen werden. Die Defekte der gealterten TLI müssen mehrere Millimeter durch die Glasur in das Tonerdeporzellan C130 hinein reichen. Aber auch bei den neuwertigen TLI wird die Glasurschicht verletzt, sofern es sich beim Versagen um Oberflächendefekte handelt.

Zusammengefasst zeigen die Zugversuche an Altisolatoren, dass sich die Festigkeitsverteilung der TLI nach dem Einsatz in den Stromnetzen verändert hat. Die Annahme von Frese und Pohlmann, dass TLI durch Alterung nach 50 Jahren die SFL verletzen, wurde durch einige Messwerte bestätigt [7]. Tatsächlich erscheint der Alterungseffekt deutlich stärker als ihre lineare Annahme voraussagt. Ein Unterschreiten der SFL tritt schon früher ein, in mehreren Fällen sogar ein Unterschreiten der Prüflast.

4.1.2 Fraktographie

Die fraktographischen Untersuchungen an Bruchflächen der TLI sollten zeigen, ob unterkritisches Risswachstum ein möglicher Alterungsmechanismus ist. Für niedrige Restfestigkeiten wurden häufig Defektursprünge an der Isolatoroberfläche, vermutlich durch Anrisse, gefunden. Daneben traten jedoch sowohl bei neuwertigen, als auch bei Altisolatoren innenliegende Defektursprünge auf. Abbildung 24 zeigt typische Vertreter dieser inneren Defekte. „Harte Brocken“ (links) und „schwarze Einschlüsse“ (rechts) sind Gefügestörungen, die im Herstellungsprozess nie ganz zu vermeiden sind. Als „Harte Brocken“ werden beim Mahlen nicht aufgebrochene Agglomerate bezeichnet, die beim späteren Brennprozess nicht vollständig mit Glasphase aufgefüllt werden. [113] „Schwarze Einschlüsse“ sind auf eisenhaltige Rohstoffverunreinigungen oder eisenhaltigen Abrieb von Produktionsanlagen zurückzuführen. Während des Sinterns werden diese zum Teil in die Gasphase abgeschieden, erzeugen eine Pore und reichern sich als Eisensilikat in den Porenwänden an. Dieses erzeugt die dunkle Färbung der Pore [113]. Durch ihre Lage im Inneren der Isolatoren, abgeschnitten von Umwelteinflüssen, sind solche Defekte von Alterungseffekten jedoch nicht beeinflusst. Harte Brocken werden zudem normalerweise erst bei hohen Bruchlasten (oberhalb der SFL) gefunden.



Abbildung 24: Innenliegende Versagensursprünge (gekennzeichnet durch rote Kästen). Bei hohen Bruchspannungen sind "harte Brocken" (links) und "schwarze Einschlüsse" (rechts) häufig zu finden.

Für TLI mit einer Restfestigkeit unterhalb der SFL liegt der Versagensursprung typischerweise an der Isolatoroberfläche. In Abbildung 25 (links) ist deutlich zu erkennen, wie ein Bereich sehr grober Rauheit mit Riefen und Bruchflanken (markiert durch Pfeile) in Richtung des Versagensursprunges deutet. Diesem Bereich vorgelagert, näher am Defektursprung, ist die Rauheit deutlich feiner und wird zum Defekt hin immer feiner um letztlich in den Bruchspiegel überzugehen. Mittig in diesem sehr glatten, mit wenig Struktur behafteten Bruchspiegel, ist der Versagensursprung zu finden. Umso niedriger die Restfestigkeit, desto ausgeprägter der Bruchspiegel und der Bereich feiner Rauheit. Für die Isolatoren mit den niedrigsten Restfestigkeiten kann nahezu die gesamte Bruchfläche mit wenig Rauheit behaftet sein (vgl. Abbildung 25 rechts), wodurch das Auffinden des Defektursprunges erschwert wird.

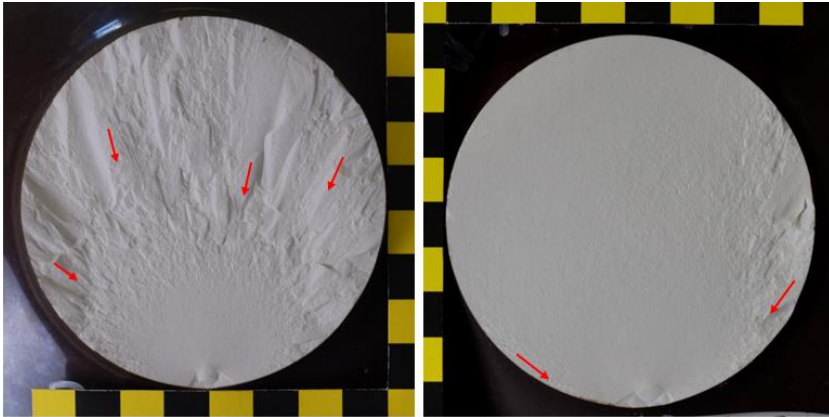


Abbildung 25: TLI mit 85 mm Strunkdurchmesser. Links: Der Versagensursprung (unten) ist anhand charakteristischer Riefen im Bruchspiegel (rote Pfeile) leicht zu finden. Rechts: Niedrige Bruchkraft führt zu kaum strukturiertem, glattem Bruchspiegel. Versagensursprung ist auch unten.

Mehrere unterhalb der SFL gebrochene Altisolatoren weisen „Nasen“ im Versagensursprung auf. Dies sind auffächernde Absätze in der Bruchfläche, die eine Neigung von 45° bis nahezu 90° aufweisen können. Ihre Breite reicht von wenigen Millimetern bis ca. 10 mm. In Abbildung 26 rechts, einer REM-Aufnahme solch eines Defektursprungs, sind mehrere große Poren in der Glasurschicht und der Übergangszone zum Porzellan zu erkennen. Die tatsächliche Glasurdicke beträgt in diesem Bereich somit nur ca. $100\ \mu\text{m}$. Zudem ist die Oberfläche der Glasur durch kleinste Ausbrüche beschädigt. Ob diese im Zugversuch entstanden sind oder schon im TLI enthalten waren, ist nicht rückverfolgbar.

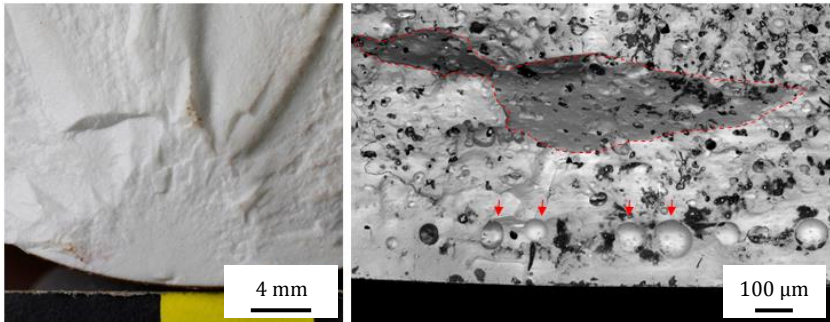


Abbildung 26: Versagensursprung mit Bruchspiegel (links) und die dazugehörige REM-Aufnahme (rechts) mit großen Poren in der Glasur.

In Abbildung 27 ist das Oberflächenprofil eines unterkritisch gewachsenen Defekts dreidimensional dargestellt. Mit rotem Pfeil gekennzeichnet liegt der Versagensursprung an der Isolatoroberfläche. Im dahinter liegenden Bruchspiegel sind mehrere Haltelinien zu erkennen. Die deutlichen Haltelinien (blauen Pfeile) sind aufgrund der damit verbundenen Defektgröße auf den Zugversuch zurückzuführen.

Zusammenfassend können an verschiedenen Bruchflächen Hinweise auf unterkritisches Risswachstum gefunden werden. Ob dieses im Einsatz durch eine äußere Vorschädigung, oder durch im Material enthaltene Defekte hervorgerufen wird, kann fraktographisch nicht eindeutig geklärt werden.

Für Isolatoren, die bei hohen Bruchkräften versagten, sind, wie erwartet, keine Anzeichen von unterkritischem Risswachstum zu finden. Vor allem, da der Versagensursprung für diese TLI meist im Inneren des Strunks liegt.

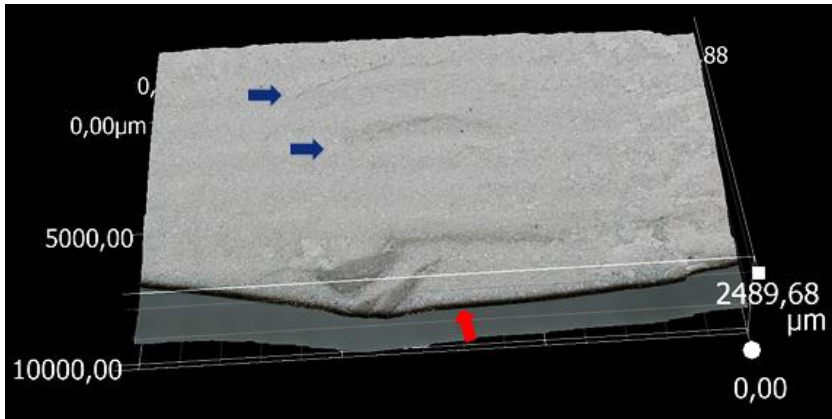


Abbildung 27: 3D, tiefenscharfe Aufnahme eines Versagensursprungs. Deutlich zu erkennen sind der Versagensursprung (roter Pfeil) sowie zwei durch blaue Pfeile markierte Haltelinien.

4.2 Entwicklung der Isolatoren

Um bewerten zu können, inwiefern TLI unterschiedlicher Herstellungsjahre hinsichtlich des Alterungsverhaltens vergleichbar sind, wurden Gefüge und mechanische Aspekte an drei Isolatoren genauer untersucht.

Die Untersuchung der Festigkeiten ist in Abbildung 28 als Weibull-Ausfallwahrscheinlichkeit dargestellt. Im 4-Punkt-Biegeversuch wurden Festigkeiten von Isolatoren aus den Jahren 1957 (rote Kreise), 1969 (rote Quadrate) und 2014 (blaue Punkte) ermittelt. Wie in der Experimentalbeschreibung (Kapitel 3.1.4) erwähnt, wurden die Biegestäbchen so orientiert aus dem Strunk herauspräpariert, dass eventuell vorangegangene Alterungseffekte keinen Einfluss haben.

Der Weibull-Modul m der verschiedenen Jahrgänge liegt zwischen 13,5 und 17. Die Festigkeitsverteilung von 1957 streut dabei etwas mehr als die der folgenden Jahrgängen. Die charakteristische Festigkeit steigt von

1957 mit 98 MPa bis zum aktuellen Tonerdeporzellan (2014) mit 123 MPa kontinuierlich an.

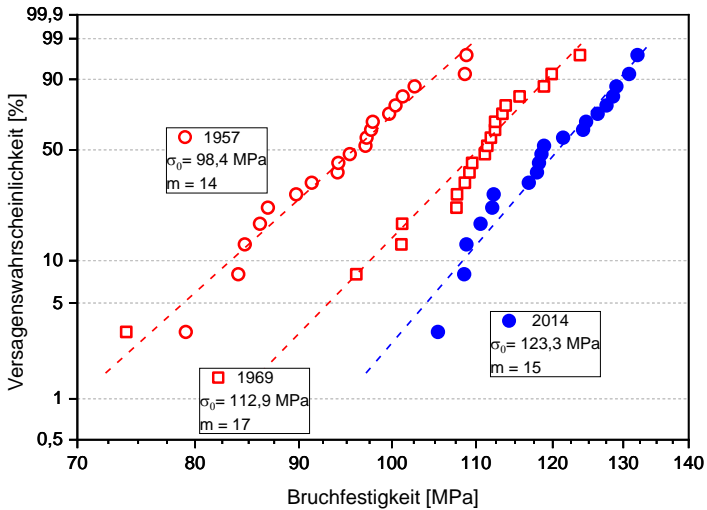


Abbildung 28: 4-Punkt-Biegefestigkeit (4x3x45 mm) von Tonerdeporzellan aus verschiedenen Jahrgängen. (auch veröffentlicht in [112])

Neben der Festigkeit wurde auch die Bruchzähigkeit der Tonerdeporzellan verschiedener Jahrgänge mittels SEVNB in 4-Punkt-Biegeversuchen untersucht. Auch hier zeigt sich eine deutliche Änderung über die Herstellungsjahre. In Tabelle 2 sind die Mittelwerte der getesteten Stäbchen sowie der E-Modul aufgelistet. Beide Werte steigen deutlich über die Jahre. Auch die Dichte des Materials steigt in diesem Zeitraum von 2,35 auf 2,62 g/cm³ an.

Tabelle 2: Bruchzähigkeit und E-Modul von aus TLI unterschiedlicher Herstellungsjahre herauspräparierten Proben. (Daten zum Teil aus [112])

Jahrgang	K_{Ic} [MPam ^{1/2}]	E-Modul [GPa]	Dichte [g/cm ³]
1957	1,3 (±0,2)	78,1	2,35
1969	1,4 (±0,13)	89,4	2,39
2014	1,7-1,8 (±0,28)	104,1	2,62

Um die erheblichen Veränderungen in der Festigkeit, der Bruchzähigkeit und dem E-Modul beurteilen zu können, wurde die Gefügestruktur des Tonerdeporzellans genauer untersucht. In Abbildung 29 sind, mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX), die Elemente Aluminium (grün) und Silizium (rot) im Gefüge von TLI verschiedener Jahrgänge kenntlich gemacht. Beide Elemente sind Hauptbestandteile verschiedener Phasen des Tonerdeporzellans. Aluminium kommt vor allem in Form von Aluminiumdioxid (z.B. als Korundplatten) vor, während Silizium in Form von Siliziumdioxid (als Quarzkristalle) vorliegt. Diese beiden Phasen sind vergleichsweise gut abgrenzbar. Sowohl in Mullit wie auch in der Glasphase kommen beide Elemente vor. Eine genaue Abgrenzung des Mullit von der Glasphase ist für die untersuchte Auflösung nicht möglich. Durch hinterlegte REM-Bilder mit SE-Detektor ist zudem die Porenstruktur im Gefüge ersichtlich.

Bei dem ältesten Isolator von 1957 gibt es Ansammlungen sehr feiner Al_2O_3 -Phasen. Diese nestartigen Häufungen sind gleichmäßig im Gefüge verteilt. Daneben gibt es immer wieder größere Quarzkörner mit Durchmessern bis zu $60\ \mu\text{m}$, die von typischen Rissstrukturen umzogen sind. Die Porengröße variiert recht stark, wobei größere Poren mit Durchmessern von über $50\ \mu\text{m}$ keine Seltenheit sind.

Mehrere Proben stehen in den Jahrgängen 1969 und 1970 zur Verfügung, so dass hier Gefüge von drei TLI untersucht werden konnten. Vergleicht man sie mit dem Porzellengefüge von 1957, fallen deutliche Unterschiede auf. Nur noch vereinzelt und deutlich seltener treten Nester aus feinem Al_2O_3 auf. Stattdessen sind im Gefüge Korund-Platten (Größenordnung von $5\text{-}20\ \mu\text{m}$) verteilt, die sich jedoch auch immer wieder lokal ansammeln. Zwischen diesen Bereichen mit Al_2O_3 -Konzentration gibt es große Bereiche reiner Glasphase. Quarz kommt auch in diesen Jahrgängen regelmäßig in Form größerer Körner vor. Die typischen Rissmuster um das Quarzkorn sind auch hier zu finden. Die Porenstruktur ist im Vergleich zu älteren Jahrgängen gleichmäßiger. Es dominieren Poren kleiner $20\ \mu\text{m}$. Jedoch treten vereinzelt auch Poren über $40\ \mu\text{m}$ auf.

Das Gefüge von Isolatoren aktueller Produktion (2014) hebt sich deutlich vom Gefüge der Isolatoren aus älterer Produktion ab. Die Verteilung der Korund-Plättchen ist sehr gleichmäßig. Die Bereiche der Glasphase sind deutlich kleiner und ebenso gleichmäßig. Nur vereinzelt sind noch größere Bereiche Glasphase zu sehen. Die Korundplättchen sind deutlich feiner und liegen meist unterhalb von 15 μm . Quarzkörner treten selten auf, sind jedoch immer noch vorhanden. Ihre Größenordnung liegt bei Durchmessern deutlich unter 40 μm . Die Poren sind in der Anzahl deutlich mehr, dafür gleichmäßig im Gefüge verteilt und sehr klein. Meistens liegt ihre Größe um die 10 μm und sehr wenige sind größer als 20 μm . Die Gefüge der jüngeren Isolatorgeneration sind somit deutlich homogener als frühere Tonerdeporzellane und die Korund-Plättchen sowie die Porenstruktur sind in ihrer Ausprägung feiner.

Die Elementzusammensetzung der Glasphase zwischen den Korundplättchen und den Quarzkörnern, vgl. Tabelle 3, hat sich über die verschiedenen Jahrgänge leicht verändert. Der Kaliumanteil hat sich um ca. ein Atom-% erhöht, während der Siliziumanteil leicht gesunken ist. Solche Änderungen in der Zusammensetzung sind auf Änderungen in den Rohstoffen zurückzuführen.

Tabelle 3: Zusammensetzung (Atom-%) der Glasphase von Porzellengefügen unterschiedlicher Jahrgänge. Zusätzliche Spuren weiterer Elemente wurden nicht betrachtet, was an der Differenz zu 100 % ersichtlich wird.

Jahrgang	O	Al	Si	Na	Mg	K
1957	65,4	9,6	21,3	1,1	0,2	2,3
1969 - 1970	65,4	9,8	20,5	1,3	0,3	2,2
2014	65,7	8,9	19,8	1,4	0,7	3,2

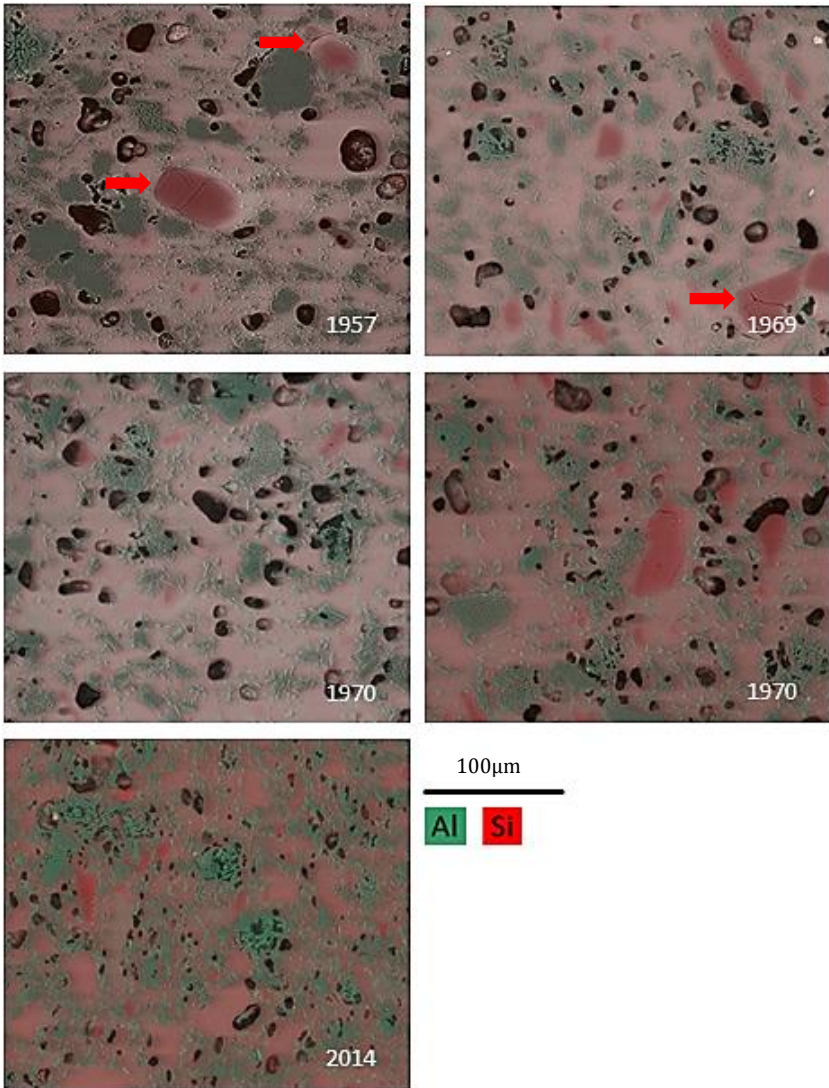


Abbildung 29: Gefügeentwicklung für Porzellan aus verschiedenen Jahrgängen anhand von EDX-Analysen. Al_2O_3 -haltige Phasen, wie Korund, (grün) und Si-haltige Phasen, wie beispielsweise Quarzkörner, (rot) werden so sichtbar.

Um die Entwicklung des Korundanteils im Tonerdeporzellan C130 neben der qualitativen Analyse mittels EDX auch quantitativ zu bewerten, wurde eine eigene optische Auswertung (automatisiert mittels Python) durchgeführt. In Abbildung 30 wird diese für TLI von 2014 (oben) und von 1957 (unten) graphisch verdeutlicht.

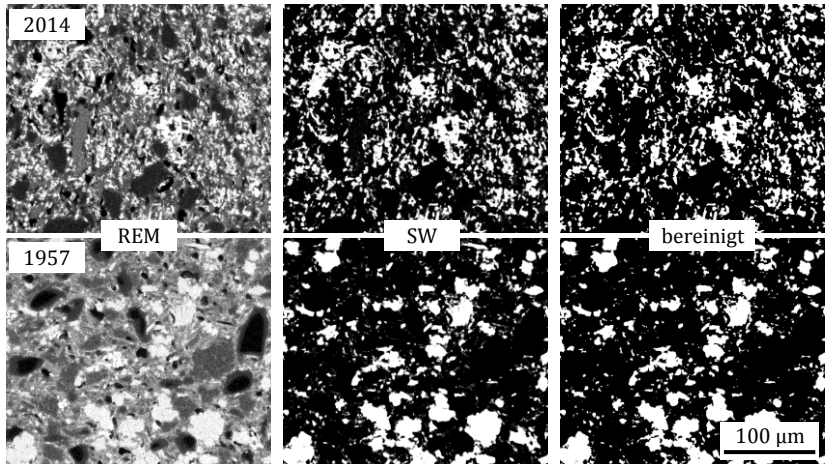


Abbildung 30: Ermittlung des Korundanteils für TLI von 2014 (oben) und 1957 (unten) mittels REM-Aufnahmen und einer Auswertung in Python.

Dazu wurden REM-Bilder (linke Bilder Abbildung 30) über Grauwerte in Korund (hell) und nicht Korund (grau und schwarz) unterschieden und in ein Schwarzweiß-Bild transformiert (mittlere Bilder). Anschließend wurden einzelne, weiße Pixel ohne Anschluss an andere weiße Bereiche gelöscht (rechte Bilder). Dabei handelt es sich um Korund, das im REM-Bild durch die Glasphase durchschimmert, aber nicht in der untersuchten Bildebene liegt und folglich das Ergebnis verfälscht.

Es zeigt sich, dass der Korundanteil von altem zu neuem Tonerdeporzellan zunimmt. Daneben ist bei dieser Form der Gefügeuntersuchung nochmals die zunehmend homogenere Verteilung des Korunds im Gefüge zu erkennen.

Bei anderen Analysemethoden wie EBSD oder μ -Computertomographie erwies sich die benötigte genaue Abgrenzung der einzelnen Phasen als schwierig. Wegen des hohen Glasphasenanteils (nicht kristallin) und der sehr ähnlichen Zusammensetzung der Porzellanphasen sind diese Methoden zur quantitativen Auswertung folglich nicht geeignet.

4.3 Materialkennwerte C130 und Glasur

Tabelle 4 enthält die wichtigsten Materialeigenschaften des aktuellen Tonerdeporzellans C130 aus der Produktion von 2014 und der Glasur nach dem HIP-Prozess. Diese wurden, wie in Kapitel 3.2.1 beschrieben, bestimmt und sind teilweise mit Standardabweichung angegeben. Nachfolgende Berechnungen und Simulationen basieren auf den so ermittelten Kennwerten.

Tabelle 4: Materialkennwerte von Tonerdeporzellan C130 (2014) und der Glasur.

Kennwert	Tonerdeporzellan C130	Glasur (HIP)
Risszähigkeit [MPam ^{1/2}]	1,7 – 1,8	1,06
Biegefestigkeit [MPa]	131,2	94,4
E-Modul [GPa]	95,8 ($\pm 9,4$)	78,4 ($\pm 1,06$)
Härte HV 1	678 (± 72)	617 (± 27)
Dichte [g/cm ³]	2,62	2,48

4.4 R-Kurvenverhalten

Für Lebenszeitberechnungen und -simulationen ist die Annahme eines festen K_{Ic} von Vorteil. Bei R-Kurven-Verhalten, also einem bei Rissverlängerung ansteigendem K_{IR} , muss in den Berechnungen dieser konstante Faktor durch eine Funktion der Risslänge ersetzt werden. Tonerdeporzellan, mit seinen in der Glasphase verteilten Korund-Plättchen (vgl. Abbildung 29), kann Mechanismen für R-Kurvenverhalten unterliegen.

Abbildung 31 zeigt REM-Aufnahmen eines Rissverlaufs bei der R-Kurven-Messung. Vereinzelt sind dabei verschiedene Verstärkungsmechanismen zu beobachten. Quarzkörner lenken den Riss teilweise ab und müssen umgangen werden (a), was zu einer Verlängerung der Rissstrecke führt. Auch pull-out von Korund-Plättchen wird beobachtet (b), wobei der überwiegende Teil der Korund-Plättchen geschnitten wird. Auch Rissüberbrückung (c) kann vereinzelt beobachtet werden. Generell treten jedoch alle Effekte nur sehr vereinzelt auf, weshalb der Riss überwiegend gerade durch alle Gefügebestandteile verläuft.

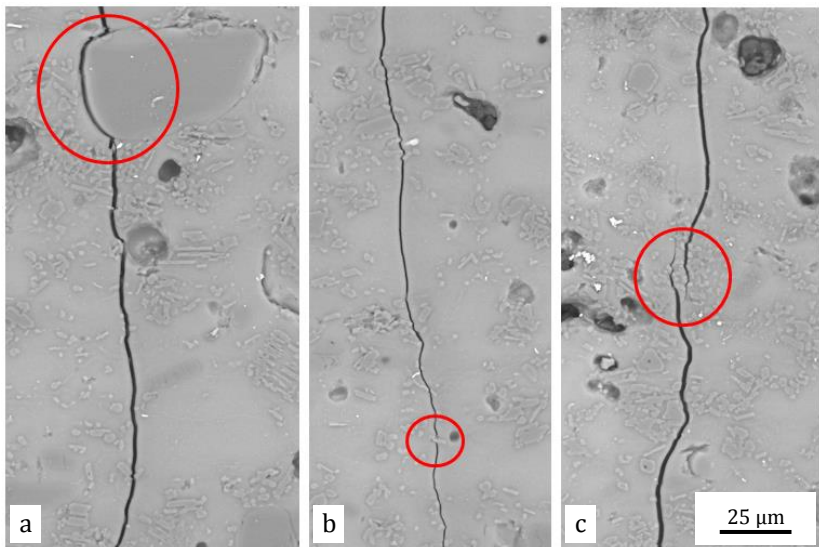


Abbildung 31: REM-Aufnahmen zu R-Kurven-Mechanismen in C130-Tonerdeporzellan. a) Rissablenkung durch ein Quarzkorn, b) pull-out von Korund-Plättchen, c) Rissüberbrückung (zum Teil auch veröffentlicht in [118])

Das seltene Auftreten von Verstärkungsmechanismen spiegelt sich auch in der R-Kurve, berechnet aus experimentell bestimmten Rissverlängerungen, wider. In Abbildung 32 wird für die berechneten K_{IR} -Werte der unterschiedlichen Rissverlängerungen eine typische Wurzelform als gestrichelte Linie angedeutet. Schon nach einer Rissverlängerung von 10 bis 15 μm ist ein Plateauwert von $1,75 \text{ MPam}^{1/2}$ erreicht. Dieser liegt

vermutlich noch etwas höher, da unterkritisches Risswachstum trotz des Versuchsaufbaus auch eine Rolle spielt und die ermittelten K_{IR} -Werte senkt. Auf den ersten 10 μm Rissverlängerung kommt es zu einer starken Streuung der Werte, welche allerdings im Streubereich der Testmethode liegen. Für diesen Bereich ist folglich nur die Angabe einer Tendenz möglich, es sind aber keine eindeutigen Werte zu ermitteln. Ein möglicher, minimaler Anstieg der K_R -Werte kann daraus abgelesen werden, wobei sich dieser auf die ersten 5 μm Rissverlängerung beschränkt. Die wenigen ausgeprägten Verstärkungsmechanismen führen also dazu, dass schon nach wenigen μm Rissverlängerung ein Plateauwert erreicht ist.

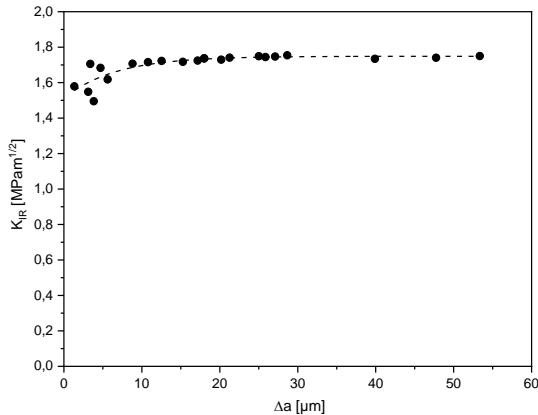


Abbildung 32: R-Kurve aus SEVNB 4-Punkt-Biegeversuch im steifen Rahmen

Da der Verlauf der R-Kurven für die ersten Mikrometer nicht eindeutig bestimmbar und schnell ein Plateau für K_{IR} -Wert erreicht ist, wird im Weiteren von einem festen K_{Ic} von $1,8 \text{ MPam}^{1/2}$ ausgegangen.

4.5 Unterkritisches Risswachstum

Bei den Untersuchungen zu unterkritischem Risswachstum und der Bestimmung der entsprechenden Parameter wurden verschiedene Methoden angewendet. Mit dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen wurde generell untersucht, ob Tonerdeporzellan C130 und die Glasur

unterkritisches Risswachstum aufweisen. Mögliche Auswirkungen auf die Lebenszeit von TLI werden vor allem durch langsames, unterkritisches Risswachstum bestimmt, weshalb zusätzlich statische 4-Punkt-Biegeversuche durchgeführt wurden.

4.5.1 Dynamische Biegeversuche

Zur Beurteilung des unterkritischen Risswachstums wurden die in Abbildung 34 dargestellten dynamischen 4-Punkt-Biegeversuche an großen Biegestäbchen durchgeführt. Neben der Messung der Inertfestigkeit (schwarze Punkte) wurden dynamische Biegeversuche mit unterschiedlichen Lastraten an Luft (rote Punkte) und in Wasser (blaue Punkte) durchgeführt. Jeder Punkt in Abbildung 34 repräsentiert die charakteristische Festigkeit einer Versuchsreihe, bestehend aus 20 Biegestäbchen. Die Inertfestigkeit für unglasierte C130-Biegestäbchen liegt bei 112,2 MPa und für glasierte bei 114,6 MPa. Beide Inertfestigkeiten weisen mit einem m-Wert über 20 eine enge Verteilung auf. Jedoch gibt es in beiden Fällen auch vereinzelte Biegestäbchen mit Bruchspannungen unter 100 MPa. Während für unglasierte Biegestäbchen Oberflächendefekte den Versagensmechanismus dominieren, sind innere Defekte (Poren) bei den glasierten Biegestäbchen häufigster Versagensursprung. Die in Abbildung 33 gezeigten Poren liegen dafür typisch in randnahen Bereichen des Porzellans, jedoch nicht in der Glasur. Diese vergleichsweise großen Defekte sind vermutlich auf den Herstellungsprozess im Labormaßstab zurückzuführen.

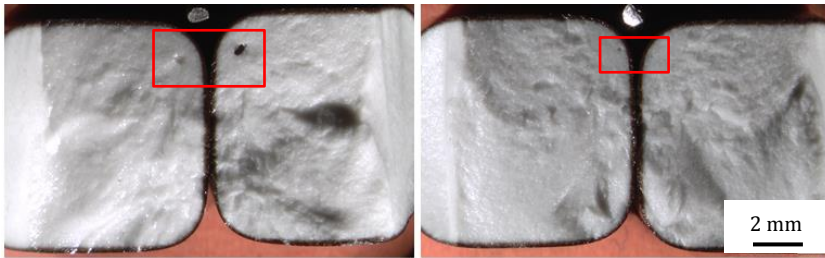


Abbildung 33: Bruchflächen mit inneren Versagensursprüngen bei glasierten, großen Biegestäbchen.

Unglasierte Biegestäbchen weisen bei langsamen Belastungsraten eine Abnahme der Bruchspannung auf. Dies ist auf unterkritisches Risswachstum sowohl in Wasser als auch an Luft(-feuchtigkeit) zurückzuführen. Der Einfluss des Umgebungsmediums zeigt sich dabei vor allem bei höheren Belastungsraten. Für die langsamste Belastungsrate von 0,001 MPa/s liegt σ_0 mit 73,7 MPa (Wasser) bzw. 78 MPa (Luft) in einem ähnlichen Bereich. Mit schnelleren Belastungsgeschwindigkeiten unterscheiden sich die jeweiligen σ_0 immer deutlicher, wobei es durch die Streuung der Messwerte teilweise Überschneidungen gibt. Bei einer Belastungsrate von 1 MPa/s beträgt der Unterschied in der Festigkeit bereits 11 MPa ($\sigma_{0,\text{Wasser}}=80,8$ MPa, $\sigma_{0,\text{Luft}}=91,7$ MPa). Selbst bei einer sehr schnellen Belastung, vergleichbar zur Messung der Inertfestigkeit, liegt $\sigma_{0,\text{Luft}}$ mit 100,5 MPa deutlich unterhalb der Inertfestigkeit. Unterkritisches Risswachstum spielt folglich eine wichtige Rolle beim Risswachstum in Tonerdeporzellan. Der Einfluss der verschiedenen Umgebungsmedien auf das Risswachstumsverhalten wird zusätzlich in den in Abbildung 34 eingezeichneten Ausgleichsgeraden (blau für Wasser und rot für Luft) ersichtlich. Der flachere Anstieg der Ausgleichsgerade für Messungen in Wasser weist darauf hin, dass unterkritisches Risswachstum hier auch bei steigenden Belastungsgeschwindigkeiten eine größere Rolle spielt als an Luft.

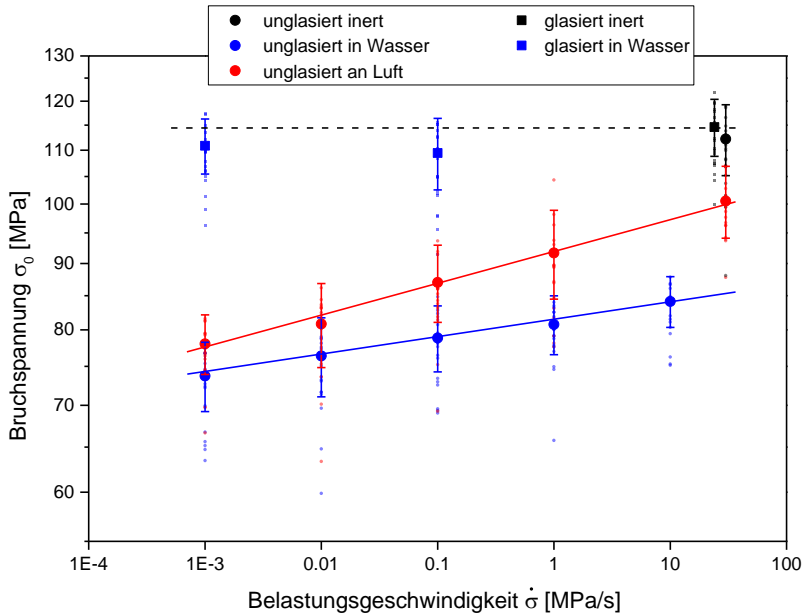


Abbildung 34: Bruchspannungen aus dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen an großen, glasierten und unglasierten C130-Biegestäben. Es werden Belastungsrate und Umgebungsmedium variiert. (zum Teil auch veröffentlicht in [69,122])

Für glasierte Biegestäbchen wurden zwei Versuchsreihen mit Belastungsraten von 0,1 und 0,001 MPa/s in Wasser durchgeführt. Wie in Abbildung 34 gut ersichtlich, hat selbst die extrem langsame Belastungsrate von 0,001 MPa/s keinen nennenswerten Einfluss auf die Festigkeit. Mit einer charakteristischen Bruchspannung von 109,5 MPa (bei 0,1 MPa/s), bzw. 111 MPa liegen beide Versuchsreihen nur knapp unterhalb der Inertfestigkeit. Der m-Modul von 18,8 bzw. 23,7 verdeutlicht die auch bei den restlichen Versuchsreihen beobachtete geringe Streuung. Auch für die dynamisch belasteten Biegestäbchen wird Versagen durch innere Defekte beobachtet, sodass nicht eindeutig feststellbar ist, ob die Glasur unterkritischem Risswachstum unterliegt.

Um auch die Glasur auf unterkritisches Risswachstum untersuchen zu können, wurden dynamische 4-Punkt-Biegeversuche an reiner Glasur durchgeführt. Wie in Kapitel 3.2 beschrieben, ist die Glasurschicht auf den Isolatoren nur wenige μm dick, weshalb die verwendeten Glasurproben über ein spezielles Verfahren als Massivmaterial hergestellt und das damit einhergehende porenbehaftete Gefüge (vgl. Abbildung 35) in einem weiteren Schritt heißisostatisch nachverdichtet (HIP) wurde. Die so erhaltene, nahezu porenfreie Glasur ist mit der Glasurschicht auf den Isolatoren vergleichbar (vgl. Abbildung 35).

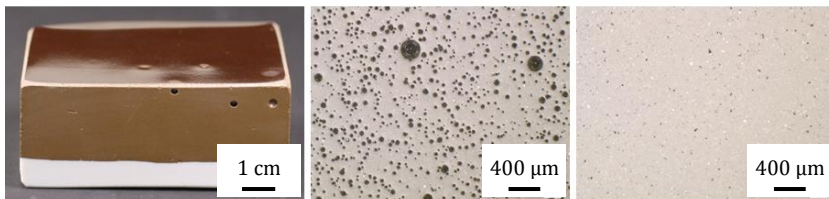


Abbildung 35: Glasur als Bulkmaterial für 4-Punkt-Biegeversuche. Gefüge vor (mittig) und nach (rechts) dem HIP-Prozess.

Der Einfluss dieses HIP-Prozesses auf die Festigkeit spiegelt sich auch in der erzielten Inertfestigkeit wider. Wie aus Abbildung 36 hervorgeht, liegt die Inertfestigkeit ohne HIP mit 75,6 MPa deutlich unterhalb der Inertfestigkeit nach HIP (94,4 MPa). Zudem liegt bei den Biegestäbchen nach erfolgtem HIP-Prozess der Versagensursprung an der Oberfläche, während bei Biegestäbchen ohne HIP auch große Poren im Inneren bruchauslösend wirken. Zur Untersuchung des unterkritischen Risswachstums sind folglich Biegeproben nach HIP besser geeignet. Untersucht wurden Belastungsraten von 0,01 bis 1 MPa/s, wobei jeder Punkt in Abbildung 36 der charakteristischen Festigkeit einer Versuchsreihe mit mehreren Biegestäbchen entspricht. Es zeigt sich, dass auch die Festigkeit der Glasur mit langsameren Belastungsraten deutlich abnimmt, die Glasur also unterkritischem Risswachstum unterliegt. Für 0,01 MPa/s fällt die Streuung der Messwerte besonders groß aus, da einige Biegestäbchen hier an einzelnen, vom HIP-Prozess nicht beseitig-

ten, großen Poren versagten. Wird die Ursache dieser Ausreiser berücksichtigt und die Messwerte korrigiert, ist die Ausgleichsgerade flacher.

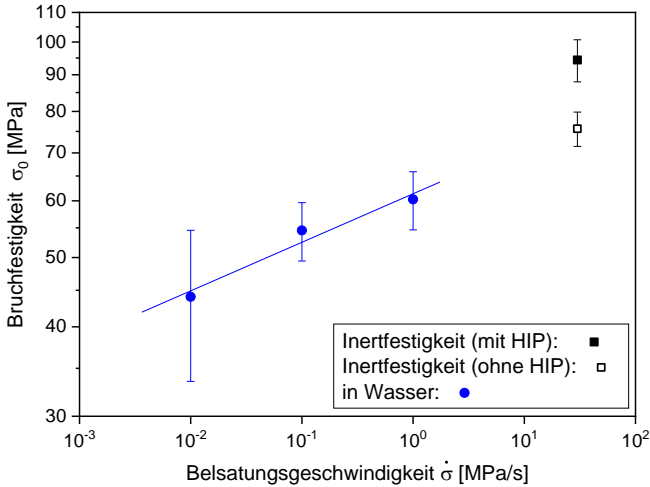


Abbildung 36: Charakteristische Bruchspannungen aus dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen in Wasser an Glasur nach HIP-Prozess.

Abbildung 37 stellt die ermittelten v - K_I -Gesetzmäßigkeiten aus dynamischen Biegeversuchen für die Glasur (rechts) in Wasser sowie für Tonerdeporzellan C130 in Wasser und an Luft (links) dar.

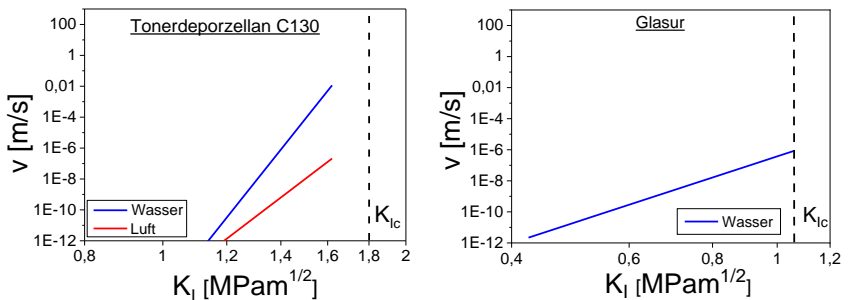


Abbildung 37: v - K_I -Kurven (für Bereich I) aus dynamischen 4-Punkt-Biegeversuchen für Tonerdeporzellan C130 (links) sowie für die Glasur (rechts).

4.5.2 Statische Biegeversuche

Die statischen 4-Punkt-Biegeversuche wurden sowohl für Tonerdeporzellan C130 als auch für die Glasur in Wasser durchgeführt. Abbildung 38 zeigt, dass jeweils drei Belastungsniveaus (gestrichelte Linien) getestet wurden und die Zeit bis zum Versagen (Punkte) gemessen wurde. Beide Materialien zeigen ein ähnliches Verhalten. Das jeweilige höchste Belastungsniveau (C130: 92 MPa, Glasur: 55 MPa) liegt deutlich unterhalb der entsprechenden Inertfestigkeit (Quadrate). Dennoch versagen etwa 40-50 % der Proben spontan, sogar noch vor Erreichen des Lastniveaus. Die restlichen Biegestäbchen halten der anliegenden Kraft nur wenige Sekunden Stand und brechen allesamt innerhalb einer Minute. Für das jeweils mittlere Lastniveau (C130: 87 MPa, Glasur: 47,5 MPa) kommt es zu keinen Spontanbrüchen beim Einbau. Alle getesteten Biegestäbchen versagen in einem Zeitraum von Sekunden bis wenigen Stunden. Für das jeweils niedrigste Lastniveau (C130: 79 MPa, Glasur: 39 MPa) ergeben sich Versagenszeiträume von mehreren Stunden bis Tagen, vereinzelt sogar über einen Monat. Ein mit 30-40 % erheblicher Anteil an Biegestäbchen versagt überhaupt nicht und wurde nach 10 Wochen als Durchläufer abgebrochen. Ein weiteres, noch niedrigeres Lastniveau für C130 (71 MPa) wurde nicht weiter verfolgt, da es nahezu nur Durchläufer erzeugte und somit in keinem sinnvollen Messzeitraum zu Ergebnissen führte.

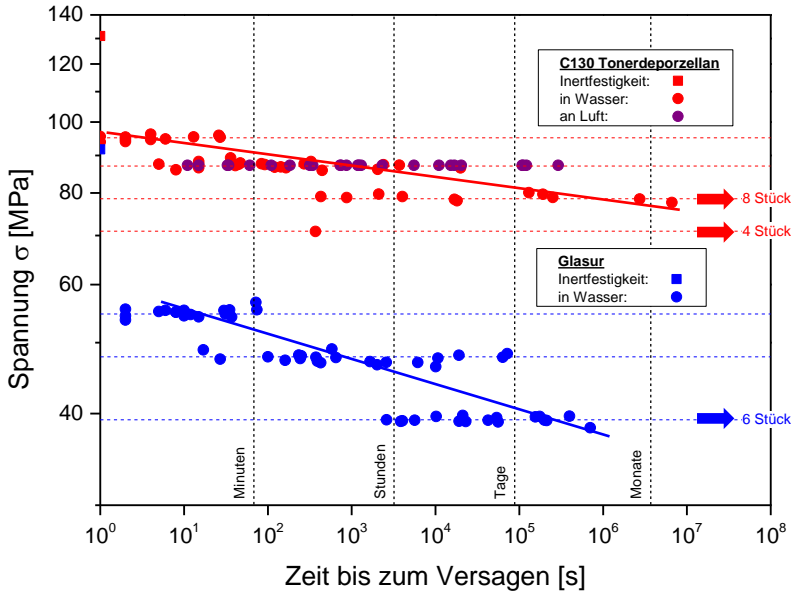


Abbildung 38: Statische 4-Punkt-Biegeversuche in Wasser für die Glasur sowie in Wasser und an Luft für Tonerdeporzellan C130.

Aufgrund der Spontanbrüche und der Durchläufer ist die Grundgesamtheit der Defekte für mehrere Belastungsniveaus nicht in den Versagenszeiten repräsentiert. Für die Bestimmung der v -K-Kurve wurden daher die Median-Werte jeder Belastungsstufe genutzt.

Für C130 wurde zusätzlich eine Testreihe an Luft durchgeführt. Es wurde das mittlere Belastungsniveau von 87 MPa gewählt. Dadurch war sichergestellt, dass es zu keinen Spontanbrüchen beim Einbau und keinen Durchläufern kommt. Mit nur einem Belastungsniveau erfolgte die Bestimmung der v -K-Kurve anhand einer Weibull-Zuordnung.

In Abbildung 37 sind die ermittelten v -K-Gesetzmäßigkeiten für die Glasur (rechts) sowie für C130 in Wasser und an Luft (links) dargestellt. Sowohl Tonerdeporzellan C130, als auch die Glasur scheinen einen Schwellwert K_{10} aufzuweisen, sodass Belastungen unterhalb dieses

Wertes kein messbares, unterkritisches Risswachstum verursachen (C130: ca. 1 - 1,1 MPam^{1/2}, Glasur: ca. 0,4 MPam^{1/2}).

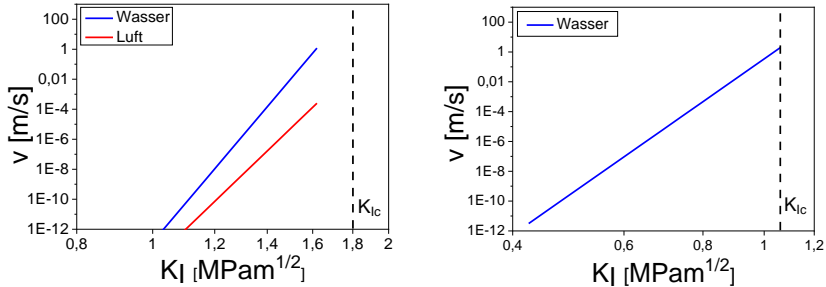


Abbildung 39: v - K -Kurven aus statischen 4-Punkt-Biegeversuchen für Tonerdeporzellan C130 (in Wasser und an Luft) sowie für die Glasur (in Wasser).

Statische 4-Punkt-Biegeversuche in Wasser erzielten für 30 große, glasierte Biegestäbchen kein eindeutiges Ergebnis. Die untersuchten Spannungsniveaus lagen deutlich näher an der Inertfestigkeit (~ 114 MPa, vgl. Abbildung 34) als bei den statischen 4-Punkt-Biegeversuchen der Einzelmaterialien. Es wurde das Stufenverfahren angewendet, um Durchläufer in höhere Belastungsstufen mit einbeziehen zu können. Für das niedrigste getestete Spannungsniveau von 90 MPa kommt es zu keinem Versagen. Erst die Lastniveaus von 100 MPa und 105 MPa führten zu vereinzelt Versagen von Stäbchen. Da die höheren Spannungsniveaus im Streubereich der Inertfestigkeit liegen, kam es mehrfach zu Spontanbrüchen beim Einbau oder bei der Lasterhöhung. Ein Großteil der untersuchten Biegestäbchen versagte zudem überhaupt nicht (bei keinem Lastniveau). Neben den Spontanbrüchen und Durchläufern kann daher nur für wenige Proben angenommen werden, dass sie unterkritischem Risswachstum unterlagen. Folglich kann das Risswachstum für glasierte Biegeproben so nicht beschrieben werden.

4.6 Grenzschichtanalyse

Das Versagen glasierter Biegestäbchen in statischen 4-Punkt-Biegeversuchen (in Wasser) bei Spannungen erst nahe der Inertfestigkeit (vgl. Kapitel 4.5.2) verdeutlicht den wichtigen, schützenden Einfluss der Glasur auch für das Alterungsverhalten der TLI. Damit es zu unterkritischem Risswachstum kommen kann, müssen Oberflächendefekte durch die Glasur in das Tonerdeporzellan wachsen. Daher ist dieser Übergangsbereich zwischen beiden Materialien und die Gefügestruktur der Glasur von besonderer Bedeutung. Auch stellt sich die Frage, ob sich diese Grenzschicht über die Jahre verändert hat.

4.6.1 Mikrostrukturelle Entwicklung

Abbildung 40 zeigt links ein Beispiel der Glasur-/Grenzschicht für die erste TLI-Generation (1957) und rechts der Glasur-/Grenzschicht eines modernen TLI. Dabei sind deutliche Fortschritte in der Porengröße und deren Verteilung in der Grenzschicht zu erkennen. Die Glasurschicht von 1957 weist zwar weniger Poren auf, diese sind jedoch deutlich größer und nehmen stellenweise im Durchmesser nahezu die gesamte Glasurschichtdicke ein. Selbst kleinere Schädigungen, wie z.B. Kratzer durch die Handhabung, führen an solchen Stellen zum Verlust der schützenden Funktion.

Neue TLI weisen ein anderes Porenmuster auf. Die linke Graphik in Abbildung 41 verdeutlicht, dass die Glasur und der Isolatorbrand dahingehend weiterentwickelt wurden, dass die Porenanzahl von 1957 bis 2014 einerseits um ca. 30 % zunimmt, dafür der Porendurchmesser ca. 25-30 % kleiner wird. Zudem ist in Abbildung 40 an dem modernen TLI zu erkennen, dass sich die Poren im Übergang zum Porzellan sammeln und damit an der Oberfläche eine Zone entsteht, die nahezu frei von Poren ist.

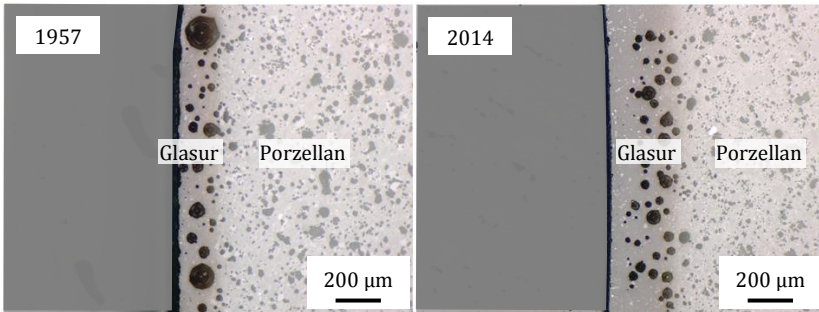


Abbildung 40: Poren in der Grenzschicht (Glasure auf Tonerdeporzellan C130) von 1957 und 2014.

Für die Schichtdicke der Glasur ist die Entwicklung über die Jahre nicht so eindeutig. Für alle untersuchten Jahrgänge liegt diese zwischen 150 - 250 µm. Deutlichen Einfluss auf die Glasurdicke hat jedoch die Stelle am Isolator. Das Aufschmelzen der Glasur im Herstellungsprozess und das damit verbundene viskose Fließen führen zu einem Gradient in den Schichtdicken. Bereiche an den Schirmansätzen und an der unteren Kittung haben eine ausgeprägtere Glasurschicht. An der oberen Kittung und zwischen den Schirmen kann die Glasur, vor allem bei älteren TLI, stellenweise auch geringer als 200 µm ausfallen.

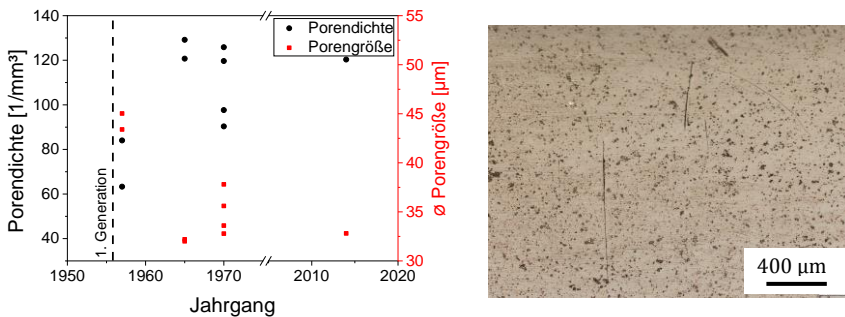


Abbildung 41: links : Porenanzahl je mm³ Glasurschicht und durchschnittliche Porengröße. rechts: Glasuroberfläche mit Kratzer

Die Oberfläche der Glasur ist durch das Aufschmelzen nahezu defekt-frei. Kratzer, wie in Abbildung 41 rechts, sind jedoch durch die Handhabung

und die Produktionsprozesse nicht vermeidbar. Sie reichen zumeist nur wenige Mikrometer in die Glasurschicht, sodass zumindest für TLI neuer Produktion davon ausgegangen werden kann, dass die Glasur intakt ist.

4.6.2 Einfluss des Wärmeausdehnungskoeffizienten

Wie bereits in Kapitel 2.1.3.2 erwähnt, hat das thermische Ausdehnungsverhalten von Glasur und Tonerdeporzellan C130 Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften und wird entsprechend aufeinander angepasst. Da die Glasurdicke (d) im Verhältnis zur Porzellandicke (W) vernachlässigbar klein ist, also $d/W \rightarrow 0$ gilt, ist der Einfluss der Glasur auf den Spannungszustand des Porzellans sehr klein (siehe Kapitel 2.1.3.2). Die Glasur jedoch wird in ihrem Spannungszustand erheblich durch das Porzellan beeinflusst. Für ihren Spannungszustand gilt nach Gleichung (2.4):

$$\sigma_{\text{Glasur}} = -\frac{\Delta\alpha \cdot \Delta T \cdot E_G}{1 - \nu} \quad (4.1)$$

In Tabelle 5 sind die gemessenen Wärmeausdehnungskoeffizienten für Tonerdeporzellan C130 und für die Glasur mit verschiedenen Messverfahren gelistet.

Tabelle 5: Wärmeausdehnungskoeffizienten für Porzellan und Glasur und die resultierende Druckspannung σ_{Glasur} nach Gleichung (4.1). [45,110,123,124]

	optisches Dilatometer [$10^{-6}/K$]	Differential-Dilatometer [$10^{-6}/K$]	optoelektrisches Dilatometer [$10^{-6}/K$]	Literatur [$10^{-6}/K$]
C130	7,11	5,5	6,504	4-6
Glasur	5,96	4,69	4,503	3,5-5
$\Delta\alpha$	1,15	0,81	2,0	max. 2,5
σ_{Glasur} [MPa]	70	50	120	

Unter Berücksichtigung des E-Moduls der Glasur (vgl. Tabelle 4), ergeben sich für eine Abkühlung von ca. 750°C auf Raumtemperatur Druckvorspannungen in der Glasur, die im Bereich von 50-120 MPa liegen.

Daneben zeigt Abbildung 42 a) den Rissverlauf zur Oberfläche an einer Spannungsfreien DCDC-Glasurprobe. Der Riss wird dabei in Richtung des roten Pfeils durch die Probe getrieben. Durch Entlasten der Probe wurde der Riss gestoppt und Haltelinien erzeugt. Mit Hilfe der roten, gestrichelten Linien ist ein Winkel φ_1 von 68° zu erkennen. Abbildung 42 b) zeigt eine vergleichbare Aufnahme von einem Riss in einer Porzellan-Glasur-DCDC-Probe. Der Winkel φ_2 ist mit 48° deutlich steiler als in der spannungsfreien Glasur. Die Rissspitze hängt der eigentlichen Rissfront also hinterher, was durch eine Druckeigenspannung in der Glasur hervorgerufen worden sein muss, vgl. Abbildung 5.

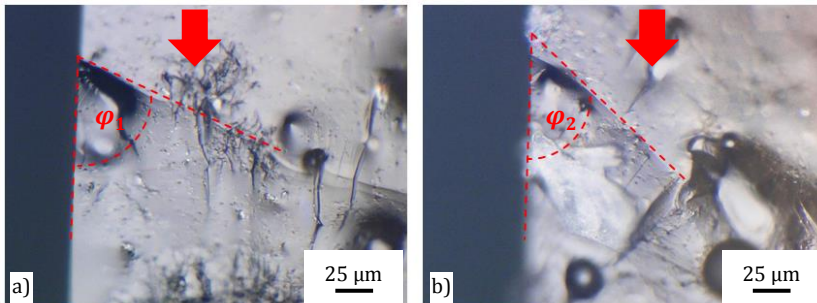


Abbildung 42: Risswinkel in a) spannungsfreier Glasur (φ_1) und in b) Glasur auf Porzellan mit Druckeigenspannung (φ_2). Ermittelt an DCDC-Proben.

4.6.3 Statische Biegeversuche mit Knoop-Härteeindrücken

Zur Bestimmung des Risswachstums von der Glasur(-oberfläche) in das Tonerdeporzellan wurden mittels Knoop-Härteeindrücken Half-Penny-Defekte erzeugt, deren Defektgröße nahe der in den glasierten Biegestäbchen natürlich enthaltenen Defekte liegt (vgl. Kapitel 3.2.3.3). Die Defekte sind ca. 130-170 µm groß, liegen nur in der Glasur und reichen, wie in Abbildung 43 rechts zu sehen, nicht bis in das Porzellan. Die stark

strukturierte Bruchfläche (Abbildung 43 links) weist auf den bruchauslösenden Knoop-Defekt oben in der Glasur hin. Die raue Oberfläche verdeutlicht zudem, dass der Defekt kritisch, ohne vorheriges Wachstum, zum Versagen geführt hat.

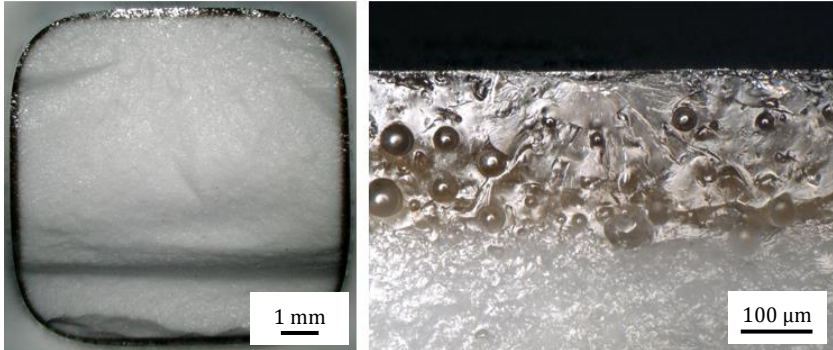


Abbildung 43: Mittels Knoop-Härteeindruck in die Glasur eingebrachter Oberflächendefekt. links: Bruchfläche (Defektsprung Mitte oben), rechts: Inert-Defekt

Die Inertfestigkeit der glasierten Biegestäbchen mit Knoop-Defekt liegt mit 117,1 MPa leicht über der Inertfestigkeit glasierter Proben mit „natürlichem“ Defekt. Für die Berechnung der Inertfestigkeit mit Knoop-Defekt wurden nur Biegestäbchen mit eindeutiger Versagensursprung im gezielt eingebrachten Defekt berücksichtigt. Biegestäbchen, die trotz Vorschädigung an einem Volumendefekt versagten, wurden nicht in die Bestimmung der Inertfestigkeit einbezogen. Aufgrund der in Kapitel 4.5 beschriebenen, inneren Defekte, versagten zwei Drittel der inert getesteten Stäbchen nicht am Knoop-Defekt. Die ermittelte Inertfestigkeit setzt sich somit aus nur 10 Biegestäbchen zusammen. Diese Einschränkung bezüglich des Versagensursprungs ermöglicht jedoch Rückschlüsse auf das Verhalten der Oberflächendefekte. Die einheitlichen und reproduzierbaren Defekte führen zu einem hohen $m = 26,2$.

Für das Belastungsniveau bei den statischen 4-Punkt-Biegeversuchen in Wasser wurde berücksichtigt, dass die Glasur unter Druckvorspannung steht. Diese baut sich innerhalb der Glasur von der Oberfläche zum

Porzellan hin ab. Es wurden 90 MPa als statisches Lastniveau festgelegt. In diesem Bereich sollte die Druckvorspannung an der Rissspitze überwunden und ein K_I -Niveau erreicht sein, welches unterkritisches Risswachstum in messbaren Zeiträumen ermöglicht. Die sehr glatte, wenig strukturierte Bruchfläche eines statisch getesteten Biegestäbchens ist in Abbildung 44 links zu sehen. Leichte Riefen weisen auf den Versagensursprung an der oberen Glasurkante hin, wobei um den Versagensursprung herum ein nahezu glatter Bruchspiegel entstanden ist. In Abbildung 44 ist rechts der bruchauslösende Defekt zu sehen. Der ursprüngliche Knoop-Defekt (rote Linie) ist unterkritisch durch die Glasur in das Porzellan gewachsen (blaue Linie) und führte schließlich zum Versagen. Seine Geometrie erscheint im Vergleich etwas gestreckt.

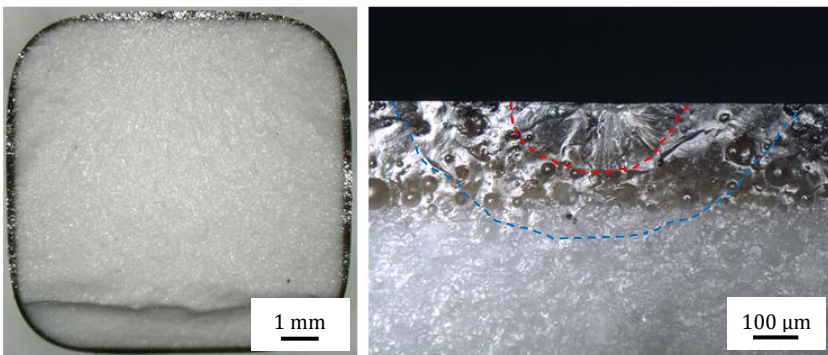


Abbildung 44: Unterkritisch gewachsener Knoop-Defekt. links: wenig strukturierte Bruchfläche, rechts: Inert-Defekt (rot) und gewachsener Defekt (blau)

Alle statisch getesteten, glasierten Biegestäbchen versagten am Knoop-Härteeindruck. Die Zeit bis zum Versagen variierte dabei sehr. Neben einem Spontanbruch beim Einbau wurden auch Versagenszeiten von mehreren Tagen gemessen. Ein Stäbchen brach zudem trotz hoher Belastung und Knoop-Defekte nicht. Die kombinierte v-K-Kurve für Risswachstum durch die Glasur in das Tonerdeporzellan C130 ist in Abbildung 45 dargestellt.

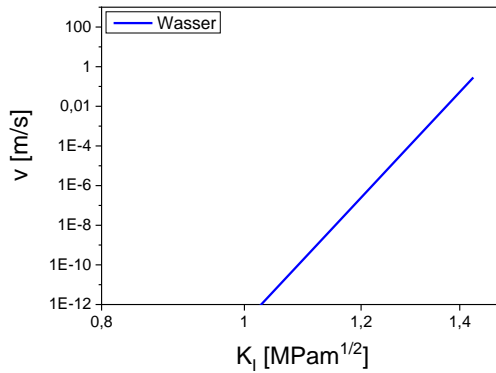


Abbildung 45: Kombinierte v - K -Kurve für Glasur-Porzellan bei eingebrachter Glasurschädigung mittels Knoop-Defekte

4.7 Belastungssituation im Stromnetz

Der Einbau der Kraftmessdosen in die Stromnetze der 50Hertz Trasmision GmbH, der Amprion GmbH und der TenneT TSO GmbH erfolgte nicht an allen ausgewählten Standorten zeitgleich. Da die entsprechenden Freileitungen dazu vom Netz genommen werden müssen, waren Freischaltungen durch die Bundesnetzagentur zu genehmigen. Die Messzeiträume reichen daher von einigen Monaten bis zu über einem Jahr. In Abbildung 46 sind die höchsten gemessenen Tagesmittelwerte für Trag- und Abspannisolatoren dargestellt. An jeder Messstelle wurde zudem die Temperatur mit aufgezeichnet, um etwaige Einflüsse durch thermische Dehnung der Leiterseile abzubilden. Da sich die Einbausituationen hinsichtlich der Isolator Typen (d.h. vor allem Strunkdurchmesser) unterschieden, sind zur besseren Vergleichbarkeit die gemessenen Kräfte entsprechend der Einbausituation vor Ort in Spannungen umgerechnet.

Die höchsten gemessenen Kräfte an einem Tragmast bei Hamburg Süd-Dollern liegen bei ca. 20 kN, umgerechnet ca. 4 MPa (vgl. Abbildung 46, links). Bei den anderen Messstellen führt die Einbausituation zu Werten,

die mit ca. 3 MPa etwas niedriger liegen. Die Temperatur hat auf die Tagesmittelwerte mit ca. $\pm 0,5$ MPa nur einen sehr geringen Einfluss.

Für Abspannisolatoren wurden an allen Messstellen, wie erwartet, deutlich höhere Kräfte gemessen. Auf der rechten Seite von Abbildung 46 sind die höchsten Messwerte an den Abspannmasten bei Uentrop-Kruckel dargestellt. Es zeigt sich, dass für Abspannisolatoren im Tagesmittel Belastungen zwischen 10 MPa und 11 MPa erreicht werden. Ein ähnlicher Einfluss der Temperatur wie bei den Tragisolatoren kann nur vermutet werden, da hier der Beobachtungszeitraum noch kein ganzes Jahr umfasst. Der Trend ist jedoch gleich, sodass ca. ± 1 MPa auf Temperaturschwankungen zurückzuführen sind.

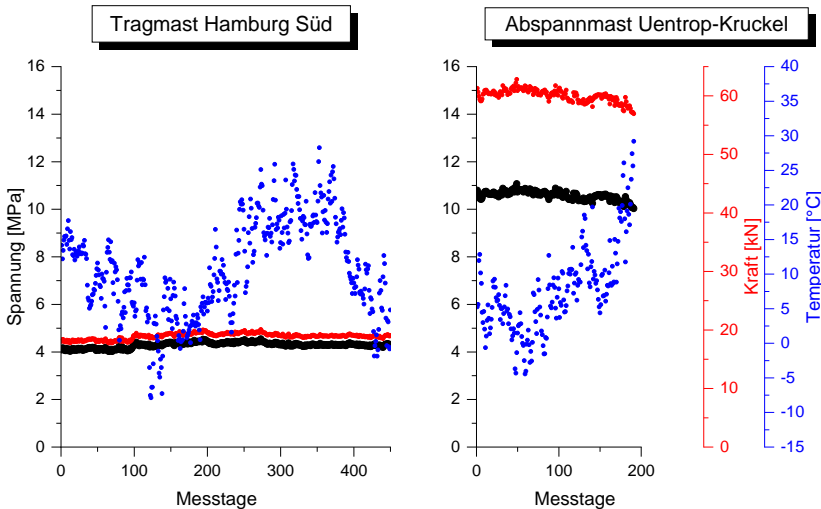


Abbildung 46: Die höchsten aufgezeichneten Kräfte für die überwachten Trag- und Abspannisolatoren. [113,119,125]

Ein differenzierteres Bild bietet die Betrachtung der aufgezeichneten 30-Sekunden-Messwerte. Die generell an allen Standorten im Tagesmittel sehr konstant erscheinenden Kräfte unterliegen tatsächlich deutlichen Schwankungen. Abbildung 47 links zeigt alle innerhalb von 10 Monaten

an einem Abspannmast gemessenen Kräfte unterteilt in „Kraftklassen“ (aus [119,126]). Die Mehrheit der Messwerte liegt zwischen 45 und 60 kN. Zudem liegen 80 % der erfassten Kraftwerte unterhalb von 60 kN, vgl. Abbildung 47 rechts. Vereinzelt treten jedoch auch Kraftspitzen von bis zu 98 kN auf. Auch wenn dabei nur 2 % der Messwerte über 70 kN liegen, können diese Kraftspitzen erheblichen Einfluss auf unterkritisches Risswachstum ausüben, zumal es in dem Messzeitraum keine wetterbedingten Extremereignisse gab.

Hinsichtlich der Lebenszeit der TLI scheint es daher sinnvoll, die Belastungssituation feiner aufgelöst zu betrachten und nicht von einer statischen Belastung auszugehen.

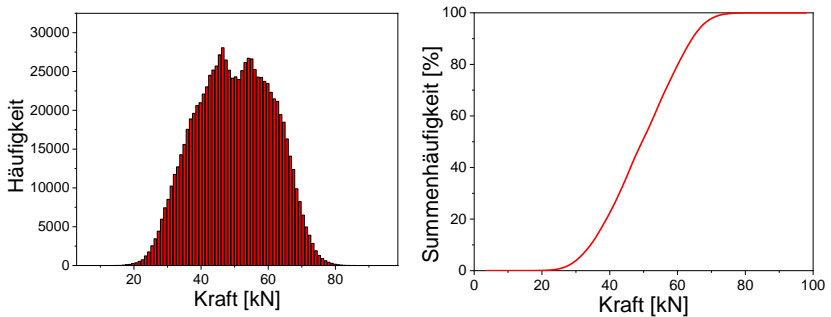


Abbildung 47: links: Unterteilung der in zehn Monaten auftretenden 30-Sekunden Messwerte in Häufigkeitsklassen rechts: 30-Sekunden Messwerte als Summenhäufigkeit. [119]

4.8 Simulation

Eine Visualisierung eines halben Biegestäbchens zur Bestimmung der Inertfestigkeit aus dem probabilistischen Modell des Biegeversuchs ist in Abbildung 48 zu sehen. Die Zugseite (unten) erfährt, wie erwartet, die höchste Biegebeanspruchung (aus [127], zur Verfügung gestellt von [110]). Unterhalb der oberen Auflagerrollen ist, wie nach [75] zu erwarten, die Spannung noch etwas höher und damit maximal. Bei der Simula-

tion eines dynamischen Biegeversuchs mit einer Belastungsrate von 10 MPa/s versagen die Proben zu 54,7 % bei 84 MPa.

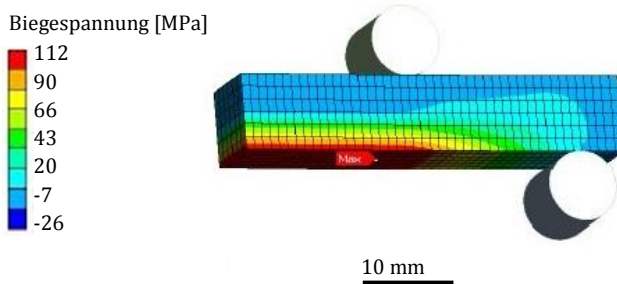


Abbildung 48: FEM-Modell eines halben Biegestäbchens mit implementierten Risswachstumsgesetzen. Die Belastung wechselt von Druckspannung auf der Probenoberseite in blau, zu maximaler Zugspannung in dunkelrot auf der Probenunterseite. [127]

In Abbildung 49 sind Teile der FEM-Modellierung der TLI unter einer einsatznahen Belastung gezeigt. Anhand der dunkelblauen Färbung ist zu erkennen, dass die Isolatorplatten nahezu keine Spannung erfahren. Ein Großteil der Kraft wird auch in diesen Bereichen der TLI über den Strunk geleitet. Jedoch genau in den Übergangsbereichen ober- und unterhalb einer Kappe entstehen an der Oberfläche Spannungsüberhöhungen im Porzellan. Die höchsten Spannungen ergeben sich in den Endbereichen, am Strunkansatz. Hier wird der Strunk leicht keilförmig. In diesem Übergang befindet sich die maximale Belastung.

Die probabilistische Betrachtung eines statisch belasteten, glasierten TLI mit dem maximalen Tagesmittelwert aus Abbildung 46 führt zu keinem Ausfall. Die Belastungssituation liegt deutlich unterhalb einer Belastung, bei der unterkritisches Risswachstum für in der Inertfestigkeit vertretene Defektgrößen auftritt. Über ein probabilistisches Modell konnte somit keine Lebensdauerabschätzung für TLI vorgenommen werden.

Die Modellierung der TLI zeigt insgesamt eine gute Übereinstimmung der maximal belasteten Bereiche zu den Beobachtungen der fraktographischen Untersuchungen.

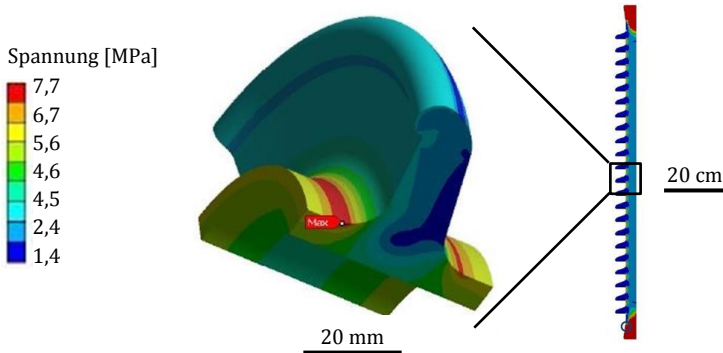


Abbildung 49: FEM-Modell eines Viertel-Isolator (rechts) und einer Isolator-Kappe (links). Maximal belastete Bereiche sind rot, nahezu nicht belastete Bereiche sind dunkelblau. [120]

Für die deterministische Simulation in [121] wurde ein maximaler Defekt, der einem *proof test* gerade noch Stand hält, in einer maximal belasteten Stelle angenommen. Ein entsprechender Half-Penny-Defekt müsste ca. 2 mm groß sein. Folglich erfüllt die Glasur an dieser Stelle ihre schützende Funktion nicht mehr, sodass die Risspitze im Porzellan liegt und bei Kontakt mit Wassermolekülen unter Zugbeanspruchung unterkritisch wachsen kann. Für das Belastungsprofil dienten auf ein Jahr extrapolierte Messwerte aus Abbildung 47. Mit diesen Parametern kommt es im Modell zu keinem Risswachstum, das zum Ausfall eines TLI führen könnte.

Erst das Einführen eines Kräfte-Multiplikators von 1,65 ermöglicht innerhalb von 45 Jahren das Versagen. Das deterministisch simulierte Risswachstum erweist sich dabei als sehr sensitiv. Schon die Verringerung der Rissgröße um 1-5 % verlängert die Lebenszeit des TLI um 10-220 Jahre. Auffällig ist, dass nach langen Zeiträumen, in denen kaum Risswachstum stattfindet, die Defekte ab einer gewissen Größe schnell wachsen und in technisch relevanten Zeiträumen zum Versagen führen. [126]

Insgesamt sollten die Ergebnisse der Simulationen folglich weniger quantitativ, denn eher qualitativ für das Langzeitverhalten der TLI Berücksichtigung finden.

5 Diskussion

Die experimentell ermittelten Materialeigenschaften werden im nachfolgenden Kapitel bewertet und mit Literaturangaben verglichen. Zudem wird ein Zusammenhang mit den Messungen auf Bauteilebene hergestellt. Dabei soll vor allem auf die Frage eingegangen werden, ob TLI im Einsatz durch unterkritisches Risswachstum so großen Alterungseffekten unterliegen, dass ein Versagen möglich wird.

5.1 Einordnung der Werkstoffeigenschaften

5.1.1 Tonerdeporzellan

Die in dieser Arbeit untersuchten Tonerdeporzellane C120 von 1957 und 1969 sowie das Tonerdeporzellan C130 von 2014 verdeutlichen sowohl anhand der ermittelten Materialkennwerte als auch anhand der durchgeführten Gefügeuntersuchungen die stetige Weiterentwicklung des Werkstoffs Tonerdeporzellan. Dabei haben sie die Norm [53] hinsichtlich Elastizitätsmodul und Dichte immer erfüllt oder sogar deutlich übertroffen, vgl. Tabelle 2. Für Tonerdeporzellan C120 sind allerdings in der Norm keine Vorgaben bezüglich des E-Modul genannt.

Das Tonerdeporzellan von 1957 zeigt sowohl hinsichtlich dem E-Modul als auch der Dichte eine direkte Verbesserung gegenüber dem bis dato verwendeten Quarzporzellan (60 GPa; 2,2 g/cm³) [32,53]. In den folgenden Jahren wurden bei den Tonerdeporzellanen deutliche Steigerungen im E-Modul erzielt, mit rund +14 % für Tonerdeporzellane C120 von 1969 und weiteren rund +16 % für Tonerdeporzellane C130 von 2014. Sowohl der zunehmende E-Modul als auch die Verbesserung der Dichte lässt sich auf den zunehmenden Austausch von Quarz (90 GPa; 2,65 g/cm³) durch Korund (~ 400 GPa; 3,98 g/cm³) als Festigkeitsträger

zurückführen. Anhand der Gefügeanalysen, vgl. Abbildung 29 und Abbildung 30, kann die Dichte von $2,62 \text{ g/cm}^3$ für Tonerdeporzellan C130 zusätzlich über die Verringerung der Restporosität erklärt werden. Diese, verglichen mit den älteren TLI, niedrigere Restporosität liegt zudem feinverteilter und gleichmäßiger im Gefüge vor.

Im Vergleich mit Literaturwerten liegt der E-Modul der TLI von 1957 und 1969 in guter Übereinstimmung mit den von Brandt (72-96 GPa) [16] oder Szibor (88-95 GPa) [32] ermittelten Werten. Die von Brandt gemessene Dichte ($2,39\text{-}2,57 \text{ g/cm}^3$) ist mit den TLI von 1969 und 2014 vergleichbar. Bei Liebermann [128] ist für ein Tonerdeporzellan von Siemens ein E-Modul von 110 GPa und eine Dichte von $2,66 \text{ g/cm}^3$ beschrieben. Dabei muss jedoch berücksichtigt werden, dass das untersuchte Tonerdeporzellan aus 2001 stammt und in seinem Gefüge eher dem in dieser Arbeit untersuchten Tonerdeporzellan C130 gleicht. In dem von Liebermann [8,128] untersuchten Tonerdeporzellan ist der Anteil und die Verteilung der Korundpartikel im Gefüge sowie ihre Größe sehr ähnlich zu den Gefügeanalysen des TLI von 2014, vgl. Abbildung 29 und Abbildung 30.

Für einen Vergleich und eine Übertragbarkeit älterer Messwerte ist jedoch zu berücksichtigen, dass die in der Literatur dokumentierten Materialkennwerte eine große Bandbreite aufweisen. Dies ist mit einer starken Abhängigkeit der Materialeigenschaften vom Jahrgang und vom Hersteller sowie von den verwendeten Rohstoffen und der Prozessführung zu erklären. Zudem ist die Bezeichnung bzw. die Klassifizierung der Porzellane nicht immer konsistent.

Die Bruchzähigkeit ist, obwohl sie für das Versagensverhalten von technischen Keramiken und Gläsern eine entscheidende Rolle spielt, für Porzellane kein gängig bestimmter Werkstoffkennwert und wird in der Norm [53] auch nicht aufgeführt. In der Literatur sind nur wenige Werte als Vergleich verfügbar. Aus den $v\text{-}K_I$ -Kurven von Soma et al. [70,71] oder Karpilovskii [72] sowie bei Szibor [32] sind für Tonerdeporzellan C120 Bruchzähigkeiten von $1,4 - 1,67 \text{ MPam}^{1/2}$ bekannt. Somit liegt eine gute Übereinstimmung mit den eigenen Messwerten vor, wobei für

eine Übertrag- und Vergleichbarkeit auch der Aspekt der Bestimmungsart der Bruchzähigkeit zu beachten ist.

Für Quarzporzellan weisen dieselben Quellen eine Bruchzähigkeit von ca. $0,7 - 0,8 \text{ MPam}^{1/2}$ aus. Im Vergleich hierzu zeigt der TLI von 1957 schon eine erhebliche Steigerung der Bruchzähigkeit (vgl. Tabelle 2), obwohl sein Gefüge noch große Quarzkörner aufweist. Wie maßgebend sowohl Quarzkörner als auch die Porenstruktur auf die Bruchzähigkeit sind, unterstreicht Szibor [32] mit eigenen Untersuchungen. Die in dieser Arbeit gezeigte Steigerung der Bruchzähigkeit kann also auf das im Zeitverlauf homogenere werdende Porzellengefüge zurückgeführt werden. Vor allem kleinere und weniger Quarzkörner führen zu weniger Spannungen und Mikrorissen im Gefüge. Daneben wird eine Rissausbreitung auch durch die kleineren Poren und den feinverteilten Plättchenkorund erschwert. Aus Abbildung 30 ist auch ersichtlich, dass im Tonerdeporzellan von 2014 kaum noch große, durchgängige Bereiche der Glasphase vorliegen, deren Bruchzähigkeit (als Glas) deutlich niedriger sein sollte.

Die Zusammensetzung der Glasphase, vgl. Tabelle 3, hat sich nur wenig verändert. Der leichte Anstieg von Natrium (Na) und Kalium (K) kann zur Verbesserung des Brennprozesses beigetragen haben. Als Netzwerkmodifizierer setzen die Flussmittel Natriumoxid und Kaliumoxid die Viskosität und die Schmelztemperatur der Glasphase herunter, sodass ein dichter Scherben entsteht. Dies sollte die mechanischen Eigenschaften des Tonerdeporzellans von 2014 positiv beeinflussen. Die Zunahme von Magnesium (Mg), in Form von Magnesiumoxid, sollte die chemische Beständigkeit der Glasphase heutiger TLI verbessern [28,37,129].

Die Beurteilung der ermittelten Festigkeiten erweist sich, verglichen mit anderen Materialkennwerten, deutlich komplexer. Die Festigkeit des Tonerdeporzellans hat von 1957 bis 2014 deutlich zugenommen, vgl. Abbildung 28, was sich wiederum mit dem homogenen Gefüge und dem höheren Korundanteil erklären lässt.

Es fällt jedoch auf, dass die für C130 ermittelte Inertfestigkeit, je nach Probengeometrie, bei 112,2 MPa (bei großen Biegestäbchen) bzw. bei 131,1 MPa (bei Biegestäbchen mit Standardgeometrie 4x3 mm) liegt (vgl. Abbildung 34 und Tabelle 4). Dabei spielt, neben dem in Kapitel 2.2.1.3 beschriebenen Volumeneffekt, auch die in Abbildung 50 dargestellte Verrundung der Kanten eine wichtige Rolle. Diese Verrundungen stammen von dem Laborextruder im Herstellungsprozess (vgl. Abbildung 18 a) und sie variieren von Stäbchen zu Stäbchen leicht. Für unglasierte Biegestäbchen wurden Radien von ca. 1800 bis 1900 μm , für glasierte von ca. 2000 bis 2200 μm gemessen. Mit einer Abschätzung nach Baratta, Matthews und Quinn [130] kann angenommen werden, dass die Festigkeit großer Biegestäbchen mit dieser Kantenverrundung eigentlich 8-9 % höher liegt als die ermittelten Werte (vgl. Abbildung 34). Für unglasierte, große Biegestäbchen liegt die Inertfestigkeit also eher bei ca. 122 MPa und für glasierte Proben bei ca. 124 MPa.

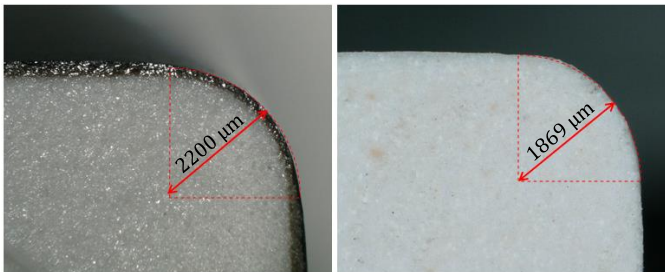


Abbildung 50: Verrundung der Kanten bei großen Biegestäbchen.

Wird zusätzlich auch der Volumeneffekt anhand von Gleichung (2.11) berücksichtigt, ergibt sich für die großen unglasierten Biegestäbchen aus Tonerdeporzellan C130 eine zur 4x3 mm-Standardgeometrie vergleichbare Festigkeit von ca. 137,4 MPa. Eine entsprechend normierte Festigkeit großer glasierter Biegestäbchen beträgt 139,5 MPa. Die Festigkeitswerte der untersuchten großen Biegestäbchen und der Standardproben sind folglich konsistent.

Auffällig ist jedoch zudem, dass die gemessenen Festigkeitswerte deutlich unterhalb von Literaturwerten liegen. Laut DIN EN 60672 [53] muss die Festigkeit von Tonerdeporzellan C130 unglasiert über 140 MPa und

glasiert über 160 MPa betragen. Das Tonerdeporzellan C130 bei Liebermann weist unglasiert sogar Festigkeitswerte von 170 MPa und glasiert von 200 MPa auf. Dieser deutliche Unterschied lässt sich durch die angewendete Methode zur Festigkeitsbestimmung erklären. Während die in Kapitel 4.5 gezeigten Festigkeiten in einem 4-Punkt-Biegeversuch an nahezu rechteckigen Biegestäben ermittelt wurden, wird die Festigkeit von Porzellan traditionell eigentlich an Rundstäben im 3-Punkt-Biegeversuch gemessen. Beide Aspekte, Probengeometrie und Prüfverfahren, führen bei den Literaturangaben zu höheren Festigkeiten, wobei der genaue Einfluss nur schwer zu ermitteln ist. Für einen Vergleich müsste nicht nur der Unterschied im getesteten Volumen berücksichtigt werden, sondern zusätzlich auch die getestete Fläche maximaler Zugspannung (Randfaserspannung). Da Abweichungen in der Versuchsdurchführung zusätzlich auch bei anderen Autoren zu finden sind, z.B. bei den Rollenabständen [131], ist ein Vergleich der ermittelten Festigkeitswerte mit der Literatur nicht aussagekräftig.

Bei Wiedemann [36] finden sich Festigkeiten von 127-147 MPa. Messungen von Szibor [32] hingegen liegen bei 110-128 MPa. Zapp [48] hat für Tonerdeporzellan C120 eine Festigkeit von 130 MPa ermittelt. Alle drei Autoren haben die Werte im 3-Punkt-Biegeversuch an Rundstäbchen ermittelt.

Allein das Prüfverfahren 3-Punkt- oder 4-Punkt-Biegeversuch hat einen deutlichen Einfluss auf die gemessene Festigkeit, wie Untersuchungen von Dannheim und Oel an Rundstäben zeigen. Bei ihrer Untersuchung von Oberflächendefekten in der Glasur [131] testeten sie Rundstäbe sowohl im 3-Punkt-Biegeversuch als auch im 4-Punkt-Biegeversuch. Die im 4-Punkt-Biegeversuch gemessenen Festigkeitswerte sind deutlich niedriger. Abschätzungen von Nadler beziffern (für Rundstäbe) alleine den Aspekt der Versuchsdurchführung auf einen Unterschied von 10 - 20 % (unter Annahme eines m -Modul von 10, bzw. 20) [132]. Der Einfluss der unterschiedlichen Probengeometrie und der dadurch unterschiedlichen Flächen maximaler Randfaserspannung dürfte nochmals deutlich größer sein.

Mit den oben genannten Punkten ist auch der, im Gegensatz zur Norm oder zu den Beobachtungen von Liebermann, deutlich geringere Festigkeitsunterschied zwischen glasierten und unglasierten Biegeproben erklärbar. Aus Abbildung 33 ist ersichtlich, dass die glasierten Biegeproben an inneren Defekten versagen. Für unglasierte Biegestäbe dominieren dagegen Oberflächendefekte [69]. Diese unterschiedlichen, typischen Versagensursprünge sind auch bei Dannheim und Oel [131] zu finden. Volumendefekte glasierter Biegestäbchen, die vom oberen Belastungspunkt im 3-Punkt-Biegeversuch weiter entfernt liegen, erfahren, verglichen zum 4-Punkt-Biegeversuch, erst bei deutlich höheren Kräften eine versagensrelevante Spannung. Die Festigkeit der glasierten Proben fällt daher im 3-Punkt-Biegeversuch deutlich höher aus als von unglasierten Proben. Der 4-Punkt-Biegeversuch bildet das tatsächliche Versagensverhalten folglich besser ab.

Nach Abwägung der oben genannten Aspekte ist festzuhalten, dass die untersuchten Tonerdeporzellane vergleichbar zu den in der Literatur verfügbaren Porzellanen sind und dass beide Testgeometrien (4x3 und große Stäbchen) vergleichbar sind, wenn die Größe und Form rechnerisch berücksichtigt wird. Das Tonerdeporzellan C130 von 2014 ist in seinen Eigenschaften sowohl besser als die älteren Tonerdeporzellane der eigenen Untersuchung, als auch sehr wahrscheinlich besser als die in der Literatur dokumentierten Porzellane.

5.1.2 Glasur

Obwohl die Biegefestigkeit der Glasur (nachverdichtet HIP) mit 94,4 MPa niedriger als die Festigkeit untersuchter Tonerdeporzellane liegt, zeigen die dynamischen Biegeversuche an großen Stäbchen eindrücklich ihre schützende Funktion hinsichtlich des unterkritischen Risswachstums, vgl. Abbildung 34. Bei höheren Spannungen versagen im Zugversuch auch die ausgebauten Altisolatoren und neue TLI nahezu ausschließlich an innenliegenden Defekten und nicht in der vermeintlich schwächeren

Glasuroberfläche. Ähnliche Beobachtungen finden sich auch bei Brandt [16] und bei Dannheim und Oel [131].

Dass die Glasur trotz der niedrigeren Biegefestigkeit die mechanischen Eigenschaften der TLI nicht verschlechtert, sondern sogar verbessert, lässt sich auf verschiedene Aspekte zurückführen:

Als erstes ist zu berücksichtigen, dass die Glasur der TLI eine nahezu defektfreie Oberfläche erzeugt, da sie im Herstellungsprozess aufgeschmolzen wird. Handhabung und Transport der TLI führen, wenn überhaupt, nur zu kleinen Beschädigungen der Oberfläche, die nicht tief in die Glasurschicht reichen, vgl. Abbildung 41. Damit Glasurdefekte bei den hier dargestellten Untersuchungen an großen, glasierten Biegestäbchen versagenswirksam werden konnten, musste die Glasur trotz vergleichsweise hoher Belastungen schon zu mehr als der Hälfte der Glasurdicke vorgeschädigt werden, siehe Kapitel 4.6.3. Ob im Einsatz die Glasur der TLI überhaupt einer natürlichen Schädigung unterliegt und ob diese zu einer Festigkeitsherabsetzung führen kann, untersuchten Dannheim und Oel [131]. Durch Sandstrahlen glasierter Biegestäbchen aus Tonerdeporzellan mit $600\ \mu\text{m}$ -Sandkörnern und einer Aufprallgeschwindigkeit von ca. $190\ \text{km/h}$ simulierten sie natürliche Verschmutzungs- und Verschleißmechanismen. Damit gelang es ihnen die Festigkeit von $120\ \text{MPa}$ (bei unbeschädigter Glasurschicht) zum Teil auf ca. $90\ \text{MPa}$ (geschädigte Glasurschicht) herabzusetzen. Ihre Bruchflächenanalyse zeigt, dass die herabgesetzte Festigkeit eines Biegestäbchens mit einer durch die Sandkörner deutlich geschädigten Glasurschicht korreliert. Sie verglichen zudem ihre künstlich erzeugten Defekte mit den Glasuroberflächen von 20 Jahre genutzten TLI. Sie kommen zu dem Schluss, dass teilweise vergleichbare Schädigungen auf den TLI-Glasurschichten zu finden sind, beispielsweise Stoßdefekte oder Kratzspuren. Die glasierten Biegestäbchen mit Festigkeitserniedrigung wiesen bei Dannheim und Oel allerdings zumeist nur eine Schichtdicke von etwas mehr als $100\ \mu\text{m}$ und zusätzlich große Poren im Bereich der Schädigung auf. Untersuchungen von Brandt (Glasurdicken von $168\text{--}222\ \mu\text{m}$ [16]) und die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Messungen zeigen aber, dass auch ältere TLI schon dickere Glasurschichten

aufweisen. Große Poren, mit Durchmessern von 82-99 μm [16], finden sich allerdings auch bei Brandt. In Abbildung 40 ist sogar eine besonders große Pore über nahezu die gesamte Glasurdicke beim TLI von 1957 zu sehen. Es muss also davon ausgegangen werden, dass bei älteren TLI die Glasur im Einsatz natürlicher Abnutzung und Schädigung unterlag. Mit Blick auf die Bauteilebene bleibt dennoch fraglich, ob eine durch Witterung angegriffene Glasurschicht entscheidenden Einfluss auf die Festigkeit der TLI nimmt. Denn um im Zugversuch an der Oberfläche zu versagen, muss ein TLI einen tiefen, durch die Glasur deutlich ins Porzellan ragenden Randdefekt aufweisen. Daneben zeigt sich, dass die Glasurschicht immer weiter verbessert wurde, vgl. Abbildung 40 und Abbildung 41. Bei modernen TLI reichen die Poren kaum noch in den Bereich der Glasuroberfläche und sind auch deutlich kleiner. Oberflächenschädigungen der Glasurschicht sollten folglich die heutigen TLI kaum noch beeinflussen.

Einen weiteren, interessanten Aspekt weisen zudem Experimente von Scholz und Popescu-Has [133] zur Abriebsfestigkeit von Glasuren auf. Durch die Auskristallisation harter Kristalle wird die Abriebsfestigkeit einer Glasur erhöht. Solche Kristallstrukturen, wie in Abbildung 51 gezeigt, finden sich bei den heute eingesetzten Glasuren. Dies reduziert die Schädigung durch Witterung und Umgebungsbedingungen und mindert damit entsprechend eine Herabsetzung der Glasurfestigkeit.

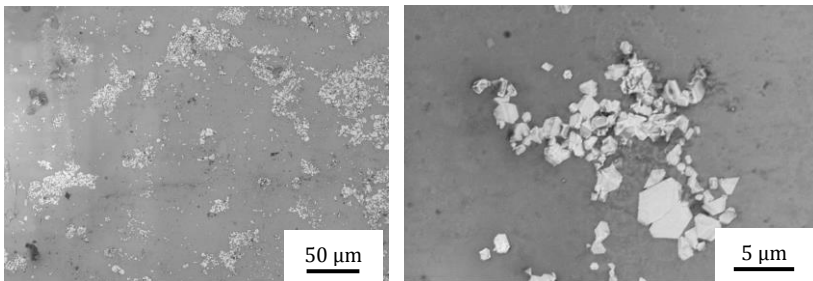


Abbildung 51: Teilweise Auskristallisation der Glasur moderner TLI.

Dannheim und Oel [131] fanden auch keinen Einfluss durch Fremdschicht und Wechselklima (Eis oder Salz sowie heiß/kalt) auf die Festig-

keit der Glasur, sodass von einer gewissen chemischen Widerstandsfähigkeit der Glasuroberfläche ausgegangen werden kann.

Für die Festigkeit der TLI mindestens genauso entscheidend, wie die fehlerfreie Glasuroberfläche, ist der in Kapitel 4.6.2 beschriebene Effekt der Druckeigenspannung. Die Abschätzung dieser Druckeigenspannung aus den Wärmeausdehnungskoeffizienten der Materialien in Tabelle 5 legt nahe, dass diese mit 50-120 MPa deutlich über den von Brandt [16] als maximal möglich erachteten 20 MPa liegt. Die Rissverläufe in DCDC-Proben (vgl. Abbildung 42) zeigen aber auch, dass Brandts Annahme nicht falsch sein muss, da er seiner Abschätzung einen klar getrennten Schichtverbund zugrunde legt. Die Druckeigenspannung kann sich jedoch über die Glasurdicke und eine Übergangszone zum Tonerdeporzellan abbauen. Entsprechend sind an der Oberfläche sehr viel höhere Druckeigenspannungen möglich, ohne ein Ablösen der Glasurschicht zu provozieren. Die Veränderung des Risswinkels von 68° in spannungsfreier Glasur auf 48° an der Oberfläche des Glasur-Porzellanverbunds (vgl. Abbildung 42 rechts) verdeutlicht die vorhandene Druckspannung auch visuell.

Obwohl die Glasur eigentlich einem starken unterkritischen Risswachstum unterliegt, vgl. Abbildung 36 und Abbildung 38, zeigen die statischen Biegeversuche an großen Stäbchen mit Knoop-Härteeindrücken, vgl. Kapitel 4.6.3, eindrucksvoll, dass diese Druckeigenspannung erst überwunden werden muss, damit ein Defekt überhaupt unterkritisch wachsen kann. Somit müsste die im Einsatz der TLI auftretende Belastung für unterkritisches Risswachstum diese Druckeigenspannung erst übersteigen. Dies dürfte, wie in Kapitel 4.7 gezeigt, real wohl nie passieren.

Auch der Unterschied im E-Modul zwischen Tonerdeporzellan und Glasur erschwert es Defekten in der Glasur zu wachsen. Der niedrigere E-Modul der Glasur, vgl. Tabelle 4, bewirkt, dass bei gleicher Dehnung die Glasur weniger Zugspannung als das Porzellan erfährt.

Die ohnehin kleinen Oberflächendefekte der TLI werden im normalen Belastungszustand folglich verhältnismäßig weniger belastet und durch

die Druckeigenspannung am Wachsen gehindert. Somit ist eine schützende Funktion durch die Glasur, die versagensrelevanten Defektgrößen entgegenwirkt, gewährleistet.

5.2 Bewertung Langstabisolatoren

5.2.1 Einordnung der Festigkeiten im Zeitverlauf

Die im Zugversuch an TLI von 2014 gemessenen Festigkeiten sowie die Rekonstruktion der Festigkeit älterer TLI aus Abnahme- und Qualitätsprotokollen, siehe Abbildung 22, liegen in guter Übereinstimmung mit Messreihen von Brandt. Bei Brandt liegen mittlere Festigkeiten bei 54 MPa, wobei die Bandbreite von 40 bis 70 MPa reicht. [16,74] Die Festigkeit der TLI im neuwertigen Zustand scheint sich folglich über die Jahre in einem vergleichbaren und konstanten Niveau zu bewegen. Es kann davon ausgegangen werden, dass auch die ausgebauten Altisolatoren im neuwertigen Zustand solch eine vergleichbare Bandbreite und damit eine Mindestfestigkeit von 40 MPa aufgewiesen haben.

5.2.2 Einfluss der Materialeigenschaften und der Bauart

Auf den ersten Blick steht die über die Jahre im Niveau konstante Festigkeit der TLI in einem gewissen Widerspruch zu den zugleich verbesserten Werkstoffeigenschaften (vgl. Kapitel 5.1.1). Hier muss aber berücksichtigt werden, dass aufgrund der Verbesserung der Materialeigenschaften auch die Bauteilgröße der TLI, analog der über die Jahre gewachsenen Anforderungen, gesteigert werden konnte. So lagen typische Strunkdurchmesser früher bei 60 - 75 mm. Die in Abbildung 22 gezeigten Festigkeitswerte für Altisolatoren im neuwertigen Zustand beziehen sich somit im Wesentlichen auf 75 mm Strunkdurchmesser. Für heutige TLI wurden die Strunkdurchmesser auf über 100 mm gesteigert. Die gezeigten Festigkeiten aktueller Produktion wurden beispielsweise

an TLI mit einem Strunkdurchmesser von 105 mm ermittelt. Zur Berücksichtigung des Volumeneffekts kann mit Gleichung (2.11) der Einfluss der unterschiedlichen Bauart auf die Festigkeit abgeschätzt werden. Dabei zeigt sich, dass die getesteten Altisolatoren im neuwertigen Zustand mit heutigem Tonerdeporzellan eine um ca. 2,4 MPa höhere charakteristische Festigkeit aufweisen würden. TLI aktueller Produktion mit früher zum Einsatz gekommenem Tonerdeporzellan würden eine um ca. 2 MPa niedrigere charakteristische Festigkeit aufweisen.

Zu beachten ist ferner, dass Isolatorhersteller zur Abnahme einer TLI-Charge sehr enge Toleranzen bezüglich der Festigkeitsverteilung erfüllen müssen. Auch Abweichungen „nach oben“, also zu höheren Festigkeiten, sind nicht erwünscht, um ein zuverlässiges Festigkeitsniveau zu gewährleisten. Die Festigkeit wird folglich von den Herstellern über ihren Produktionsprozess sehr genau gesteuert. Der hohe m -Modul von 14,6 und eine Bandbreite von 42 bis 60 MPa zeigen, dass dies bei den neueren TLI von 2014 am besten gelingt. Der Aspekt der zielgenauen Festigkeit wird noch eindrücklicher, wenn die Festigkeitswerte im Bereich der charakteristischen Festigkeit betrachtet werden. Während ältere TLI hier einen m -Modul von 15-16 oder bei Brandt von 18 [16] aufweisen, liegt er für TLI von 2014 bei 21,6.

5.2.3 Charakteristische Defekte bei Altisolatoren

In der Festigkeitsverteilung der ausgebauten Altisolatoren weichen die TLI mit niedrigen Festigkeitswerten sehr deutlich von der zu Grunde gelegten Weibull-Verteilung ab. Das „Abflachen“ der Verteilung (vgl. Abbildung 22) deutet darauf hin, dass für diese Altisolatoren ein anderer, im Neuzustand nicht vorhandener Fehlermechanismus zum Versagen führt. Die Unterteilung der Altisolatoren anhand der *SFL* zeigt, dass oberhalb der *SFL*, trotz des langjährigen Einsatzes, keine wesentliche Veränderung in der Weibullverteilung auftritt. Die Werte der Altisolatoren unterhalb der *SFL*, deren Festigkeit jedoch durch den Einsatz abge-

nommen hat, verzerren das Bild. Diese Isolatoren weisen für sich genommen nur noch einen Weibull-Modul von $m = 5,2$ auf.

Die durchgeführten, fraktographischen Untersuchungen bestätigen die Änderung der charakteristischen Defekte bei gealterten Altisolatoren. Altisolatoren, die bei hohen Versagensspannungen brechen, versagten über alle Jahrgänge hinweg vorwiegend an innenliegenden Defekten. Neben den in Abbildung 24 gezeigten Defekten konnten weitere Defekte als Versagensursprünge identifiziert werden, wie z.B. eisenhaltige Einschlüsse, Texturrisse (spiralförmige Schichten aus dem Extrudierprozess) und Poren [113]. Die Defekte lagen vielfach, wie das Beispiel in Abbildung 52 zeigt, im Porzellan kurz unterhalb der Glasur. Auch Brandt identifizierte den Bereich knapp unterhalb der Glasur als häufigen Versagensursprung, wobei bei ihm hauptsächlich Poren und harte Brocken überwiegen. Seine Auswertung der Versagensursprünge beschreibt die Bereiche der Armierung und im Übergang der Schirme zum Strunk als besonders versagensrelevant. Diese Zonen stimmen mit den FEM-Simulationen von Lekl überein [16].

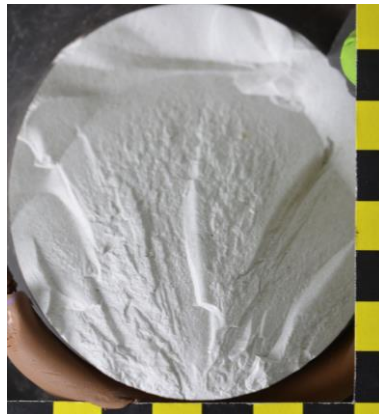


Abbildung 52: Versagensursprung im Porzellan direkt unterhalb der Glasurschicht (Mitte, unten).

Brandt schloss aus dem häufigen Versagen in diesen Bereichen, dass die Spannung kurz unter der Glasurschicht maximal sein müsste, ohne sie

quantitativ zu beschreiben. Die im Rahmen von LekI durchgeführte FEM-Analyse, vgl. Abbildung 49, bestätigt seine Schlussfolgerung und zeigt, dass im Bereich des unteren Schirmübergangs und im Bereich der Armierung eine Spannungsüberhöhung von ca. 3 MPa auftritt [113,120].

Bei Altisolatoren, die bei Versagensspannungen unterhalb der *SFL* brechen, zeigen die Versagensursprünge ein anderes Versagensbild. Die Defektursprünge liegen am Rand und die großen und sehr glatten Bruchspiegel korrelieren mit niedrigen Bruchkräften [83,109]. Bei mehreren TLI finden sich „Nasen“, wie sie in Abbildung 25 und Abbildung 26 zu sehen sind. Nach Quinn [106] können solche Nasen auf Kontakt der Isolatoren mit anderen Strukturelementen (Masten, Isolatoren, etc.) zurückgeführt werden. Dies würde bedeuten, dass der Initialdefekt durch eine äußere Vorschädigung entsteht. In der REM-Aufnahme solch einer Nase, Abbildung 26 rechts, ist zudem zu erkennen, dass die Glasurschicht durch mehrere große Poren an der Stelle eines möglichen Kontaktes geschwächt war. Solche Schwachstellen in der Glasur könnten, zusammen mit einer entsprechenden Vorschädigung, das Eindringen von Wasser ermöglichen und stellen gegebenenfalls einen für unterkritisches Risswachstum ausreichend großen Anriss dar. Ob auch bei anderen „Nasen“ eine geschwächte Glasur eine Rolle gespielt hat, lässt sich nicht beurteilen. Durch das spröde Bruchverhalten der TLI kam es bei der Durchführung des Zugversuches bei Oberflächendefekten vielfach zu Abplatzungen der Glasur im Versagensursprung, sodass eine exakte Analyse nicht immer möglich war.

Auf einigen Bruchflächen sind vereinzelt Haltelinien zu erkennen. Diese sind ein Indiz dafür, dass im Einsatz unter bestimmten Belastungssituationen (vermutlich Belastungsspitzen) ein Risswachstum zeitweise stattfand.

5.3 Einschätzung des Langzeitverhaltens

Für die Beurteilung des Langzeitverhaltens von Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren ist das Zusammenwirken von Materialcharakteristika und Umwelteinflüssen entscheidend. Im Folgenden werden zuerst Materialcharakteristika, wie die v - K_I -Kurven, behandelt, die das Langzeitverhalten des Tonerdeporzellans bestimmen. Darauf aufbauend werden die Auswirkungen für das Bauteil TLI diskutiert.

5.3.1 Einordnung der ermittelten v - K_I -Kurven

Sowohl die dynamischen als auch die statischen 4-Punkt-Biegeversuche zeigen, dass Tonerdeporzellan C130 deutlichem unterkritischem Risswachstum unterliegt. Bei den dynamischen Biegeversuchen zeigt sich das unterkritische Risswachstum an den mit abnehmender Belastungsgeschwindigkeit sinkenden Versagensspannungen, vgl. Abbildung 34. Selbst bei schnellen Belastungsgeschwindigkeiten liegen diese bei Versuchen in Wasser deutlich unterhalb der Inertfestigkeit. Bei Versuchen an Luft fällt dieser Unterschied zwar geringer aus, ist jedoch auch noch eindeutig nachweisbar. Das unterschiedliche Risswachstumsverhalten für Tonerdeporzellan C130 in Wasser und an Luft lässt sich, wie in Kapitel 2.2.3 erklärt, auf die Diffusion von Wassermolekülen in die Risspitze zurückführen. Bei langsamen Belastungsgeschwindigkeiten nähert sich die Bruchfestigkeiten in unterschiedlichen Umgebungsmedien jedoch immer mehr an.

Auch bei früheren Untersuchungen zu Tonerdeporzellan wurden teilweise ähnliche Ergebnisse beobachtet. In [134] variierten Dannheim und Oel bei ihren Untersuchungen an Tonerdeporzellan C120 verschiedener Hersteller die Belastungsgeschwindigkeit zur Festigkeitsbestimmung von 0,3 MPa/s bis 30 MPa/s. Sie prüften, entsprechend DIN EN 60672, glasierte und unglasierte Rundstäbe mit einem Durchmesser von 10 mm in einem 3-Punkt-Biegeversuch bei einer Stützweite von 100 mm. Glasierte Biegeproben einiger (nicht aller) Hersteller blieben, wie auch in den Untersuchungen dieser Arbeit (vgl. Abbildung 34), von der Belas-

tungsgeschwindigkeit relativ unbeeinflusst. Ihre Festigkeiten lagen bei 140-150 MPa. Versuchsreihen an unglasierten Proben hingegen zeigten auch bei Dannheim und Oel einen deutlichen Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf die Bruchfestigkeit. Auch hier führten langsamere Belastungsraten zu niedrigeren Festigkeiten [134]. Dabei erkannten die Autoren anhand von fraktographischen Untersuchungen die Bedeutung des Defektursprungs, vgl. Kapitel 2.2.3, der bei glasierten Proben meist nicht an der Oberfläche lag [131,134]. Auch sie vermuteten schon einen Einfluss des Umgebungsmediums auf die Festigkeit. Durch Versuche mit unterschiedlichem Wassergehalt (flüssig – Dampf – trocken) im Umgebungsmedium konnten sie einen entsprechenden Einfluss auf die Festigkeit zeigen. Bei Dannheim und Oel wirkt sich dieser allerdings deutlich geringer aus, als in den Messungen dieser Arbeit. Die Festigkeiten unglasierter Rundstäbe ihrer Versuche unter inerten Testbedingungen ($\sigma_0 = 127,6$ MPa) und in Wasser ($\sigma_0 = 116,4$ MPa) unterschieden sich um nur 9 %, obwohl mit einer Belastungsrate von 0,5 MPa/s relativ langsam getestet wurde.

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen ist dieser Unterschied mit ca. 28 % deutlich größer, vgl. Abbildung 34. Der größere Einfluss des Umgebungsmediums lässt sich, wie schon in Kapitel 5.1.1 erläutert, auf den Unterschied in der getesteten Oberfläche mit maximaler Beanspruchung und der damit verbundenen Wahrscheinlichkeit für einen größeren Defekt zurückführen. Der Einfluss des unterkritischen Risswachstums wurde bei Dannheim und Oel vermutlich unterschätzt. Die aus ihren Versuchen mit unglasierten Biegestäbchen ermittelten n-Werte zwischen 43 – 50,5 (ein Ausreiser bei 92) lassen, verglichen mit den in dieser Arbeit ermittelten Werten von 61,7 (stat. in Wasser) bis 65,6 (dyn. in Wasser) für modernes Tonerdeporzellan C130, ein damals deutlicheres Risswachstum erwarten.

Bei Soma et al. [70] liegt der n-Wert mit 39 (in Wasser) nochmals deutlich niedriger. Darüber hinaus sind bei Soma et al. für gleiche K_I -Werte deutlich höhere Risswachstumsgeschwindigkeiten dokumentiert. Die Änderung der Wachstumsgeschwindigkeit durch das Umgebungsmedium unterscheidet sich bei Soma et al. erst bei hohen K_I -Werten. Für

niedrige K_I -Werte ist die Wachstumsgeschwindigkeit in Wasser und an Luft sehr ähnlich [70].

Dass der Einfluss des Umgebungsmediums vor allem mit steigender Belastung, also höheren K_I -Werten, zunimmt zeigen die in dieser Arbeit ermittelten v - K_I -Kurven. Gerade für hohe Belastungen unterschieden sich die Risswachstumsgeschwindigkeiten an Luft oder in Wasser um Größenordnungen, während sie sich für langsames Risswachstum annähern. Ein Vergleich der Kurven in Abbildung 37 (dynamisch ermittelt) und Abbildung 39 (statisch ermittelt) zeigt zudem, dass die Vorhersage zum langsamen Risswachstum von Tonerdeporzellan C130 über statische Versuche vermutlich genauer abgebildet wird. Die v - K_I -Kurven aus statischen Versuchen zeigen früher Risswachstum (niedrigerer Schwellwert) und etwas höhere Wachstumsgeschwindigkeiten, als dynamisch ermittelte v - K_I -Kurven. Daneben spiegelt die statische Belastungssituation besser die reale Belastungssituation der TLI im Einsatz wider, als die kontinuierliche Lasterhöhung der dynamischen Versuche. Dynamisch ermittelte v - K_I -Kurven unterschätzen generell langsames unterkritisches Risswachstum für niedrige K_I -Werte (~niedrige Belastung) [75].

Bei K_I -Werten unter ca. $1,06 \text{ MPam}^{1/2}$ (Versuche in Wasser) und ca. $1,1 \text{ MPam}^{1/2}$ (Versuche an Luft) ergeben sich zudem rechnerisch so niedrige Risswachstumsgeschwindigkeiten, dass von einem Schwellwert K_{I0} für das Tonerdeporzellan C130 in dieser Größenordnung ausgegangen werden kann. Dieser Schwellwert ließ sich auch in den statischen Biegeversuchen in Wasser anhand des Belastungsniveaus und der charakteristischen Defektverteilung von Durchläufern von unglasierten Biegestäbchen errechnen. Die Schwellwerte liegen zudem auf einem ähnlichem Niveau wie Beobachtungen von Soma et al. [70,71] und Karpilovskii et al [72]. Für die von ihnen untersuchten, deutlich älteren Tonerdeporzellane konnten Schwellwerte von $1 \text{ MPam}^{1/2}$ (Soma – in Wasser und in Luft) und ca. $1,1 \text{ MPam}^{1/2}$ (Karpilovskii – in Luft) bzw. ca. $0,4 \text{ MPam}^{1/2}$ (Karpilovskii – in Wasser) dokumentiert werden.

Aktuelles Tonerdeporzellan C130 zeigt somit ein deutlich günstigeres Risswachstumsverhalten verglichen mit Untersuchungen an älterem Tonerdeporzellan. Für Rückschlüsse auf anfänglich eingesetzte Altisola-

toren aus Tonerdeporzellan C120 gilt es diese Materialverbesserung des Tonerdeporzellan C130 zu berücksichtigen.

Neben den v - K_I -Kurven des Porzellans, spielt auch das Risswachstumsverhalten der Glasur für das Alterungsverhalten von TLI eine wichtige Rolle. Zwar zeigen die dynamischen Biegeversuche aus Kapitel 4.5.1, dass auch die Glasur einem unterkritischen Risswachstum unterliegt. Allerdings wird dies in der Glasur durch die schon andiskutierten Aspekte (Kapitel 5.1.2: defektfreie Oberfläche und Druckeigenspannung in der Oberfläche) gehemmt.

Dass trotz dieser positiven Aspekte auch in der Glasur Risse unterkritisch wachsen können, wurde durch die statischen Biegeversuche an definiert vorgeschädigten, glasierten Biegestäbchen gezeigt (siehe Kapitel 4.6.3). Dies lässt sich dadurch erklären, dass sich die Druckeigenspannung von der Oberfläche ausgehend zum Porzellan hin abbaut. Erkennbar ist dies daran, dass sich der Winkel φ_2 (vgl. Abbildung 42) entlang der Rissfront dem Winkel im spannungsfreien Zustand φ_1 annähert. Die theoretische Erklärung dazu findet sich in Hettich et al. [59]. Trotz der vorgespannten Glasur wuchsen die Defekte an der Oberfläche (Half-Penny-Defekt, außen: $Y = 1,3$) schneller als im Porzellan (Half-Penny-Defekt, innen: $Y \approx 1,17$), was zu einer Geometrieänderung der Ausgangsdefekte von einem *Half-Penny-Defekt* ($Y_{\max} = 1,3$) zu einem oval gestreckten Defekt ($Y_{\max} \approx 1,4 - 1,6$) führte [79]. Eine Änderung der Defektgeometrie durch Risswachstum [135] kann sich folglich auch auf die Risswachstumsgeschwindigkeit, also die geltende v - K_I -Kurve, auswirken.

Allerdings ist dieser Einfluss der Defektgeometrie für langsame Risswachstumsgeschwindigkeiten vernachlässigbar. Erst bei hohen K_I -Werten machen sich bei „ovalen“ Defekten (größerer Y -Wert) Unterschiede durch niedrigere Wachstumsgeschwindigkeit bemerkbar.

5.3.2 Bedeutung des unterkritischen Risswachstum für TLI

Da sowohl Tonerdeporzellan C130 als auch die Glasur der TLI unterkritischem Risswachstum unterliegen, stellt sich die Frage, ob und in welchem Umfang diese Mechanismen zur Alterung der Isolatoren im Einsatz führen können. Eine entscheidende Rolle kommt dabei der Glasur zu. Die in Kapitel 5.1.2 diskutierten Effekte der Glasur schließen unterkritisches Risswachstum für TLI mit intakter Glasurschicht aus. Diese Erkenntnis deckt sich auch mit den fraktographischen Beobachtungen. An Altisolatoren, die im Zugversuch unterhalb der *SFL* versagten, wurden zum Teil Hinweise auf vorherige, äußere Schädigung, vgl. Kapitel 5.2 gefunden. Glasurdefekte wären zudem so klein, dass sie unter realen Einsatzbedingungen einen K_I -Wert aufweisen, der unterhalb der Schwellwerte liegt. Vergleicht man die Glasurdicke von ca. 200 μm mit Abbildung 53, ist direkt ersichtlich, dass ausschließlich TLI mit einer geschädigten Glasurschicht von unterkritischem Risswachstum betroffen sein könnten. Selbst bei einer Versagensspannung von ca. 55 MPa, was in etwa der charakteristischen Festigkeit der TLI entspricht, sind Oberflächendefekte schon größer als 200 μm und reichen somit bis ins Porzellan.

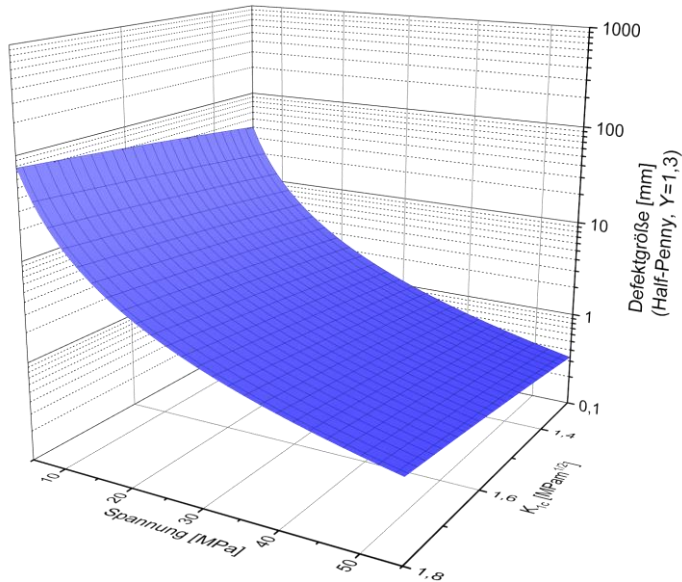


Abbildung 53: Kritische Größe von Oberflächendefekten ($Y = 1,3$) in Abhängigkeit der Bruchzähigkeit und der mechanischen Belastung.

Wie die durchgeführten Materialuntersuchungen und die daraus abgeleiteten Simulationen des Alterungsverhaltens von TLI jedoch zeigen, können schon kleinere Steigerungen der anliegenden, mechanischen Spannung eine deutliche Beschleunigung des unterkritischen Risswachstums bewirken. Leider wurden im Beobachtungszeitraum des Projektes keine Extremwetterverhältnisse (wie beispielsweise Schneewalzen) beobachtet. Um abzuschätzen, welchen Einfluss solch ein Ereignis auf die maximale Belastung der TLI und damit auf mögliches unterkritisches Risswachstum hätte, muss daher auf die Literatur zurückgegriffen werden.

Untersuchungen von Kießling [20,21] betrachten die unterschiedliche Entstehung von Eis- und Schneelasten. Diese stützen sich zum Teil auf langjährige Messreihen des Deutschen Wetterdienstes (DWD). Dabei

zeigt sich für die untersuchten Phänomene, wie Klareis, Nassschnee, Raureif und Raueis eine gute Korrelation zur NN-Höhe (Normalnull-Höhe; seit 1993 durch die Normalhöhennull NHN ersetzt). In einer entsprechenden Eislastkarte (für Deutschland) werden sie bei der Auslegung von TLI berücksichtigt, wobei gerade in Höhenlagen Zusatzbelastungen von 40 bis über 100 N pro Meter Leiterseil auftreten können. Bei der Auslegung der TLI spielt unterkritisches Risswachstum bisher allerdings keine Rolle, sodass ggf. bei der ausgelegten Maximalbelastung von Extremwetterlagen der TLI nicht versagt, Risse aber durchaus wachsen.

Daneben untersucht Kießling in [20] gezielt Schadensfälle an Freileitungen in Deutschland durch Aneisungen seit 1967. Dabei wurde Versagen sowohl bei Abspann- als auch Tragmasten beobachtet. Häufig führt das Versagen eines Abspannmastes zu einer Kettenreaktion, infolge der auch die tendenziell weniger belasteten Tragmasten versagen. Bei den 17 dokumentierten Schadensfällen kam es durch die Aneisungen zu zusätzlichen Belastungen von bis zu 150 N pro Meter Leiterseil. Im Großteil der Fälle lag die Zusatzbelastung zwischen 30 – 60 N/m. Daneben wird noch auf zusätzliche Werte aus dem Schwarzwald, Harz und Erzgebirge verwiesen, wo regelmäßig Eislasten mit Maximalwerten von 80 – 120 N/m dokumentiert werden. Deren exponierte Lage lässt allerdings nur bedingt eine Verallgemeinerung zu.

Ein relativ junges und gut dokumentiertes Wetterextrem, das zu einem Freileitungs-Schadensfall führte, ist als das „Münsterland Schneechaos“ von 2005 bekannt. Damals versagten nach lang anhaltendem Schneefall und anhaltenden Winden insgesamt 83 Trag- und Abspannmasten einer 110 kV-Stromtrasse. Eine Vielzahl knickte unter den Belastungen sogar ganz um. Mit dem nachträglichen Abschätzen der zum Versagen führenden Belastung haben sich verschiedene Gutachten beschäftigt [136–138]. Die Abschätzung der Eislasten reicht dabei von ca. 5 bis 10 kg/m (ca. 49 – 98 N/m) Leiterseil. Unter anderem wurden zur nachträglichen Lastabschätzung Fotos der Eiswalzen und der extreme Durchhang der Leiterseile (z.T. bis nahezu an den Boden) herangezogen.

Für eine Abschätzung, was solch extreme Wetterlagen an Zusatzbelastung für einen Isolator bedeuten können, soll im Folgenden von einer Spannweite von 400 Metern zwischen zwei Abspannmasten mit Doppelkette ausgegangen werden. Bei einer Eislast von 50 N pro Meter Leiterseil und vier Leiterseilen bei einer 380 KV-Leitung würde dies zusätzliche 20 kN Zugkraft pro Abspannisolator bedeuten bzw. bei 98 N/m sogar zusätzliche 39 kN. Für die getesteten Altisolatoren mit 75 mm Strunkdurchmesser würde das eine Erhöhung der mechanischen Spannung um 4,5 bzw. 8,8 MPa bedeuten. Unter Berücksichtigung der tatsächlich, kurzzeitig gemessenen Kraftspitzen ohne Extremwetterereignisse (vgl. Abbildung 47) könnten somit maximale mechanische Spannungen von ca. 19,5 bzw. 23,8 MPa auftreten.

Selbst bei diesen theoretisch angenommenen, maximalen Zugspannungen liegt der Spannungsintensitätsfaktor K_I für die Defektverteilung im neuwertigen Zustand auf einem Niveau, bei dem nur sehr langsames unterkritisches Risswachstum erfolgen könnte.

Für die Altisolatoren, die überwiegend aus den 60er und 70er Jahren stammen, kann ggf. etwas stärker ausgeprägtes Risswachstum, angelehnt an die v - K_I -kurven von Soma und Karpilovskii, vorliegen. Doch auch dann treten diese Spannungsspitzen nur ausgesprochen selten und für sehr kurze Zeiträume auf, sodass ein wesentlicher Einfluss durch unterkritisches Risswachstum auf die Lebensdauer der TLI unwahrscheinlich erscheint.

Allerdings wurden sowohl die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Risswachstumsgesetze, als auch die in der Literatur angegebenen, hinsichtlich einer statischen Belastungssituation ermittelt. Bei den über den Tag doch deutlich schwankenden Kräften könnte ggf. auch eine eher zyklische Belastung angenommen werden. In diesem Fall könnten zusätzliche Ermüdungsmechanismen durchaus Risswachstum beschleunigen. Für andere keramische Materialien konnten bei der Übertragung von statischen Lebensdauerprognosen auf zyklische Belastungsszenarien diesbezüglich schon deutliche Abweichungen beobachtet werden.

5.3.3 Einfluss des Zugversuchs auf die Festigkeitsverteilung der TLI

Die beobachtete, deutliche Festigkeitsabnahme einzelner TLI ist, wie in der vorherigen Diskussion dargelegt, mit den in dieser Arbeit ermittelten und den in der Literatur veröffentlichten v - K_I -Kurven für Tonerdeporzellane nur bedingt zu erklären. Wie in Kapitel 5.3.2 erörtert, führen selbst seltene Extremwetter-Ereignisse nur zeitweise zu Belastungen, bei denen sehr langsames, unterkritisches Risswachstum auftreten kann.

Da für hohe K_I -Werte Defekte im Porzellan vergleichsweise schnell unterkritisch wachsen können, muss auch der Zugversuch zur Festigkeitsbestimmung selbst als Faktor für die Festigkeitsabnahme in Betracht gezogen werden. Aufgrund der Bauteilgröße kann der Zugversuch nur an normaler Umgebungsatmosphäre inkl. Luftfeuchtigkeit und nicht unter inerten Bedingungen durchgeführt werden, vgl. Abbildung 17. Darüber hinaus ist die benötigte Versagenskraft so hoch, dass es einige Minuten dauert, um diese für das Testprogramm hydraulisch aufzubauen. Somit kann der Zugversuch zur Bestimmung der Restfestigkeit der TLI für Oberflächendefekte in etwa mit den dynamischen Biegeversuchen zur Bestimmung der v - K_I -Kurven bei langsamen Belastungsraten (ca. 1 MPa/s) verglichen werden.

Bei den dynamischen Biegeversuchen mit unglasierten Biegestäbchen wurde eine deutliche Abnahme der Festigkeit bei langsamen Belastungsraten ermittelt, da Oberflächendefekte auch an Luft deutlichem unterkritischem Risswachstum unterliegen. Für eine Belastungsrate von 1 MPa/s lag die Differenz zur Interfestigkeit bei ca. 20 %. Eine vergleichbare Abnahme der Festigkeit ist folglich auch bei TLI im Zugversuch zu erwarten, wenn eine Vorschädigung der schützenden Glasurschicht vorliegt. Folglich könnten größere Oberflächendefekte im Zugversuch unterkritisches Risswachstum provoziert haben, wodurch die Versagensspannungen herabgesetzt und der eigentliche Ursprungsdefekt überbewertet wird.

Abbildung 54 zeigt die Ergebnisse einer iterativen Simulation zum Einfluss des Zugversuchs auf die Versagensspannung (rote Punkte) und die Größenänderung (Differenz schwarz zu grauen Punkten) eines Oberflächendefekts im TLI. Dazu wurde der Zugversuch an einem TLI mit 75 mm Strunkdurchmesser für unterschiedlich große Ausgangsdefekte in der maximal belasteten Zone unter den Schirmen simuliert. Als minimale Defektgröße wurden 200 μm angenommen. Kleinere Oberflächendefekte liegen in der Glasur und werden aufgrund deren Druckspannung nicht unterkritisch wachsen. Für ein mögliches Risswachstumsverhalten wurde die im Rahmen dieser Arbeit ermittelte dynamische v - K_I -Kurve an Umgebungsluft zu Grunde gelegt. Zur Vereinfachung wurde, im Gegensatz zur deterministischen Simulation mit den tatsächlich im Netz gemessenen Kräften, das Verhältnis $Y/\sqrt{\pi}$ zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktor K_I entlang der gesamten Rissfront mit konstantem $Y/\sqrt{\pi} = 1,3$ angenommen. Damit ist das Risswachstum in Richtung a , vgl. Abbildung 11, immer maximal und somit eine tendenziell kritischere Betrachtung.

Da in der Simulation die Versagensspannungen und die bruchauslösenden Defektgrößen (schwarze Punkte) iterativ errechnet wurden, sind in Abbildung 54 immer die vorletzten Datenpunkte vor dem Versagen gezeigt. Durch die schnellen Risswachstumsgeschwindigkeiten kurz vor dem Versagen und dafür vergleichsweise großen Zeitschritte von 1 ms wurden für den Versagenszeitpunkt teilweise Defektgrößen errechnet, die „zu weit“ gewachsen waren. Die unstetige Zunahme der simulierten Versagensdefektgrößen ist auch dadurch erklärbar. Zum Vergleich sind die Ausgangsdefektgrößen ohne Risswachstum (graue Punkte) eingezeichnet.

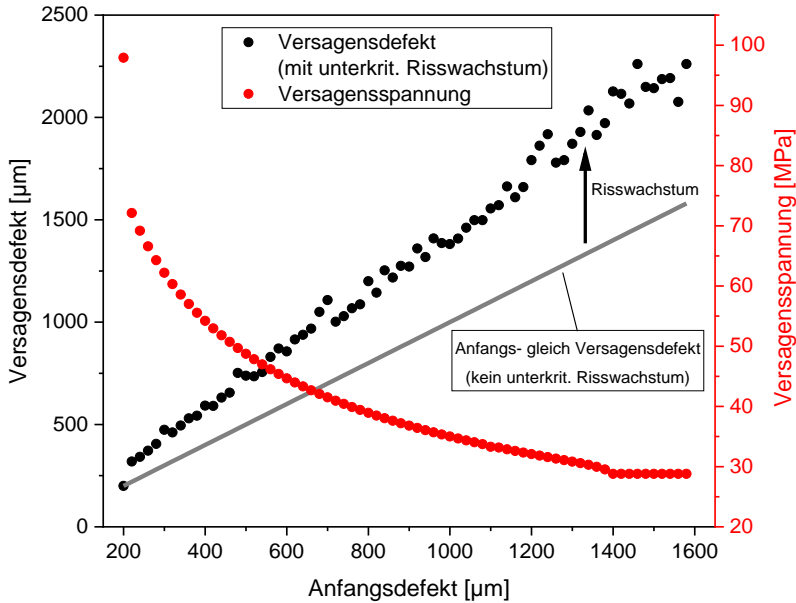


Abbildung 54: Simulation der Größenänderung von Oberflächendefekten und Änderung der Versagensspannungen bei TLI im Zugversuch.

Wie aus Abbildung 54 ersichtlich, bestätigt die Simulation die Annahme, dass der Zugversuch deutlichen Einfluss auf die ermittelten Defektgrößen der TLI hat. Selbst bei kleinen Oberflächendefekten (220 µm) kommt es schon zu deutlichem Risswachstum. Diese Defekte sind allerdings noch so klein, dass die in den TLI enthaltenen Volumendefekte dominieren. Je größer die Oberflächendefekte sind, desto deutlicher wird der Einfluss des Risswachstums, denn die Versagensdefektgrößen und Anfangsdefektgrößen driften auseinander. Oberflächendefekte ab 1,4 mm Größe wachsen bereits so stark, dass es noch während der Haltezeit auf Prüflastniveau zum Versagen kommt. Bei einer Erweiterung des Schaubilds zu noch größeren Defekten würde letztlich auch schon Versagen vor dem Erreichen der Prüflast auftreten.

Die tatsächlich in den TLI vorhandenen Oberflächendefekte wurden also durch den Zugversuch überbewertet, da sie während der Testung noch-

mals deutlich unterkritisch wuchsen. Da die untersuchten Altisolatoren überwiegend aus den 60er und 70er Jahren stammen, ist darüber hinaus davon auszugehen, dass ihr Risswachstumsverhalten noch ausgeprägter, eher den v - K_I -Kurven von Soma und Karpilovskii entsprechend, war. Der Effekt der Überbewertung kann so gesehen nochmals größer gewesen sein.

6 Zusammenfassung

Sowohl für den Ausbau der Energieerzeugung aus erneuerbaren Quellen, wie Wind und Sonne, als auch den Umstieg auf Elektromobilität ist die Ertüchtigung und vor allem der Ausbau des Stromnetzes in den nächsten Jahren zwingende Voraussetzung. Der Transport von Windstrom von den Küsten bis zu Verbrauchern in ganz Deutschland wird ohne eine Weiterentwicklung der deutschen Hoch- und Höchstspannungsnetze nicht zu realisieren sein.

Besondere Bedeutung kommt daher auch dem aktuell bestehenden Stromnetz zu, dessen zuverlässiges Funktionieren Grundlage aller Ausbauszenarien ist. Um die geforderte, hohe Netzsicherheit und -verfügbarkeit zu gewährleisten, sind die eingesetzten Komponenten einer Stromtrasse mit hohen Sicherheitsbeiwerten bemessen. Jedoch ist, im Gegensatz zu den Stahlkomponenten, das Langzeit-Materialverhalten bei den verwendeten Tonerdeporzellan-Langstabisolatoren (TLI) wenig untersucht. Die meisten Untersuchungen befassen sich vor allem mit dynamischen Lastwechseln bei spontanem Versagen einer Isolatorkette. Untersuchungen von Frese und Pohlmann zeigen jedoch auch eine Minderung der mittleren Festigkeit an TLI nach 20 bis 30 Betriebsjahren. Damit gibt es Anhaltspunkte für eine langsame Materialermüdung bei TLI.

Folglich war eine ganzheitliche Untersuchung der Einsatzbedingungen und der Alterungsmechanismen von TLI Ziel des Forschungsprojekts „Lebensdauerprognose keramischer Isolatoren - LekI“ (FK: 03EK354). Dieses Projekt sollte eine bessere Einschätzung hinsichtlich möglicher Betriebszeiten ermöglichen. Die Beteiligung von Projektpartnern aus Forschung und Industrie unterschiedlicher Disziplinen ermöglichte dies in einem bisher nicht verfügbaren Umfang. Mit dieser Arbeit werden die im Rahmen von LekI und eigener, weiterführender (Material-) Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zusammen geführt.

Mit Zugversuchen an über 200 seit ca. 1960-1970 bis 2014 in Betrieb gewesenen TLI, konnte die von Frese und Pohlmann prognostizierte Festigkeitsabnahme und Unterschreitung der Auslegungsspannung *SFL* nachgewiesen werden. Tatsächlich wurde ihre Prognose deutlich übertroffen. So unterschreiten sogar knapp 6 % der untersuchten TLI die *SFL*. Dies zudem nach deutlich kürzerer Betriebsdauer als erwartet. Anhand von Qualitätsprotokollen aus den Zeiträumen der Inbetriebnahme konnte die ursprüngliche Festigkeitsverteilung ermittelt und sichergestellt werden, dass alle getesteten Isolatoren ursprünglich die Festigkeitsanforderungen der *SFL* erfüllt hatten.

Obwohl keramische Materialien generell ein spontanes Versagen durch Sprödbruch aufweisen, kann es durch unterkritisches Risswachstum zum Wachsen von Materialdefekten kommen. Folglich liegt den niedrigen Restfestigkeiten für einige TLI eine Änderung der Defektverteilung zu Grunde.

Fraktographische Untersuchungen der Versagensursprünge untermauern eine Alterung durch unterkritisches Risswachstum.

Untersuchungen an den Porzellangefügen aus verschiedenen Jahrgängen zeigen eine deutliche Weiterentwicklung und Verbesserung des Tonerdeporzellans im Zeitverlauf von 1957 bis 2014. So wurde der Quarzanteil reduziert, die Porosität feiner und vor allem die Korundplättchen homogener im Gefüge verteilt. Folglich sind durch die kontinuierliche Verbesserung des Tonerdeporzellans C130 heute auch TLI mit deutlich größerem Strunkdurchmesser realisierbar. Ein Vergleich zu anderen Tonerdeporzellanen ist, aufgrund unterschiedlicher Messmethoden und Probengeometrien, nur bedingt möglich.

Mittels dynamischer und statischer 4-Punkt-Biegeversuche an Laborproben wurde sowohl für das heutige Tonerdeporzellan C130 als auch für die Glasur der TLI unterkritisches Risswachstum gemessen und die jeweiligen Risswachstumsgesetze bestimmt. Die Glasur spielt für das Alterungsverhalten der TLI eine besondere Rolle. Über unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten im Porzellan und der Glasur wird selbige gezielt unter Druckspannung gesetzt. Über eine neu entwickelte Analy-

semethode wurde anhand des Rissverlaufs in Porzellan und Glasur abgeschätzt, dass durch die Druckeigenspannung selbst bei extremen Belastungssituationen kein nennenswertes Risswachstum in der Glasur der TLI stattfindet.

Für eine bessere Beurteilung der tatsächlichen Belastungssituation wurden die im Stromnetz auf die TLI wirkenden, mechanischen Kräfte gemessen. Die unterschiedlichen klimatischen Bedingungen in Deutschland wurden über die Standorte der Messungen repräsentiert. Wie erwartet, war die mechanische Belastung an Abspannisolatoren im Vergleich zu Tragisolatoren deutlich höher. Mit einem Tagesmittel von ca. 10 MPa liegt sie jedoch auch deutlich unterhalb der Auslegung von Abspannisolatoren.

Während die Tagesmittelwerte durch die Jahreszeiten wenig beeinflusst wurden, wobei im Beobachtungszeitraum keine Extremwetterereignisse auftraten, war die Belastung bei kürzeren Messzeiträumen (innerhalb eines Tages) deutlich dynamischer und nicht - wie angenommen - eher statisch.

Simulationen auf Basis der ermittelten Materialeigenschaften und der Kraftmessungen im Stromnetz konnten die beobachtete Festigkeitsabnahme einiger TLI nur unzureichend erklären. Erst durch Verstärkungsfaktoren konnten für maximal große Defekte, die aber noch nicht zum Versagen im *proof test* führen, die beobachtete Festigkeitsabnahme durch unterkritisches Risswachstum simuliert werden. Es zeigt sich, dass die hohen Sicherheitsanforderungen in Deutschland eine Alterung der Isolatoren weitestgehend verhindern.

Auf Änderungen der Defektgrößen reagierten die Simulationen deutlich sensitiver. Somit wäre eine mögliche Erklärung für die gemessene Festigkeitsabnahme eine vorangegangene äußerer Beschädigung der TLI. Bei vorgeschädigten Isolatoren könnten extreme Wetterereignisse durchaus Alterungseffekte durch, wenn auch nur sehr langsames, unterkritisches Risswachstum verursachen.

Unter Berücksichtigung, dass im zerstörenden Zugtest zudem Risswachstum während der Festigkeitsbestimmung auftritt, kann davon

ausgegangen werden, dass die ermittelten Restfestigkeiten eine Alterung überbewerten.

Trotz eventueller Vorschädigung war immer noch genug Bemessungsreserve vorhanden, sodass der Betrieb der Isolatoren durch Materialermüdung nicht gefährdet war.

Literaturverzeichnis

- [1] Bundesnetzagentur für Elektrizität, Gas, Telekommunikation, Post und Eisenbahn (BNetzA), Netzentwicklungsplan 2035: Genehmigung des Szenariorahmens 2021 - 2035, Bonn, 2020.
https://www.netzentwicklungsplan.de/sites/default/files/2022-11/Szenariorahmen_2035_Genehmigung_1.pdf.
- [2] Bundesnetzagentur für Elektrizität, Gas, Telekommunikation, Post und Eisenbahn (BNetzA), Bedarfsermittlung 2017-2030 Bestätigung Netzentwicklungsplan Strom, Bonn, 2017.
https://www.netzentwicklungsplan.de/sites/default/files/2022-11/NEP_2030_2017_Bestaetigung.pdf.
- [3] Bundesnetzagentur für Elektrizität, Gas, Telekommunikation, Post und Eisenbahn (BNetzA), Netzentwicklungsplan 2035: Version 2021 - Teil1, Bonn, 2021.
https://www.netzentwicklungsplan.de/sites/default/files/2022-11/NEP_2035_V2021_2_Entwurf_Teil1.pdf.
- [4] Bundesnetzagentur für Elektrizität, Gas, Telekommunikation, Post und Eisenbahn (BNetzA), Monitoringbericht 2021, Bonn, 2022.
https://data.bundesnetzagentur.de/Bundesnetzagentur/Shared Docs/Mediathek/Monitoringberichte/monitoringbericht_energie_2021.pdf.
- [5] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Definition und Monitoring der Versorgungssicherheit an den europäischen Strommärkten, Köln, 2019.
https://www.bmwk.de/Redaktion/DE/Publikationen/Studien/definition-und-monitoring-der-versorgungssicherheit-an-den-europaeischen-strommaerkten.pdf?__blob=publicationFile&v=1.

- [6] Bundesverband der Energie- und Wasserwirtschaft e.V. Reinhardtstraße (BDEW), Verfügbarkeit ausländischer Kraftwerkskapazitäten für die Versorgung in Deutschland, Berlin, 2018.
https://www.bdew.de/media/documents/Awh_20180816_Verfuegbarkeit-auslaendischer-Kraftwerkskapazitaeten.pdf.
- [7] H.-J. Frese, H. Pohlmann, Betriebserfahrung und Untersuchungen an Langstabilisatoren, *Elektizitätswirtschaft*. 98 (1999) 38–43.
- [8] J. Liebermann, *Hochspannungsisolatoren Grundlagen und Trends für Hersteller, Anwender und Studierende*, Druckerei und Verlag H.O. Schulze KG, Lichtenfels, 2012.
- [9] Amprion GmbH, *Abbildung: Aufbau des Stromnetzes*, Web Page. (2019). <https://www.amprion.net/Übertragungsnetz/Weg-des-Stroms/> (accessed September 10, 2019).
- [10] 50Herzt Transmission GmbH, *Verantwortungsvoller Netzausbau: Technologische Möglichkeiten für 380-kV-Übertragungssysteme Erdkabel und Freileitungen*, Broschüre. (2012).
- [11] Amprion GmbH, *Freileitung*, Web Page. (2019). <https://www.amprion.net/Übertragungsnetz/Technologie/Freileitung/> (accessed September 21, 2019).
- [12] F. Kießling, U. Kaintzyk, R. Fischer, P. Nefzger, *Freileitungen : Planung, Berechnung, Ausführung ; mit 163 Tabellen*, 5., Springer-Verlag, Berlin ; Heidelberg, 2001. doi:10.1007/978-3-642-56738-4.
- [13] A. Hecht, *Geschichtliche Entwicklung der Elektrokeraamik*, Ber. DKG. 36 (1959) 309–318.
- [14] W. Draeger, *Keramische Isolatoren für Freileitungsisolierungen*, *Elektrotechnische Zeitschrift*. Ausgabe A, *Zeitschrift Für Elektrische Energietechnik*. 91 (1970) 489–494.

-
- [15] K.O. Papailiou, F. Schmuck, Silikon-Verbundisolatoren, 1., Springer-Verlag, Berlin ; Heidelberg, 2012. doi:10.1007/978-3-642-23814-7.
- [16] E. Brandt, Beitrag zur mechanischen Belastbarkeit von Porzellan-Langstabisolatoren in Isolator-Mehrfachketten, Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1985.
- [17] DIN EN 50341-1 / VDE 0210-1: Freileitungen über AC 1 kV Teil 1: Allgemeine Anforderungen – Gemeinsame Festlegungen, (2013).
- [18] DIN EN 50341-2-4 / VDE 0210- 2-4: Freileitungen über AC 1 kV Teil 2-4: Nationale Normative Festlegungen (NNA) für Deutschland, (2019).
- [19] F. Kießling, P. Michael, S. Burkhard, Neue Windlastannahmen für Freileitungen, Elektizitätswirtschaft. 107 (2008) 18–23.
- [20] F. Kießling, B. Wichura, Eislasten an Freileitungen, meteorologische Vorhersagen und Beobachtungen, Elektizitätswirtschaft. 108 (2009) 54–60.
- [21] F. Kießling, N. Lenkenhoff, Erstellen einer Eislastzonenkarte, Elektizitätswirtschaft. 108 (2009) 62–65.
- [22] R. Rühle, W. Draeger, Mechanische Belastbarkeit von Langstabisolatoren mit Portlandzementkittung, Elektizitätswirtschaft. 94 (1995) 1360–1364.
- [23] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil I: Die zwei Erscheinungsformen des Mullits im Elektromikroskop, Ber. DKG. 38 (1961) 150–157.
- [24] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil II: Der Einfluß der Korngröße auf das licht- und elektronenmikroskopische Gefügebild, Ber. DKG. 38 (1961) 208–211.
- [25] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil III: Der Einfluß der Quarzauflösung beim Brand auf die Kristallisation von Nadelmullit, Ber. DKG. 38 (1961) 241–247.

- [26] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil IV: Die Kristallisation von Mullit in Abhängigkeit von Masseversatz und Brennbedingungen, Ber. DKG. 40 (1963) 320–326.
- [27] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil V: Der Einfluß von CaO auf Gefüge und Eigenschaften, Ber. DKG. 41 (1964) 527–531.
- [28] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan Teil VI: Chemismus und Reaktionsfähigkeit der Schmelzphase, Ber. DKG. 42 (1965) 299–307.
- [29] K.-H. Schüller, H. Koch, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan VII: Einfluß der Teilchengröße bei Tonerdeporzellan, Ber. DKG. 47 (1970) 478–484.
- [30] K.-H. Schüller, Untersuchungen über die Gefügeausbildung im Porzellan VIII: Gefügeuntersuchung an Tonerdeporzellan, Ber. DKG. 47 (1970) 614–621.
- [31] H. Szibor, H.W. Hennicke, Zum Zusammenhang von Gefügedaten und mechansichen Eigenschaften von Porzellanwerkstoffen Teil I, Ber. DKG. 58 (1981) 263–269.
- [32] H. Szibor, H.W. Hennicke, Zum Zusammenhang von Gefügedaten und mechansichen Eigenschaften von Porzellanwerkstoffen Teil II, Ber. DKG. 59 (1982) 170–175.
- [33] H.W. Hennicke, R. Stabenow, Untersuchungen zum Phasenaufbau, Gefüge und mechanischen Eigenschaften von Tonerdeporzellan, Keramische Zeitschrift. 28 (1976) 227–229, 287–290.
- [34] J. Liebermann, Vermeidung von Quarz im Tonerdeporzellan für Hochspannungsisolatoren, Teil1 und 2, Keramische Zeitschrift. 53 (2001) 569–575, 983–986.

- [35] J. Liebermann, Über den wichtigen Zusammenhang von Gefügeeigenschaften und Produktqualität bei festigkeitsbeanspruchten Hochspannungsisolatoren, *Keramische Zeitschrift*. 54 (2002) 858–861, 944–951.
- [36] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil I*, Sprechsaal Verlag. 99 (1966) 428–438.
- [37] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil II*, Sprechsaal Verlag. 100 (1967) 228–239.
- [38] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil III*, Sprechsaal Verlag. 100 (1967) 555–565, 582–583.
- [39] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil IV*, Sprechsaal Verlag. 101 (1967) 439–446, 591–596, 631–635.
- [40] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil V*, Sprechsaal Verlag. 101,102 (n.d.) 767-776,109–115.
- [41] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil VI*, Sprechsaal Verlag. 102 (1968) 546.
- [42] T. Wiedemann, *Hochfestporzellane-Teil VII*, Sprechsaal Verlag. 102 (1968) 788.
- [43] G. Müller, *Die Entwicklung des Porzellans für chemische und technische Zwecke seit dem 18. Jahrhundert in Deutschland*, Ber. DKG. 36 (1959) 304–308.
- [44] D. Hülsenberg, *Keramik - Wie ein alter Werkstoff hochmodern wird*, Springer Vieweg, Berlin ; Heidelberg, 2014.
doi:10.1007/97836425388834.
- [45] H. Salmang, H. Scholze, R. Telle, *Keramik*, Springer, 2007.
doi:10.1007/978-3-642-47491-0.
- [46] F. Hamer, J. Hamer, *Lexikon der Keramik und Töpferei - Material Technik Geschichte*, Augustus Verlag, Augsburg, 1990.

- [47] DIN EN 60672 / VDE 0335-1: Keramik- und Glasierwerkstoffe Teil 1: Begriffe und Gruppeneinteilung, (1995).
- [48] F. Zapp, Versuche zur Festigkeitssteigerung von Hartporzellan, Ber. DKG. 42 (1965) 344–349.
- [49] J. Liebermann, Reliability of Materials for High-Voltage Insulators, Am. Ceram. Soc. Bull. 79 (2000) 55–58.
- [50] Mineralienatlas - Fossilienatlas, (n.d.).
<https://www.mineralienatlas.de/lexikon/index.php/MineralData?mineral=Hochquarz> (accessed November 5, 2022).
- [51] D. Weyl, Über den Einfluss innerer Spannung auf das Gefüge und die mechanische Festigkeit des Porzellans, Ber. DKG. 36 (1959) 319–324.
- [52] W. Storch, H. Ruf, H. Scholze, Mikrorißbildung und Festigkeit quarzhaltiger Tonkeramik, Ber. DKG. 61 (1984) 335–342.
- [53] DIN EN 60672-3 / VDE 0335-3: Keramik- und Glasisolierstoffe Teil 3: Anforderungen für einzelne Werkstoffe, (1997).
- [54] H. Kraus, Über die Bedeutung der Glasur und den Einfluss von Glasurverletzungen auf die Betriebssicherheit von Vollkernisolatoren, Elektrotechnik Und Maschinenbau. 72 (1955) 285–288.
- [55] H. Scholze, Blasen in Glasur, Ber. DKG. 44 (1967) 59–63.
- [56] H.W. Hennicke, A. Kartal, Gefügebeeinflussung von Glasurschichten im Porzellanschnellbrand, Ber. DKG. 66 (1989) 349–356.
- [57] K. Teuchert, R. Thomas, J. Kötznner, Der Glasurbildungsprozeß und die Ursache einiger spezieller Glasurfehler auf Hartporzellan, Ber. DKG. 59 (1982) 142–148.
- [58] T. Fett, Personal communication: KIT IAM-KWT, (2019).

- [59] P. Hettich, K.G. Schell, G. Rizzi, S. Wagner, T. Fett, Evaluation of crack-terminating angles in heat-treated silica DCDC-specimens, KIT Scientific Working Papers, 114, 2019.
doi:10.5445/ir/1000092734.
- [60] P. Hettich, K.G. Schell, G. Rizzi, S. Wagner, T. Fett, Estimation of swelling stresses from crack-terminating angles, KIT Scientific Working Papers, 119, Karlsruhe, 2019.
doi:10.5445/ir/1000095911.
- [61] H. Rasch, Glazes and Their Interfaces- The Significance of Wetting and the Medium Air, Ber. DKG. 78 (2001) E31–E35.
- [62] K.L. Chrzan, Verschmutzungsverhalten von Hochspannungsisolatoren und Ableitern, ETZ, Elektrotechnik Und Autom. 128 (2007) 32–36.
- [63] H. Homma, T. Kuroyagi, R. Ishino, T. Takahashi, Comparison of leakage current properties between polymeric insulators and porcelain insulators under salt polluted conditions, Proc. Int. Symp. Electr. Insul. Mater. 2 (2005) 348–351.
doi:10.1109/iseim.2005.193559.
- [64] M. Hara, C.L. Luan, Study of the Leakage Current of H. V. Insulators Under Glaze and Rime., Can Electr Eng J. 3 (1978) 15–22.
- [65] J. Hennicke, H.W. Hennicke, Zur Hubel- und Isolatorentrocknung durch elektrothermische Verfahren unter Berücksichtigung von Rohstoffeinflüssen, Ber. DKG. 65 (1988) 197-203 / 266-273 / 350-356.
- [66] C. Hahn, Rohstoffschwankungen und ihr Einfluß auf das Endprodukt am Beispiel von Porzellan, Ber. DKG. 60 (1983) 144–147.
- [67] G. Trömel, K.-H. Obst, K. Konopicky, H. Bauer, P. I., Untersuchungen im System SiO₂-Al₂O₃, Ber. DKG. 34 (1957) 397–402.

- [68] B.-D. Kruse, H. Hausner, Einfluß verschiedener Calcinerbedingungen auf das Sinterverhalten von Tonerde, Ber. DKG. 56 (1979) 155–159, 192–195.
- [69] P. Hettich, Versagensverhalten von Porzellan-Hochleistungsisolatoren, Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2015.
- [70] T. Soma, M. Matsui, I. Oda, N. Yamamoto, Applicability of Crack Propagation Data to Failure Prediction in Porcelain, J. Am. Ceram. Soc. 63 (1980) 166–169. doi:10.1111/j.1151-2916.1980.tb10684.x.
- [71] I. Oda, M. Matsui, T. Soma, Subcritical crack growth in electrical Porcelain, Fract. Mech. Ceram. 4 (1978) 33–39.
- [72] L.P. Karpilovskii, V.D. Beshentsev, D.K. Palchaev, E.G. Pashuk, Slow (subcritical) crack growth in electrical ceramics, Steklo i Keramika. (1988) 20–21.
- [73] E. Brandt, H.W. Henniscke, Die dynamische Belastbarkeit von Porzellan-Langstabisolatoren in Mehrfachketten, Elektrizitätswirtschaft. 84 (1985) 284–289.
- [74] E. Brandt, H.W. Henniscke, Festigkeit und Bruchverhalten von Langstabisolatoren aus Porzellan KER110.2 bei Biegebeanspruchung, Keramische Zeitschrift. 39 (1987) 75–78.
- [75] D. Munz, T. Fett, Ceramics : Mechanical Properties, Failure Behaviour, Materials Selection, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2001.
- [76] A.A. Griffith, The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, Philos. Trans. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci. (1921) 163–198. doi:10.1098/rsta.1921.0006.
- [77] G.R. Irwin, Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate, J. Appl. Mech. 24 (1957) 361–364.

- [78] J.C.J. Newman, I.S. Raju, An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack, *Eng. Fract. Mech.* 15 (1981) 185–192. doi:10.1016/0013-7944(81)90116-8.
- [79] DIN EN 843-6: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 6: Leitlinie für die fraktographische Untersuchung, (2009) 46.
- [80] T. Fett, D. Munz, *Stress intensity factors and weight functions*, 1., Computational Mechanics Publications, Southampton, 1997.
- [81] T. Fett, *Stress Intensity Factors - T-Stresses - Weight Functions*, Universitätsverlag Karlsruhe, 2008. doi:10.5445/ksp/1000007996.
- [82] W. Weibull, A Statistical Distribution Function of Wide Applicability, *J. Appl. Mech.* 103 (1951) 293–297.
- [83] R. Danzer, T. Lube, P. Supancic, R. Damani, *Fracture of Ceramics*, *Ceram. Sci. Technol.* 2–4 (2013) 529–575. doi:10.1002/9783527631940.ch24.
- [84] DIN EN 843-5: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 5: Statistische Auswertung, (2011) 1–14.
- [85] H.R. Maier, K. Heckel, Bruchwahrscheinlichkeit von polykristallinem Aluminiumoxid unter statischer Biege- und Zugbeanspruchung bei 800 °C, *Ber. DKG.* 54 (1977) 370–374.
- [86] R.F. Pabst, Konventionelle Festigkeitsbetrachtungen bei keramischen Werkstoffen und deren Fehlermöglichkeiten, *Ber. DKG.* 54 (1977) 329–395.
- [87] B.W. Christ, S.R. Swanson, Alignment Problems in the Tensile Test, *J. Test. Eval.* 4 (1976) 405–417. doi:10.1520/jte11371j.

- [88] DIN EN 843-1: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 1: Bestimmung der Biegefestigkeit, Dtsch. Norm. Teil 1 (2008) 20.
- [89] G.D. Quinn, R. Morrell, Design Data for Engineering Ceramics: A Review of the Flexure Test, *J. Am. Ceram. Soc.* 74 (1991) 2037–2066. doi:10.1111/j.1151-2916.1991.tb08259.x.
- [90] T. Fett, S. Fünfschilling, M.J. Hoffmann, R. Oberacker, H. Jelitto, G.A. Schneider, Curve Determination for the Initial Stage of Crack Extension in Si₃N₄, *J. Am. Ceram. Soc.* 91 (2008) 3638–3642. doi:10.1111/j.1551-2916.2008.02750.x.
- [91] S. Fünfschilling, T. Fett, M.J. Hoffmann, R. Oberacker, H. Jelitto, G.A. Schneider, M. Härtelt, H. Riesch-Oppermann, Bridging stresses from R-curves of silicon nitrides, *J. Mater. Sci.* 44 (2009) 3900–3904. doi:10.1007/s10853-009-3507-7.
- [92] M. V. Swain, R-curve behaviour in a polycrystalline alumina material, *J. Mater. Sci. Lett.* 5 (1986) 1313–1315. doi:10.1007/BF01729403.
- [93] R.W. Steinbrech, A. Reichl, W. Schaarwachter, R-Curve Behavior of Long Cracks in Alumina, *J. Am. Ceram. Soc.* 73 (1990) 2009–2015. doi:10.1111/j.1151-2916.1990.tb05260.x.
- [94] L.R.F. Rose, M. V. Swain, Two R-Curves for Partially Stabilized Zirconia, *J. Am. Ceram. Soc.* 69 (1986) 203–207. doi:10.1111/j.1151-2916.1986.tb07407.x.
- [95] T. Fett, *New contributions to R-curves and bridging stresses - Applications of weight functions*, KIT Scientific Publishing, 2012.
- [96] D. Munz, What Can We Learn from R-curve Measurements?, *J. Am. Ceram. Soc.* 90 (2007) 1–15. doi:10.1111/j.1551-2916.2006.01447.x.
- [97] R.A. McCauley, *Corrosion of Ceramics*, 1., Marcel Dekker Inc., New York, 1995.

- [98] S.M. Wiederhorn, H. Johnson, A.M. Diness, A.H. Heuer, Fracture of Glass in Vacuum, *J. Am. Ceram. Soc.* 57 (1974) 336–341. doi:10.1111/j.1151-2916.1974.tb10917.x.
- [99] S.M. Wiederhorn, Influence of Water Vapor on Crack Propagation in Soda-Lime Glass, *J. Am. Ceram. Soc.* 50 (1967) 407–414.
- [100] C.J. Simmons, S.W. Freiman, Effect of Corrosion Processes on Subcritical Crack Growth in Glass, *J. Am. Ceram. Soc.* 64 (1981) 683–686. doi:10.1111/j.1151-2916.1981.tb15870.x.
- [101] A.G. Evans, E.R.J. Fuller, Crack propagation in ceramic materials under cyclic loading conditions, *Metall. Trans.* 5 (1974) 27–33.
- [102] T. Fett, G. Martin, D. Munz, G. Thun, Determination of $d a/d N$ - ΔK 1 curves for small cracks in alumina in alternating bending tests, *J. Mater. Sci.* 26 (1991) 3320–3328. doi:10.1007/BF01124680.
- [103] T. Fett, G. Himsolt, D. Munz, Cyclic fatigue of hot-pressed Si₃N₄ at high temperatures, *Adv. Ceram. Mater.* 1 (1986) 179–184.
- [104] DIN EN 843-3: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperaturer – Teil 3: Bestimmung der Parameter des unterkritischen Risswachstums aus Biegefestigkeitsprüfungen mit konstanter Spannungsrate, *Dtsch. Norm.* (2005) 16.
- [105] T. Fett, M. Riva, M.J. Hoffmann, R. Oberacker, D. Munz, Determination of v - K Curves from Lifetime Tests with Reloaded Survivals, *Int. J. Mater. Reserach.* 99 (2008) 1107–1112. doi:10.1520/JTE101714.
- [106] G.D. Quinn, *Fractography of Ceramics and Glasses*, 2., National Institute of Standards and Technology, 2016.
- [107] J. Woodtli, *Praktische Fraktographie: Brüche an metallischen und keramischen Bauteilen sowie an Objekten aus Glas*, 1., EMPA-Akademie, Dübendorf, 2003.

- [108] J.J. Mecholsky, S.W. Freiman, R.W. Rice, Fracture surface analysis of ceramics, *J. Mater. Sci.* 11 (1976) 1310–1319.
- [109] J.J. Mecholsky, R.W. Rice, S.W. Freiman, Prediction of Fracture Energy and Flaw Size in Glasses from Measurements of Mirror Size, *J. Am. Ceram. Soc.* 57 (1974) 440–443.
- [110] J. Schulte-Fischedick, Personal communication: LAPP Insulators - Member of the PFISTERER Group, (2019).
- [111] J. Fischbach, Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von Glasur auf Tonerdeporzellan- Langstabilisatoren, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2016.
- [112] P. Gressler, Analyse und Vergleich von Gefüge und mechanischer Eigenschaften an C120, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2015.
- [113] J. Schulte-Fischedick, Abschlussbericht Lekl - LAPP Insulators - Förderkennzeichen 03EK3534A, 2019.
- [114] DIN EN 623-2: Hochleistungskeramik – Monolithische Keramik; Allgemeine und strukturelle Eigenschaften – Teil 2: Bestimmung von Dichte und Porosität, (1993).
- [115] DIN EN 843-4: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 4: Härteprüfung nach Vickers, Knoop und Rockwell, (2005) 24.
- [116] DIN EN 843-2: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 2: Bestimmung des Elastizitätsmoduls, Schubmoduls und der Poissonzahl, Dtsch. Norm. (2007) 40.
- [117] DIN EN ISO 23146: Hochleistungskeramik - Prüfverfahren zur Bestimmung der Bruchzähigkeit von monolithischer Keramik - Verfahren für Biegeproben mit V-Kerb (SEVNB-Verfahren), DIN EN ISO 23146. (2016).

- [118] S. Körber, Messung des R-Kurven-Verhaltens mittels 4-Punkt-Biegung und DCDC-Proben, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2017.
- [119] W. Marthen, H. Wekenborg, H. Pohlmann, Personal communication: SPIE SAG GmbH, (2019).
- [120] R. Tsotsova, Personal communication: CADFEM GmbH, (2019).
- [121] P.K. Singh, Lifetime Analysis of Ceramic Insulators, Masterarbeit, Ernst-Abbe-Hochschule Jena, 2018.
- [122] P. Hettich, K.G. Schell, R. Oberacker, E.C. Bucharsky, J. Schulte-Fischedick, M.J. Hoffmann, Failure behavior of high performance porcelain insulators, Materwiss. Werksttech. 48 (2017) 792–796. doi:10.1002/mawe.201700034.
- [123] F. Zapp, Versuche über die Wärmeausdehnung von gefärbten Porzellanglasuren, Ber. DKG. 47 (1970) 101–104.
- [124] F. Zapp, Wärmeausdehnung von Porzellanmassen und Glasuren in Abhängigkeit von der Brennhöhe, Ber. DKG. 48 (1971) 337–342.
- [125] J. Schulte-Fischedick, J.M. Seifert, S. Bin Nizam, P. Hettich, K.G. Schell, M.J. Hoffmann, W. Marthen, H. Wekenborg, H. Pohlmann, Materials based lifetime assessment of porcelain insulators, in: Conf. Proc. 20th Int. Symp. High Volt. Eng. (ISH 2017), 2017: pp. 0–5.
- [126] J. Schulte-Fischedick, P.K. Singh, F. Lehretz, P. Hettich, E.C. Bucharsky, K.G. Schell, M.J. Hoffmann, W. Marthen, H. Wekenborg, H. Pohlmann, Materials based lifetime assessment of porcelain insulators, in: Proc. 21st Int. Symp. High Volt. Eng. (ISH 2019), Springer Nature Switzerland AG, 2020: pp. 1–12. doi:https://doi.org/10.1007/978-3-030-31680-8_53.
- [127] R. Tsotsova, CADFEM Simulation - Präsentation Lekl, 2017.

- [128] J. Liebermann, Über den wichtigen Zusammenhang von Gefügeeigenschaften und Produktqualität bei festigkeitsbeanspruchten Hochspannungsisolatoren- Regeln und Richtwerte für Hersteller und Anwender, Teil 1 & 2, *Keramische Zeitschrift*. 54 (2002) 858–861, 944–951.
- [129] H.A. Schaeffer, R. Langfeld, *Werkstoff Glas - Alter Werkstoff mit großer Zukunft*, 2., Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2020. doi:10.1002/mawe.19710020802.
- [130] F.I. Baratta, W.T. Matthews, G.D. Quinn, *Errors Associated with Flexure Testing of Brittle Materials*, 1987.
- [131] H. Dannheim, H.J. Oel, Einfluß von Oberflächendefekten auf die mechanische Festigkeit bei keramischen Werkstoffen für Hochspannungsisolatoren, *Ber. DKG*. 56 (1979) 323–327.
- [132] P. Nadler, Die Anwendung der statistischen Festigkeitstheorie in der keramischen Werkstoffprüfung, *Hermsdorfer Tech. Mitteilungen*. 33 (1972) 1031–1038.
- [133] H. Scholze, D. Popescu-Has, Glasuren mit verbesserter Abriebsfestigkeit, *Ber. DKG*. 56 (1979) 105–107.
- [134] H. Dannheim, H.J. Oel, Festigkeit von technischem Porzellan für Hochspannungsisolatoren bei dynamischer und zyklischer Belastung, *Ber. DKG*. 61 (1984) 84–91.
- [135] T. Fett, K. Germerdonk, A. Grossmüller, K. Keller, D. Munz, Subcritical crack growth and threshold in borosilicate glass, *J. Mater. Sci*. 26 (1991) 253–257. doi:10.1007/BF00576060.
- [136] Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), *Schadensanalyse an im Münsterland umgebrochenen Strommasten*, Berlin, 2006. https://data.bundesnetzagentur.de/Bundesnetzagentur/SharedDocs/Downloads/DE/Sachgebiete/Energie/Unternehmen_Institutionen/Versorgungssicherheit/Netzreserve/bericht_11.pdf.

- [137] Bundesnetzagentur für Elektrizität, Gas, Telekommunikation, Post und Eisenbahn (BNetzA), Untersuchungsbericht über die Versorgungsstörung im Netzgebiet des RWE im Münsterland vom 25.11.2005, Bonn, 2006.
https://www.bundesnetzagentur.de/SharedDocs/Downloads/DE/Sachgebiete/Energie/Unternehmen_Institutionen/Versorgungssicherheit/Netzreserve/Bericht_12.pdf?__blob=publicationFile&v=3.
- [138] G. Thierauf, Gutachten zu Strommastschäden im westl. Münsterland am 25./26.11.2005, Kurzfassung Gutachten Nr. A83232 / 05, Essen, 2006. <https://docplayer.org/42085677-Prof-dr-ing-georg-thierauf.html>.

Angeleitete studentische Arbeiten und weitere Publikationen

Im Rahmen dieser Dissertation wurden zu folgenden Teilaspekten studentische Abschlussarbeiten konzipiert, vergeben und angeleitet:

- [111] J. Fischbach, Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von Glasur auf Tonerdeporzellan- Langstabilisatoren, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2016.
- [112] P. Gressler, Analyse und Vergleich von Gefüge und mechanischer Eigenschaften an C120, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2015.
- [118] S. Körber, Messung des R-Kurven-Verhaltens mittels 4-Punkt-Biegung und DCDC-Proben, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2017.

Zudem sind folgende Veröffentlichungen und Konferenzbeiträge eingeflossen und entstanden:

- [59] P. Hettich, K.G. Schell, G. Rizzi, S. Wagner, T. Fett, Evaluation of crack-terminating angles in heat-treated silica DCDC-specimens, KIT Scientific Working Papers, 114, 2019. doi:10.5445/ir/1000092734.
- [60] P. Hettich, K.G. Schell, G. Rizzi, S. Wagner, T. Fett, Estimation of swelling stresses from crack-terminating angles, KIT Scientific Working Papers, 119, Karlsruhe, 2019. doi:10.5445/ir/1000095911.
- [69] P. Hettich, Versagensverhalten von Porzellan-Hochleistungsisolatoren, Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2015.

- [122] P. Hettich, K.G. Schell, R. Oberacker, E.C. Bucharsky, J. Schulte-Fischedick, M.J. Hoffmann, Failure behavior of high performance porcelain insulators, *Materwiss. Werksttech.* 48 (2017) 792–796. doi:10.1002/mawe.201700034.
- 125] J. Schulte-Fischedick, J.M. Seifert, S. Bin Nizam, P. Hettich, K.G. Schell, M.J. Hoffmann, W. Marthen, H. Wekenborg, H. Pohlmann, Materials based lifetime assessment of porcelain insulators, in: *Conf. Proc. 20th Int. Symp. High Volt. Eng. (ISH 2017)*, 2017: pp. 0–5.
- [126] J. Schulte-Fischedick, P.K. Singh, F. Lehretz, P. Hettich, E.C. Bucharsky, K.G. Schell, M.J. Hoffmann, W. Marthen, H. Wekenborg, H. Pohlmann, Materials based lifetime assessment of porcelain insulators, in: *Proceedings 21st Int. Symp. High Volt. Eng. (ISH 2019)*, Springer Nature Switzerland AG, 2020: pp. 1–12. doi:https://doi.org/10.1007/978-3-030-31680-8_53.