

**Charakterisierung der elektrischen und thermischen
Belastungen von Feldsteuersystemen in großen rotierenden
Maschinen**

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften
Abteilung Elektrotechnik und Informationstechnik
der Universität Duisburg-Essen

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Axel Staubach, M.Eng.
aus
Dorsten

Gutachter: Prof. Dr. Holger Hirsch
Gutachter: Prof. Dr. Ralf Moos
Tag der mündlichen Prüfung: 04.08.2022

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2015 bis 2022 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Angestellter am Lehrstuhl für Energietransport und Speicherung (ETS) der Universität Duisburg-Essen.

Ein besonderer Dank gilt dem Lehrstuhlinhaber Prof. Dr.-Ing. Holger Hirsch für die Übernahme des Hauptreferates sowie die Betreuung der Arbeit. Die vielen interessanten Fachgespräche und kreativen Lösungsansätze haben mir nicht nur bei der Ausarbeitung dieser Arbeit, sondern auch bei anderen Forschungsprojekten sehr weitergeholfen. Ich möchte mich bedanken für die vielen Ratschläge und Hinweise, die diese Arbeit wesentlich beeinflusst haben.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Ralf Moos danke ich vielmals für die Übernahme des Korreferates.

Die Grundlagen für die Erstellung dieser Arbeit entstammen den Forschungsergebnissen des Forschungsprojektes „iShield“ mit dem Förderkennzeichen 03XP0020D, welches vom Bundesministerium für Bildung und Forschung gefördert wurde. Daher möchte ich mich bei den Konsortialpartnern sowie den Projektträger Jülich für die sehr gute Zusammenarbeit bedanken. Ein besonderer Dank gilt den Kollegen von Siemens für den regelmäßigen Erfahrungsaustausch und der gegenseitigen Unterstützung. Namentlich hervorzuheben sind an dieser Stelle Dr.-Ing. Friedhelm Pohlmann, Dr.-Ing. Steffen Lang, Dr.-Ing. Guido Schmidt und Dipl.-Ing. Alexander Litinsky, die mich während des Forschungsprojektes und der Ausarbeitung begleitet und unterstützt haben.

Ich bedanke mich bei dem Kollegium und Studierenden der Abteilung ETS, die mich die vielen Jahre begleitet und bei der Durchführung von mehreren Forschungsprojekten unterstützt haben.

Für die Unterstützung und wertvolle Fachgespräche im Bereich der Generatortechnik danke ich herzlichst meinen Bruder Prof. Dr.-Ing. Christian Staubach. Auch für die rasche Durchsicht des Manuskriptes möchte ich mich bedanken.

Schließlich bedanke ich mich bei meinen Eltern für die Unterstützung und Ratschläge während der Ausarbeitung dieser Arbeit.

Abkürzungsverzeichnis

| | |
|------|--------------------------|
| AGS | Außenglimmschutz |
| iAGS | innerer Außenglimmschutz |
| aAGS | äußerer Außenglimmschutz |
| EGS | Endenglimmschutz |
| IPS | Innenpotentialsteuerung |
| CAD | Computer Aided Design |
| FEM | Finite Element Methode |

Symbolverzeichnis

| Symbol | Einheit | Bezeichnung |
|------------------------------------|--|---------------------------------------|
| A_{con} | m^2 | Oberfläche der Leitschicht |
| A_{EGS} | K | 1. Materialparamter des EGS |
| A_{elem} | m^2 | Elementfläche |
| A_{Iso} | m^2 | Oberfläche der Hauptisolierung |
| A_{pasch} | $\frac{\text{V}}{\text{m} \cdot \text{Pa}}$ | 1. Paschenkoeffizient |
| A_{Stab} | m^2 | Querschnittsfläche eines Statorstabes |
| B_{EGS} | - | 2. Materialparamter des EGS |
| $b_{\text{iAGS}}, b_{\text{aAGS}}$ | m | Breite des AGS-Bandes |
| b_{K} | m | Breite des Kupferstabes |
| B_{pasch} | $\frac{1}{\text{m} \cdot \text{Pa}}$ | 2. Paschenkoeffizient |
| C | $F = \frac{\text{A} \cdot \text{s}}{\text{V}}$ | Kapazität |
| C' | $\frac{F}{\text{m}} = \frac{\text{A} \cdot \text{s}}{\text{V} \cdot \text{m}}$ | Kapazitätsbelag |
| C_{Iso} | $F = \frac{\text{A} \cdot \text{s}}{\text{V}}$ | Kapazität der Hauptisolierung |
| d_{AGS} | m | Dicke des AGS |
| d_{con} | m | Dicke der Leitschicht |
| d_{EGS} | m | Dicke des EGS |
| d_{G} | m | Dicke des Spaltglimmers |
| d_{IPS} | m | Dicke der IPS |
| d_{Iso} | m | Dicke der Hauptisolierung |

| | | |
|------------------------------|---|--|
| D_{Iso} | $\frac{\text{As}}{\text{m}^2}$ | Elektrische Flussdichte in der Isolierung |
| d_{K} | m | Dicke des Einschlusses |
| d_{Luft} | m | Abstand zwischen Druckfinger und Stab |
| D_{S} | $\frac{\text{As}}{\text{m}^2}$ | Elektrische Flussdichte in der Fehlstelle |
| d_{Spalt} | m | Dicke des Spaltglimmers |
| E | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | elektrische Feldstärke |
| E_{Dis} | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | Entladungseinsetzfeldstärke |
| E_{H} | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | Feldüberhöhung in der Hauptisolierung |
| E_{hom} | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | Homogene elektrische Feldstärke der Koaxialanordnung |
| $E_{\text{K}}, E_{\text{S}}$ | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | elektrische Feldstärke der Kavität/Fehlstelle |
| E_{koax} | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | elektrische Feldstärke im Koaxialanordnung |
| E_{Spalt} | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | elektrische Feldstärke im Spaltglimmer |
| $E_{\text{t,max}}$ | $\frac{\text{V}}{\text{m}}$ | Grenzfeldstärke der Oberfläche |
| f | $\text{Hz} = \text{s}^{-1}$ | Frequenz |
| $fitness$ | - | Fitnesswert |
| G | $\text{S} = \Omega^{-1}$ | Leitfähigkeit |
| G' | $\frac{\text{S}}{\text{m}} = \frac{1}{\Omega \cdot \text{m}}$ | Leitfähigkeitsbelag |
| h_{K} | m | Höhe des Kupferstabes |
| I_{AGS} | A | AGS-Strom in Längsrichtung des Stabes |
| I_{Iso} | A | Strom durch die Hauptisolierung |

| | | |
|---|--|---|
| I_K | A | Kontaktstrom |
| I_N | A | Nennstrom des Generators |
| I_Q | A | Querstrom |
| J | $\frac{A}{m^2}$ | Stromdichte |
| J_{\max} | $\frac{A}{m^2}$ | Maximale Stromdichte in der Hauptisolierung |
| J_{\min} | $\frac{A}{m^2}$ | Minimale Stromdichte in der Hauptisolierung |
| L | $H = \frac{kg \cdot m^2}{A^2 \cdot s^2}$ | Induktivität |
| L' | $\frac{H}{m} = \frac{kg \cdot m^2}{A^2 \cdot s^2}$ | Induktivitätsbelag |
| L_{eff} | m | effektiver Umfang eines Stabes |
| l_{ges} | m | Länge des Kettenleitermodells |
| l_{Stab} | m | Länge der Stäbe |
| l_{Stab} | m | Länge eines Statorstabes |
| n_{Stab} | - | Anzahl der Stäbe |
| $n_{x,i\text{AGS}}, n_{x,i\text{AGS}},$ $n_{y,i\text{AGS}}, n_{y,i\text{AGS}}$ | - | Normalvektoren des AGS |
| p | - | Stauchungsfaktor der Hauptisolierung |
| $P_{\text{AGS,diss}}$ | W | Verlustleistung im AGS |
| $P_{\text{EGS,diss}}$ | W | Verlustleistung im EGS |
| p_{Eisen} | $\frac{W}{m^3}$ | Wärmegenerationsrate im Blechpaket |
| P_{hyst} | W | Hysterese-/Eisenverluste |
| P_{Kupfer} | W | Verluste im Kupferstab |
| p_s | Pa | Druck in der Fehlstelle |

| | | |
|-------------------------------|--------------------|--|
| P_{Wirbel} | W | Wirbelstromverluste |
| Q_{eff} | m | effektive Breite des AGS-Bandes |
| q_{elem} | $\frac{W}{m^3}$ | Wärmestrom |
| R | Ω | Körperwiderstand |
| R' | $\frac{\Omega}{m}$ | Widerstandsbelag |
| R_{\square} | Ω/\square | Oberflächenwiderstand |
| $R_{\square, \text{AGS}}$ | Ω/\square | Oberflächenwiderstand des AGS |
| $R_{\square, \text{EGS}}$ | Ω/\square | Oberflächenwiderstand des EGS |
| $R_{\square, \text{isotrop}}$ | Ω/\square | Optimaler isotroper Oberflächenwiderstand |
| $R_{\square, \text{Längs}}$ | Ω/\square | Oberflächenwiderstand des AGS in Längsrichtung |
| $R_{\square, \text{Quer}}$ | Ω/\square | Oberflächenwiderstand des AGS in Querrichtung |
| r_a | m | Außenradius der Koaxialanordnung |
| R_{AGS} | Ω | Körperwiderstand des AGS-Systems |
| R_{con} | Ω | Körperwiderstand einer leitfähigen Schicht |
| r_D | m | Kantenradius des Druckfingers |
| R_D | Ω | Körperwiderstand des AGS in Durchgangsrichtung |
| r_i | m | Innenradius der Koaxialanordnung |
| r_K | m | Kantenradius des Kupferstabes |
| R_L | Ω | Körperwiderstand des AGS in Längsrichtung |
| R_Q | Ω | Körperwiderstand des AGS in Querrichtung |
| t | s | Zeit |
| $\tan(\delta)$ | - | Verlustfaktor |
| U_C | V | Spannung einer Kapazität |

| | | |
|--------------------------------|---|--|
| u_{iAGS}, u_{aAGS} | - | Überlappungsgrad des AGS-Bandes |
| U_{Iso} | V | Spannung über der Hauptisolierung |
| U_{min} | V | Paschenminimum |
| U_N, U_0 | V | Nennspannung |
| U_{pasch} | V | Paschenspannung |
| U_R | V | Spannung einem Widerstand |
| U_{Stab} | V | Stabspannung |
| U_{Spalt} | V | Spannung über dem Spaltglimmer |
| U_S | V | Spannung im Spaltglimmer |
| V_{Eisen} | m ³ | Volumen des Blechpaketes |
| x | m | Wegstrecke |
| X_C | Ω | kapazitiver Blindwiderstand |
| Y' | $\frac{\Omega}{m}$ | Admittanzbelag |
| Z' | $\frac{\Omega}{m}$ | Impedanzbelag |
| α_{elem} | $\frac{W}{K \cdot m^2}$ | Wärmewiderstand |
| $\alpha_{iAGS}, \alpha_{aAGS}$ | ° | 1. Transformationswinkel des AGS |
| $\beta_{iAGS}, \beta_{aAGS}$ | ° | 2. Transformationswinkel des AGS |
| γ | - | Rückwirkungskoeffizient |
| γ_{Wirbel} | - | Anteil der Wirbelstromverluste |
| ϵ_0 | $\frac{F}{m} = \frac{A \cdot s}{V \cdot m}$ | elektrische Permittivität |
| ϵ_E | - | relative Permittivität des Einschluss |
| ϵ_H | - | relative Permittivität der Hauptisolierung |
| ϵ_L | - | relative Permittivität der Luft |

| | | |
|-----------------------------------|-------------------------|---|
| ε_r | - | relative Permittivität |
| η | - | Homogenitätsgrad |
| ϑ_{amb} | K | Temperatur der Umgebung |
| ϑ_{surf} | K | Temperatur an der Staboberfläche |
| ρ | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer elektrischer Widerstand |
| ρ_{AGS} | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer elektrischer Widerstand des AGS |
| ρ_{AGS} | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des AGS |
| ρ_{con} | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand der Leitschicht |
| ρ_D | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des AGS in Durchgangsrichtung |
| ρ_{EGS} | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des EGS |
| ρ_{Kupfer} | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des Kupfers |
| ρ_L | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des AGS in Längsrichtung |
| ρ_Q | $\Omega \cdot \text{m}$ | spezifischer Widerstand des AGS in Querrichtung |
| φ | V | Potential |
| $\varphi_{\text{GND}}, \varphi_0$ | V | Erdpotential |
| φ_{HV} | V | Potential der Hauptisolierung |
| φ_w | ° | Phasenwinkel |
| Ω | Hz | Kreisfrequenz |
| ω | Hz | Kreisfrequenz |

Abbildungsverzeichnis

| | | |
|-------------------------|---|----|
| Abbildung 2.1-1: | Spulenaufbau des Stators und Rotors eines Turbogenerators [Lec19] (nachbearbeitet)..... | 8 |
| Abbildung 2.1-2: | schematischer Aufbau eines Turbogenerators [Lec19] (nachbearbeitet)..... | 8 |
| Abbildung 2.1-3: | Vereinfachte Darstellung eines Wickeldiagramms..... | 9 |
| Abbildung 2.1-4: | Aufbau eines Generatorstabs mit Doppel-Außenglimmschutz-System [Sta16]..... | 11 |
| Abbildung 2.1-5: | Übersicht des Nutaustrittsbereichs und Übergang zum Wickelkopf [Sta18]..... | 12 |
| Abbildung 2.2-1: | Schematische Darstellung der Unterschiede und Größen von Partikeln, Aggregate und Agglomerate für Ruß-Graphit-Systeme [Kah16] (nachbearbeitet)..... | 14 |
| Abbildung 2.2-2: | Schematische Darstellung der Perkolationschwelle [Rot17] (nachbearbeitet)..... | 15 |
| Abbildung 2.2-3: | Definition des Oberflächenwiderstandes [Sch06] (nachbearbeitet)..... | 16 |
| Abbildung 2.3-1: | Schematischer Darstellung eines Schnittbildes zur Identifikation von Fehlstellen im Isoliersystem..... | 17 |
| Abbildung 2.3-2: | Degradation des AGS-Systems eines Stator-Stabes nach mehreren Betriebsjahren - (a):[Lit18] / (b):[Sto18]..... | 18 |
| Abbildung 2.3-3: | (a) Rundprüfling mit Hauptisolierung und AGS-System zur Simulation der Alterung / (b) Mikroskopaufnahme der Kontaktstelle zwischen Hauptisolierung und eines AGS-Bandes [Lit17] (nachbearbeitet)..... | 19 |
| Abbildung 2.3-4: | Schematische Darstellung der parasitären Kreisströme (rot) im Stator..... | 20 |
| Abbildung 2.4-1: | Schematische Darstellung des vereinfachten Ersatzschaltbildes der Bandwiderstände im Rundwickelmodell [Sta16] (nachbearbeitet)..... | 22 |
| Abbildung 2.4-2: | Stromverhältnis zwischen AGS Schichten im Rundwickel [Sta16] (nachbearbeitet)..... | 23 |
| Abbildung 2.4-3: | Schematische Darstellung eines Generator CAD-Modells und Konvertierung in ein vernetztes Modell (erstellt in ANSYS® 16.2)..... | 24 |
| Abbildung 2.4-4: | Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage..... | 25 |
| Abbildung 3.1-1: | Elektrische Feldstärke im Abrundungsbereich der Hauptisolierung ohne Stauchung (links) und mit Stauchung (rechts)..... | 28 |

| | | |
|-------------------------|--|----|
| Abbildung 3.2-1: | Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Isoliersystems für Ströme in Durchgangsrichtung..... | 32 |
| Abbildung 3.2-2: | Verlustfaktor im Isoliersystem in radialer Richtung der Isolierung eines Generators für verschiedene α -Faktoren..... | 32 |
| Abbildung 3.2-3: | Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Isoliersystems für Ströme in Längsrichtung..... | 34 |
| Abbildung 3.2-4: | Diskrete Schaltung eines allgemeinen Kettenleitermodells [Sta09] | 35 |
| Abbildung 3.2-5: | Normierte Spannungskennlinie in Abhängigkeit der normierten Wegstrecke eines Feldsteuersystems in Längsausrichtung..... | 37 |
| Abbildung 3.2-6: | Verlustfaktor im Isoliersystem in axialer Richtung der Isolierung eines Generators | 38 |
| Abbildung 3.3-1: | Schematische Darstellung der Spannungszeiger des linearen Feldsteuerkettenleitermodells [Hin11] | 40 |
| Abbildung 3.3-2: | Differentielle Beschreibung des Feldsteuersystems als Kettenleitermodell..... | 41 |
| Abbildung 3.3-3: | Normiertes Potential des AGS- und EGS-System entlang der normierten Wegstrecke..... | 44 |
| Abbildung 3.3-4: | Normierte Wirkleistung des linearen Feldsteuerkettenleitermodells in Abhängigkeit von der normierten Wegstrecke..... | 46 |
| Abbildung 3.4-1: | Ersatzschaltbild des Doppel-AGS-Systems und Spannungsaufbau der inneren AGS-Lage [Köl10] (nachbearbeitet)..... | 48 |
| Abbildung 3.4-2: | Vereinfachtes Schaltbild des Doppel-AGS-Systems angenähert als lineares Kettenleitermodell | 49 |
| Abbildung 3.4-3: | Differentielles Kettenleitermodell des Doppel-AGS-Systems | 50 |
| Abbildung 3.4-4: | Normiertes Potential im inneren AGS des Doppel-AGS-System entlang der normierten Wegstrecke x/l_{ges} | 51 |
| Abbildung 3.5-1: | Schematische Darstellung der Stromdichteverstärkung zwischen Agglomeraten im AGS-Band..... | 53 |
| Abbildung 3.5-2: | Definition der Variablen für die Stromdichtekonzentration für Partikel und beschichtete Füllpartikel | 54 |
| Abbildung 3.5-3: | Stromverstärkung in leitfähigen Oberflächenschichten (a) und zwischen Füllpartikel (b) | 55 |
| Abbildung 3.5-4: | Schematische Darstellung des vereinfachten Temperaturprofils zwischen Partikel bzw. Agglomeraten..... | 57 |
| Abbildung 3.5-5: | Spezifischer Widerstand der Leitschicht in Abhängigkeit der Stromdichte für verschiedene reduzierte Partikelgröße..... | 60 |
| Abbildung 3.5-6: | Ersatzschaltbild für das Tunneln von Elektronen zwischen Füllpartikel im AGS-System [Sch14] (nachbearbeitet)..... | 62 |

| | | |
|--------------------------|--|----|
| Abbildung 3.5-7: | Temperaturprofil des Quantentunnel in Abhängigkeit von der Stromdichte für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten..... | 63 |
| Abbildung 3.6-1: | Vereinfachung der Delamination im Isoliersystem..... | 66 |
| Abbildung 3.6-2: | Elektrische Feldstärke in Abhängigkeit der Schlagweite (nach Paschen) der Hauptisolierung für Isoliersystemfehler..... | 69 |
| Abbildung 4.1-1: | Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage..... | 71 |
| Abbildung 4.1-2: | Vergrößerung des Modells im Bereich der numerischen Singularität (a) und der Feinglimmerkante (b)..... | 71 |
| Abbildung 4.1-3: | Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage..... | 72 |
| Abbildung 4.1-4: | Elektrische Feldstärken in der Kavität in Abhängigkeit der Kavitätsgröße im Vergleich mit der Entladungsbedingung..... | 73 |
| Abbildung 4.2-1: | Verwebung des Durchflechtbandes zwischen der Spaltglimmerlage [Sta18] | 75 |
| Abbildung 4.2-2: | Ausnutzung von Symmetriebedingungen zur Reduktion der Modellkomplexität [Sta18]..... | 75 |
| Abbildung 4.2-3: | Explosionsdarstellung des FEM Segmentmodells [Sta18]..... | 76 |
| Abbildung 4.2-4: | Ablauf der iterativen Berechnung des FEM Modells [Sta18]..... | 77 |
| Abbildung 4.2-5: | Definition der Richtungen im AGS-Band [Sta18] | 79 |
| Abbildung 4.2-6: | Definition der Transformationswinkel der lokalen Koordinatensysteme [Sta16]..... | 80 |
| Abbildung 4.2-7: | Transformierte lokale Koordinatensysteme der AGS-Elemente [Sta16] | 81 |
| Abbildung 4.2-8: | Schematische Übersicht der 1. Berechnung zur Ermittlung der parasitären AGS-Systemverluste in Stabrichtung..... | 84 |
| Abbildung 4.2-9: | Schematische Übersicht der 2. Berechnung zur Ermittlung der AGS System Verluste | 85 |
| Abbildung 4.2-10: | Übersicht der Verlustleistungen im Nutaustrittsbereich..... | 86 |
| Abbildung 4.2-11: | Schematische Übersicht der 3. Berechnung zur Ermittlung der Temperaturverteilung..... | 87 |
| Abbildung 4.3-1: | Oberflächenpotential des Generators A für die AGS Widerstände $R_{\square,AGS} = 1k\Omega/\square$ (unten) und $R_{\square,AGS} = 10M\Omega/\square$ (oben)..... | 90 |
| Abbildung 4.3-2: | Oberflächenpotential des äußeren AGS entlang des Pfades am Oberlagestab des Generators A für verschiedene AGS-Widerstände | 91 |
| Abbildung 4.3-3: | Widerstandskennlinie entlang der Staboberfläche des Generators A | 92 |
| Abbildung 4.3-4: | Oberflächenfeldstärke der äußeren AGS-Schicht (oben) und Kennlinie der Oberflächenfeldstärke (unten) – Generator type A | 93 |

| | |
|--------------------------|--|
| Abbildung 4.3-5: | Potentialverteilung im inneren AGS für einen AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 1 \text{ M}\Omega/\square$ für den Generatortypen A [Sta18] 94 |
| Abbildung 4.3-6: | Feldstärke des inneren AGS für verschiedene Generatortypen bei Variation des AGS-Widerstandes 96 |
| Abbildung 4.3-7: | Parametrisches FEM-Modell zur Ermittlung der Feldstärke im Luftvolumen zwischen Druckfinger und Staboberfläche 97 |
| Abbildung 4.3-8: | Normierte Feldstärke und Homogenitätskoeffizient zwischen Druckfinger und Staboberfläche 98 |
| Abbildung 4.3-9: | Berechnete Paschenkurve für die Konfiguration Druckfinger-Staboberfläche 99 |
| Abbildung 4.3-10: | Oberflächenpotential des äußeren AGS im Vergleich mit dem maximal zulässigen Oberflächenpotential U_{max} 100 |
| Abbildung 4.4-1: | Temperaturverteilung an der Staboberfläche für unterschiedliche AGS-Widerstände 102 |
| Abbildung 4.4-2: | Verhältnis der AGS- und Kupferverlustleistungsdichte als Funktion des AGS-Quadratwiderstandes 103 |
| Abbildung 4.4-3: | Verlustfaktor im Nutbereich und Nutaustrittsbereich für verschiedene Generatortypen 105 |
| Abbildung 4.5-1: | Ablaufplan zur Bestimmung der optimalen anisotropen Widerstandswerte des AGS-Systems 108 |
| Abbildung 4.5-2: | Darstellung aller Berechnungsschritte mit verschiedenen Suchparametereinstellung [Sta18] 109 |
| Abbildung 4.5-3: | Berechnungsqualität der Leistungsdichte des inneren AGS 110 |
| Abbildung 4.5-4: | Schematische Darstellung einer verrauschten Fitness Funktion. 111 |
| Abbildung 4.5-5: | Globale Lösung nach Kalibrierung der Suchparameter 111 |
| Abbildung 4.5-6: | Mittlere Leistungsdichte im inneren (π iAGS) und äußeren (π aAGS) AGS-System in Abhängigkeit des Durchgangswiderstandes für anisotrope Materialeigenschaften 114 |
| Abbildung 4.5-7: | Vergleich des Spannungsabfalls im inneren AGS für ideale isotrope und anisotrope Widerstandskonfigurationen [Sta18] 115 |
| Abbildung 7-1: | Normierte Ortskurve des linearen Feldsteuerkettenleitermodells in abhängig vom Parameter x 130 |

Tabellenverzeichnis

| | | |
|-----------------------|--|-----|
| Tabelle 3.1.1: | Maximal zulässige Stauchungsfaktoren..... | 30 |
| Tabelle 3.5.1: | Regeln für die Dimensionierung der Füllpartikel..... | 64 |
| Tabelle 5.1: | Zusammenfassung der idealen AGS-Widerstände..... | 118 |

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|------------|
| Danksagung | III |
| Abkürzungsverzeichnis | IV |
| Symbolverzeichnis | V |
| Abbildungsverzeichnis | XI |
| Tabellenverzeichnis | XV |
| Inhaltsverzeichnis | XVI |
| Kurzfassung | XX |
| Abstract | XX |
| 1 Einleitung | 1 |
| 1.1 Hintergrund..... | 1 |
| 1.2 Motivation..... | 2 |
| 1.2.1 Messungen..... | 3 |
| 1.2.2 Berechnungen..... | 4 |
| 1.3 Forschungsprojekt „iShield“..... | 4 |
| 1.4 Zielsetzung der Dissertation..... | 5 |
| 2 Grundlagen | 7 |
| 2.1 Generatorkonstruktion..... | 7 |
| 2.1.1 Funktionsweise..... | 7 |
| 2.1.2 Verschaltung der Stäbe..... | 9 |
| 2.1.3 Isoliersystem eines Turbogenerators..... | 10 |
| 2.1.4 Aufbau von Glimmschutzbändern..... | 13 |
| 2.2 Begriffserklärung..... | 14 |
| 2.2.1 Aggregation und Agglomeration..... | 14 |
| 2.2.2 Perkolationschwelle..... | 15 |
| 2.2.3 Definition des Oberflächenwiderstands..... | 16 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 2.3 | Elektrisch/thermische Alterung des AGS-Systems..... | 17 |
| 2.3.1 | Fehlstellen im Isoliersystem..... | 17 |
| 2.3.2 | Außenglimmschutz-Erosion..... | 18 |
| 2.3.3 | Parasitäre Ströme im Außenglimmschutzsystem | 20 |
| 2.4 | Berechnungsverfahren für Isoliersysteme | 21 |
| 2.4.1 | Grundregeln für die Auslegung von elektrischen Maschinen | 21 |
| 2.4.2 | Modellierung von anisotropen Systemen | 21 |
| 2.4.3 | Einführung in die Finite-Element-Methode | 23 |
| 2.4.4 | Tripelpunkt in FEM-Berechnungen..... | 24 |
| 3 | Analytische Berechnung | 26 |
| 3.1 | Einfluss des Krümmungsradius an der Kupferstabskante..... | 26 |
| 3.2 | Das Isoliersystem als Stromsenke | 30 |
| 3.2.1 | Durchgangsrichtung | 30 |
| 3.2.2 | Längsrichtung | 34 |
| 3.3 | Einfluss des AGS auf das EGS-System..... | 38 |
| 3.3.1 | Erstellung eines EGS-Kettenleitermodells..... | 39 |
| 3.3.2 | Einfluss des AGS-Widerstandes auf das EGS-System..... | 43 |
| 3.3.3 | Thermische Belastung des EGS-Systems | 44 |
| 3.4 | Potentialaufbau im Doppel-Außenglimmschutzsystem..... | 47 |
| 3.4.1 | Erstellung eines Doppel-AGS-Kettenleitermodells..... | 47 |
| 3.4.2 | Einfluss des AGS-Widerstandes auf das Potential des inneren AGS ... | 51 |
| 3.5 | Mikroskopische Belastungsgrößen im Außenglimmschutzsystem..... | 52 |
| 3.5.1 | Stromdichteverstärkung - Definition | 52 |
| 3.5.2 | Stromdichteverstärkung – Beispiel: Partikel mit Leitschicht | 55 |
| 3.5.3 | Stromdichteverstärkung – Beispiel: Agglomerate | 55 |
| 3.5.4 | Wärmegeneration und Temperaturprofil | 56 |
| 3.5.5 | Erwärmung der Leitschicht | 58 |
| 3.5.6 | Elektrische Impedanz beim Tunneleffekt | 61 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 3.5.7 | Erwärmung zwischen Agglomeraten..... | 63 |
| 3.6 | Delamination im Isoliersystem..... | 65 |
| 3.6.1 | Vereinfachung des Problems..... | 65 |
| 3.6.2 | Bewertung der Einsetzfeldstärke einer Delamination..... | 68 |
| 4 | Numerische Berechnung | 70 |
| 4.1 | Kavität im Isolationssystem..... | 70 |
| 4.1.1 | Modellierung der Feinglimmerbandkante..... | 70 |
| 4.1.2 | Bewertung der elektrischen Feldstärke im Einschluss..... | 72 |
| 4.2 | Erstellung eines Generatorstabmodells..... | 74 |
| 4.2.1 | CAD-Modell..... | 74 |
| 4.2.2 | Flussdiagramm der thermisch/elektrischer Berechnung..... | 76 |
| 4.2.3 | Definition der anisotropen Materialeigenschaften..... | 77 |
| 4.2.4 | Vorberechnung: Analytische Annäherung..... | 82 |
| 4.2.5 | Berechnung 1: AGS-Verluste..... | 83 |
| 4.2.6 | Berechnung 2: Hochspannungsbelastung..... | 85 |
| 4.2.7 | Berechnung 3: Temperaturbelastung..... | 86 |
| 4.2.8 | Iterativer Berechnungsprozess..... | 87 |
| 4.3 | Elektrische Bewertung des AGS-Systems..... | 89 |
| 4.3.1 | Oberflächenpotential..... | 89 |
| 4.3.2 | Oberflächenfeldstärke..... | 92 |
| 4.3.3 | Feldstärke im Spaltglimmer..... | 93 |
| 4.3.4 | Elektrische Feldstärke zwischen Druckfinger und Isolieroberfläche ... | 96 |
| 4.4 | Thermische Bewertung des AGS-Systems..... | 101 |
| 4.4.1 | Temperaturverteilung..... | 101 |
| 4.4.2 | Wärmegenerationsrate..... | 102 |
| 4.4.3 | Verlustfaktor des Isoliersystems..... | 104 |
| 4.5 | Anisotropes AGS-System..... | 106 |
| 4.5.1 | Schwarmalgorithmus..... | 106 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 4.5.2 | Idealer anisotroper AGS-Widerstand..... | 109 |
| 4.5.3 | Bewertung des Einsatzes von anisotropen Materialien..... | 115 |
| 5 | Zusammenfassung & Ausblick | 117 |
| 6 | Literaturverzeichnis | 120 |
| 7 | Anhang | 130 |
| 7.1 | Spannungsüberhöhung | 130 |
| 7.2 | Partikel-Schwarmoptimierung..... | 131 |

Kurzfassung

Diese Arbeit untersucht den Einfluss des Außenglimmschutzsystems (AGS-System) in großen Generatoren auf den Betriebszustand des Isoliersystems. Mit dem Schwerpunkt der Maximierung der Lebensdauer des AGS-Systems werden unterschiedliche Berechnungsmethoden entwickelt und bewertet. Durch unterschiedliche analytische und numerische Verfahren kann eine detaillierte Analyse zur elektrischen und thermischen Auslastung von großen elektrischen Maschinen durchgeführt werden. In Hinblick auf die Verhinderung und Reduzierung der Teilentladungsbelastung führt die Auslegung der optimalen Materialeigenschaften des Außenglimmschutzes zu einer Verbesserung der Belastungsgrößen im Isoliersystem. Die Auslegung von AGS-Materialien mit unterschiedlichen Eigenschaften wird für verschiedene Generatoren berechnet und die allgemeine Auswirkung auf das Isoliersystem abgeschätzt. Neben der Bestimmung der optimalen Materialeigenschaften wird der mögliche Einsatz von anisotropen Materialien theoretisch untersucht und das Optimierungspotential durch gezielte Anpassung der Widerstandcharakteristik des leitfähigen AGS-Systems berechnet sowie bewertet.

Abstract

This work investigates the influence of the outer corona protection system (OCP) in large generators on the operating condition of the insulation system. With the focus on maximizing the lifetime of the AGS system, different calculation methods are developed and evaluated. Through different analytical and numerical methods, an overview of the electrical and thermal load of large electrical machines can be obtained. In terms of preventing and reducing the partial discharge load, the design of the optimal material properties of the OCP-system leads to an improvement of the load variables in the insulation system. The design of OCP-materials, with different properties, is calculated for different generators and the overall effect on the insulation system is estimated. In addition to the determination of the ideal material properties, the possible use of anisotropic materials is theoretically investigated and the optimization potential is calculated as well as evaluated by specifically adjusting the resistance characteristics of the conductive OCP-system.

1 Einleitung

1.1 Hintergrund

In den kommenden Jahren wird der Wandel der bisherigen Energieversorgung von fossilen Brennstoffen hin zu erneuerbaren Energien neue Herausforderungen an das Energieversorgungsnetz stellen. Mit dem Stromeinspeisungsgesetz [BGB90] wurde 1990 ein erster Schritt zur Einspeisung von erneuerbaren Energien ins Energienetz gemacht. Gemäß [EEG21 §1 Satz 1] soll die Entwicklung der Energieversorgung in Verbindung mit einem nachhaltigen Klima- und Umweltschutzkonzept durchgeführt werden. Anteilig soll der Bruttostromverbrauch aus erneuerbaren Energien bis 2030 auf 65 Prozent ansteigen und eine vollständige treibhausgasneutrale Stromerzeugung bis 2050 erreicht werden [EEG21 §1 Satz 2]. Eine Priorisierung der Erneuerbaren Energien zur Grundversorgung des Netzes erfordert neue innovative Technologien zur Vergrößerung der gesamten Versorgungskapazitäten bei gleichzeitiger Wahrung der Versorgungssicherheit [Joo16]. Die Abschaltung von Kraftwerken mit fossilen oder nuklearen Brennstoffen birgt Risiken einer Unterversorgung mit Blindleistung und eine Reduktion von Kurzschlussleistungen. Ein Mangel an Blindleistung stellt für die Versorgungssicherheit des europäischen Energienetzes eine technische Herausforderung dar [Gob17].

Der Blindleistungsbedarf wird für Deutschland im Zeitraum 2019 bis 2023 auf 2 GVar bis 10 GVar geschätzt [INA16]. Zur Erzeugung und Steuerung der Blindleistung müssen zusätzliche Komponenten in das Energienetz eingebracht werden, die eine Anpassung an den Blindleistungsbedarf ermöglichen. Eine Methode der Blindleistungssteuerung stellt dabei die Synchronmaschine dar. Aktuell (2021) wird die Grundversorgung und Regelung der Blindleistung durch Synchronmaschinen im Generatorbetrieb der verschiedenen fossilen und nuklearen Kraftwerke bereitgestellt. Die zunehmende Abschaltung dieser Anlagen führt zu einem Mangel der notwendigen Blindleistungsanpassung. Synchronmaschinen können als reine Kompensations- oder Erzeugungsanlagen für

Blindleistung betrieben werden [Fis17]. Die Möglichkeit den Erregerstrom zu steuern, ermöglicht der Synchronmaschine den notwendigen Blindleistungsbedarf bereitzustellen. Der Rotor stellt dabei zusätzlich einen Speicher kinetischer Energie dar. Kurzzeitige Leistungseinbrüche können dadurch im Netz abgefangen werden. Aktuelle Forschungsprojekte und Kooperationen untersuchen den Einsatz von Anlagen zur Steuerung der Blindleistung im Netz auf Basis von Synchronmaschinen als Phasenschieber [Amp20]. Somit können Synchronmaschinen zur reinen Blindleistungssteuerung als Ersatz oder Ergänzung bestehender Blindleistungskompensationsanlagen eingesetzt werden [Sch12]. Neben der Funktion, die Blindleistung im Netz zu steuern, werden Synchronmaschinen im Motor- oder Generatorbetrieb verwendet [Fis17, Lec19]. Mit der Zunahme der erneuerbaren Energien ist die Verwendung von Synchronmaschinen als Generator in Wasserkraftwerken eine Möglichkeit Energie treibhausgasneutral zu erzeugen [Voi21a]. Zuletzt sei die Verwendung von großen Synchronmaschinen als Motoren im Leistungsbereich von einigen Megavolt-Ampere (MVA) als Alternative zu Asynchronmaschinen erwähnt [Sie18].

Unabhängig vom Einsatzbereich müssen Synchronmaschinen für einen zuverlässigen und langlebigen Betrieb ausgelegt werden. Die Betriebszeit der Maschinen wird allgemein für mehrere Jahrzehnte ausgelegt [Lec19]. Verschiedene mechanische, thermische, elektrische und auch chemische Belastungen bestimmen den Alterungsprozess der einzelnen Komponenten der Maschinen [Kur93, Gal79] und insbesondere des Isoliersystems. Für große rotierende Maschinen kann die Bemessungsspannung im Bereich von über 25 kV liegen. Dies führt zu hohen elektrischen Belastungen des Isoliersystems [Bey86]. Trotz hoher Auslastung können Isoliersysteme viele Jahrzehnte betrieben werden, ohne dass es zu unzulässigen Alterungserscheinungen kommt [Ber19].

1.2 Motivation

Zur Gewährleistung eines langlebigen Isoliersystems muss das elektrische und thermische Verhalten der eingesetzten Materialien und die Grenzen der Belastbarkeit vor dem Einsatz im Isoliersystem ermittelt werden. Eine genaue Kenntnis der im Betrieb auftretenden Beeinflussung der einzelnen Komponenten untereinander, ist für die Optimierung des Isoliersystems im Hinblick auf eine längere Lebensdauer notwendig. Die Charakterisierung des Isoliersystems kann durch Messungen und Berechnungsmodelle bestimmt werden und dient zur Einschätzung des Betriebsverhaltens einer Synchronmaschine.

1.2.1 Messungen

Für die Bestimmung und Bewertung der Qualität eines Hochspannungsisoliersystems können verschiedene Messverfahren angewendet werden. Die Messung des Verlustfaktors ermöglicht die Quantifizierung der ohmschen Verluste über die Ermittlung des Verhältnisses zwischen Wirk- und Blindwiderstand. Die Durchführung einer Verlustfaktormessung ist gemäß [IECa] genormt. Sofern ein Isoliersystem keine beabsichtigte ohmsche Komponente aufweist, kann eine Abweichung des erwarteten Verlustfaktors als Fehler im Isoliersystem gedeutet werden. Ist der Anteil und der Einfluss der ohmschen Bestandteile eines Isoliersystems bekannt, kann eine Abschätzung der Qualität der Isolierung vorgenommen werden. Bei großen rotierenden Maschinen kann der Verlustfaktor zusätzlich als indirektes Maß zur Bestimmung von Teilentladungsaktivität in einem Isoliersystem verwendet werden [Sed16].

Zum Nachweis von Fehlstellen im Isoliersystem kann die Teilentladungsmessung eingesetzt werden. Durch die Messung eines Ausgleichstroms in einem dem Prüfling parallel geschalteten Messzweig, der durch eine Teilentladung verursacht wird, kann eine Fehlstelle messtechnisch nachgewiesen werden. Dieser plötzliche, kurzzeitige Anstieg des Stromes, kann mittels geeigneter Auswerteeinrichtungen über die Zeit integriert werden und liefert so die Messgröße der scheinbaren Ladung. Der Zeitpunkt der Teilentladungsereignisses, in Bezug zur sinusförmigen Messspannung in Kombination mit der Größe der scheinbaren Ladung, liefert durch eine Langzeitmessung ein Muster, welches ausgewertet werden kann [IECb]. Hierbei ist zu beachten, dass Grenzwerte für zulässige Teilentladungen für rotierende Maschinen nicht genormt sind und daher, je nach Hersteller und Bemessung der Maschine, in den Hersteller-Spezifikationen höchst unterschiedlich ausfallen. Allerdings kann insbesondere eine Trendanalyse der über die Betriebszeit der Maschine periodisch durchzuführende Teilentladungsmessungen, bei der Bewertung der Qualität eines Isoliersystem nützlich sein bzw. helfen, Entscheidungen zur Instandsetzung oder Ersatz der Maschine zu treffen [Ber19]. Je nach Ausprägung der Teilentladungsmuster könnte der Zustand des Prüflings geschätzt werden [Ött17]. Da Teilentladungen sowohl die Messung des Verlustfaktors als auch die Teilentladungsmessung beeinflussen, können beide Methoden zusammen zur Bewertung einer Isolierung verwendet werden [Con11].

Eine lokale Bewertung von Isoliersystemkomponenten in Synchronmaschinen gestaltet sich durch den massiven und geschlossenen Aufbau als schwierig. Die Bestimmung des Verlustfaktors oder die Teilentladungsmessung ermöglichen nur einen limitierten,

globalen Einblick in den Zustand des Isoliersystems. Eine Detektion des Fehlerortes ist mit großen Aufwand eingeschränkt möglich [Oet17].

1.2.2 Berechnungen

Zusammen mit den ermittelten Messergebnissen kann die Berechnung und Simulation von Entladungprozessen bei der Schätzung des Alterungszustandes helfen. Die Nachbildung von einfachen Fehlstellen in der Isolierung und Simulation des Teilentladungsmuster kann numerisch angenähert werden [Cal16]. Durch den komplexen Ablauf der Entladungsmechanismen auf Basis von elektrischen, thermischen und chemischen Effekten [Gal79, Kur93] ist eine Berechnung von komplexen Isolierstrukturen oft schwierig und die Aussagekraft eingeschränkt. Vereinfachte Betrachtung des Isoliersystems und die Bestimmung von Grenzwerten zum Einsatz von Teilentladungen können jedoch bei der Dimensionierung der Isolierung helfen [Tan15, Che19]. Die elektrischen und thermischen Belastungen in einem Isoliersystem bestimmen dabei die Entladungsbedingungen. Eine vollständige Bestimmung des Betriebszustandes der Maschine ist die Grundlage für die Dimensionierung der verschiedenen Komponenten im Isoliersystem und der verwendeten Materialien. Die Modellierung des Isoliersystems und Anwendung von numerischen Berechnungsmethoden ermöglicht die Dimensionierung der einzelnen Komponenten zu bestimmen und die unterschiedlichen Belastungszustände zu testen. Verschiedene Modelle zur Bestimmung der Belastungszustände von Synchrongeneratoren wurden in den letzten Jahren entwickelt und dienen als Grundlage zur Auslegung moderner Isoliersysteme [Köl10, Sta09, Sta12, Sta17, Sta18].

1.3 Forschungsprojekt „iShield“

Die zugrundeliegenden Ergebnisse dieser Dissertation sind im Rahmen des BMBF geförderten Verbundprojektes „iShield“ (Förderkennzeichen 03XP0020D) erzielt worden. Ziel des Forschungsvorhabens war die Optimierung des Außenglimmschutzes. Die Hauptziele zur Optimierung des Isoliersystems lassen sich in den folgenden Schwerpunkt zusammenfassen:

- Verhinderung von Teilentladungen
- Erhöhung der Teilentladungsresistenz
- Minimierung der Alterungsprozesse (chemisch, elektrisch, thermisch)

Wie bereits erwähnt, werden die einzelnen Komponenten des Isoliersystems unterschiedlich stark belastet. Die Maximierung der Lebensdauer dieser Komponenten ist für den Betrieb eines Betriebsmittels von hoher Priorität. Die Entwicklung von

effizienteren Maschinen und der damit verbundenen Steigerung der elektrischen und thermischen Beanspruchung des Isoliersystems führt ohne weitere Anpassungsmaßnahmen zu einer signifikanten Verringerung der Lebensdauer von bestimmten Isoliersystemkomponenten [Mou06]. Eine Komponente innerhalb des Isoliersystems von großen elektrischen Maschinen ist das Außenglimmschutzsystem (AGS). Das AGS-System unterliegt, wie auch die Hauptisolierung, einem natürlichen Alterungsprozess während des Betriebes einer Maschine [Küc17]. Je nach Belastung und Auslegung des AGS-Systems ist die Alterungsgeschwindigkeit unterschiedlich ausgeprägt. Die Zunahme der Beschädigung des AGS-Systems in Ausmaß und Geschwindigkeit ist in den letzten Jahren herstellerübergreifend vermehrt beobachtet worden [Lie08a, Lie08b, Lit17, Mou06, Sto08, Sto09]. Die Erforschung von neuen und innovativen Materialien ermöglicht bestehende Glimmschutzsysteme hinsichtlich ihrer Teilentladungsresistenz zu verbessern. Die Verbesserung des bestehenden AGS-System ist daher für die Neuentwicklung von leistungsstärkeren, effektiveren und langlebigen Maschinen notwendig.

Die Entwicklung eines neuen innovativen AGS-Systems wurde innerhalb des Projektes von den Konsortialpartner Siemens AG, Merck KGaA, Krempel Group, Universität Bayreuth und Universität Duisburg-Essen durchgeführt und lässt sich in den folgenden Schwerpunkten zusammenfassen:

- Elektrische Berechnung des Isoliersystems für verschiedene AGS-Systeme
- Entwicklung und Herstellung geeigneter Füllstoffe
- Untersuchung geeigneter Bindemittel
- Chemische Messung und Charakterisierung des AGS
- Einfluss von UV-Strahlung auf verwendete Materialien
- Erstellung, Alterung und Charakterisierung von Probekörpern
- Zusammenspiel aus Füllstoff, Bindemittel, Tränkharz
- Optimierung und Anpassung der Bandherstellungsprozesse
- Herstellung eines AGS-Systems im Technikumsmaßstab

1.4 Zielsetzung der Dissertation

Die Entwicklung eines AGS-Systems, mit dem Hauptziel der Steigerung der Lebensdauer des Isoliersystems, konnte erfolgreich im Forschungsprojekt vollendet werden. Die Auslegung und Charakterisierung der optimalen Materialeigenschaften stellt dabei eine Kernkomponente zur Entwicklung eines langlebigen und teilentladungsresistenten Isoliersystems dar. Im Rahmen dieser Dissertation werden die Berechnungsmethoden zur Optimierung der Materialeigenschaften des AGS-Systems beschrieben und bewertet.

Verschiedene Ansätze zur mathematischen Formulierung und Berechnung des Isoliersystems werden diskutiert und untersucht. Ein genaues Verständnis der elektrischen und thermischen Abläufe innerhalb des Isoliersystem, unter Berücksichtigung des Einflusspotentials des AGS-System, sind Grundlage zur detaillierten Analyse der Alterungsmechanismen. Eine Optimierung der Materialeigenschaften stellt ein effektives Mittel zur Reduktion der elektrischen und thermischen Belastungen im AGS dar. Weiterhin kann die Widerstandsfähigkeit bei gesteigerter Belastung sowie eine ökonomisch optimierte Entwicklung des AGS-Systems gewährleistet werden. Diese Arbeit gibt hierbei einen umfassenden Überblick über die Berechnung des Isoliersystems und die Ermittlung der Materialeigenschaften eines idealen AGS-Systems.

2 Grundlagen

2.1 Generatorkonstruktion

2.1.1 Funktionsweise

Die Wandlung der kinetischen, rotatorischen Energie in elektrische Energie ist die Aufgabe eines Generators. Für die Wandlung von großen Leistungen im MVA-Bereich haben sich Synchronmaschinen im Generatorbetrieb etabliert [Lec19]. Eine Synchronmaschine besteht aus einem stationären Teil (Stator) und einem rotierenden Teil (Rotor). Je nach Leistungsklasse ist der Aufbau der einzelnen Komponenten im Detail unterschiedlich, jedoch ist bei allen Synchronmaschinen der Grundaufbau identisch [Fis17]. Der Rotor erzeugt mittels Gleichstrom ein Magnetfeld, welches den darum liegenden Stator durchsetzt. Der Stator besteht aus einem eisenhaltigen Material mit hoher Permeabilität. Um die Bildung von Wirbelströmen im Stator zu verringern wird der Stator aus einzelnen Elektroblechen geschichtet, welche voneinander isoliert sind. Dieser Verbund aus Elektroblechen wird als Blechpaket bezeichnet und hat die Hauptaufgabe den magnetischen Fluss im Generator zu führen. Im Blechpaket werden in Nuten Leiter aus Kupfer eingelassen, welche sich in unmittelbarer Nähe zum Rotor befinden. Durch das rotierende Wechselfeld im Stator bildet sich in den einzelnen Wicklungssträngen eine induzierte Spannung aus. Diese Spannung kann an den Enden der Wicklung abgegriffen werden, um eine elektrische Last mit Energie zu versorgen.

Der Aufbau von großen Synchronmaschinen im MVA-Bereich, wie sie z.B. in Kraftwerken eingesetzt werden, ist in **Abbildung 2.1-2** dargestellt. Das Blechpaket des Stators wird bei luftgekühlten Maschinen mit Spalten und Kanälen versehen, um dessen Kühleffektivität zu erhöhen [Han18]. Um das Blechpaket, welches aus losen geschichteten einzelnen Blechen besteht, mechanisch zu stabilisieren, drücken von beiden Stirnseiten Druckplatten auf das Blechpaket. Die Druckkraft wird durch das Vorspannen von durch das Blechpaket reichende Spannbolzen gewährleistet. Um den Druck

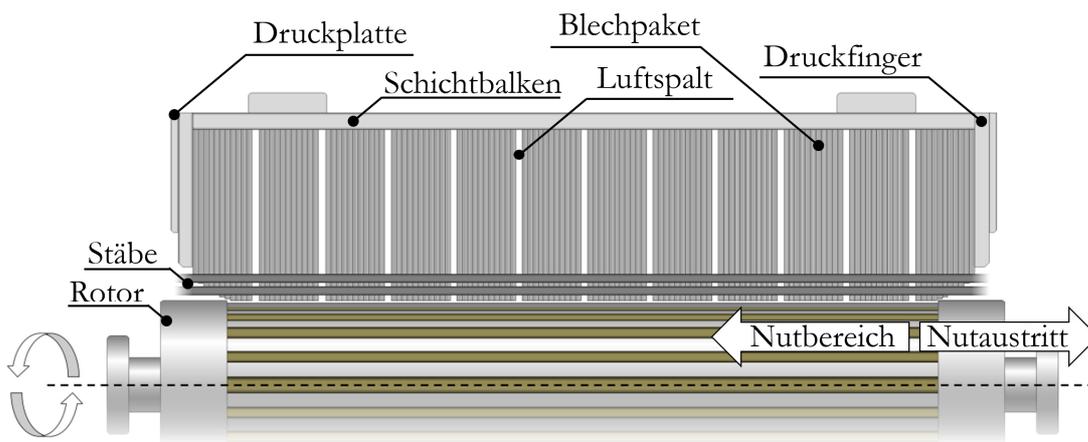


Abbildung 2.1-2: schematischer Aufbau eines Turbogenerators [Lec19] (nachbearbeitet)

gleichmäßig bis in die Nuten zu verteilen, befinden sich zwischen der Druckplatte und dem Blechpaket sogenannte Druckfinger. Stäbe an der Oberfläche der Nuten werden als Oberlagestäbe bezeichnet. Stäbe am Nutgrund, unterhalb der Oberlagestäbe, werden als Unterlagestäbe definiert [Lec19].

Das rotierende Wechselfeld des Rotors führt zu einer Induktion der Spannung in den einzelnen Stäben des Stators. Das grundlegende Funktionsprinzip ist in **Abbildung 2.1-1**

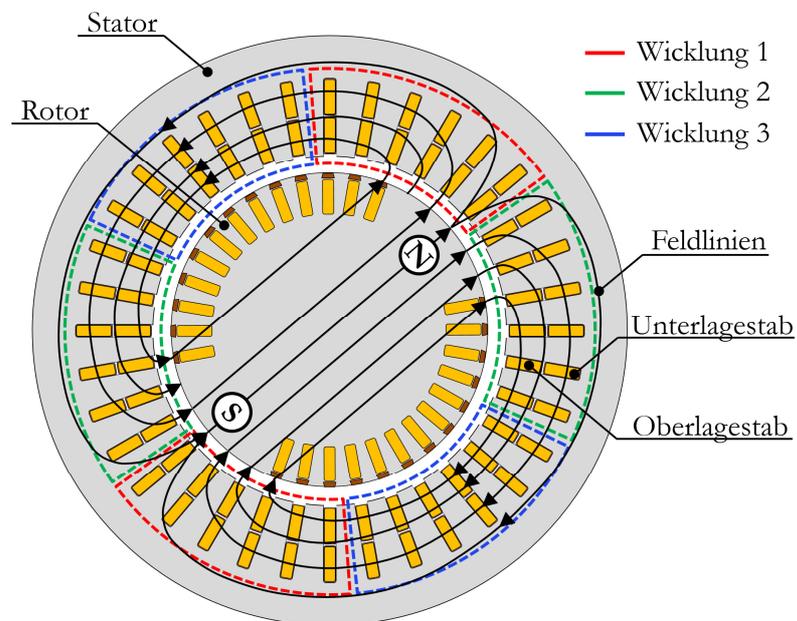


Abbildung 2.1-1: Spulenaufbau des Stators und Rotors eines Turbogenerators [Lec19] (nachbearbeitet)

verdeutlicht. Die Stäbe werden zur Erzeugung eines symmetrischen dreiphasigen elektrischen Systems zu einem Wicklungssystem zusammengeschaltet.

2.1.2 Verschaltung der Stäbe

Die Verschaltung der Stäbe erfolgt außerhalb des Blechpaketes. Die Stäbe treten aus der Nut aus und werden durch den Wickelkopf zu einer anderen Nut des Stators geführt [Lec19]. Die **Abbildung 2.1-3** veranschaulicht die Verschaltung eines der Ober- und Unterlagestabs zu einer Wicklung. Die Verbindung zwischen den jeweiligen abgebogenen Stabenden, den Evolventen, wird Scheitelendverbindung genannt. Die fortlaufenden Verbindungen von Ober- und Unterlagestäben bilden letztlich die Spulen im dreiphasigen Wicklungssystem [Mül08]. Um einen Überblick der einzelnen Stäbe im Wicklungssystem zu bekommen, ist jede Nut über eine Nummer im Stator identifizierbar. Jeder Nut werden jeweils ein Ober- und Unterlagestab zugeordnet. Die Verschaltung der Stäbe zu den einzelnen Wicklungen wird grafisch als Wickeldiagramm festgehalten [Mül08]. Eine vereinfachte Darstellung eines Wickeldiagramms mit 21 Nuten ist in **Abbildung 2.1-3** dargestellt. Die vertikal laufenden Linien stellen den Nutbereich mit den eingesetzten Stäben dar. Zu jedem Oberlagestab (durchgehende Linie) kann ein Unterlagestab (gestrichelte Linie) einer anderen Spulenwicklung zugeordnet werden. Die Unterlagestäbe der Nuten 1 bis 13 sind getrennt von den Oberlagestäben dargestellt. Die Zusammenschaltung der Stäbe zu einem Wicklungssystem erfolgt im Wickelkopf. Die

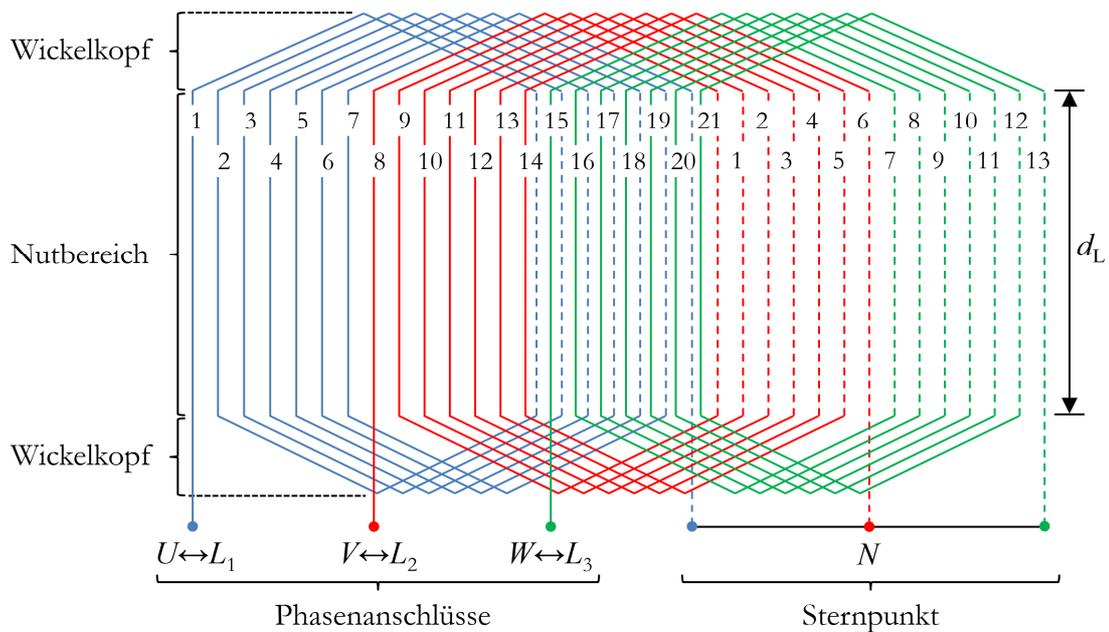


Abbildung 2.1-3: Vereinfachte Darstellung eines Wickeldiagramms

entstehenden Spulen werden durch Zusammenschaltung in ein dreiphasiges Wicklungssystem überführt. Große Generatoren werden in Sternschaltung aufgebaut. Entsprechend werden drei Enden der Spulen zum Sternpunkt verbunden. Die drei verbleibenden offenen Wicklungsenden stellen die drei Phasenanschlüsse für das Drehstromnetz dar. Das Zusammenschalten der Stäbe führt zu einer Reihenschaltung, wobei sich die induzierte Spannung der einzelnen Stäbe aufsummiert.

Mit der Annahme, dass die Induktion der Spannung hauptsächlich im Nutbereich des Generators stattfindet, kann durch die bekannte Länge des Blechpaketes, bzw. durch die Länge des Stabes l_{Stab} im Nutbereich, die Spannung pro Stablänge abgeschätzt werden.

$$U_{\text{Stab}} = \frac{U_{\text{N}}}{n_{\text{Stab}} \cdot l_{\text{Stab}} \cdot \sqrt{3}} \quad (2.1-1)$$

Andere Verschaltungsarten sind je nach Anwendungsfall möglich. Unterschiedliche Generatortypen besitzen Spulenpaare oder -gruppen pro Phase, um die Stromtragfähigkeit zu erhöhen [Ber19]. Je nach Schaltungsschema ergeben sich unterschiedliche Spannungsebenen. In Abhängigkeit vom Verschaltungssystem muss die Gleichung (2.1-1) für die Bestimmung der Stabspannung angepasst werden. Bei der Verwendung eines gemeinsamen Sternpunktes hat der letzte Stab der Spule die höchste Spannungsbelastung zwischen Staboberfläche und Erdpotential. Dieser Stab wird im Folgenden als Phasenstab bezeichnet und ist der Anschlusspunkt für das Netz.

2.1.3 Isoliersystem eines Turbogenerators

Der Kupferstab eines Generators wird zur Reduktion von Stromverdrängungseffekten nicht massiv, sondern aus einzelnen voneinander isolierten Teileitern ausgeführt. Das Magnetfeld des Generators durchsetzt nicht nur das Blechpaket des Stators, sondern auch zu einem bestimmten Anteil die Nut. Dieses Streufeld und die unterschiedlichen Distanzen zwischen den Teileitern und dem Rotor führen zu einer ungleichmäßigen Verteilung des Stroms innerhalb des Stabes. Zur Reduktion von Wärmekonzentrationen im Stab und zur gleichmäßigen Verteilung der Stromdichte werden die Teileiter verdrillt. Die Konfiguration ist als Roebelstab bekannt [Lec19]. Um Unebenheiten auf der Oberfläche auszugleichen kann zusätzlich um den Stab ein leitfähiges Band gewickelt werden, welches über einen Kupferstreifen mit dem Stab verbunden wird. Dieses, auch als Innenpotentialsteuerung (IPS) bekannte Band, stellt für die Stabisolierung die eigentliche Hochspannungselektrode dar (siehe **Abbildung 2.1-4**).

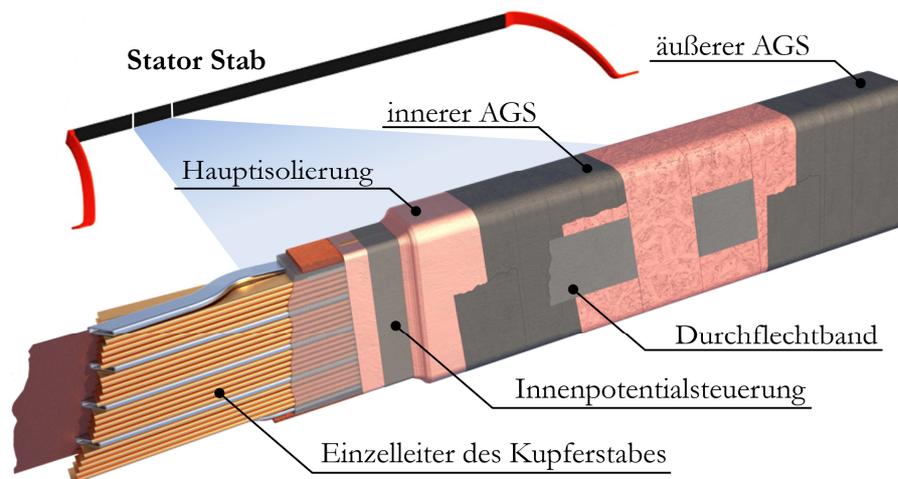


Abbildung 2.1-4: Aufbau eines Generatorstabs mit Doppel-Außenglimmschutz-System [Sta16]

Die Hochspannungsisolierung des Isoliersystems großer Generatoren besteht heutzutage aus gewickeltem Band, welches zum Beispiel ein Glasgewebe als Träger hat und mit Glimmerpartikeln als Isolierstoff belegt ist. Das Band wird mit so vielen Lagen um die Innenpotentialsteuerung gewickelt, bis die entsprechend der Nennspannung der Maschine notwendige Isolierdicke erreicht ist [Gle21, Kle04]. Die Glimmerpartikel in der Hauptisolierung kennzeichnen sich hierbei durch eine hohe Beständigkeit gegenüber Teilentladungen [Küc17, Sto14]. Zur elektrischen Anbindung der Hauptisolierung an das Blechpaket wird, ähnlich wie die Innenpotentialsteuerung, ein weiteres leitfähiges Band (Glimmschutzband) um die Hauptisolierung gewickelt. Dieses Band hat ebenfalls die Funktion des Ausgleiches von Unebenheiten der Blechpaketoberfläche. Da diese Schicht äußere Entladungen auf der Isolieroberfläche (z.B. hin zum Blechpaket) verhindern soll, wird es Außenglimmschutz (AGS) genannt.

Damit das Isoliersystem mechanisch stabil wird und um die Durchschlagsfestigkeit zu erhöhen, werden je nach Maschinentyp der gesamte Stator (Ganztränkung) oder die Stäbe einzeln mit Epoxid-Harz getränkt. Das Harz verfestigt die gewickelte Isolierung und füllt Lufteinschlüsse, die sonst als innere Teilentladungsquellen zwischen den gewickelten Lagen verbleiben würden. Das Verfahren zur Tränkung der Maschine ist als „Vacuum Pressure Impregnation“ (VPI) bekannt [Eme96, Nae17, Siema]. Nachdem das Harz ausgehärtet ist, liegt eine dauerhafte, mechanisch stabile und elektro-thermisch widerstandsfähige Isolierung vor [Did84].

Bei der Ganztränkung wird durch das Epoxid-Harz die AGS-Lage mit der Hauptisolierung und dem Blechpaket verklebt. Besonders bei größeren Maschinen mit

langen Blechpaketen besteht dabei die Gefahr einer Ablösung des AGS vom Blechpaket oder der Hauptisolierung während des Betriebes. Dies geschieht, aufgrund zu hoher mechanischer Spannungen, welche durch unterschiedliche thermische Ausdehnungen des Blechpaketes und des Stabes herbeigeführt werden [Sto14, Kle04]. Eine Gegenmaßnahme zur Vermeidung dieses Schadenmechanismus ist die Erweiterung des AGS-Systems um eine weitere AGS-Lage. Zwischen beiden AGS-Lagen wird zusätzlich eine Lage (z.B. Spaltglimmer) als mechanische Trennfläche gewickelt. Diese elektrische isolierende Schicht wird durch Einflechten eines leitfähigen Streifens wechselweise überbrückt, wodurch die Anbindung der inneren AGS-Lage über die äußere AGS-Lage an das Erdpotential liegende Blechpaket realisiert wird.

Durch die Leitfähigkeit des AGS-Materials kann auch an Stellen an dem kein direkter Kontakt zum Blechpaket besteht, eine Anbindung zum Erdpotential gewährleistet werden (z.B. Luftspalten). Neben der Homogenisierung der elektrischen Feldstärke in der Hauptisolierung ermöglicht das AGS-System somit auch außerhalb des Blechpaketes (Nutaustrittsbereich), eine flächige Anbindung des Erdpotentials zur Hauptisolierung. An beiden Enden des AGS-Systems schließt der Endenglimmschutz (EGS) an, der aus halbleitendem Material (z.B. Bänder oder Lack) besteht und zum AGS platziert wird (siehe **Abbildung 2.1-5**). Dieser hat die Aufgabe das Oberflächenpotential entlang der Hauptisolierung des Stabes definiert anzuheben [Eme96, Bär08, Küc11]. Die Spannungen in der Hauptisolierung jedes Stabes sind im Bereich des Wickelkopfes sind so gering, dass hier kein Außenglimmschutz als Erdelektrode vorgesehen werden muss.

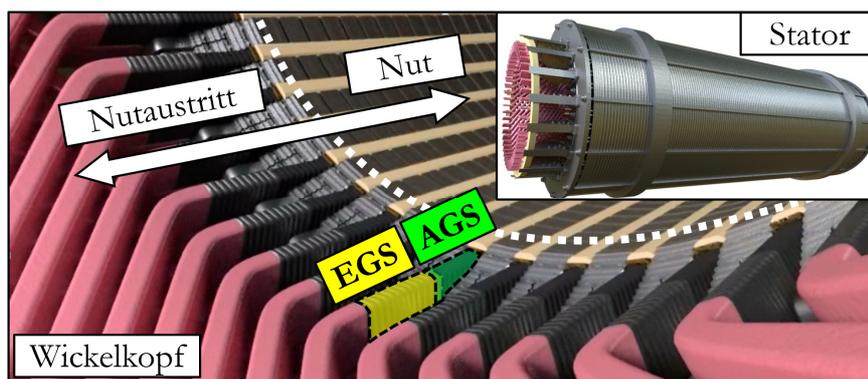


Abbildung 2.1-5: Übersicht des Nutaustrittsbereichs und Übergang zum Wickelkopf [Sta18]

2.1.4 Aufbau von Glimmschutzbändern

Um das Erdpotential an der Oberfläche der Hauptisolierung, ausgehend vom Ende des AGS auf das Hochspannungspotential, effizient zu steuern, ist der Widerstand des EGS-Materials im Allgemeinen abhängig von der lokalen elektrischen Feldstärke. Je nach Ausprägung der Widerstandskennlinie kann der Aufbau des Potentials entlang der Staboberfläche beeinflusst werden [Bär08, Sta12]. Die Verwendung von halbleitenden Materialien zur Steuerung des elektrischen Feldes vereinfacht die Auslegung von Maschinen mit unterschiedlichen Bemessungsspannungen und Statorgrößen [Sie01].

Je nach Anwendungsbereich liegt der Hauptunterschied zwischen den halb- und leitfähigen Bändern in der Verwendung von unterschiedlichen Partikeln im Band. Der Aufbau eines leitfähigen Bandes kann auf die Kernkomponenten, Trägermaterial, Bindemittel und Partikel reduziert werden [Lit16]. Die Art der Partikel bestimmt dabei den Wert und die Charakteristik des Ohm'schen Widerstandes. Halbleitende Partikel führen zu einem Band, welches überwiegend im EGS-System eingesetzt wird, während leitfähige Partikel im AGS-Band verwendet werden [Mrk12a, Mrk12b, Mrk15]. Ein weiterer Einflussfaktor ist die Ausrichtung, Form und Größe der Partikel die zu Richtungsabhängigkeit des Bandes führen können; es handelt sich um ein anisotropes Material. In [Lit12] wurden unterschiedliche AGS-Bänder hinsichtlich ihres Widerstandsverhaltens untersucht. Während die spezifischen Widerstandskomponenten in der Bandoberfläche als näherungsweise isotrop betrachtet werden konnten, war der spezifische Durchgangswiderstand des Bandes um den Faktor 10 höher als die Oberflächenwiderstandskomponenten. Der elektrische Oberflächenwiderstand von AGS-Bänder lag vor dem Tränkprozess je nach Hersteller im Bereich $400 \Omega/\square \leq R_{\square, \text{AGS}} \leq 20 \text{ k}\Omega/\square$ [COGE, Isovo, Krp11, vRoll]. Im Ergebnis können durch den Tränkprozess die Bänder aufschwimmen und Partikel aus dem Bindemittel gelöst werden. In Folge dessen konnten Streuung und Vergrößerung der Widerstandswerte beobachtet werden [Lit18]. Je nach Einstellung und Durchführung des Tränkprozess kann sich ein unterschiedliches Widerstandsprofil einstellen. Das Zusammenspiel, aus Mischung und Tränkung der Partikel mit dem Bindemittel-Harz-System, beeinflusst auf mikroskopischer Ebene die Ausprägung des Widerstandes.

2.2 Begriffserklärung

2.2.1 Aggregation und Agglomeration

Die Verwendung von Kohlenstoff-Partikeln (engl.: carbon black) ist eine Möglichkeit zur Herstellung von kostengünstigen und leitfähigen AGS-Bändern [Bro96, Sch08]. Die Partikel können durch verschiedene chemischen Prozesse oder Verbrennungen aus fossilen Rohstoffen gewonnen werden [UEP95]. Der produzierte Rohstoff kann je nach Herstellungsprozess aus Ruß erzeugt werden [UEP95]. Die Partikelgröße von Ruß- oder Graphit-Füllstoffen variiert je nach Herstellungsprozess zwischen 10 und 100 nm [Rot17]. Werden die Partikel in das Bindemittel gegeben und vermischt, kann sich je nach Mischverhältnis und chemischer Interaktion zwischen dem Bindemittel und der Partikel eine Ansammlung von mehreren Partikeln bilden. Die Partikel-Bindemittel-Mischung besteht so aus Kohle- und Graphitpartikeln die einzeln, als Aggregate oder Agglomerate vorliegen können. Ein Zusammenschluss von mehreren Partikeln, die durch chemische Bindung zusammengehalten werden, wird als Aggregat bezeichnet. Ein loser Verbund von Partikeln und Aggregaten wird als Agglomerat bezeichnet und stellt die größte ausgedehnte Struktur von Partikel im System dar [Rot17, Ste97]. Im Folgenden wird die Bezeichnung der Agglomerate zusätzlich als Synonym für Aggregate bei der Beschreibung der elektrischen Eigenschaften verwendet. Die Größenordnungen dieser Materialmischung ist in **Abbildung 2.2-1** dargestellt. Neben der Verwendung von Ruß-Graphit als leitfähige Partikel im Bindemittel, können gezielt Partikel mit den

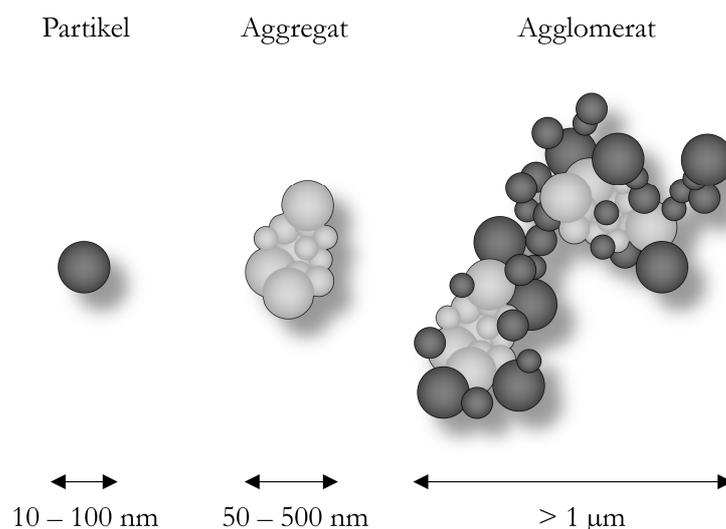


Abbildung 2.2-1: Schematische Darstellung der Unterschiede und Größen von Partikeln, Aggregaten und Agglomeraten für Ruß-Graphit-Systeme [Kah16] (nachbearbeitet)

gewünschten elektrischen Eigenschaften hergestellt werden. Dafür kann z.B. eine leitfähige Schicht auf die Quarzpartikel in Quarzmehl aufgebracht werden [Mrk12a]. Partikel auf Basis von Quarzmehl sind durch ihre hohe Temperaturbeständigkeit teilentladungsresistenter als Ruß-Graphit-Systeme und können nachhaltig zu einem langlebigen AGS-System führen [Mül19, Zha20].

2.2.2 Perkolationschwelle

Unabhängig von der Art der Partikel ist ein bestimmtes Mischverhältnis von Bindemittel und Partikeln notwendig, damit sich auf der makroskopischen Ebene eine Leitfähigkeit einstellen kann. Ohne Partikel verhält sich das Bindemittel näherungsweise wie ein Isolator. Mit steigendem Partikelanteil im Bindemittel erhöht sich die elektrische Leitfähigkeit des Bandes zunächst kaum. Bei einer Erhöhung des Mischverhältnis wird die Distanz zwischen den Partikeln und Agglomerate reduziert. Ab einer bestimmten Distanz dominiert der Tunneleffekt und die gesamte Mischung nimmt an Leitfähigkeit zu [Fré88, Kat90]. Eine weitere Steigerung des Mischverhältnis führt zu einer Ausbildung eines leitfähigen Kanals zwischen den Partikeln. Dieser nicht-lineare Zusammenhang aus Mischverhältnis und elektrischer Leitfähigkeit eines Mischsystems wird als Perkolationskurve bezeichnet [Rot17]. Der Wendepunkt der Perkolationskurve, bei dem die Steigung der Leitfähigkeit des Mischsystems abfällt, bzw. der Widerstand zunimmt, wird als Perkolationschwelle definiert (siehe **Abbildung 2.2-2**) [Kat90]. Je nach Partikel und Bindemittel stellt sich eine unterschiedliche Perkolationschwelle ein, woraus letztlich ein unterschiedlicher Band-Widerstand resultiert. Im Folgenden wird angenommen, dass die Partikel-Bindemittel-Mischung im AGS-Band immer über der Perkolationschwelle

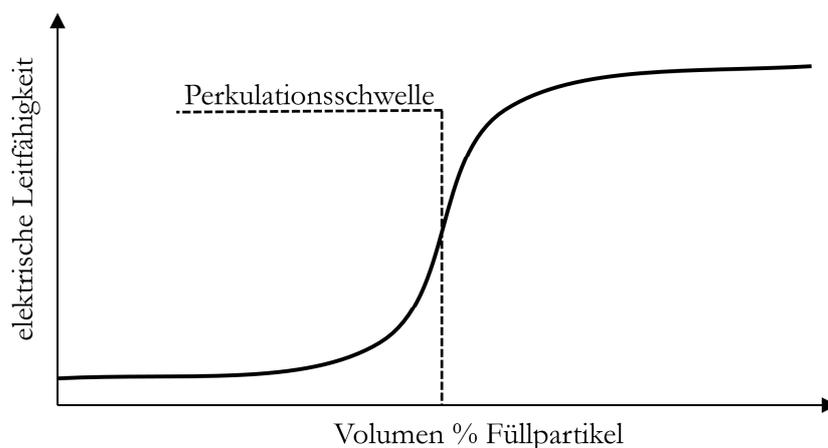


Abbildung 2.2-2: Schematische Darstellung der Perkolationschwelle [Rot17] (nachbearbeitet)

liegt und der Tunneleffekt zwischen den Partikeln überwiegt. Die Bildung eines direkt leitfähigen Kanals zwischen den Partikeln wird im Folgenden ausgeschlossen.

2.2.3 Definition des Oberflächenwiderstands

Zur elektrischen Charakterisierung eines Widerstandsmaterials bietet es sich an diesen geometrieunabhängig über den spezifischen, elektrischen Widerstand ρ zu beschreiben. Der Zusammenhang zwischen ρ und dem Widerstand R lässt sich z.B. für ein quaderförmiges Material gemäß der Gleichung (2.2-1) beschreiben.

$$R = \frac{\rho \cdot l}{A} = \frac{\rho \cdot l}{h \cdot b}. \quad (2.2-1)$$

Für dünne Materialien kann sich die Messung des Körperwiderstandes als schwierig erweisen. Wird z.B. der Körperwiderstand entlang eines AGS-Bandes bestimmt, müsste gemäß der Gleichung (2.2-1), die Messung zwischen den Stirnflächen vorgenommen werden (siehe **Abbildung 2.2-3**). Die Messung von dünnen Materialien wird in der Praxis daher durch normierte Elektroden an der Oberfläche vorgenommen [IECc]. Aus der Messung des Widerstandes an der Bandoberfläche kann zusammen mit der Dicke des Materials und den Abmessungen der Elektroden auf den spezifischen elektrischen Widerstand des Materials geschlossen werden. Wird die Messanordnung mit $b = l$ gewählt, so vereinfacht sich die Gleichung (2.2-1) zu (2.2-2) [Sch06].

$$R_{\square} = \frac{\rho}{h}. \quad (2.2-2)$$

Die Gleichung (2.2-2) beschreibt den spezifischen Widerstand relativ zur Dicke des Materials und ist als (Ober-)flächenwiderstand (engl.: square resistance) bekannt. Der

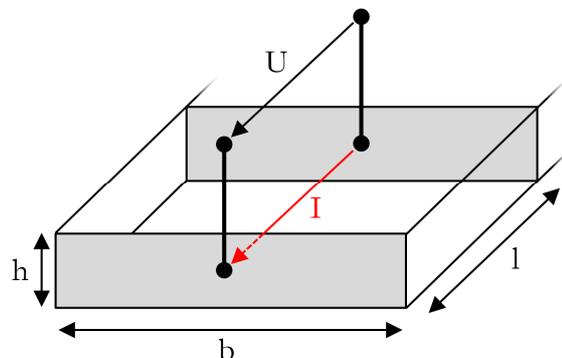


Abbildung 2.2-3: Definition des Oberflächenwiderstandes [Sch06] (nachbearbeitet)

Oberflächenwiderstand wird bei dünnen Materialien zur Beschreibung des Widerstandes verwendet und kann bis auf die Dicke des Materials als geometrieunabhängige Größe betrachtet werden.

2.3 Elektrisch/thermische Alterung des AGS-Systems

2.3.1 Fehlstellen im Isoliersystem

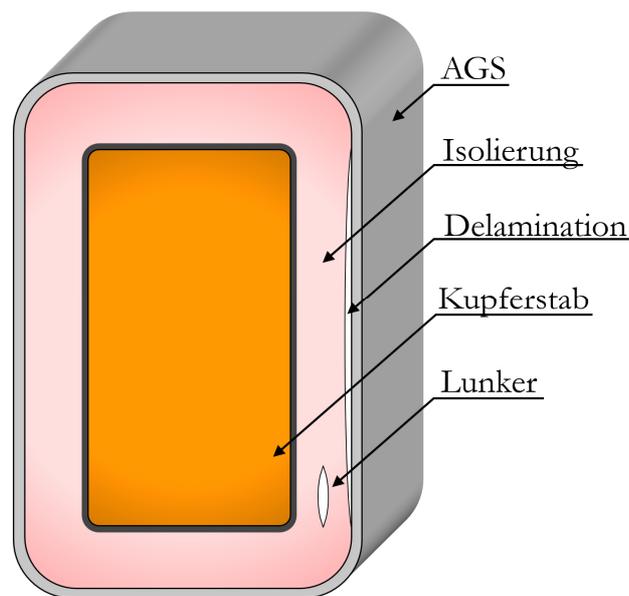


Abbildung 2.3-1: Schematische Darstellung eines Schnittbildes zur Identifikation von Fehlstellen im Isoliersystem

Durch die gewickelte Struktur der Hauptisolierung werden zunächst Luftpockets zwischen den einzelnen Feinglimmerlagen und besonders im Überlappungsbereich erzeugt. Idealerweise werden diese während des VPI-Tränkprozesses durch das Epoxid-Harz vollständig aufgefüllt [Bön63]. Es entsteht eine robuste Isolierung, die über viele Jahrzehnte ohne Ausfälle der Maschine betrieben werden kann [Ber19]. Der Glimmeranteil der Hauptisolierung ist teilentladungsresistent [And16] und führt zu einer verlangsamten Ausbreitung von potentiellen Fehlstellen in der Isolierung [Tan15]. Das Risiko von Ausfällen, durch nicht gänzlich mit Harz gefüllten Hohlräumen wird daher als gering eingeschätzt. Das Auftreten von Delamination und die flächige Ablösung der Hauptisolierung vom AGS während des Betriebs (siehe **Abbildung 2.3-1**) wird als weitaus kritischer bewertet [Sum09]. Die entstehenden Entladungen führen zu einer Degradation des Isoliersystems an diesen Stellen (vergleiche Kapitel 2.3.2). Die Alterung der Hauptisolierung ist durch ihre Teilentladungsresistenz geringer betroffen als das

AGS-System. Entsprechend der Zusammensetzung des Materials kann die Alterung des AGS-Systems unterschiedlich stark ausfallen.

2.3.2 Außenglimmschutz-Erosion

Hersteller von Synchronmaschinen verwenden seit Jahrzehnten leitfähige Bänder auf Basis von Ruß-Graphit-Partikeln. Herstellerübergreifend ist in den letzten Jahren bei luftgekühlten Maschinen eine Beschädigung der AGS-Systeme vermehrt beobachtet worden [Lie08a, Lie08b, Lit17, Mou06, Sto08, Sto09]. Die **Abbildung 2.3-2** zeigt typische Befunde zur Degradation des AGS-Systems, sowohl im Nutaustritt- als auch Nutbereich. Der in **(b)** zu sehende Mechanismus des „vibration sparkings“ wird durch zu lockere, einzelstabgetränkte Stäbe in der Nut verursacht und kann durch den Einsatz von leitfähigen Nutseitenfedern weitestgehend gelöst werden [Sto14]. Die in **(a)** dargestellte

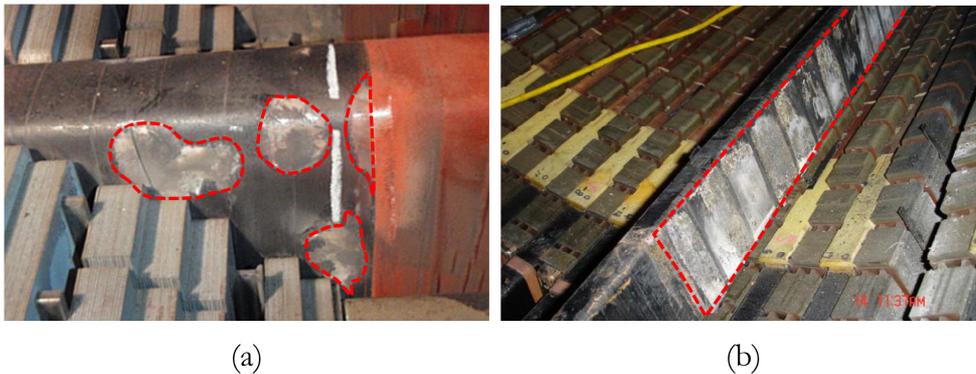


Abbildung 2.3-2: Degradation des AGS-Systems eines Stator-Stabes nach mehreren Betriebsjahren - (a):[Lit18] / (b):[Sto18]

AGS-Erosion befindet sich außerhalb der Nut und kann durch Effekte wie das „vibration sparkings“ nicht erklärt werden. Zusätzlich ist bei der Herstellung eines Stators in Ganztränktechnik die Isolierung fest mit dem Blechpaket verbunden. Der genaue Erosionsmechanismus konnte bisher nicht vollständig geklärt werden. Allerdings ist eine verbreitete Theorie, dass die Ursache in Hohlräumen zwischen dem AGS-System und der Hauptisolierung liegt [Lit17]. Es sind dazu Versuche im Labormaßstab unternommen worden. Um das Erosionspotential von verschiedenen AGS-Bändern zu testen, wurden mehrere Prüflinge erstellt [Lit17]. Diese wurden daraufhin künstlich elektrisch wie thermisch gealtert. Die gelben Pfeile in **Abbildung 2.3-3 (a)** zeigen auf Stellen des AGS-Bandes, an denen Erosionsspuren erkennbar sind. Nähere Untersuchungen der Prüflinge zeigen, dass die Erosionen im Bereich der Feinglimmerbandkante der darunterliegenden Hauptisolierung beginnen. Die **Abbildung 2.3-3 (b)** zeigt die

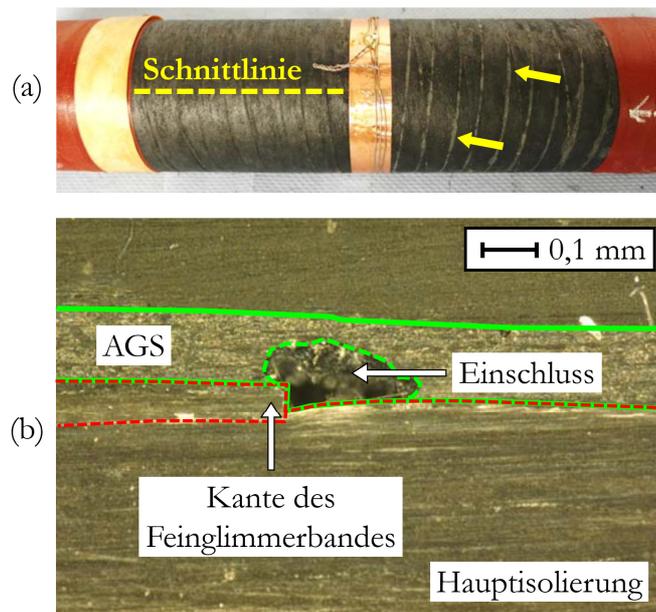


Abbildung 2.3-3: (a) Rundprüfling mit Hauptisolierung und AGS-System zur Simulation der Alterung / (b) Mikroskopaufnahme der Kontaktstelle zwischen Hauptisolierung und eines AGS-Bandes [Lit17] (nachbearbeitet)

vergrößerte Aufnahme der Kontaktstelle zwischen der Hauptisolierung und dem AGS-Band eines, nach der Alterung im Labor aufgeschnittenen, Prüfkörpers. Im Bereich der Feinglimmerbandkante ist ein Hohlraum erkennbar, der sich sehr wahrscheinlich während der elektrischen Alterung in den Bereich des AGS-Bandes ausgebreitet hat. Die Untersuchung der Prüfkörper bestätigt somit die Vermutung der Erosionsquelle unterhalb des AGS-Bandes. In Abhängigkeit der thermischen und elektrischen Belastung ist die Geschwindigkeit der Erosion unterschiedlich stark ausgeprägt, welche wiederum von den Materialeigenschaften abhängen und somit die erwartete Lebensdauer des AGS-Systems direkt beeinflussen [Lit18]. Für ein genaues Verständnis der Erosionsprozesse ist die Kenntnis der Einflussgrößen zwischen dem AGS-System und den übrigen Komponenten des Isoliersystems notwendig. Ein Parameter, der direkt die elektrischen und damit thermischen Belastungen im Isoliersystem beeinflusst, ist der AGS-Widerstand. Ausgleichsströme (siehe Kapitel 2.3.3) zwischen dem AGS-System, dem Blechpaket und dem Isoliersystem führen je nach Widerstand des AGS-Bandes zu einer zusätzlichen Erwärmung und könnten damit eine beschleunigte Alterung begünstigen [Lie08a, Lie08b].

2.3.3 Parasitäre Ströme im Außenglimmschutzsystem

Das Blechpaket wird durch die Drehung des Rotors von einem Wechsellmagnetfeld während des Betriebes durchsetzt. Da das AGS-System die Stäbe entlang des gesamten Blechpakets umschließt, wird in der Schleife AGS-Lage, Blechpaket und Schichtbalken die gleiche Spannung wie im Kupfer induziert. Durch den direkten Kontakt des AGS-Systems mit dem leitfähigen Blechpaket bilden sich Wirbelströme im Schichtbalken und dem AGS-System aus [Lie08a]. Im Bereich des Nutaustritts nimmt die Durchflutung des Magnetfeldes ab und der Strom fließt über die Elektrobleche zwischen Schichtbalken und AGS-System und bildet somit eine geschlossene Schleife (siehe **Abbildung 2.3-4**). Zwischen den Nuten der einzelnen Stäbe bilden sich ebenfalls parasitäre Ströme im Blechpaket und dem AGS-System aus. Die Höhe der Wirbelströme im AGS-System hängt von der treibenden Spannung U_{Stab} und dem elektrischen Widerstand des AGS-Materials R_{AGS} ab. In [Lie08a, Lie08b] ist eine Näherung für den parasitären AGS-Strom entlang der Staboberfläche abgeleitet worden.

$$I_{\text{AGS}} \approx \frac{U_{\text{Stab}}}{R_{\text{AGS}}} = \frac{U_N}{R_{\text{AGS}} \cdot n_{\text{Stab}} \cdot \sqrt{3}} \quad (2.3-1)$$

Der Strom über das AGS-System führt zu einer zusätzlichen thermischen Belastung der Isolierung. Wird der Widerstand des AGS zu leitfähig dimensioniert, können die Ströme zu einer thermischen Degradation der Isolierung beitragen. Der AGS-Widerstand kann somit nicht beliebig niedrig gewählt werden, um eine gute elektrische Anbindung zum

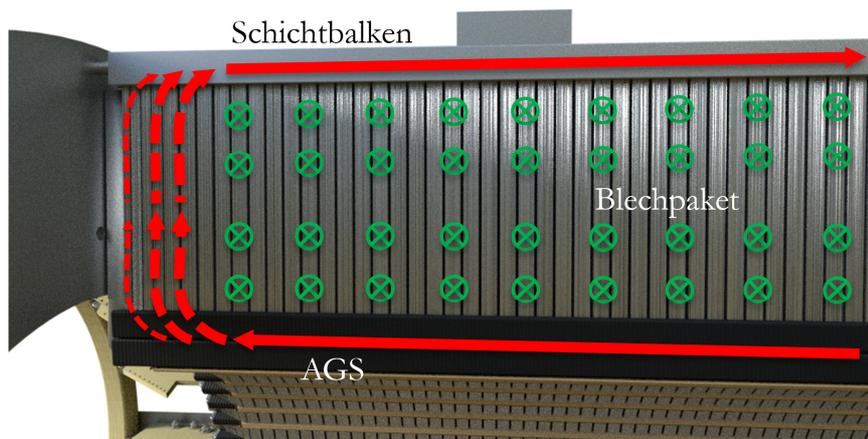


Abbildung 2.3-4: Schematische Darstellung der parasitären Kreisströme (rot) im Stator

Blechpaket zu gewährleisten. Der Einfluss der elektrischen und thermischen Belastung

auf das AGS-System ist daher für die Bestimmung der optimalen Auslegekriterien besonders wichtig.

2.4 Berechnungsverfahren für Isoliertsysteme

Zur Bewertung des Isoliertsystems können neben der messtechnischen Erfassung der Grenzwerte auch physikalische und mathematische Modelle verwendet werden. Durch geeignete Vereinfachung der Fragestellung ist es möglich eine physikalische Beschreibung des Problems zu erhalten, die entweder analytisch oder numerisch gelöst werden können.

2.4.1 Grundregeln für die Auslegung von elektrischen Maschinen

Für die grobe Auslegung von elektrischen Maschinen können verschiedene Kriterien zunächst isoliert betrachtet werden. Es gibt unterschiedliche, relevante Größen, die die globale Belastung des Isoliertsystems bestimmen. Unabhängig von der Maschinenart und den Bemessungsgrößen, gibt es verschiedene Dimensionierungsregeln, die zur Maximierung der Effizienz, Leistungsdichte und Lebensdauer betrachtet werden müssen [Fis17, Küc17, Lec19]. Einige Regeln für die elektrische und thermische Dimensionierung eines robusten und belastbaren Isoliertsystems eines Turbogenerators sind:

- Einhaltung der thermischen Belastungsgrenze
- Einhaltung der Stromtragfähigkeit
- Berücksichtigung von Stromverdrängungseffekten
- Reduktion von Wirbelströmen
- Verhinderung bzw. Vergrößerung von Kriech- und Überschlagstrecken
- Langlebigkeit der verwendeten Materialien
- Einhaltung der maximalen Feldbelastung

Der Einfluss dieser Regeln auf die Belastung des AGS-Systems sind unterschiedlich stark ausgeprägt und benötigen eine detaillierte Analyse. Grundsätzlich kann eine Reduktion der thermischen und elektrischen Belastungen als eines der Hauptziele zur Optimierung des Isoliertsystems betrachtet werden.

2.4.2 Modellierung von anisotropen Systemen

Das AGS-Band weist je nach Hersteller unterschiedliche anisotrope Eigenschaften auf (siehe Kapitel 2.1.4). Für ein vollständiges Verständnis der thermischen und elektrischen Belastungen im Isoliertsystem ist eine Bewertung dieser Materialeigenschaft notwendig. Die Auswirkungen der Anisotropie können je nach Ausprägung vernachlässigt oder berücksichtigt werden. In [Sta16] wird ein Verfahren zur Erzeugung von anisotropen,

leitfähigen Materialien in FEM-Modellen anhand eines Rundwickelmodells untersucht. Die Überlappung, die beim Wickeln des AGS-Bandes entsteht, wird in diesem Modell nachgebildet und modelliert. Weiterhin wird zwischen den Überlappungszonen des Bandes eine Kontaktwiderstandsfläche hinzugefügt. Durch die Variation der Materialparameter kann somit der Stromverlauf innerhalb des Bandes berechnet und visualisiert werden. Die **Abbildung 2.4-1** zeigt die Überlappungszone des gewickelten AGS-Bandes auf dem Rundwickelmodell, sowie das vereinfachte Ersatzschaltbild der einzelnen Bandwiderstandrichtungen. Die einzelnen Bandwiderstandskomponenten werden durch diskrete Widerstandselemente dargestellt. Der Quer- und Längswiderstand werden jeweils durch R_Q und R_L beschrieben. Der Kontakt- bzw. Durchgangswiderstand wird durch R_D dargestellt. In [Sta16] wird gezeigt, dass selbst diese einfachen Wickelstrukturen zu einem komplizierten Netzwerk führen, welches nicht mehr analytisch berechnet werden kann. Die Höhe des Kontakt- bzw. Durchgangswiderstandes R_D beeinflusst maßgeblich die Richtung mit der der Strom durch das AGS-Band fließt. Bei einem niedrigen Durchgangswiderstand fließt der Strom in Stablängsrichtung, während bei einem hohen Widerstand der Strom in Umfangsrichtung entlang des

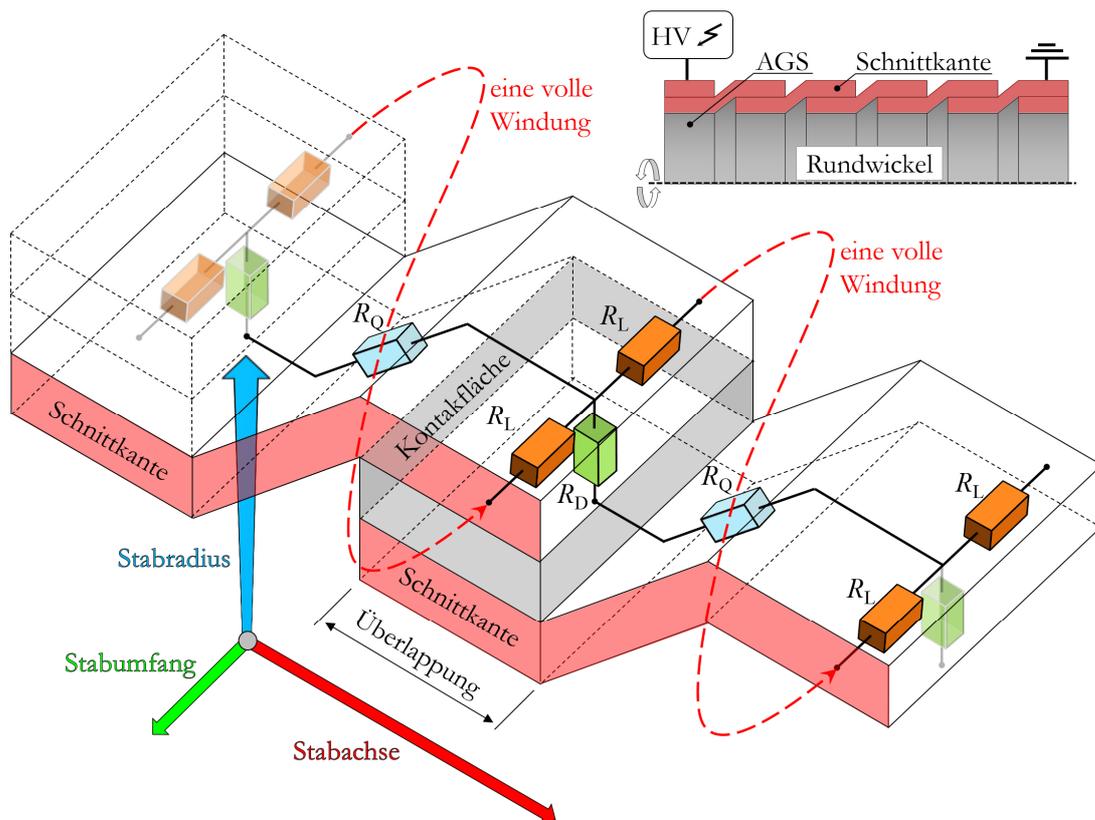


Abbildung 2.4-1: Schematische Darstellung des vereinfachten Ersatzschaltbildes der Bandwiderstände im Rundwickelmodell [Sta16] (nachbearbeitet)

AGS-Bandes fließen wird. Der Durchgangswiderstand R_D führt ab einem bestimmten Wert zu einer vollständigen Entkopplung der Überlappungskontaktfläche. In [Sta16] wird gezeigt, dass dieser Fall zu einer Veränderung der Potentialverteilung im AGS-Band führt. Um den Einfluss des spezifischen Durchgangswiderstandes ρ_D auf die Potentialverteilung zu verdeutlichen ist in **Abbildung 2.4-2** das Stromverhältnis zwischen Durchgangsstrom I_D und dem Querstrom I_Q im Rundwickel dargestellt. Ab einem spezifischen Durchgangswiderstand von ungefähr $\rho_D = 100 \Omega\text{m}$ steigt das Stromverhältnis I_D/I_Q an und die Entkopplung der überlappten AGS-Lagen nimmt zu. Ab einem spezifischen Durchgangswiderstand von ungefähr $\rho_D = 1 \text{ M}\Omega\text{m}$ fließt der Strom hauptsächlich in Umfangsrichtung entlang des AGS-Bandes. Für die Bewertung des Einflusses der anisotropen Widerstände auf den Betriebszustand des Generators, muss dieser Effekt

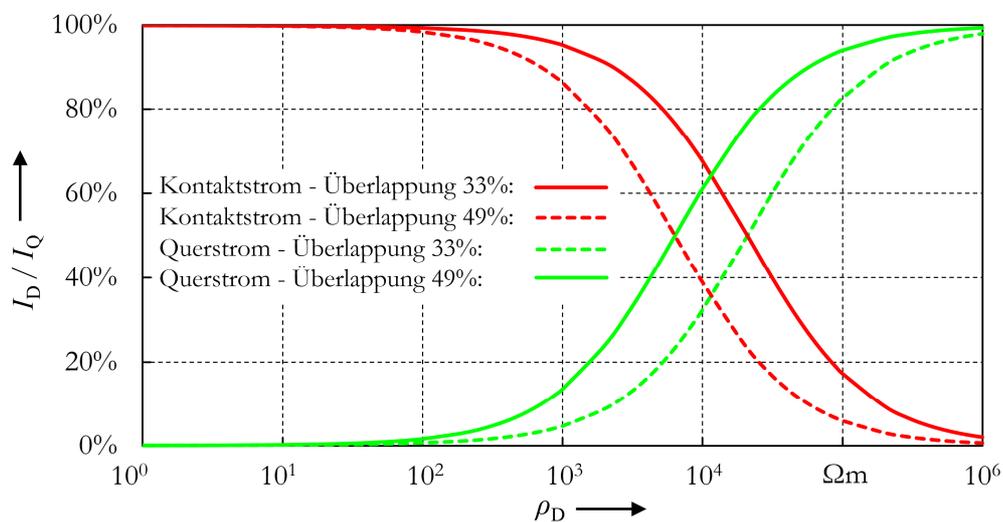


Abbildung 2.4-2: Stromverhältnis zwischen AGS Schichten im Rundwickel [Sta16] (nachbearbeitet)

berücksichtigt werden, sofern der spezifische Widerstand im $\text{k}\Omega$ -Bereich liegen sollte. Für niedrigere Durchgangswiderstände ist die Modellierung der AGS-Schichten als homogener Körper somit zulässig.

2.4.3 Einführung in die Finite-Element-Methode

Eine analytische Bewertung ermöglicht einen schnellen und umfangreichen Überblick des Verhaltens des Isoliersystems und erlaubt eine Abschätzung der optimalen Materialeigenschaften der Isolierkomponenten. Je nach Problemstellung ist die eindeutige Beschreibung oder Lösung analytischer Methoden nicht immer möglich. Als Alternative zur analytischen Beschreibung von elektrisch und thermischen Fragestellungen können

ergänzend numerische Methoden verwendet werden. Die Methode der Finite-Elemente hat sich in den letzten Jahren zur Beschreibung von mechanischen, elektrischen und thermischen Prozessen durchgesetzt [Kno17, Mau08]. Die Geometrie kann z.B. mittels CAD-Modell vereinfacht nachgebildet werden. Das Ziel ist es die zu untersuchende Geometrie mittels finiter Elemente, Tetraeder oder Hexaeder, zu diskretisieren (vergleiche **Abbildung 2.4-3**) [Kno17]. Mit Hilfe von verschiedenen Approximationsfunktionen und Variationssätzen kann das Differentialgleichungssystem für die einzelnen Elemente auf eine vereinfachte algebraische Form reduziert werden. Für jeden Knoten des Netzes ergibt sich eine Gleichung in einem Gleichungssystem. Die simultanen Lösungen der Gleichungssysteme jedes Elementes liefert eine angenäherte Beschreibung des Differentialgleichungssystems [Kno17].

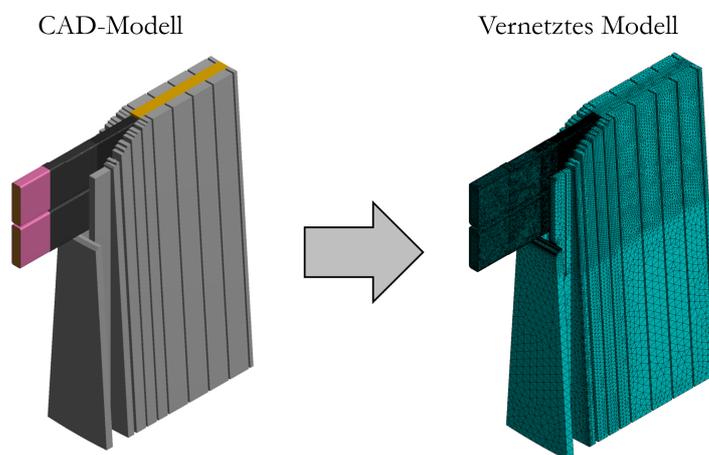


Abbildung 2.4-3: Schematische Darstellung eines Generator CAD-Modells und Konvertierung in ein vernetztes Modell (erstellt in ANSYS[®] 16.2)

2.4.4 Tripelpunkt in FEM-Berechnungen

Das Isolationssystem eines Generators besteht gemäß Kapitel 2.1 aus verschiedenen Bandstrukturen, die unterschiedliche Materialeigenschaften aufweisen. Das Aufeinandertreffen von leitfähigen zu isolierenden Materialien mit unterschiedlichen Permittivitäten führt zu einer Konfiguration die als Tripelpunkt bekannt ist [Küc17]. Die **Abbildung 2.4-4** zeigt den schematischen Aufbau eines Tripelpunktes, an dem sich drei verschiedene Materialien treffen. Das Ergebnis von Feldgrößen im Bereich des Tripelpunktes ist je nach Wahl der Berechnungsmethode unterschiedlich genau. Bei der Verwendung der FE-Methode sollte die Modellierung von Tripelpunkten vermieden werden, da diese je nach Wahl der Materialparameter zu einer mathematischen Singularität führen können [Tul07]. Die berechneten Lösungswerte der elektrischen Feldstärke im

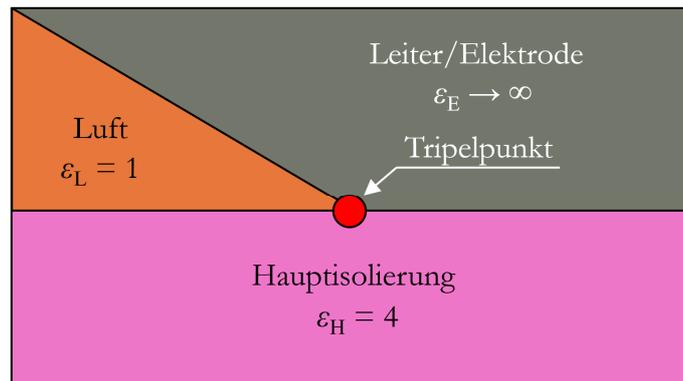


Abbildung 2.4-4: Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage

einem Bereich eines Tripelpunktes streben, in Abhängigkeit des Vernetzungsgrades, gegen unendlich große Werte. Alternativ können durch analytische Näherungen oder Verwendung von besonderen Kontaktbedingungen die Feldgrößen innerhalb eines Tripelpunktes dennoch abgeschätzt werden. An dieser Stelle sind Methoden, wie z.B. das Ersatzladungsverfahren [Tak10], oder weitere analytische Näherungsmethoden nach [Tul07] zu erwähnen. In dieser Arbeit werden bei der Auswertung der Feldgrößen des Isoliersystems mittels FEM Bereiche mit Tripelpunkten daher gesondert betrachtet.

3 Analytische Berechnung

Für ein erstes Verständnis der Funktionsweise des AGS-Systems und der Auswirkungen der Materialparameter auf den Arbeitspunkt des Isoliersystems ist eine geschlossene analytische Beschreibung hilfreich. Die in diesem Kapitel dargestellten vereinfachten Beschreibungen der physikalischen Eigenschaften des Isoliersystems dienen als Grundlage und sollen ein grober Überblick, über die technisch sinnvollen Grenzen des AGS-Systems, liefern.

3.1 Einfluss des Krümmungsradius an der Kupferstabskante

Die Kanten des Kupferstabes weisen einen definierten Krümmungsradius auf. Die Lagen der Feinglimmerbänder werden um den Kupferstab gewickelt und bilden die Hauptisolierung. Die aufgewickelte AGS-Lage fungiert als Elektrode aufs Erdpotential. Eine Abschätzung der elektrischen Feldbelastung im Kantenbereich kann mittels Gleichung (3.1-1) erfolgen, wenn die Stabkrümmung über ein Koaxialleiter-Modell angenähert wird [Bar18].

$$E_{\text{koax}}(r) = \frac{U}{r \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (3.1-1)$$

Die Variablen r_a und r_i beschreiben jeweils näherungsweise den äußeren (Kontaktfläche zum AGS) und inneren (Kontaktfläche zur IPS) Krümmungsradius der Hauptisolierung. Die elektrische Feldstärke ist gemäß Gleichung (3.1-1) im Definitionsbereich $r_i \leq r \leq r_a$ gültig. Durch Einsetzen der Variablen r_i und r_a in r lässt sich die elektrische Feldstärke an der inneren und äußeren Lage der Hauptisolierung bestimmen.

$$\frac{E_{\text{koax}}(r_i)}{E_{\text{koax}}(r_a)} = \frac{\frac{U}{r_i \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)}}{\frac{U}{r_a \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)}} = \frac{r_a}{r_i} \quad (3.1-2)$$

Das Verhältnis der beiden Feldstärken für den inneren und äußeren Teil der Hauptisolierung ist in Gleichung (3.1-2) dargestellt. Aufgrund von $r_i \leq r \leq r_a$ gilt

$$\frac{E_{\text{koax}}(r_i)}{E_{\text{koax}}(r_a)} > 1. \quad (3.1-3)$$

Die mittlere elektrische Feldstärke der koaxialen Anordnung wird mit der folgenden Gleichung berechnet

$$\bar{E}_{\text{koax}} = \frac{1}{r_a - r_i} \int_{r_i}^{r_a} \frac{U}{r \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} dr = \frac{U \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)}{(r_a - r_i) \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} = \frac{U}{r_a - r_i}. \quad (3.1-4)$$

Die mittlere elektrische Feldstärke im Krümmungsbereich der Hauptisolierung ist identisch mit der einer homogenen Feldanordnung. Zusammen mit den Gleichungen (3.1-3) und (3.1-4) lässt sich Gleichung (3.1-5) herleiten.

$$E_{\text{koax}}(r_i) > E_{\text{hom}} > E_{\text{koax}}(r_a) \quad (3.1-5)$$

Die elektrische Feldstärke der äußeren Lage im Krümmungsbereich der Hauptisolierung ist immer niedriger als die Feldstärke im homogenen Bereich der Isolierung. Daher kann eine gesonderte Betrachtung der elektrischen Feldstärke im Krümmungsbereich für die Bewertung des AGS-Widerstandes auf die Charakteristik der Isolierung unter Berücksichtigung der Gleichung (3.1-5) vernachlässigt werden. Diese Annahme ist korrekt, sofern die Hauptisolierung an jeder Stelle gleich dick ist. Fertigungsbedingt kann es bei der Herstellung der Isolierung der Stäbe zu einer Stauchung an den abgerundeten Kanten führen. Die **Abbildung 3.1-1** zeigt eine FEM-Berechnung der normierten elektrischen Feldstärke des Querschnitts der Hauptisolierung für unterschiedliche Stauchungsfaktoren. Der Stauchungsfaktor p ist definiert als die prozentuale Abweichung der lokale Dicke der Hauptisolierung im Krümmungsbereich zu der Nenndicke der Hauptisolierung. Für einen Stauchungsfaktor von $p = 0\%$ liegt keine Stauchung vor und

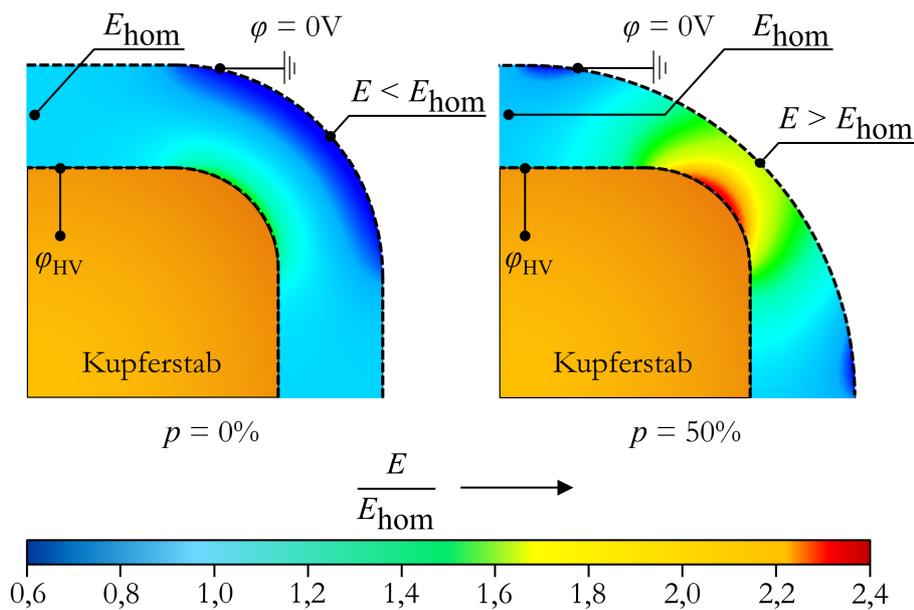


Abbildung 3.1-1: Elektrische Feldstärke im Abrundungsbereich der Hauptisolierung ohne Stauchung (links) und mit Stauchung (rechts)

es ist eine Feldschwächung an der äußeren Schicht der Hauptisolierung gegen über der Homogenfeldstärke E_{hom} erkennbar. Die innere Lage der Hauptisolierung weist eine Feldüberhöhung auf, während an der äußeren Lage der Hauptisolierung ein geschwächtes elektrisches Feld vorliegt. Die elektrische Feldstärke der inneren Lage kann für die Bewertung der AGS-Belastung vernachlässigt werden. Bei einem Stauchungsfaktor von $p = 50\%$ ist die elektrische Feldstärke der äußeren Lage der Hauptisolierung größer als die Homogenfeldstärke. Die elektrische Feldstärke an der Kontaktstelle zwischen Hauptisolierung und AGS-System kann je nach Stauchungsfaktor variieren. Dieses liegt daran, dass bei der Herstellung und Bewicklung des Kupferstabes mit Isolierbändern unterschiedliche Zug- und Anpressdrücke verwendet werden.

Das Maß der Stauchung ist zusätzlich von der Geometrie und dem Aufbau des Isolationssystems abhängig und kann je nach Stabgeometrie unterschiedlich ausfallen. Die Gleichung (3.1-5) ist, unter der Annahme, dass ein Stauchungsfaktors von $p = 0\%$ und somit koaxiales System vorliegt, ermittelt worden. Der Vergleich zwischen einem Stauchungsfaktor von $p = 0\%$ mit $p = 50\%$ in **Abbildung 3.1-1** zeigt, dass es einen Grenzwert der Stauchung p_{max} geben muss, für welche die Betrachtung des Isoliersystems als rein homogenes Feldsystem zulässig ist und eine Feldschwächung im Krümmungsbereich der Hauptisolierung vorliegt. Durch die Erweiterung der Gleichung (3.1-1) mit dem Stauchungsfaktor p kann die Feldstärke näherungsweise durch eine modifizierte Beschreibung der koaxialen Anordnung bestimmt werden.

$$E_{\text{koax}} = \frac{U}{r_a \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} = \frac{U}{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p) \cdot \ln\left(\frac{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p)}{r_i}\right)} \quad (3.1-6)$$

Der Außenradius r_a kann durch die Addition r_i mit der Dicke der Hauptisolierung d_{Iso} beschrieben werden. Mit der zusätzlichen Variablen p kann die Stauchung der Hauptisolierung angenähert werden. Im Bereich der Schmal- oder Breitseite der Hauptisolierung wird gemäß **Abbildung 3.1-1** näherungsweise ein ideal homogenes elektrisches Feld angenommen.

$$E_{\text{hom}} = \frac{U}{d_{\text{Iso}}} \quad (3.1-7)$$

Das Verhältnis der elektrischen Feldstärke im Krümmungsbereich der Hauptisolierung mit der homogenen Feldstärke der Hauptisolierung kann über Gleichung (3.1-8) ermittelt werden.

$$\frac{E_{\text{koax}}}{E_{\text{hom}}} = \frac{d_{\text{Iso}}}{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p) \cdot \ln\left(\frac{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p)}{r_i}\right)} \quad (3.1-8)$$

Damit die Gleichung (3.1-5) erfüllt wird und eine Feldschwächung im Krümmungsbereich der äußeren Lage der Hauptisolierung vorliegt, muss die Gleichung (3.1-9) erfüllt sein.

$$\frac{d_{\text{Iso}}}{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p) \cdot \ln\left(\frac{(r_i + d_{\text{Iso}} \cdot p)}{r_i}\right)} = 1 \quad \text{mit} \quad \frac{E_{\text{koax}}}{E_{\text{hom}}} = 1 \quad (3.1-9)$$

Zur Ermittlung der maximal zulässigen Stauchungsfaktoren p_{max} werden die Geometrieparameter r_i , d_{Iso} und p variiert, sodass die Gleichung (3.1-9) erfüllt wird und die Feldstärke an der äußeren Lage der Hauptisolierung mit der Homogenfeldstärke identisch ist.

Die **Tabelle 3.1.1** zeigt die ermittelten Stauchungsfaktoren für unterschiedliche Kombinationen aus Dicke der Hauptisolierung d_{Iso} und Krümmungsradius r_i des Kupferstabes. Die Geometrieparameter, der in dieser Arbeit untersuchten Maschinen, sind in der Tabelle mit einem gestrichelten Rahmen gekennzeichnet. Im ungünstigsten Fall darf der Stauchungsfaktor den Wert $p < 81\%$ nicht unterschreiten. Für die weitere

Tabelle 3.1.1: Maximal zulässige Stauchungsfaktoren

| d/mm r_i/mm | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
|--------------------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| 1 | 76% | 67% | 62% | 58% | 55% | 53% | 51% | 50% | 48% | 47% |
| 2 | 84% | 76% | 71% | 67% | 64% | 62% | 60% | 58% | 57% | 55% |
| 3 | 88% | 81% | 76% | 73% | 70% | 67% | 65% | 63% | 62% | 61% |
| 4 | 90% | 84% | 80% | 76% | 73% | 71% | 69% | 67% | 66% | 64% |
| 5 | 92% | 87% | 82% | 79% | 76% | 74% | 72% | 70% | 69% | 67% |
| 6 | 93% | 88% | 84% | 81% | 79% | 76% | 74% | 73% | 71% | 70% |
| 7 | 94% | 89% | 86% | 83% | 80% | 78% | 76% | 75% | 73% | 72% |
| 8 | 95% | 90% | 87% | 84% | 82% | 80% | 78% | 76% | 75% | 73% |
| 9 | 95% | 91% | 88% | 85% | 83% | 81% | 79% | 78% | 76% | 75% |
| 10 | 96% | 92% | 89% | 87% | 84% | 82% | 81% | 79% | 78% | 76% |

Bewertung und Berechnung der Feldstärke im AGS-System wird angenommen, dass die Stauchungsfaktoren hinreichend klein sind, sodass die Gleichung (3.1-5) gilt. Für korrekt eingestellte Wickelparameter kann davon ausgegangen werden, dass bei der Fertigung der Hauptisolierung die Stauchung minimal ist und die Bedingung in Gleichung (3.1-5) erfüllt wird.

3.2 Das Isoliersystem als Stromsenke

3.2.1 Durchgangsrichtung

Das Isolationssystem bildet mit seinem geschichteten Aufbau eine Kapazität zwischen dem auf Hochspannung liegenden Stab und dem das Erdpotential berührenden AGS. Während des Betriebes baut sich in der Isolierung des Stabes ein elektrisches Wechselfeld, auf, welches wiederum zu Verschiebungsströmen zwischen den beiden Elektroden führt (siehe **Abbildung 3.2-1**). Die Höhe des Verschiebungsstroms kann analytisch abgeschätzt werden. Die Feldstärke im Isoliersystem kann, bis auf die abgerundeten Kanten, durch ein homogenes Feld angenähert werden (siehe Kapitel 3.1). Für die Kapazität des Isoliersystems ergibt sich die Gleichung:

$$C_{\text{Iso}} = \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot \frac{A_{\text{Iso}}}{d_{\text{Iso}}} \quad (3.2-1)$$

mit der relativen Permittivität ε_r des Isolationsystems, der äquivalenten Isolationsfläche A_{Iso} sowie die Isolationsdicke d_{Iso} . Die Kapazität des Isolationsystems bildet einen Blindwiderstand nach der Gleichung:

$$X_C = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_{\text{Iso}}} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot \frac{A_{\text{Iso}}}{d_{\text{Iso}}}} \quad (3.2-2)$$

Der elektrische Wirkwiderstand der Leitschicht kann über die folgende Gleichung abgeschätzt werden:

$$R_{\text{AGS}} = \rho_{\text{AGS}} \cdot \frac{d_{\text{AGS}}}{A_{\text{AGS}}} \quad \text{mit } A_{\text{AGS}} = A_{\text{Iso}} \quad (3.2-3)$$

Da die Anbindung der Erdelektrode nicht direkt über das Blechpaket erfolgt, sondern über das AGS-System, muss die Widerstandskomponente R_{AGS} durch die Schichtung der beiden Isolierkomponenten berücksichtigt werden. Je nach Größe des AGS-Widerstandes fällt zusätzlich eine Spannung an dem AGS-System ab. Um einen Überblick zu bekommen, welchen Einfluss der AGS-Widerstand auf den Strom des Isoliersystems hat, wird der Verlustfaktor gebildet. Definitionsgemäß ist das Verhältnis zwischen Real- und Imaginärteil des Stroms bzw. der Impedanz als Verlustfaktor bekannt [IECa].

$$\begin{aligned} \tan(\delta) &= \frac{\Re(\underline{Z})}{\Im(\underline{Z})} = \frac{R_{\text{AGS}}}{X_C} = \rho_{\text{AGS}} \cdot \frac{d_{\text{AGS}}}{A_{\text{AGS}}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_{\text{Iso}} \\ &\Rightarrow \tan(\delta) = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot \rho_{\text{AGS}} \cdot \alpha \quad \text{mit } \alpha = \frac{d_{\text{AGS}}}{d_{\text{Iso}}} \end{aligned} \quad (3.2-4)$$

Der Verlustfaktor hängt nach Gleichung (3.2-4) von der Frequenz f , der Materialpermittivität ε_r , dem spezifischen AGS-Widerstand ρ_{AGS} und dem Verhältnis α ab. Je nach Wahl des spezifischen AGS-Widerstandes kann der dominierende Anteil der Impedanz entweder real oder imaginär werden. Ein niedriger AGS-Widerstand führt zu

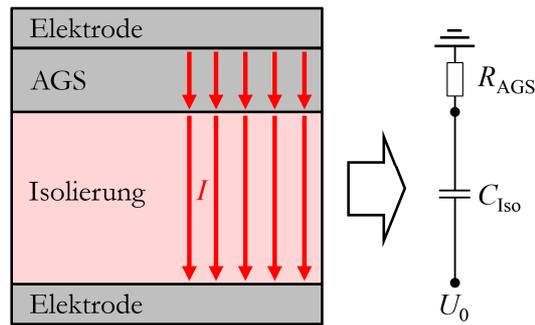


Abbildung 3.2-1: Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Isoliersystems für Ströme in Durchgangsrichtung

einem niedrigen Verhältnis zwischen Real- und Imaginärteil der Impedanz im Isolationssystem. Der Verschiebungsstrom wird in diesem Fall vom kapazitiven Einfluss der Hauptisolierung bestimmt. Wird der AGS-Widerstand erhöht, ändert sich das Verhältnis an einen bestimmten Punkt und der Wirkanteil des AGS-Systems überwiegt.

Um einen Überblick über das Verhalten des Isoliersystems für verschiedene AGS-Widerstände zu erhalten, ist in **Abbildung 3.2-2** der Verlustfaktor des vereinfachten Isoliersystems in radialer Richtung dargestellt. Durch die Erhöhung des spezifischen AGS-Widerstandes nimmt der Realteil des Stroms bei allen α -Faktoren linear zu. Ab einem spezifischen Widerstandswert von ungefähr $\rho_{AGS} \approx 95 \text{ M}\Omega\text{m}$ und einem α -Faktor von $\alpha = 1$ ist der Verlustfaktor $\tan(\delta) = 1$ und der Realteil genau so groß wie der Imaginärteil des Stroms. Wird der spezifische AGS-Widerstand weiter erhöht, dominiert

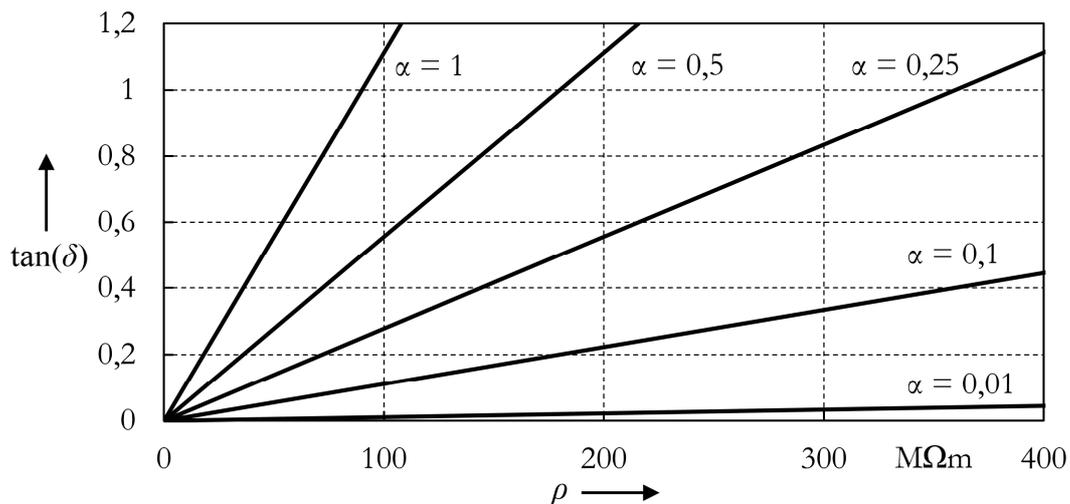


Abbildung 3.2-2: Verlustfaktor im Isoliersystem in radialer Richtung der Isolierung eines Generators für verschiedene α -Faktoren
 $\epsilon_r = 4$; $f = 50 \text{ Hz}$

der Realteil die Impedanz des Isoliersystems. Aus der **Abbildung 3.2-2** wird deutlich, dass unabhängig vom α -Faktor erst im M Ω m-Bereich der spezifische Widerstand des AGS-Systems eine signifikante Änderung des Realteils verursacht. Der Spannungsabfall und damit die Verlustleistung steigen mit der Erhöhung des AGS-Widerstandes. Durch die erhöhte Verlustleistung wird das Isoliersystem zusätzlich thermisch belastet. Zusätzlich wird der gesamte Wirkungsgrad der Maschine durch die Verluste im AGS-System reduziert. Unter der Annahme, dass der spezifische AGS-Widerstand im k Ω m-Bereich oder niedriger liegt, kann der Realteil des Stroms in der Hauptisolierung vernachlässigt werden. Da das AGS-System definitionsgemäß als elektrisch leitende Schicht zur Anbindung an das Blechpaket dimensioniert wird, scheint eine Auslegung des spezifischen AGS Widerstandes im M Ω m-Bereich ungeeignet. Die genau einzuhaltende Größenordnung wird in Kapitel 4 näher definiert. Mit der Annahme, dass sich das Isoliersystem mit der vereinfachten Ersatzschaltung aus **Abbildung 3.2-1** beschreiben lässt, dominiert der Verschiebungsstrom den Gesamtstrom des Isoliersystems in radialer Richtung. Durch die Vernachlässigung des Wirkwiderstands kann die Gleichung (3.2-5) zur Beschreibung des Stromes über der Isolierung bestimmt werden.

$$I_{\text{Iso}} \approx \frac{U_{\text{Iso}}}{X_C} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot A_{\text{Iso}} \cdot E_{\text{Iso}} \quad (3.2-5)$$

Durch die Division der Gleichung (3.2-5) mit der Isolationsfläche A_{Iso} ergibt sich die Stromdichte in radialer Richtung des Isolationssystems.

$$J(E) = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot E \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \quad (3.2-6)$$

Aus der Gleichung (3.2-6) wird deutlich, dass der Verschiebungsstrom nur noch von der Permittivität der Hauptisolierung und der elektrischen Feldstärke über der Hauptisolierung abhängt. Da eine Änderung des spezifischen AGS-Widerstandes im Ω m-Bereich zu keiner signifikanten Änderung des Stroms in Durchgangsrichtung des AGS-Systems führt, kann die kapazitive Kopplung zwischen Blechpaket und Generatorstab als Stromsenke betrachtet werden. Unter der Annahme, dass sich die Feldstärkebelastung im Bereich $2 \text{ kV/mm} \leq E_N \leq 15 \text{ kV/mm}$ befindet, ergibt sich der folgende Wertebereich für die Stromdichte:

$$J_{\text{min}} \left(2 \frac{\text{kV}}{\text{mm}} \right) = 0,022 \frac{\text{A}}{\text{m}^2} \quad ; \quad J_{\text{max}} \left(15 \frac{\text{kV}}{\text{mm}} \right) = 0,166 \frac{\text{A}}{\text{m}^2}. \quad (3.2-7)$$

3.2.2 Längsrichtung

Je nach Komponente des Isolationssystems können auch Ströme in axialer Richtung des Generatorstabes auftreten. Das Doppel-AGS- und EGS-System sind herstellungsbedingt nicht an jeder Stelle mit dem Blechpaket verbunden (z.B. Luftspalte / Kühlungsschlitze). Dies führt zu Ausgleichsströmen zwischen den einzelnen Komponenten des Isoliersystems. Je nach Materialeigenschaften der Leitschicht kommt es zu einem Stromfluss in Längsrichtung des Generatorstabes. Eine vereinfachte, allgemeine Darstellung der Geometrie und des Ersatzschaltbildes ist in **Abbildung 3.2-3** dargestellt. Die Leitschicht kann näherungsweise durch diskrete Widerstandselemente dargestellt werden. Jedes Widerstandselement ist über die Kapazität der Isolierung mit der Gegenelektrode gekoppelt. Je nach Diskretisierungsgrad beschreibt dieses Kettenleitermodell exemplarisch die Potential- und Stromverteilung innerhalb des Isoliersystems für Leitschichten mit Teilkontaktierung zum Erdpotential. Als alternative Lösung zum diskreten Kettenleitermodell kann die mathematische Beschreibung über ein differentielles Modell durchgeführt werden [Sch19]. Die **Abbildung 3.2-4** zeigt zunächst die allgemeine diskrete Schaltung eines Kettenleitermodells zur Beschreibung von langen Leitungen. Das System stellt einen Vierpol mit der Spannung $u(x,t)$ und dem Strom $i(x,t)$ als Eingangsgrößen dar. Am Ausgang des Vierpols können die Spannung $u(x+\Delta x,t)$ und der Strom $i(x+\Delta x,t)$ um den Streckenversatz Δx bestimmt werden. Aus der

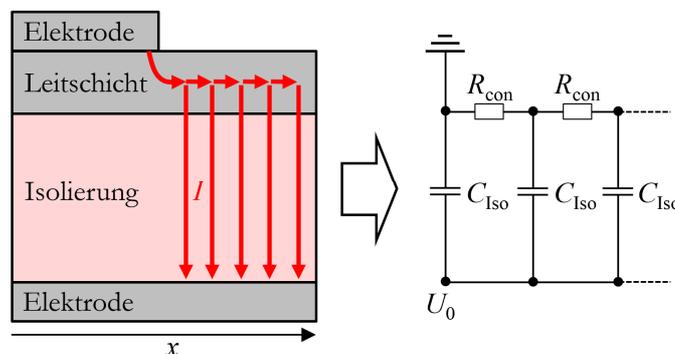


Abbildung 3.2-3: Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Isoliersystems für Ströme in Längsrichtung

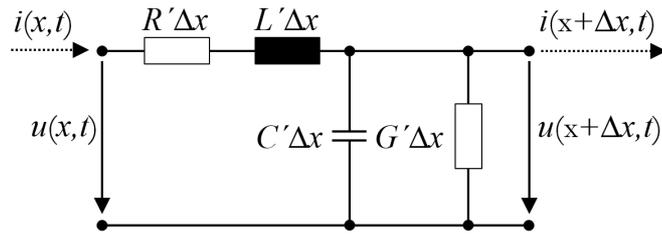


Abbildung 3.2-4: Diskrete Schaltung eines allgemeinen Kettenleitermodells [Sta09]

Reihenschaltung der einzelnen Vierpole kann ein Kettenleitermodell zur Beschreibung der Leitung gebildet werden. Wird der Streckenversatz Δx infinitesimal klein gewählt, kann das diskrete Modell in ein differentielles Modell überführt werden [Sta09].

$$\begin{aligned} \frac{\partial u(x,t)}{\partial x} &= - \left(L' \cdot \frac{\partial i(x,t)}{\partial t} + R' \cdot i(x,t) \right) \\ \frac{\partial i(x,t)}{\partial x} &= - \left(C' \cdot \frac{\partial u(x,t)}{\partial t} + G' \cdot u(x,t) \right) \end{aligned} \quad (3.2-8)$$

Die Gleichung (3.2-8) beschreibt die differentielle Spannungs- und Stromabhängigkeit über die Beläge der Induktivität L' , des elektrischen Widerstands R' , der Leitungskapazität C' und der elektrischen Leitfähigkeit G' . Durch die Differenzierung der Schaltung werden die Leitungselemente nicht mehr diskret, sondern als Beläge betrachtet. Die beiden Gleichungen beschreiben die Spannung und Ströme im System als orts- und zeitabhängige Größen.

$$u(x,t) = \underline{u}(x) \cdot e^{j\omega t} \quad ; \quad i(x,t) = \underline{i}(x) \cdot e^{j\omega t} \quad (3.2-9)$$

Da das Isoliersystem des Generatorsystems durch sinusförmige Spannungen und Ströme belastet wird, kann das Gleichungssystem (3.2-8) in eine harmonische Beschreibung überführt werden. Über Gleichung (3.2-9) lässt sich die Zeitabhängigkeit des Systems mit komplexen Größen beschreiben. Das Gleichungssystem (3.2-8) lässt sich vereinfachen zu:

$$\frac{d\underline{u}(x)}{dx} = - (j\omega L' + R') \cdot \underline{i}(x) \quad ; \quad \frac{d\underline{i}(x)}{dx} = - (j\omega C' + G') \cdot \underline{u}(x). \quad (3.2-10)$$

Mit der Annahme, dass die Induktivität der Leitschicht vernachlässigbar ist und die Hauptisolierung näherungsweise keine elektrische Leitfähigkeit besitzt, können die Belagsgrößen L' und G' in der Gleichung (3.2-10) zu Null gesetzt werden.

$$\frac{d\underline{u}(x)}{dx} = -R' \cdot \underline{i}(x) \quad ; \quad \frac{d\underline{i}(x)}{dx} = -j\omega C' \cdot \underline{u}(x). \quad (3.2-11)$$

Aus der Gleichung (3.2-11) kann jeweils eine Differentialgleichung zur Beschreibung der Spannung und des Stromes ermittelt werden.

$$\frac{d^2\underline{u}(x)}{dx^2} = R' \cdot j\omega C' \cdot \underline{u}(x) \quad ; \quad \frac{d^2\underline{i}(x)}{dx^2} = R' \cdot j\omega C' \cdot \underline{i}(x) \quad (3.2-12)$$

Um die Differentialgleichung vollständig zu lösen, müssen weiterhin Randbedingungen definiert werden.

$$\underline{u}(0) = U_0 \cdot \sqrt{2} \quad ; \quad \underline{i}(l_{\text{ges}}) = 0 \Rightarrow \left. \frac{d\underline{u}(x)}{dx} \right|_{l_{\text{ges}}} = 0 \quad (3.2-13)$$

An der Stelle $x = 0$ liegt der Scheitelwert der Spannung U_0 an. Am Ende der Leitschicht $x = l_{\text{ges}}$ kann kein Strom in Längsrichtung der Leitschicht fließen. Mit der Gleichung (3.2-11) wird die Ableitung der Spannung und des Stroms am Ende der Leitschicht ermittelt und die Randbedingung eingesetzt. Die Ableitung der Spannung kann daher an der Stelle $x = l_{\text{ges}}$ zu Null gesetzt werden. Das Differentialgleichungssystem genügt der Lösung

$$\underline{u}(x) = U_0 \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{\cosh\left((l_{\text{ges}} - x) \cdot \sqrt{R' \cdot j\omega C'}\right)}{\cosh\left(l_{\text{ges}} \cdot \sqrt{R' \cdot j\omega C'}\right)} \quad (3.2-14)$$

$$\underline{i}(x) = U_0 \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{\sinh\left((l_{\text{ges}} - x) \cdot \sqrt{R' \cdot j\omega C'}\right)}{\sqrt{R' \cdot j\omega C'} \cdot \cosh\left(l_{\text{ges}} \cdot \sqrt{R' \cdot j\omega C'}\right)}$$

und beschreibt die ortsabhängige und komplexwertige Spannung $\underline{u}(x)$. Der Strom $\underline{i}(x)$ kann durch die Ableitung gemäß Gleichung (3.2-8) ermittelt werden.

Über die Gleichungen (3.2-14) kann die Spannungskennlinie einer Leitschicht bestimmt werden, hierbei entspricht die Leitschicht dem AGS-Material. Die **Abbildung 3.2-5** zeigt die normierte Spannungskennlinie (Spannung über die Isolation) entlang der normierten

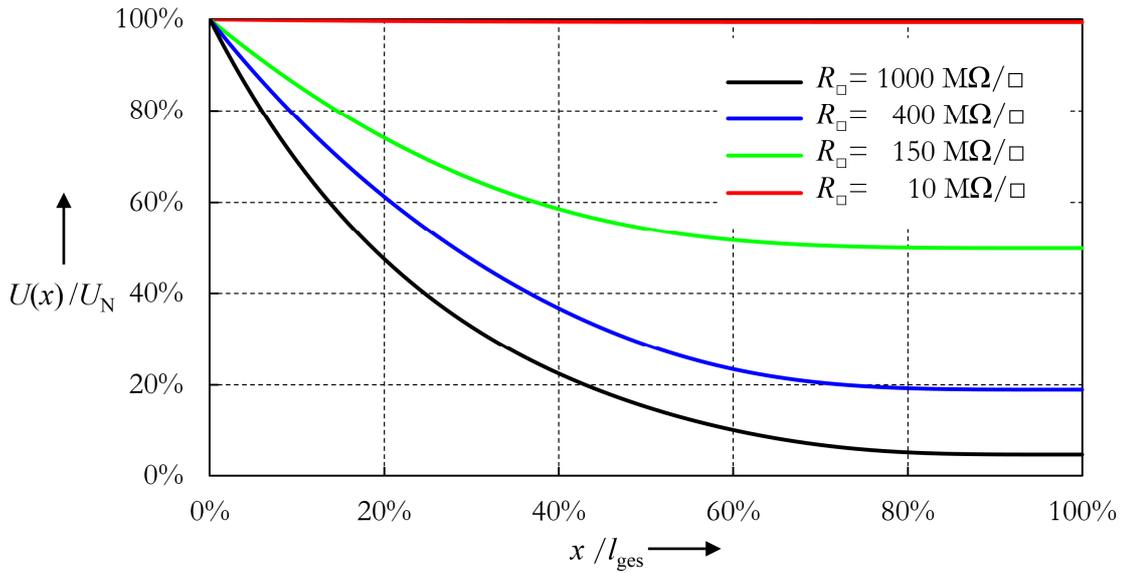


Abbildung 3.2-5: Normierte Spannungskennlinie in Abhängigkeit der normierten Wegstrecke eines Feldsteuersystems in Längsausrichtung
 $\epsilon_r = 4$; $f = 50 \text{ Hz}$; $l_{ges} = 0,1\text{m}$; $U_N = 10\text{kV}$; $d_{iso} = 2 \text{ mm}$; $d_{con} = 0,2 \text{ mm}$

Wegstrecke x/l_{ges} . Für einen Leitschichtwiderstand von $R_{\square} < 10 \text{ M}\Omega/\square$ ist der Spannungsabfall entlang der Leitschicht vernachlässigbar klein. Wird der Leitschicht-Widerstand erhöht, nimmt der Spannungsabfall entlang der Leitschicht zu und der Spannungsabfall entlang der Strecke x ab. Ab einem Leitschichtwiderstand von $R_{\square} = 1000 \text{ M}\Omega/\square$ ist die normierte Spannung am Ende der Leitschicht über der Isolierung $U(L)/U_N \approx 10\%$. Über eine hochohmige Leitschicht kann die Spannung in der Isolierung definiert abgebaut werden. Diese Steuerung des Potentials über den Widerstand ist, bis auf die Nichtlinearität, vergleichbar mit der Funktion des EGS-Systems (siehe Kapitel 3.3).

Wird der AGS-Widerstand zu groß gewählt, kann es zu einer unzulässig hohen Spannung zwischen AGS und Blechpaket kommen. Die Berechnung zeigt, dass ein AGS-Widerstand im Bereich $R_{\square} > 10 \text{ M}\Omega/\square$ zu einer unbeabsichtigten Feldsteuerung führen kann. In Kapitel 3.2.1 wird der Einfluss des AGS-Widerstandes auf den Verschiebungsstrom in der Hauptisolierung diskutiert. Da es sich ebenfalls um ein rein resistiv/kapazitives System handelt, kann wie in Kapitel 3.2.1 ein Verlustfaktor für die Anordnung bestimmt werden.

$$\tan(\delta) = \frac{\Re(\underline{i}(0))}{\Im(\underline{i}(0))} \quad (3.2-15)$$

Gemäß Gleichung (3.2-15) wird das Verhältnis aus dem Imaginär- und Realteil des Stromes über den Kettenleiter bestimmt.

Die **Abbildung 3.2-6** stellt den ermittelten Verlustfaktor der Leitschichtanordnung dar. Für niedrige AGS-Widerstände ist der Verlustfaktor vernachlässigbar klein und das Isoliersystem kann näherungsweise als rein kapazitiv betrachtet werden. Mit Zunahme des Widerstandes erhöht sich der Verlustfaktor. In diesem Beispiel lässt sich ab einem Widerstandswert von $R_{\square} > 10^8 \Omega/\square$ ein Verlustfaktor von $\tan(\delta) \approx 1$ bestimmen. In diesem Fall kann die Konfiguration nicht mehr als rein kapazitiv betrachtet werden. Für niedrige Verlustfaktoren kann die Konfiguration wie in Kapitel 3.2.2 als Stromsenke betrachtet werden. Das asymptotische Verhalten des Verlustfaktors $\tan(\delta) \rightarrow 1$ kann durch die fehlende kapazitive Kopplung des AGS-Bandes in Durchgangsrichtung erklärt werden. Für hohe AGS-Widerstände ($R_{\square} > 10^8 \Omega/\square$) würde sich bei Berücksichtigung dieser Kapazität ein Verschiebungsstrom zwischen den Elektroden ausbilden. Diese Eigenschaft wird in dem hier verwendeten Modell nicht betrachtet.

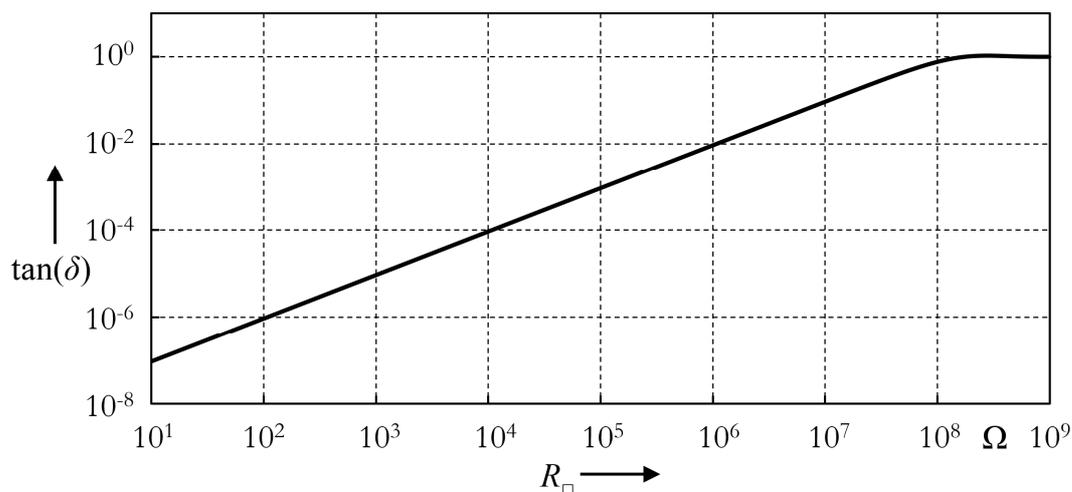


Abbildung 3.2-6: Verlustfaktor im Isoliersystem in axialer Richtung der Isolierung eines Generators
 $\epsilon_r = 4$; $f = 50 \text{ Hz}$; $l_{\text{ges}} = 0,1\text{m}$; $U_N = 10\text{kV}$; $d_{\text{iso}} = 2 \text{ mm}$; $d_{\text{con}} = 0,2 \text{ mm}$

3.3 Einfluss des AGS auf das EGS-System

Wie im vorherigen Abschnitt erläutert, ist der Hauptzweck des AGS-Systems die Feldhomogenisierung und definierte Anbindung der Hauptisolierung an das Erdpotential. Eine Anpassung, respektive Optimierung des AGS-Widerstandes führt zu einer Änderung der elektrischen Situation an den übrigen Komponenten des Isoliersystems.

Daher ist es für die vollständige Charakterisierung des AGS-Systems notwendig diejenigen Isoliersystemkomponenten, bei denen eine signifikante Abhängigkeit der relevanten elektrischen und thermischen Größen zu erwarten ist, genauer zu analysieren.

Nachdem in Kapitel 3.2 der direkte Einfluss des AGS-Widerstandes auf die Funktionsweise des AGS-Systems untersucht wird, erfolgt nachfolgend die Analyse des Einflusses vom AGS-Widerstand auf die Feldsteuereigenschaften des EGS-Systems.

3.3.1 Erstellung eines EGS-Kettenleitermodells

Für eine geschlossene, analytische Beschreibung des EGS-Systems wird zunächst ein lineares, resistives Feldsteuersystem angenommen. Zum Zweck der vereinfachten Beschreibung des EGS-Systems wird zunächst von einem hochohmigen, konstanten EGS-Widerstand ausgegangen. Die **Abbildung 3.3-1** zeigt die vereinfachte Darstellung des Isoliersystems in Nutaustrittsbereich als Kettenleitermodell. Das AGS-System geht nicht unmittelbar im Nutaustritt in das EGS-System über, sondern es wird ohne Nutkontakt über eine definierte Länge weitergeführt. Dies erhöht die Kriechstrecke für Ströme an der Isolationsoberfläche und soll Überschlänge zwischen den EGS und dem Blechpaket bzw. Druckfinger verhindern. Daher kann der Außenglimmschutz ebenfalls als Kettenleitermodell in diesem kurzen Bereich beschrieben werden. Die dominierenden elektrischen und thermischen Belastungen, die durch die Änderung des AGS-Widerstandes entstehen, können so berücksichtigt werden. Der Außenglimmschutz ist durch das Blechpaket am Erdpotential angebunden, es gilt

$$\varphi_0 = 0. \quad (3.3-1)$$

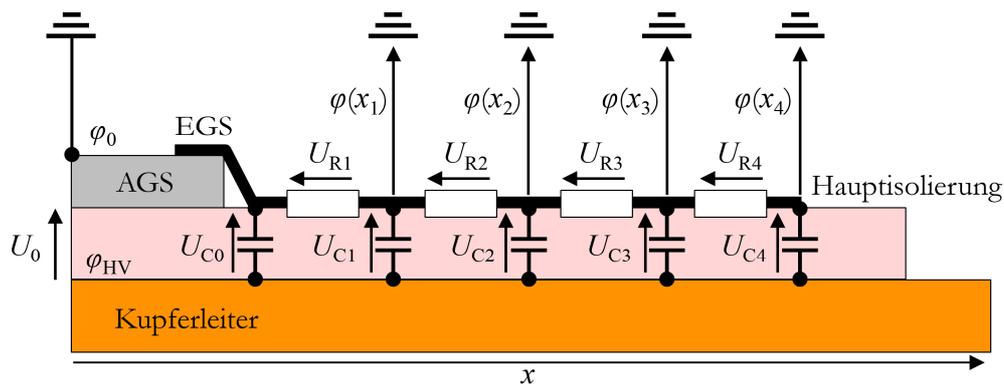


Abbildung 3.3-1: Schematische Darstellung der Spannungszeiger des linearen Feldsteuerkettenleitermodells [Hin11]

Die Kontaktierung zum Erdpotential endet im Nutaustrittsbereich und je nach Materialeigenschaft des Außenglimmschutzes und des EGS können sich unterschiedliche Potentiale entlang der Oberfläche einstellen. An der Grenzfläche zwischen Kupferstab und Hauptisolierung wird das Hochspannungspotential φ_{HV} angenommen. Die Differenz des Erdpotentials und des Hochspannungspotentials beschreibt die Spannung, welche über der Dicke des Isoliersystems (y-Richtung) anliegt. Die Oberflächenspannung entlang des Ortes x wird als Differenz des ortsabhängigen Potentials $\varphi(x)$ zum Erdpotential definiert. Aus der Erweiterung des Kettenleitermodells und Überführung in eine differentielle Darstellung ergibt sich die **Abbildung 3.3-2**. Die beiden Systeme, welche eine gemeinsame Kontaktstelle am AGS-EGS Übergang haben, werden zunächst als voneinander getrennte Systeme betrachtet. Der Strom durch den AGS und den EGS wird an dieser Kontaktstelle als identisch angenommen. Die beiden Modelle können über die folgenden partiellen Differentialgleichungen getrennt beschrieben werden (siehe Kapitel 3.2.2).

$$\frac{d^2 \underline{u}_1(x)}{dx^2} = \underline{Z}'_1 \cdot \underline{Y}' \cdot \underline{u}_1(x) \quad ; \quad \frac{d^2 \underline{u}_2(x)}{dx^2} = \underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}' \cdot \underline{u}_2(x). \quad (3.3-2)$$

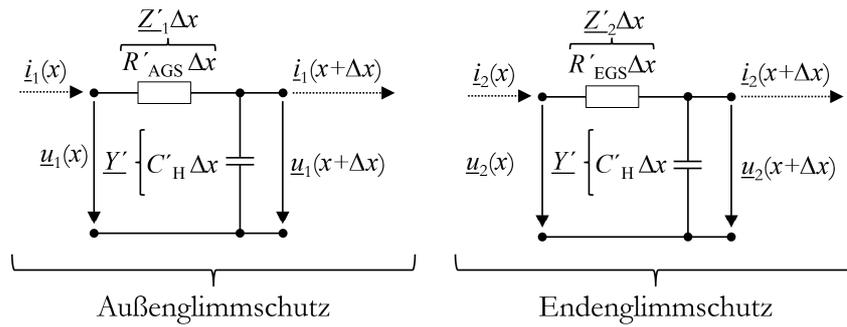


Abbildung 3.3-2: Differentielle Beschreibung des Feldsteuersystems als Kettenleitermodell

Die Oberflächenwiderstände der beiden Systeme werden durch den Längsimpedanzbelag \underline{Z}' und der kapazitive Einfluss der Hauptisolierung durch den Queradmittanzbelag \underline{Y}' berücksichtigt. Für das AGS-System ergeben sich die folgenden Randbedingungen,

$$\underline{u}_1(0) = \underline{u}_0 \quad ; \quad \left. \frac{d\underline{u}_1(x)}{dx} \right|_{l_1} = -\underline{I}_b \cdot \underline{Z}'_1 \quad (3.3-3)$$

während für das EGS-System die Randbedingungen aus Gleichung (3.3-4) angenommen werden.

$$\underline{u}_2(0) = 0 \quad ; \quad \left. \frac{d\underline{u}_2(x)}{dx} \right|_{l_1} = -\underline{I}_b \cdot \underline{Z}'_2 \quad (3.3-4)$$

Die Kontaktstelle der beiden Gleichungen wird mit l_1 definiert. Die gesamte Länge des Modells wird mit l_2 angegeben. Die Spannungsdifferenz zwischen AGS und Kupferstab beträgt an der Position l_1 (Nutaustritt) \underline{U}_0 . Am Ende des EGS liegt keine Spannungsdifferenz in der Hauptisolierung vor, da das Oberflächenpotential dem Hochspannungspotential entspricht. Der Strom an der AGS-EGS-Kontaktstelle entspricht in beiden Gleichungssystemen \underline{I}_b und dient später zur Zusammenführung der Systeme. Die Auflösung der Gleichungen nach $\underline{u}_1(x)$ und $\underline{u}_2(x)$ führt zu den folgenden Lösungen.

$$\begin{aligned}
\underline{u}_1(x) &= \frac{\underline{u}_0 \cdot \sqrt{\underline{Y}'} \cdot \cosh(l_1) \sqrt{\underline{Z}'_1 \cdot \underline{Y}'} - \underline{I}_b \cdot \sqrt{\underline{Z}'_1} \cdot \sinh\left(x \cdot \sqrt{\underline{Z}'_1 \cdot \underline{Y}'}\right)}{\sqrt{\underline{Y}'} \cdot \cosh\left(l_1 \cdot \sqrt{\underline{Z}'_1 \cdot \underline{Y}'}\right)} \\
\underline{u}_2(x) &= \frac{2 \cdot e^{(l_1+l_2) \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}'}} \cdot \underline{I}_b \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2} \cdot \sinh\left((l_2-x) \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}'}\right)}{\sqrt{\underline{Y}'} \cdot \left(e^{2 \cdot l_1 \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}'}} + e^{2 \cdot l_2 \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}'}}\right)}
\end{aligned} \tag{3.3-5}$$

Da die Spannung an der AGS-EGS-Kontaktstelle identisch ist, kann der Strom \underline{I}_b durch Gleichsetzen der Gleichungen (3.3-5) und auflösen nach \underline{I}_b ermittelt werden.

$$\underline{I}_b = \frac{\underline{u}_0 \cdot \sqrt{\underline{Y}'}}{\sqrt{\underline{Z}'_1} \cdot \sinh(l_1 \cdot \alpha_1) + \frac{2 \cdot e^{(l_1+l_2) \cdot \alpha_2} \cdot \sqrt{\underline{Z}'_2} \cdot \cosh(l_1 \cdot \alpha_1) \cdot \sinh((l_2-l_1) \cdot \alpha_2)}{e^{2 \cdot l_1 \cdot \alpha_1} + e^{2 \cdot l_2 \cdot \alpha_2}}} \tag{3.3-6}$$

$$\alpha_1 = \sqrt{\underline{Z}'_1 \cdot \underline{Y}'} \quad ; \quad \alpha_2 = \sqrt{\underline{Z}'_2 \cdot \underline{Y}'}$$

Der Kontaktstrom \underline{I}_b der Gleichung (3.3-6) kann in die Spannungsgleichungen (3.3-5) eingesetzt werden und dient als Randbedingung zur analytischen Beschreibung der Spannung des Nutaustrittsbereichs. Der Zusammenhang zwischen der Spannung in der Hauptisolierung und der Potentialdefinition aus **Abbildung 3.3-1** ist wie folgt definiert:

$$\underline{u}_0(x) = \underline{\varphi}_0 - \underline{\varphi}_{\text{HV}} \quad ; \quad \underline{u}(x) = \underline{\varphi}(x) - \underline{\varphi}_{\text{HV}} \tag{3.3-7}$$

Werden die Gleichungen (3.3-5), (3.3-6) und (3.3-7) ineinander eingesetzt und nach dem Oberflächenpotential $\underline{\varphi}(x)$ aufgelöst, ergibt sich die vollständige Beschreibung des Systems.

$$\begin{aligned}
\underline{\varphi}_{-1}(x) &= \underline{\varphi}_{\text{HV}} + \frac{(\underline{\varphi}_0 - \underline{\varphi}_{\text{HV}}) \left(\left(\sqrt{\underline{Z}'_1} - \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh \left((l_1 - x) \sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Y}' + \beta_1} \right) + \left(\sqrt{\underline{Z}'_1} + \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh \left((l_1 - x) \sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Y}' + \beta_2} \right) \right)}{\left(\sqrt{\underline{Z}'_1} - \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh(\beta_1 + \beta_2) + \left(\sqrt{\underline{Z}'_1} + \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh(\beta_2 + \beta_3)} \\
\underline{\varphi}_{-2}(x) &= \underline{\varphi}_{\text{HV}} + \frac{2 \sqrt{\underline{Z}'_2} (\underline{\varphi}_0 - \underline{\varphi}_{\text{HV}}) \sinh \left((l_2 - x) \sqrt{\underline{Z}'_2 \underline{Y}'} \right)}{2 \sqrt{\underline{Z}'_1} \cosh(\beta_1) \sinh(\beta_3) + \sqrt{\underline{Z}'_2} (\sinh(\beta_2 + \beta_3) - \sinh(\beta_1 + \beta_3))} \\
\beta_1 &= \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2} \cdot (l_1 - l_2) \quad \beta_2 = \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2} \cdot (l_2 - l_1) \quad \beta_3 = l_1 \cdot \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2}
\end{aligned} \tag{3.3-8}$$

Die beiden Gleichungen beschreiben jeweils das AGS- und EGS-System unter Berücksichtigung der gemeinsamen Randbedingungen an der Kontaktstelle. Die Lösungen der beiden Gleichungen sind nur im zuvor definierten Intervall $[0 : l_1]$ für das AGS-System und $[l_1 : l_2]$ für das EGS-System gültig und können in einer stückweise definierten Funktion zusammengefasst werden.

$$\underline{\varphi}(x) = \begin{cases} \underline{\varphi}_{-1}(x) & 0 \leq x \leq l_1 \\ \underline{\varphi}_{-2}(x) & l_1 \leq x \leq l_2 \end{cases} \tag{3.3-9}$$

3.3.2 Einfluss des AGS-Widerstandes auf das EGS-System

Mit Hilfe der Gleichungen (3.3-8) kann der Einfluss des AGS-Widerstandes auf die Funktionsweise des EGS untersucht werden. Die **Abbildung 3.3-3** zeigt das normierte Oberflächenpotential bei verschiedenen AGS-Widerständen. Hierbei wird der AGS-Widerstand ins Verhältnis zum linearen EGS-Widerstand gesetzt und angegeben. Wie bereits zuvor diskutiert (siehe Kapitel 3.2.2), wird ein niedriger AGS-Widerstand im Bereich des Nutaustritts bevorzugt. Dadurch wird der EGS definiert an das Erdpotential angebunden, ohne dass es zu einem nennenswerten Spannungsaufbau entlang des AGS im Nutaustritt kommt. Dieses Verhalten ist in **Abbildung 3.3-3** bei einem geringen AGS/EGS-Widerstandsverhältnis zu sehen. Durch den niedrigen AGS-Widerstand steigt das Oberflächenpotential bis zur EGS-Kontaktstelle nur geringfügig an. Vergleichbar zum Verhalten bei nichtlinearen EGS-Materialeigenschaften steigt mit zunehmenden AGS-Widerstand der Spannungsabfall entlang der AGS-Oberfläche außerhalb des Nutbereichs an. Dieses führt zu einem Anstieg der zu erwartenden Oberflächenfeldstärke und begünstigt den Einsatz von Teilentladungen an der Staboberfläche. Das EGS-System weist dabei eine charakteristische Spannungsüberhöhung auf. Eine nähere Beschreibung dieses Effektes kann dem Kapitel 7.1 entnommen werden. Die Steigerung des

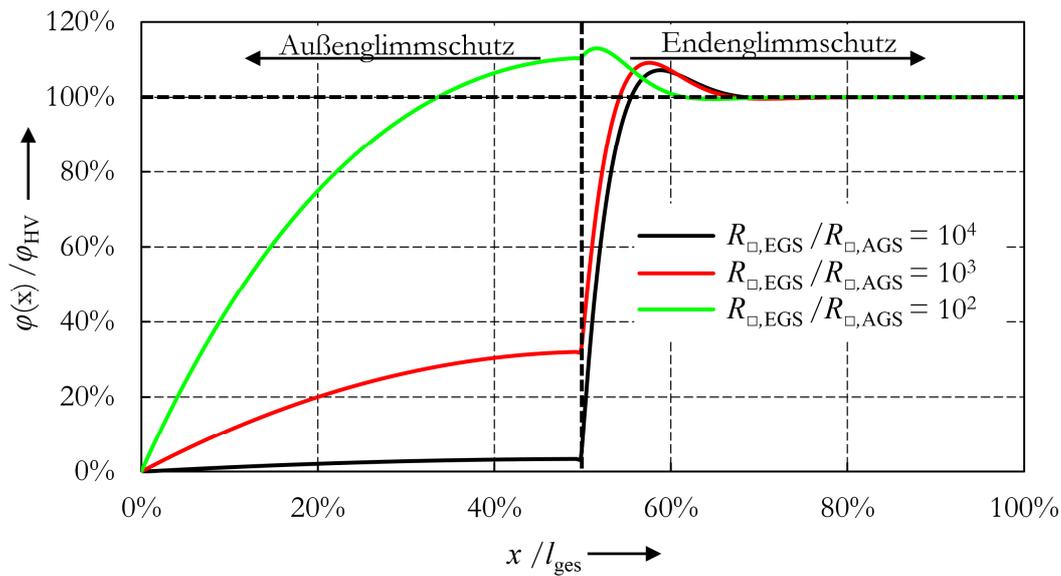


Abbildung 3.3-3: Normiertes Potential des AGS- und EGS-System entlang der normierten Wegstrecke

$\epsilon_r = 4$; $f = 50$ Hz; $l_{ges} = 0,4$ m; $\varphi_{HV} = 10$ kV; $\varphi_0 = 0$ V; $d_{iso} = 2$ mm;
 $d_{AGS} = 0,2$ mm; $d_{EGS} = 0,4$ mm; $d_{iso} = 2$ mm; $\rho_{EGS} = 1$ M Ω m

AGS-Widerstandes führt zu einem zunehmenden Verlust der Feldsteuereigenschaften des EGS, insbesondere bei starker Nichtlinearität der EGS-Materialkennlinie.

3.3.3 Thermische Belastung des EGS-Systems

Neben dem elektrischen Verhalten der Feldsteuerung durch den EGS ist dessen Wärmeentwicklung für das nähere Verständnis von Alterungseffekten im AGS relevant. Im Nutaustrittsbereich fließt der Verschiebungsstrom in der Hauptisolierung nicht direkt in radialer Richtung vom Kupferstab zum Blechpaket, sondern vielmehr durch das EGS- bzw. AGS-System in axialer Richtung entlang der Staboberfläche, bis das Blechpaket erreicht ist. Dieser Mechanismus lässt sich gut mittels der **Abbildung 3.3-1** aufzeigen. Die Abbildung zeigt für jedes diskrete Element schematisch die Beträge der Spannungszeiger der Hauptisolierung U_C und des AGS-Systems U_R . Die Stromrichtung des Verschiebungsstroms ist identisch mit den Spannungszeigern in dieser Darstellung. Der Verschiebungsstrom fließt vom Generatorstab durch die Hauptisolierung in das EGS- bzw. AGS-System. Von dort fließt der Strom entlang der Staboberfläche in das geerdete Blechpaket. In Kapitel 3.2 wurde gezeigt, dass der Verschiebungsstrom durch das AGS-System durch die Betrachtung einer Stromsenke vereinfacht werden kann. Der Verschiebungsstrom der Hauptisolierung kann daher näherungsweise gleich und unabhängig vom Widerstand des AGS-Systems betrachtet werden. Die Kontaktstelle

zwischen freiliegendem AGS und Blechpaket im Nutaustrittsbereich trägt den gesamten Verschiebungsstrom vom EGS-System. Mit steigender Entfernung vom Nutaustrittsbereich sinkt der Verschiebungsstrom entlang der Staboberfläche. Die Stromtragfähigkeit des AGS muss so ausgelegt werden, dass dieser den gesamten Verschiebungsstrom der freiliegenden Feldsteuersysteme im Nutaustrittsbereich standhält. Zur Beschreibung des Stroms entlang des vereinfachten Nutaustrittsmodells kann folgende Gleichung verwendet werden.

$$\frac{d\underline{u}_1(x)}{dx} = -\underline{Z}'_1 \cdot \underline{i}_1(x) \quad ; \quad \frac{d\underline{u}_2(x)}{dx} = -\underline{Z}'_2 \cdot \underline{i}_2(x). \quad (3.3-10)$$

Durch Ableitung der bereits berechneten Spannung aus den Gleichungen (3.3-8) und Anwendung der Gleichung (3.3-10) können die Gleichungen für den Strom entwickelt werden:

$$\begin{aligned} \underline{i}_1(x) &= \frac{\underline{Y}(\varphi_{-IV} - \varphi_{-IV}) \left(\left(\sqrt{\underline{Z}'_1} - \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \cosh\left((l_1-x) \sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Y}' + \beta_1} \right) + \left(\sqrt{\underline{Z}'_1} + \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \cosh\left((l_1-x) \sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Y}' + \beta_2} \right) \right)}{\sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Y}'} \left(\left(\sqrt{\underline{Z}'_1} - \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh(\beta_1 + \beta_2) + \left(\sqrt{\underline{Z}'_1} + \sqrt{\underline{Z}'_2} \right) \sinh(\beta_2 + \beta_3) \right)} \\ \underline{i}_2(x) &= \frac{2 \sqrt{\underline{Z}'_2 \underline{Y}'} (\varphi_{-IV} - \varphi_{-IV}) \cosh\left((l_2-x) \sqrt{\underline{Z}'_2 \underline{Y}'} \right)}{\underline{Z}'_2 \cosh(\beta_3) (\sinh(\beta_1) - \sinh(\beta_2)) + \left(\left(\underline{Z}'_2 - 2 \sqrt{\underline{Z}'_1 \underline{Z}'_2} \right) \cosh(\beta_1) - \underline{Z}'_2 \cosh(\beta_2) \right) \sinh(\beta_3)} \end{aligned} \quad (3.3-11)$$

$$\beta_1 = \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2} (l_1 - l_2) \quad \beta_2 = \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2} (l_2 - l_1) \quad \beta_3 = l_1 \sqrt{\underline{Y}' \cdot \underline{Z}'_2}$$

Die Ströme des AGS- und EGS-Systems in Gleichung (3.3-11) sind komplexwertig. Die Ermittlung der Wirkleistung kann über die folgende Gleichung abgeschätzt werden:

$$p(x) = \begin{cases} \underline{i}_1(x) \cdot \underline{i}_1^*(x) \cdot \Re(\underline{Z}'_1) & 0 \leq x \leq l_1 \\ \underline{i}_2(x) \cdot \underline{i}_2^*(x) \cdot \Re(\underline{Z}'_2) & l_1 \leq x \leq l_2 \end{cases} \quad (3.3-12)$$

Zur Abschätzung der thermischen Belastung im Nutaustrittsbereich ist in **Abbildung 3.3-4** die normierte Wirkleistung des differentiellen Kettenleitermodells für verschiedene EGS/AGS-Verhältnisse dargestellt. Das Leistungsmaximum p_{\max} entspricht dabei der maximal auftretenden Leistung im EGS für das Widerstandsverhältnis $R_{\square, \text{EGS}}/R_{\square, \text{AGS}} = 10^4 \Omega/\square$. Da der Verschiebungsstrom ausschließlich durch das AGS-System fließt, steigt die Verlustleistung mit geringerer Entfernung zum Blechpaket an. An der Kontaktstelle des freiliegenden AGS mit dem Blechpaket fließt der maximale Strom, die Verlustleistung an dieser Stelle ist ebenfalls maximal. Bei kleinen AGS-Widerständen kann die Verlustleistung im AGS-System vernachlässigt werden und die Verlustleistung im EGS-System dominiert. Durch den hohen Feldsteuerungswiderstand des EGS führt der Verschiebungsstrom zu thermischen Verlusten und damit zur Erwärmung in diesem Bereich. In Kapitel 3.2.2 wird die Entwicklung des Verlustfaktors in Abhängigkeit vom Widerstand beschrieben. Da der EGS-Widerstand zur Potentialsteuerung im $\text{M}\Omega$ -Bereich gewählt wurde, ist der Verlustfaktor und damit die Verlustleistung höher als im AGS-System. Der AGS übernimmt im Nutaustrittsbereich die Rolle der elektrischen niederohmigen Anbindung an das Erdpotential. Durch Erhöhung des AGS-Widerstandes nehmen die Verluste im Nutaustrittsbereich zu. Um die thermische Belastung im Nutaustrittsbereich gering zu halten, ist ein Auslegungskriterium für den AGS die Minimierung des Widerstandes.

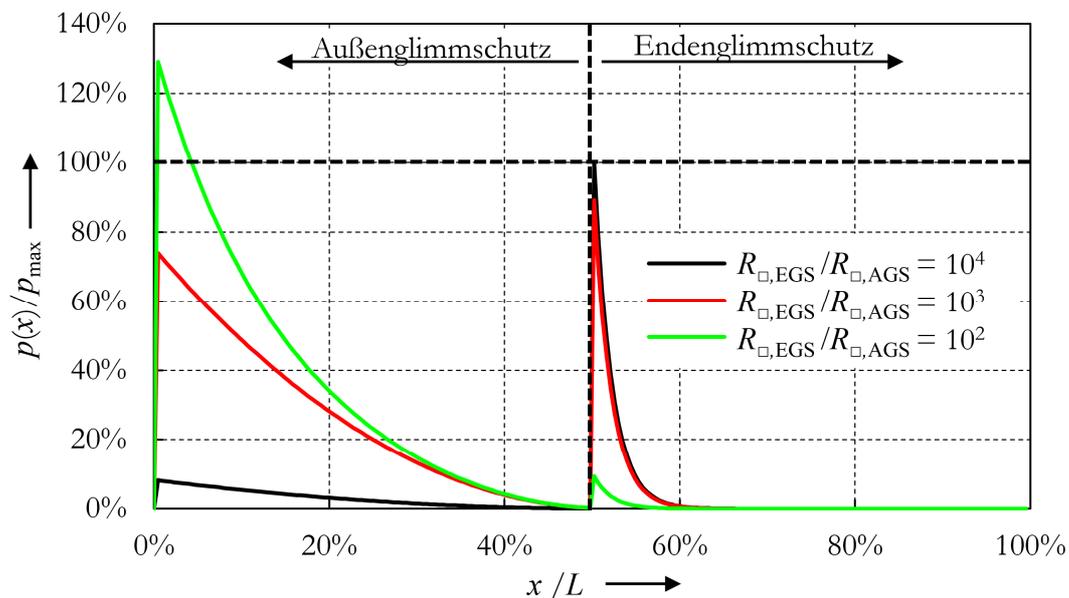


Abbildung 3.3-4: Normierte Wirkleistung des linearen Feldsteuerkettenleitermodells in Abhängigkeit von der normierten Wegstrecke

$\epsilon_r = 4$; $f = 50 \text{ Hz}$; $l_{\text{ges}} = 0,4 \text{ m}$; $\varphi_{\text{HV}} = 10 \text{ kV}$; $\varphi_0 = 0 \text{ V}$; $d_{\text{Iso}} = 2 \text{ mm}$;
 $d_{\text{AGS}} = 0,2 \text{ mm}$; $d_{\text{EGS}} = 0,4 \text{ mm}$; $d_{\text{Iso}} = 2 \text{ mm}$; $\rho_{\text{EGS}} = 1 \text{ M}\Omega\text{m}$

Dieses führt zur Reduzierung der elektrischen Verluste, und es begrenzt die thermische Alterung.

3.4 Potentialaufbau im Doppel-Außenglimmschutzsystem

3.4.1 Erstellung eines Doppel-AGS-Kettenleitermodells

Wie bereits in den vorherigen Abschnitten erwähnt (siehe Kapitel 2.3), können unzulässige Überhöhungen der elektrischen Feldstärke das Isolationssystem nachhaltig und irreversibel beschädigen. Jede Komponente der Isolierung muss hinsichtlich ihrer maximal auftretenden elektrischen und thermischen Belastung ausgelegt werden. Als Beispiel hierfür soll der sogenannte Doppel-AGS der Generatorherstellers „Siemens Energy“ betrachtet werden. Hierbei wird speziell für Turbogeneratoren großer Blechpaketlänge in Ganztränktechnik das klassische AGS-System durch das patentierte Doppel-AGS-System ersetzt (siehe Kapitel 2.1.3).

Für die folgenden Betrachtungen wird das Doppel-AGS-System mit einem Kettenleitermodell angenähert. Die **Abbildung 3.4-1** zeigt das vereinfachte Ersatzschaltbild mit dem geschichteten Aufbau des Doppel-AGS-Systems. Die innere und äußere AGS-Lagen werden durch ein Durchflechtband elektrisch kontaktierend miteinander verbunden. Die elektrische Anbindung des inneren AGS über das Durchflechtband zum geerdeten äußeren AGS befindet sich an einer der Breitseiten des Generatorstabes. An allen anderen Stellen sind der innere und äußere AGS durch eine Spaltglimmerlage voneinander elektrisch getrennt. Die kapazitive Kopplung zwischen den beiden AGS-Lagen überwiegt in diesen Bereichen. Während die äußere AGS-Lage näherungsweise an jeder Stelle auf Erdpotential liegt, ist die innere AGS-Lage mit Ausnahme des Bereichs der Durchflechtung rein kapazitiv an die äußere AGS-Lage gekoppelt. Entlang der inneren AGS-Lage fließt ein Verschiebungsstrom, der die gekoppelten Kapazitäten speist. Der kapazitive Verschiebungsstrom fließt in Umgangsrichtung um den Stab bis zur gegenüberliegenden Stabseite. In Anlehnung an

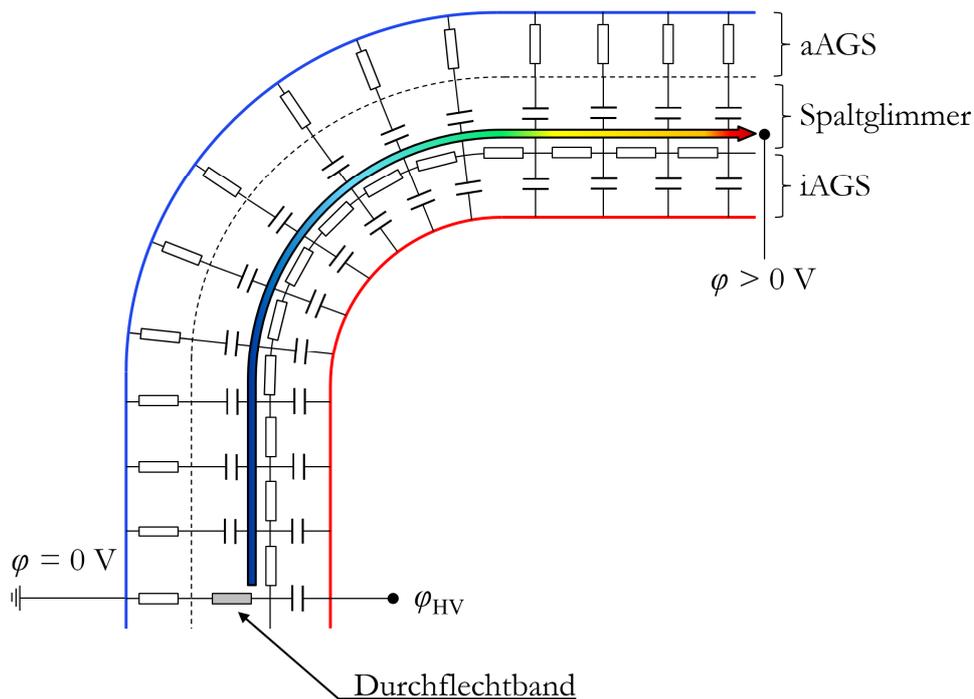


Abbildung 3.4-1: Ersatzschaltbild des Doppel-AGS-Systems und Spannungsaufbau der inneren AGS-Lage [Köl10] (nachbearbeitet)

Kapitel 3.2.2 kann ein Kettenleitermodell zur Beschreibung des Potentialprofils der inneren AGS-Lage hergeleitet werden. Für eine vereinfachte Beschreibung kann die Symmetrie des Systems ausgenutzt werden. Als Randbedingung für das Kettenleitermodell wird an der Kontaktstelle des Durchflechtbandes eine ideale Anbindung des Erdpotentials zwischen der äußeren und inneren AGS-Lage angenommen. Das Kettenleitermodell kann als lineare Kette aus diskreten Widerstands- und Kapazitätskomponenten angenähert werden. In **Abbildung 3.4-2** ist das Ersatzschaltbild und die Nomenklatur für das Doppel-AGS-System als lineares Kettenleitermodell dargestellt. Die innere AGS-Lage wird in Umfangsrichtung des Stabes als rein resistiv angenommen. Der Einfluss des Widerstands in Durchgangsrichtung des äußeren AGS ist vernachlässigbar klein. Die gesamte äußere AGS-Lage wird als vollständig geerdete Gegenelektrode zum auf Hochspannung liegenden Kupferstab angenommen. Die innere AGS-Lage ist in Durchgangsrichtung über die Hauptisolierung und der Spaltglimmerlage kapazitiv gekoppelt. Gegenüber dem klassischen Kettenleitermodell (siehe Kapitel 3.2.2) ist das Modell für das Doppel-AGS-System über zwei Kapazitäten gekoppelt. Das ortsabhängige Potential der inneren AGS-Lage $\varphi(x)$ befindet sich zwischen dem Erdpotential φ_{GND} und dem Hochspannungspotential φ_{HV} . Zur Beschreibung der Spannungen an der Hauptisolierung und dem Spaltglimmers kann

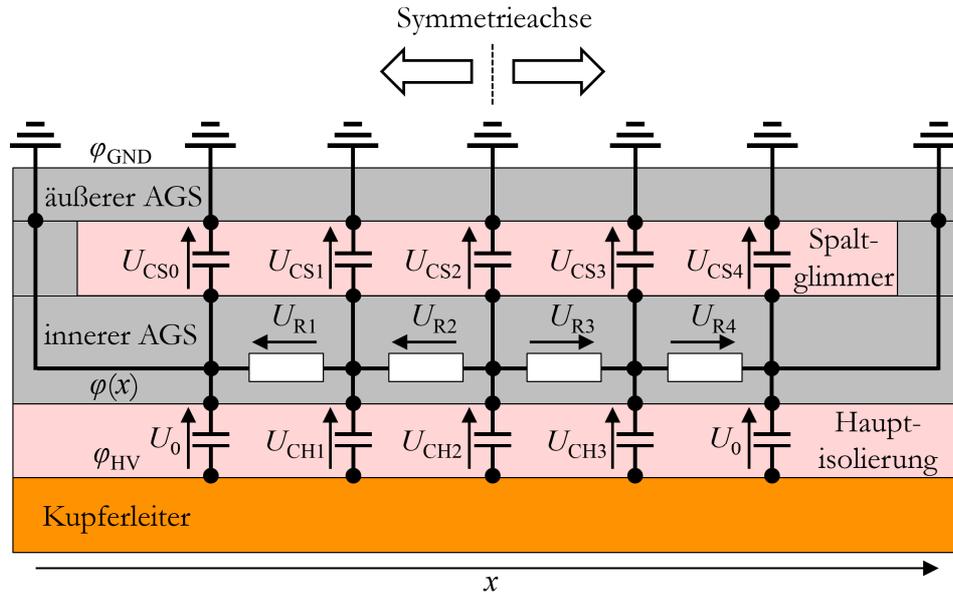


Abbildung 3.4-2: Vereinfachtes Schaltbild des Doppel-AGS-Systems angenähert als lineares Kettenleitermodell

das Kettenleitermodell als differentielles Modell dargestellt werden (siehe **Abbildung 3.4-3**). Das Modell kann so mittels eines Differentialgleichungssystems beschrieben werden. Der Zusammenhang des Verschiebungsstromes entlang der inneren AGS-Lage kann über die folgende Gleichung angegeben werden.

$$\frac{\partial \underline{u}_1(x)}{\partial x} = -\underline{Z}' \cdot \underline{i}(x) \quad ; \quad \frac{\partial \underline{u}_2(x)}{\partial x} = -\underline{Z}' \cdot \underline{i}(x). \quad (3.4-1)$$

Die kapazitive Kopplung der inneren AGS-Lage zur Hauptisolierung und der Spaltglimmerlage kann dargestellt werden über

$$\frac{\partial \underline{i}(x)}{\partial x} = -\underline{Y}'_1 \cdot \underline{u}_1(x) - \underline{Y}'_2 \cdot \underline{u}_2(x). \quad (3.4-2)$$

Die Gleichungen (3.4-1) und (3.4-2) ergeben zusammengesetzt die Differentialgleichung zur Beschreibung des Potentials über die Hauptisolierung $\underline{u}_2(x)$.

$$\frac{\partial^2 \underline{u}_2(x)}{\partial x^2} = \underline{Z}' \cdot \underline{Y}'_1 \cdot \underline{u}_1(x) + \underline{Z}' \cdot \underline{Y}'_2 \cdot \underline{u}_2(x) \quad (3.4-3)$$

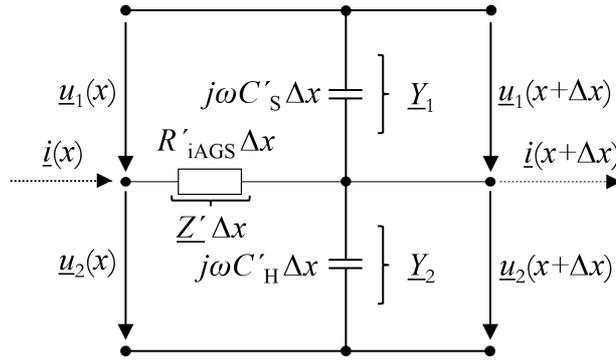


Abbildung 3.4-3: Differenzielles Kettenleitermodell des Doppel-AGS-Systems

Da die Gleichung (3.4-3) von beiden Spannungen im Isoliersystem $\underline{u}_1(x)$ und $\underline{u}_2(x)$ abhängt, erfolgt die Beschreibung der Spannungen über die entsprechenden Potentiale in der folgenden Gleichung:

$$\underline{u}_1(x) = \underline{\varphi}_{\text{-GND}} - \underline{\varphi}(x) \quad ; \quad \underline{u}_2(x) = \underline{\varphi}(x) - \underline{\varphi}_{\text{-HV}} \quad (3.4-4)$$

Durch Einsetzen der Potentialdefinition aus Gleichung (3.4-4) in Gleichung (3.4-3) ergibt sich die vollständige Differentialgleichung zur Beschreibung des Potentials $\varphi(x)$.

$$\frac{\partial^2 \underline{\varphi}(x)}{\partial x^2} = \underline{Z}' \cdot \underline{Y}'_1 \cdot \left(\underline{\varphi}_{\text{-GND}} - \underline{\varphi}(x) \right) + \underline{Z}' \cdot \underline{Y}'_2 \cdot \left(\underline{\varphi}(x) - \underline{\varphi}_{\text{-HV}} \right) \quad (3.4-5)$$

Das Potential am Anfang sowie Endpunkt des Kettenleitermodells ist identisch. Es gilt:

$$\underline{\varphi}(0) = 0 \quad ; \quad \underline{\varphi}(l_{\text{ges}}) = 0 \quad (3.4-6)$$

Zusammen mit den Randbedingungen aus Gleichung (3.4-6) kann die Differentialgleichung analytisch gelöst werden.

$$\underline{\varphi}(x) = \frac{2 \cdot \left(\underline{Y}'_2 \cdot \underline{\varphi}_{\text{-GND}} + \underline{Y}'_1 \cdot \underline{\varphi}_{\text{-HV}} \right) \cdot \sinh\left(\frac{\alpha}{2} \cdot (l_{\text{ges}} - x)\right) \cdot \sinh\left(\frac{\alpha}{2} \cdot x\right)}{\left(\underline{Y}'_1 + \underline{Y}'_2 \right) \cdot \cosh\left(\frac{\alpha}{2} \cdot l_{\text{ges}}\right)} \quad (3.4-7)$$

$$\alpha = \sqrt{\left(\underline{Y}'_2 - \underline{Y}'_1 \right) \cdot \underline{Z}'}$$

Die Gleichung (3.4-7) beschreibt das Potential der inneren AGS-Lage entlang des Stabumfangs und kann exemplarisch zur Beschreibung der elektrischen Belastung des Spaltglimmers genutzt werden.

3.4.2 Einfluss des AGS-Widerstandes auf das Potential des inneren AGS

Die **Abbildung 3.4-4** zeigt das normierte Potential der inneren AGS-Lage gemäß Gleichung (3.4-7) für verschiedene AGS-Widerstände entlang der normierten Wegstrecke. Die Anbindung an das Erdpotential über das Durchflechtband ist an den Stellen $x = 0$ und $x = l_{\text{ges}}$ identisch. Mit zunehmender Wegstrecke x wird das Potential der inneren AGS-Lage entlang des Umfangs betrachtet. An der Stelle $x = l_{\text{ges}}/2$ ist die Entfernung zum Durchflechtband am größten. Für niedrige AGS-Widerstände im Bereich von $R_{\square, \text{AGS}} < 10 \text{ M}\Omega/\square$ befindet sich das Maximum des Potentials an der Stelle $x = l_{\text{ges}}/2$. An dieser Stelle ist die Spannung über dem Spaltglimmer am größten und die Belastung durch elektrische Feldstärke maximal. Wird der AGS-Widerstand weiter erhöht verschiebt sich das Spannungsmaximum in Richtung des Durchflechtbandes. Das AGS-System verhält sich in diesem Widerstandsbereich ähnlich wie das lineare

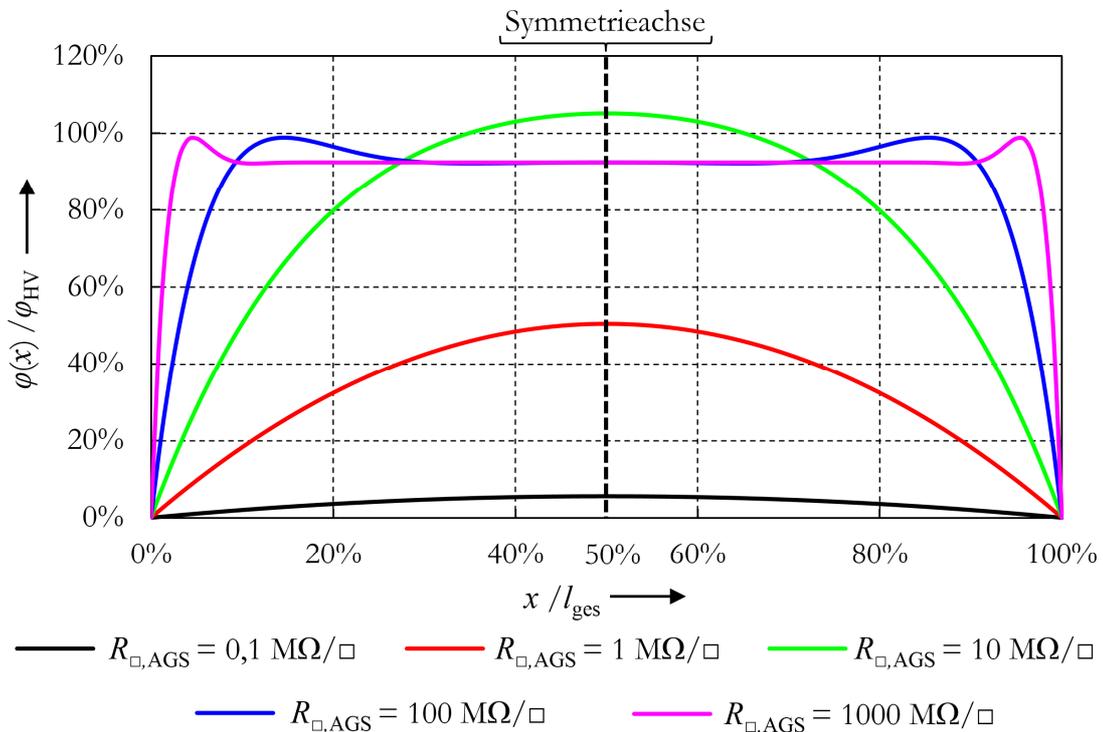


Abbildung 3.4-4: Normiertes Potential im inneren AGS des Doppel-AGS-System entlang der normierten Wegstrecke x/l_{ges}
 $\epsilon_r = 4$; $f = 50 \text{ Hz}$; $l_{\text{ges}} = 0,4 \text{ m}$; $\varphi_{\text{HV}} = 10 \text{ kV}$; $\varphi_{\text{GND}} = 0 \text{ V}$; $d_{\text{Iso}} = 2 \text{ mm}$;
 $d_{\text{AGS}} = 0,2 \text{ mm}$; $d_{\text{Spalt}} = 0,2 \text{ mm}$; $d_{\text{Iso}} = 2 \text{ mm}$

EGS-System aus Kapitel 3.3.1. Die charakteristische Spannungsüberhöhung übersteigt in diesem Modell nicht die Nennspannung des Generatorstabes, sondern ist ungefähr $\Delta\varphi(x) = 7\%$ kleiner. Mit zunehmenden AGS-Widerstand nimmt die Anbindung des inneren AGS an das Erdpotential ab. Um den Spaltglimmer zu entlasten und eine gute Anbindung der Hauptisolierung zum Erdpotential zu gewährleisten, ist die Verwendung eines geringen AGS-Widerstandes folglich notwendig.

3.5 Mikroskopische Belastungsgrößen im Außenglimmschutzsystem

Die Bewertung der Belastung des Isoliersystems erfolgte in den Kapiteln 3.3 und 3.4 auf Analyse der makroskopischen Effekte. Für die Beschreibung des Isoliersystems werden die einzelnen Komponenten des Isoliersystems als ideal homogen betrachtet. Die verwendeten Bänder zur Herstellung des Isoliersystems bestehen, je nach Anwendungsfall, aus verschiedenen Trägermaterialien, Partikeln, Bindemitteln, Katalysatoren und Vorimprägnierungen. Auf mikroskopischer Ebene bilden die Materialien jedoch ein inhomogenes System. Diese Inhomogenität kann je nach Ausprägung und Materialeigenschaften zu einer Konzentration der elektrischen Feldstärke oder Stromdichte im Band führen. Im Fall des AGS-Systems wird ein Trägermaterial (z.B. Epoxidharz) verwendet, in das leitfähige Partikel vermischt sind. Diese werden durch Bindemittel oder Vorimprägnierung im Band gehalten und stellen die Basis als leitfähiges Band dar. Je nach Partikelanzahl, -dichte oder -eigenschaft fallen die makroskopischen Eigenschaften des Bandes unterschiedlich aus. Für die Bewertung der Auswirkungen der mikroskopischen Struktur des AGS-Bandes auf die elektrischen und thermischen Eigenschaften des Isoliersystems wird in dieser Arbeit ausschließlich der elektrische Widerstand des Bandes untersucht. Die chemische Verträglichkeit des Bandes und dessen verwendeten Komponenten sowie die Auswirkung auf die Teilentladungsbeständigkeit ist an anderer Stelle untersucht worden [Wag18].

3.5.1 Stromdichteverstärkung - Definition

Durch die Ansammlung von Partikeln zu Agglomeraten bilden sich innerhalb des AGS-Bandes inhomogene Strukturen aus. Kapitel 3.2.1 zeigt auf, dass in der Hauptisolierung ein konstanter Verschiebungsstrom vorliegt. Innerhalb des AGS-System muss dieser konstante Strom über die leitfähigen Partikel fließen. Durch die ungleichmäßige Verteilung der Agglomerate bildet sich eine ungleichmäßige Verteilung der Stromdichte aus. Diese Stellen führen zu einer lokalen Erhöhung der Stromdichte (siehe **Abbildung 3.5-1**). Der Einfluss der Stromdichteerhöhung kann analytisch

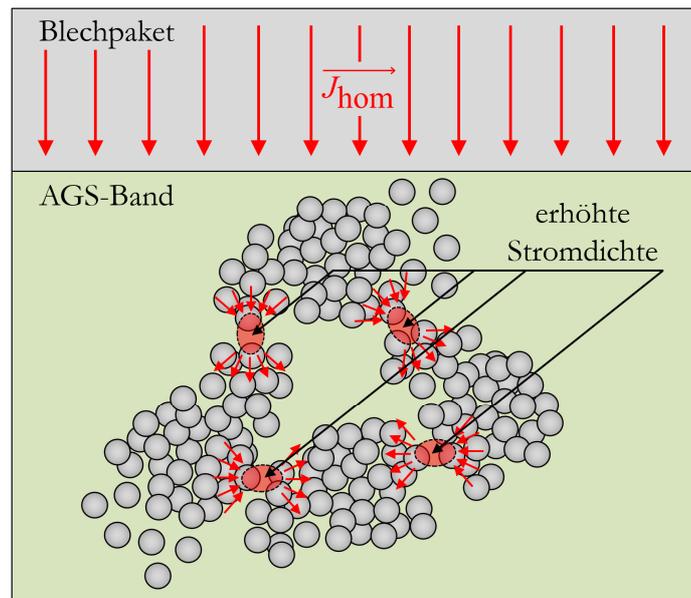


Abbildung 3.5-1: Schematische Darstellung der Stromdichteverstärkung zwischen Agglomeraten im AGS-Band

abgeschätzt werden. Die homogene Stromdichte geht beim Übergang vom Blechpaket zum AGS-System in das nächst gelegene Agglomerat über. Betrachtet man auf makroskopischer Ebene den Übergang vom Blechpaket zum AGS, lässt sich die Annahme treffen, dass eine homogene Stromdichteverteilung im Mittel im AGS-Band vorliegt. Mikroskopisch betrachtet muss, durch die ungleichmäßige Verteilung der Partikel im AGS-Band, mit einer Stromdichteerhöhung zwischen den Partikeln und Agglomeraten gerechnet werden. Stehen sich zwei plättchenförmige Agglomerate versetzt oder verdreht gegenüber, ist die gemeinsame Fläche A_F zwischen der der Tunneleffekt stattfindet kleiner als die Gesamtfläche A_{Ag} eines Agglomerates. Die Stromdichte wird in dieser vereinfachten Darstellung um das Verhältnis aus der Agglomerat- und gegenüberliegenden Fläche verstärkt.

$$\frac{A_{Ag}}{A_F} = \frac{d_{Ag}^2}{d_F^2} \quad (3.5-1)$$

Zur vereinfachten, analytischen Beschreibung der Stromdichteverstärkung zwischen zwei Agglomeraten wird die gemeinsame Fläche der sich gegenüberstehenden Partikel als näherungsweise komplanar betrachtet. Die tatsächliche Stromdichteverstärkung ist bei einer zusätzlichen Betrachtung der sphärischen Krümmung der gegenüberliegenden Kontaktflächen größer, wird aber im Folgenden vernachlässigt. Mit der Annahme, dass die Agglomerate gleich groß sind, kann die Gleichung (3.5-1) in Verbindung mit

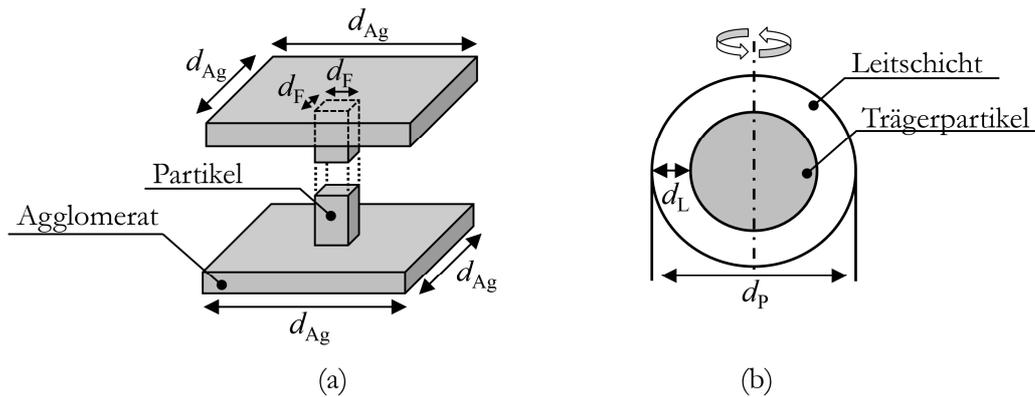


Abbildung 3.5-2: Definition der Variablen für die Stromdichtekonzentration für Partikel und beschichtete Füllpartikel

Abbildung 3.5-2 verwendet werden. Falls anstelle eines Ruß-Graphit-Systems beschichtete leitfähige Quarzpartikel verwendet werden, kann eine Stromdichteverstärkung in der Leitschicht erfolgen.

In Anlehnung an die Stromdichteverstärkung zwischen Agglomerate, ergibt sich für die Partikelleitschicht die folgende Gleichung:

$$\frac{A_p}{A_L} = \frac{\pi \cdot r_1^2}{\pi \cdot r_2^2 - \pi \cdot r_1^2} = \frac{d_p^2}{4 \cdot d_L \cdot (d_L + d_p)} \text{ mit } r_1 = \frac{d_p}{2} \text{ und } r_2 = r_1 + d_L. \quad (3.5-2)$$

Die Stromverstärkung lässt sich anhand der Gleichungen (3.5-1) und (3.5-2) berechnen und ist in **Abbildung 3.5-3** für verschiedene Geometrie Größen zu sehen. Die typischen Größen der Partikel und Agglomerate eines Ruß-Graphit-Systems können dem Kapitel 2.2.1 entnommen werden.

Die angegebenen Größen können für eine exemplarische Beispielrechnung zur Abschätzung der Stromdichteverstärkung verwendet werden.

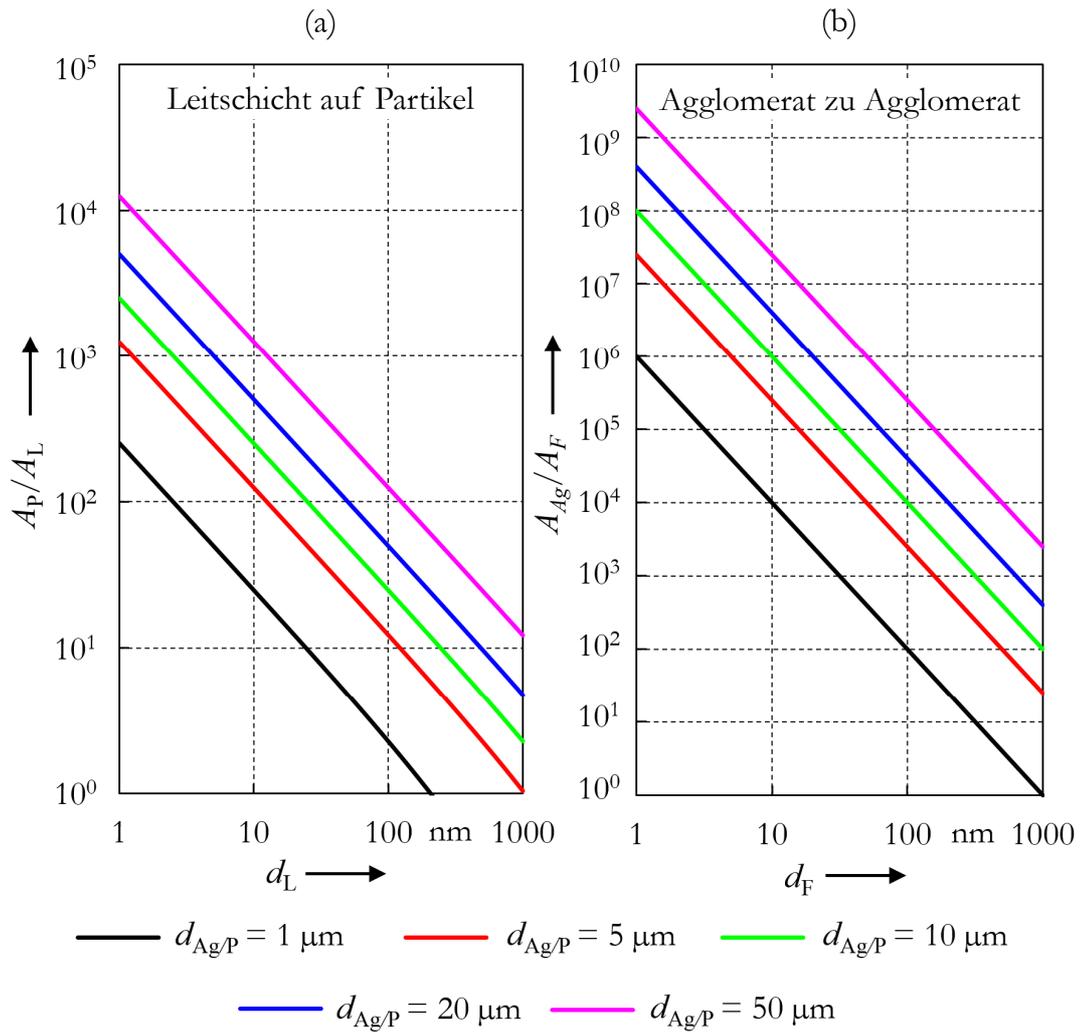


Abbildung 3.5-3: Stromverstärkung in leitfähigen Oberflächenschichten (a) und zwischen Füllpartikel (b)

3.5.2 Stromdichteverstärkung – Beispiel: Partikel mit Leitschicht

Es wird angenommen, dass ein kugelförmiges Partikel mit einem Durchmesser $d_P = 15 \mu\text{m}$ [Mrk12a] von einer Leitschicht mit der Dicke $d_L = 10 \text{ nm}$ umgeben wird. Es ergibt sich ein Stromdichteverstärkungsfaktor von $A_P/A_L \approx 300$.

3.5.3 Stromdichteverstärkung – Beispiel: Agglomerate

Es wird angenommen, dass eine plättchenförmiges Agglomerat A planparallel zum Blechpaket ausgerichtet ist und komplett mit der Stromdichte der Hauptisolierung in radialer Richtung (siehe Kapitel 3.2.1) durchsetzt wird. Ein zweites Agglomerat B liegt gegenüber A, sodass die geringste Distanz zwischen den Partikeln eines jeden

Agglomerats vorliegt. In diesem ungünstigen Fall wird die Stromdichte des Agglomerates A auf die Größe eines Partikels konzentriert. Mit der Annahme, dass die gemeinsame Fläche zwischen den Agglomeraten $d_F = 50 \text{ nm}$ entspricht und das Agglomerat eine Größe von $d_{Ag} = 5 \text{ }\mu\text{m}$ besitzt, würde sich eine Stromverstärkung von $A_{Ag}/A_F = 10.000$ ergeben.

Die Berechnungsbeispiele zeigen den Einfluss der Stromverstärkungsfaktoren und geben einen Einblick über die potentielle Erwärmung des Partikel-Harz-Systems. Die Stromverstärkungsfaktoren A_P/A_L und A_{Ag}/A_F unterscheiden sich um mehrere Größenordnungen. Aus der reinen Betrachtung der Stromverstärkung scheint zunächst, dass der Stromfluss zwischen den Agglomeraten die Erwärmung des Partikel-Harz-Systems dominiert. Für eine Verifikation dieser Vermutung ist eine Betrachtung der Temperaturentwicklung der beiden Erwärmungsprozesse hilfreich.

3.5.4 Wärmegeneration und Temperaturprofil

Durch die Erhöhung der Stromdichte kann es je nach Widerstand der leitfähigen Partikel zu einer unzulässigen lokalen Erwärmung des AGS-Systems kommen. Die genaue Ermittlung der Temperatur zwischen mikroskopischen Partikeln ist durch den komplexen Aufbau und Ausrichtung der Partikel und Agglomerate schwer durchzuführen. Über ein vereinfachtes Modell kann der Zusammenhang zwischen der Stromdichte und des resultierenden Temperaturprofils abgeschätzt werden. Hierbei wird angenommen, dass eine lokale Wärmegeneration durch das umgebende Harz im AGS-Band abgeführt wird. Unabhängig von der genauen Position und Ausprägung der Partikel und Agglomerate im Harz-System wird eine konstante und ortsunabhängige, spezifische Wärmeleitfähigkeit λ im AGS angenommen. Die Stelle der Stromdichteerhöhung und der damit verbundenen Temperaturerhöhung wird als kugelförmig angenommen. Da die Größenverhältnisse zwischen der Materialstärke des AGS-Bandes mit $d_{AGS} \approx 100 \text{ }\mu\text{m}$ und des Partikels mit $d_P \approx 50 \text{ nm}$ groß sind, wird zur Berechnung des Temperaturprofils ein unendlich ausgedehntes AGS-Band angenommen (siehe **Abbildung 3.5-4**). Die Berechnung einer kugelförmigen Geometrie kann somit durch eine Differentialgleichung beschrieben werden [Klu13].

$$\frac{\lambda}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \cdot \left(r^2 \cdot \frac{\partial \vartheta(r)}{\partial r} \right) + q_V = 0 \quad (3.5-3)$$

Die Gleichung (3.5-3) ermöglicht die Berechnung des Temperaturprofils mit q_V als Wärmegenerationsrate bezogen auf das Volumen. Die Lösung der Differentialgleichung

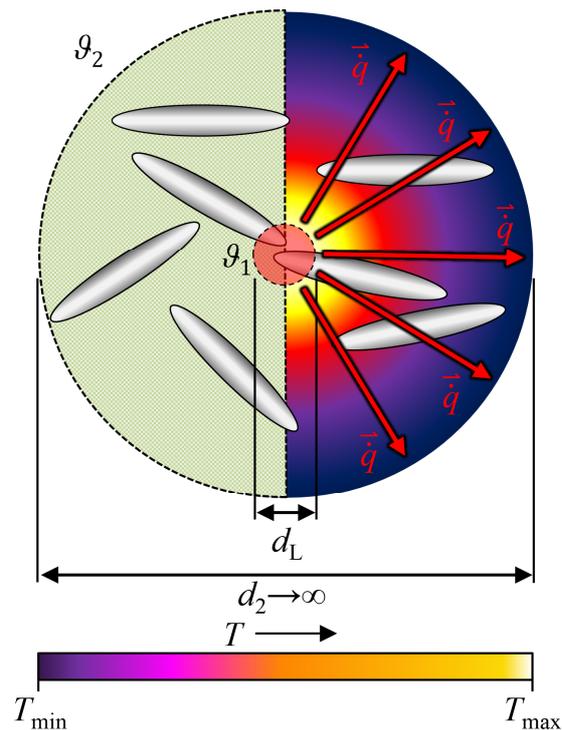


Abbildung 3.5-4: Schematische Darstellung des vereinfachten Temperaturprofils zwischen Partikel bzw. Agglomeraten

für ein sphärisches konstantes Temperaturprofil mit den Kugel-Koordinaten r_1 und r_2 wird über die Gleichung (3.5-4) beschrieben [Klu13].

$$p_A(r) = \lambda \cdot \frac{\vartheta_{r_1} - \vartheta_{r_2}}{1/r_1 - 1/r_2} \cdot \frac{1}{r} \quad (3.5-4)$$

Der Wärmefluss durch die kugelförmige Hüllfläche p_A kann an verschiedenen Stellen r mit der Angabe der Partikeltemperatur ϑ_P und der Umgebungstemperatur ϑ_{Amb} berechnet werden. Mit der Vereinfachung des AGS-Materials als unendlich großem Volumen kann die Gleichung (3.5-4) über eine Grenzwertbetrachtung vereinfacht werden [Klu13].

$$\lim_{r_2 \rightarrow \infty} p_A(r) = \lambda \cdot \frac{(\vartheta_{r_1} - \vartheta_{r_2}) \cdot r_1}{r} \quad (3.5-5)$$

Die Wärmegenerationsrate p_V kann aus der umgesetzten elektrischen Wirkleistung im Freiraum der Agglomerate im Verhältnis zum Volumen des Freiraums abgeschätzt werden.

$$p_V = \frac{P}{V} = \frac{I^2 \cdot R}{V} = \frac{I^2 \cdot \rho \cdot d}{A \cdot A \cdot d} = J^2 \cdot \rho \quad (3.5-6)$$

Das Produkt aus der quadratischen Stromdichte J und dem spezifischen Widerstand ρ kann als Ausdruck der Erwärmung des Systems verwendet werden. Die Beziehung zwischen Wärmegenerationsrate p_V und Flächenwärmestrom p_A ist in Gleichung (3.5-7) dargestellt und wird durch das Verhältnis aus dem Kugelvolumen V_{Kugel} , der Kugeloberfläche O_{Kugel} und der Wärmegenerationsrate p_V gebildet.

$$p_A(r) = \frac{V_{\text{Kugel}}}{O_{\text{Kugel}}} \cdot p_V = \frac{\frac{4}{3} \pi r^3}{4 \pi r^2} = \frac{p_V \cdot r}{3} \quad (3.5-7)$$

Wird die Gleichung (3.5-7) in die Gleichung (3.5-5) eingesetzt, ergibt sich eine Beschreibung des Temperaturprofils im AGS-Band in Abhängigkeit von der Stromdichte J , der Größe des Freiraums r_1 , des spezifischen Widerstandes ρ und der Wärmeleitfähigkeit λ .

$$\vartheta_{r_1}(J, r_1) = \vartheta_{r_2} + \frac{J^2 \cdot r_1^2 \cdot \rho}{3 \cdot r \cdot \lambda} \quad (3.5-8)$$

Um eine einfache Abschätzung der thermischen Belastung im AGS-Material durchzuführen, wird die Gleichung (3.5-8) umgeformt.

$$\Delta\vartheta(J, r_1) = \frac{J^2 \cdot r_1 \cdot \rho}{3 \cdot \lambda} \quad (3.5-9)$$

Mit der Gleichung (3.5-9) lässt sich die Temperaturzunahme unabhängig von der Umgebungstemperatur berechnen.

3.5.5 Erwärmung der Leitschicht

Bei der Verwendung von Partikeln mit aufgebrachtener Leitschicht kommt es zu einer Stromverstärkung. Der Strom in der Leitschicht führt zu einer Dissipation der umgesetzten Wärme in das umgebende Volumen. Die Erwärmung des Partikels und dessen Temperaturzunahme kann durch Gleichung (3.5-9) näherungsweise berechnet werden. Im Folgenden soll der maximal zulässige, spezifische Widerstand der Partikelleitschicht in Abhängigkeit eines Grenzwertes des Temperaturprofils bestimmt werden.

$$\rho(J, d_p) = \frac{\Delta\vartheta_p \cdot 6 \cdot \lambda}{J^2 \cdot d_p} \quad (3.5-10)$$

Der Partikelradius r_1 kann als Partikeldurchmesser d_p beschrieben werden. Der Wert der Partikelgröße wird mit $d_p \leq 100$ nm gemäß Kapitel 2.2.1 als klein betrachtet und dominiert den Wertebereich der Wärmeleitfähigkeit, der im Bereich $\lambda = 0,1$ W/(m·K) - 10 W/(m·K) liegen kann [Tsa02, Tak18]. Es gilt die Vereinfachung

$$6 \cdot \lambda \ll \frac{1}{d_p} \quad (3.5-11)$$

zum reduzierten Partikeldurchmesser d_p^* . Die Gleichung (3.5-10) kann vereinfacht werden zu

$$\rho(J, d_p^*) = \frac{\Delta\vartheta_p}{J^2 \cdot d_p^*} \quad (3.5-12)$$

und ermöglicht eine Abschätzung eines Grenzwertes für den spezifischen Widerstand bei einer vorgegebenen Temperaturerhöhung. Der ungünstigste, thermische Zustand ist erreicht, wenn die Partikeltemperatur über der maximal zulässigen Temperatur des Isoliersystems liegt. Die in dieser Arbeit betrachteten Turbogeneratoren haben die Temperaturklasse F [Siemb] und führen zu einer maximal zulässigen Temperatur von $T_{\max} = 155$ °C. Für die Temperaturerhöhung wird ein Wert von $\Delta\vartheta_p = 150$ K gewählt, sodass selbst bei einer Umgebungstemperatur von $\vartheta_{\text{amb}} = 20$ °C die maximale zulässige Temperatur des Isolationssystems überschritten wird. Die resultierende Temperatur an der Oberfläche eines Partikels ist in **Abbildung 3.5-5** für verschiedene reduzierte Partikeldurchmesser in Abhängigkeit der Stromdichte dargestellt. Bei einer Belastung der Leitschicht durch eine geringe Stromdichte strebt der maximale spezifische Widerstand gegen hohe Werte. Durch den Stromverstärkungseffekt aus Kapitel 3.5.2 und 3.5.3 kann im ungünstigen Fall eine höhere Stromdichte in der Leitschicht erwartet werden. In Kapitel 3.2.2 wurde die maximale Stromdichte eines Turbogenerators mit $J_{\min} = 0,55$ A/m² abgeschätzt mit dem Stromverstärkungsfaktor von $A_L/A_P \approx 25$ aus

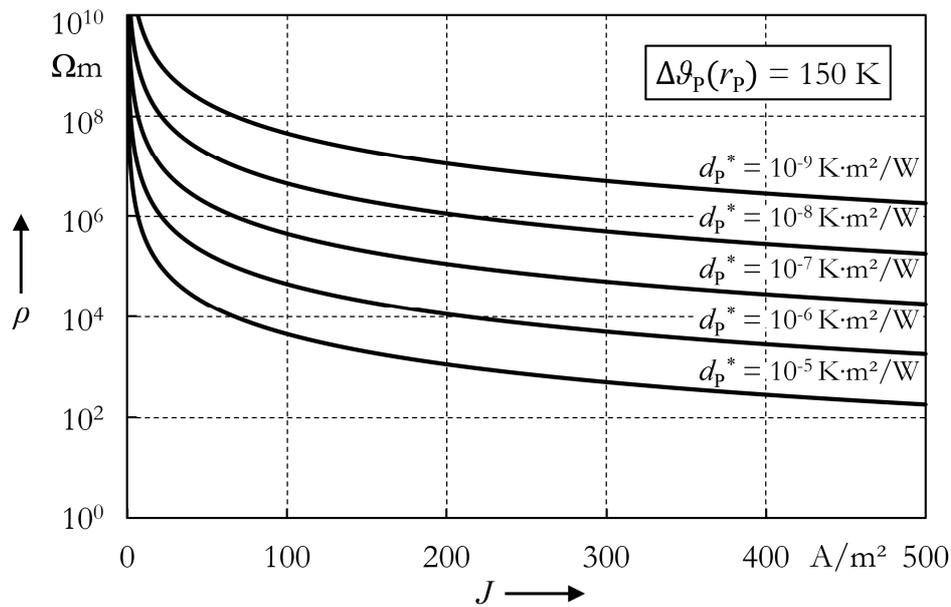


Abbildung 3.5-5: Spezifischer Widerstand der Leitschicht in Abhängigkeit der Stromdichte für verschiedene reduzierte Partikelgröße

Kapitel 3.5.2 ergibt sich eine effektive Stromdichte von $J_{\text{eff,min}} \approx 13,2 \text{ A/m}^2$. Die maximale effektive Stromdichte lässt sich gemäß Kapitel 3.2.2 und Kapitel 3.5.1 zu $J_{\text{eff,max}} \approx 4,15 \text{ A/m}^2$ berechnen. Je nach Partikelgröße kann der maximal zulässige spezifische Widerstand um mehrere Größenordnungen auseinanderliegen. Mit den Werten für die effektive Stromdichte und einer maximalen Partikelgröße von $d_{p,\text{max}} \approx 100 \text{ nm}$ liegt der spezifische Widerstandsbereich bei $\rho > 10^8 \text{ } \Omega\text{m}$. Unabhängig von der eingebrachten Stromdichte würde das Partikel die Temperaturerhöhung von $\Delta\vartheta = 150 \text{ K}$ nicht erreichen. Wird eine niedrigere Temperaturerhöhung als Grenzwert angenommen, verringert sich der maximal zulässige spezifische Widerstand. Die Rückwirkung von umliegenden Partikeln in der Harzmatrix ist bei dieser vereinfachten Darstellung nicht berücksichtigt und erfordert eine genaue Untersuchung der Erwärmung im Partikelverbund. In [Mrk12a, Mrk12b] werden die Oberflächenwiderstände für Partikel mit einem Wertebereich von $R_{\square} = 10^4 - 10^9 \text{ } \Omega/\square$ angegeben. Die Dicke der Leitschicht zur Umrechnung zum spezifischen Widerstand ist nicht bekannt, wird aber zur Abschätzung der Größenordnung mit $d_L = 10 \text{ nm}$ angenommen. Es ergibt sich ein Bereich des spezifischen Widerstandes von $\rho = 10^4 - 10^1 \text{ } \Omega\text{m}$. Aus dem abgeschätzten spezifischen Widerstand wird deutlich, dass gemäß dem Definitionsbereich aus **Abbildung 3.5-5** eine Temperaturerhöhung von $\Delta\vartheta_p = 150 \text{ K}$ nicht erreicht werden kann. Durch die geringe Stromverstärkung der Partikelleitschicht kann der Einfluss von

beschichteten Partikeln zur Erwärmung des Harzsystems und dem AGS-Band vernachlässigt werden.

3.5.6 Elektrische Impedanz beim Tunneleffekt

Es wurde in Kapitel 3.5.1 der dominierende Einfluss der Stromverstärkung zwischen Agglomeraten gegenüber beschichteter Partikel dargestellt. Im Folgenden wird das Erwärmungspotential zwischen Agglomeraten untersucht werden. Bei Agglomeraten und Partikeln, die eine geringe Distanz zueinander aufweisen, kann der Strom durch den Tunneleffekt zwischen den Partikeln fließen. Wenn die Distanz zwischen den Partikeln einen bestimmten Wert überschreitet dominiert die kapazitive Kopplung zwischen den Agglomeraten. Die **Abbildung 3.5-6** zeigt das Ersatzschaltbild für Bestimmung der Kopplungsimpedanz zwischen Agglomeraten. Die Kopplung der Agglomerate kann durch eine Parallelschaltung aus einem Wirkwiderstand mit einer Kapazität vereinfacht werden. Aus [Sch04] ist eine analytische Beschreibung des äquivalenten Wirkwiderstandes für Tunneleffekte zwischen Partikel und Agglomerate bekannt. Die Gleichung (3.5-13) beschreibt den Tunnelwiderstand in Abhängigkeit des Abstands d_T und der gemeinsamen Fläche A_g der gegenüberstehenden Agglomerate. Damit Elektronen zwischen den Agglomeraten tunneln können, muss die materialabhängige Potentialbarriere k_0 überschritten werden. Diese kann über die Kenntnis der Potentialhöhe¹ \bar{V} bestimmt werden. Die Werte der Potentialhöhe werden im Bereich $\bar{V} = 0,5 \text{ eV} - 2 \text{ eV}$ für Elastomere und Epoxide mit unterschiedlichen Füllpartikel angegeben [Sch04]. Für die Abschätzung der Temperaturberechnung wird eine Potentialhöhe von $\bar{V} \approx 1 \text{ eV}$ angenommen.

$$R_T = \frac{8 \cdot \pi \cdot h}{3 \cdot q_e^2} \cdot \frac{d_T}{k_0 \cdot A_{Ag}} \cdot e^{k_0 \cdot d_T} \quad (3.5-13)$$

$$k_0 = \frac{4 \cdot \pi \cdot \sqrt{2 \cdot m_e}}{h} \cdot \sqrt{\bar{V}} \quad \text{mit } \bar{V} \approx 1 \text{ eV}$$

Da der Zwischenraum zwischen den Agglomeraten durch eine kapazitiv/resistive Schaltung vereinfacht werden kann, ist es möglich, einen Verlustfaktor abzuschätzen.

¹ Im Bereich der Kernphysik und Chemie ist Potentialhöhe trotz ihrer Einheit als ein „Energie-Potential“ definiert. Es wird darauf hingewiesen, dass es sich bei dieser Notation nicht um das elektrische Potential handelt, sondern um eine Energie (siehe Einheit $\text{eV} \triangleq \text{J}$).

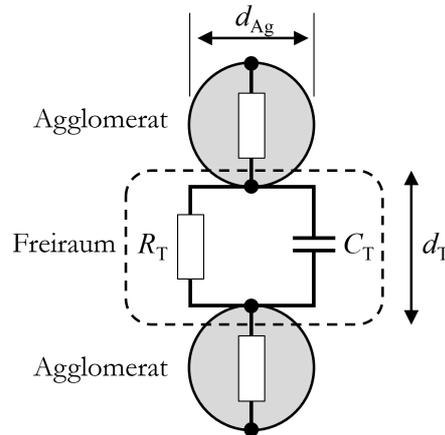


Abbildung 3.5-6: Ersatzschaltbild für das Tunneln von Elektronen zwischen Füllpartikel im AGS-System [Sch14] (nachbearbeitet)

$$\tan_{\Gamma}(\delta) = \frac{R_{\Gamma}}{X_{\Gamma}} = R_{\Gamma} \cdot \omega \cdot C_{\Gamma} = R_{\Gamma} \cdot \omega \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot \frac{A_{\text{Ag}}}{d_{\Gamma}} \quad (3.5-14)$$

Die Gleichung (3.5-14) beschreibt den Zusammenhang des Tunnelwiderstandes im Verhältnis des kapazitiven Blindwiderstandes zur Berechnung des Verlustfaktors. Durch Einsetzen der Gleichung (3.5-13) in (3.5-14) erhält man die vollständige Beschreibung des Verlustfaktors in Abhängigkeit der Distanz zwischen den Agglomeraten.

$$\tan_{\Gamma}(\delta) = \frac{8 \cdot \pi \cdot h}{3 \cdot q_e^2} \cdot \frac{\omega \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r}{k_0} \cdot e^{k_0 \cdot d_{\Gamma}} \quad (3.5-15)$$

Für kleine Distanzen d_{Γ} überwiegt der Tunnelwiderstand und der Verlustfaktor ist $\tan_{\Gamma}(\delta) < 1$. Die korrespondierende Distanz für einen bestimmten Verlustfaktor kann durch Auflösen der Gleichung (3.5-15) nach d_{Γ} bestimmt werden.

$$d_{\Gamma} = \ln \left(\frac{\tan_{\Gamma}(\delta) \cdot 3 \cdot q_e^2 \cdot k_0}{16 \cdot \pi^2 \cdot h \cdot f \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r} \right) \cdot \frac{1}{k_0} \quad (3.5-16)$$

Bei einem Verlustfaktor von $\tan_{\Gamma}(\delta) = 1$ ist der kapazitive Blindwiderstand genau so groß wie der Wirkwiderstand und der Strom durch den Freiraum zwischen den Agglomeraten (siehe **Abbildung 3.5-6**). Für einen Verlustfaktor von $\tan_{\Gamma}(\delta) = 1$ ergibt sich näherungsweise $d_{\Gamma, \text{max}} \approx 2,8 \text{ nm}$.

3.5.7 Erwärmung zwischen Agglomeraten

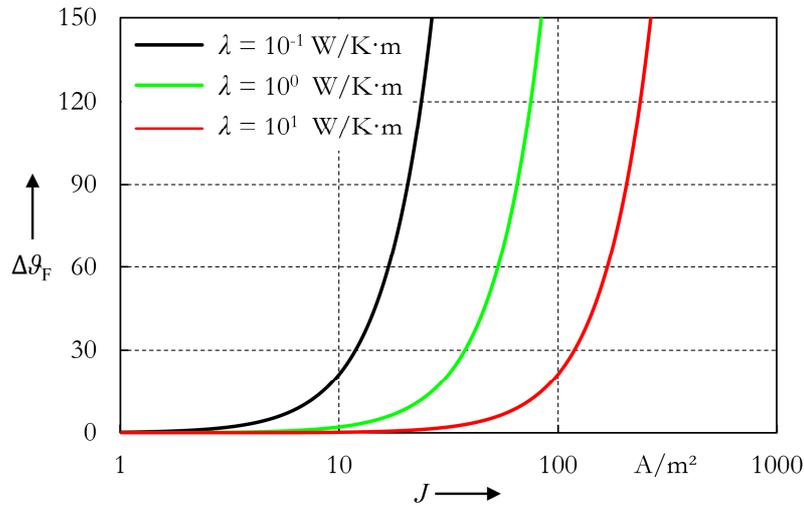


Abbildung 3.5-7: Temperaturprofil des Quantentunnel in Abhängigkeit von der Stromdichte für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten

Zur Bestimmung der Temperatur im Freiraum zwischen zwei Agglomerate kann die Gleichung (3.5-9) verwendet werden. Es wird angenommen, dass der Freiraum im thermischen Modell als näherungsweise kugelförmig betrachtet werden kann. Für die Berechnung des Temperaturprofils um den kugelförmigen Freiraum ist der spezifische Widerstand notwendig. Der Zusammenhang zwischen den spezifischen Widerstand ρ_T und dem Tunnelwiderstand R_T kann durch die folgende Gleichung beschrieben werden:

$$\rho_T = \frac{R_T \cdot A_A}{d_T} = \frac{8 \cdot \pi \cdot h}{3 \cdot q_e^2} \cdot \frac{I}{k_0} \cdot e^{k_0 \cdot d_T}. \quad (3.5-17)$$

Da ein Verlustfaktor $\tan_T(\delta) = 1$ angenommen wird, halbiert sich die Stromdichte im Tunnelwiderstand. Mit der Kenntnis des spezifischen Widerstandes im Freiraum kann zusammen mit Gleichung (3.5-9) eine analytische Näherung für das Temperaturprofil durch den Tunnelstrom zwischen zwei Agglomeraten entwickelt werden.

$$\Delta\theta_F(J, \lambda) = \frac{(J, \lambda)^2 \cdot r_P \cdot \rho_T}{3 \cdot \lambda} = \frac{J^2 \cdot d_T \cdot 2 \cdot \pi \cdot h}{9 \cdot \lambda \cdot q_e^2 \cdot k_0} \cdot e^{k_0 \cdot d_T} \quad (3.5-18)$$

Die **Abbildung 3.5-7** zeigt die Erwärmung des Freiraums zwischen zwei Agglomeraten gemäß Gleichung (3.5-18). Je nach Wärmeleitfähigkeit λ des umgebenden Materials stellt sich ein unterschiedliches Temperaturprofil ein. Die Wärmeleitfähigkeit für ein Glimmer-Epoxyd-System kann im Bereich $0,1 \text{ W/Km} \leq \lambda \leq 10 \text{ W/Km}$ abgeschätzt werden [Tak18]. Die Stromverstärkung zwischen zwei Agglomeraten wurde in Kapitel 3.5.3 mit $A_{Ag}/A_F = 10.000$ für einen ungünstigen Fall ermittelt. Damit ergeben sich für die effektiven Stromdichten $J_{\text{eff,min}} = 220 \text{ A/m}^2$ und $J_{\text{eff,max}} = 1660 \text{ A/m}^2$. In beiden Fällen überschreitet die Temperatur im Freiraum den Grenzwert $\Delta\vartheta_F > 150 \text{ K}$. Da die tatsächliche Erwärmung im Freiraum exponentiell von der Stromverstärkung abhängt, ist die genaue Ausrichtung und Position der Agglomerate zueinander für die Bewertung von lokalen Heißstellen im Harz-Partikel-System notwendig. Das hier verwendete Beispiel stellt einen ungünstigen Fall der Stromverstärkung und Temperaturerhöhung dar. Unter der Annahme, dass die vorgestellte Konfiguration im Isoliersystem vorliegt, muss von einer thermischen Degradation des Harz-Partikel-Systems ausgegangen werden. Die Stromverstärkung stellt daher die dominierende Größe bei der Erwärmung in lokalen Heißstellen dar. Zur Vermeidung der thermischen Degradation muss die Größe der Agglomerate im Harz-System reduziert werden, damit die Stromverstärkung minimal ausfällt. Für die Entwicklung eines

Tabelle 3.5.1: Regeln für die Dimensionierung der Füllpartikel

| Regel | Grund |
|--|--|
| Das Verhältnis zwischen Leitschichtdicke und Füllpartikeldurchmesser sollte so klein wie möglich sein. | Die Konzentration der Stromdichte in der Leitschicht wird reduziert. |
| Das Füllpartikel und Harzsystem sollten so gewählt werden, dass Agglomeration reduziert wird. | |
| Die Wärmeleitfähigkeit der Harzmatrix sollte so groß wie möglich sein. | Die Wärme aus Heißstellen kann besser an das Isoliersystem abgegeben werden. |
| Der spezifische Widerstand der Füllpartikel sollte so niedrig wie möglich sein. | |
| Der Partikeldurchmesser sollte so groß wie möglich gewählt werden | |

AGS-Systeme lassen sich für das Partikel-Harz-System Dimensionierungsregeln herleiten. Werden die Dimensionierungsregeln aus **Tabelle 3.5.1** eingehalten, kann von einer minimalen thermischen Belastung und einer Maximierung der Lebensdauer ausgegangen werden.

3.6 Delamination im Isoliersystem

3.6.1 Vereinfachung des Problems

Obwohl die Tränkprozesse mittlerweile sehr effizient arbeiten und strenge Richtlinien zur Qualitätssicherung vorliegen, lassen sich Fehlstellen, typischerweise gekapselte Luftfeinschlüsse (Lunker) oder Delamination im Isoliersystem nicht gänzlich vermeiden. Im Gegensatz z.B. zu XLPE-Kabelisolierungen ist die Hauptisolierung auf Glimmerbasis als nahezu teilentladungsresistent anzusehen und somit ist der Einfluss der Fehlstellen auf die zu erwartende elektrische Lebensdauer als gering zu bewerten [And16]. Delamination innerhalb der einzelnen Lagen der Isolierung oder zum AGS-System kann auch als Alterungserscheinung während des Betriebes auftreten. Durch thermisch/mechanische, dynamische Belastungen lösen sich dabei lokal einzelne Bänder auf mikroskopischer Ebene voneinander. Diese Hohlräume bilden je nach Ausdehnung und Feldbelastung Quellen für Teilentladungen [Küc17, Tan15].

Das Material des AGS-Systems, welches im direkten Kontakt mit der Hauptisolierung steht, ist je nach Auslegung weniger teilentladungsresistent als die Glimmerbänder der Hauptisolierung. AGS-Systeme auf Basis von Ruß/Graphit können erodieren, sofern sie direkt längerer Zeit Teilentladungen ausgesetzt sind (siehe Kapitel 2.3.2). Bei Vorhandensein von Fehlstellen an der Kontaktstelle zwischen AGS und Hauptisolierung führen Teilentladungen zu einer beschleunigten Alterung des AGS-Materials bis hin zur kompletten Zerstörung (siehe Kapitel 2.3.2). Um den Einfluss von Luftfeinschlüssen oder Delamination in der Hauptisolierung auf die Entstehung von Teilentladungen zu bewerten, ist es notwendig, die initialen Entladungsbedingungen zu analysieren. Die **Abbildung 3.6-1** zeigt die schematische Darstellung möglicher Fehlstellen im Kontaktbereich zwischen der Hauptisolierung und dem AGS in unterschiedlicher Ausprägung. Je nach Ausprägung der Fehlstelle wird diese elektrisch unterschiedlich stark belastet. Um Entladungsbedingungen in der Fehlstelle analysieren zu können, wird die Delamination als Grundlage für die Entstehung eines Fehlers im Isoliersystem angenommen. Der Vorteil dieser Annahme ist die homogene Ausprägung des elektrischen Feldes innerhalb der Fehlstelle. Zur mathematischen Beschreibung der elektrischen Feldverhältnisse durch Delamination im Isoliersystem können die

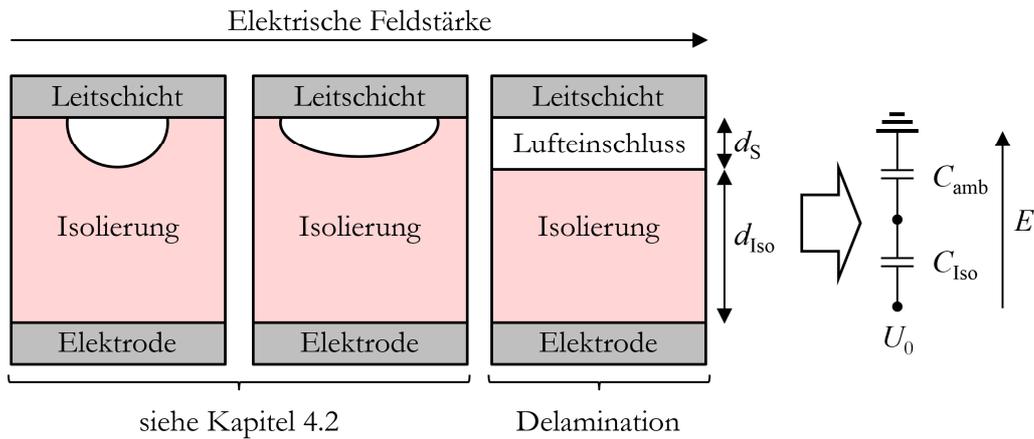


Abbildung 3.6-1: Vereinfachung der Delamination im Isoliersystem

analytischen Formeln zur Berechnung geschichteter Dielektrika genutzt werden. Die sich ausbildende Kavität und die Hauptisolierung können bei dieser Betrachtung durch diskrete Kapazitäten angenähert werden. Die Feldstärke in der Kavität kann durch folgende Gleichung beschrieben werden

$$E_S(d_S) = \frac{U_{Iso}}{d_S + d_{Iso} \cdot \frac{\epsilon_S}{\epsilon_{Iso}}} \quad (3.6-1)$$

und hängt von der angelegten Spannung an der Hauptisolierung U_{Iso} , der Dicke der Kavität d_S , der Dicke der Hauptisolierung d_{Iso} und den relativen Permittivitäten der Hauptisolierung ϵ_{Iso} sowie der Kavität ϵ_S ab [Küc17, Hal56]. Wenn die Dicke der Kavität d_S nach Gleichung (3.6-1) verkleinert wird, vergrößert sich die Feldstärke in der Fehlstelle. Wird die Kavitätsstelle unendlich klein ($d_S \rightarrow 0$), erreicht die Kavitätsfeldstärke einen maximalen aber endlichen Wert. Es ist hervorzuheben, dass die Feldstärke für einen unendlichen kleinen Fehler analytisch berechnet werden kann. Sofern das elektrische Feld in einer Fehlstelle als homogen (Delamination) betrachtet wird, kann die Höhe der elektrischen Belastung mittels der Gleichung (3.6-1) angenähert werden. Weiterhin kann durch diese analytische Beschreibung die elektrische Feldstärke einer wachsenden Fehlstelle abgeschätzt werden, indem die Fehler- bzw. Spaltgröße d_S vergrößert wird. Für die weitere Betrachtung bietet es sich an, dass die Dicke der Isolierung gegenüber der Dicke der Fehlstelle als vernachlässigbar klein angesehen wird.

$$d_S \ll d_{Iso} \quad (3.6-2)$$

Mit dieser Annahme kann die Gleichung (3.6-1) zusätzlich vereinfacht werden.

$$E_{S,\max} = \frac{U_{\text{Iso}}}{d_{\text{Iso}} \cdot \frac{\varepsilon_S}{\varepsilon_{\text{Iso}}}} = E_{\text{Iso}} \cdot \frac{\varepsilon_{\text{Iso}}}{\varepsilon_S} \quad (3.6-3)$$

Für diesen Fall lässt sich der Zusammenhang auch über die Eigenschaften der elektrischen Flussdichte an rein normal belasteten Grenzflächen verifizieren, wie die folgende Gleichung (3.4-4) zeigt.

$$D_{\text{Iso}} = D_S \Rightarrow E_{\text{Iso}} \cdot \varepsilon_{\text{Iso}} = E_S \cdot \varepsilon_S \quad (3.6-4)$$

Da die Fehlstelle und die Hauptisolierung als rein geschichtete dielektrische Medien betrachtet werden, welche rein senkrecht zur Grenzfläche belastet werden, ist die elektrische Flussdichte im gesamten Isoliersystem homogen und gleich groß. Durch diese Annahmen kann mittels der elektrischen Feldstärke in der Hauptisolierung auf die elektrische Feldstärke in der Fehlstelle geschlossen werden. Zur Bestimmung der Entladungsbedingungen wird das Gesetz nach Paschen als Näherungsformel verwendet [Küc17]. Das Paschengesetz gibt eine analytische Näherungsformel zur Ermittlung der Durchschlagsspannung von gasförmigen Medien in einem homogenen elektrischen Feld.

$$U_{\text{pasch}}(d_S) = \frac{B_{\text{pasch}} \cdot p_S \cdot d_s}{\ln\left(\frac{A_{\text{pasch}} \cdot d_s \cdot p_S}{\ln(1 + 1/\gamma)}\right)} \quad (3.6-5)$$

Experimentell bestimmte Parameter A_{pasch} , B_{pasch} und γ lassen sich für verschiedene Material- und Gasmischungen aus Tabellen ermitteln [Küc17, Hey06]. Die Durchschlagsspannung ist von der Dicke der Kavität d_s sowie dem Gasdruck p_s in der Fehlstelle abhängig. Da der, dem Paschengesetz zugrunde liegende, Townsend-Mechanismus nur in einem begrenzten Bereich seine Gültigkeit besitzt, ist die Gleichung (3.6-5) nur für bestimmte Fehlstellengrößen bzw. Gasdrücke gültig [Küc17]. Aus empirischen Untersuchungen zeigt sich eine Gültigkeit der obigen Gleichung für den Bereich:

$$7,3 \text{ bar} \cdot \mu\text{m} < p_S \cdot d_s < 13 \text{ bar} \cdot \text{mm} \text{ (Luft)} \quad (3.6-6)$$

Um die Entladungsbedingung in Abhängigkeit der elektrischen Feldstärke zu betrachten, wird die Gleichung (3.6-5) im Folgenden auf die Delaminationsdicke d_s bezogen.

$$E_{\text{pasch}} = \frac{U_{\text{pasch}}(d_S)}{d_S} = \frac{B_{\text{pasch}} \cdot p_S}{\ln\left(\frac{A_{\text{pasch}} \cdot d_S \cdot p_S}{\ln(1 + 1/\gamma)}\right)} \quad (3.6-7)$$

Die Gleichung (3.6-7) beschreibt die elektrische Feldstärke, die in der Fehlstelle vorliegen muss, damit die Entladungsbedingung erfüllt wird. Durch die Verknüpfung der Gleichung (3.6-5) und der Gleichung (3.6-7) kann der Zusammenhang zwischen den Entladungsbedingungen in der Fehlstellencharakteristik und der elektrischen Feldstärke der Hauptisolierung hergestellt werden.

$$E_{\text{Iso}}(d_S) = \frac{\varepsilon_S}{\varepsilon_{\text{Iso}}} \cdot E_{\text{pasch}}(d_S) = \frac{\varepsilon_S \cdot B_{\text{pasch}} \cdot p_S}{\varepsilon_{\text{Iso}} \cdot \ln\left(\frac{A_{\text{pasch}} \cdot d_S \cdot p_S}{\ln(1 + 1/\gamma)}\right)} \quad (3.6-8)$$

Die Gleichung (3.6-8) beschreibt die elektrische Feldstärke, die in der Hauptisolierung anliegen muss, damit die Entladungsbedingungen gemäß Paschen erfüllt werden. Wird diese Grenzfeldstärke überschritten, sind Entladungen in der Fehlstelle möglich. Elektrische Feldstärken in der Hauptisolierung, die unter der berechneten Grenzfeldstärke liegen, weisen auf einen entladungsfreien Betrieb des Isoliersystems hin. Die elektrische Feldstärke der Hauptisolierung wird in der Delamination um das Verhältnis der Permittivitäten $\varepsilon_{\text{Iso}}/\varepsilon_S$ verstärkt. Die Beschreibung der Einsetzfeldstärke ist abhängig von der Geometrie der Kavität. Je nach Dicke der Delamination d_S ergeben sich unterschiedliche Einsetzfeldstärken. Während die elektrische Feldstärke in einem unendlich kleinen Fehler einen endlichen definierten Wert besitzt, strebt die Einsetzfeldstärke einen unendlich großen Wert an. Dieses Verhalten kann durch die fehlende Beschleunigungsstrecke der Ladungsträger innerhalb der Kavität erklärt werden. Damit es zu einer Entladung kommen kann, muss die Kavität folglich eine bestimmte Dicke d_S vorweisen.

3.6.2 Bewertung der Einsetzfeldstärke einer Delamination

Auf Grundlage von Gleichung (3.4-8) sind in **Abbildung 3.6-2** die Kennlinien für die Einsetzfeldstärke E_{pasch} und die dazu korrespondierende elektrische Feldstärke in der Hauptisolierung E_{Iso} abhängig von der Delaminationsdicke d_S dargestellt. Aus [Woo73, Man13] können gemessene Einsetzfeldstärken für Teilentladungen in Glimmer-Harz-Systemen von Turbogeneratoren entnommen werden. Die Messungen wurden für verschiedene Glimmerarten bei Vorhandensein von Delaminationen mit einer Dicke von $d_S = 200 \mu\text{m}$ untersucht. Die Grenzfeldstärke für den Einsatz von

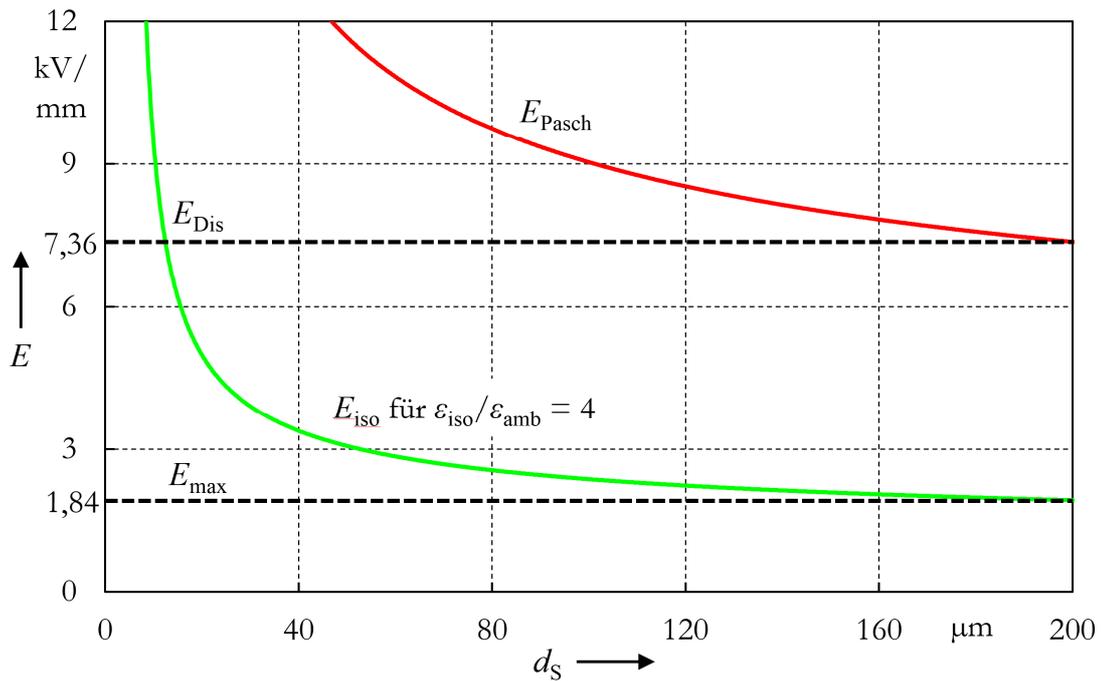


Abbildung 3.6-2: Elektrische Feldstärke in Abhängigkeit der Schlagweite (nach Paschen) der Hauptisolierung für Isoliersystemfehler
 $A_{\text{Pasch}} = 11,3 \text{ V}/(\text{m}\cdot\text{Pa})$; $B_{\text{Pasch}} = 274 \text{ 1}/(\text{m}\cdot\text{Pa})$; $p_s = 101325 \text{ Pa}$; $\gamma = 0,005$

Teilentladungen wird in einem Bereich von $E_{\text{ref}} = 6,5 \text{ kV}/\text{mm} - 13 \text{ kV}/\text{mm}$ angegeben. Für eine Dicke der Delamination von $d_s = 200 \mu\text{m}$ ist die Einsatzfeldstärke gemäß Paschen in **Abbildung 3.6-2** mit $E_{\text{Dis}} = 7,36 \text{ kV}/\text{mm}$ bestimmt und liegt im Bereich der Referenz-Einsatzfeldstärke. Die mittlere Grenzfeldstärke in der Hauptisolierung im Bereich $d_s = 60 \mu\text{m} - 200 \mu\text{m}$ beträgt $\bar{E}_{\text{Iso}} = 2 \text{ kV}/\text{mm}$. Somit kann die elektrische Grenzfeldstärke der Hauptisolierung mit $\bar{E}_{\text{Iso}} = E_{\text{max}}$ abgeschätzt werden. Übersteigt die innerhalb der Hauptisolierung eines Generators vorherrschende elektrische Feldstärke diese Grenzfeldstärke ($E_N > E_{\text{max}}$), wird erwartet, dass bei Vorhandensein einer Fehlstelle im Isoliersystem Entladungen auftreten. Diese Feldstärke liegt typischerweise unterhalb der Betriebsfeldstärke [Tay08]. Zusätzlich begünstigt die erhöhte Temperatur während des Betriebs den Einsatz von Entladungen. Wie bereits weiter oben aufgeführt, können diese Fehlstellen im Bereich des AGS-Systems zur beschleunigten Alterung respektive Erosion führen. Daher ist jeder Hersteller bestrebt, diese Fehlstellen am AGS zu vermeiden. Da dieses nur bedingt möglich ist, ist eine andere Möglichkeit AGS-Materialien zu verwenden, welche eine erhöhte Teilentladungsresistenz aufweisen, um ein vorschreitendes Wachstum des Fehlers nachhaltig einzuschränken [Lit18, Mü19].

4 Numerische Berechnung

Bisher wurden die Analyse der thermischen und elektrischen Grenzbedingungen rein analytisch, meist auf Näherungsbasis durchgeführt. Wie bereits in Kapitel 3 gezeigt, lassen sich für viele Probleme keine eindeutigen, analytischen Lösungen finden und Vereinfachungen der Geometrie sind zur mathematischen Beschreibung notwendig. Numerische Methoden ermöglichen eine Ermittlung von Feldstärken oder Temperaturen der Lösung von komplexen Systemen. Durch die Anwendung der FE-Methode können die einzelnen Komponenten des Isoliersystems detaillierter modelliert und berechnet werden. Auch bei der Verwendung von numerischen Methoden ist je nach Problemstellung ein gewisser Grad der Vereinfachung notwendig. Für die Betrachtung der globalen Einflussparameter auf das AGS-System können die Komponenten des Isoliersystems durch homogene Körper angenähert werden. Je nach Fragestellung ist es sinnvoll, das zu untersuchende Problem als ein isoliertes Teilproblem des Generators zu betrachten. Sofern ein dominierender Einfluss eines Teilmodells auf das gesamte Verhalten des Generators ausgeschlossen werden kann, ist diese Vorgehensweise zulässig.

4.1 Kavität im Isolationssystem

4.1.1 Modellierung der Feinglimmerbandkante

Der Übergang von der mikroskopischen zur makroskopischen Betrachtung des Isoliersystems ist fließend. Mikroskopische Partikelstrukturen des Isoliersystems haben gemäß Kapitel 3.5 einen nicht zu vernachlässigen Einfluss auf das Alterungsverhalten des AGS-Systems. Um den Einfluss einer Fehlstelle im AGS-System zu untersuchen, ist in **Abbildung 4.1-1** ein CAD-Modell zur Beschreibung des Übergangs zwischen Feinglimmerkante und AGS-Band dargestellt. Das Modell wurde in Anlehnung an [Lit17] und dem Kapitel 2.3 erstellt. Je nach Einstellung des Tränkprozesses kann eine Fehlstelle im Bereich der Feinglimmerkante der Hauptisolierung vorliegen. Die Größe des Einschlusses bestimmt das Luftvolumen und die Distanz zwischen der Hauptisolierung

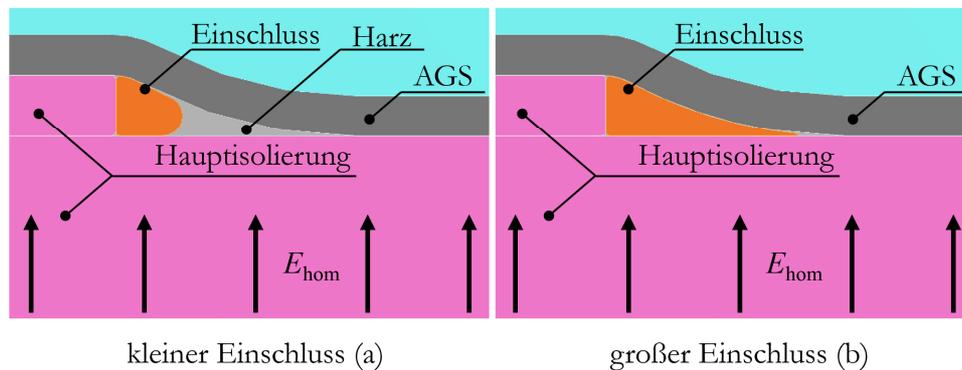


Abbildung 4.1-1: Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage

und dem AGS-Band. Das Modell **(a)** der **Abbildung 4.1-1** zeigt modellhaft einen kleinen Gaseinschluss. Der Bereich, in dem der Einschluss kleiner wird und das AGS-Band auf die Hauptisolierung trifft, wird als Zwickel bezeichnet [Küc17]. Für Einschlüsse, die im Bereich des Zwickels liegen (siehe **Abbildung 4.1-1 (a)**), nähert sich die Beschreibung der Fehlerstelle dem Delaminationsproblem aus Kapitel 3.6 an. Der Zwickelbereich stellt für klassische FEM-Algorithmen eine Herausforderung dar [San15, Oh09]. Das Problem ist vergleichbar mit der Beschreibung eines Tripelpunktes aus Kapitel 2.4.4. Um eine numerische Singularität zu vermeiden, muss im Modell ein direkter Kontakt der einzelnen Körper vermieden werden. Das hier verwendete Modell hat einen Abstand zwischen den einzelnen Körper von $3\ \mu\text{m}$, um die kapazitive Kopplung zwischen den einzelnen Körpern zu maximieren. Dem entstehenden Zwischenraum werden bei der Berechnung die Eigenschaften des Harzes zugewiesen. Die **Abbildung 4.1-2** zeigt die vergrößerten Bereiche des Zwickels **(a)** und den Bereich der Feinglimmerkante **(b)**. Die Größe und

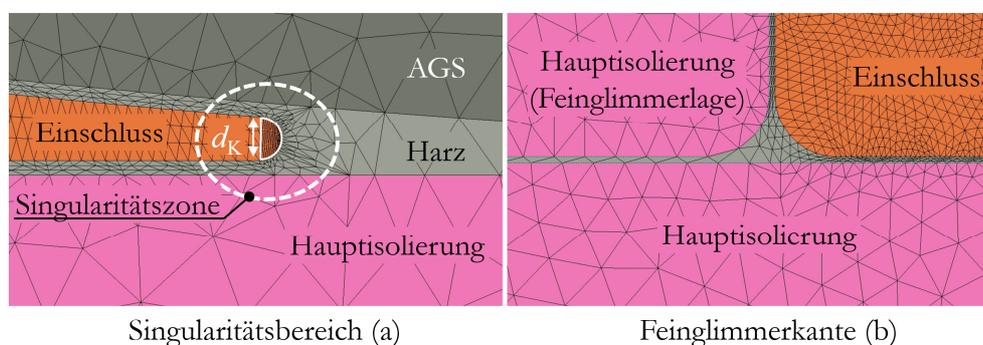


Abbildung 4.1-2: Vergrößerung des Modells im Bereich der numerischen Singularität (a) und der Feinglimmerkante (b)

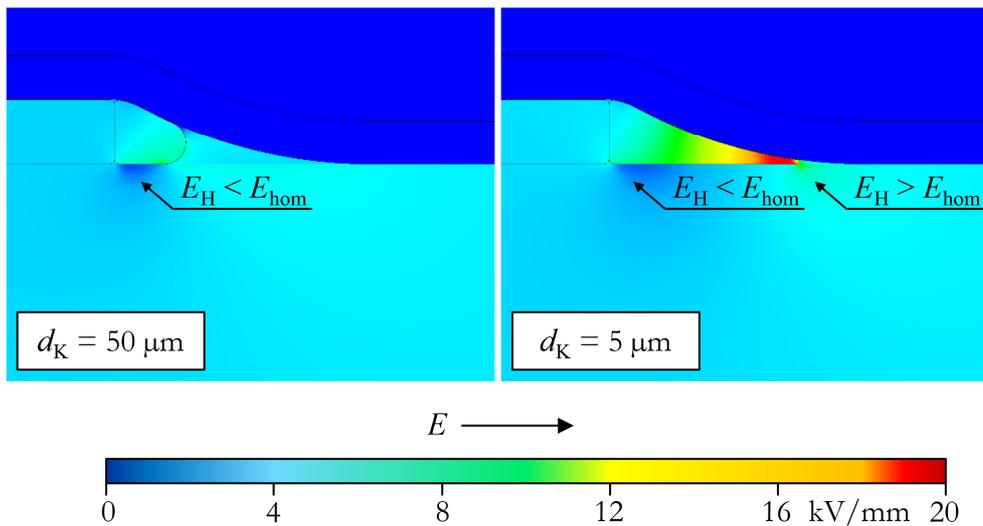


Abbildung 4.1-3: Feldstärke im Einschluss zwischen Feinglimmerlage der Hauptisolierung und der AGS-Lage

Eindringtiefe in den Zwickel kann durch die Größe d_K verändert werden. Mit Vergrößerung d_K nimmt die Eindringtiefe des Einschlusses in den Zwickel ab. Es wird angenommen, dass das elektrische Feld im Zwickelbereich näherungsweise homogen ist [Hal56]. Dementsprechend entspricht die Länge der Beschleunigungsstrecke für Elektronen innerhalb des Einschlusses näherungsweise der Größe d_K . Nach der Berechnung über das FEM-Programm ANSYS[®] kann die elektrische Feldstärke für die beiden Einschlussgrößen ermittelt werden (siehe **Abbildung 4.1-3**). Im luftgefüllten Einschluss liegt eine Feldverstärkung vor. Mit steigender Eindringtiefe des Einschlusses in den Zwickel erhöht sich die elektrische Feldstärke. Die lokale Störung des elektrischen Feldes durch den Wechsel der Permittivität führt zu einer lokalen Feldverzerrung in der Hauptisolierung. In Abhängigkeit der Einschlussgröße ist die maximale elektrische Feldstärke im Einschluss und die Verzerrung der Feldstärke in der Hauptisolierung unterschiedlich stark ausgeprägt.

4.1.2 Bewertung der elektrischen Feldstärke im Einschluss

Für die Bewertung der elektrischen Feldstärke im Einschluss auf das Entladungsverhalten wird, wie in Kapitel 3.6, das Paschengesetz angewendet. Mit der Annahme, dass das elektrische Feld im Einschluss für jede Größe als näherungsweise homogen betrachtet werden kann, ist die Entladungsbedingung nur von der Einschlussgröße d_K abhängig. In **Abbildung 4.1-4** ist die Kennlinie für die Entladungseinsetzfeldstärke in Abhängigkeit der Einschlussgröße d_K dargestellt. Liegt die Feldstärke im Einschluss über der Einsetzfeldstärke gemäß Paschen, wird eine hohe Wahrscheinlichkeit für das

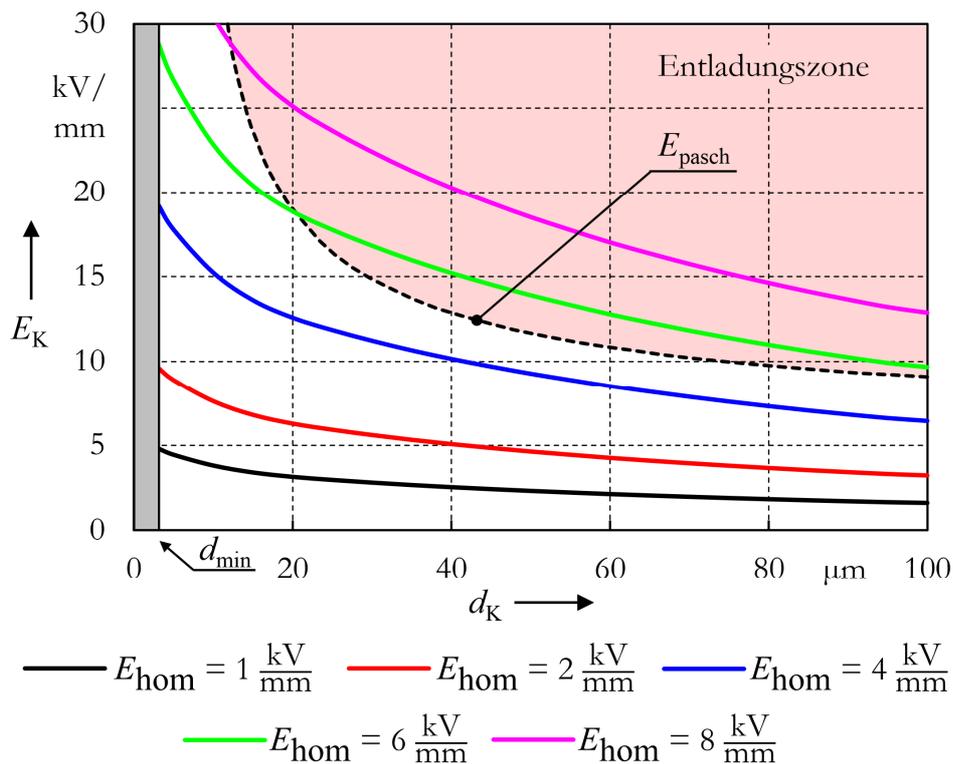


Abbildung 4.1-4: Elektrische Feldstärken in der Kavität in Abhängigkeit der Kavitätsgröße im Vergleich mit der Entladungsbedingung

Vorhandensein von Entladungen erwartet. Die maximale Feldstärke im Einschluss ist für verschiedene Feldstärken der Hauptisolierung in **Abbildung 4.1-4** angegeben. Für Hauptisolierungen ab einer Feldstärke von $E_{\text{hom}} \approx 5 \text{ kV/mm}$ liegt eine Überschneidung der Einschlussfeldstärke und der Einsetzfeldstärke vor. Generatoren mit elektrischen Feldstärken von $E_{\text{hom}} < 5 \text{ kV/mm}$ weisen eine geringere Wahrscheinlichkeit für Teilentladungen im Einschluss vor. Durch die Feldverzerrung in der Hauptisolierung liegt eine Schwächung der Einschlussfeldstärke vor. Die Feldstärke innerhalb einer Delamination aus Kapitel 3.6 kann näherungsweise als konstant und unabhängig von der Dicke der Delamination betrachtet werden. Fehlstellen in Form von Delamination weisen folglich eine höhere Entladungswahrscheinlichkeit bei gleicher Feldstärke der Hauptisolierung auf. Eine Betrachtung eines schmaleren und langgestreckten Zwickels führt näherungsweise zum Betrachtungsmodell der Delamination. Einschlüsse mit großflächiger Ablösung des AGS-Bandes von der Hauptisolierung können über den Delaminationsmechanismus aus Kapitel 3.6 beschrieben werden. Ein Übergang vom Zwickel hin zu einer lokalen Ablösung des AGS-Bandes kann nicht ausgeschlossen werden. Für die Bewertung des Isoliersystems hinsichtlich der

Entladungswahrscheinlichkeit in Fehlstellen wird das Vorhandensein von Delaminationen als ungünstigster Fall vorausgesetzt.

4.2 Erstellung eines Generatorstabmodells

Zur Untersuchung des geometrieabhängigen Einflusses auf das elektrische und thermische Verhalten des Isoliersystems werden im Folgenden vier verschiedene Generatoren betrachtet. Die FEM-Berechnungen der Generatoren sind in Anlehnung an reale Maschinen des Unternehmens „Siemens-Energy“ durchgeführt worden. Die Spezifikation und Dimensionierung der Isoliersysteme ist gemäß [Sic01] definiert und bildet die Grundlage zur realitätsgetreuen Modellierung von luftgekühlten Turbogeneratoren. Die geometrischen Abmessungen des Blechpaketes und Verwendung von analytischen Modellen zur Näherung der thermischen Belastungen sind im Rahmen des Forschungsprojektes „iShield“ durch „Siemens-Energy“ bereitgestellt worden.

4.2.1 CAD-Modell

Um den Betriebszustand eines Generatorstabes realitätsgetreu abzubilden, müssen alle Grundfunktionen des Isoliersystems nachgebildet werden. Durch den Aufbau des Isoliersystems als geschichtetes Modell können die Wickelstrukturen der Bänder angenähert werden. Die elektrischen Eigenschaften jeder Isolierstoffkomponente werden zunächst als homogen angenommen. Durch diese Vereinfachung wird die Komplexität der Geometrie reduziert, jedoch bleibt die Berechnung der thermischen und elektrischen Belastung hinreichend genau. Effekte, die durch die Wickelstrukturen hervorgerufen werden, können durch anisotrope Materialdefinitionen gemäß Kapitel 2.4.2 nachgebildet werden. Ausnahme bildet das verwebte Durchflechtband zwischen der inneren und äußeren AGS-Lage, welches die elektrische Anbindung an das Erdpotential sicherstellen soll. Das Durchflechtband und der Spaltglimmer in der inneren AGS-Lage sind im Modell vollständig nachgebildet und ermöglichen eine detaillierte Analyse der elektrischen und thermischen Feldbelastungen in diesem Bereich (siehe **Abbildung 4.2-1**). Die Ober- und Unterlagestäbe sind im Modell identisch und in der Nut des Blechpakets übereinander positioniert. Der Freiraum zwischen den Stäben ist als Luft definiert und führt zu einer realitätsgetreuen kapazitiven Kopplung zwischen dem geerdeten Blechpaket und den hochspannungsführenden Komponenten.

Um die thermischen Wärmeströme im Betrieb sowie das Temperaturprofil im Stab bewerten zu können, wird das Statorblechpaket als Segment modelliert. Die **Abbildung 4.2-2** zeigt das gesamte parametrische Generatorstabmodell. Durch die Ausnutzung von zyklischen Symmetriebedingungen kann der Nutaustritt des Generators auf ein Segment

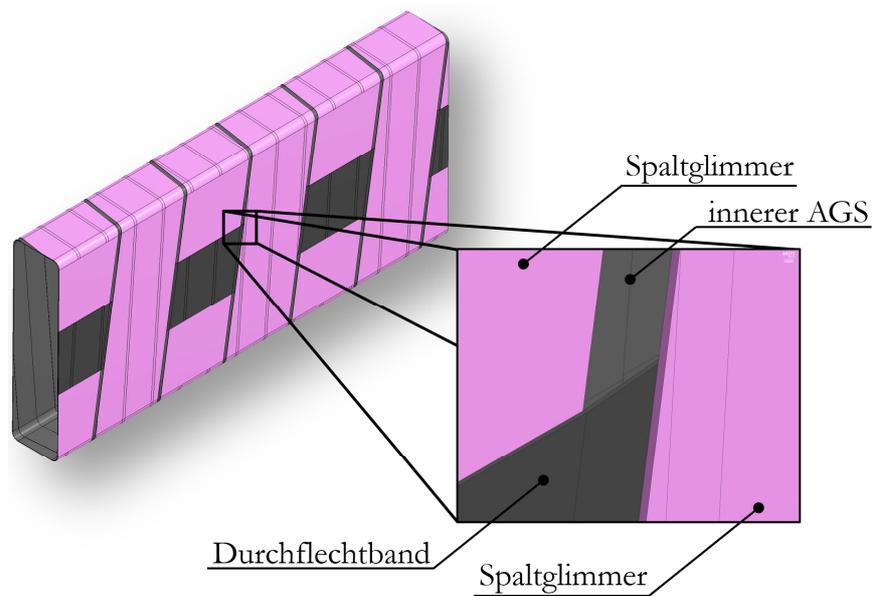


Abbildung 4.2-1: Verwebung des Durchflechtbandes zwischen der Spaltglimmerlage [Sta18]

reduziert werden. Die Verlustleistung innerhalb der Stäbe während des Betriebes bestimmt das Temperaturprofil des Stators und der Stäbe. Eine Explosionsdarstellung des FEM-Modells zeigt den gesamten Aufbau des Isoliersystems und des segmentierten Blechpakets. Die Isolierkomponenten in **Abbildung 4.2-3** sind bis auf den Spaltglimmer und das Durchflechtband als homogene und isotrope Körper modelliert. Durch das Verweben des Durchflechtbandes zwischen dem Spaltglimmer bilden sich Hohlräume

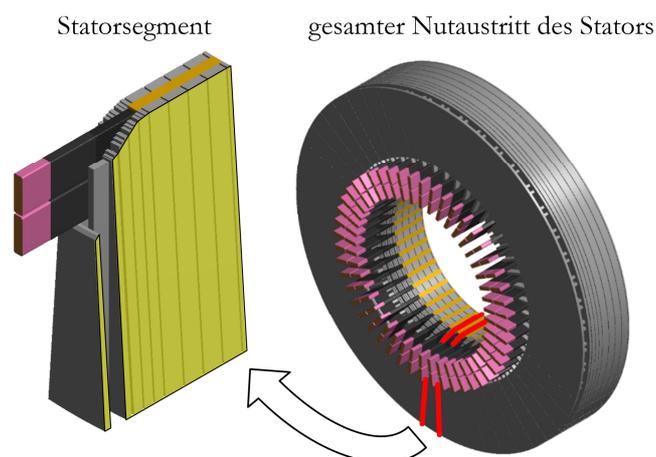


Abbildung 4.2-2: Ausnutzung von Symmetriebedingungen zur Reduktion der Modellkomplexität [Sta18]

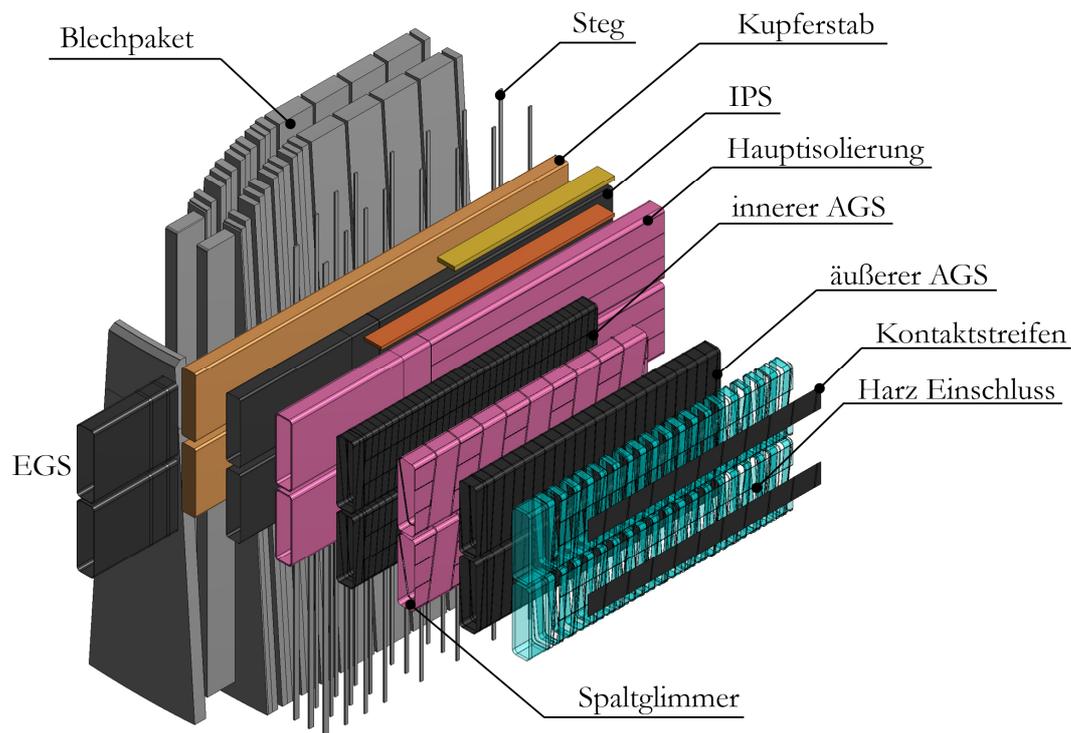


Abbildung 4.2-3: Explosionsdarstellung des FEM Segmentmodells [Sta18]

aus, die beim realen Isoliersystem mit Harz gefüllt sind. Um im FEM-Modell eine korrekte elektrische Anbindung zwischen den beiden AGS-Schichten zu gewährleisten, wird dieser Hohlraum im Modell gefüllt und mit den Materialeigenschaften des AGS-Systems definiert. Alle Körper im Modell können vollständig parametrisiert werden. Neben der Geometrie des Stabes und des Isoliersystems kann auch die Größe des Blechpaketes und die Form der Abtrepfung geändert werden. Die Länge und Größe des EGS-Systems wird abhängig von der Nennspannung des Generators angepasst und führt zu einem definierten Potentialaufbau an der Oberfläche des Isoliersystems (siehe Kapitel 3.3). Die nichtlinearen Eigenschaften des EGS-Systems müssen bei der gesonderten Berechnung berücksichtigt werden.

4.2.2 Flussdiagramm der thermisch/elektrischer Berechnung

Das verwendete FEM-Programm ANSYS® besitzt keine Zuweisung von nichtlinearen Materialien, bei denen der elektrische Widerstand vom elektrischen Feld abhängt. Diese Eigenschaft muss zusätzlich im Modell implementiert werden. Um individuelle Änderungen am Modell und den Berechnungsablauf vorzunehmen, wird die Programmiersprache APDL genutzt, welche eine ANSYS®-Erweiterung der Sprache FORTRAN darstellt. Die **Abbildung 4.2-4** zeigt den programmierten Ablaufplan der

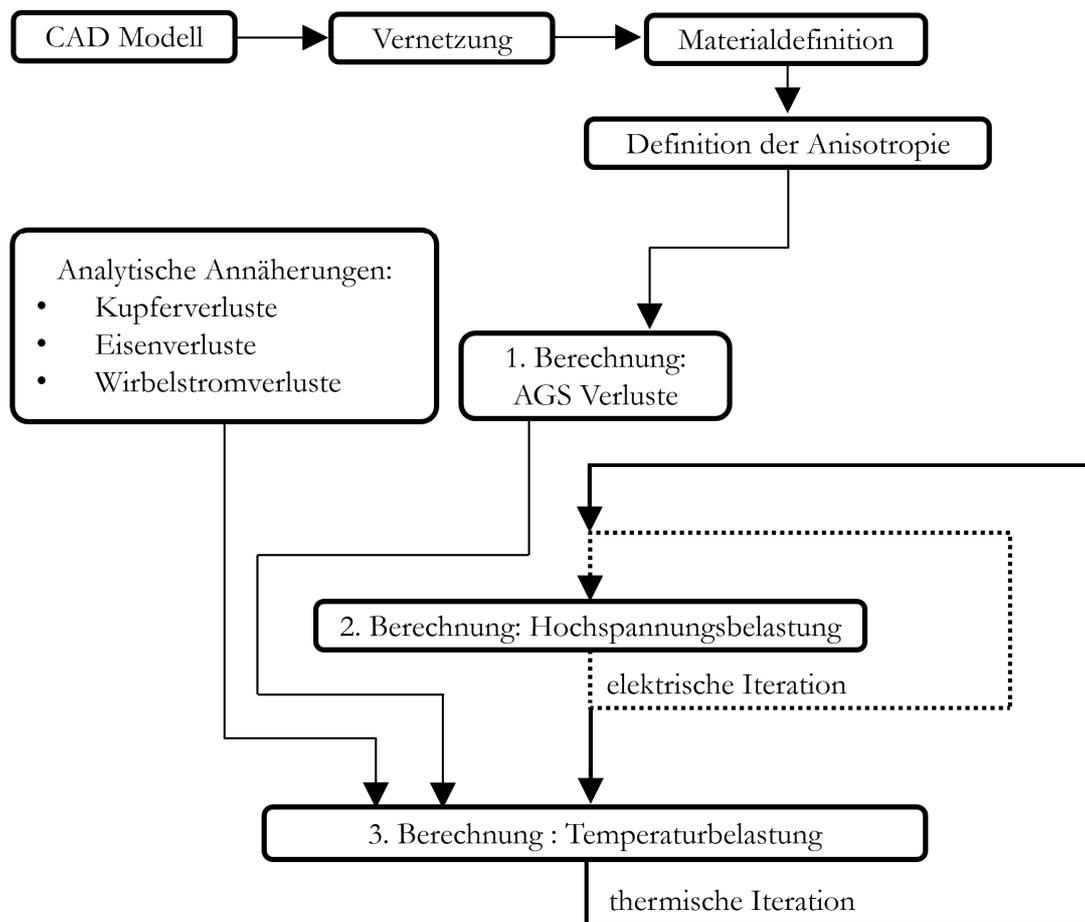


Abbildung 4.2-4: Ablauf der iterativen Berechnung des FEM Modells [Sta18]

Berechnung, der dem FEM-Modell zugrunde liegt. Das erstellte parametrische Modell wird vernetzt und die Materialeigenschaften zugeordnet. Nach der Materialdefinition werden die anisotropen Eigenschaften des AGS-Materials gemäß Kapitel 2.4.2 angepasst.

4.2.3 Definition der anisotropen Materialeigenschaften

Die gezielte Realisierung von unterschiedlichen, richtungsabhängigen Widerstandskomponenten bei der Herstellung eines Glimmschutzbandes können zur Beeinflussung der Betriebsströme im Wicklungsstab genutzt werden. Kapitel 2.3.3 zeigt, dass im Betrieb parasitäre Kreisströme im AGS-System auftreten. Durch gezielte Erhöhung des AGS-Widerstandes können diese Kreisströme reduziert werden. Durch die Verwendung des AGS-Bandes im Nutaustrittsbereich zur Anbindung des EGS-Bandes, ist die Verlustleistung durch die EGS-Ströme über das AGS-Band ebenfalls abhängig vom Widerstand. Weiterhin fließt in Längsrichtung des Stabes in der AGS-Schicht ein Längsstrom, der zu zusätzlichen Verlusten führt. Bei der Ermittlung eines optimalen

AGS-Widerstands des homogenen Bandes muss ein Kompromiss unter Berücksichtigung von verschiedenen elektrischen und thermischen Belastungsgrößen, die den Betriebspunkt des AGS und des gesamten Isolationssystems beeinflussen, erfolgen. Die Minimierung der elektrischen und thermischen Belastungsgrößen des AGS-Systems ist bei der Verwendung von Bändern mit isotropen Widerstandseigenschaften ein Optimierungsproblem mit einem Freiheitsgrad. Das Ziel ist es, mit Hilfe eines frei wählbaren Parameters die optimalen Betriebseigenschaften des Isoliersystems zu finden, ohne die Geometrie des Isoliersystems oder des Generators zu ändern. Die Optimierung aller relevanten Betriebsgrößen führt zu einem Kompromiss aus maximal zulässiger, elektrischer Feldbelastung im AGS-System und maximal zulässiger Erwärmung des Isoliersystems durch parasitäre Ströme. Die Erhöhung der Freiheitsgrade kann zu einem besseren Ergebnis der Zielgrößen eines Optimierungsproblems führen. Durch jeden weiteren Parameter steigt die Modellkomplexität und führt zu mehr Kombinationsmöglichkeiten, um den optimalen Betriebspunkt zu erreichen. In Bezug auf das AGS-System ist eine gezielte Verwendung von Bändern mit anisotropen Materialeigenschaften denkbar. Die richtungsabhängigen Widerstände entsprechen hierbei den Freiheitsgraden der Optimierung. Wie bereits in Kapitel 2.1.4 diskutiert, besitzen Glimmschutzbänder herstellungsbedingt anisotrope Eigenschaften. Durch eine gezielte Anpassung der einzelnen Widerstandskomponenten bei der Produktion lassen sich Bänder erzeugen, die für jede Raumrichtung den optimalen Widerstand besitzen, und so die Belastungsgrößen des Isoliersystems minimieren. Sofern diese Widerstandskombination bekannt ist, kann ein AGS-Band entwickelt werden, welches durch den gezielten Einsatz von unterschiedlichen Partikelformen und Bandträgern angepasst werden kann. Die Definition der Widerstandskomponenten im AGS-Band ist in **Abbildung 4.2-5** dargestellt. Im Folgenden wird auf die Definition der Richtungskomponenten in Bezug auf das Band eingegangen. Um Verwechslungen der Richtungsdefinitionen zwischen dem Band und dem Stab zu vermeiden, wird an dieser Stelle auf die Bezeichnungen der Richtungen je nach Betrachtersystem hingewiesen. Wird das Band im gewickelten Zustand auf dem Stab betrachtet, ist die Querrichtung des Bandes äquivalent mit der Längsrichtung des Stabes.

Weiterhin folgt die Widerstandskomponente in Längsrichtung des Bandes dem Umfang des Stabes. Die Durchgangsrichtung ist in beiden Fällen identisch. Um die Widerstandskomponenten zu variieren, können verschiedenen Methoden verwendet werden. Zur Einstellung des Längs- und Querrichtungswiderstandes können unterschiedliche Partikelformen zum Einsatz kommen. Durch die Verwendung von z.B. ausgerichteten nadelförmigen Partikeln kann das Verhältnis zwischen Längs- und

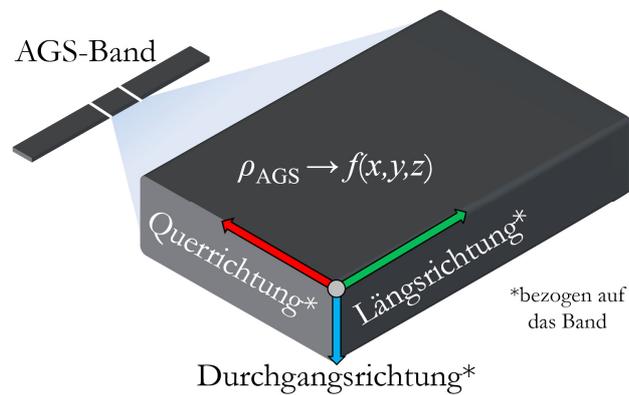


Abbildung 4.2-5: Definition der Richtungen im AGS-Band [Sta18]

Querwiderstand beeinflusst werden. Durch die Verwendung von unterschiedlichen Trägermaterialien oder unterschiedlichen, geschichteten Füllpartikeln kann der Durchgangswiderstand variiert werden. Durch eine optimale Auswahl von Materialien und Einstellung der Prozessparameter während der Herstellung des Bandes, kann die Widerstandscharakteristik bestimmt werden. Durch die erhöhte Anzahl der Freiheitsgrade ist ein reines experimentelles und empirisches Verfahren durch Herstellung und Testen von unterschiedlichen Bändern zeitaufwendig und unwirtschaftlich. Weiterhin ist bisher nicht bekannt, wie groß der tatsächliche Einfluss von anisotropen Materialien gegenüber isotropen Materialien als AGS-System ist. Um die optimalen Widerstandswerte zu ermitteln und um eine Abschätzung des wirtschaftlichen und produktionstechnischen Aufwandes zu machen, ist die Berücksichtigung von potentiellen anisotropen AGS-Materialien im FEM-Modell sinnvoll. Um das entwickelte FEM-Modell mit anisotropen Materialeigenschaften zu versehen, wird die Funktionalität der verwendeten FEM-Software ANSYS[®] zur Erstellung von raumabhängigen Materialien genutzt [Ans19]. In ANSYS[®] können für jede Raumrichtung unterschiedliche Materialeigenschaften definiert werden. Die Definition der Materialien erfolgt dabei in Anlehnung an das globale Koordinatensystem, in dem sich das FEM-Modell befindet. Durch die Bestimmung der x-, y- und z-Widerstandskomponenten können anisotrope Materialeigenschaften simuliert werden, welche während der Berechnung verwendet werden. Durch die Definition der richtungsabhängigen Materialeigenschaften an das globale Koordinatensystem, fehlt die Information über die Wickelrichtung des AGS-Bandes auf den Stab. Die Definition der Widerstandskomponenten in ANSYS[®] alleine ist unzureichend um die Anisotropie des Materials zusammen mit seiner Position und Ausrichtung im Raum realistisch abzubilden. Allerdings besteht die Option, das Koordinatensystem eines jeden Elementes im FEM-Modell zu ändern. Durch eine

angepasste Transformation der Koordinatensysteme des AGS-Materials im Modell, kann der Wickelsinn des Bandes simuliert werden. Zur Änderung des Koordinatensystems müssen die Transformationswinkel ermittelt werden. Die **Abbildung 4.2-6** zeigt, um welche Achsen das Koordinatensystem der einzelnen AGS-Elemente gedreht werden muss. Um den Wickelsinn des AGS-Bandes zu folgen, müssen die Koordinatensysteme mit den Normalvektoren der Oberfläche ausgerichtet werden. Durch Ermittlung der Normalvektoren des AGS-Materials und Abgleich mit dem globalen Koordinatensystem, kann der Transformationswinkel α berechnet werden.

$$\alpha_{i\text{AGS}} = \tan^{-1} \left(\frac{n_{y,i\text{AGS}}}{n_{x,i\text{AGS}}} \right) ; \quad \alpha_{a\text{AGS}} = \tan^{-1} \left(\frac{n_{y,a\text{AGS}}}{n_{x,a\text{AGS}}} \right) \quad (4.2-1)$$

Die Gleichung (4.2-1) zeigt, wie aus den Komponenten der Oberflächennormalen der Winkel α bestimmt werden kann. Da die Stäbe des verwendeten FEM-Modells in Richtung der z-Achse ausgerichtet sind, wird der Winkel aus den Normalkomponenten der Oberflächenelemente ermittelt. Für Doppel-AGS-Modelle wird zwischen einem Transformationswinkel für den inneren und äußeren AGS zusätzlich unterschieden. Da

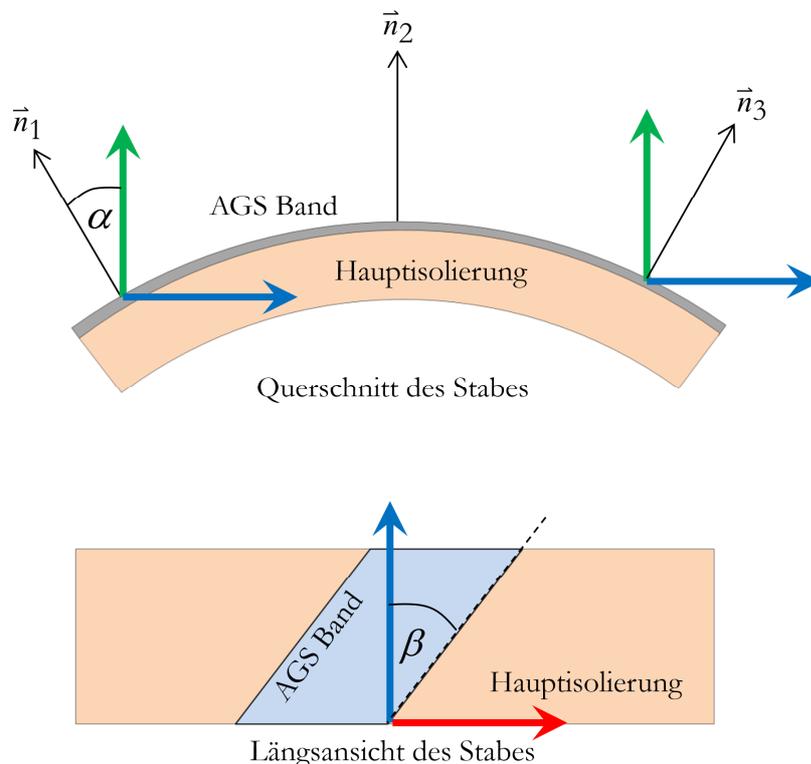


Abbildung 4.2-6: Definition der Transformationswinkel der lokalen Koordinatensysteme [Sta16]

das Band in einem abgeschragten Winkel auf den Stab gewickelt wird, muss eine weitere Koordinatentransformation durchgeführt werden. Durch die bekannten Geometriedaten kann der Transformationswinkel β bestimmt werden.

$$\beta_{iAGS} = \tan^{-1} \left(\frac{b_{iAGS} \cdot (1 - u_{iAGS})}{2 \cdot (h_K - 2r_K) + 2 \cdot (b_K - 2r_K) + 2 \cdot \pi \cdot (r_K + d_{IPS} + d_{Iso})} \right)$$

$$\beta_{aAGS} = \tan^{-1} \left(\frac{b_{aAGS} \cdot (1 - u_{aAGS})}{2 \cdot (h_K - 2r_K) + 2 \cdot (b_K - 2r_K) + 2 \cdot \pi \cdot (r_K + d_{IPS} + d_{Iso} + 2 \cdot d_{iAGS} + d_G)} \right) \quad (4.2-2)$$

Die Gleichung (4.2-2) zeigt, wie der Wickelwinkel ermittelt wird. Im FEM-Modell kann über den Überlappungsgrad des AGS-Bandes u_{iAGS} und u_{aAGS} sowie der Querschnittsgeometrie des Stabes der Winkel ermittelt werden. Die Größe der Überlappung der AGS-Bänder hängt vom Umfang des Stabes zuzüglich der darunterliegenden Isolierschichten ab. Aus dem geometrischen Verhältnis der Länge für eine Wicklung um den Stab und der angestrebten Überlappungsbreite kann der Transformationswinkel ermittelt werden. Der Zähler der Gleichung entspricht dabei der effektiven Überlappungsbreite, die aus der tatsächlichen Breite des AGS-Bands und dem Überlappungsfaktor bestimmt wird. Im Nenner der Gleichung wird der Umfang des AGS-Bands berechnet. Als Basis zur Ermittlung des Umfangs wird die Kupferstabbreite b_K , die Kupferstabhöhe h_K und der Kupferstabbradius r_K verwendet. Die zusätzlichen Dicken der Schichten des Isoliersystems unterhalb des AGS-Bandes werden ebenfalls berücksichtigt. Diese sind für das einschichtige System bzw. der inneren AGS-Lage die Dicke der Innenpotentialsteuerung d_{IPS} und die Dicke der Hauptisolierung d_{Iso} . Bei der

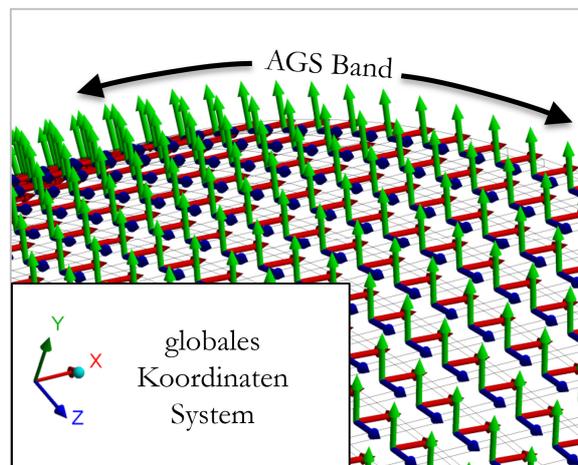


Abbildung 4.2-7: Transformierte lokale Koordinatensysteme der AGS-Elemente [Sta16]

Verwendung eines Doppel-AGS kommt noch die Dicke der inneren AGS-Lage d_{iAGS} sowie die Dicke der verwendeten Spaltglimmerschicht d_G hinzu. Der Transformationswinkel des inneren AGS ist daher äquivalent mit dem Winkel für ein einschichtiges Modell. Nach der Durchführung beider Transformationen für das Modell, folgen die Koordinatensysteme dem Bandverlauf. Die **Abbildung 4.2-7** zeigt schematisch die lokalen Koordinatensysteme der einzelnen Elemente im AGS-Band relativ zum globalen Koordinatensystem. Durch die gezielte Anpassung der einzelnen Widerstandskomponenten des AGS-Materials kann nach der Transformation das Band im gewickelten Zustand dargestellt werden. Die x-, y- und z-Achse im lokalen Koordinatensystem entsprechen jetzt der Querrichtung, Durchgangsrichtung und Längsrichtung des Bandes.

4.2.4 Vorberechnung: Analytische Annäherung

Die entstehenden Eisen- und Wirbelstromverluste können durch empirische Parameter abgeschätzt werden. Die Hystereseverluste im Blechpaket im Bereich des Nutaustritts können durch die folgende Gleichung bestimmt werden.

$$P_{\text{hyst}} = V_{\text{Eisen}} \cdot p_{\text{Eisen}} \quad (4.2-3)$$

Es wird angenommen, dass pro Volumen Blechpaket eine definierte Leistung umgesetzt wird. Durch den Faktor p_{Eisen} wird die umgesetzte Verlustleistung bestimmt. Die Faktoren p_{Eisen} sind für die hier betrachteten Generatoren seitens des Unternehmens „Siemens-Energy“ bereitgestellt worden. Der Definitionsbereich für den Parameter liegt bei $1 \text{ kW/m}^3 < p_{\text{Eisen}} < 20 \text{ kW/m}^3$ und ist für das komplette Blechpaket gültig. Die magnetischen Feldlinien des Rotorfeldes werden im Abtreppungsbereich des Blechpaketes verzerrt und führen zu Wirbelströmen in den Teileitern des Kupferstabes und zu einer zusätzlichen Erwärmung. Die entstehenden Verluste können durch folgende Gleichung abgeschätzt werden.

$$P_{\text{Wirbel}} = P_{\text{Kupfer}} \cdot \gamma_{\text{Wirbel}} \quad (4.2-4)$$

Die Wirbelstromverluste P_{Wirbel} korrelieren linear mit der Verlustleistung der Kupferteileiter. Der Proportionalitätsfaktor ist definiert als $\gamma_{\text{Wirbel}} > 1$ und ist nur für den Bereich des Kupfers im Nutaustritt gültig. Die Kupferverluste können analytisch aus dem bekannten Kupfervolumen und dem Nennstrom der Stäbe berechnet werden, es gilt:

$$P_{\text{Kupfer}} = \rho_{\text{Kupfer}} \cdot \frac{l_{\text{Stab}}}{A_{\text{Stab}}} \cdot I_{\text{N}}^2 \quad (4.2-5)$$

Mit dem spezifischen Widerstand von ρ_{Kupfer} , der Stablänge l_{Stab} und den Querschnitt des Kupferstabs A_{Stab} , kann für verschiedenen Nennstrom I_{N} die Verlustleistung angegeben werden.

4.2.5 Berechnung 1: AGS-Verluste

Die Berechnung 1 der Verlustleistung im AGS-System durch parasitäre Längsströme wird vor der elektrisch/thermischen gekoppelten Hauptberechnung vorgenommen. Für die Abschätzung der AGS-Verluste wird der Strom in Längsrichtung des Generatorstabes ermittelt. Der über das AGS-System fließende parasitäre Strom kann durch den Aufbau des Stabsystems und der Nennspannung abgeschätzt werden. Wie in Kapitel 2.1 gezeigt, setzt sich die Generatorspannung U_{N} aus der Reihenschaltung der Einzel-Stabspannung U_{Stab} zusammen. Der Aufbau der Wicklung ist für jede der vier untersuchten Maschinen unterschiedlich und muss vorab berechnet werden. Es wird angenommen, dass das Stromdichteprofil in Stabsquerschnittsrichtung näherungsweise homogen ist und analytisch abgeschätzt werden kann. Wie in Kapitel 2.3.3 gezeigt, entsteht der parasitäre Stromfluss in Längsrichtung des Stabes durch die Induktion der Spannung in der Schleife AGS, Blechpaket und Schichtbalken. Im Nutbereich ist diese Annahme hinreichend genau und kann verwendet werden. Im Nutaustrittsbereich ist das magnetische Feld des Rotors nicht mehr homogen und wird durch die Rotorkappe abgeschwächt. Es bilden sich im Bereich des Nutaustritts Wirbelströme zwischen den einzelnen Elektroblechen, dem AGS-System und dem Schichtbalken aus. Der AGS-Strom in Längsrichtung des Stabes fließt im Bereich des Nutaustrittes in radialer Richtung über das Blechpaket zum Schichtbalken. Eine vereinfachte Übersicht dieses Prozesses ist in der **Abbildung 4.2-8** dargestellt. Um die Erwärmung des parasitären AGS-Stromes im FEM-Modell zu berücksichtigen, wird auf der Stirnseite des AGS-Systems im Nutbereich des Modells eine Spannung U_{Stim} definiert. Um die maximal mögliche Erwärmung im Nutaustrittsbereich durch den AGS-Längsstrom abzuschätzen, wird angenommen, dass der AGS-Strom sich auf den letzten Abschnitt des Blechpaketes konzentriert und von dort aus zum Schichtbalken fließt. Durch die Bewertung des ungünstigsten anzunehmenden Ereignisses kann auf eine weitere Berechnung der tatsächlichen Kreisströme im Blechpaket für verschiedene Betriebspunkte verzichtet werden. Um den Stromkreislauf zu schließen, wird als Gegenpotential zu U_{Stim} die Erdung im letzten Blechpaketabschnitt definiert. In Kapitel 2.3.3 ist die induzierte Spannung im AGS als Ursache für den

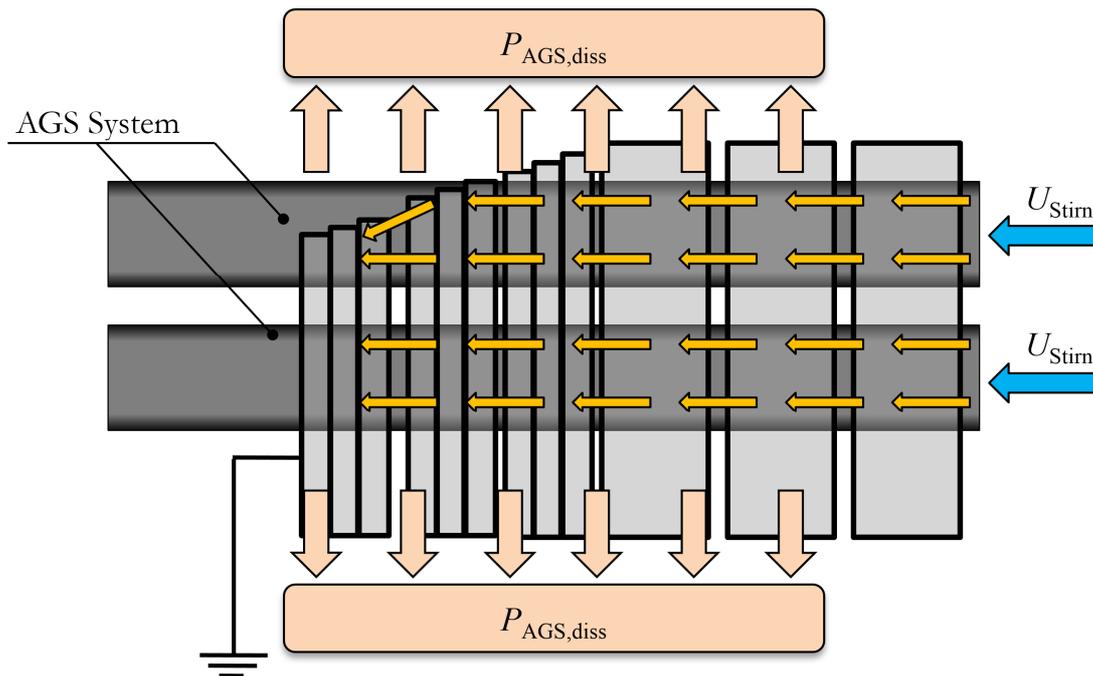


Abbildung 4.2-8: Schematische Übersicht der 1. Berechnung zur Ermittlung der parasitären AGS-Systemverluste in Stabrichtung

parasitären AGS-Strom in Längsrichtung des Stabes beschrieben worden. Die Stabspannung kann entsprechend der modellierten Stablänge umgerechnet werden. (siehe Gleichung (2.1-1)).

$$U_{\text{Stim}} = \frac{U_{\text{N}}}{n_{\text{Stab}} \cdot \sqrt{3}} \cdot \frac{l_{\text{Modell}}}{l_{\text{Stab}}} \quad (4.2-6)$$

Die Entfernung zwischen der Stirnfläche mit Randbedingung U_{Stim} und dem Gegenpotential l_{Modell} kann in Verbindung mit Gleichung (4.2-6) zur Bestimmung von U_{Stim} verwendet werden. Bei jedem der betrachteten Generatoren ist die Anzahl der Stäbe n_{Stab} , die Länge der Stäbe l_{Stab} und die Nennspannung U_{N} unterschiedlich. Zusätzlich ist das Wickelschema mancher Generatoren komplizierter als das hier dargestellte vereinfachte Modell und eine reine Reihenschaltung der Stäbe liegt nicht immer vor. Es können mehrere Spulenpaare bestehen, die durch Parallelschaltung zu einer erhöhten Stromtragfähigkeit des Wickelsystems führen. Dennoch gilt, unabhängig vom genauen Aufbau der Generatorwicklung, grundsätzlich die Annahme aus Kapitel 2.3.3 und die Verwendung der Gleichung (4.2-6) zur Bestimmung der Randbedingung U_{Stim} .

4.2.6 Berechnung 2: Hochspannungsbelastung

Die Berechnung 2 (siehe **Abbildung 4.2-9**) wird nach der Ermittlung der AGS-, Kupfer- und Eisenverluste durchgeführt. Dafür werden die Randbedingungen aus Berechnung 1 im FEM-Modell gelöscht und neu definiert. An der Oberfläche des Kupferstabes werden die jeweiligen Ober- und Unterlageabspannungen des zu berechnenden Generators definiert. Zur Ermittlung der maximalen elektrischen Feldbelastung wird die Spannung des Phasenstabes angenommen. Das gesamte Blechpaket wird als geerdet angenommen und stellt die Gegenelektrode zu den auf Hochspannung liegenden Kupferstäben dar. Aus dem Modell können zusätzliche thermische Verluste durch die Verschiebungsströme im Isoliersystem und der leitfähigen AGS-Schicht ermittelt werden.

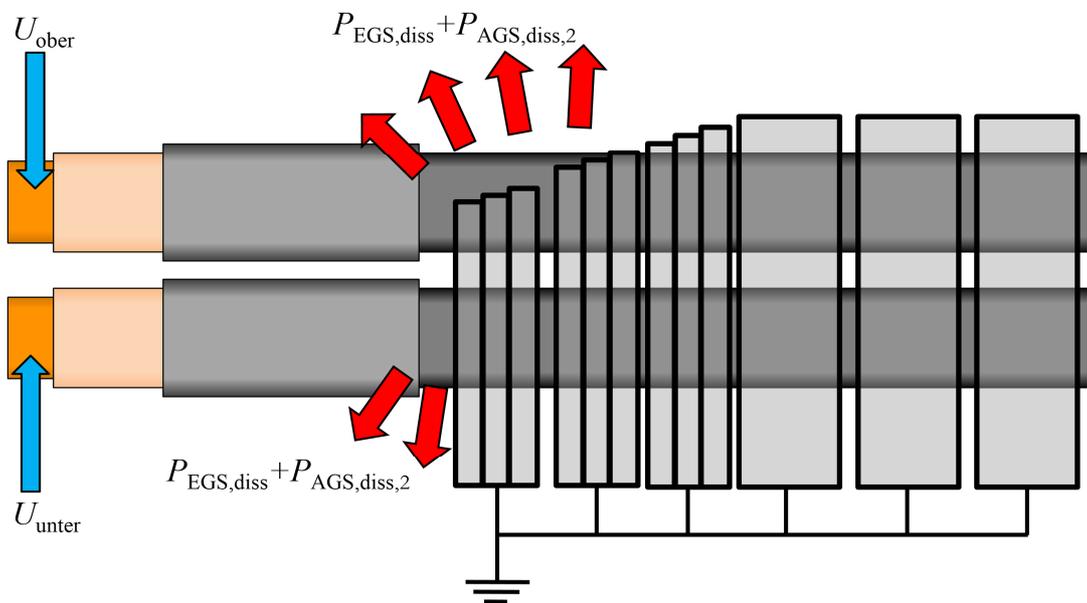


Abbildung 4.2-9: Schematische Übersicht der 2. Berechnung zur Ermittlung der AGS System Verluste

Die Addition aller ermittelten Verluste wird als Randbedingung im thermischen Modell genutzt. Die **Abbildung 4.2-10** zeigt schematisch eine Übersicht aller auftretenden Verluste in der Berechnung des FEM-Modells an. Alle Verluste werden für jedes Finite Element gespeichert oder im Fall der analytisch berechneten Verluste elementspezifisch umgewandelt.

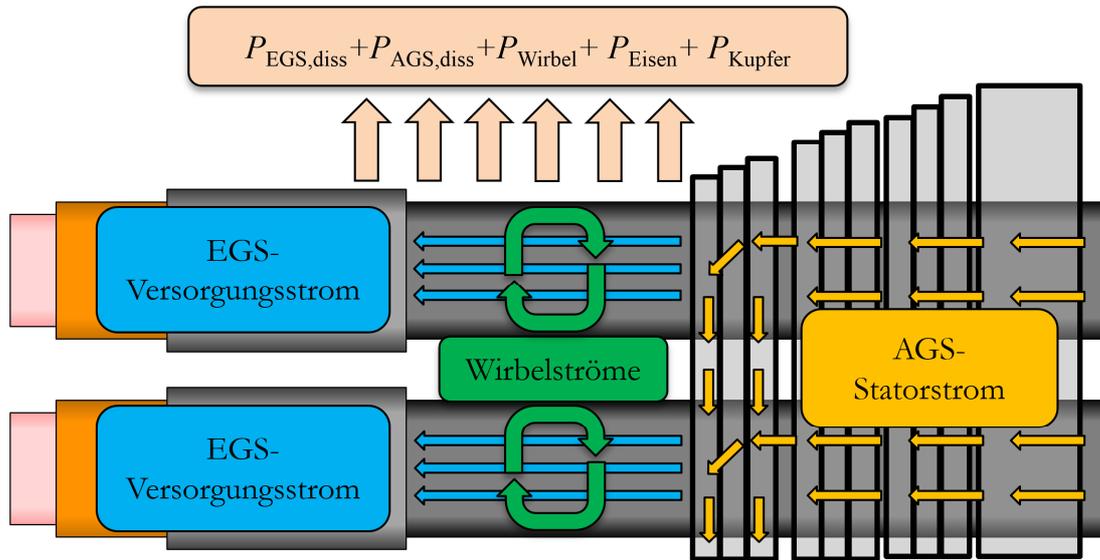


Abbildung 4.2-10: Übersicht der Verlustleistungen im Nutaustrittsbereich

4.2.7 Berechnung 3: Temperaturbelastung

Das thermische Modell nutzt die ermittelten Verluste als Randbedingung zur Bestimmung der Wärmegenerationsrate im Volumen des FEM-Modells. Mit der Annahme, dass die Wärmeabfuhr durch Konvektion dominiert wird, erfolgt die thermische Berechnung. Durch Berechnung des Gleichgewichts aus generierter und abgeführter Wärme im FEM-Modell kann ein stationäres Temperaturprofil im Generator ermittelt werden (siehe **Abbildung 4.2-11**). Als Randbedingung werden die Temperatur der umgebenden Luft sowie des Wärmeübergangskoeffizienten α_{con} angegeben [Klu13].

$$\dot{Q}_{\text{elem}} = \alpha_{\text{con}} \cdot A_{\text{elem}} \cdot (g_{\text{surf}} - g_{\text{amb}}) \quad (4.2-7)$$

Die Gleichung (4.2-7) beschreibt den Zusammenhang zwischen der Wärmegenerationsrate und der Differenztemperatur zwischen Modelloberfläche und

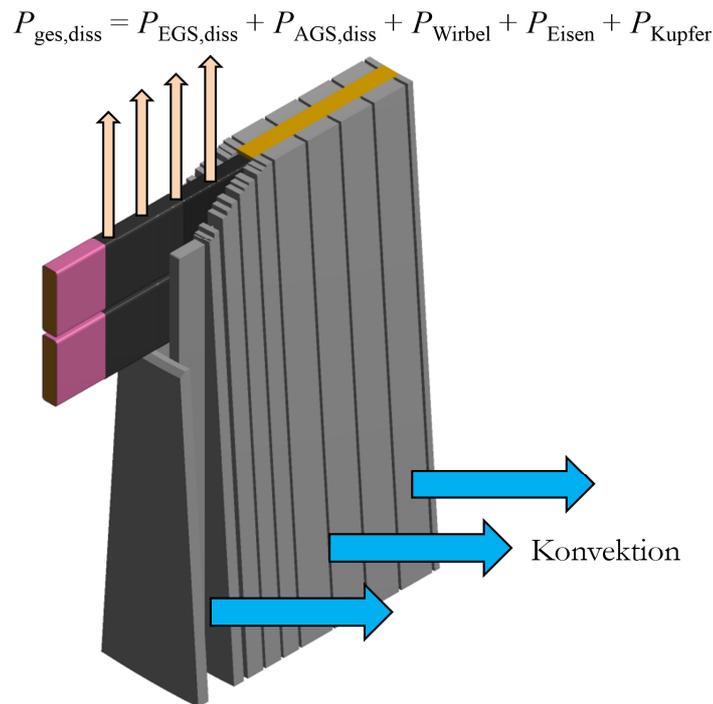


Abbildung 4.2-11: Schematische Übersicht der 3. Berechnung zur Ermittlung der Temperaturverteilung

Umgebung durch die Fläche eines Finiten Elements. Der Wärmeübergangskoeffizient ist je nach Generortyp und Position im Bereich $\alpha_{\text{con}} = 50 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2 - 150 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ definiert. Durch die Gleichung (4.2-7) kann die Berechnung auf Leistungsgrößen reduziert und somit auf eine zusätzliche, numerische Fluidsimulation verzichtet werden.

Um die nichtlinearen Eigenschaften des EGS-Systems zu berücksichtigen, müssen die Belastung durch das elektrische Feld, sowie die lokale Temperatur an der Staboberfläche iterativ berechnet werden. Die Berechnung wird als doppelt iterative Schleife durchgeführt (siehe **Abbildung 4.2-4**). In der inneren Schleife wird die elektrische Belastung auf das Isoliersystem durch Vorgabe der Generatornennspannung am Kupferstab berechnet. Die äußere Schleife führt, unter Berücksichtigung der zusätzlichen zuvor berechneten thermischen Verluste, eine iterative Temperaturberechnung aus.

4.2.8 Iterativer Berechnungsprozess

Der Ablauf der doppelt iterativen Schleife (Berechnung 2 und Berechnung 3) wurde von [Sta09, Sta12] übernommen und zur Anwendung auf ein parametrisches Sektorenmodell eines Generators erweitert. In [Sta12] konnte nachgewiesen werden, dass die quasistationäre Betrachtungsweise der maximalen Feldbelastung des Systems

näherungsweise quivalent zu einer transienten Berechnung ist. Die Berechnung des komplexwertigen Potentials $\underline{\varphi}$ genügt der Differentialgleichung (4.2-8) [Sta12].

$$\nabla \left[\underline{j} \cdot \underline{\omega} \cdot \underline{\varepsilon}_r \cdot \underline{\varepsilon}_0 \cdot \nabla \underline{\varphi}(\vec{r}) \right] + \nabla \left[\frac{1}{\rho(|\vec{E}(\vec{r})|, T(\vec{r}))} \cdot \nabla \underline{\varphi}(\vec{r}) \right] = 0 \quad (4.2-8)$$

Der Materialparameter ρ ist formal abhängig vom Betrag der lokalen elektrischen Feldstärke $|\vec{E}(\vec{r})|$ und Temperatur $T(\vec{r})$.

Der Zusammenhang zwischen der elektrischen Feldstärke und dem Potential kann über die folgende Gleichung berechnet werden.

$$\vec{E}(\vec{r}) = -\nabla \underline{\varphi}(\vec{r}). \quad (4.2-9)$$

Isolierkomponenten wie der AGS und die Hauptisolierung werden als feld- und temperaturunabhängig betrachtet. Die Formulierung der Abhängigkeit wird ausschließlich für die Definition des EGS verwendet. Die Materialkennlinie des EGS wird über die Gleichung (4.2-10) beschrieben [Sta12]. Die Parameter A_{EGS} und B_{EGS} sind abhängig von den Materialeigenschaften des EGS-Bandes und können unterschiedlich ausfallen. Bis zu einer Feldstärke von $|\vec{E}| < |\vec{E}_G|$ hat die EGS-Kennlinie einen linearen Charakter. Die Feldstärke $|\vec{E}_G|$ stellt die Schaltfeldstärke des EGS-Materials dar, ab dem die nicht-lineare EGS-Charakteristik zunimmt. Das hier betrachtete EGS-Material verhält sich zusätzlich wie ein Heileiter und nimmt bei steigender Temperatur an Leitfähigkeit zu.

$$\rho(|\vec{E}(\vec{r})|, T(\vec{r})) = e^{A_{\text{EGS}} \cdot \left(\frac{1}{T(\vec{r})} - \frac{1}{T_0} \right)} \begin{cases} \rho_0(T_0) & |\vec{E}| < |\vec{E}_G| \\ \rho_0(T_0) \left(\frac{|\vec{E}|}{|\vec{E}_G|} \right)^{1-B_{\text{EGS}}} & |\vec{E}| \geq |\vec{E}_G| \end{cases} \quad (4.2-10)$$

Die Temperaturabhängigkeit des EGS-Materials kann durch eine anschließende Temperaturberechnung berücksichtigt werden. Die Ermittlung des stationären Temperaturprofils im Isoliersystem kann durch die folgende Gleichung berechnet werden:

$$\nabla[-\lambda \cdot \nabla T(\vec{r})] = \bar{p}_{\text{ges,diss}}(\vec{r}). \quad (4.2-11)$$

Der Parameter $\bar{p}_{\text{ges,diss}}(\vec{r})$ entspricht der Summe der Wärmegenerationsrate jedes einzelnen Körpers. Unter Berücksichtigung der Konvektionsrandbedingung aus Kapitel 4.2.7 kann das Temperaturfeld im Generator berechnet werden. Durch iteratives Lösen des Potentials und der Temperatur kann eine hinreichend genaue Beschreibung der elektrischen und thermischen Felder erzielt werden. Die Berechnungsschleife wird solange wiederholt, bis die Abweichung der EGS-Kennlinie zur lokalen elektrischen Feldstärke und der Temperatur weniger als 5% beträgt. Nachdem die Berechnung abgeschlossen ist, können die einzelnen Feldgrößen ausgewertet werden.

4.3 Elektrische Bewertung des AGS-Systems

Die Berechnung der vier Generatoren wird gemäß des zuvor hergeleiteten FEM-Modells und der Berechnungsvorschriften durchgeführt. Der Lösungsprozess wird für unterschiedliche AGS-Widerstandswerte wiederholt, sodass die thermischen und elektrischen Belastungen in Abhängigkeit des AGS-Widerstandes bewertet werden können.

4.3.1 Oberflächenpotential

Die **Abbildung 4.3-1** zeigt das Oberflächenpotential der Generatorstäbe für verschiedene AGS-Widerstände. Der Potentialverlauf des unteren Stabmodells ist unter Annahme eines AGS-Widerstandes von $R_{\square, \text{AGS}} = 1 \text{ k}\Omega/\square$ berechnet worden. Die Außenseite des Stabmodells ist an das geerdete Blechpaket angebunden und es kommt zu keinen nennenswerten Potentialabfällen im Nut- und im Abtreppungsbereich. Im Überlappungsbereich zwischen AGS und EGS steigt das Oberflächenpotential bis zur charakteristischen Potentialüberhöhung im EGS-System definiert an und reduziert sich dann im weiteren Verlauf auf die Nennpotential der Hauptisolierung. Die Innen- und Außenseite der Hauptisolierung hat das gleiche Potential und ist in radialer Stabrichtung (Durchgangsrichtung) spannungsfrei. Der Einfluss des AGS-Widerstandes auf die Potentialverteilung wird beim oberen Stabmodell sichtbar. Für einen AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 10 \text{ M}\Omega/\square$ kommt es zu einem deutlich sichtbaren Potentialanstieg des AGS im Nutaustrittsbereich.

Allgemein führt eine Erhöhung des AGS-Widerstandes zu einem Anstieg des Oberflächenpotentials. In **Abbildung 4.3-1** ist ein Pfad zur Auswertung des Oberflächenpotentials gekennzeichnet. Das Potential entlang dieses Pfades ist in **Abbildung 4.3-2** dargestellt. Hierbei ist das Potentialprofil die Nennspannung normiert dargestellt. Das Potential entlang des Pfades ist der jeweiligen relativen Position zugeordnet. Im Bereich $0\% < x/L < 60\%$ verläuft der Pfad innerhalb des Nutbereichs.

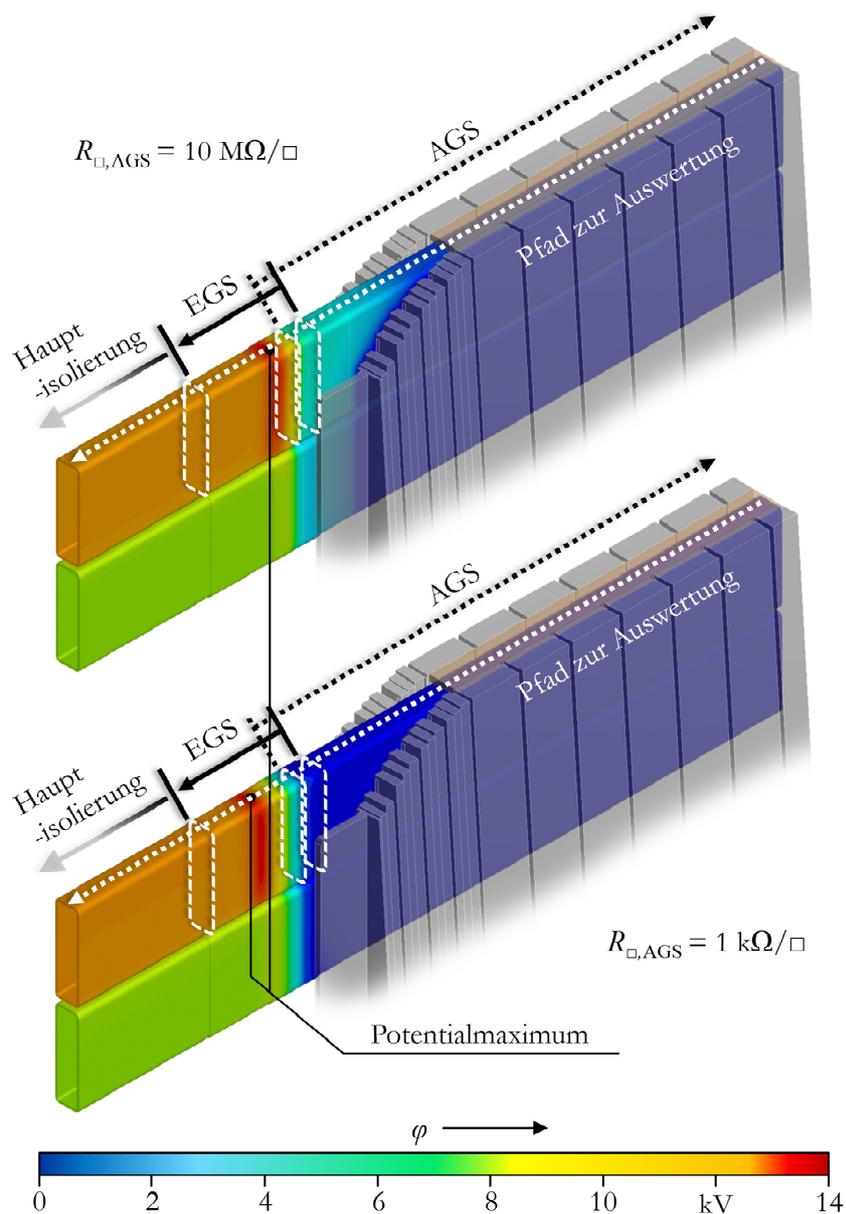


Abbildung 4.3-1: Oberflächenpotential des Generators A für die AGS Widerstände $R_{\square, \text{AGS}} = 1 \text{ k}\Omega/\square$ (unten) und $R_{\square, \text{AGS}} = 10 \text{ M}\Omega/\square$ (oben)

Das Oberflächenpotential in diesem Bereich ist $U(x)/U_N > 0\%$. Da nicht der komplette Stab im Kontakt mit dem geerdeten Blechpaket ist, fällt immer ein Teil der Spannung an der Oberfläche des freiliegenden Stabes ab. Die Höhe des Spannungsabfalls hängt von der Höhe des AGS-Widerstandes ab. Im Nutaustrittsbereich ist ein flächiger Kontakt des AGS-Systems mit dem Blechpaket nicht gegeben. Ab den Streckenabschnitt $x/L > 60\%$ verlässt der Generatorstab den Nutbereich und der Anteil der freiliegenden Staboberfläche nimmt stetig zu. Unabhängig vom betrachteten Widerstand in **Abbildung 4.3-2** besitzt jede Potentialkurve eine ausgeprägte Spannungsüberhöhung im EGS-

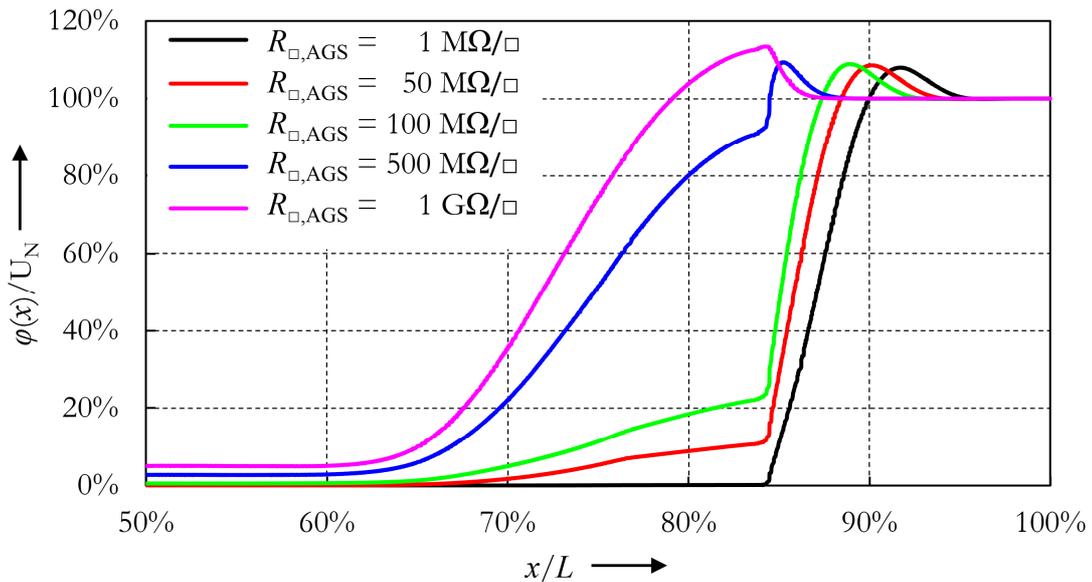


Abbildung 4.3-2: Oberflächenpotential des äußeren AGS entlang des Pfades am Oberlagestab des Generators A für verschiedene AGS-Widerstände

Bereich. Für einen AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} < 1 \text{ M}\Omega/\square$ ist ein Potentialanstieg im AGS-System nicht erkennbar. Für einen Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 10 \text{ M}\Omega/\square$ (siehe auch **Abbildung 4.3-1**) bzw. $R_{\square, \text{AGS}} = 50 \text{ M}\Omega/\square$ ist eine Erhöhung des Potentials im Nutaustrittsteil des Stabes sichtbar. Das Potential im Überlappungsbereich zwischen AGS und EGS nimmt mit der Erhöhung des AGS-Widerstandes zu. Bei einem Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 100 \text{ M}\Omega/\square$ beträgt der Anteil des Oberflächenpotentials $U(x)/U_N \approx 20\%$. Ab einem Widerstandswert von $R_{\square, \text{AGS}} = 1 \text{ G}\Omega/\square$ baut sich das komplette Potential im AGS-System auf und ersetzt die Funktionalität des EGS-Systems zur Feldsteuerung.

Der Widerstand des AGS-Systems beeinflusst die Wirkung des EGS-Systems. Die Materialkennlinie des EGS bestimmt die Feldsteuerungseigenschaften des Nutaustrittsbereichs und ist in **Abbildung 4.3-3** für einen AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 1 \text{ M}\Omega/\square$ entlang des Pfades dargestellt. Vom Nutaustritt bis zum Übergang des EGS-Systems liegt das Erdpotential des Blechpaketes mit vernachlässigbaren Potentialaufbau am EGS an. Der Überlappungsbereich zwischen AGS und EGS ist an der Stelle $x/L \approx 84\%$ beendet, ab dieser Stelle ist allein der EGS für weitere Potentialverteilung entscheidend. Der nicht-lineare Charakter der Kennlinie ist in diesen Bereich erkennbar. Die Grundleitfähigkeit des EGS-Materials ist im Bereich von $R_{\square, \text{EGS}} \approx 70 \text{ G}\Omega/\square$. Mit zunehmender Wegstrecke x verringert sich der EGS-Widerstand. Am Wendepunkt $R_{\square, \text{EGS}} \approx 1 \text{ G}\Omega/\square$ nimmt der EGS-Widerstand wieder zu und das Material nimmt wieder seine Grundleitfähigkeit an. Am Ende des EGS-Systems ist das

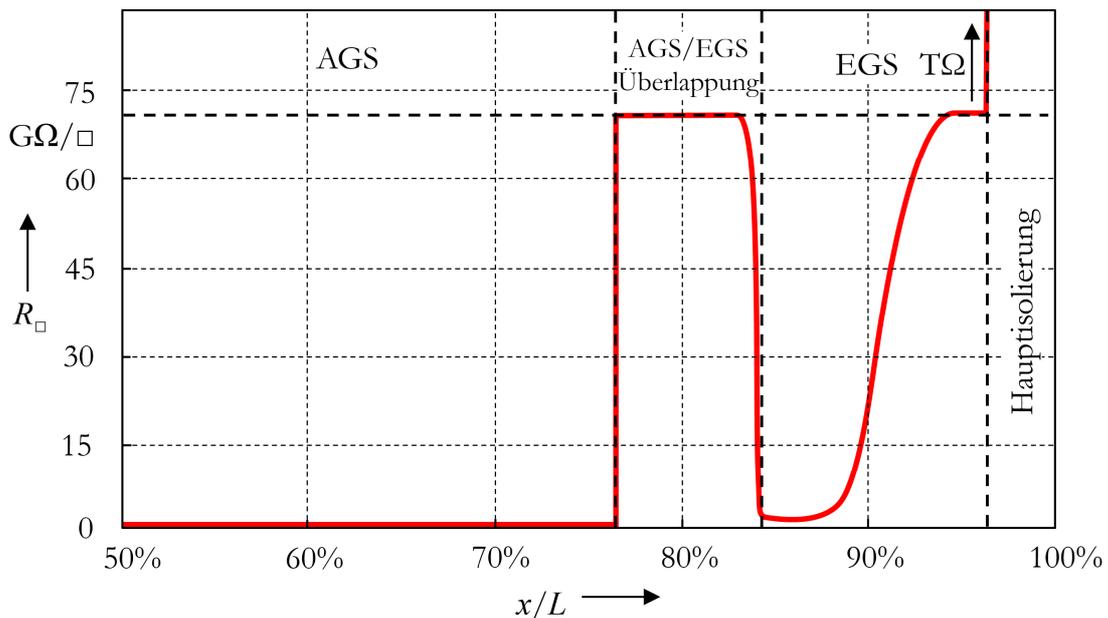


Abbildung 4.3-3: Widerstandskennlinie entlang der Staboberfläche des Generators A

Oberflächenpotential gleich dem Stabpotential und der Spannungsabfall in der Hauptisolierung ist gleich Null (siehe Kapitel 3.3). Der Übergang vom hochohmigen EGS zur Hauptisolierung stellt einen Sprung des Widerstandes im $T\Omega$ -Bereich dar. Da keine Potentialdifferenz im Bereich der Hauptisolierung vorliegt, hat der Sprung der Widerstandscharakteristik einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Potentialverteilung an der Staboberfläche.

4.3.2 Oberflächenfeldstärke

Wird der AGS-Widerstand zu hoch gewählt, führt dies zu einer Potentialverschiebung im Austrittsbereich und zu einer Erhöhung der elektrischen Feldstärke im AGS. An der Übergangsstelle zwischen dem Blechpaket und dem AGS ist an den Kanten eine erhöhte Feldkonzentration erkennbar (siehe **Abbildung 4.3-4**). Um Entladungen im Nutaustrittsbereich zu vermeiden, darf die Grenzfeldstärke der Isolierfestigkeit an der Staboberfläche nicht überschritten werden. Aus [Sch11] kann ein Grenzwert für die maximal zulässige tangentielle Oberflächenfeldstärke abgeleitet werden. Für eine mäßig beschmutzte Oberfläche des Generatorstabes ist die Isolierfestigkeit mit $E_{t,max} \approx 0,5 \text{ kV/mm}$ ermittelt worden. In **Abbildung 4.3-4** ist die maximale Oberflächenfeldstärke im äußeren AGS-Band dargestellt. Die Ermittlung der elektrischen Feldstärke erfolgt aus der Berechnung für verschiedene AGS-Widerstände des parametrischen Generatormodells. An dem Schnittpunkt der dargestellten

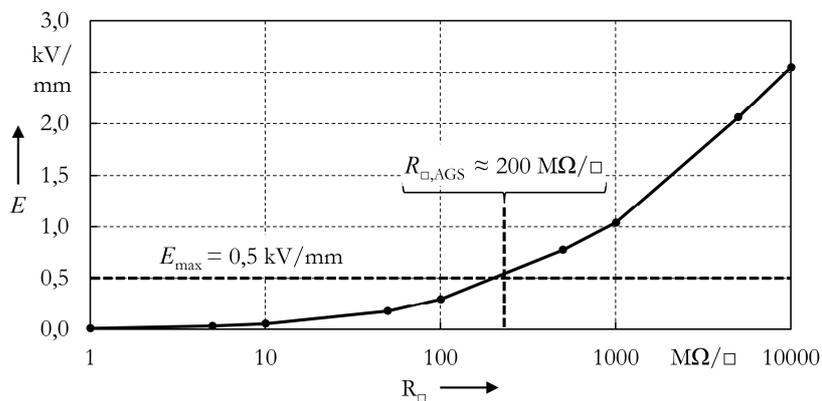
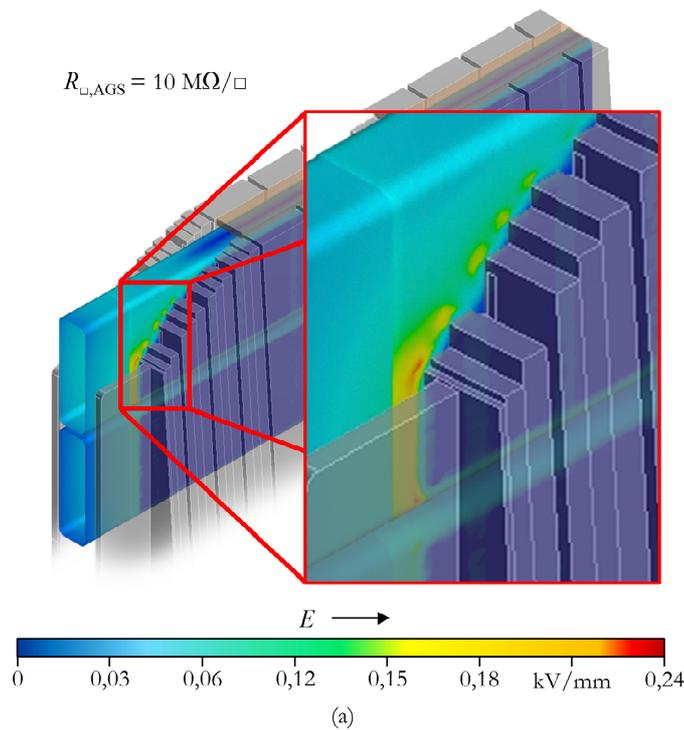


Abbildung 4.3-4: Oberflächenfeldstärke der äußeren AGS-Schicht (oben) und Kennlinie der Oberflächenfeldstärke (unten) – Generatortype A

Feldstärkekennlinie mit der maximalen zulässigen Grenzfeldstärke lässt sich ein AGS-Widerstand herleiten. Bei einem AGS-Widerstand von $R_{\square,AGS} > 200 \text{ M}\Omega/\square$ steigt die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Oberflächenentladungen deutlich.

4.3.3 Feldstärke im Spaltglimmer

Neben der Reduktion der Oberflächenfeldstärke ist die Minimierung der Feldstärke im inneren des Isoliersystems Ziel einer Optimierung. Wie in Kapitel 3.4 beschrieben, bildet sich ein Spannungsabfall entlang des Stabumfangs durch die kapazitive Kopplung

zwischen der inneren und äußeren AGS-Lage aus. Die **Abbildung 4.3-5** zeigt die Potentialverteilung der inneren AGS-Schicht anhand zweier Ansichten. Die linke Abbildung zeigt deutlich den Effekt der Kontaktstellen des geerdeten Durchflechtbandes mit der inneren AGS-Lage auf die Potentialverteilung (blaue Stellen in **Abbildung 4.3-5 (a)**). Die Unstetigkeit zwischen den einzelnen Kontaktstellen kann durch die lückenhafte Kontaktierung zwischen äußeren AGS und den Lüftungsschlitzen des Blechpaketes erklärt werden. Durch die nicht gleichmäßige Verteilung der Kontaktstellen in Verhältnis mit den Lüftungsschlitzen bilden sich verschiedenen Verschiebungsströme im AGS-System aus, die unterschiedlichen Spannungsabfälle im inneren AGS führen. In Richtung des Umfangs baut sich das Potential des inneren AGS auf und besitzt ein Maximum auf der abgewandten Seite des Durchflechtbandes (siehe **Abbildung 4.3-5 b**). Während der äußere AGS durch die flächige Kontaktierung mit dem Blechpaket näherungsweise auf Erdpotential bleibt, führt die die Potentialerhöhung im inneren AGS-System zu einem Potentialunterschied zwischen beiden AGS-Lagen. Der Spannungsunterschied zwischen den AGS-Lagen führt zu einer Feldbelastung der Spaltglimmerlage. Das Potential des inneren AGS nimmt entlang des Stabes auf beiden Breitseiten ab. Im Austritt des Stabes aus der Nut ist kein flächiger Kontakt zwischen dem

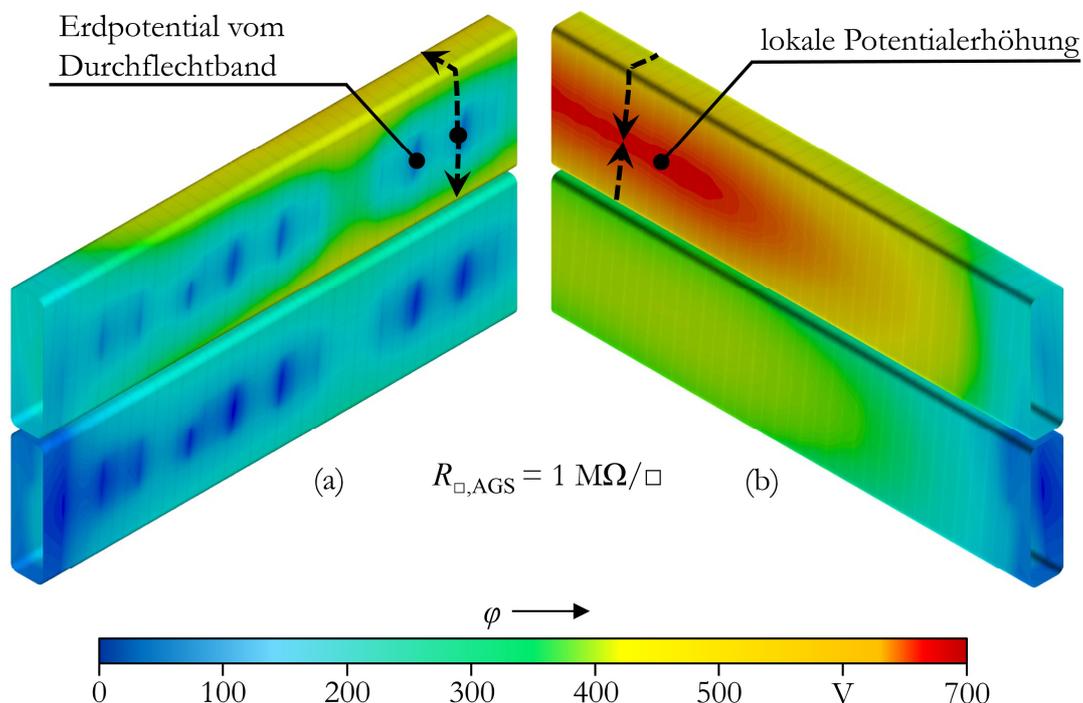


Abbildung 4.3-5: Potentialverteilung im inneren AGS für einen AGS-Widerstand von $R_{\square,AGS} = 1 \text{ M}\Omega/\square$ für den Generatortypen A [Sta18]

Blechpaket und dem äußeren AGS gegeben. Es bildet sich ein Spannungsabfall entlang der äußeren AGS-Lage aus (siehe Kapitel 3.4). Über das Durchflechtband bildet sich das erhöhte Potential im Nutaustrittsbereich der äußeren AGS-Lage aus. An den Kontaktstellen des Durchflechtbandes mit dem inneren AGS liegt näherungsweise das Potential des äußeren AGS an. Im Übergangsbereich des AGS- und EGS-Systems werden die innere und äußere AGS-Lage zusammengeführt. Die Trennung der beiden AGS-Lagen ist an dieser Stelle aufgehoben und die Potentialverteilung in Richtung des Stabumfangs ist homogen. Die Potentialüberhöhung der inneren AGS-Lage wird mit steigendem Abstand zum Blechpaket schwächer. Das Angleichen der Potentiale zwischen der inneren und äußeren AGS-Lage und die Reduktion der Potentialerhöhung führen zu einer Schwächung des elektrischen Feldes im Spaltglimmer. Das höchste Potential der inneren AGS-Lage befindet sich, mit dem größten beidseitigen Abstand der Nutaustrittsbereiche, folglich in der Mitte der Nut. Sind die Enden der Windung an einer Seite zu einem gemeinsamen Sternpunkt zusammengeschaltet, liegt eine stetige Erhöhung des Stabpotentials in Abhängigkeit der Entfernung zum Sternpunkt innerhalb der Wicklung vor (siehe Kapitel 2.1.2). Die maximale Feldbelastung des Spaltglimmers liegt demzufolge nicht mehr in der Nut-Mitte, sondern in Richtung des Nutaustritts. Die genaue Position der maximalen Feldbelastung des Spaltglimmers in Längsrichtung des Stabes wird an dieser Stelle nicht weiter untersucht. Es ist hervorzuheben, dass der Verschaltungszustand der Stäbe einen Einfluss auf Position der Feldbelastung im Stab haben kann. Für die Betrachtung der Potentialverteilung in Umfangsrichtung des inneren AGS wird die Verwendung eines gleichmäßig verteilten Potentials am inneren der Hauptisolierung als hinreichend genau betrachtet.

Zur Bestimmung der maximal zulässigen Feldstärkebelastung kann die elektrische Feldstärke des Spaltglimmers über die Formel

$$E_{\text{Spalt,max}} = \frac{U_{\text{Spalt,max}}}{d_{\text{Spalt}}} \quad (4.3-1)$$

angenähert werden. Der gleichmäßig geschichtete Aufbau der Isolierung führt zu einem homogenen elektrischen Feld in der Spaltglimmerlage.

Die Auswirkung verschiedener AGS-Widerstände auf elektrische Feldstärke im Spaltglimmer ist in **Abbildung 4.3-6** für die unterschiedlichen Generatortypen dargestellt. Die Feldstärke wird hierbei mit der Gleichung (4.3-1) berechnet. Zur Ermittlung eines Grenzwertes für den AGS-Widerstand wird die Grenzfeldstärke für Delaminationen aus Kapitel 3.6 verwendet.

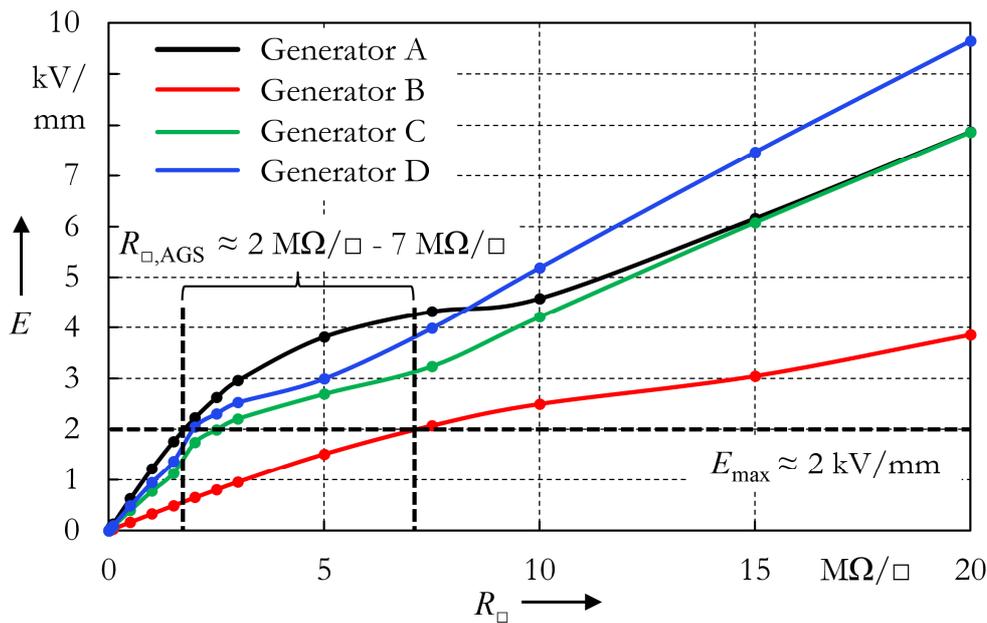


Abbildung 4.3-6: Feldstärke des inneren AGS für verschiedene Generatortypen bei Variation des AGS-Widerstandes

Eine Beschädigung der Spaltglimmerlage führt zu einer Kavität im Isoliersystem. Mit der Annahme, dass die Kavität mit Luft gefüllt ist und das elektrische Feld annähernd homogen ist, kann die ermittelte Grenzfeldstärke $E_{\max} \approx 2$ kV/mm angenommen werden. Je nach Generatortyp ergeben sich unterschiedliche Grenzwerte für den maximal zulässigen AGS-Widerstand und liegt im Bereich $R_{\square,AGS} \approx 2$ $M\Omega/\square$ - 7 $M\Omega/\square$.

4.3.4 Elektrische Feldstärke zwischen Druckfinger und Isolieroberfläche

In Kapitel 4.3.1 wird der Einfluss des Oberflächenpotentials auf die elektrische Feldstärke und die Einsetzspannung für Teilentladungen untersucht. Eine weitere Komponente, die je nach Ausprägung des Oberflächenpotentials zum Einsatz von Entladungen führen kann, ist der Druckfinger.

Zwischen dem Druckfinger und der Staboberfläche kann es zu Entladungen kommen, sofern der Abstand zwischen den beiden Elementen klein genug ist, oder der Spannungsabfall einen bestimmten Grenzwert überschreitet. Zur Ermittlung der elektrischen Feldstärke zwischen Druckfinger und Staboberfläche wird der Ausschnitt des FEM-Stabmodells verwendet. Durch Variation des Kantenradius des Druckfingers sowie des Abstands zwischen Druckfinger und Staboberfläche kann für mehrere unterschiedliche Maschinenkonfigurationen die elektrische Feldstärke im Luftvolumen ermittelt werden. Als Randbedingungen des vereinfachten FEM-Modells wird das

Erdpotential auf der Oberfläche des Druckfingers angenommen. Die entgegengesetzte Fläche stellt die Isolieroberfläche des Stabes dar. Die maximale elektrische Feldstärke liegt immer am Krümmungsradius des Druckfingers an [Sta15]. Das Potentialprofil im Bereich zwischen der Kante des Druckfingers und Staboberfläche stellt den dominierenden Anteil für die Größe der elektrischen Feldstärke im Luftvolumen dar. Mit der Annahme, dass nur das unmittelbare Potentialprofil im Bereich zwischen Druckfingerkante und Staboberfläche für die Berechnung der elektrischen Feldstärke verwendet werden kann, ist die Definition der gesamten Staboberfläche auf einen Potentialwert hinreichend genau. Die **Abbildung 4.3-7** zeigt das vereinfachte FEM-Modell zur Bestimmung der elektrischen Feldstärke im Luftvolumen zwischen Druckfinger und Staboberfläche. Durch Variation des Kantenradius des Druckfingers und Abstand zwischen Staboberfläche und Druckfinger kann die elektrische Feldstärke für verschiedenen Generatorgeometrien bestimmt werden.

Die Variation der Geometriegrößen wird im Bereich $r_D = 1 \text{ mm}$ und $r_D = 5 \text{ mm}$ durchgeführt. Der Abstand d_{Luft} zwischen dem Druckfinger und der Staboberfläche wird variiert und die korrespondierende elektrische Feldstärke berechnet. Das Ergebnis dieser Parameterstudie ist in **Abbildung 4.3-8** dargestellt.

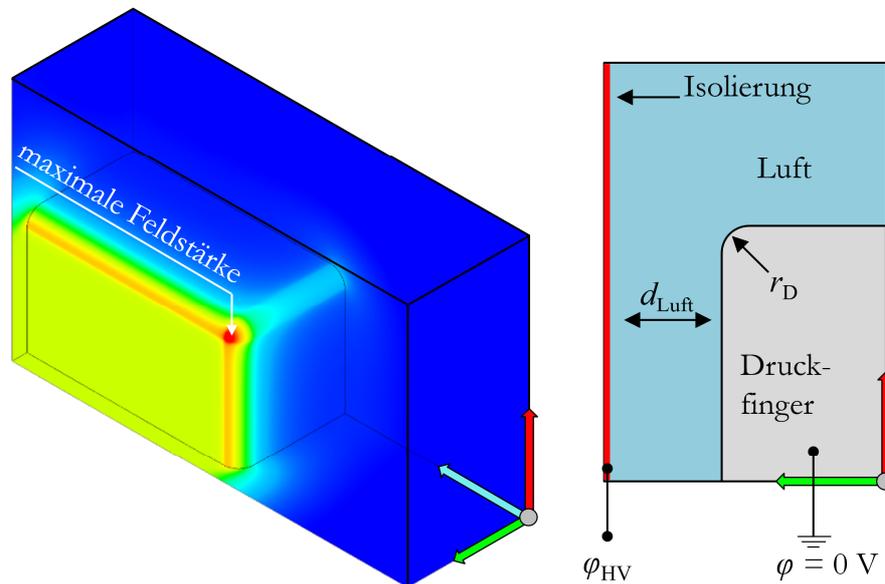


Abbildung 4.3-7: Parametrisches FEM-Modell zur Ermittlung der Feldstärke im Luftvolumen zwischen Druckfinger und Staboberfläche

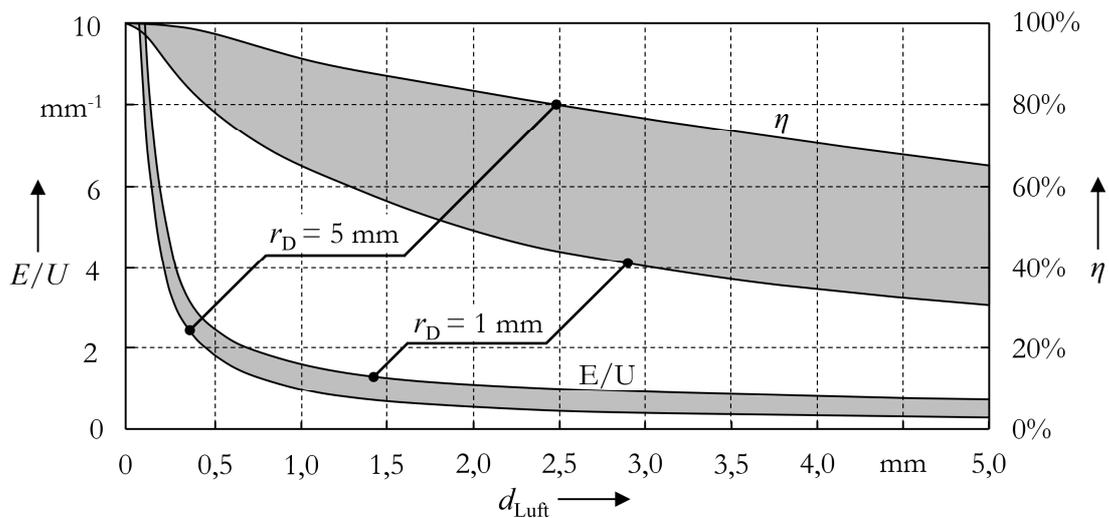


Abbildung 4.3-8: Normierte Feldstärke und Homogenitätskoeffizient zwischen Druckfinger und Staboberfläche

Die normierte elektrische Feldstärke zwischen Druckfinger und Staboberfläche ist aus den Berechnungsergebnissen als graues Band mit den Grenzwerten für $r_{D,\text{max}} = 5 \text{ mm}$ und $r_{D,\text{min}} = 1 \text{ mm}$ interpoliert worden. Der ungünstigste Fall stellt einen kleinen Abstand zwischen dem Druckfinger und der Staboberfläche dar, da diese zu hohen Feldstärken führen und die Wahrscheinlichkeit von Entladungen im Luftraum erhöhen.

Die Abschätzung der Entladungsbedingungen für die Geometrie kann wie in Kapitel 3.6 mit Hilfe des Paschengesetzes angenähert werden. Streng genommen gilt das Paschengesetz und somit die Gleichung (3.6-5) nur für homogene Feldkonfigurationen. Eine Bewertungsgrundlage, ob homogene Feldverhältnisse angenommen werden können, kann durch die Ermittlung des Ausnutzungsfaktors nach Schwaiger [Pri69] erfolgen.

$$\eta = \frac{E_{\text{hom}}}{E_x} \quad (4.3-2)$$

Der Faktor η ist definiert als das Verhältnis aus dem vorliegenden elektrischen Feld E_x zu einem idealen äquivalenten homogenen Feld E_{hom} . Im Fall des Druckfingers ist die äquivalente homogene Feldstärke die eines Plattenkondensators mit dem Abstand d_{Luft} .

Der Homogenitätsfaktor η der Druckfinger-Stabanordnung ist zusätzlich in **Abbildung 4.3-8** als gesticheltes Band dargestellt. Für kleine Abstände im Bereich $0 \text{ mm} < d_{\text{Luft}} < 1,5 \text{ mm}$ bleibt der Homogenitätsfaktor $\eta > 50\%$. Ab einem Homogenitätsfaktor $\eta < 30\%$ kann ein elektrisches Feld als inhomogen betrachtet werden [Küc17]. Die in **Abbildung 4.3-8** dargestellte normierte elektrische Feldstärke zwischen Druckfinger und Staboberfläche kann als homogen betrachtet werden. Die Anwendung des Gesetzes nach Paschen ist somit gültig und kann zur Ermittlung der Entladungsbedingungen genutzt werden. Nach [Pri69] kann weiterhin ein Ersatzabstandes d_{Luft}^* für eine äquivalente, homogene Anordnung bestimmt werden.

$$d_{\text{Luft}}^* = d_{\text{Luft}} \cdot \eta \Rightarrow U_{\text{pasch}}(d_{\text{Luft}}^*) \quad (4.3-3)$$

Der Ersatzabstand d_{Luft}^* kann für die Berechnung der Entladungseinsetzspannung gemäß Paschen genutzt werden. Die Gleichung (3.6-5) zur Bestimmung der Entladungseinsetzspannung besitzt ein Minimum. Bei Verringerung des Elektrodenabstands sinkt zuerst die Entladungseinsetzspannung (siehe **Abbildung 4.3-9**). Ab einem bestimmten Punkt ist die Beschleunigungsstrecke zwischen den beiden Elektroden nicht mehr groß genug, dass die Ladungsträger die notwendige Ionisierungsenergie erreichen. Eine weitere Reduktion des Elektrodenabstands führt zu einer Erhöhung der Spannungsfestigkeit. Der Punkt, an dem die Entladungseinsetzspannung minimal wird, ist als Paschenminimum definiert und beträgt für Luft:

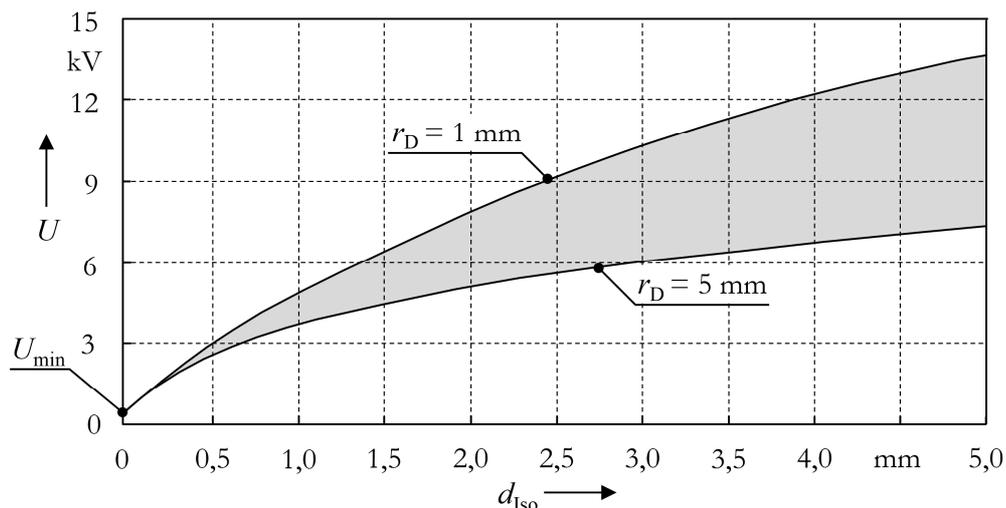


Abbildung 4.3-9: Berechnete Paschenkurve für die Konfiguration Druckfinger-Staboberfläche

$$U_{\max} = U_{\text{pasch, min}} \approx 350 \text{ V [Küc17]}. \quad (4.3-4)$$

Das Paschenminimum stellt den ungünstigsten Fall für die Druckfinger-Staboberflächen Anordnung dar. Es wird angenommen, dass die Applikationstoleranzen des AGS-Bandes zu einer Variation des Abstands zwischen Druckfinger und Staboberflächen führen.

Die Entladungseinsetzspannung des Paschenminimum kann daher als Grenzwert für die Bestimmung des maximal zulässigen AGS-Widerstandes verwendet werden. Allgemein führt ein niedrigerer AGS-Widerstand zu einer geringeren Entladungswahrscheinlichkeit im Druckfingerbereich. Die **Abbildung 4.3-10** zeigt das Oberflächenpotential der äußeren AGS-Schicht in Abhängigkeit des AGS-Widerstandes. Der Grenzwert für die Entladungsbedingung ist mit $U_{\max} = 350 \text{ V}$ eingetragen (vergleiche Gleichung (4.3-4)). Der Schnittpunkt aus der Grenzspannung mit dem Oberflächenpotential der äußeren AGS-Schicht ergibt den maximal zulässigen Bereich für den AGS-Widerstand. Für die hier untersuchten Generatortypen darf der AGS-Widerstand den Bereich von $R_{\square, \text{AGS}} \approx 2,5 \text{ M}\Omega/\square - 8 \text{ M}\Omega/\square$ nicht überschreiten.

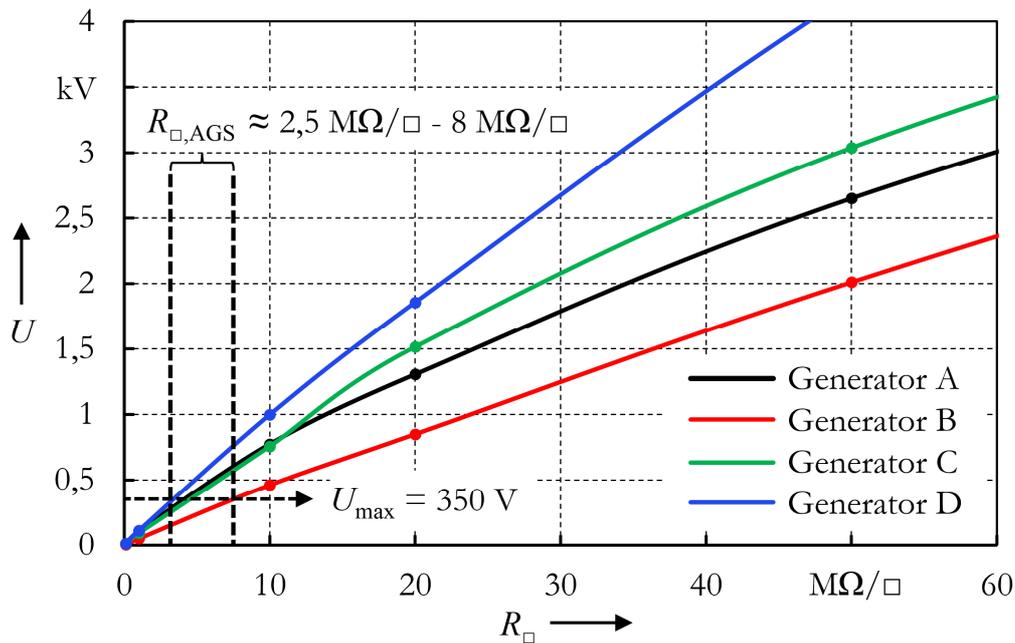


Abbildung 4.3-10: Oberflächenpotential des äußeren AGS im Vergleich mit dem maximal zulässigen Oberflächenpotential U_{\max}

4.4 Thermische Bewertung des AGS-Systems

Bei der Berechnung des elektrisch und thermisch gekoppelten FEM-Modells wird die Potentialverteilung der Temperatur für jedes Element iterativ berechnet. Die Analyse der elektrischen Belastungsgrößen wird in Kapitel 4.3 getrennt von der thermischen Belastung für verschiedene Generatorgeometrien untersucht. Die mikroskopische, thermische Belastung der AGS-Partikel wird in Kapitel 3.5 durch analytische Näherungen beschrieben und hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die thermische Beständigkeit des Isoliersystems an lokalen Stellen bewertet. Im makroskopischen Bereich zwischen den einzelnen Komponenten des Isoliersystems bildet sich ein Wärmeprofil aus, welches durch den stationären Zustand aus Wärmequellen und Wärmesenken bestimmt wird. Aus Kapitel 4.3.1 ist bekannt, dass zur Bestimmung der Potentialverteilung im Nutaustrittsbereich die Temperatur des EGS-Systems berücksichtigt werden muss. Weiterhin zeigte die analytische Näherung aus Kapitel 3.3.3, dass je nach AGS-Widerstand die umgesetzte Wärmeleistung einen Einfluss auf die Temperatur im Nutaustrittsbereich haben kann. Die Auswertung der Temperaturverteilung kann über das thermische Modell für die verschiedenen Generortypen durchgeführt werden.

4.4.1 Temperaturverteilung

Die **Abbildung 4.4-1** zeigt die Temperaturverteilung des Generortyps A für zwei unterschiedliche AGS-Widerstände. Bei einem AGS-Widerstand von $R_{\square,AGS} = 5 \text{ k}\Omega/\square$ entspricht das Temperaturprofil der Erwartungshaltung. Der berechnete Generator A hat je nach Umgebungstemperatur bei Nennbelastung eine Betriebstemperatur von $T_{N,\min} = 100^\circ\text{C}$ bis $T_{N,\max} = 125^\circ\text{C}$. Die Berechnung des FEM-Modells liefert eine Spitzentemperatur von $T_{\max} \approx 110^\circ\text{C}$ im Überlappungsbereich des AGS/EGS-Systems. Die Temperatur im Bereich des Druckfingers ist mit $T_{\text{Druck}} \approx 75^\circ\text{C}$ niedriger als die Temperatur im Nutbereich mit $T_{\text{Nut}} \approx 95^\circ\text{C}$. Die Generatorstäbe befinden sich im Bereich des Nutaustritts frei in der Luft und haben keinen Kontakt mehr zum Blechpaket des Stators. Die Oberfläche zwischen Umgebungsluft und Staboberfläche nimmt im Wickelkopfbereich zu und führt zu einer besseren Wärmeabfuhr. Zusätzlich ist das elektrisch leitende Material des Generatorstabs Kupfer und damit besser wärmeleitfähig als das laminierte Elektroblech des Statorpakets. Zuletzt ist das Verhältnis aus Oberfläche zu Volumen für die Stäbe im Wickelkopf größer als für das Blechpaket. Die Kombination aus guter thermischer Leitfähigkeit und großer Oberfläche wirkt wie ein Kühlkörper und stellt eine Wärmesenke dar.

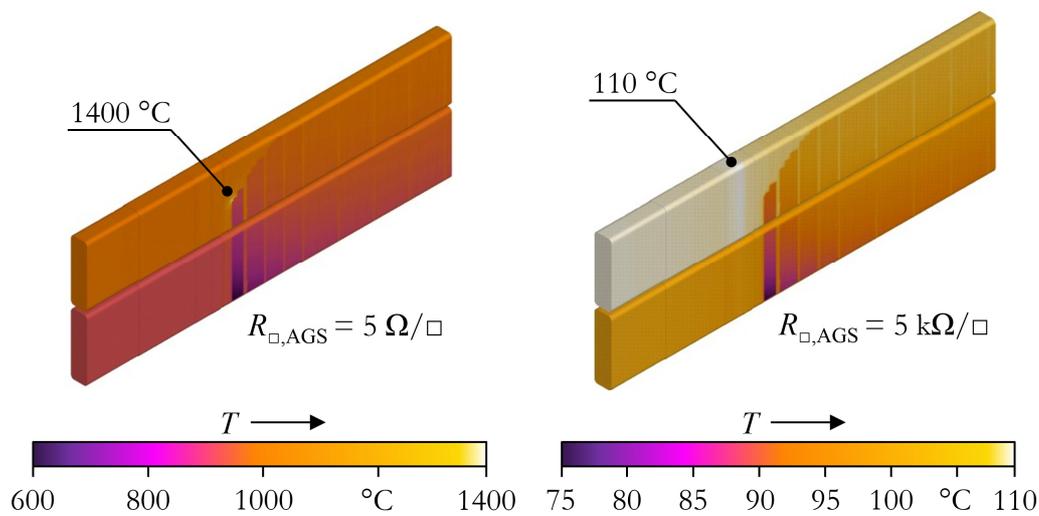


Abbildung 4.4-1: Temperaturverteilung an der Staboberfläche für unterschiedliche AGS-Widerstände

Bei einem AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 5 \Omega/\square$ erhöhen sich die Ströme innerhalb des Isoliersystems gegenüber einem AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 5 \text{ k}\Omega/\square$. Der parasitäre Strom in Längsrichtung der Generatorstäbe nimmt mit sinkendem AGS-Widerstand zu. Für den Generatortyp A ergibt sich damit eine Spitzentemperatur von $T_{\text{max}} \approx 1400^\circ\text{C}$. In einer realen Maschine würde diese Temperatur nicht erreicht, da vorher das AGS-System thermisch degradieren würde. Zusätzlich führt die hohe Wärmegenerationsrate zu einer Erwärmung im gesamten Blechpaket des Stators zu einer Temperatur von $T_{\text{Nut, max}} \approx 600^\circ\text{C}$. Die berechnete Temperatur zeigt exemplarisch die Auswirkung vom parasitären Strömen im Isoliersystem bei einer Wahl eines zu niedrigen AGS-Widerstandes. Da die Temperatur Generators nicht für jede Maschine identisch ist und von äußeren Bedingungen abhängt, muss ein vergleichbares Maß für die Bewertung der thermischen Belastung verwendet werden. Die umgesetzte Wärmeleistung ist die Quelle für die Temperaturentwicklung in jeder Maschine. Bis auf das EGS-System ist die Wärmegeneration im Isoliersystem unabhängig von der Temperatur. Mit der Annahme, dass bei einer ideal ausgelegten Maschine die Wärmeverluste im EGS-System vernachlässigbar gegenüber den Stabverlusten im Nennbetrieb sind, kann die auch das EGS-System als näherungsweise unabhängig von äußeren Temperatureinflüssen betrachtet werden.

4.4.2 Wärmegenerationsrate

Eine Bewertung des Generators über die Wärmegenerationsrate kann als quantitatives Maß für die Bestimmung der thermischen Belastungsgrößen genutzt werden. Die

Abbildung 4.4-2 zeigt für verschiedene Generatortypen das Verhältnis aus AGS-Verlusten den Kupferstabverlusten innerhalb des Modells im Vergleich zum AGS-Widerstand. Unabhängig von der Generatorgeometrie und des Temperaturprofils kann dieses Verhältnis zur Bestimmung des optimalen AGS-Widerstandes zur Reduktion der thermischen Belastung genutzt werden. Die Kennlinien der unterschiedlichen Generatortypen besitzen ein ausgeprägtes Minimum und können zur Identifikation eines idealen AGS-Widerstandsbereiches verwendet werden. Wird der AGS-Widerstand zu niedrig gewählt, nehmen die Längsströme im AGS-System zu und führen zu einer Erwärmung des Isoliersystems. Eine Erhöhung des AGS-Widerstandes führt ab einem bestimmten Punkt zu einer Zunahme der EGS-Verluste.

In Kapitel 3.3.3 wird die zusätzliche Erwärmung des EGS-Systems bei einer ungünstigen Wahl des AGS-Widerstandes untersucht. Da sich das AGS- und EGS-System gemäß Kapitel 3.2 wie eine Stromsenke verhält, führt eine Erhöhung des AGS-Widerstandes zu einem annähernd linearen Anstieg des Stroms über das AGS-Band. In der Kennlinie des Generator C im Bereich $R_{\square, \text{AGS}} \approx 500 \text{ k}\Omega/\square - 10 \text{ M}\Omega/\square$ ist dieser lineare Anstieg am stärksten ausgeprägt. Ab einer bestimmten Größe des AGS-Widerstandes wirkt das Isoliersystem nicht mehr als Stromsenke und der Wirkwiderstandsanteil dominiert die Gesamtimpedanz des Isoliersystems, wodurch die Verlustleistungskennlinie für höhere AGS-Widerstände nicht mehr linear ansteigt und näherungsweise einen stationären Endwert annimmt. In diesem Bereich ist die Genauigkeit des Generatormodells am

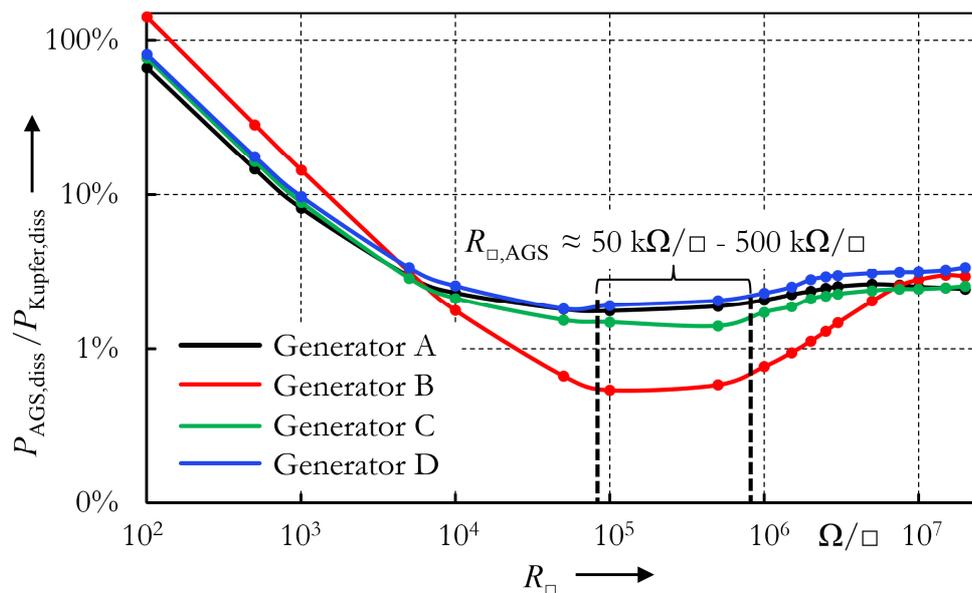


Abbildung 4.4-2: Verhältnis der AGS- und Kupferverlustleistungsdichte als Funktion des AGS-Quadratwiderstandes

niedrigsten, da das EGS-System außerhalb seiner Spezifikation betrieben wird und seine Funktion als Feldsteuersystem verliert.

Die AGS-Werte zu den korrespondierenden Minima der Generatorkennlinien können als Grenzwert für die optimalen thermischen Eigenschaften des AGS-Systems für beliebige Generatortypen bestimmt werden. Im Widerstandsbereich von $R_{\square,AGS} \approx 50 \text{ k}\Omega/\square - 500 \text{ k}\Omega/\square$ ist für die vier untersuchten Generatortypen die thermische Belastung am geringsten. Innerhalb dieses Widerstandsbereiches kann von einer minimalen thermischen Belastung des AGS-Systems und damit von einer minimalen thermischen Alterung des Isoliersystems ausgegangen werden.

4.4.3 Verlustfaktor des Isoliersystems

Zur Bestimmung der Qualität eines Isoliersystems kann die Messung des Verlustfaktors verwendet werden (siehe Kapitel 1.2.1). Da der Verlustfaktor das Verhältnis aus dem Wirkwiderstand zu Blindwiderstand beschreibt, kann je nach Widerstandsverhalten die Verwendung von leitfähigen Materialien im Generator den Verlustfaktor beeinflussen. Die thermischen Analysen aus Kapitel 4.4 zeigen den Einfluss des AGS-Widerstandes auf die Verlustleistung im Isoliersystem. Durch die Wahl des optimalen AGS-Widerstandes kann der Verlustfaktor minimiert werden. Das EGS-System beeinflusst ebenfalls mit seiner hochohmigen, nicht-linearen Widerstandskennlinie (siehe Kapitel 4.2.8) den Verlustfaktor des gesamten Systems. Wird der Verlustfaktor durch eine ungünstige Dimensionierung der Glimmenschutzsysteme zu hoch, kann es zu einer Fehlinterpretation der Qualität des Generatorzustandes kommen. Da die Verlustfaktormessung ein integraler Bestandteil zur Qualitätssicherung des Isoliersystems ist, muss eine genaue Kenntnis über die Auswirkung der Glimmenschutzsystemen erfolgen.

Die **Abbildung 4.4-3** zeigt den Verlustfaktor der vier Generatoren aufgeteilt in den Nutbereich (a) und den Nutaustrittsbereich (b). Die getrennte Betrachtung der beiden Statorabschnitte ermöglicht es, den Einfluss des EGS- und AGS-Systems auf den Verlustfaktor getrennt zu betrachten. Im Nutbereich wird der Verlustfaktor vom EGS nicht beeinflusst. Der AGS-Widerstand bestimmt die Höhe des Verlustfaktors im Nutbereich. Mit Erhöhung der AGS-Widerstandes steigt der Verlustfaktor an. Ab einem bestimmten Punkt sinkt der Verlustfaktor wieder ab. Mit steigendem AGS-Widerstand erhöht sich das Potential der inneren AGS-Lage. In Kapitel 3.4 ist die nicht-lineare Potentialverteilung der inneren AGS-Lage beschrieben. Die Ausprägung der nicht-linearen Potentialverteilung kann im Verlustfaktor wiedergefunden werden. Je nach Dimensionierung des Isoliersystems stellt sich eine Sättigung des Potentials der inneren AGS-Lage ein und die Verluste nehmen bei steigendem AGS-Widerstand nicht weiter zu.

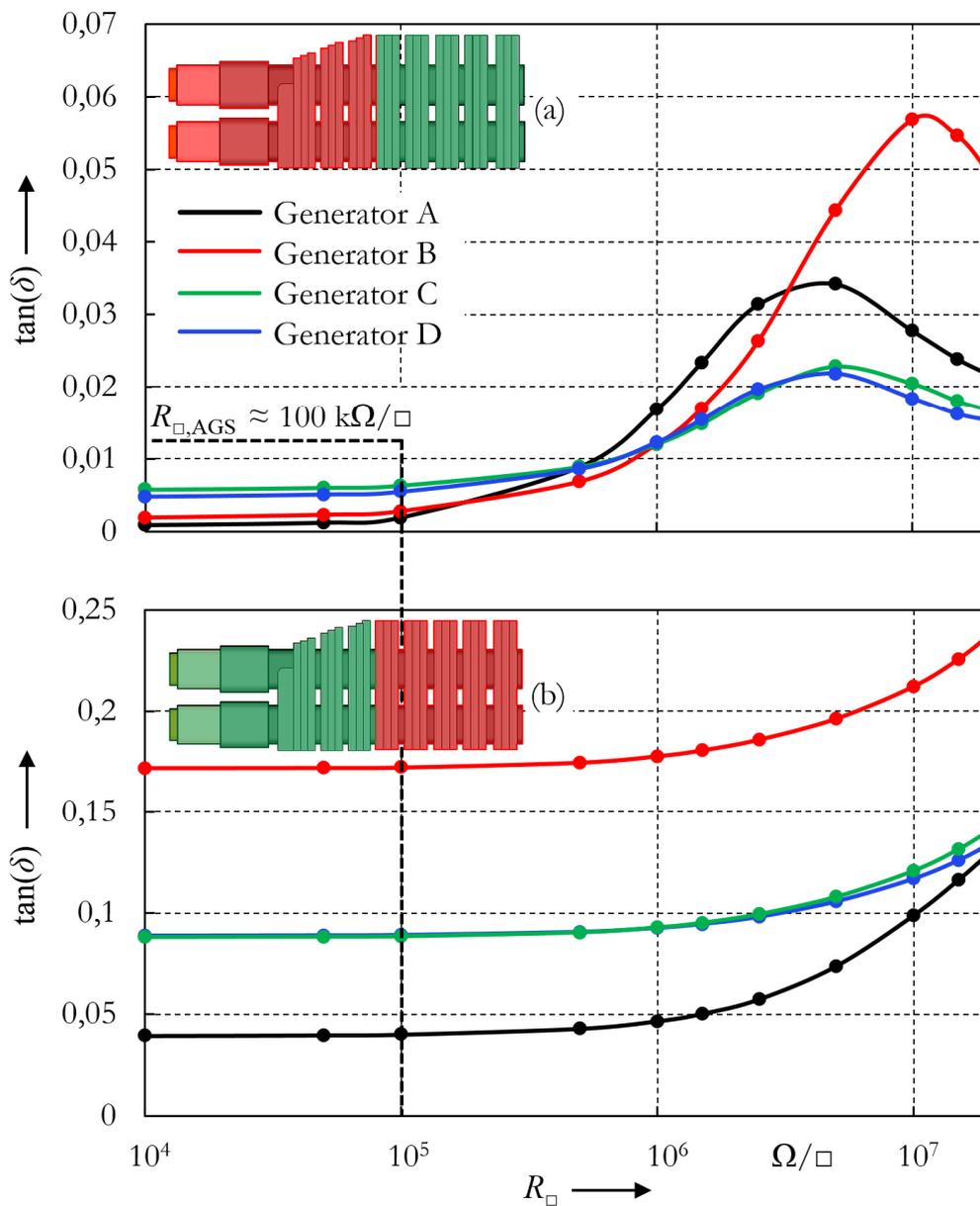


Abbildung 4.4-3: Verlustfaktor im Nutbereich und Nutaustrittsbereich für verschiedene Generatortypen

Der Nutaustrittsbereich stellt eine Mischung aus dem AGS- und EGS-System dar. In Abhängigkeit des AGS-Widerstandes verändert sich der Arbeitspunkt des EGS-Systems. In Kapitel 3.3 ist der Einfluss des AGS-Widerstandes auf das Verhalten des EGS-Systems beschrieben. Mit Zunahme des AGS-Widerstandes nimmt der Spannungsabfall und damit die Verluste im AGS-System zu. Wird das AGS-System niederohmig dimensioniert, ist der Verlustfaktor im Nutbereich kleiner als im Nutaustrittsbereich. Das hochohmige EGS-System hat einen dominierenden Einfluss auf den Verlustfaktor des Nutaustritts.

Der Vergleich der beiden Statorabschnitte verdeutlicht, dass die Länge des Generators einen Einfluss auf den gesamten Verlustfaktor hat. Da der Verlustfaktor des gesamten Stators eine Mischung aus den Verlustfaktoren des Nut- und Nutaustrittsbereiches darstellt, ist die Gewichtung der beiden Teilkomponenten relevant. Der Verlustfaktor im Nutbereich ist unabhängig von der Länge des Generators, während das Feldsteuersystem im Nutaustritt abhängig vom Aufbau und Widerstandscharakteristik des EGS-Materials ist. Der Aufbau des EGS-Systems ist nach [Sie01] bestimmt und näherungsweise für alle Maschinen gleich. Der Verlustfaktor eines Stators mit langen Nutbereichen ist gemäß der **Abbildung 4.4-3** niedriger einzustufen als der einer gleichwertigen kürzeren Maschine. Um den Einfluss des AGS-Systems auf die Verlustfaktormessung zu reduzieren, sollte ein niederohmiger AGS-Widerstand verwendet werden. Ab einem AGS-Widerstand von $R_{\square, \text{AGS}} \approx 500 \text{ k}\Omega/\square$ ist eine stetige Zunahme des Verlustfaktor für den Nut- und Nutaustrittsbereich erkennbar. Messungen unterhalb dieses Grenzwertes führen zu einem minimalen Einfluss des AGS-Widerstandes auf die Verlustfaktormessung.

4.5 Anisotropes AGS-System

Im Gegensatz zum einlagigen AGS-System können sich durch die komplexe Wickelstruktur des Doppel-AGS-Systems parasitäre Ströme und unzulässig hohe Spannungsabfälle im Betrieb bilden. In Kapitel 4.3 wird aufgeführt, dass bei einem zu hohen AGS-Widerstand der Spannungsabfall über der inneren AGS-Lage zu einer erhöhten elektrischen Feldbelastung der Spaltglimmerschicht führt. Allerdings führt ein hoher AGS-Widerstand zu einer Reduktion der parasitären Ström in Längsrichtung des Stabes gemäß Kapitel 4.4.

4.5.1 Schwarmalgorithmus

Eine weitere Möglichkeit der Optimierung der Materialeigenschaften des AGS-Systems ist die Verwendung von anisotropen Widerstandsparametern. Durch die Erhöhung der Freiheitsgrade gibt es potentiell mehr Kombinationsmöglichkeiten um die elektrischen und thermischen Belastungen im Isoliersystem zu reduzieren. Durch eine gezielte richtungsabhängige Anpassung des AGS-Materials kann die elektrische und thermische Belastung im Isolationssystem zusätzlich reduziert werden. Wie diese richtungsabhängige Anpassung durchgeführt werden kann, soll im Folgenden verdeutlicht werden. Für die Berechnung der idealen und anisotropen AGS-Widerstände wird davon ausgegangen, dass für das Durchflechtband des Doppel-AGS-Systems das gleiche Bandmaterial eingesetzt wird, wie für den inneren und äußeren AGS. Durch die Änderung der anisotropen Widerstände im AGS-System und der Berechnung der

elektrischen/thermischen Belastungen kann eine optimale Widerstandskombination ermittelt werden. Da die Zeitkomplexität mit der Anzahl der freien Parameter zunimmt, muss ein gezieltes und effizientes Verfahren zur Ermittlung der elektrischen und thermischen Belastungen für einen Parametersatz eingesetzt werden [Mic06]. Durch direktes Berechnen eines vorab definierten Datensatzes aus Widerstandskombinationen kann die optimale Lösung angenähert werden. Da im Fall des AGS-Systems der Widerstandsbereich für ein anisotropes Material nicht bekannt ist, müssen die Widerstandsgrenzen entsprechend groß definiert werden. Die verschiedenen Widerstandskomponenten können von einem gut leitfähigen Material (Ωm -Bereich) bis hin zu einem eher isolierenden Material ($\text{M}\Omega$ -Bereich) reichen. Die Zeitkomplexität eines Verfahrens auf Basis von Ausprobieren (engl. Brute-Force-Method) ist wie folgt definiert:

$$f \in \mathcal{O}(n^x) \quad (4.5-1)$$

Die Anzahl, der zu suchenden Kombinationen ist angegeben durch die Variable n , während die Anzahl der freien Parameter durch x beschrieben wird. Das Landau-Symbol \mathcal{O} beschreibt das asymptotische Verhalten der Berechnungsabfolge und zeigt, dass die Berechnungsabfolge f nicht wesentlich schneller als n^x wächst. In Fall des anisotropen Stabmodells ist die Anzahl der freien Parameter auf $x = 3$ beschränkt. Wenn für die Anzahl der zu suchenden Kombinationen pro Parameter z.B. der Wert $n = 100$ angenommen wird, führt dies zu einer Anzahl von insgesamt $f = 1.000.000$ Kombinationsmöglichkeiten. Da jede Berechnung einer Widerstandskombination bis zu 20 Minuten dauern kann, ist dieser Lösungsansatz nicht effizient genug. Weiterhin ist anzumerken, dass die gesuchte Lösung nicht nur ein Minimum, sondern viele Minima besitzen kann. Da keine Kenntnis über den Verlauf bzw. Ausprägung der zu bestimmenden Funktion vorab besteht, sollte ein Suchalgorithmus zur Bestimmung von globalen Minima gewählt werden.

Um das Stabmodell zu lösen, müssen zunächst alle Lösungsgrößen in einer Fitnessfunktion zusammengefasst werden. Dieser Schritt ist unabhängig vom verwendeten Lösungsalgorithmus und ermöglicht einen einfachen und schnellen Vergleich der individuellen Widerstandskombinationen zueinander.

$$f(U, j) = \frac{\varphi}{\varphi_{\max}} + \frac{p}{p_{\max}} \quad (4.5-2)$$

Als primäre Optimierungsgrößen wird das Potential φ sowie die Verlustleistungsdichte p in allen Glimmschutzsystemen des Isoliersystems gewählt. Zur Normierung der beiden Optimierungsgrößen werden jeweils die ermittelten Werte durch zuvor empirisch ermittelte Normierungsfaktoren U_{\max} und p_{\max} geteilt. Die Normierung der Berechnungsdaten soll eine gleichmäßige Bewertung der Optimierungsgrößen ermöglichen. Zum effizienten Lösen des Problems wurde die Partikel-Schwarmoptimierung (PSO) eingesetzt [Ebe95]. Eine nähere Beschreibung kann dem Kapitel 7.2 entnommen werden. Im Fall des anisotropen Generatormodells sind die Suchparameter die drei Widerstandskomponenten des AGS-Systems. Diese bilden in einem dreidimensionalen Suchraum die Positionsvektoren \vec{p}_n . Der Suchraum wird im Fall des Generatormodells mit 9 Partikeln besetzt. Die Größe des Suchraums erstreckt sich im Bereich $0 \Omega/\square \leq R_{\square, \text{Quer}} = R_{\square, \text{Längs}} \leq 1 \text{ M}\Omega/\square$ bzw. $0 \Omega\text{m} \leq \rho_{\text{Durch}} \leq 100 \Omega\text{m}$ für alle drei Widerstandskomponenten. Die Startpositionen der Suchpartikel befinden sich in den jeweiligen Ecken sowie im Mittelpunkt des Suchraums. Die verbleibenden vier Partikel werden in den Ecken eines halb so großen gedachten Suchraums positioniert. Für jeden Bewegungsschritt muss der Fitnesswert und somit die elektrisch/thermische Lösung des Generatormodells aller 9 Partikel berechnet werden. Nach der Berechnung des Fitnesswertes wird für jedes Partikel eine neue Position nach Kapitel 7.2 bestimmt. Dieser Prozess wird gemäß **Abbildung 4.5-1** wiederholt bis die Positionsabweichung der Partikel $\Delta\vec{p}_{n+1} < 1\%$ beträgt.

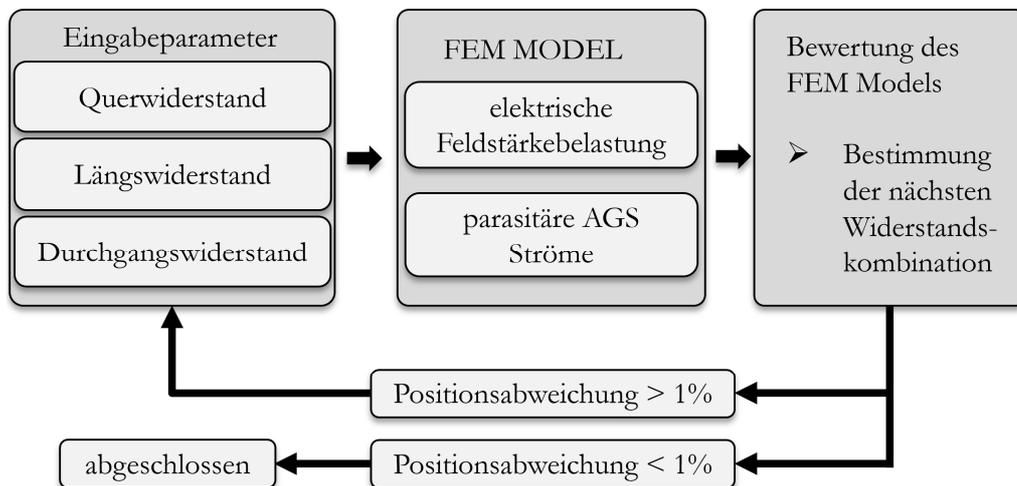


Abbildung 4.5-1: Ablaufplan zur Bestimmung der optimalen anisotropen Widerstandswerte des AGS-Systems

4.5.2 Idealer anisotroper AGS-Widerstand

In Abhängigkeit der Gewichtungsfaktoren c_g und c_l kann der Berechnungsprozess des Schwarms gesteuert werden. Da der Suchraum von den drei Widerstandsparametern des AGS-Materials aufgespannt wird, ergibt sich eine dreidimensionale Darstellung. Exemplarisch sind die Fitnesswerte für die ersten Ergebnisse als Farben in zwei zweidimensionalen Projektionen in **Abbildung 4.5-2** dargestellt. Je nach Wahl der Gewichtungsfaktoren werden unterschiedliche Minima ermittelt. Eine eindeutige Lösung des globalen Minimums kann nicht gefunden werden. Allerdings kann aus dem Lösungsbereich bereits eine Aussage über den optimalen Betriebspunkt getroffen werden. Die optimale Lösung muss im Bereich $2 \text{ k}\Omega/\square \leq R_{\square,\text{Längs}} \leq 20 \text{ k}\Omega/\square$, $10 \text{ k}\Omega/\square \leq R_{\square,\text{Quer}} \leq 420 \text{ k}\Omega/\square$, und $3 \text{ }\Omega\text{m} \leq \rho_{\text{Durch}} \leq 35 \text{ }\Omega\text{m}$ liegen. Während des Optimierungsprozesses durchlaufen die Suchpartikel den Suchraum und speichern die Widerstandskombinationen mit den geringsten Minima. Aus den Minima verschiedener Berechnungen kann die ungefähre Position des globalen Minimums abgeschätzt werden. Der dazugehörige Fitnesswert ist mit $\text{Fitness} = 2,05$ der Niedrigste im gesamten ausgewerteten Suchraum. Die **Abbildung 4.5-3** zeigt die Leistungsdichte in der inneren AGS-Lage für bestimmte Widerstandskonfiguration. Der Querwiderstand ist um den Faktor 10^6 größer als der Längs- und Durchgangswiderstand. Bei detaillierter Betrachtung

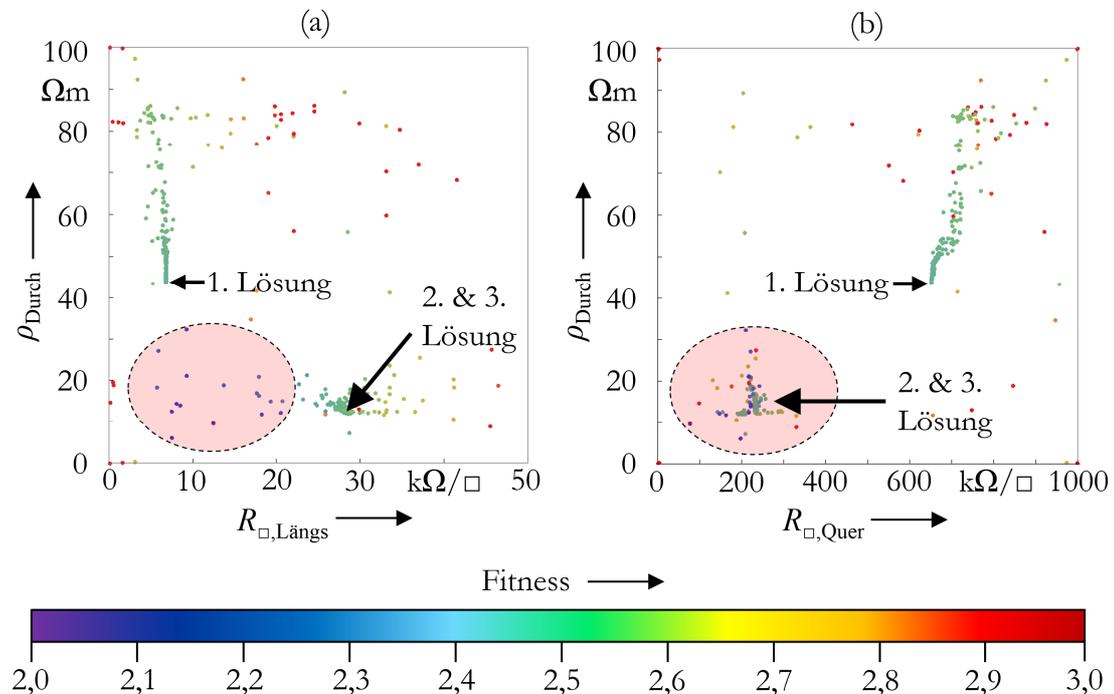


Abbildung 4.5-2: Darstellung aller Berechnungsschritte mit verschiedenen Suchparametereinstellung [Sta18]

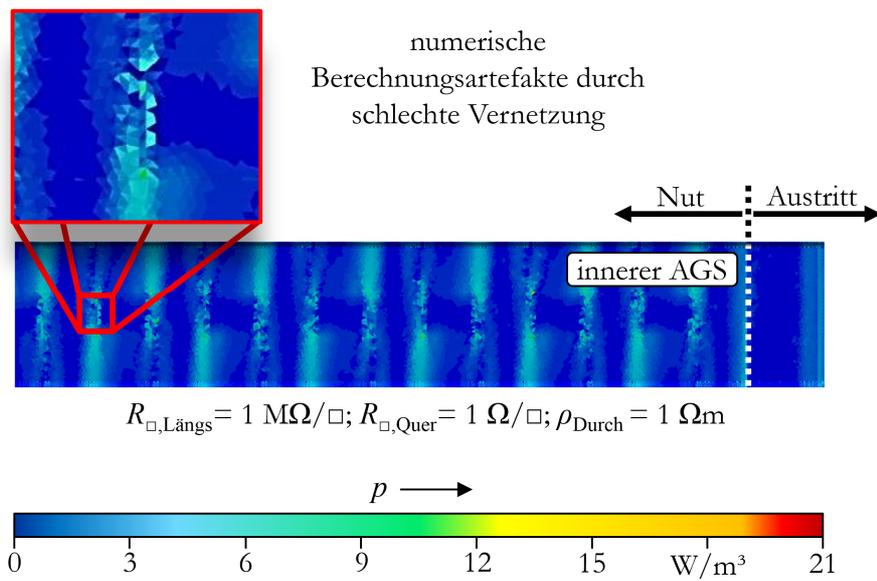


Abbildung 4.5-3: Berechnungsqualität der Leistungsdichte des inneren AGS

der gefundenen Lösung wird an den Kontaktstellen des Durchflechtbandes mit dem inneren AGS ist eine Leistungskonzentration erkennbar. Der Verschiebungsstrom der Hauptisolierung wird über das Durchflechtband von der inneren auf die äußere AGS-Lage weitergegeben. Der Vernetzungsgrad ist für diese besonders asymmetrische Widerstandskonfiguration nicht ausreichend. Der Einfluss des Vernetzungsgrades auf das Verhalten des Suchprozesses ist schematisch in **Abbildung 4.5-4** dargestellt.

Für jeden Berechnungsschritt wird für jedes Partikel ein neuer Richtungsvektor ermittelt. Die Länge des Richtungsvektors ist äquivalent zum Gradienten der Fitness-Funktion. Zu Beginn des Suchprozesses ist die Abweichung der Widerstandswerte im Vergleich mit der idealen Widerstandskombination groß genug, um eine steilen Gradienten zu berechnen. Durch die Vernetzungsfehler führt die Bildung von integralen Werten, wie z.B. dem Mittelwert einer Feldgröße, für eine bestimmte Geometrie zu einem rauschähnlichen Verhalten.

Aus der Kenntnis der ungefähren Position des globalen Minimums kann der Suchraum weiter eingeschränkt werden. Mit Hilfe von **Abbildung 4.5-3** wird der optimale Suchraum im Ωm -Bereich geschätzt. Zusammen mit Anpassung der Gewichtungsfaktor c_g und c_l wird der Suchprozess mehrfach wiederholt und die Ergebnisse miteinander verglichen.

Die Partikelpositionen der optimierten Suchprozesse sind in **Abbildung 4.5-5** dargestellt. Der Widerstandsbereich in dem sich die globale Lösung befindet, ist gegenüber den ersten



Abbildung 4.5-4: Schematische Darstellung einer verrauschten Fitness Funktion

Suchdurchgängen deutlich eingeschränkt. Die Widerstandskombination mit dem geringsten Fitnesswert kann bestimmt werden zu:

$$R_{\square, \text{Quer}} = 193 \text{ k}\Omega/\square ; R_{\square, \text{Längs}} = 26 \text{ k}\Omega/\square ; \rho_{\text{Durch}} = 1,9 \text{ }\Omega\text{m}. \quad (4.5-3)$$

Das bestimmte Optimum entspricht, wie bereits vermutet, einem anisotropen Widerstandsverhalten. Der Quer- und Längswiderstand müssen unterschiedlich groß sein, um eine optimale Potential- und Stromdichteverteilung im AGS-System zu erhalten. Ströme, die im AGS-System fließen, können je nach Verhältnis zwischen dem Quer- und Längswiderstand eine unterschiedliche Richtung im AGS-Band annehmen. In

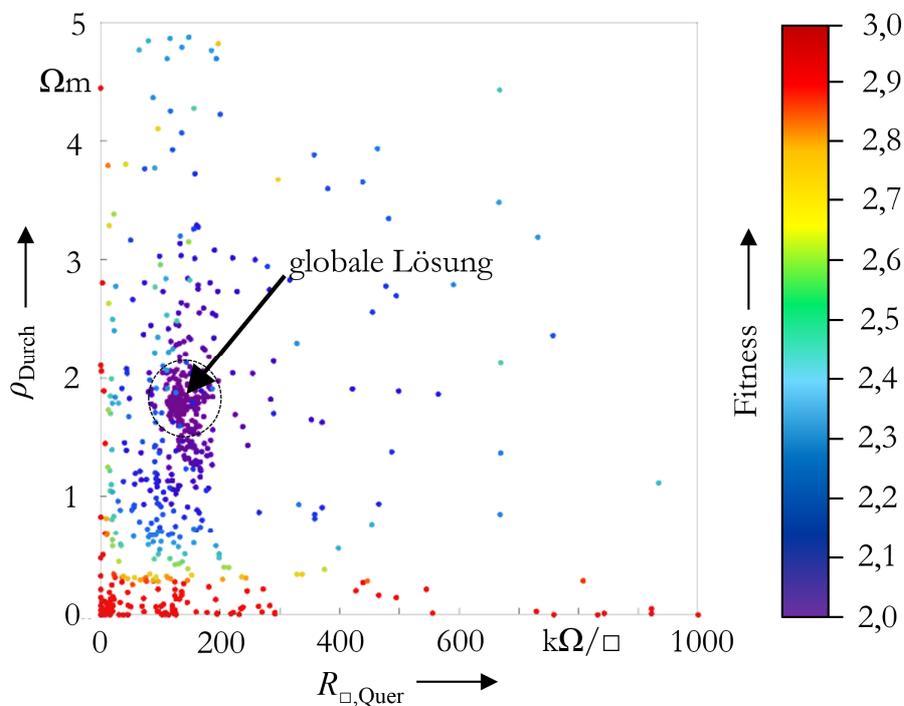


Abbildung 4.5-5: Globale Lösung nach Kalibrierung der Suchparameter

Kapitel 2.4.2 wird dieser Effekt in Abhängigkeit der unterschiedlichen Widerstandskomponenten diskutiert. Die Leistungsdichte eines infinitesimal kleinen AGS-Volumen kann über die folgende Gleichung bestimmt werden:

$$p = \rho \cdot \underline{\vec{j}} \cdot \underline{\vec{j}}^* \quad (4.5-4)$$

Zur Minimierung der Stromdichte und der damit verbundenen Leistungsdissipation muss sich der Strom gleichmäßig im AGS aufteilen. Die Stabgeometrie bestimmt die Ausprägung der Ströme im AGS. Ströme im AGS-System können sich potenziell in Umfangsrichtung oder in Längsrichtung des Stabes ausbreiten. Je nach Stabgeometrie und Widerstandswerten ist auch eine Mischung der beiden Richtungen möglich. Durch Anpassung der Widerstandskomponenten kann bei gegebener Stabgeometrie die Stromdichte im AGS minimiert werden. Mit der Annahme, dass das Verhältnis zwischen dem Quer- und Längswiderstand direkt mit der Geometrie des Stabes korreliert, kann die Dimensionierung eines anisotropen AGS-Bandes vereinfacht werden. Wird das Verhältnis aus Quer- zu Längswiderstand besonders hoch gewählt, fließt der größte Teil des AGS-Stromes in Umfangsrichtung des Stabes. Es wird vermutet, dass der Einfluss der inneren AGS-Lage die Ausbreitung von Strömen in Umfangsrichtung dominiert. Unter dieser Annahme gilt:

$$L_{\text{eff}} \approx \frac{2 \cdot b_{\text{Stab}} + 2 \cdot h_{\text{Stab}} - b_{\text{K}}}{2} \quad (4.5-5)$$

Der Umfang des Stabprofils kann näherungsweise über die Stabbreite b_{Stab} und der Stabhöhe h_{Stab} bestimmt werden. Die Ströme im inneren AGS breiten sich vom Durchflechtband aus. Die Wegstrecke der Ströme reduziert sich damit um die Breite des Durchflechtbandes b_{K} . Da sich die Ströme in beiden Richtungen ausbreiten können, halbiert sich die effektive Wegstrecke.

AGS-Ströme, die in Querrichtung des Bandes fließen, können über die folgende Gleichung beschrieben werden:

$$Q_{\text{eff}} \approx f_{\text{O}} \cdot b_{\text{AGS}} \quad (4.5-6)$$

Durch die Überlappung des AGS-Systems reduziert sich die Wegstrecke in Querrichtung um den Überlappungsfaktor f_{O} .

Für eine optimale Verteilung der Stromdichte wird angenommen, dass das Verhältnis der Geometriefaktoren aus Gleichung (4.5-5) und (4.5-6) identisch zum Verhältnis des Quer- zu Längswiderstandes ist.

$$\frac{L_{\text{eff}}}{Q_{\text{eff}}} = \frac{2 \cdot b_{\text{Stab}} + 2 \cdot h_{\text{Stab}} - b_{\text{K}}}{2 \cdot f_{\text{O}} \cdot b_{\text{AGS}}} \approx \frac{R_{\square, \text{Quer}}}{R_{\square, \text{Längs}}} \quad (4.5-7)$$

Die Berechnung der Gleichung (4.5-7) bestätigt die zuvor getroffenen Annahmen. Für den Generator A gilt:

$$\frac{L_{\text{eff}}}{Q_{\text{eff}}} = 7,27 \quad ; \quad \frac{R_{\square, \text{Quer}}}{R_{\square, \text{Längs}}} = 7,42 \quad (4.5-8)$$

Die Bestimmung der optimalen anisotropen Materialeigenschaften für Doppel-AGS-Systeme kann damit für die Durchgangs- und Längsrichtung aus den Geometriefaktoren des Stabes erfolgen.

Der Durchgangswiderstand des optimalen anisotropen Systems ist von dem Suchalgorithmus mit einem Wert von $\rho_{\text{Durch}} = 1,9 \Omega\text{m}$ gefunden worden. Durch mehrere Kontrollberechnungen kann dieser Wert jedoch als numerisches Artefakt identifiziert werden. Für kleine Widerstände im $\text{m}\Omega\text{m}$ -Bereich nimmt die Streuung der ermittelten maximalen Werte der Leistungsdichte zu (siehe **Abbildung 4.5-3**). Es wird angenommen, dass der Durchgangswiderstand für das optimale AGS-System so niedrig wie möglich sein sollte. Zur Verifikation dieser Annahme wird eine Berechnung mit festen Quer- und Längswiderständen durchgeführt, während der Durchgangswiderstand variiert wird. Der Einfluss von Ausreißern wird durch die Mittelwertbildung der Simulationsergebnisse minimiert.

Die mittleren Leistungsdichten sind für die beiden AGS-Lagen in Abhängigkeit des Durchgangswiderstandes in **Abbildung 4.5-6** dargestellt. Ein niedriger Durchgangswiderstand reduziert die Leistungsdichte in beiden AGS-Lagen. Die Annahme eines unendlich kleinen Durchgangswiderstandes als optimaler Widerstandswert ist plausibel.

Um die Verbesserung der elektrischen Belastung auf das Isoliersystem zu verdeutlichen, ist in **Abbildung 4.5-7** die Potentialverteilung der inneren AGS-Lage für die optimalen anisotropen **(a)** und isotropen **(b)** Materialeigenschaften dargestellt. Die Potentialverteilung des inneren AGS wird für einen isotropen AGS mit einem Flächenwiderstand von $R_{\square, \text{AGS}} = 75 \text{ k}\Omega/\square$ berechnet. Eine Verringerung des maximalen

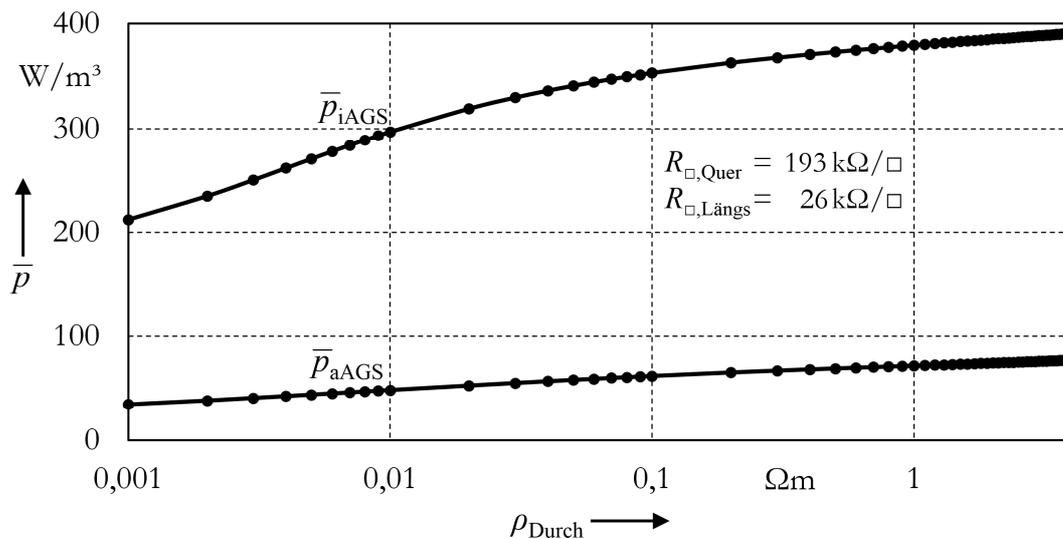


Abbildung 4.5-6: Mittlere Leistungsdichte im inneren ($\bar{p}_{i\text{AGS}}$) und äußeren ($\bar{p}_{a\text{AGS}}$) AGS-System in Abhängigkeit des Durchgangswiderstandes für anisotrope Materialeigenschaften

Potentials ist im Vergleich zwischen dem isotropen und anisotropen System erkennbar. Weiterhin ist bei der Verwendung von anisotropen Materialeigenschaften eine stärkere Ausbreitung des Erdpotentials an der Kontaktstelle des Durchflechtbandes erkennbar. Bei der Ermittlung der optimalen AGS-Widerstände wird das Durchflechtband als Teil des gesamten AGS-Systems betrachtet. Obwohl das Durchflechtband in Längsrichtung mit dem Spaltglimmer verwebt wird und folglich in Längsrichtung zum Stab liegt, ermöglicht der Optimierungsprozess eine Verbesserung der Anbindung des Erdpotentials auf die inneren AGS-Lage. In Kapitel 4.3.3 ist die Position des höchsten Potentials der inneren AGS-Lage näherungsweise in der Nutmitte abgeschätzt worden. Die Potentialverteilung für einen isotropen AGS (**b**) zeigt eine Potentialkonzentration in Richtung der Nut. Durch die Verwendung von anisotropen Materialeigenschaften ist keine Potentialkonzentration im Bereich der Nut (**a**) erkennbar. Der Einfluss der Kontaktstelle zwischen innerer und äußerer AGS-Lage im Nutaustrittsbereich auf die Potentialverteilung des inneren AGS's wird durch die Verwendung von anisotropen Materialien reduziert. Die Verwendung von angepassten anisotropen Materialien kann zu einer Verbesserung der thermischen und elektrischen Belastungen im Isoliersystem führen.

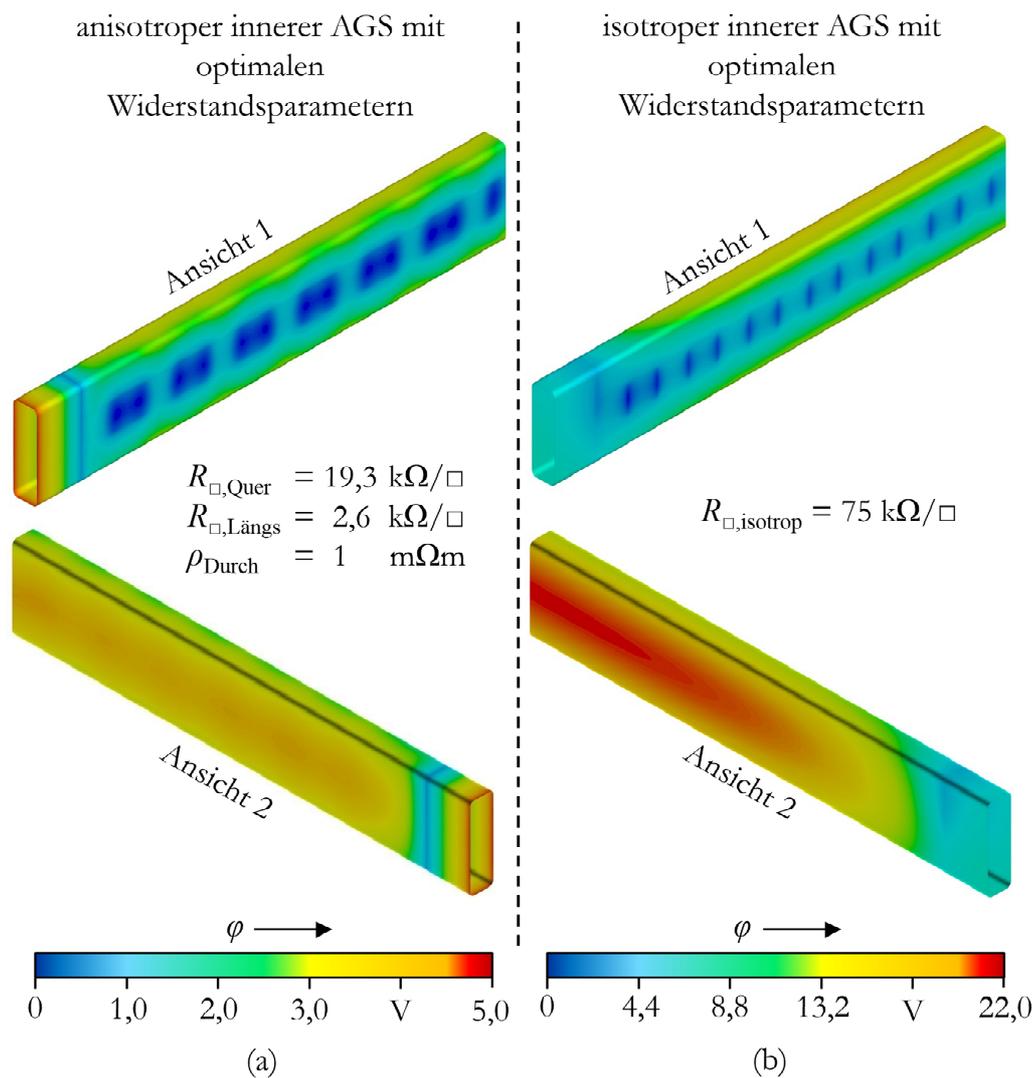


Abbildung 4.5-7: Vergleich des Spannungsabfalls im inneren AGS für ideale isotrope und anisotrope Widerstandskonfigurationen [Sta18]

4.5.3 Bewertung des Einsatzes von anisotropen Materialien

Die Anwendung von anisotropen Materialien ist von der genauen Kenntnis der idealen Widerstandsparameter abhängig. Die Optimierung des Doppel-AGS-Systems ist für einen Generatortypen durchgeführt worden. Eine weitere Untersuchung von mehreren Generatortypen ist für eine detaillierte Betrachtung des Einflusspotentials von anisotropen Materialien bezüglich der elektrischen und thermischen Optimierung des Isoliersystems notwendig. Das Verhältnis der Längs- und Querwiderstände scheint von den Stababmessungen des jeweiligen Generatortypen abzuhängen. Falls diese Annahme

stimmt, müsste für jeden Generatortypen ein unterschiedliches anisotropes AGS-System eingesetzt werden. Der Vergleich des optimalen isotropen Widerstands mit dem Mittelwert des Quer- und Längswiderstandes ermöglicht einen Vergleich der beiden Systeme.

$$\bar{R}_{\square} = \frac{R_{\square, \text{Quer}} + R_{\square, \text{Längs}}}{2} = 109 \, \Omega\text{m} \quad ; \quad R_{\square, \text{isotrop}} = 75 \, \text{k}\Omega/\square \quad (4.5-9)$$

Der Wert \bar{R}_{\square} in Gleichung (4.5-9) beschreibt den mittleren Flächenwiderstand des AGS-Bandes. Der mittlere Flächenwiderstand \bar{R}_{\square} unterscheidet sich nur wenig vom isotropen Flächenwiderstand $R_{\square, \text{isotrop}}$. Die Verwendung eines niedrigen Durchgangswiderstandes führt zu einer Verringerung der thermischen Belastung im AGS-System. Im Widerstandsbereich $0,1 \, \Omega\text{m} \leq \rho_{\text{Durch}} \leq 4 \, \Omega\text{m}$ ist eine geringe Zunahme der Verlustleistung erkennbar, während bei $\rho_{\text{Durch}} < 0,1 \, \Omega\text{m}$ eine deutliche Abnahme der Verlustleistung des AGS-Systems vorliegt. Die Quer- und Längswiderstand bzw. der mittlere Flächenwiderstand sind in einem bestimmten Bereich definiert, um minimale thermische und elektrische Belastungen im AGS-System zu gewährleisten. Weichen die Widerstände von diesem Bereich ab, erhöhen sich die Temperatur und Feldbelastungen. Der Durchgangswiderstand hingegen führt zu einem optimalen Arbeitspunkt des AGS-Systems, wenn dieser minimal wird. Das Verhalten des AGS-Flächenwiderstandes sollte daher unabhängig von Durchgangswiderstand betrachtet werden. Für die Dimensionierung eines optimalen AGS-Systems können die folgenden vereinfachten Widerstandswerte angenommen werden:

$$R_{\square, \text{AGS}} \approx 75 \, \text{k}\Omega/\square \quad ; \quad \rho_{\text{Durch}} = 0 \, \Omega\text{m} \quad (4.5-10)$$

5 Zusammenfassung & Ausblick

In dieser Arbeit sind verschiedene Berechnungsmethoden zur Bestimmung eines idealen AGS-Widerstandes vorgestellt. Analytische Näherungen geben bereits einen Überblick über die Funktionsweise des AGS-Systems sowie über die Rückwirkung auf die übrigen Isolierkomponenten. Eine detaillierte Beschreibung des Isoliersystems in Abhängigkeit des AGS-Widerstandes liefert die Berechnung verschiedener Generatormodelle mittels der Finite Element Methode. Die hier vorgestellten Modelle ermöglichen eine Bestimmung der elektrischen und thermischen Belastungen im Isoliersystem sowie die Ermittlung von Grenzwerten des optimalen AGS-Widerstandes.

Der thermische Grenzwert wird durch die Temperaturklasse der betrachteten Maschinen bestimmt. Die hier berechneten Maschinen haben die Temperaturklasse F und dürfen daher eine Temperatur von 155°C nicht überschreiten. Um die Lebensdauer der Isolierung zu maximieren, ist eine Verringerung der thermischen Verluste im Isoliersystem notwendig. Ströme, die während des Betriebes durch das resistive AGS-Material fließen, führen zu einer zusätzlichen thermischen Belastung des Isoliersystems. Je nach AGS-Material und Zusammensetzung des Bandes können sich, neben der globalen Erwärmung des AGS-Systems, lokale Heißstellen in der Bandstruktur ausbilden. Die Berücksichtigung dieser Effekte und Einhaltung der maximal zulässigen Temperatur bestimmt den Widerstandsbereich des AGS hinsichtlich der thermischen Belastung.

Zur Bestimmung des elektrischen Grenzwertes kann allgemein die Reduzierung der elektrischen Feldstärke im Isoliersystem festgelegt werden. Durch eine Erhöhung des AGS-Widerstandes kommt es zu einer Zunahme des Spannungsabfalls im AGS-System. Komponenten des Isoliersystems, wie z.B. das EGS-System, werden durch die Potentialverteilung im AGS beeinflusst. Wird der AGS-Widerstand zu hoch gewählt, kann es zu Entladungen an der Staboberfläche des Isoliersystems kommen. Bei der Verwendung eines Doppel-AGS-Systems kommt es zusätzlich zu einer Belastung des

Spaltglimmers. Durch Fehlstellen an der Staboberfläche des Isoliersystems kann es zu Entladungen und damit zu einer erhöhten Degradation des AGS-Systems kommen. Die Delamination im Bereich des AGS-Systems führt zu einer Fehlstelle, die bereits bei gering elektrischen Belastungen zu Teilentladungen führen kann.

Der Nachweis der Einhaltung der elektrischen und thermischen Grenzwerte wird mittels FEM an vier Generatoren erbracht. Die Variation des AGS-Widerstandes und anschließende Auswertung der Feld- und Temperaturverteilungen ermöglicht eine Einschränkung des optimalen Widerstandsbereiches für das AGS-System.

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der idealen AGS-Widerstände

| AGS-Widerstand R_{\square} in $M\Omega/\square$ | kritische Größe |
|---|---|
| < 200 | Oberflächenfeldstärke an der äußeren AGS-Lage |
| < 2 – 7 | Elektrische Feldstärke der Spaltglimmerlage |
| < 2,5 – 8 | Elektrische Feldstärke am Druckfinger |
| 0,05 – 0,5 | Umgesetzte Wärmeleistung im gesamten AGS-System |
| < 0,1 | Verlustfaktor |
| 0,05 – 0,1 | Gemeinsame Schnittmenge aller Berechnungsergebnisse |

Die **Tabelle 5.1** zeigt die verschiedenen Schwerpunkte zur Bewertung des AGS-System sowie die dazugehörigen, ermittelten Widerstandswerte. Wird die gemeinsame Schnittmenge aller berechneten Widerstandswerte als Grundlage zur Bestimmung eines idealen AGS-Widerstandes gewählt, so lässt sich der optimale Oberflächenwiderstand auf $50 \text{ k}\Omega/\square \leq R_{\square, \text{AGS}} \leq 100 \text{ k}\Omega/\square$ einschränken.

Die hier vorgestellten Methoden und Berechnungen zur Ermittlung des optimalen AGS-Widerstandes sind für Turbogeneratoren mit Doppel-AGS-System durchgeführt worden. Andere Maschinentypen, wie z.B. Wasserkraftgeneratoren oder Motoren, müssen hinsichtlich ihrer AGS-Widerstände überprüft werden, um einen allgemeingültigen Grenzwert festzulegen. Die Verwendung von Synchronmaschinen in

Verbindung mit Umrichtern kann zu einer zusätzlichen thermischen und elektrischen Belastung des Glimmschutzsystems führen [Sha10, Sta20]. Eine Bewertung der Einflussparameter von Umrichtern in Abhängigkeit des AGS-Widerstandes auf das Isoliersystem kann den hier ermittelten optimalen Widerstandsbereich verschieben. Eine Verifikation dieser Vermutung steht noch aus und sollte daher in zukünftige Analysen von Synchronmaschinen berücksichtigt werden.

6 Literaturverzeichnis

- [Amp20] S. Wright, G. Lohmann. *Amorion und Siemens entwickeln gemeinsame neue Technologie zur Spannungshaltung im Stromnetz*. Pressemitteilung. Dortmund, Deutschland: Amprion, 2020
- [And16] N. Andraschek, A. J. Wanner, C. Ebner, G. Riess. *Mica/Epoxy-Composites in the Electrical Industry: Applications, Composites for Insulation, and Investigations on Failure Mechanisms for Prospective Optimizations*. Journalbeitrag. MDPI, 2016. Polymers Vol.: 8, Issue: 5
- [Ans19] ANSYS. *Release 19.2 Documentation for ANSYS/Theory Reference for ANSYS/Electromagnetics*. Datenblatt. 2019
- [Bär08] R. Bärsch, J. Kindersberger. *Nichtlineare dielektrische Funktionseigenschaften von Dielektrika*. Konferenzbeitrag. Stuttgart : VDE-Verlag, 2008. ETG-Fachbericht 110, pp. 7-33
- [Bar18] M. Bartelmann, B. Feuerbacher, T. Krüger, D. Lüst, A. Rebhan, A. Wipf. *Theoretische Physik 2 | Elektrodynamik*. Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2017. ISBN: 978-3-662-56116-4
- [Ber19] G. Berg, E. Eberg, S. Hvidsten *Partial Discharge Characterisation of Stator Windings Taken from a 50-year-old Norwegian Hydrogenerator*. Konferenzbeitrag. Calgary, Canada: IEEE, 2019. Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Bey86] M. Beyer, W. Boeck, K. Möller, W. Zaengl. *Hochspannungstechnik – Theoretische und praktische Grundlagen*. Buch. Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo, Hong Kong, Barcelona, Budapest: Springer, 1986. ISBN: 3-540-16014-0
- [BGB90] *Gesetz über die Einspeisung von Strom aus erneuerbaren Energien in das öffentliche Netz (StromEinspG)*. Bonn, Deutschland : 1990. BGBl. I 1990 S. 2633-2634
- [Böc06] P. von Böckh. *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis*. Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2006. ISBN: 3-540-31432-6
- [Bön63] W. Böning. *Luftgehalt und Luftspaltverteilung geschichteter Dielektrika*. Journalbeitrag. 1963. Electrical Engineering (Archiv für Elektrotechnik), Volume 48 (1)

- [Bro96] C. Brosseau, C. Bourbigot, P. Queffelec, Y. Le Mest, J. Loaec, A. Beroual, *Dielectric and microstructure properties of polymer carbon-black composites*. Konferenzbeitrag. Montreal, Canada : IEEE, 1996. International Symposium on Electrical Insulation
- [Cal16] G. Callender, P. Rapisarda, P. L. Lewin. *Investigation of void erosion on partial discharge activity using simulation*. Konferenzbeitrag. Montpellier, France : IEEE, 2016. IEEE International Conference on Dielectrics (ICD)
- [Che19] D. T. Y. Chee, H. Nabipour-Afrouzi, Z. A. Malek, K. Mehrazamir, J. Ahmed, T. S. Kieh. *Simulation and Analysis of Electric Field Distributions in Stator Bar Insulation System with Different Arrangement of Cavities*. Konferenzbeitrag. Kuching, Malaysia: IEEE, 2019. International UNIMAS STEM 12th Engineering Conference (EnCon)
- [COGE] COGEBI. *Corona Protection Tapes - Eltcarb 73.002*. Datenblatt. Cogebi, o. D.
- [Con11] A. Contin, H. Zhu. *Partial discharge influence on dissipation factor values during stator-bar testing*. Journalbeitrag. IEEE, 2011. Electrical Insulation Magazine Vol.:27, Issue: 6
- [Did84] N. Didzun, A. Wichmann. *Thermisch Bewertung und Klassifizierung des MICALASTIC-Tränkharzes für Wicklungen in Turbogeneratoren*. Artikel. 1984. Siemens-Energietechnik, Heft 5
- [Ebe95] R. Eberhart, J. Kennedy. *A new optimizer using particle swarm theory*. Konferenzbeitrag. Nagoya, Japan : IEEE, 1995. MHS'95. Proceedings of the Sixth International Symposium on Micro Machine and Human Science
- [EEG21] *Gesetz für den Ausbau erneuerbarer Energien (Erneuerbare-Energien-Gesetz - EEG 2021)*. Berlin, Deutschland : 2016. Bundesministeriums der Justiz und für Verbraucherschutz sowie des Bundesamts für Justiz
- [Eme96] F.T. Emery. *The application of conductive and stress grading tapes to vacuum pressure impregnated, high voltage stator coils*. Journalbeitrag. IEEE, 1996. Electrical Insulation Magazine Vol.: 12, Issue: 4
- [Fis17] R. Fischer. *Elektrische Maschinen - 17. Auflage*. Buch. München, Deutschland: Hanser Verlag, 2017. ISBN: 978-3-446-45295-4

- [Fré88] M.F. Fréchet, H. D. Martinez, S. Savoie, A. Krivda, Lars E. Schmidt, D. Zegarac. *Effect of various parameters on the dielectric behavior of an epoxy composite containing 10 wt% of carbon black*. Konferenzbeitrag. San Diego, USA : IEEE, 1988. International Symposium on Electrical Insulation
- [Gal79] I. Gallimberti. *The mechanism of the long spark formation*. Journalbeitrag. Deutschland: Springer 1979, Journal de Physique Colloques, 40 (C7), pp.C7-193-C7-250.
- [Gle21] M. Glenn, S. Bomben, I. Kerszenbaum, G. Klempner. *Handbook of large hydro generators : : operation and maintenance*. Buch. Canada: IEEE PRESS Wiley: 2010. ISBN: 1-119-52418-0
- [Gob17] T. Gobmaier. *Netzfrequenz als Indikator für die Stabilität des Verbundnetzes*. Konferenzbeitrag. Österreich, Wien: Dr. Gobmaier GmbH 2017, Internationale Energiewirtschaftstagung an der TU Wien (IEWT).
- [Gob17] T. Gobmaier. *Netzfrequenz als Indikator für die Stabilität des Verbundnetzes*. Konferenzbeitrag. Österreich, Wien: Dr. Gobmaier GmbH 2017, Internationale Energiewirtschaftstagung an der TU Wien (IEWT).
- [Hal56] M. C. Halleck. *Calculation of Corona-Starting Voltage in Air-Solid Dielectric Systems*. Journalbeitrag. IEEE, 1956. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems. Vol.: 75, Issue: 3
- [Han18] J. Han, B. Ge, D. Tao, W. Li. *Calculation of Temperature Distribution in End Region of Large Turbogenerator Under Different Cooling Mediums*. Journalbeitrag. IEEE, 2018. Transactions on Industrial Electronics. Vol.: 65, Issue: 2
- [Hey06] A. E. D. Heylen. *Sparking formulae for very high-voltage Paschen characteristics of gases*. Journalbeitrag, IEEE, 2006. Electric Insulation Magazine. Vol.: 22, Issue: 3
- [Hin11] V. Hinrichsen, A. Küchler. *Grundlagen der Feldsteuerung*. Konferenzbeitrag. Darmstadt, Deutschland: VDE, 2011. ETG-Workshop
- [IECa] *Messung des dielektrischen Verlustfaktors an der Ständerwicklungsisolierung drehender elektrischer Maschinen*. Norm. Deutschland : VDE, 2016. DIN EN 60034-27-3 (VDE 0530-27-3)
- [IECb] *Off-line Teilentladungsmessungen an Ständerwicklungsisolierungen drehender elektrischer Maschinen*. Norm. Deutschland : VDE, 2019. DIN EN IEC 60034-27-1 (VDE 0530-27-1)

- [IECc] *Bestimmung resistiver Eigenschaften (Gleichspannungsverfahren) – Oberflächenwiderstand und spezifischer Oberflächenwiderstand.* Norm. Deutschland : VDE, 2016. DIN EN IEC 62631-3-2(VDE 0307-3-2)
- [INA16] O. Brückl, M. Haslbeck, M. Riederer, J. Eller, F. Habler, T. Sator, T. Sippenauer, B. Strohmayer, J. Stuber. *Zukünftige Bereitstellung von Blindleistung und anderen Maßnahmen für die Netzsicherheit.* Untersuchungsbericht. Regensburg, Deutschland : INA, 2016. Ostbayrische Technische Hochschule Regensburg. Aktenzeichen: 03MAP315
- [Isovo] Isovolta AG - Datenblatt - *Contafel H0865.* Isovolta AG, o. D.
- [Joo16] F. Joos. *Energiewende – Intelligente Blindleistungs-Kompensation.* Buch. Deutschland, Wiesbaden: Springer, 2016. ISBN: 978-3-658-11798-6
- [Kah16] Z. U. Kahn. *A Review on Composite Papers of Graphene Oxid, Carbon Nanotube, Polymer/GO, and Polymer/CNT: Processing Strategies, Properties and Relevance.* Journalbeitrag. Polymer-Plastics Technology and Engineering, 2016. Vol.: 55, Issue: 6
- [Kat90] H. Kato, Y. Miyashita. *Qualification of the electrical conductivity of carbon black filled polymeric materials.* Konferenzbeitrag. Pocono Manor, USA : IEEE, 1990. Annual Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena
- [Kle04] G. Klempner, I. Kerszenbaum. *Handbook of large hydro generators : : operation and maintenance.* Buch. Canada: IEEE PRESS WILEY-INTERSCIENCE, 2004. ISBN: 978-66-105-5690-8
- [Klu13] K. H. Klug, *Technische Wärmeübertragung.* Vorlesungsskript. Gelsenkirchen, Detschland : Westfälische Hochschule, 2013
- [Kno17] K. Knothe, H. Wessels, *Finite Elemente – Eine Einführung für Ingenieure – 5. Auflage.* Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2017. ISBN: 978-3-662-49351-9
- [Köl10] H. Kölnberger. *Modellierung von Außenglimmschutzsystemen an Generatorstäben mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode.* Diplomarbeit. Gelsenkirchen, Deutschland: Fachhochschule Gelsenkirchen, 2010
- [Krp11] KREMPEL GROUP. *Best insulated by KREMPEL-GROUP.* Datenblatt. Deutschland : KREMPEL GROUP, 2011
- [Küc17] A. Küchler. *Hochspannungstechnik - 2. Auflage.* Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2017. ISBN: 978-3-662-54699-4

- [Kur93] M. Kurrat. *Modellierung und Messung von Teilentladungen in Hohlräumen zur Bestimmung schädigungsrelevanter Energien*. Dissertation. Dortmund, Deutschland
- [Lec19] C. Lechner, J. Seume. *Stationäre Gasturbinen – 3. Auflage*. Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2019. VDI-Buch. ISBN: 978-3-662-56133-1
- [Lic08a] M. Liese, M. Brown. *Design-dependent slot discharge and vibration sparking*. Journalbeitrag. IEEE, 2008. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 15, No. 4
- [Lic08b] M. Liese. *Vibration sparking, an ignored damage mechanism of high voltage windings*. Konferenzbeitrag. Vilamoura, Portugal : IEEE, 2008. International Conference on Electrical Machines
- [Lit12] A. Litinsky. *Messtechnische Bestimmung von dielektrischen Eigenschaften der Komponenten eines Generatorständer-Isoliersystems*. Diplomarbeit. Duisburg, Deutschland: Universität Duisburg-Essen, 2012
- [Lit16] A. Litinsky, G. Schmidt, F. Pohlmann, H. Hirsch. *Analysis of Resistance Characteristics of Multilayered Field Grading Material Structures on Rotating Machines*. Konferenzbeitrag. Montpellier, Frankreich : IEEE, 2016. International Conference on Dielectrics (ICD)
- [Lit17] A. Litinsky, G. Schmidt, F. Pohlmann, H. Hirsch. *Ageing of Corona Protection Material on Rotating Machines*. Konferenzbeitrag. Baltimore, USA : IEEE, 2017. IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Lit18] A. Litinsky, G. Schmidt, F. Pohlmann, H. Hirsch. *Advanced assessment of outer corona protection material durability*. Konferenzbeitrag. San Antonio, USA : IEEE, 2018. IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Man13] D.A. Mansour, H. Kojima, N. Hayakawa, M. Hanai, H. Okubo. *Physical mechanisms of partial discharges at nitrogen filled delamination in epoxy cast resin power apparatus*. Journalbeitrag. IEEE, 2013. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 20, No. 2
- [Mau08] A. Maurial, U. Meißner. *Die Methode der finite Elemente - 2. Auflage*. Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2008. ISBN: 3-816-92856-0
- [Mic06] M. Sipers. *Introduction to the Theory of Computation*. Buch. Boston, USA: Thomson Course Technology, 2006. ISBN: 0-619-21764-2

- [Mou06] W. H. Moudy. *Deterioration mechanism in recent air cooled turbine generators*. Konferenzbeitrag. Atlanta, USA: ASME, 2009. ASME 2006 Power Conference. ISBN: 0-7918-4205-3
- [Mrk12a] Merck KGaA. *Minatec® CM series*. Datenblatt. Darmstadt, Deutschland : Merck KGaA, 2012
- [Mrk12b] Merck KGaA. *EcoGenerator-X / Hochleistungswerkstoffe für energieeffiziente Generatoren durch Einsatz innovativer Endglimmschutzsysteme*. Datenblatt. Düsseldorf, Deutschland : Merck KGaA, 2012
- [Mrk15] Merck KGaA. *Hell und leitfähig - Iriotec® 7300-Pigmente für Lackanwendungen*. Datenblatt. Darmstadt, Deutschland : Merck KGaA, 2015
- [Mül08] G. Müller, K. Vogt, B. Ponick. *Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen – 6. Auflage*. Buch. Dresden, Deutschland: WILEY-VCH Verlag, 2008. ISBN: 978-3-527-40525-1
- [Mül19] N. Müller, S. Lang, R. Moos. *Influence of ambient conditions on electrical partial discharge resistance of epoxy anhydride based polymers using IEC 60343 method*. Journalbeitrag. IEEE, 2019. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. Vol.: 26, Issue: 5
- [Nae17] A. Naeini, E. A. Cherney, S. H. Jayaram. *Effect of Vacuum Pressure Impregnation Process on Electrical Conductivity of Conductive Armor Tape having various Tape Builds and Constructions*. Konferenzbeitrag. Baltimore, USA. IEEE, 2017. Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Nak93] S. Nakamura, A. Ito, G. Sawa, K. Kitagawa, T. Hanada, A. Ueno. *Temperature dependence of resistivity and dielectric property of furnace carbon black-polyethylene composite*. Konferenzbeitrag. Pocono Manor, USA : IEEE, 1993. Proceedings of IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena
- [Oet17] F. Oettl; C. Engelen; E. Binder; T. Kessler. *A study of the propagation behavior of partial discharge pulses in the high-voltage winding of hydro generators*. Konferenzbeitrag. Miami, USA: IEEE 2017, International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)
- [Oh09] Y. H. Oh, K. Song, H. Choe, S. Hahn. *Advanced Finite-Element Method Employing a Singularity Function for Triple Junction Problems*. Journalbeitrag. IEEE, 2009. Transactions on Magnetics. Vol.: 45, Issue: 3

- [Ött17] F. Öttl, M. Krüger, W. Koltunowicz, L.-V. Badicu, B. Gorgan. *Teilentladungsmessungen an rotierenden elektrischen Maschinen – Erfahrungen und Innovationen*. Journalbeitrag. Deutschland: Springer 2017, Elektrotechnik & Informationstechnik (2017) 134/8: 397–406. DOI 10.1007/s00502-017-0536-9
- [Pri69] H. Prinz. *Hochspannungsfelder*. Buch. Garching, Deutschland: Oldenbourg Verlag München, 1969.
- [Rot17] R. Rothon. *Fillers for Polymer Applications*. Buch. Schweiz: Springer, 2017. ISBN: 978-3-319-28116-2
- [San15] G. M. Sant’Anna, D. S. Roveri, H. H. Bertan, J. F. Mologni, E. S. Braga, M. A. R. Alves. *Analysis of the electric field behavior in the vicinity of a triple junction, using finite elements method computational simulations*. Journalbeitrag. Elsevier, 2015. Journal of Electrostatics. Vol.: 74, page: 96-101
- [Sch04] R. H. Schuster, M. Klüppel, J. G. Meier. *Steuerung des Mischungs Zustandes und der Materialeigenschaften von Elastomeren durch gezielte Mischverfahren*. Abschlussbericht AiF-Projekt Nr.: 13218 N. Hannover, Deutschland : Deutsches Institut für Kautschuktechnologie, 2004
- [Sch06] D. R. Schroder. *Semiconductor Material and Device Characterization*. Buch. USA: John Wiley & Sons Inc., 2006. ISBN: 978-0-471-73906-7
- [Sch08] V. Schuell, H. Schäufele. *Carbon Blacks für leitfähige Kunststoffe*. Konferenzbeitrag. Stuttgart: VDE-Verlag, 2008
- [Sch11] Rolf Schmerling, Frank Jenau, Stefan Kempen, Friedhelm Pohlmann. *Parameter studies on surface partial discharge inception of polluted, tangential electrically stressed boundary surfaces*. Konferenzbeitrag. Annapolis, USA : IEEE, 2011. Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Sch12] A. J. Schwab. *Elektroenergiesysteme – Erzeugung, Transport, Übertragung und Verteilung elektrischer Energie*. Buch. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2012. ISBN: 978-3-642-21957-3
- [Sch19] A. J. Schwab. *Begriffswelt der Feldtheorie*. Buch. Berlin, Deutschland: Springer, 2019. ISBN: 978-3-662-58391-3
- [Sed16] H. Sedding, G. Stone, A. Shaikh. *Dielectric dissipation factor acceptance criteria for stator winding insulation*. Konferenzbeitrag. Montpellier, France : IEEE, 2016. International Conference on Dielectrics (ICD)

- [Sha10] E. Sharifi, S. H. Jayaram, E. A. Cherney. *AC modeling and anisotropic dielectric properties of stress grading of form-wound motor coils*. Journalbeitrag. IEEE, 2010. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation Vol.: 17, Issue: 3
- [Sie01] SIEMENS AG. *WFU 2.5: MICALASTIC-Ganztränkung Isolierung von Gitterstäben einschließlich AGS, EGS und Isolierung der Schaltleitung*. Datenblatt. SIEMENS AG, 2001.
- [Siema] SIEMENS AG. *Siemens MICALASTIC Global Vacuum Pressure Impregnation (GVPI)*. Werbebroschüre. SIEMENS AG, o. D.
- [Siemb] SIEMENS AG. *SGen-2000P pressurized air-cooled generator series for gas and steam power applications from 370 MVA - 560 MVA*. Werbebroschüre. SIEMENS AG, o. D.
- [Sta09] C. Staubach. *Modellierung von Endglimmschutzanordnungen großer Turbogeneratoren mit Hilfe der Finiten Elemente Methode*. Diplomarbeit. Gelsenkirchen, Deutschland: Fachhochschule Gelsenkirchen, 2009
- [Sta12] C. Staubach. *Synthetisch basiertes Entwurfsverfahren zur elektro-thermischen Optimierung der resistiv-kapazitiven Potentialsteuerung großer, rotierender Maschinen*. Dissertation. Köln, Deutschland: Kölner Wissenschaftsverlag, 2012. ISBN: 978-3-942720-34-2
- [Sta15] A. Staubach. *Finite Elemente Methode - Berechnung von Glimmschutzsystemen großer Generatoren bei feldabhängiger elektrischer Leitfähigkeit des Glimmschutzmaterials*. Masterarbeit. Gelsenkirchen, Deutschland: Westfälische Hochschule Gelsenkirchen, 2015
- [Sta16] A. Staubach, H. Hirsch, G. Schmidt, F. Pohlmann. *Examination of anisotropic material characteristics in Outer Corona Protection (OCP) systems in large rotating machines*. Konferenzbeitrag. Montpellier, Frankreich : IEEE, 2016. International Conference on Dielectrics (ICD)
- [Sta17] A. Staubach, G. Schmidt, F. Pohlmann, H. Hirsch. *Adaptable high detailed fem model of insulation systems for large rotating machines*. Konferenzbeitrag. Buenos Aires, Argentinien, 2017. Conference on Diagnostics in Electrical Engineering (ISH)
- [Sta18] C. Staubach, T. Hildinger, A. Staubach. *Comprehensive electrical and thermal analysis of the stress grading system of a large hydro generator*. Journalbeitrag. IEEE, 2018. Electrical Insulation Magazine Vol.:34, Issue: 1

- [Sta20] Christian Staubach, Thomas Hildinger. *Stress grading system evaluation for a converter feed hydro generator winding*. Konferenzbeitrag. Knoxville, USA: IEEE 2020, Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Ste97] K. Steinfeld, W. Kalkner. *Einstellung und Stabilität der elektrischen Leitfähigkeit gefüllter Polymerwerkstoffe im Bereich der Perkolationschwelle*. Abschlussbericht AiF 11208 N. Berlin, Deutschland : Technische Universität Berlin, 1997
- [Sto08] G.C. Stone. *Deterioration of stator winding insulation by vibration sparking*. Konferenzbeitrag. Yokkaichi, Japan : IEEE, 2008. International Symposium on Electrical Insulating
- [Sto09] G.C. Stone, Rick Wu. *Examples of stator winding insulation deterioration in new generators*. Konferenzbeitrag. Harbin, China : IEEE, 2009. 9th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials. DOI: 10.1109/ICPADM.2009.5252475
- [Sto14] G. C. Stone, I. Culbert, E. A. Boulter, H. Dhirani. *Electrical insulation for rotating machines : : design, evaluation, aging, testing, and repair – Second Edition*. Buch. Canada: IEEE PRESS Wiley: 2014. ISBN: 978-1-118-05706-3
- [Sum09] C. Sumereder, H. M. Muhr. *Umfassende Zustandsbewertung von Generatoren*. Journalbeitrag. Deutschland: Springer 2009, Elektrotechnik & Informationstechnik (2009) 126/3: 126–131.
- [Tak10] T. Takuma, B. Techaumnat. *Electric fields in composite dielectrics and their application*. Buch. Dordrecht Heidelberg London New York: Springer, 2010. ISBN: 978-90-481-9392-9
- [Tak18] R. Takahashi, Y. Takezawa, K. Fukushima, K. Saito. *Mica Insulating Tape for Large Generators with High Thermal Conductivity*. Konferenzbeitrag. San Cancun, Mexico: IEEE, 2018. Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)
- [Tan15] K. Tanaka, H. Kojima, M. Onoda, K. Suzuki. *Prediction of residual breakdown electrical field strength of epoxy-mica paper insulation systems for the stator winding of large generators*. Journalbeitrag. IEEE, 2015. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation Vol.: 22, Issue: 2
- [Tay08] N. Taylor. *A literature review: The nature of partial discharges in stator insulation*. Untersuchungsbericht. Stockholm, Sweden : ETK, 2008. KTH Royal Institute of Technology

- [Tsa02] G. M. Tsangaris, M. Kazilas. *Conductivity and percolation in polymeric particulate composites of epoxy*. Journalbeitrag. Maney Publishing, 2002. Bd. Materials Science and Technology, 18(2):226-230
- [Tul07] L.K. Tully, A.D. White, D.A. Goerz, J.B. Javedani, T.L. Houck. Konferenzbeitrag. *Electrostatic Modeling of Vacuum Insulator Triple Junctions*. Albuquerque, USA : IEEE, 2007. International Conference on Plasma Science (ICOPS)
- [UEP95] U.S. Environmental Protection Agency. *Organic chemical process industry - carbon black*. Untersuchungsbericht. USA : U.S. Environmental Protection Agency , 1995. Bde. 6.1-1
- [Voi21a] VOITH. *Generators*. Werbebroschüre. Heidenheim, Deutschland : Voith Group, 2021
- [Voi21b] VOITH. *Micalastic insulation*. Werbebroschüre. Heidenheim, Deutschland : Voith Group, 2021
- [vRoll] vonRoll. *Insulating systems for high-voltage rotating machines*. Datenblatt. vonRoll, o. D.
- [Wag18] R. Wagner, J. Bauer, B. Plochmann, S. Lang, D. Schönauer-Kamin, R. Moos. *Effect of ambient conditions on the resistance of metal oxides as a novel material for outer corona protection systems*. Konferenzbeitrag. San Antonio, USA : IEEE, 2018. Electrical Insulation Conference (EIC)
- [Won00] C.P. Wong, S. Luo. *Investigation on effect of carbon black and polymer matrix on conductive polymer composites with positive temperature coefficient*. Konferenzbeitrag. Braselton, USA : IEEE, 2000. International Symposium on Advanced Packaging Materials
- [Zha20] W. Zhao, Y. Fan, W. Cui. *Effect of Size and Content of SiO₂ Nanoparticle on Corona Resistance of Silicon-Boron Composite Oxide/SiO₂/Epoxy Composite*. Journalbeitrag. Deutschland: Springer 2020, Journal of Inorganic and Organometallic Polymers and Materials Vol.: 30, page: 4753–4763.

7 Anhang

7.1 Spannungsüberhöhung

Die Spannungsüberhöhung im EGS-System beschreibt das Phänomen, dass es je nach geometrischen Aufbau des Isoliersystems und deren elektrischen Eigenschaften dazu kommen kann, dass Gleichung (7-1) gilt:

$$1 > \frac{\varphi(x)}{\varphi_{HV}} \quad (7-1)$$

Bei Analyse des in Kapitel 3.3.2 eingeführten Kettenleitermodells liegt der Wert dieser Spannungsüberhöhung im Bereich von 1,1 bis 1,2 (siehe Abbildung 3.3-3). Zum besseren Verständnis der Spannungsüberhöhung ist in **Abbildung 7-1** die Ortskurve der Spannungs- und Potentialzeiger zu sehen, wie sie im Kettenleitermodell auftreten. Hierbei ist zu beachten, dass die Ortskurve nicht eine Frequenzabhängigkeit darstellt, sondern den Einfluss des Ortes x entlang der Staboberfläche. Am Austrittspunkt des AGS, an der Stelle $x \rightarrow 0$, entspricht das Oberflächenpotential $\varphi(0) = 0$ V. Die Stabspannung ist an dieser Stelle in komplexwertiger Darstellung rein reell und hat keinen Imaginäranteil.

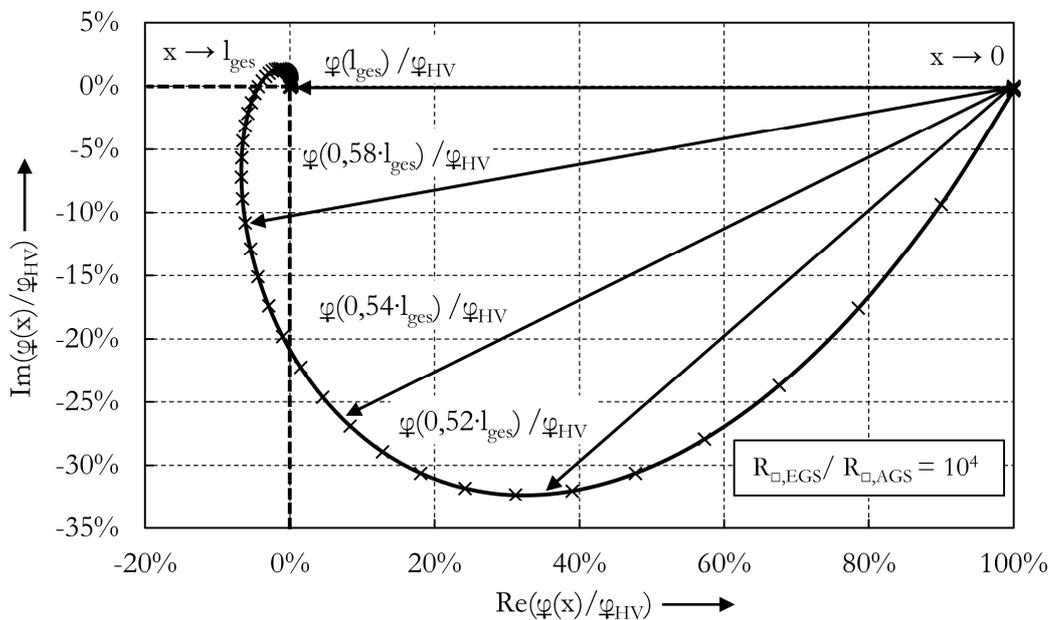


Abbildung 7-1: Normierte Ortskurve des linearen Feldsteuerkettenleitermodells in abhängig vom Parameter x

$\epsilon_r = 4$; $f = 50$ Hz; $l_{ges} = 0,4$ m; $\varphi_{HV} = 10$ kV; $\varphi_0 = 0$ V; $d_{iso} = 2$ mm;
 $d_{AGS} = 0,2$ mm; $d_{EGS} = 0,4$ mm; $d_{iso} = 2$ mm; $\rho_{EGS} = 1$ M Ω m

Betrachtet man die Stabspannung mit zunehmender Entfernung vom Nutaustritt ($x > 0$), nimmt der Realteil ab und der Imaginärteil zu. Die Ortskurve beschreibt einen spiralförmigen Verlauf, wobei die Stabspannung abnimmt. Der Stabspannungszeiger rotiert mehrfach um 360° , bevor dieser asymptotisch gegen $U(l_{ges}) = 0$ V läuft. In der **Abbildung 7-1** ist eine volle Rotation erkennbar, bevor die Länge des Spannungszeigers zu kurz wird. Durch die zunehmende Phasenverschiebung des Stabspannungszeigers gibt es einen Punkt, an dem der Realteil negativ wird. Der Oberflächenpotentialzeiger ist an dieser Stelle länger als die angelegte Stabspannung im Nutbereich ($x \rightarrow 0$). Die Länge des Oberflächenpotentialzeigers im negativen Bereich des Realteils entspricht der Spannungsüberhöhung. Im Kettenleiterbeispiel hat an der Stelle $x \rightarrow 0,58 \cdot l_{ges}$ der Potentialzeiger seine maximale Länge und damit die maximale Spannungsüberhöhung erreicht. Mit steigendem x wird die Länge des Potentialzeigers wieder kürzer und läuft asymptotisch gegen das angelegte Stabspannungspotential. Der Potentialzeiger besitzt an der Stelle $x \rightarrow L$ keinen Imaginärteil und ist rein reelwertig. Die Stabisolierung ist an der Stelle $x \rightarrow l_{ges}$ spannungsfrei, während die Spannung zwischen der Staboberfläche und Erdpotential auf der Betriebsspannung U_0 liegt. Dieses Verhalten ist für alle Feldsteuersysteme dieser Art, unabhängig von linearen oder nichtlinearen Materialeigenschaften, identisch.

7.2 Partikel-Schwarmoptimierung

Die Partikel-Schwarmoptimierung kann eingesetzt werden, um das globale Optimum innerhalb eines vordefinierten Suchraums zu identifizieren. Die Grundidee ist es, einen Schwarm aus imaginären Partikeln zu definieren, die durch eine Bewegungsgleichung sich innerhalb des Suchraums bewegen. Dabei wird nach jedem Iterationsschritt die Position, Geschwindigkeit und Fitness jedes Partikels neu berechnet. Jedes Partikel ist so definiert, dass es sich zum nächstgelegenen Minimum bewegt. Dafür wird nach jedem Berechnungsschritt die Bewegungsrichtung zum vermuteten Minimum neu bestimmt und der aktuell beste Fitnesswert und die dazugehörige Position gespeichert. Zusätzlich wird die Position des besten Partikels innerhalb des Schwarms an jedes Partikel weitergegeben. Über eine Bewegungsgleichung wird eine neue Position jedes Partikels berechnet. Die Priorisierung zur Bewegung in Richtung eines lokalen oder globalen Minimums kann über zwei Parameter gesteuert werden.

$$\vec{v}_{n+1} = \omega \cdot \vec{v}_n + c_l \cdot r_l \cdot (\vec{p}_l - \vec{p}_n) + c_g \cdot r_g \cdot (\vec{p}_g - \vec{p}_n) \quad (7-1)$$

Der Parameter c_l in der Gleichung (7-1) wird auch kognitiver Gewichtungsfaktor genannt und ist im Bereich $0 < c_l < 1$ definiert. Dieser bildet zusammen mit dem Zufallsfaktor r_l im Definitionsbereich $0 < r_l < 1$ die Gesamtgewichtung des lokalen Bewegungsanteils. Die Variable p_l ist die Position der individuellen Partikel mit dem zuletzt bekannten besten Fitnesswert. Jedes Partikel soll sich zusätzlich in Richtung des Partikels im Schwarm mit dem momentanen besten Fitnesswert bewegen. Dafür wird zusätzlich in der Bewegungsgleichung (7-1) der soziale Gewichtungsfaktor c_g im Definitionsbereich $0 < c_g < 1$ verwendet und bildet zusammen mit dem Zufallsfaktor r_g im Definitionsbereich $0 < r_g < 1$ die Gesamtgewichtung des globalen Bewegungsanteils. Auf diese Weise bewegen sich die Partikel individuell in Richtung der lokalen Minima, aber der gesamte Schwarm in Richtung des globalen Minimums. Damit nicht jeder neue Bestwert zu einer kompletten Bewegungsumkehr des Schwarms führt wird zusätzlich die Bewegungsgleichung um die aktuelle Partikelgeschwindigkeit v_n mit dem Trägheitsfaktor ω erweitert und behält je nach Gewichtung von ω den aktuellen Geschwindigkeitsvektor bei. Durch Variation der Gewichtungsfaktoren c_l , c_g und ω kann das Suchverhalten des Schwarmoptimierers beeinflusst werden. Die Werte müssen empirisch durch mehrere Versuche ausprobiert werden. Sofern sich die gefundene Optimale Lösung nach mehreren Versuchen nicht mehr ändert, kann die Position als globales Minimum der gesuchten Funktion interpretiert werden.

$$\vec{p}_{n+1} = \vec{p}_n + \vec{v}_{n+1} \quad (7-2)$$

Innerhalb des Suchraums werden entweder zufällig oder vorab definiert platzierte Partikel an den Positionen p_n verteilt. Weiterhin wird für jedes Partikel der dazugehörige aktuelle Fitnesswert ermittelt. Aus der Gleichung (7-2) ergibt sich mit der ermittelten neuen Geschwindigkeit \vec{v}_{n+1} die neue Position \vec{p}_{n+1} des jeweiligen Partikels.

DuEPublico

Duisburg-Essen Publications online

UNIVERSITÄT
DUISBURG
ESSEN

Offen im Denken

ub | universitäts
bibliothek

Diese Dissertation wird via DuEPublico, dem Dokumenten- und Publikationsserver der Universität Duisburg-Essen, zur Verfügung gestellt und liegt auch als Print-Version vor.

DOI: 10.17185/duepublico/76641

URN: urn:nbn:de:hbz:465-20220926-160735-2

Alle Rechte vorbehalten.