

Erdungen von Schienenfahrzeugen und deren Anwendung auf die Dimensionierung eines Schutzwiderstandes



Diplomarbeit ausgeführt am Institut für
Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement
der Technischen Universität Graz

Verfasst von Kitzmüller Andreas

Begutachter: Ao. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Pack Stephan

Betreuer: Ao. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Pack Stephan

Datum: Graz 19.10.2012

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am

.....

(Unterschrift)

Statutory Declaration

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources / resources and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

.....

.....

date

(signature)

Inhaltsverzeichnis

1	MOTIVATION UND AUFGABENSTELLUNG	10
1.1	Motivation durch Schadensfälle und Rückblick	10
1.2	Aufgabenstellung der Diplomarbeit	12
2	ENERGIEVERSORGUNG ELEKTRISCHER BAHNEN	14
2.1	Bahnstromarten	14
2.1.1	Gleichstromsysteme	15
2.1.2	Wechselstromsysteme	15
2.2	Kurzschlussströme in Bahnstromsystemen	17
2.2.1	Gleichstromsysteme	17
2.2.2	Wechselstromsysteme	19
3	ERDUNG VON BAHNFahrZEUGEN	20
3.1	Einführung in Erdungskonzepte von Bahnfahrzeugen	20
3.1.1	Aufgaben und Arten der Erdung	20
3.1.2	Erdungskonzepte	22
3.2	Normative Behandlung der Erdung von Bahnfahrzeugen	25
3.2.1	DIN VDE 0123	25
3.2.2	UIC Kodex 533	25
3.2.3	EN 50153	26
3.2.4	UIC Kodex 797	26
3.2.5	DIN EN 50122-1	26
4	BAUTEILE IM ERDUNGSKREIS VON SCHIENENFAHRZEUGEN	28
4.1	Allgemeines	28
4.2	Erdungskontakte	28
4.3	Wälzlager	30
4.3.1	Strom-Spannungs-Kennlinie von Wälzlagern	32
4.4	Schutzwiderstände	34
4.5	Isolierung durch Federelemente	35
5	ANWENDUNGEN DES SCHUTZWIDERSTANDES IM PROJEKT	36
5.1	ER 20 / ÖBB Rh 2016 „Herkules“	36
5.2	VT 642 / Desiro DMU	41

6	ANFORDERUNGEN UND SCHADENSFÄLLE	47
6.1	Einleitung	47
6.2	Anforderungen an einen Schutzwiderstand	47
6.3	Historie der Schäden	49
6.4	Untersuchung der Schäden an Dieselloks vom Typ ER 20	50
6.5	Schadenshypothese und Phänomenologie der Schäden	51
7	WERKSTOFFE UND GEOMETRIE DES WIDERSTANDES	53
7.1	Verwendete Software	53
7.2	Einheiten und Koordinatensystem	53
7.3	Dimensionen und allgemeine Daten	53
7.4	Geometrie und innerer Aufbau des Schutzwiderstands	54
7.5	Werkstoffparameter des Schutzwiderstandes	57
7.5.1	Anmerkungen	57
7.5.2	Gehäuse	57
7.5.3	Widerstandsdraht	58
7.5.4	Isolierkörper	61
7.5.5	Vergussmasse	62
7.5.6	Deckmasse	63
8	THERMISCHE MODELLBILDUNG DES WIDERSTANDES	64
8.1	Grundlagen der thermodynamischen Modellbildung	64
8.1.1	Stationäre Wärmeleitung durch eine ebene Wand	64
8.1.2	Freie Konvektion	64
8.1.3	Wärmeleitung durch Strahlung	66
8.2	Kriterien der thermischen Bewertung	67
8.2.1	Grenztemperaturen	67
8.3	Modellierung und Diskretisierung der Aufgabenstellung	67
8.3.1	Anfangsbedingungen, Randbedingungen	70
8.4	Berechnung der Temperaturverteilung für stationäre Ströme	73
8.4.1	Modell und Randbedingungen	73
8.4.2	Stationäre Auslastung bei 25 A _{DC} und 35 A _{DC}	73
8.5	Berechnung der Temperaturverteilung für transiente Ströme	76
8.5.1	Modell und Randbedingungen	76
8.5.2	Ergebnisse der transienten Auslastung mit 3.400 A _{eff}	76

9	MAGNETISCHE MODELLBILDUNG DES WIDERSTANDES	81
9.1	Einführung in die Behandlung elektromagnetischer Probleme	81
9.1.1	Einteilung der Feldgleichungen	81
9.1.2	Die Maxwellsche Feldtheorie	82
9.2	Modellierung und Diskretisierung der Aufgabenstellung	85
9.3	Berechnung der magnetischen Felder für 4,8 kA _{DC}	89
9.4	Berechnung der Kräfte für 4,8 kA	91
9.5	Diskussion Ergebnisse der Auslastung bei 4,8 kA	94
10	DEFINITION DES SAFE OPERATING AREAS (SOAR)	96
10.1	SOAR des Herstellers	96
10.2	Grafische Darstellung und Vergleich mit berechnetem SOAR	96
11	ANALYSE DER SCHÄDEN AM SCHUTZWIDERSTAND	99
11.1	Thermische vs. magnetische Schädigungen	99
11.2	Wasseraufnahme des Schutzwiderstandes	100
11.3	Zusammenfassung des Schädigungsmechanismus	102
11.4	Verifikation durch Schnittbilder der Schäden	103
12	OPTIMIERUNGSPOTENTIALE DES SCHUTZWIDERSTANDES	105
12.1	Ort und Art der Anbindung der Wendel an das Gehäuse	105
12.2	Verbesserung des Wärmeübergangs des Metallgehäuses	106
12.3	Optimierung der Temperaturbeständigkeit der Deckmasse	107
12.4	Optimierung der Kabelführung	108
12.5	Einbau nichtlinearer Überspannungsableiter	110
13	VALIDIERUNG UND VERIFIKATION DER ERGEBNISSE	112
13.1	Grundlagen und Zielsetzung	112
13.2	Überprüfung des Energieeintrags in die Wendel	112
13.3	Überprüfung der Abkühlung des Widerstandes	115
13.4	Vergleich der simulierten Temperatur mit der Erstmusterprüfung	117
13.5	Analytische Rechnung eines planaren magnetischen Modells	119
14	ZUSAMMENFASSUNG DER DIPLOMARBEIT	124
15	ABKÜRZUNGEN	126
16	ABBILDUNGSVERZEICHNIS	127

17 LITERATUR/REFERENZEN	129
18 ANHANG	131
18.1 Herstellerdatenblatt des Widerstands Typ B	131
18.2 Beschreibung der thermischen Elementtypen	132
18.3 Beschreibung der magnetostatisch/strukturellen Elementtypen	138
18.4 Weitere thermische transiente Ergebnisse	144
18.5 Übersicht der magnetischen Kräfte in X/Y-Richtung	147
18.6 Prüfprotokolle des Herstellers	148
18.7 Offenlegungsschrift Patent DE 10 2007 029 850 A1	149

Vorwort und Danksagung

Seit meinem Eintritt in die Arbeitswelt wurde mir zunehmend bewusst, wie wichtig die Verbindung von theoretischem Wissen und praktischer Erfahrung für jede Entwicklungstätigkeit ist. Da ich mittlerweile den notwendigen Raum zur Gestaltung derartiger Entwicklungen habe, lag das Augenmerk bei der Wahl der Diplomarbeit auf eben diesen Aspekten:

Einerseits wurde bewusst ein Thema gewählt, dass der Kernaufgabe einer Diplomarbeit durch theoretische, wissenschaftliche Arbeit gerecht wird. Gerade der Wert einer profunden Modellbildung unter Berücksichtigung der Erfahrungen von teils grundverschiedenen Wissensgebieten kann bei der Betrachtung realer Problemstellungen nicht hoch genug angesetzt werden.

Andererseits sollte die Arbeit auch dem Anspruch genügen, praxisorientiert wichtige Bereiche der Entwicklung eines sicherheitsrelevanten Bauteiles zu durchlaufen. Dies beginnt bei der Analyse der Problemstellung, der ersten Produktidee geht weiter über die Normenrecherche und die Planung der Durchführung, einschließlich der F&E Projektfreigabe. Bei der Entwicklung ist die Koordination der Interessen von Konstruktion, Fertigung, Kunden und Zulassungsbehörden unter Berücksichtigung der wirtschaftlichen Randbedingungen zu beachten.

Die Arbeit wurde bei Siemens I MO LC BG Graz in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement der TU Graz sowie mit Unterstützung durch einen Hersteller der Schutzwiderstände, der Firma EBG-Resistors Austria in A-8082 Kirchbach 384, durchgeführt.

Mein besonderer Dank gilt meinem Diplomarbeitsbetreuer, a.o. Univ.-Prof. DI Dr.techn. Stephan Pack am Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement an der TU Graz, der mir immer mit wertvollen Ratschlägen zur Seite gestanden ist und dafür gesorgt hat, dass ich den roten Faden bei der Erstellung dieser Arbeit nicht verloren habe.

Innerhalb von Siemens I MO wurde die Arbeit von Herrn DI Franz-Josef Weber unterstützt, der das Zustandekommen dieser Arbeit von Seiten der Firma ermöglichte und mich in der Funktion als Leiter der Abteilung Systems Development unterstützte.

Ferner richtet sich mein Dank an meine Familie die in all den Jahren durch ihre Unterstützung wesentlich zum Erfolg beigetragen hat.

Kurzfassung

Erdungskonzepte heutiger Bahnfahrzeuge müssen gleichermaßen den Anforderungen der störungsfreien Betriebsstromrückführung (Betriebserdung), des Berührungsschutzes (Schutzerdung) sowie der EMV Rechnung tragen.

Eine wesentliche Komponente in diesem komplexen Gefüge aus sicherheitsrelevanten Bauteilen stellt der Schutzwiderstand dar, der über mehrere Isolationsebenen hinweg über einen definierten Widerstand den Wagenkasten mit der Radsatzlagerung oder den Erdungskontakten des Fahrzeugs verbindet. Er stellt so sicher, dass im Fehlerfall keine gefährlichen Berührungsspannungen aufgebaut werden können und hält den Stromfluss insbesondere für die Radlager im Betriebsfall in erträglichen Grenzen.

Bei den über 8.300 derzeit im Einsatz befindlichen Schutzwiderständen kam es in der Vergangenheit wiederholt zu Schäden ungeklärter Ursache.

Die vorliegende Diplomarbeit beschreibt, motiviert durch diese Schäden, die Ursachenfindung durch die Behandlung folgender Aspekte:

- Erhebung der Anforderungen durch Betrachtung der Eigenheiten unterschiedlicher Bahnstromversorgungen;
- Ableitung der aus unterschiedlichen Bahnstromversorgungen resultierenden Kurzschlussströme;
- Recherche der relevanten Normen und technischen Anweisungen;
- Erstellung einer Übersicht über derzeitige Erdungskonzepte und der wichtigsten Komponenten, die in dieses Konzept eingebunden sind;
- Erläuterung des Einsatzes des Schutzwiderstandes anhand von zwei Projekten;
- Analyse der bisher aufgetretenen Schäden;
- Hypothese zu den zu betrachtenden Schädigungsmechanismen;
- thermische und magnetische Modellierung des Schutzwiderstandes mittels der Methode der Finiten Elemente;
- Überprüfung des SOAR des Herstellers und Gegenüberstellung des SOAR aus den Ergebnissen der Simulation;
- Aufstellung einer Schadenshypothese und Verifizierung der Hypothese durch Messungen und Feldbeobachtungen;
- Aufzeigen möglicher Verbesserungen der Leistungsfähigkeit.

Ziel der Arbeit ist es, die bisher aufgetretenen Schäden zu erklären und ein umfassendes Verständnis für Erdungssysteme von Schienenfahrzeugen, das Bauteil und seine Anforderungen zu entwickeln. Die hierbei entwickelten Modelle sollen es erlauben, auch bei abweichenden Bauweisen oder Lastfällen eine Prognose über das Verhalten abzugeben.

Abstract

Earthing concepts of today's railway vehicles have to meet the requirements of interference-free traction current return (functional earthing), protective measures (protective earthing), and electromagnetic compatibility.

The protective resistor is a very important component in this complex system of safety related parts. It is the protective resistor that connects the coach with the bearings or the vehicle's earthing device on different insulation levels with a defined resistance. It thus guarantees that no dangerous touch voltages are generated in case of defects and limits the circuit currents, especially for the bearings in operation.

Today, 8,300 protective resistors are in operation some of which showed repeated damage with unclear origin.

This damage is the motivation for the present thesis. It aims at finding the reasons by:

- observing the characteristics of the different traction power supply systems for railways in order to collect the respective requirements;
- deriving of the resulting short-circuit currents on the basis of the different railway traction power supplies;
- researching of the relevant standards and technical guidelines;
- giving an overview of the current earthing concepts and presentation of the most important components for a protective resistor concept;
- explaining the use of the protective resistor on the basis of two projects;
- analysing the damage that occurred by today;
- discussing a hypothesis concerning the occurring damage mechanisms;
- thermal and magnetic modelling of the protective resistance by applying the finite elements method;
- verifying the manufacturer's SOAR and comparing the SOAR with the results gained from the simulations;
- raising a damage hypothesis;
- verifying the hypothesis through measurements and observation;
- identifying structural weak spots and possible improvements.

The thesis aims at explaining the damage seen so far and developing a comprehensive understanding of the component and its requirements. The models developed in the course of the thesis shall allow a prognosis of the behaviour of differently constructed parts or load cases.

1 Motivation und Aufgabenstellung

1.1 Motivation durch Schadensfälle und Rückblick

Um den eingangs genannten Anforderungen der störungsfreien Betriebsstromrückführung in die Fahrschiene (Betriebserdung), des Berührungsschutzes (Schutzerdung) sowie der EMV Rechnung zu tragen, ist eine sorgfältige Betrachtung aller, das Erdungskonzept betreffenden Rahmenbedingungen durchzuführen.

Der Berührungsschutz erfordert eine möglichst niederohmige Verbindung aller metallischen Teile des Wagenkastens, die im Fehlerfall unter Spannung stehen könnten, mit der Bahnerde, d. h. den Fahrschienen.

Gleichzeitig erfordert die geordnete Betriebsstromrückführung die Vermeidung einer Verschleppung von eigenen Rückströmen sowie das Eindringen von Parallelströmen aus dem Gleis über das Fahrwerk in den Wagenkasten.

Somit widersprechen sich innerhalb gewisser Grenzen die Anforderungen von Berührungsschutz (möglichst niederohmig) und Betriebsstromrückführung (möglichst hochohmig) an einen Schutzwiderstand. Diese Problematik wurde bisher durch einen stets projektabhängig auszuarbeitenden Kompromiss mit der Auswahl eines geeigneten Erdungskonzepts gelöst.

Konstruktion und Auslegung der Leistungsparameter des Widerstands wurden lediglich spezifiziert, deren Umsetzung aber dem Hersteller überlassen. Dabei wurden Schutzwiderstände mit einem festen Widerstandswert zwischen 33 m Ω und 100 m Ω realisiert.

In mehreren Projekten kam es in den Jahren 1998–2005 immer wieder zu Auffälligkeiten wie in Abb. 1 zu sehen.



Abb. 1: Defekte Schutzwiderstände

Die im Zuge dieser Reklamationen aufgetretenen Probleme, verschärft durch die Monopolstellung des vormaligen Herstellers der Schutzwiderstände, wie auch die nachvollziehbare Verunsicherung der Kunden, inwieweit die defekten Bauteile noch ihre sicherheitsrelevante Funktion erfüllen können, führten zu einer kompletten Neuausrichtung der Komponentenstrategie der Schutzwiderstände unter folgenden Voraussetzungen:

- Grundlegende Klärung der Anforderungen aus Normen und Erdungskonzepten
- Detaillierte, über das Datenblatt des Herstellers hinausgehende Bauteilspezifikation
- Ausbau des Lieferantenportfolios durch einen alternativen Hersteller

Die ersten Zulassungstests des alternativen Schutzwiderstands bezüglich Induktivität, Stromtragfähigkeit und Vibrationsfestigkeit wurden 2003 erfolgreich absolviert.

Es zeigte sich bei den ersten Einsätzen der neu entwickelten Schutzwiderstände in den folgenden Projekten, dass noch immer ein Rest an Unsicherheit bestand. So war es oft nicht möglich mit Sicherheit zu sagen, ob der Widerstand den sich in jedem Projekt ändernden elektrischen Anforderungen gerecht werden kann.

Werden im Zuge der Erstellung des Erdungskonzeptes diese Parameter variiert, kann die Tauglichkeit der Widerstände aus Gründen der Wirtschaftlichkeit nicht jedes Mal durch reale Bauteiltests sondern nur über eine Simulation erfolgen.

Zusätzlich gab es auch bei den neuen Bauteilen immer wieder Schäden deren Herkunft nicht nachvollziehbar war, da das Verhalten der Bauteile unter Belastung nicht vollständig bekannt war.

Aus diesen beiden Problemstellungen entstand der Wunsch nach einer umfassenden Modellbildung hinsichtlich der am häufigsten auftretenden Schädigungsmechanismen, die es erlaubt

- den vorhandenen Widerstand thermisch und magnetisch hinsichtlich der aufgetretenen Schäden nachzurechnen und
- durch rasche Parametervariation auch neue Varianten hinsichtlich ihrer Tauglichkeit für das jeweilige Erdungskonzept zu bewerten.

Auf diese Weise sollten beide Probleme einer nachhaltigen Lösung zugeführt werden.

1.2 Aufgabenstellung der Diplomarbeit

Ziel der vorliegenden Diplomarbeit ist es, nach einleitender Erhebung der Randbedingungen und Anforderungen, unter welchen der Schutzwiderstand seine Funktion zu erfüllen hat, für die beiden potentiellen Schädigungsmechanismen

- thermische Überlastung
- magnetischen Zerstörung durch auftretende Lorentzkräfte

ein Modell zu entwickeln, das bestehende Schäden erklärt und eine Aussage über die mögliche Schädigung des Schutzwiderstands unter neuen Randbedingungen zulässt.

Insbesondere wird in chronologischer Reihenfolge auf folgende Aspekte eingegangen:

Energieversorgung von Schienenfahrzeugen

- Einführung in die Energieversorgung von Schienenfahrzeugen;
- Welche Kurzschlussströme sind zu erwarten?

Grundlagen der Erdung von Schienenfahrzeugen

- Einführung in das Grundkonzept der Erdung von Schienenfahrzeugen;
- Überblick über die Erdung von Schienenfahrzeugen. Funktionale Anforderungen an Schutzterde, Betriebserde und EMV;
- Konzept der gemeinsamen oder getrennten Ausführung der Betriebs- und Schutzterde;
- Welche Bauteile sind in das Erdungskonzept einzubeziehen und wie funktionieren sie?

Anwendung des Schutzwiderstands in konkreten Projekten

- Beispiel für den Einsatz des Schutzwiderstandes im Rahmen der Erdung von Schienenfahrzeugen anhand der Lok RH 2016 und des Desiro/VT 642.

Anforderungen an den Schutzwiderstand

- Anforderungsklärung an den Schutzwiderstand
- Untersuchung der Schäden
- Erstellen einer Hypothese anhand der Phänomenologie der Schäden

Thermische Modellbildung

- Definition der Geometrie- und Werkstoffdaten und Erstellen eines 3D-Modells in Pro-E und MSC-Marc
- Festlegen der Lastfälle und Umgebungsparameter
- Modellbildung zur Beurteilung der thermischen Auslastung
- FEM-Simulation der Betriebszustände (steady state und transient)

Elektromagnetische Modellbildung

- Definition der Geometrie- und magnetischen Werkstoffdaten und Erstellen eines 2D-Modells in MSC-Marc
- Festlegen der Lastfälle und Umgebungsparameter
- Berechnung der magnetischen Kräfte (mittels FEM-Berechnung) über den maximalen Wert des Stromstoßes zur Beurteilung der mechanischen Auslastung

Diskussion der Daten

- Verifikation der Ergebnisse anhand durchgeführter Prüfungen am Bauteil zur Beurteilung der thermischen und mechanischen Festigkeit
- Definition eines SOAR und Gegenüberstellung mit dem SOAR des Herstellers
- Analyse der Simulationsergebnisse im Vergleich zu den aufgetretenen Schäden. Erklärung der Schäden und Verifikation durch Messungen
- Ausblick über mögliche Verbesserungen am Bauteil

Dieses Modell ist anhand des Widerstands für 100 mΩ, der 98 % der eingesetzten Widerstände darstellt, zu entwickeln.

Außerdem möchte ich auf den Anhang verweisen, in dem weitere Ergebnisse und Auszüge aus den Datenblättern der verwendeten Bauteile zusammengestellt sind.

2 Energieversorgung elektrischer Bahnen

Die Aufgabe der Energieversorgung besteht darin, elektrisch angetriebene Schienenfahrzeuge mit Strom zu versorgen. Charakteristisch für die Eisenbahn im Vergleich zur Versorgung ortsfester Anlagen ist, dass die Leistungsverbraucher mobil sind.

2.1 Bahnstromarten

Grundsätzlich kann zwischen Gleichstrom- und Wechselstromsystemen verschiedenster Spannung unterschieden werden. Abb. 2 kann die bei den jeweiligen Betreibern von Vollbahnen genutzten Bahnstromsysteme entnommen werden [1].

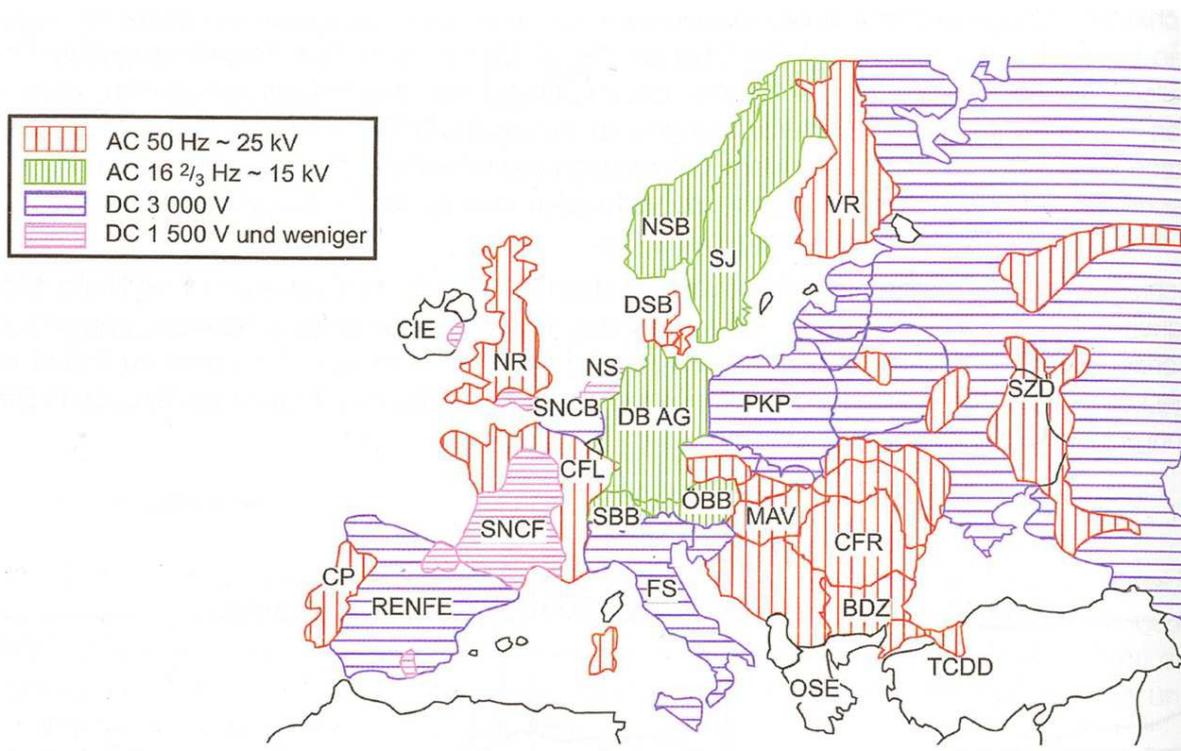


Abb. 2: Bahnstromsysteme europäischer Länder [1]

Die verschiedenen Bahnstromsysteme resultieren nicht aus den unterschiedlichen Anforderungen dieser Länder, sondern aus deren jeweiliger eisenbahnhistorischer Entwicklung und dem Stand der Traktionstechnik zum Zeitpunkt der Elektrifizierung.

Diese Vielfalt stellt unter dem Gesichtspunkt der angestrebten Interoperabilität zwischen verschiedenen Ländern eine bedeutende Herausforderung an die Hersteller von Schienenfahrzeugen dar. Dennoch lohnt sich eine Umstellung des Stromsystems bei einem bereits elektrifizierten Netz in den seltensten Fällen. Im weltweiten Eisenbahnbetrieb werden derzeit DC- und AC-Systeme zu etwa gleichen Teilen angewendet, wobei jeweils eindeutig die höheren Spannungen bevorzugt werden [2].

2.1.1 Gleichstromsysteme

In den Anfängen der Entwicklung elektrischer Schienenfahrzeuge wurden überwiegend Gleichstromreihenschlussmotoren wegen ihrer einfachen Regelbarkeit ohne Leistungselektronik und wegen des hohen Anfahrmomentes eingesetzt. Daraus resultiert die heutige Verbreitung von Gleichstromsystemen bei Vollbahnen in Ländern, die eine frühe Elektrifizierung ihrer Bahnstrecken vorgenommen haben.

Folgende Hauptmerkmale zeichnen Gleichstromsysteme aus [3]:

- Einfacher, symmetrischer Energiebezug direkt aus dem Landesnetz; Schwankungen der Speisespannung können gut toleriert werden.
- Gleichrichterunterwerke auf kurzer Distanz (bei 1,5 kV ca. 8 bis 25 km und bei 3 kV ca. 11 bis 60 km). Dadurch ist eine hohe Anzahl von Unterwerken nötig, was die Infrastruktur verteuert.
- Eine Rückspeisung von Nutzbremssungen ist nur mit erheblichem Aufwand möglich.
- Um die Leistungsanforderungen heutiger Traktionssysteme zu befriedigen, sind schwere Fahrleitungen bzw. Stromschienen mit Querschnitten von 400 mm² bis 800 mm² nötig.
- Speziell im verbauten Gebiet ist bei Gleichstromsystemen eine sorgfältig isolierte und niederohmige Ausführung der Stromrückleitung unerlässlich, um Streuströme, die durch das Erdreich fließen, zu unterdrücken. Vagabundierende Gleichströme können sonst durch ihre elektrolytische Wirkung erhebliche Korrosionsschäden an erdberührenden Bauwerken, insbesondere metallischen Gas- und Wasserleitungen verursachen.

Heute werden Gleichstromversorgungen, abgesehen von Bahnen des Nahverkehrs wie z. B. Straßenbahnen, U-Bahnen und Metros noch bei manchen Nebenbahnen sowie einigen Hauptbahnen in Frankreich, England und den Niederlanden (1,5 kV) wie auch bei Hauptbahnen in Spanien, Italien und zahlreichen Ländern Osteuropas (3 kV) verwendet.

2.1.2 Wechselstromsysteme

Ein wesentlicher Vorteil der Wechselstromsysteme ist die Transformierbarkeit der elektrischen Spannung [1]. Dadurch ist es möglich, bei der Energiezuführung auch lange Strecken verlustarm zu überbrücken. So ist ein deutlich größerer Abstand der Unterwerke von 40 bis 80 km möglich. Ebenso ermöglicht die hohe Spannung eine deutliche Reduktion der genormten Querschnitte der Fahrdrähte, die in EN 50149 [4] mit 80/100/107/120/150 mm² angeführt sind. Bei der Deutschen Bahn AG werden vorwiegend Querschnitte von 100 mm² und 120 mm² verwendet. Ein Verschleiß von 20 % ist einkalkuliert. [5]

Es wird zwischen Einphasenwechselstrom mit einer Frequenz von $16\frac{2}{3}$ Hz und mit der Netzfrequenz des Energieversorgers des jeweiligen Landes unterschieden.

Einphasenwechselstrom mit $16\frac{2}{3}$ Hz

In den Anfängen der Elektrifizierung wurden Frequenzen von 50 Hz für den Antrieb von Einphasenwechselstrommotoren nur unzureichend beherrscht. Daher wurde auf Antriebe ausgewichen, die mit $50/3 = 16\frac{2}{3}$ Hz liefen. Die notwendige Entkoppelung der Frequenz vom Landesnetz wird entweder durch ein separates Bahnnetz mit eigener Stromerzeugung oder über Umformergruppen bzw. heute über statische Umrichter erreicht.

Folgende Hauptmerkmale zeichnen Einphasenwechselstromsysteme mit einer Frequenz von $16\frac{2}{3}$ Hz aus [3]:

- Großer Abstand der Unterwerke. Die meistbenutzte Speisespannung von 15 kV bei $16\frac{2}{3}$ Hz ergibt ähnliche Abstände wie die Speisung mit 25 kV bei 50 Hz. Der Einfluss der kleineren Speisespannung wird durch den reduzierten, induktiven Spannungsabfall ausgeglichen.
- Einfache Fahrleitung aber ungünstige Bauart der Generatoren und Transformatoren aufgrund der verminderten Frequenz.

Einphasenwechselstrom mit Netzfrequenz

Heute wird bei Neuelektrifizierungen von Hauptbahnen in erster Linie Einphasenwechselstrom mit Netzfrequenz eingesetzt, da mittlerweile verlustarme und zuverlässige Leistungselektronik verfügbar ist.

Folgende Hauptmerkmale zeichnen Einphasenwechselstromsysteme mit einer Frequenz von 50 Hz aus [3]:

- Die Speisung mit 25 kV bei 50 Hz erfolgt direkt aus dem Landesnetz. Ebenso ist eine problemlose Rückspeisung von Nutzbremssungen möglich.
- Einfache Fahrleitung, kompakte Transformatoren
- Problem der asymmetrischen Belastung des Landesnetzes

Drehstromsysteme

Drehstromsysteme seien der Vollständigkeit halber erwähnt. Sie haben aber aufgrund der komplizierten, mehrpoligen Fahrleitung, die sich besonders im Bahnhofsbereich bei Weichenstraßen und Unterführungen negativ bemerkbar macht und nur eine geringe Speisespannung erlaubt, keine Verbreitung gefunden.

Abb. 3 verdeutlicht, warum sich dieses System mit den beiden überdimensionalen Stromabnehmern nicht durchsetzen konnte, obwohl damit bereits um 1900 Geschwindigkeiten von 200 km/h erreicht wurden.

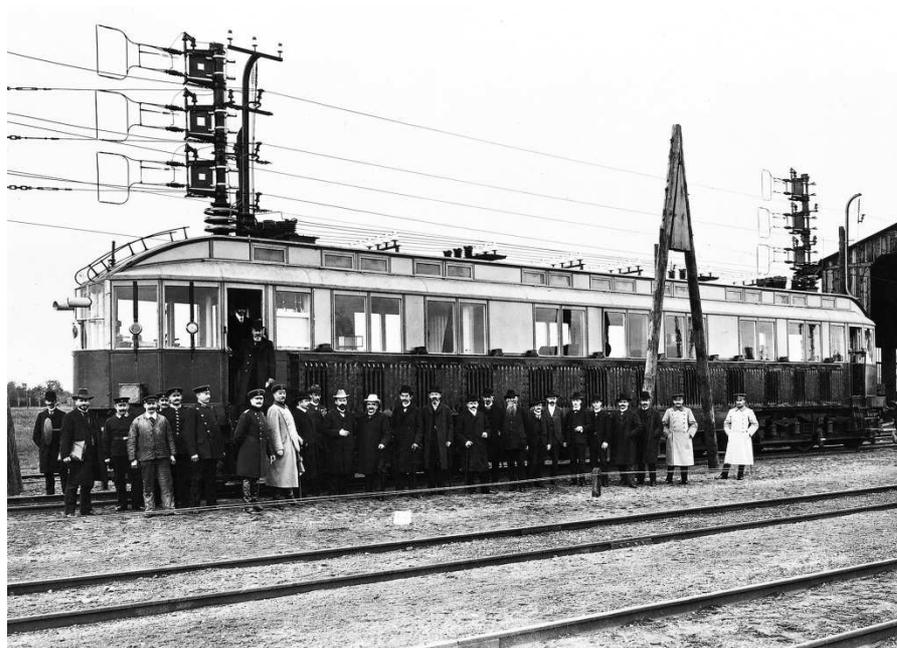


Abb. 3: Siemens Drehstromtriebwagen zwischen Marienfelde-Zossen um 1903 [6]

2.2 Kurzschlussströme in Bahnstromsystemen

In diesem Kapitel werden basierend auf der umfangreichen Grundlagenarbeit von Dirauf Michael [7] die Vorgaben für den maximalen Kurzschlussstrom und die Auslösezeit der Schutzelemente (Kurzschlussdauer) der Unterwerke für das jeweilige Bahnenergieversorgungssystem zusammengefasst und festgelegt. Entsprechend EN 50122-1 [8], Abschnitt 7.1.3 kann „bei der zu berücksichtigenden Fehlerdauer [...] vom ordnungsgemäßen Arbeiten der Schutzeinrichtung und Schalter“ ausgegangen werden.

Aus den Werten (max. Kurzschlussstrom und zugehörige Kurzschlussdauer) wird das Joule-Integral (I^2t -Wert) bestimmt:

$$I^2t = \int_{t_0}^{t_1} i^2 dt$$

2-1

t_0 =Beginn der Ausschaltzeit

t_1 =Zeit der Beendigung des Stromflusses

2.2.1 Gleichstromsysteme

Für Gleichstromsysteme wird das Joule-Integral als Dreieck, wie in Abb. 4 gezeigt, angenommen. Die gezeigten Verläufe wurden DIN EN 50123-1 [9 Bild A.2] entnommen und um die rot markierten Verläufe ergänzt.

Für die Berechnung des Joule-Integrals wurde hier eine vereinfachende Festlegung mithilfe der Hilfsgröße t_A „Auslösezeit“ [7] getroffen:

Bei einem Kurzschluss steigt der Strom bis etwa zum halben unbeeinflussten Kurzschlussstrom I_{SS} an und wird im Anstieg bereits durch den Leistungsschalter im Unterwerk nach der Auslösezeit t_A mit $t_A \approx t_c - t_0$ (rot) unterbrochen. Dann fällt der Strom kontinuierlich auf den Wert 0 ab. Die Zeit vom Auslösen bis zum Rückgang des Stromes auf null wird gleich der Auslösezeit t_A angenommen. Daher entsteht ein gleichschenkeliges Dreieck, das von seinem Flächeninhalt eine konservative Abschätzung der realen Ausschaltzeiten und Ströme darstellt.

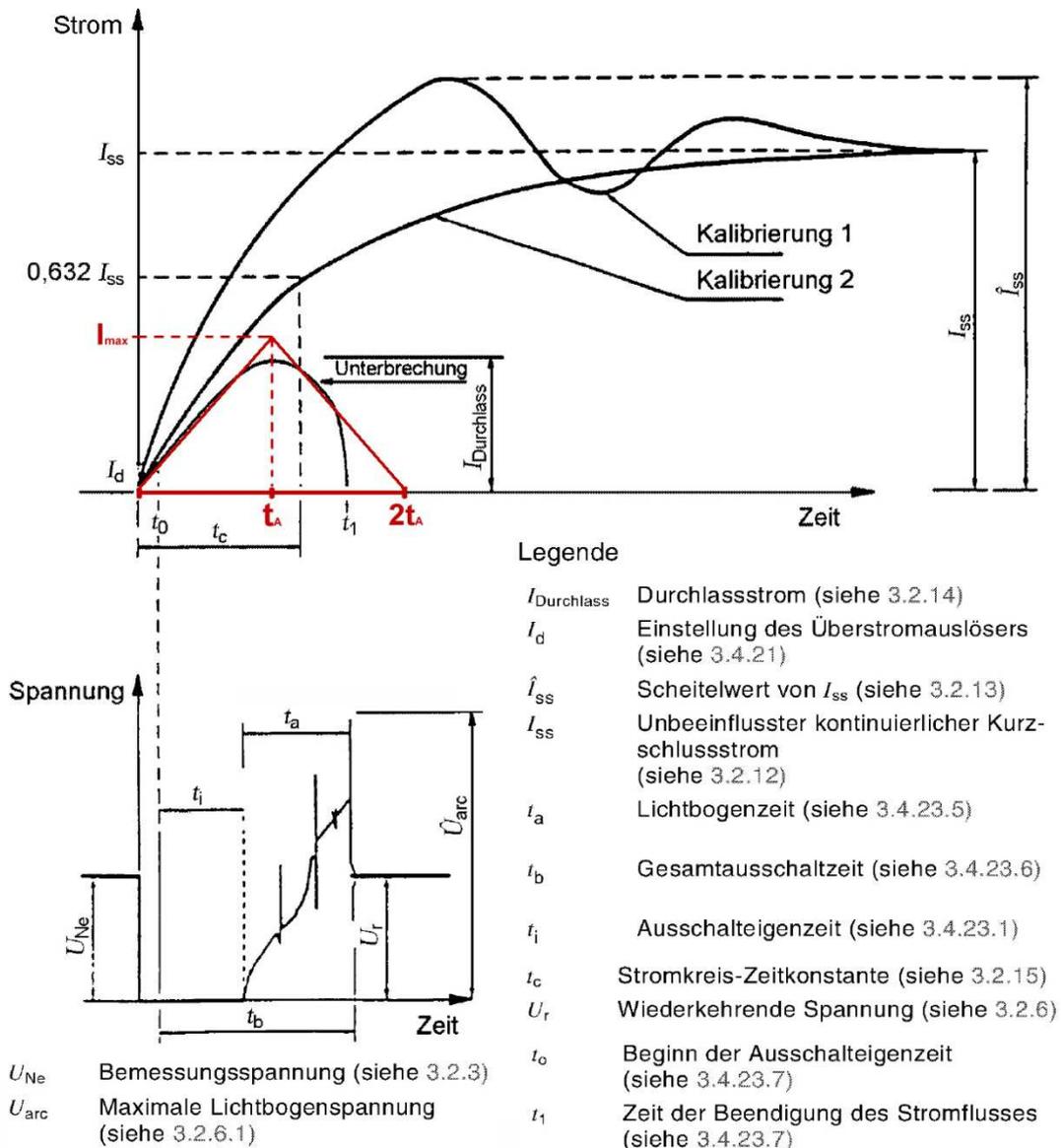


Abb. 4: Ausschaltzeiten von Gleichstromsystemen unter Kurzschluss- und Überlastbedingungen [7,9]

Das Joule-Integral errechnet sich für das oben gezeigte Dreieck wie folgt:

$$I^2 t = \left(\frac{I_{\max}}{\sqrt{3}} \right)^2 \times t \quad 2-2$$

wobei $t = 2 \cdot t_A$ und $I_{\max} = \frac{1}{2} I_{SS}$ mit

I_{SS} Unbeeinflusster, kontinuierlicher Kurzschlussstrom
 t_A Auslösezeit

Die Werte in Tabelle 1 stellen eine Zusammenfassung der für die Auslegung der Kurzschlussfestigkeit relevanten Eckdaten aus [7] dar.

Bahnenergieversorgungssystem	Kurzschlussstrom I_{SS}	$I_{max} = \frac{1}{2} * I_{SS}$	Auslösezeit t_A	$t = 2 * t_A$	Joule-Integral I^2t	Querschnitt der Schutzleitung CU blank
DC 3 kV	50 kA	25 kA	30 ms	60 ms	12,5 MA ² s	35 mm ²
DC 1,5 kV	100 kA	50 kA	30 ms	60 ms	50 MA ² s	50 mm ²
DC 750 V	100 kA	50 kA	30 ms	60 ms	50 MA ² s	50 mm ²

Tabelle 1: Ausschaltzeiten und Kurzschlussströme von Gleichstromsystemen unter Kurzschlussbedingungen [7]

2.2.2 Wechselstromsysteme

Für Wechselstromsysteme wird das Joule-Integral aus dem Effektivwert des jeweiligen Kurzschlussstromes und der zugehörigen Auslösezeit berechnet:

$$I^2t = I_{eff}^2 \times t$$

2-3

An der Einspeisestelle des Unterwerks ist der höchste Strom mit der kürzesten Auslösezeit zu erwarten. Mit wachsendem Abstand von der Einspeisestelle des Unterwerks sinkt der Kurzschlussstrom bei gleichzeitiger Erhöhung der Auslösezeit, was jedoch zur Reduzierung des Joule-Integral-Wertes führt. Damit stellt der unterwerksnahe Kurzschluss das Worst-case-Szenario dar und unterwerksferne Kurzschlüsse brauchen nicht weiter betrachtet zu werden.

Aus den in [7] genannten Quellen ergeben sich die in Tabelle 2 angeführten Werte.

Bahnenergieversorgungssystem	Kurzschlussstrom	Abschalt-dauer	Joule-Integral I^2t	Querschnitt der Schutzleitung CU blank
AC 25 kV, 50 Hz	15 kA	100 ms	22,5 MA ² s	25 mm ²
AC 15 kV, 16,7 Hz	≤ 25 kA	60 ms	37,5 MA ² s	35 mm ²
AC 15 kV, 16,7 Hz	> 25 kA	100 ms	100 MA ² s	50 mm ²

Tabelle 2: Ausschaltzeiten und Kurzschlussströme von Wechselstromsystemen unter Kurzschlussbedingungen [7]

Die in Tabelle 1 und Tabelle 2 angeführten Werte sind ein wichtiger Teil der Grundlagen zur Erstellung des Erdungskonzeptes. Mit diesen Werten und den Simulationen wie in Abb. 20 dargestellt, kann eine Beurteilung der auftretenden Berührungsspannungen hinsichtlich der Zulässigkeit ihrer Höhe und Dauer erfolgen.

3 Erdung von Bahnfahrzeugen

3.1 Einführung in Erdungskonzepte von Bahnfahrzeugen

Schienerfahrzeuge müssen, wie die meisten elektrischen Betriebsmittel, geerdet werden. Dies kann nicht durch eine feste elektrische Verbindung geschehen, da es sich bei Schienerfahrzeugen um ortsveränderliche Betriebsmittel handelt. Die Erdung geschieht deshalb über den bewegten Rad-Schiene Kontakt, mit allen sich daraus ergebenden Problemen [13].

3.1.1 Aufgaben und Arten der Erdung

Die Erdung von Bahnfahrzeugen hat grundsätzlich drei Aufgaben zu erfüllen:

- Direkte Funktionsaufgabe: Die Betriebserdung dient zur Rückführung des Netzstromes über die Fahrschiene (Bahnerde).
- Indirekte Funktionsaufgabe: EMV-Maßnahmen schützen elektronische Geräte im Fahrzeug und die signaltechnischen Einrichtungen auf der Strecke vor Störbeeinflussungen, die im Fahrzeug insbesondere durch hochfrequente, impulsförmige Traktionsströme entstehen. Diese Beeinflussungen können zum Ausfall des Fahrzeuges und zur Beeinträchtigungen auf bzw. entlang der Strecke führen.
- Schutzaufgabe: Die Schutzerdung schützt im Fehlerfall Personen und Geräte gegen zu hohe Berührungsspannungen.

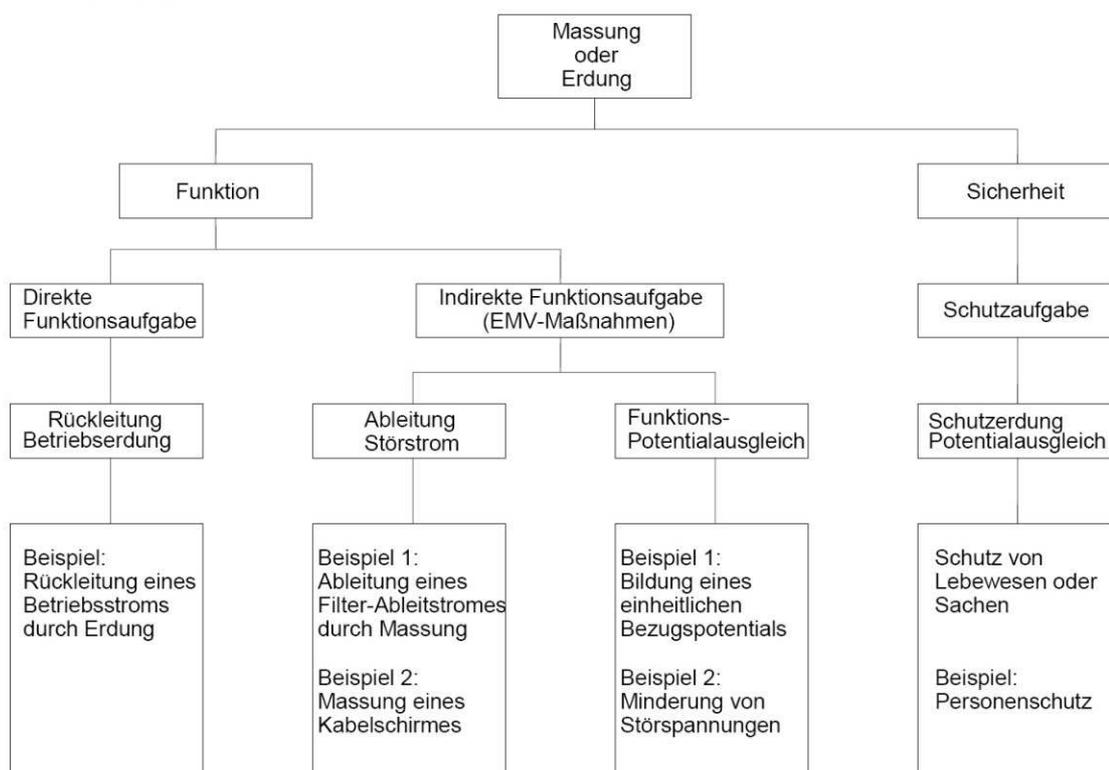


Abb. 5: Aufgaben der Erdung von Schienerfahrzeugen [10]

Schutzerdung: Unter dem Begriff Schutzerdung werden alle Maßnahmen verstanden, die in der DIN EN 50153 [11] im Kapitel 6 „Schutzmaßnahmen bei indirektem Berühren“ zusammengefasst wurden. Dort sind die Verfahren festgelegt, die angewendet werden müssen, um Fahrzeuge und ihre Komponenten über die ortsfeste Bahnanlage auf Erdpotential zu bringen. Berührbare leitfähige Teile müssen mit dem Fahrzeugkörper oder einem Bestandteil davon entweder direkt oder mittels Schutzleiter verbunden sein und dürfen unter Fehlerbedingungen keinen elektrischen Schlag durch Induktion oder Berührung von in der Nähe befindlichen aktiven Teilen verursachen.

Es muss also das Ziel sein, sicherzustellen, dass sich alle berührbaren leitfähigen Teile auf dem gleichen Potential befinden.

Betriebserdung: Der Betriebserdung sind alle Teile der Ausrüstung zugeordnet, die der Rückführung des über die Oberleitung oder die dritte Schiene zugeführten Stromes dienen. Für diese Rückstromkreise sind in EN50153 [11 Kapitel 7] Festlegungen getroffen worden, wie sicherzustellen ist, dass alle Ströme zur Stromversorgungsquelle zurückfließen können, ohne dass ein Schaden oder die Gefahr eines elektrischen Schlages bestehen. Ebenso müssen die Rückleitungen so ausgelegt werden, dass sie alle Ströme übertragen können. Insbesondere auch Fehlerströme und Ströme in den Fahrschienen.

EMV: Teile der metallischen Struktur, Schirme, Motor- und Datenleitungen werden teilweise unbeabsichtigt als Rückleiter verwendet, da sie zum Beispiel die Störströme vom Motor zum Stromrichter weiterleiten. Das ist einerseits beim Schirmkonzept, wie auch bei der Auslegung der Schirmquerschnitte zu berücksichtigen, um Störungen der angeschlossenen Bauteile und thermischen Beschädigungen vorzubeugen. Durch induktive und kapazitive Kopplung können solche Störströme auch auf Komponenten fließen, die der Schutzerdung dienen. Auf die Maßnahmen zur Verbesserung der EMV wird in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen.

Somit erfordert der Berührschutz eine möglichst niederohmige Verbindung aller metallischen Teile des Wagenkastens, die im Fehlerfall unter Spannung stehen könnten, mit der Bahnerde. Gleichzeitig erfordern die geordnete Betriebsstromrückführung wie auch die EMV die Vermeidung einer Verschleppung von Stör- oder Rückströmen durch das Drehgestell und den Wagenkasten. Dadurch widersprechen sich innerhalb gewisser Grenzen die Anforderungen von Berührschutz, Betriebsstromrückführung und EMV an ein Erdungskonzept. Diese Problematik wird bis heute durch einen stets projektabhängig auszuarbeitenden Kompromiss mit der Auswahl eines unter Einbeziehung aller Randbedingungen geeigneten Erdungskonzepts gelöst.

3.1.2 Erdungskonzepte

Das Erdungskonzept bestimmt die Stromaufteilung im Fahrzeug. Es legt fest, über welche Fahrzeugteile, Kabel, Kabelschirme, Stromschienen und Wagenkästen Ströme fließen können. Neben den eigenen Betriebsströmen gilt dies auch für Fremd- und Störströme.

Für Bahnfahrzeuge gibt es grundsätzlich zwei Ansätze, wie die Erdung ausgeführt werden kann [13]:

- Schutz- und Betriebs-erde des Fahrzeugs sind identisch
- Schutz- und Betriebs-erde des Fahrzeugs sind voneinander getrennt

Die Entscheidung einer gemeinsamen oder getrennten Betriebs- und Schutz-erde ist projektabhängig und wird im projektspezifischen Konzept „System-Architektur Fahrzeugerdung“ festgelegt. Bei einzelnen Projekten können spezifische Anforderungen zusätzliche Maßnahmen notwendig machen.

Zum besseren Verständnis der beiden Erdungskonzepte wird für jede Projektierung das Drehgestell mit Rückleitersammelschiene skizziert. Zwei häufige Ausführungen mit optionalen Schutz- und Betriebswiderständen entsprechen Abb. 6.

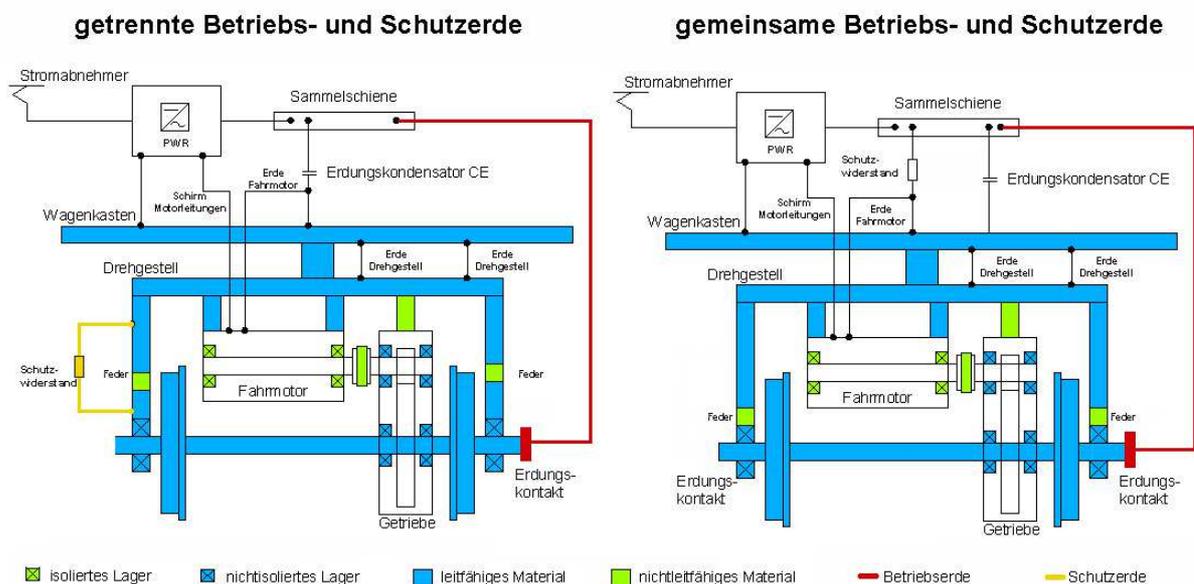


Abb. 6: Erdungskonzepte mit gemeinsamer und getrennter Betriebs- und Schutz-erde von Schienenfahrzeugen

Gemeinsame Betriebs- und Schutzerdung

Beim Konzept einer gemeinsamen Betriebs- und Schutzerdung werden für die Betriebsrückströme und die Schutzerde gemeinsame Radsatzkontakte verwendet. An der Sammelschiene sind beide Systeme entweder direkt oder mittels einer geeigneten Kombination aus Schutzwiderstand und Erdungskondensator gekoppelt. Durch diese Verbindung der Rückleitungssammelschiene mit dem Wagenkasten ergibt sich – je nach mechanischem Aufbau des Fahrzeugs – ein zu den Erdungsleitungen paralleler Weg über den Wagenkasten zur Schiene.

Die Rückleitungssammelschiene ist mit dem Fahrzeugkörper niederohmig über eine elektrische Verbindung, über einen Schutzwiderstand oder über eine Drossel verbunden. Es besteht also zwischen beiden eine galvanische Verbindung. Es sind weniger Erdungskontakte nötig, da die Schutzerdung die Radsatzkontakte der Betriebserdung benutzt.

Die Fahrzeuge sind aber den Betriebsrückströmen anderer Fahrzeuge ausgesetzt, welche über die vorderen Erdungskontakte von der Schiene in den Wagenkasten, längs durch das Fahrzeug und über die letzten Erdungskontakte wieder zurück in die Schiene fließen. Die Strombelastung der Erdungskontakte kann dabei unzulässig hohe Werte bis zu 1 kA annehmen, was zu deren vorzeitigem Verschleiß oder Zerstörung führt. Daher sind im Fall einer gemeinsamen Betriebs- und Schutzerdung, strommäßig höher belastbare Erdungskontakte einzusetzen.

Vorteile der gemeinsamen Betriebs- und Schutzerdung

- Störströme können direkt innerhalb des Fahrzeugs (niederimpedant) zur Quelle zurückfließen. Dadurch kommt es zu einer signifikanten Verringerung der Störaussendung des Fahrzeugs im Frequenzbereich bis einige hundert Kilohertz. Als günstigste Position für die Verbindung von Betriebs- und Schutzerdung ist der Zwischenkreiskondensator-Minuspol im Umrichtercontainer für eine niederimpedante Rückführung der Störströme zur Quelle identifiziert worden. Aus EMV-Sicht ist einer gemeinsamen Schutz- und Betriebserdung der Vorzug zu geben. [20]
- Es ist eine geringere Anzahl an Erdungskontakten notwendig. Diese müssen aber eine höhere Stromtragfähigkeit aufweisen.

Nachteile der gemeinsamen Betriebs- und Schutzerde

- Drehgestelle müssen in Schienennähe eine isolierende Schicht auf der Strecke zwischen Wagenkasten und Radlager aufweisen, damit keine unzulässig hohen Ströme in den Wagenkasten wechseln. Das bedeutet einen hohen Aufwand bei der Isolierung des Antriebs und der Bremsen. Wird die Isolierung überbrückt, kommt es zu Schäden an den Lagern, Bremsbelägen oder anderen Bauteilen, die nicht für derartige Ströme ausgelegt wurden.
- Es ist grundsätzlich mit Längsströmen im Wagenkasten zu rechnen.

Getrennte Betriebs- und Schutzerdung

Bei einer Trennung von Schutz- und Betriebserdung muss entweder eine galvanische Trennung oder zumindest eine teilweise Entkopplung (z. B. über eine Kapazität) zwischen der Sammelschiene des Antriebscontainers und dem Fahrzeugkörper vorhanden sein.

Beim Konzept einer getrennten Schutz- und Betriebserdung werden für die Betriebsrückströme und die Schutzerde separate Radsatzkontakte verwendet. Im Schienenfahrzeug sind beide Systeme höchstens mit einem Kondensator C_E für die Störstromrückleitung im Antriebscontainer miteinander gekoppelt.

Der Rückleiter für die Betriebsströme ist gegen den Fahrzeugkörper isoliert verlegt, beide sind galvanisch getrennt (Abb. 6 linke Seite). Es werden getrennte Erdungskontakte verwendet. Letztendlich aber sind auch hier Schutz- und Betriebserdung galvanisch gekoppelt, da sie spätestens über das Gleis miteinander verbunden werden.

Vorteile der getrennten Betriebs- und Schutzerdung

- Betriebsströme werden durch die strenge Trennung zwischen Betriebs- und Schutzerdungssystem weitestgehend vom Drehgestell ferngehalten. Sie belasten daher Motor-, Getriebe- und Achslager nur geringfügig. Drehgestelle müssen nicht so hohen Isolationsanforderungen genügen.

Nachteile der getrennten Betriebs- und Schutzerde

- Schlechte EMV-Eigenschaften, da die Störströme vom Fahrzeugrahmen über die Erdungskontakte zur Schiene und wieder über die Betriebserde zurück zum Zwischenkreiskondensator fließen müssen. Sie erzeugen induktive und kapazitive Felder, die die Motorlager gefährden und Kommunikationsanlagen am Drehgestell und im Gleisbett stören. Daher sollten auch hier beide Systeme wenigstens mit einem Kondensator C_E für die Störstromrückleitung im Antriebscontainer miteinander gekoppelt können.
- Es ist eine höhere Anzahl an Erdungskontakten erforderlich. Manche davon laufen aber nahezu unbelastet und weisen mangels „Stromschmierung“ einen nicht unerheblichen Verschleiß auf.
- Traktionsströme von anderen Fahrzeugen fließen über das Schutzerdungssystem in den Wagenkasten. Durch die vielen Schutzerdungsverbindungen und die niederimpedanten Aluminiumwagenkästen müssen oft Maßnahmen zur Symmetrierung und Begrenzung des Stromflusses über Wagenkasten und Radlager getroffen werden.

3.2 Normative Behandlung der Erdung von Bahnfahrzeugen

Die Einführung in die zur Erstellung von Erdungskonzepten relevanten Normen soll anhand ausgewählter Kapitel aus [12] einen Überblick über die Vielfalt der derzeit gültigen Normen verschaffen. Dazu wurden die Kernaussagen der entsprechenden Normen im folgenden Abschnitt kurz zusammengefasst, die bei der Projektierung der Erdung von Schienenfahrzeugen beachtet werden müssen. Bei Dokumenten, die einen Bezug zu einem anderen Dokument herstellen, werden diese direkt hintereinander beschrieben.

3.2.1 DIN VDE 0123

Die Norm DIN VDE 0123 „Stromführung im Bereich von Radsatz-Wälzlager in Schienenfahrzeugen“ [13] lehnt sich stark an die Veröffentlichung [14] an. Sie legte 1985 einen Grundstein zur weiteren Behandlung der Thematik Stromführung durch Radsatzlager. Der zulässige Strom wird in der Norm mit einem Wert unter $0,7 A_{\text{eff}}/\text{mm}^2$ als für Lager unbedenklicher Grenzwert festgelegt, jedoch ohne den zersetzenden Einfluss auf das Schmiermittel zu betrachten. Die Grafik in Abb. 14 dieser Arbeit stammt ebenfalls aus der Norm, weist aber nur einen qualitativen Verlauf auf ohne konkrete Zahlenwerte anzugeben.

3.2.2 UIC Kodex 533

Die UIC 533 „Fahrzeuge, Schutzerden metallischer Teile“ [15] schreibt an jedem Drehgestell eine Schutzerdung vor, wenn die in Tabelle 3 unter 3.3 aufgeführten Widerstandswerte von $50 \text{ m}\Omega$ nicht eingehalten werden. Es wird entweder ein Erdungskontakt oder eine Überbrückung mittels Schutzwiderstandes gefordert.

<p>1. Grundsatz:</p> <p>Berührbare leitfähige Teile der Fahrzeuge dürfen unter Fehlerbedingungen keinen elektrischen Schlag verursachen. Diese berührbaren leitfähigen Teile müssen mit dem Schienenpotential verbunden sein.</p> <p>3. Konstruktive Ausführung von Schutzverbindungen:</p> <p>3.2 Es muss mindestens 2 Schutzverbindungspfade zwischen dem Fahrzeugkörper und den Fahrschienen (Bahnerde) in der Form geben, dass, wenn ein Ausfall in einem Pfad auftritt, kein Risiko eines elektrischen Schlages entsteht.</p> <p>Das Untergestell muss mit jedem Drehgestell mindestens einmal elektrisch leitend verbunden sein. Jedes Drehgestell muss mindestens an einem Radsatz zuverlässig geerdet sein. Ist das Achslager isoliert aufgebaut, sind Erdkontakte zu verwenden.</p> <p>Die Erdung der Radsätze in Drehgestellen der Reisezugwagen muss gemäß UIC-Merkblatt Nr. 550, erfolgen.</p> <p>3.3 Die maximale Impedanz zwischen dem Fahrzeugkörper und den Fahrschienen darf bei Wagen</p> <ul style="list-style-type: none"> • mit Personenbeförderung nicht größer als 0,05 Ω • bei Güterwagen nicht größer als 0,15 Ω

Tabelle 3: Auszug aus UIC-Kodex 533, 2 Ausgabe vom 01. 04. 2011

3.2.3 EN 50153

In der seit 2002 gültigen DIN EN 50153 „Bahnanwendungen – Fahrzeuge – Schutzmaßnahmen in Bezug auf elektrische Gefahren“ [11] gibt es zwei Abschnitte, die das Thema Erdung und Betriebsstromrückführung behandeln, der Abschnitt 6.4 „Fahrzeugschutzverbindungen“ und der Abschnitt 7 „Rückstromkreise“. In dieser Norm wurden die in den eingangs genannten Normen übliche Lösungsbeschreibungen durch die Vorgabe von Schutzziele und Grenzwerten ersetzt. So werden, wie auch in der UIC 533, nur noch mindestens zwei Schutzverbindungen je Drehgestell gefordert, bei Ausfall eines Pfades darf aber kein Risiko eines elektrischen Schlages bestehen. Wälzlager dürfen nicht als Teil des Rückstromkreises verwendet werden. In dieser Norm wird auch der bereits aus der UIC 533 bekannte Impedanzwert von 0,05 bzw. 0,15 Ω bestätigt.

3.2.4 UIC Kodex 797

In dieser UIC-Schrift [16] werden die für die Auslegung der Erdungssysteme wichtigen Kurzschlussströme angegeben:

Netzart	Kurzschlussstrom
AC 25kV 50Hz	normalerweise 10...15kA
AC 15kV 16 ² / ₃ Hz	normalerweise nicht mehr als 40kA
DC 750V, 1500V, 3000V	normalerweise nicht mehr als 50kA

Tabelle 4: Maximale Kurzschlussströme

Diese Werte für Versorgungsnetze decken sich mit den Werten in Tabelle 1 und Tabelle 2 dieser Arbeit und finden sich auch in der TSI [17].

3.2.5 DIN EN 50122-1

In den bisher angeführten Normen wurden hinsichtlich der elektrischen Gefahren Formulierungen wie „Risiko eines elektrischen Schlages“, „elektrische Gefahr“ und Ähnliches verwendet. Diese Forderungen sind noch mit konkreten überprüfbaren Zahlenwerten zu hinterlegen. Dies geschieht in der DIN EN 50122-1 „Bahnanwendungen – Ortsfeste Anlagen – Elektrische Sicherheit, Erdung und Rückleitung – Teil 1: Schutzmaßnahmen gegen elektrischen Schlag“ [8].

Hier wird dieser zentrale Punkt aller bisher genannten Normen genauer definiert und in zahlreichen Tabellen und Berechnungsvorschriften abgehandelt. Daraus wurden in der Technischen Anweisung „System-Anforderungsspezifikation Elektrische Sicherheit, Schutzerdung und Rückstromkreise“ [18] folgende Werte abgeleitet:

Höchste zulässige Berührungsspannungen

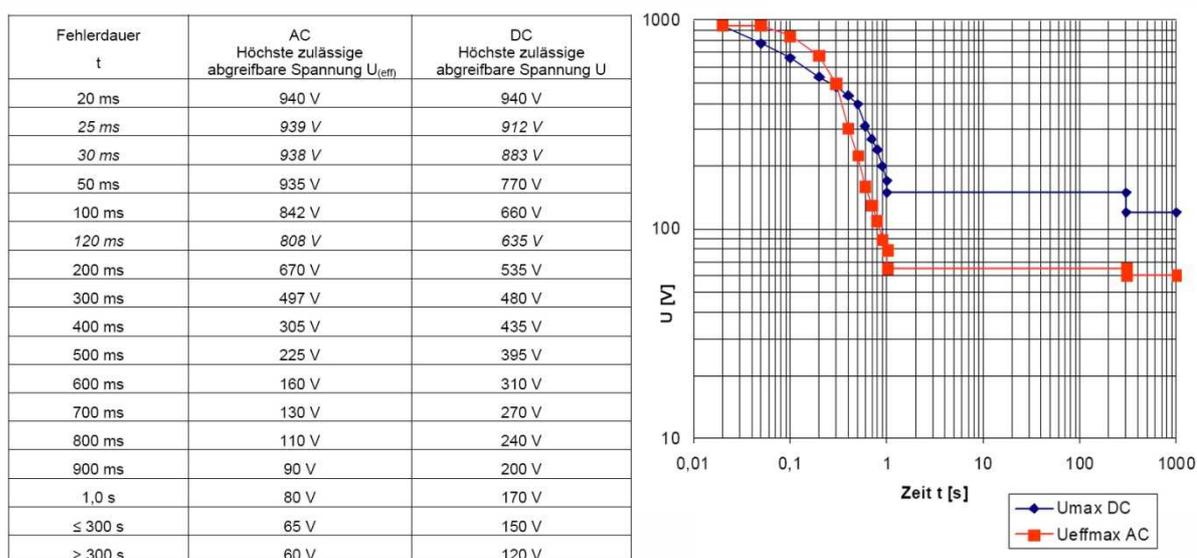


Abb. 7: Höchste zulässige Berührungsspannungen nach der TA „Erdung von Bahnfahrzeugen“ [18]

Zusammenfassung

Bei der Auslegung eines Erdungskonzeptes muss also die Leistungsfähigkeit und Abschaltzeit der Streckenstromversorgung in Kombination mit dem Impedanzwert $< 50 \text{ m}\Omega$ entsprechend Tabelle 3 oder aus konkreten Simulationen und Messungen berücksichtigt werden. Daraus ergeben sich Berührungsspannungen, welche die Vorgaben in Abb. 7 nicht überschreiten dürfen.

Wird die Fragestellung umgedreht, können aus den Angaben in Abb. 7 die folgenden Spannungen und daraus die maximal zulässigen Erdungswiderstände errechnet werden:

Stromversorgungssystem ¹⁾	Kurzschlussstrom ¹⁾	Abschaltzeit ¹⁾	Berührungsspannung ²⁾	Erdungswiderstand ³⁾
AC 25 kV 50 Hz	15 kA	100 ms	842 V	$Z < 50 \text{ m}\Omega$ (56 m Ω)
AC 15 kV 16,7 Hz	40 kA	100 ms	842 V	$Z < 21 \text{ m}\Omega$
DC 3000 V	50 kA	30 ms	883 V	$R < 17,6 \text{ m}\Omega$ 4)
DC 1500 V	100 kA	30 ms	883 V	$R < 8,8 \text{ m}\Omega$ 4)
1) Werte aus EN 50388 Tabelle 7 und A.1				
2) Werte aus EN 50122-1 Tabellen 1-5				
3) berechnete Werte				
4) Werte bezogen auf den unterwerksnahen Störfall				

Tabelle 5: Auszug TA [18] mit maximalen Kurzschlussströmen und den daraus resultierenden erlaubten Erdungswiderständen

Um also die Auslegung der Erdung eines Schienenfahrzeuges im Einklang mit den bestehenden Normen durchzuführen, reicht es nicht, sich auf die Erfüllung der Forderung nach einem Erdungswiderstand $< 50 \text{ m}\Omega$ zu beschränken, sondern es ist auch zu prüfen, ob die zu erwartenden Ströme über die jeweilige Abschaltzeit zu Spannungen führen, die den jeweiligen Grenzwert für die maximale Berührungsspannung überschreiten.

4 Bauteile im Erdungskreis von Schienenfahrzeugen

4.1 Allgemeines

Um die Anforderungen an das Erdungskonzept besser zu verstehen, wird hier auf die wichtigsten verwendeten Bauteile im Drehgestell, die eine Verbindung zwischen Wagenkasten und Schiene herstellen, und ihre elektrischen Eigenschaften eingegangen. Daher werden an dieser Stelle die folgenden in der DIN VDE 0123 [13] beschriebenen Elemente kurz behandelt:

- Erdungskontakte
- Wälzlager
- Schutzwiderstände
- Isolierung

Bei den Berechnungen innerhalb der Struktur eines Fahrwerks ist überwiegend der ohmsche Anteil des Widerstandes dieser Bauteile wirksam.

4.2 Erdungskontakte

Erdungskontakte, stellen über Kohlebürsten eine Verbindung vom feststehenden Drehgestell zum rotierenden Radsatz und weiter zur Fahrschiene her. Der Kontakt besteht aus einer mit der Radsatzwelle leitend verbundenen Kontaktscheibe und aus vom Radsatzlager und vom Rahmen elektrisch isolierten, federnd angepressten Kohlebürsten.

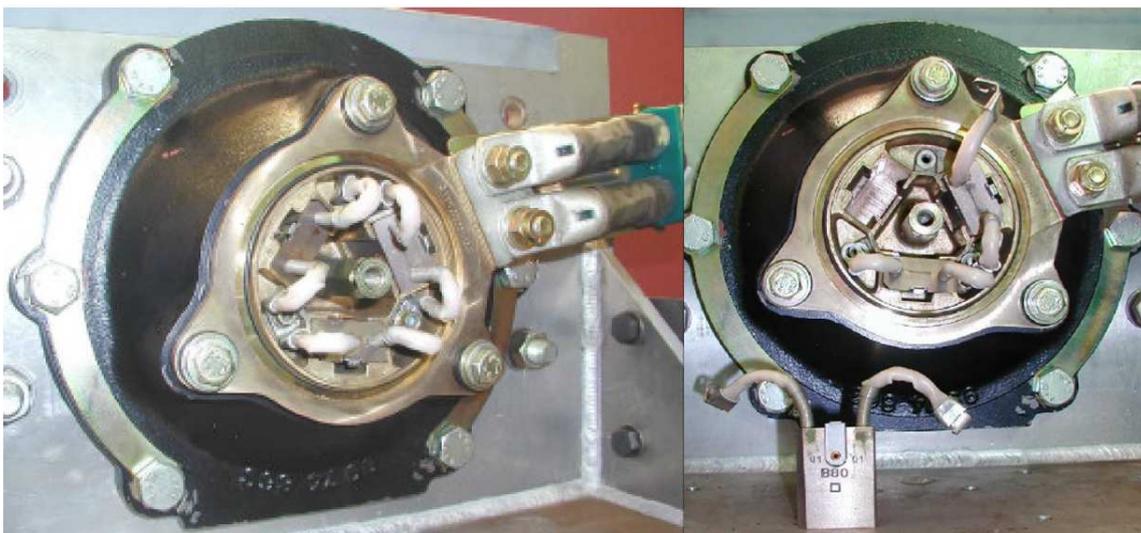


Abb. 8: Erdungskontakt eines Triebzugs - Auf der rechten Seite ist eine der drei Kohlebürsten ausgebaut [19]

Erdungskontakte werden mindestens für den Betriebsstrom ausgelegt und müssen einen kurzzeitig auftretenden Kurzschlussstrom führen können. Um bei parallelen Radsatzkontakten eine möglichst gleichmäßige Stromaufteilung zu erhalten, sollten die Leitungswiderstände zu den Radsatzkontakten annähernd gleich hoch sein [20].

Der in Abb. 8 gezeigte Erdungskontakt hat folgende Stromtragfähigkeit:

- 720 A_{eff} Dauerstrom
- 4,3 kA_{eff} für 1 Sekunde
- 25 kA_{eff} für 25 Millisekunden (bei I_{peak} < 27 kA)

In Abb. 9 ist der nichtlineare Übergangswiderstand der Kohlebürsten zu erkennen.

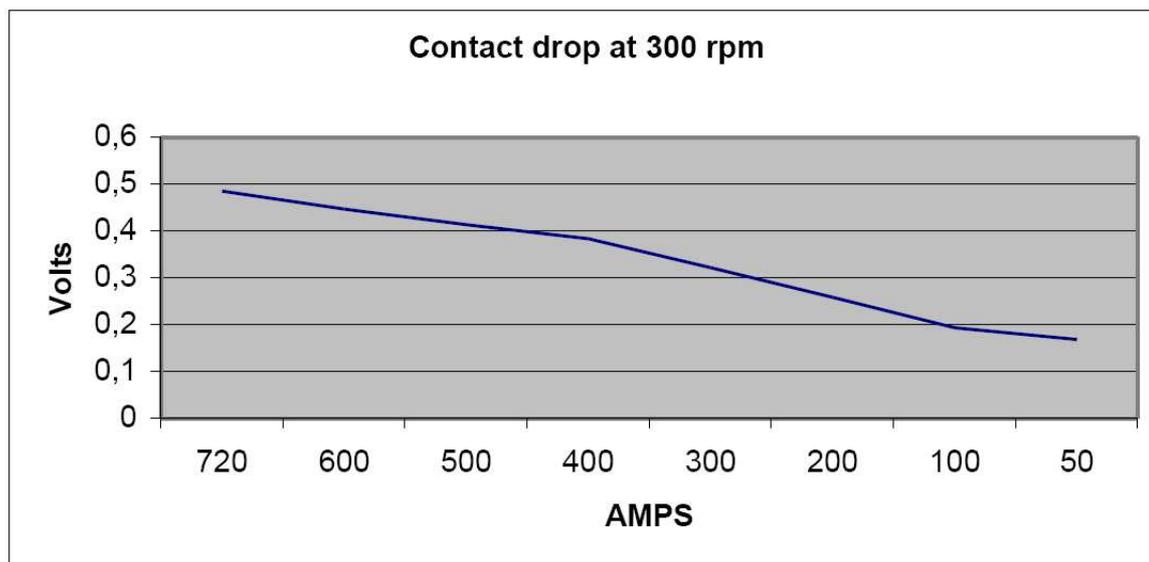


Abb. 9: Erdungskontakt für 720A: Spannungsabfall bei 300 U/min in Abhängigkeit der Stromstärke [19]

Die korrekte Abbildung der Kennlinie in den Erdungssimulationen wäre wichtig. In den Simulationsrechnungen werden aber üblicherweise einige mΩ als fester Wert eingesetzt. Die Abhängigkeit der Übergangswiderstände von der Temperatur und der Drehzahl ist für denselben Erdungskontakt in Abb. 10 dargestellt und geht über eine Zehnerpotenz.

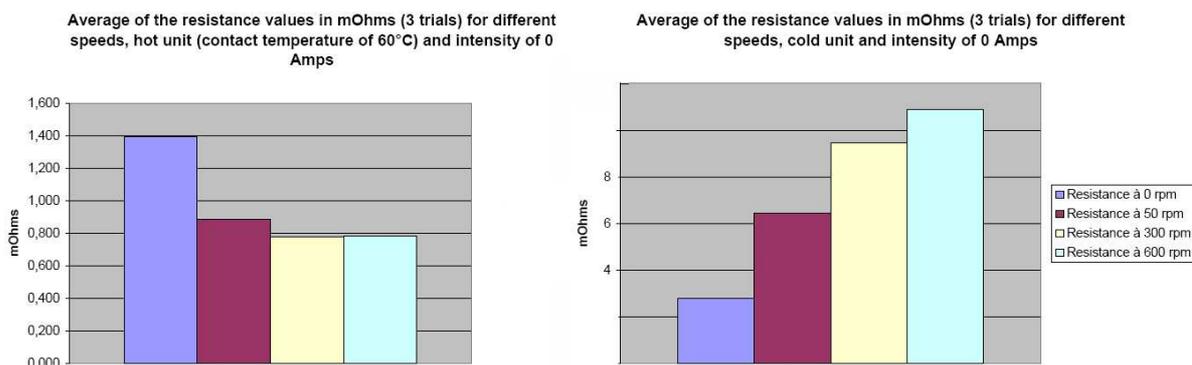


Abb. 10: Temperatur- und Drehzahlabhängigkeit der Übergangswiderstände im Erdungskontakt [19]

Der Grund warum Erdungskontakte durch Schutzwiderstände ersetzt werden, liegt einerseits in einem ca. dreimal höheren Preis und andererseits in der Verschleißfreiheit der Widerstände gegenüber einer Laufleistung von ca. 500.000 km bei Bürsten dieser Geometrie (20x40x48). Weitere Nachteile sind mögliche negative Effekte in den Lagern durch Kohlestaub, Messingabrieb und exzessiver Bürstenverschleiß bei Bürsten, die lange Zeit nahezu unbelastet laufen (fehlende „Stromschmierung“).

4.3 Wälzlager

Bei Schienenfahrzeugen, die Energie aus der Oberleitung oder Stromschiene beziehen, fließt der Traktionsrückstrom von der Sammelschiene im Fahrzeug über die Radsatzkontakte und die Räder in den Rückleiter, die Fahrschienen.

Der innere Aufbau und die Dimensionen eines typischen Radsatzlagers können Abb. 11 entnommen werden. Die linienförmigen Berührungspunkte innerhalb der Lagereinheit stellen eine potentielle Schwachstelle bei erhöhtem Stromdurchgang dar.

Tarol Lagereinheit

Basislager gefettet und abgedichtet mit allen erforderlichen Umbauteilen wie Stützring, Endkappe, Sicherungsblech und Schrauben.

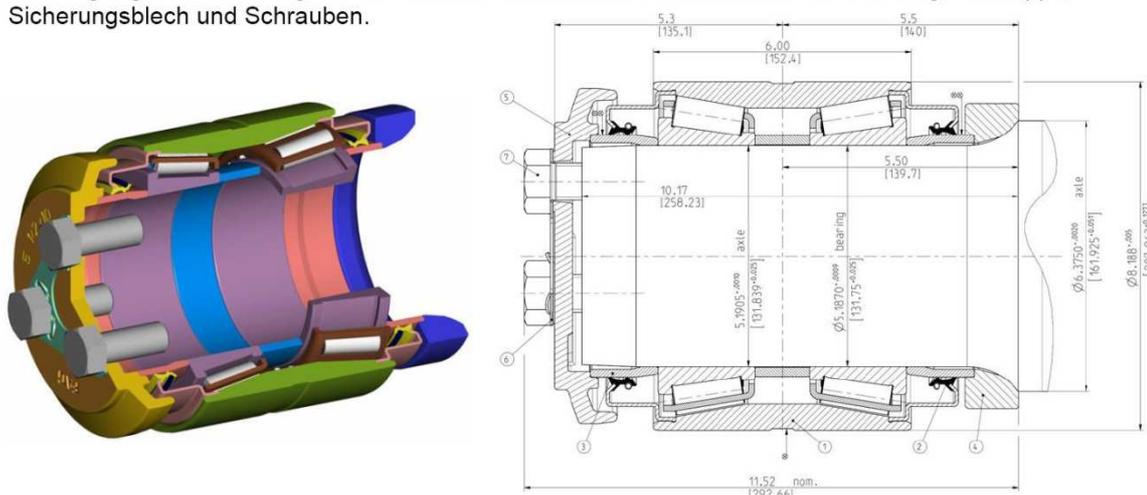


Abb. 11: Zweireihige Radsatzlagereinheit kegelförmiger Bauart mit einteiligem Außenring für Bahnanwendungen [21]

Die Einzelteile einer Lagereinheit mit Lamellenringen können Abb. 12 entnommen werden.



Abb. 12: Einzelteile einer zweireihigen Radsatzlagereinheit mit einteiligem Außenring für Bahnanwendungen [22]

Je nach Erdungskonzept kann der Betriebsrückstrom bei einer gemeinsamen Betriebs- und Schutzterde auch trotz einwandfrei funktionierender Erdungskontakte parallel zu diesen über den Wagenkasten, die Motorlager und Radsatzlager zu den Fahrschienen fließen. Darüber hinaus können im Fahrzeug ungewollte Ströme über diejenigen Wälzlager fließen, die mit dem Fahrzeugkörper elektrisch leitend verbunden sind. Dies kann, je nach Strombelastung des Lagers, zu Riffelbildung an den Lagerlaufflächen und bei sehr hohem Stromübergang zu Verschmelzungen und völliger Zerstörung der Bauteile führen.



Abb. 13: Ein durch Strom zerstörter Erdungskontakt (li) und ein zerstörtes Lager mit Wälzkörpern (re)

In Abb. 13 (links) ist ein Erdungskontakt einer Lokomotive durch schlechte Montage der Kontaktscheibe und hohe Ströme nahezu komplett geschmolzen. Zu sehen ist ein durch den Lichtbogen teilweise geschmolzener Bürstenhalter, Teile der Kontaktscheibe und der Bürsten sind geschmolzen und verdampft mit spärlichen Resten am Boden des Gehäuses. Rechts ein Kegelrollenlager eines Triebzugs, der mit geöffneter Betriebserde aufgerüstet wurde. Auffällig sind die um 90° verdrehten und erodierten Wälzkörper, die im ausgebauten Zustand am unteren Bildrand zu sehen sind.

Diese beiden Vorkommnisse stellen sicherlich Extremfälle dar, aber auch geringere Ströme können zu Schäden an Lagern führen, deren Entstehungsmechanismen in Kapitel 4.3.1 näher beleuchtet werden sollen.

4.3.1 Strom-Spannungs-Kennlinie von Wälzlagern

Steigt die Übergangsspannung an einem Lager über eine zulässige Grenze die allgemein als „Frittspannung“ bezeichnet wird, so kommt es zu einer schlagartigen Erhöhung der Leitfähigkeit des Lagers durch Überschläge in der Schmierfilmschicht des Lagers. Diese kritische Maximalspannung beträgt ca. 0,5 V und hängt von der Umdrehungsgeschwindigkeit, der Belastung sowie dem Alter des Lagers (Verschmutzung) ab.

Nach DIN VDE 0123 [13] darf die Stromdichte an den Kontaktflächen der Wälzkörper maximal $0,7 \text{ A/mm}^2$ betragen, bevor eine Beeinträchtigung der Lebensdauer¹ zu erwarten ist.

Zur Einhaltung dieser Forderung muss der Betriebsstrom über Radsatzkontakte geführt werden und die Radsatzlager müssen isoliert werden.

Strom-Spannungs-Kennlinie stillstehender Wälzlager

Fließt durch die Kontaktzone eines stillstehenden Lagers elektrischer Strom, so tritt in den Zonen der Berührflächen eine höhere Stromdichte auf. Demzufolge muss der Strom einen zusätzlichen Widerstand, den sogenannten Engwiderstand, überwinden. Bei stillstehenden Lagern berühren sich Lagerring und Wälzkörper direkt und mit einem geringem Schmierfilm von etwa 5 nm [14].

Dies ermöglicht dem Strom bei geringem zusätzlichem Widerstand zu fließen, und das Lager kann als leitend angesehen werden. Daher sind die Kontaktflächen deutlich größer als bei umlaufenden Lagern und üblicherweise ausreichend groß, sodass der Engwiderstand klein genug bleibt damit in weiterer Folge keine unzulässig hohen Temperaturen entstehen, die Riefen und Gefügeschäden an Wälzkörpern und Lagerringen verursachen.

Oberflächenschäden treten nur bei ungewöhnlicher Strombelastung, zum Beispiel bei hohen Kurzschlussströmen wie in Abb. 13 zu sehen, auf. Nachteilig ist jedoch, dass der Stromdurchgang bei einem stillstehenden Lager über einen längeren Zeitraum an ein und derselben Stelle erfolgt.

¹ Die Betrachtungen hinsichtlich zulässiger Stromstärken beziehen sich auf unzulässige Riefenbildung. Eine potentielle chemische Zersetzung des Schmiermittels bei geringeren Stromstärken wurde bisher nicht ausreichend untersucht.

Strom-Spannungs-Kennlinie umlaufender Wälzlager

In einem umlaufenden, gut geschmierten Lager ist die stromführende Berührfläche deutlich kleiner als bei einem stillstehenden Lager, da sich ein verhältnismäßig dicker Schmiermittelfilm zwischen Wälzkörpern und Lagerringen bildet. Die Strom-Spannungs-Kennlinien der Wälzlager in Abb. 14 folgen nicht linear dem ohmschen Gesetz, sondern der Widerstand der Wälzlager verändert sich proportional zur Schmierfilmdicke.

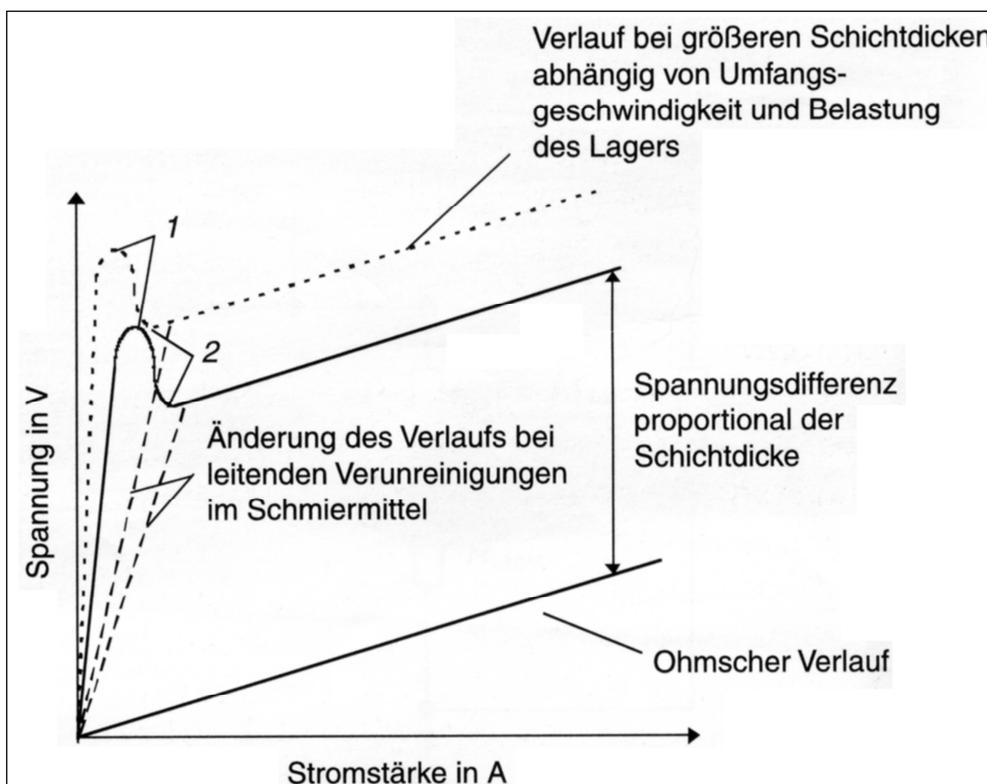


Abb. 14: Stromdurchgang durch Schmiermittelschichten eines Radsatzlagers [Abb. 5 in 13]

Die Kennlinien in Abb. 14 zeigen, dass der anfänglich hohe Lagerwiderstand, bei dem sich das Lager wie ein nahezu isolierendes Element verhält, beim Erreichen der bereits angesprochenen „Frittspannung“ (1) schlagartig zusammenbricht. Dies stellt den Beginn eines Übergangs zur „Frittchlussspannung“ (2) dar. Dieser Übergang zwischen den Punkten (1) und (2) findet bei ca. 0,5 V bis 2 V statt. Erst danach sind die Strom-Spannungs-Kennlinien wieder annähernd linear, schwanken aber in weiten Grenzen in Abhängigkeit von der Temperatur, der Achslast, der Viskosität des Schmierstoffes und der Drehzahl.

Das Lager ist nun deutlich niederohmiger (Werte unter 1 m Ω) [14] und eine Schädigung wird wahrscheinlich. Stromdurchgang und Beschädigung des Lagers infolge dieses Stromdurchgangs kann nur dann zuverlässig vermieden werden, wenn die Spannung, unter der das Lager läuft, stets kleiner als die Frittspannung ist.

Prinzipiell ist es möglich, Lagerschalen durch Keramik- oder Eloxalschichten elektrisch isoliert auszuführen. Dies ist aber bei Radlagern aufgrund der hohen Achslasten nicht wirtschaftlich. Zusätzlich zeigte sich in diesem Zusammenhang auch bei der Isolierung von Fahrmotorlagern, dass diese, wenn sie auf dem Lageraußenring mit einer Keramikschicht

von 50 bis 300 μm Dicke versehen werden, nur auf niederfrequente Spannungen als Isolator wirken. Es fließen trotzdem hochfrequente kapazitive Ströme, da die Kapazität dieser Lagerisolierung gleichwertig zu den Kapazitäten innerhalb des Motors ist (EDM-Ströme).

4.4 Schutzwiderstände

In der Begriffsdefinition 3.4 von DIN VDE 0123 [13] steht: „Ein Schutzwiderstand im Sinne dieser Norm ist ein in Reihe mit dem Radsatz-Wälzlager liegender niederohmiger Festwiderstand.“ In 5.4 steht weiter:

„Der Schutzwiderstand liegt in Reihe mit dem Radsatzlager und parallel zur Isolierung, d. h., er überbrückt die Isolierung und erhöht den Reihenwiderstand der Lagerung. Da der Schutzwiderstand zudem im Vergleich zum Radsatzlager höherohmig ist, tritt bei einem Stromfluss über die Lager (z. B. im Stillstand) eine nahezu gleichmäßige Stromaufteilung auf die Radsatzlager auf. Der Schutzwiderstand bedarf bei entsprechender Konstruktion keiner Wartung. Er unterliegt keinem Verschleiß.“

Der Einsatz von Schutzwiderständen soll also einerseits eine gleichmäßige und geringe Stromaufteilung über die Lager gewährleisten, und andererseits im Fehlerfall das Anstehen einer unzulässig hohen Spannung im Bereich des Wagenkastens verhindern. Für die Schutzwiderstände gibt es nur rudimentäre Dimensionierungsvorschriften. In der Norm DIN VDE 0123 wird unter 7.3 ein Bereich von 40 m Ω bis 100 m Ω bei 15 kV/AC und 16²/₃ Hz angegeben. Dieser Wert findet sich auch in der UIC 552. In der DS 945 wird ein Schutzwiderstand von 0,1 Ω angegeben.

Für die Auslegung der Schutzwiderstände müssen jedoch die folgenden Kriterien berücksichtigt werden:

- Dauerleistung im Normalbetrieb, bedingt durch den Strom, der im Normalbetrieb durch den Wagenkasten und den Schutzwiderstand fließen kann;
- Impulsleistung im Kurzschlussfall, bedingt durch den Kurzschlussstrom, der im Fehlerfall durch den Wagenkasten und den Schutzwiderstand fließen kann;
- Maximaler zulässiger Widerstand zwischen Fahrzeug und Schiene, um die Grenzwerte der Berührungsspannung im Fehlerfall einzuhalten.

Diese elektrischen Kenngrößen werden benötigt, um durch eine Simulationsrechnung zu prüfen, ob die Bauteile und das Gesamtfahrzeug innerhalb der zulässigen Grenzwerte betrieben werden.

Ein Schutzwiderstand wird sowohl im Dauerbetrieb als auch im Kurzschlussfall hohen thermischen Belastungen ausgesetzt. Bei 3,5 kA_{eff} wird am Widerstand für die Dauer des Kurzschlusses eine Leistung von über 1,2 MW umgesetzt.

Die Grenzwerte für kurze Stromstöße unter 10 ms werden durch die auftretenden elektromagnetischen Kräfte begrenzt und liegen jenseits der 5 kA_{peak}.

4.5 Isolierung durch Federelemente

Wie in der Einführung in die Erdungskonzepte beschrieben, wird auch die isolierende Wirkung der Gummifederelemente zur Steuerung der Stromflüsse im Schienenfahrzeug genutzt.

In Fahrwerken werden daher bei der Entwicklung sogenannter „Suspension Parts“ seit ca. 10 Jahren die Übergangswiderstände von Luftfedern, Knochenbuchsen, Federtellern und weiteren Federungs- und Dämpfungselemente auf Widerstände in der Größenordnung von 1 bis 15 k Ω festgelegt.

Diese Werte werden verbindlich in der allgemeinen Spezifikationen „Messung elektrischer Widerstände an Gummi-Metall-Teilen“ [23] für diese Bauteile vorgeschrieben und im Rahmen der Erstmusterprüfung abgefragt.

5 Anwendungen des Schutzwiderstandes im Projekt

Zielsetzung des Kapitels 5 ist es, den Einsatz des Schutzwiderstandes in zwei repräsentativen Projekten kurz zu umreißen. Dazu wurden eine Lokomotive und ein Triebfahrzeug im Personenverkehr ausgewählt. Bei diesen beiden Fahrzeugen ist auch die Mehrzahl der Auffälligkeiten an den Schutzwiderständen aufgetreten. Es folgt ein Überblick über das Fahrzeug, sein Erdungskonzept und den Einsatz des Schutzwiderstandes anhand konkreter Erdungskonfigurationen, um einen Einblick in die elektrische Einsatzumgebung des Widerstandes zu gewähren.

5.1 ER 20 / ÖBB Rh 2016 „Herkules“

Allgemeine Daten

Der Lokomotivtyp Siemens ER20 ist eine dieselelektrische Lokomotive bis 22 t Radsatzlast mit einer maximalen Betriebsgeschwindigkeit von 160 km/h. Die ÖBB-Diesellokreihe Rh 2016 „Herkules“ entspricht diesem Typ und ist eine vierachsige Drehgestell-Lokomotive mit dieselelektrischer Kraftübertragung. Die Lokomotiven der Reihe 2016 sind untereinander mehrfachtraktionsfähig.

Daten der Lokomotive:

- | | |
|---------------------------------|------------------------|
| • Achsanordnung | Bo'Bo' |
| • Gesamtleistung | 2000 kW |
| • Spurweite | 1435 mm |
| • Dienstmasse | 80 t |
| • Länge über Puffer | 19275 mm |
| • Drehzapfenabstand | 10362 mm |
| • Radsatzabstand im Drehgestell | 2700 mm |
| • Zugenergieversorgung | 1AC 50 Hz 1000V 400KVA |



Abb. 15: Lok 2016 der Österreichischen Bundesbahnen

Eine Detailaufnahme des Drehgestells SF3 mit den angebauten Schutzwiderständen ist in Abb. 16 zu sehen.

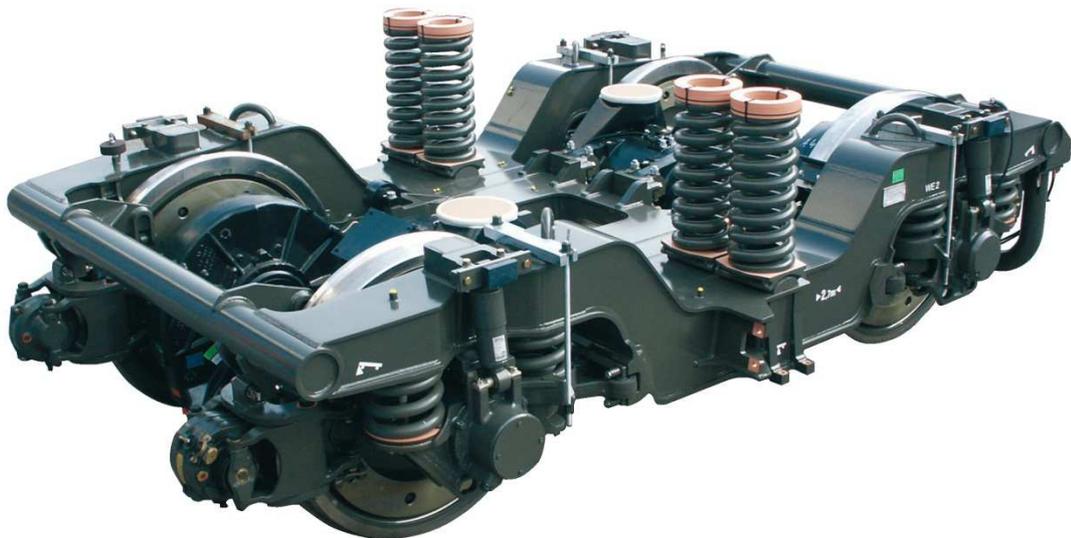


Abb. 16: Drehgestell SF3 mit zwei angebauten Schutzwiderständen [24]

Die Eckdaten des Fahrwerks können dem folgenden Text und Abb. 17 entnommen werden:

Das Drehgestell SF 3 ist als Plattform konzipiert und kann, ausgehend vom Drehgestell der Lok Rh 2016, sowohl für leistungsschwächere als auch für leistungsstärkere Lokomotiven bis 22 t Radsatzlast und einer maximalen Betriebsgeschwindigkeit von 160 km/h eingesetzt werden.

Der Drehgestellrahmen ist eine geschweißte Kastenkonstruktion, bestehend aus zwei Langträgern, einem Querträger und rohrförmigen Kopfträgern. Der Rahmen und seine Schnittstellen sind über die ganze Plattform baugleich.

Die Radsatzwelle ist eine geschmiedete Welle mit Hohlbohrung, auf der die Radscheiben aufgespresst werden. Der Radsatz wird im Drehgestellrahmen mittels eines Dreieckslenkers pro Achslagergehäuse geführt.

Der Antrieb erfolgt von einem quer angeordneten Drehstromasynchronmotor, der sich am Drehgestellrahmen abstützt und einem achsreitendem Getriebe.

Die Primärfederung wird durch zwei Schraubenfedern mit einem parallelen Hydraulikdämpfer realisiert.

Die Druckluftbremse im Drehgestell besteht aus vier Bremsseinheiten mit innen belüfteten Radbrems scheiben. Die Feststellbremse ist als Federspeicherbremse ausgeführt.

Technische Daten	
Fahrwerk	SF 3
Betriebsgeschwindigkeit	max. 160 km/h
Radsatzlast	max. 22 t
Dauerleistung pro Radsatz	max. 750 kW
Maximale Anfahrzugkraft pro Radsatz	62,5 kN
Radsatzstand	2700 mm
Spurweite	1435 mm
Raddurchmesser neu / abgenutzt	1100 / 1020 mm
Minimaler Bogenradius Betrieb / Werkstatt	120 / 100 m
Masse	ca. 14 t
Sekundäre Längskraftübertragung	Drehzapfen / Gleitplatten
Antrieb	achsreitend / Momentenstütze an DG-Rahmen
Mechanische Bremse	Radscheibenbremse

Abb. 17: Technische Daten des Drehgestells SF3 [24]

Das Erdungskonzept

Die Diesellokomotive ER 20 fährt auf Strecken in Österreich, Deutschland, Slowenien und Ungarn, als Dispolok für diverse Betreiber in ganz Europa und bei KCRC in Hongkong.

Da die Lokomotive aber jederzeit auch auf elektrifizierten Strecken eingesetzt werden kann, sind die Grenzwerte für die Fahrzeugschutzerdung wie bei jeder elektrischen Lokomotive einzuhalten.

Betriebs- und Schutzerde wurden getrennt ausgeführt, damit die Radsatzlager nicht durch unzulässig hohe Rückströme belastet werden. Dadurch ist die Rückführung des Stromes der Zugsammelschiene getrennt von der Schutzerdung ausgeführt.

Der gesamte Rückstrom (Betriebserdung) wird über je einen Erdungskontakt an den beiden innen angeordneten Radsatzwellen von der Schiene zurück zum Zugsammelschienenrafo geführt. Der Übergangswiderstand des kompletten Erdungskontaktes wurde mit ca. 30 mΩ angegeben.

Die Schutzerdung erfolgt über vier Radsatzlager. Bei jeder Achse wird ein Radsatzlagergehäuse mit dem Drehgestell über einen Schutzwiderstand verbunden, um zu gewährleisten, dass der Wagenkasten der Lokomotive bzw. die Drehgestelle keine unzulässig hohe Berührungsspannung gegenüber Erde annehmen können. Zu jedem der vier Radsatzlager liegt also ein Schutzwiderstand mit 100 mΩ in Reihe. Mit diesem Schutzwiderstand wird die Isolierung durch die Primärfeder überbrückt. Die Radsatzlager sind gegenüber dem Wagenkasten über die Primärfeder hochohmig isoliert.

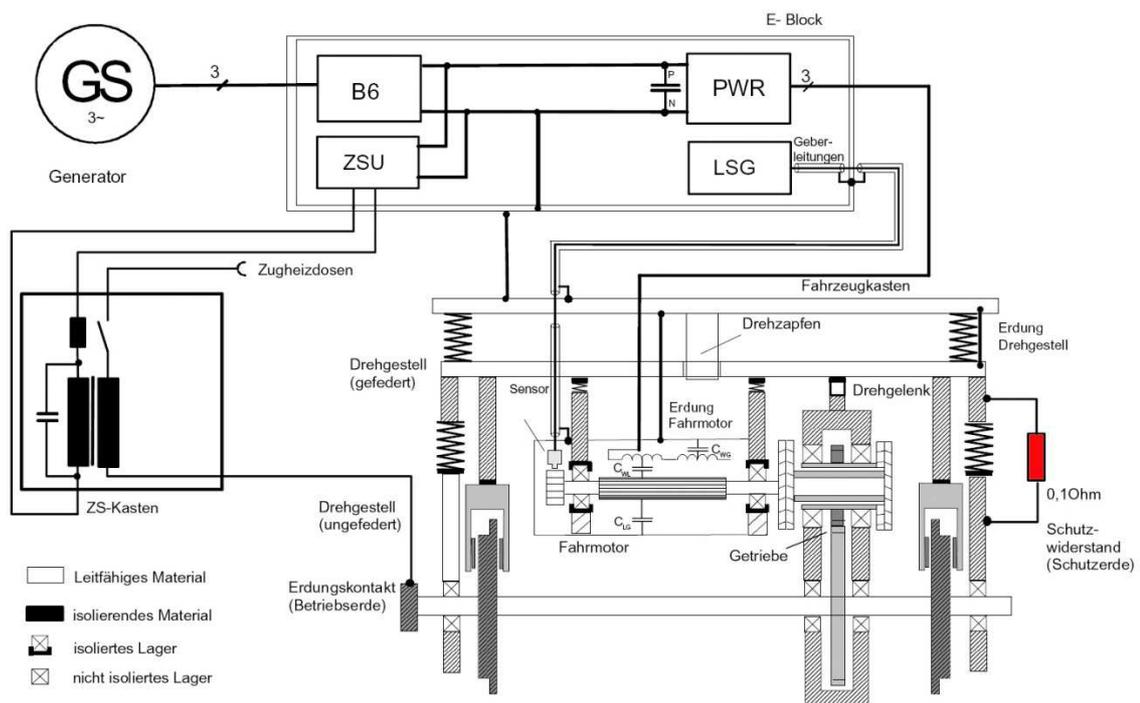


Abb. 18: Erdungskonzept der ER 20 mit dem Drehgestell SF3 und angebauten Schutzwiderständen (rot) [25]

Aus Abb. 18 kann entnommen werden, dass keine Ströme über die Motorlager bzw. über die Achslager fließen, da diese gegenüber Wagenkasten bzw. Drehgestell isoliert aufgebaut sind. Auch die Bremsen sind gegenüber dem Drehgestell isoliert, damit keine Rückströme aus der Schiene ins Fahrzeug fließen.

Eine Überblicksdarstellung der ÖBB Rh 2016 mit farblich markierten Erdungspfaden kann Abb. 19 entnommen werden. Hier wird die elektrische Verschaltung klarer.

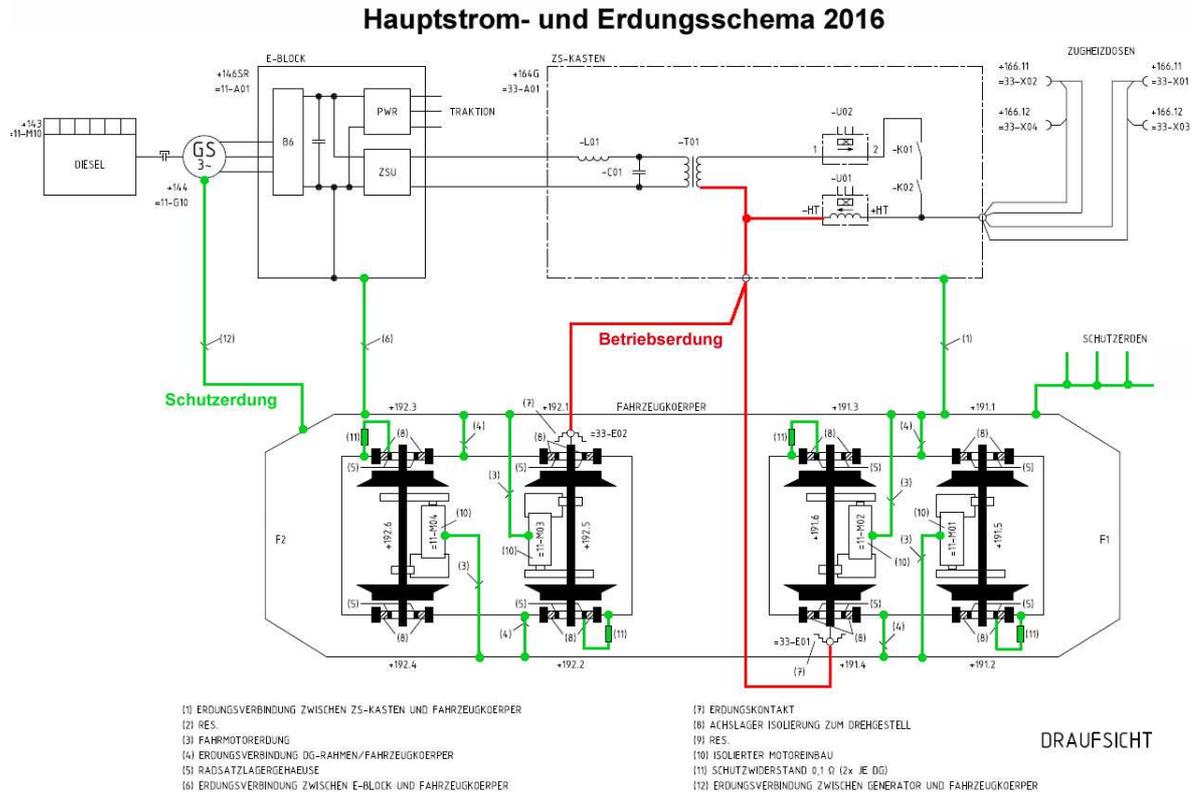


Abb. 19: Hauptstrom- und Erdungsschema der ÖBB Rh 2016 mit getrennter Betriebs- (rot) und Schutzerde (grün) [26]

Das zugehörige Widerstandsnetzwerk mit parametrisierten Widerstandswerten und rot eingefärbten Schutzwiderständen ist in Abb. 20 ersichtlich. Derartige Simulationsmodelle werden mit den zu erwartenden Kurzschlussströmen beaufschlagt, um die daraus resultierenden Berührungsspannungen zu ermitteln.

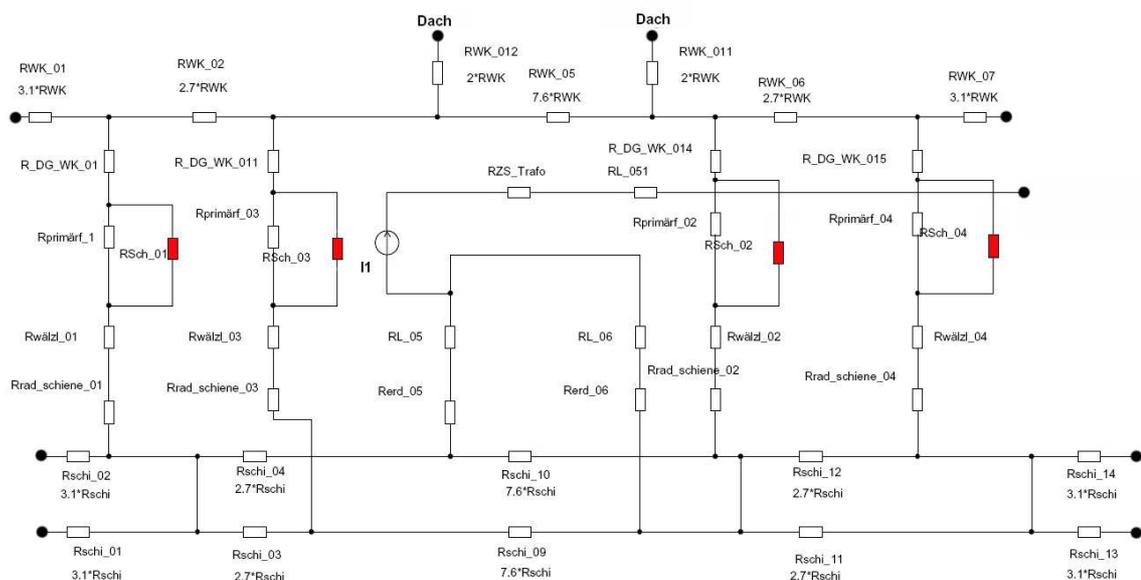


Abb. 20: Simulationsmodell des Erdungsschemas einer Diesellok [27]

5.2 VT 642 / Desiro DMU

Allgemeine Daten

Der Siemens Desiro ist eine von Siemens entwickelte Schienenfahrzeugfamilie für den Regional-, Nah- und S-Bahn-Verkehr. Das modulare Triebwagenkonzept steht für variable Zugkonfigurationen mit Diesel- oder Elektroantrieb in Ein- oder Mehrfachtraktion.

In der Fahrzeugfamilie Desiro DMU (Diesel Multiple Units) sind 2- bis 6-teilige Fahrzeuge vorgesehen. Die maximale Anzahl der Wagen in einem Zugverband bei Mehrfachtraktion beträgt zwölf bei maximal vier zusammengekuppelten Zügen.

Die Baureihe 5022 der ÖBB ist ein Dieseltriebwagen, der auf Basis dieser Desiro Plattform entwickelt wurde und entspricht weitestgehend der Baureihe VT 642 der DB AG. Mittlerweile sind 60 Garnituren bei der ÖBB im Einsatz. Einer davon ist in Abb. 21 zu sehen.



Abb. 21: Desiro DMU / BR 5022 der ÖBB

Die technischen Daten des Desiro DMU sowie Referenzprojekte können Abb. 22 entnommen werden.

Technische Daten	
Baujahr	2000 – 2008
Anzahl der Wagen	2 (VT + VT)
Dieselmotorleistung	[kW] 2 x 275 bzw. 2 x 315 ab 2006: 2 x 335, Stage 3A
Höchstgeschwindigkeit	[km/h] 120
Gewicht	[t] ca. 68
Spurweite	[mm] 1.435
Anzahl Sitzplätze	123
Anzahl	305

Referenzen

- HHGB Hornbaekbahnen (1)
- Nordwestbahn über Angel Trains (6)
- MAV Ungarn (23)
- SNTFC Rumänische Staatsbahn (120)
- Dänische Staatsbahnen über Angel Trains (12)
- Connex über Angel Trains (12)
- Vogtlandbahn (24)
- Griechische Staatsbahnen (8)
- Österreichische Bundesbahnen (60)
- Hessische Landesbahn HLB (6)
- Bulgarische Staatsbahn BDZ (25)
- Nordjyske Jernbaner (7)
- Siemens-ETCS Versuchsträger (1)

Abb. 22: Technische Daten und Referenzprojekte des Desiro DMU [28]

Das zugehörige Drehgestell ist das SF 4000 das als direkt angetriebenes Triebdrehgestell sowie als Jakobslaufdrehgestell alle Desiro Regionaltriebzüge ausstatten kann.



Abb. 23: Triebdrehgestell SF 4000 des Desiro DMU [24]

Das Triebdrehgestell ist ein Fahrwerk, das für Geschwindigkeiten bis max. 120 km/h und einer maximalen Radsatzlast von 15 Tonnen zum Einsatz kommt. Vorgesehen ist der Einsatz als Triebdrehgestell mit Antrieb über eine Kardanwelle. Die Primärfederstufe besteht aus geschichteten Konusfedern in Metall-Gummi-Ausführung, die neben der Primärfederung auch die Radsatzführung übernehmen.

Die sekundäre Längskraftübertragung erfolgt mittels Zug-/Druckstange. Die Sekundärfederstufe ist mit Luffedern ausgestattet.

Die Übertragung des Fahrmotordrehmoments erfolgt mittels Gelenkwellen und Achsgetriebe auf beide Achsen des Drehgestells.

Erdungskonzept

Der DESIRO DMU ist ein Dieseltriebzug, der aber auch an elektrifizierten Strecken betrieben werden kann. Daraus ergeben sich die gleichen Anforderungen für die Schutzerdung, wie bei elektrischen Triebzügen. Um einen ausreichenden Schutz der Personen und Einrichtungen am Fahrzeug bei fehlerhaften Situationen (z. B. Bruch der Oberleitung) wie auch bei internen Zugfehlern (z. B. Leitungsabbruch oder Isolationsdurchbruch) zu gewährleisten, sind der Wagenkasten und das Drehgestell an den im Erdungskonzept definierten Stellen mit den Schienen verbunden.

Zusätzlich ist auch hier zu berücksichtigen, dass der Zug üblicherweise mehrteilig ist. Daraus ergibt sich, dass das Bussystem TCN für die Leitebene eine geschirmte Leitungsführung mit beidseitiger Schirmauflage über alle Wagen hinweg erfordert. Diese Forderung gilt somit auch für die Leitungsabschnitte am Wagenübergang. Damit ist eine leitende Verbindung zwischen den Wagenkästen vorhanden. Um die Schirme gegen zu hohe Ausgleichsströme

zu schützen, müssen zusätzlich zwei Potentialausgleichsleiter an jedem Wagenübergang vorgesehen werden. So fließen Ausgleichsströme zum überwiegenden Teil über die Ausgleichsleiter und schonen die Schirme der Busleitungen.

Allerdings sind dadurch alle Wagen eines Zuges niederimpedant untereinander und mit der Schiene verbunden. Bei elektrifizierten Nebenbahnen fließt ein erheblicher Teil des Traktionsrückstromes anderer elektrifizierter Fahrzeuge von der Schiene über diese Stellen in das Fahrzeug. Bei hohen Schienen-Rückströmen (bis $1.000 A_{\text{eff}}$) würden diese Ströme im Fahrzeug (ohne Schutzmaßnahmen) ebenfalls sehr hoch ausfallen.

Dieser Aspekt wurde ausführlich in der Diplomarbeit [29] von Stefan Wagenhäuser beleuchtet, der 1999/2000 diesbezüglich wertvolle Simulationen und Messungen am baugleichen VT 642 im Prüfcener Wegberg-Wildenrath durchgeführt hat.

Die Dimensionen dieses Schienenfahrzeugs können Abb. 24 entnommen werden. Das Fahrzeug hat an den Enden je ein Triebdrehgestell und in der Mitte ein Jakobslaufdrehgestell.

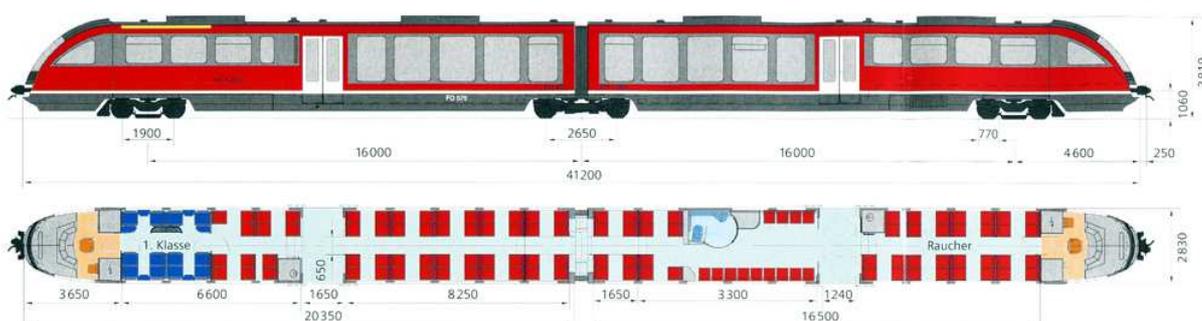


Abb. 24: Dieselmechanischer Triebzug DESIRO VT 642 für die Deutsche Bahn AG

Um ein Gefühl für die Größenordnung der Widerstände im Fahrzeug und der daraus resultierenden Ströme zu bekommen, ist eine detailliertere Betrachtung der gewonnenen Erkenntnisse aus der eingangs genannten Diplomarbeit von Stefan Wagenhäuser notwendig. Deshalb sind anschließend die folgenden vier Tabellen aus der Diplomarbeit angeführt:

Tabelle 6 zeigt die einzelnen Teilwiderstände des Fahrzeugs mit bzw. ohne montierte Potentialausgleichsleiter, jedoch noch nicht mit Schutzwiderständen bestückt. Wo Werte fehlen, war in der vorliegenden Konfiguration eine sinnvolle Messung nicht möglich.

	mit	ohne
	Potentialausgleichsleiter	
Kupplung	550 $\mu\Omega$	5,0 m Ω
zwei gekuppelte Züge	2,7 m Ω	11,8 m Ω
Kupplungsübergangswiderstand	1,6 m Ω	
Triebdrehgestell 1 (gebremst)	2,3 m Ω	782 Ω
Triebdrehgestell 2	5,5 m Ω	3176 Ω
Jakobsdrehgestell	2,7 m Ω	160 Ω
Radlager	x	2,0 m Ω
Primärfeder	284 $\mu\Omega$	128 Ω
Sekundärfeder	308 $\mu\Omega$	117 m Ω
Wagenkasten (20m)	20 $\mu\Omega$	x
Wagenkasten mit Übergang	113 $\mu\Omega$	x
Wagenübergang	93 $\mu\Omega$	x

Tabelle 6: Fahrzeugwiderstände - (Quelle: Tab 7.3 [29]) - schraffierte Werte korrigiert durch Verfasser

Zusätzlich kann generell noch von folgenden Werten ausgegangen werden:

- $R_{\text{Wagen}} \approx 1 \mu\Omega/\text{m}$
- $R_{\text{Gleis}} \approx 35 \mu\Omega/\text{m}$ $L_{\text{Gleis}} \approx 0,5 \mu\text{H}/\text{m}$
- $R_{\text{Rad-Schiene}} \approx 250 \mu\Omega$

Tabelle 7 zeigt den durchschnittlichen Widerstand eines Drehgestells im Stillstand und in Bewegung, jeweils mit und ohne montierte Schutzwiderstände. Auffällig ist die überproportionale Erhöhung des Gesamtwiderstandes bei montierten Schutzwiderständen, die sich durch die symmetrierende Wirkung der Schutzwiderstände und der nichtlinearen Strom-/Spannungskennlinie der Radsatzlager ergibt.

Drehgestellwiderstand ³¹ (bei Bewegung)	ohne Schutzwiderstand	mit 100 m Ω Schutzwiderstand
mit isoliertem Lager	mehrere Ohm ³²	
mit durchgezündetem Lager	5,8 – 7,62 m Ω	180 – 330 m Ω

Tabelle 7: Drehgestellwiderstände während der Fahrt (Quelle: Tab 7.8 in [29]) - Anm. ³¹: Die Werte des Schutzwiderstandes sind im Drehgestellwiderstand enthalten - Anm. ³²: Werte geschätzt

Nun wurde bei einem definierten Gleisstrom von $400 A_{\text{eff}}$ der Stromdurchgang durch das jeweilige Drehgestell gemessen. Alle Ströme stellen Effektivwerte dar und negative Werte bedeuten, dass der Strom aus dem Fahrzeug über das Drehgestell in die Schiene fließt. Die Summe über alle drei Ströme ist, wie zu erwarten, bis auf einen geringen Messfehler annähernd null.

Bei den in Tabelle 8 und Tabelle 9 angegebenen Strömen zeigt sich der Unterschied in der Höhe der Ströme die im Stillstand bei einem Drehgestell ohne Schutzwiderstände die Lager schädigen würden, und den sehr moderaten Strömen im mit Schutzwiderständen ausgerüsteten Drehgestell. Generell werden die jeweils ersten und letzten Drehgestelle eines Zugverbandes am stärksten belastet. Wenn sich das Schienenfahrzeug in Bewegung setzt, bricht der Stromfluss durch den sich aufbauenden Schmierfilm zusammen.

	Zeitintervall	$I_{\text{T DG1}}$ in A	I_{LDG} in A	$I_{\text{T DG2}}$ in A
Stillstand 1	20-25 sec	-54,11	0,14	54,14
Stillstand 2	70-75 sec	-77,86	0,49	78,55
Stillstand 3	135-140 sec	-92,36	6,42	101,08
Fahren	45-50 sec	-0,06	0,14	0,04

Tabelle 8: Strom durch das Einzelfahrzeug ohne Schutzwiderstände (Tab 7.4 [29])

Bei identischen Messungen an zwei Fahrzeugen im Verband stiegen die Ströme in den stillstehenden Enddrehgestellen bereits auf über $180 A_{\text{eff}}$ an.

	Zeitintervall	$I_{\text{T DG1}}$ in A	I_{LDG} in A	$I_{\text{T DG2}}$ in A
Stillstand 1	60-65 sec	-2,96	0,31	3,28
Stillstand 2	220-225 sec	-4,16	0,30	4,47
Fahren	140-145 sec	-0,05	0,09	0,04

Tabelle 9: Strom durch das Einzelfahrzeug mit Schutzwiderständen (Tab 7.5 [29])

Zusammenfassung

Eine Kernaussage der Arbeit von Wagenhäuser [29] ist, dass im Stillstand auf elektrifizierten Strecken bei einem Einzelfahrzeug mit Schutzerdung ohne entsprechende Schutzwiderstände ca. 25 % und bei Zweifachtraktion ca. 40 % des Gesamtstroms im Gleis durch das Fahrzeug fließen.

Da bei stillstehenden Lagern der Stromfluss konstant an ein und derselben Stelle des Lagers und der Wälzkörper erfolgt, ist ein Schaden an den Lagern sicher.

Während der Fahrt eines Einzelfahrzeuges entsteht bedingt durch den sich aufbauenden Schmierfilm unter den Wälzkörpern eine zusätzliche Isolierschicht, die den weiteren Stromfluss unterbindet. Bei einem längeren Zugverband oder bei höheren Schienenströmen reicht der Schmierfilm trotzdem nicht mehr aus und der Spannungsabfall entlang der Schiene wird so groß, dass trotz des Schmierfilms wieder die entsprechende Lagerzündspannung erreicht wird. Das Lager zündet durch und es kommt erneut zu einer Lagerschädigung.

Daher gilt allgemein, dass bei einem Schienenfahrzeug, das auf Strecken mit Schienenrückströmen eingesetzt wird, der Wagenkasten nicht direkt über die Lager mit Schienenpotential verbunden werden darf. Es sind unbedingt Schutzwiderstände in die Erdverbindung der Drehgestelle einzubauen. Die Messungen in [29] haben eindeutig gezeigt, dass in einem solchen Fall die Ströme auf für Lager unkritische Werte begrenzt werden können.

6 Anforderungen und Schadensfälle

6.1 Einleitung

Ziel des Kapitels 6 ist es, die Anforderungen an einen Schutzwiderstand zu beleuchten und anhand einer Analyse der Schäden die möglichen Fehler einzugrenzen. Die sich daraus ergebenden Aspekte werden in weiterer Folge näher betrachtet.

6.2 Anforderungen an einen Schutzwiderstand

Das Anforderungsmanagement (Requirements Engineering) stellt die Grundlage für eine effiziente Produktentwicklung, ein leistungsfähiges Projektmanagement und das Beherrschen der damit verbundenen Komplexität und Risiken dar. Ziel der Anforderungsanalyse ist die Identifikation, die Beschreibung und die Qualitätssicherung von Anforderungen. Die Anforderungsanalyse für das Bauteil kann wie folgt durchgeführt werden:

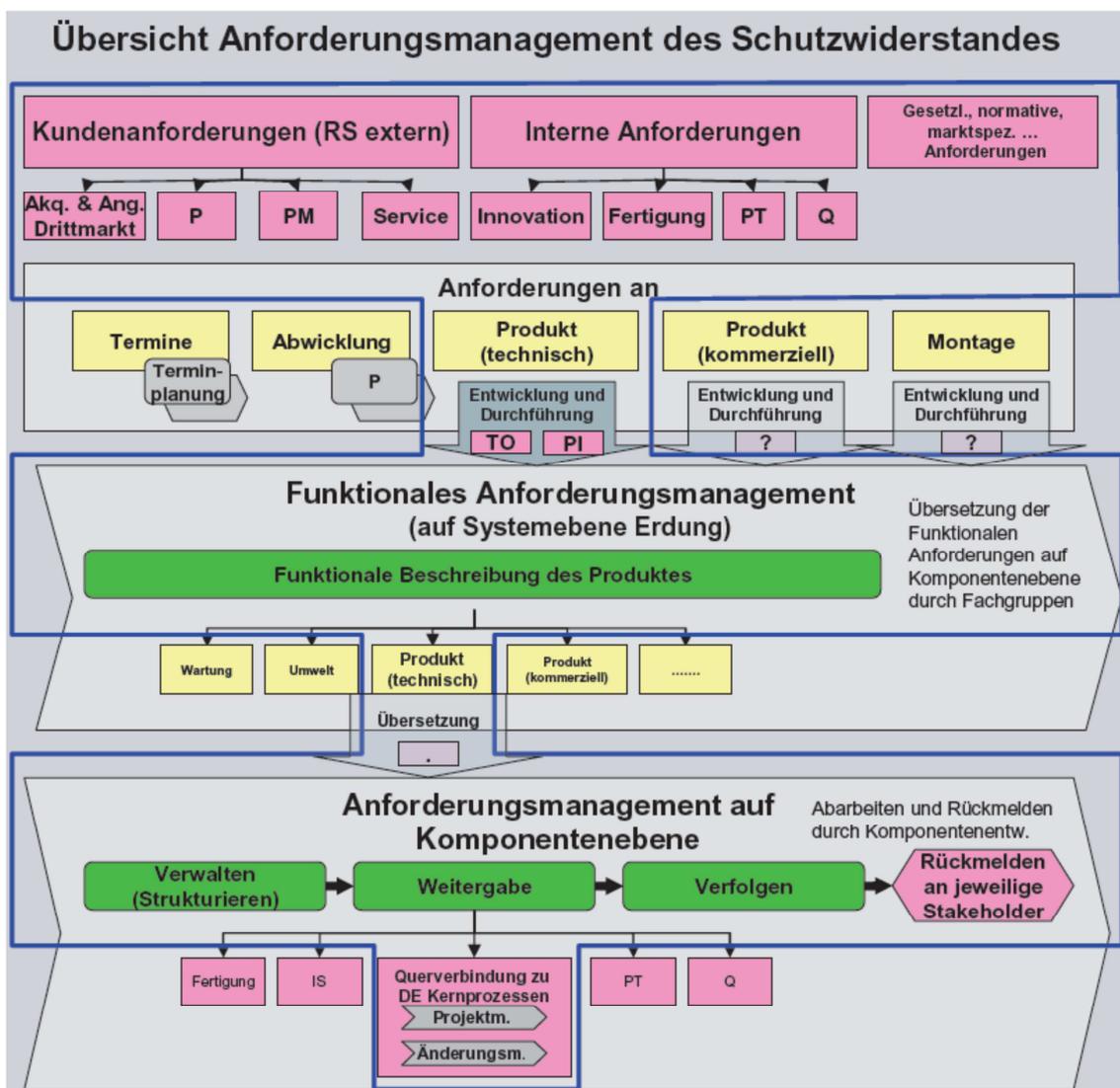


Abb. 25: Anforderungsmanagement bei der Entwicklung neuer Komponenten wie z. B. eines Schutzwiderstandes

Abb. 25 zeigt eine zeitliche und thematische Gliederung des Anforderungsmanagements an ein Produkt während der Entwicklungsphase. Blau umrandet ist die Ableitung der technischen Anforderungen an das Produkt „Schutzwiderstand“, die in weiterer Folge beleuchtet werden.

In Abb. 26 ist ein Auszug aus den technischen Anforderungen dargestellt, die bei der Entwicklung eines Schutzwiderstandes zu erfüllen sind. Viele dieser Anforderungen stehen in direktem Zusammenhang zueinander und die Änderung eines Parameters führt zu Änderungen, die sich durch viele Bereiche des Gesamtsystems ziehen.

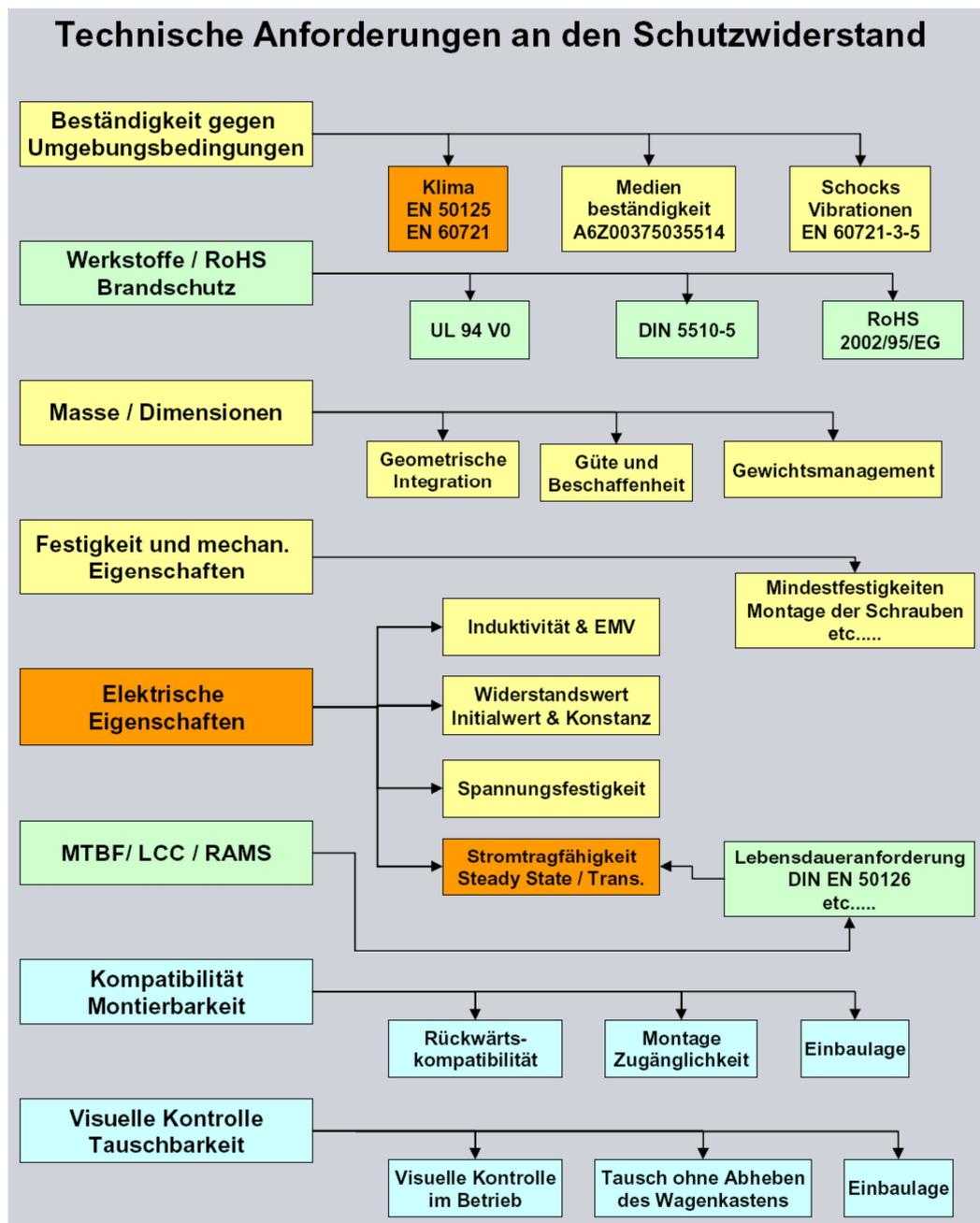


Abb. 26: Auszug aus den technischen Anforderungen an den Schutzwiderstand

Diese technischen Anforderungen ergeben sich gemäß V-Modell teilweise direkt aus technischen Funktionalitäten (gelb), aus Sicherheits- und Instandhaltungsanforderungen (grün) und aus Kundenanforderungen bzw. dem Zusammenspiel mit dem Gesamtsystem (blau).

Lediglich ein kleiner Teil der oben angeführten Anforderungen (rot) kann direkt mit den aufgetretenen Schäden in Verbindung gebracht werden. Diese sollen in Folge in dieser Diplomarbeit weiter behandelt werden. Die anderen Anforderungen haben informativen Charakter und helfen z. B. die getroffenen Entscheidungen hinsichtlich der verwendeten Werkstoffe besser zu verstehen.

6.3 Historie der Schäden

Der Schutzwiderstand Typ B ist seit 2002 im Einsatz. Motiviert war seine Entwicklung durch Auffälligkeiten des Widerstandes Typ A. Der Widerstand Typ B ist über die letzten zehn Jahre mit über 8.320 Stück beispielsweise in den folgenden Projekten eingesetzt worden:

- LVT642 VOGTLAND
- LVT642 Bulgarien
- VT642 Desiro Classic DMU UK
- VT642 Oceanside
- X.3282 Drehgestelle NBT2-III
- ÖBB Desiro 5022
- SF400-3S ÖBB HOTELZUG
- SF400 3S RAJA/CRC RZW DD
- SF400 LC Trenitalia
- SF400 MAV Gepeszett
- ICE 1, BR 805/6
- ICE 1, BR 807
- SF300-2S/MG Zos Vrutky
- SF 300R/3S OSE
- ÖBB HL-Lok RH2016
- Lok ER20 & KCRC

Abb. 27 zeigt links den zeitlichen Hochlauf des Einsatzes des Typs B als Summe über alle Projekte. Auf der rechten Seite ist zu sehen, wie sich die Summe der Schadensfälle im Lauf der Zeit entwickelt hat.

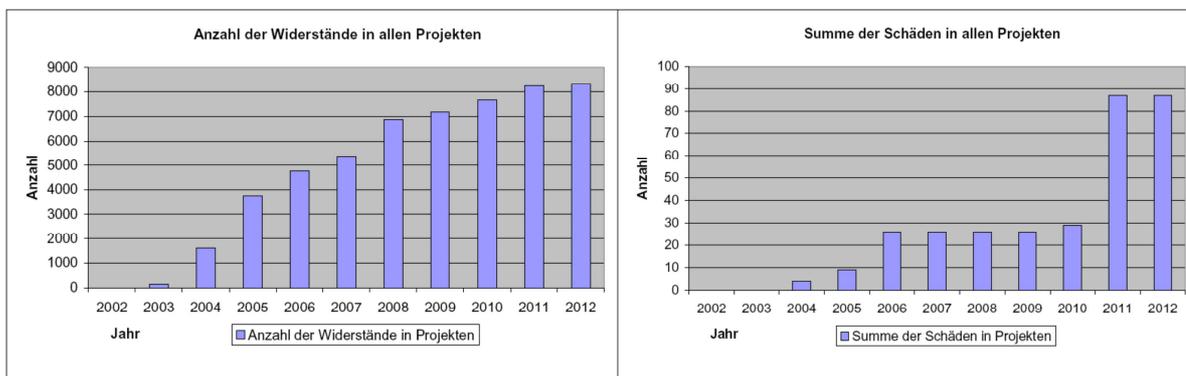


Abb. 27: Summe aller Schutzwiderstände, die sich im Einsatz befinden – Summe aller Schäden an den Schutzwiderständen

Auffällig ist der deutliche Anstieg von 29 auf 87 beanstandete Widerstände im Winter 2010/2011, der die vorliegende Diplomarbeit initiierte. Von den Auffälligkeiten waren bis auf fünf Widerstände ausschließlich Loks von Typ ER 20 und VT 642/Desiro betroffen. In Summe ist also ca. 1 % der Widerstände im Laufe der Zeit auffällig geworden.

6.4 Untersuchung der Schäden an Dieselloks vom Typ ER 20

Defekte Widerstände an der Diesellok ER 20 wurden in den letzten zehn Jahren in Zusammenarbeit mit dem Betreiber der Lokomotiven detaillierter untersucht. Auffällig war, dass bei über 100 im Betrieb befindlichen Lokomotiven das Auftreten der Schäden folgende charakteristische Häufung hatte.

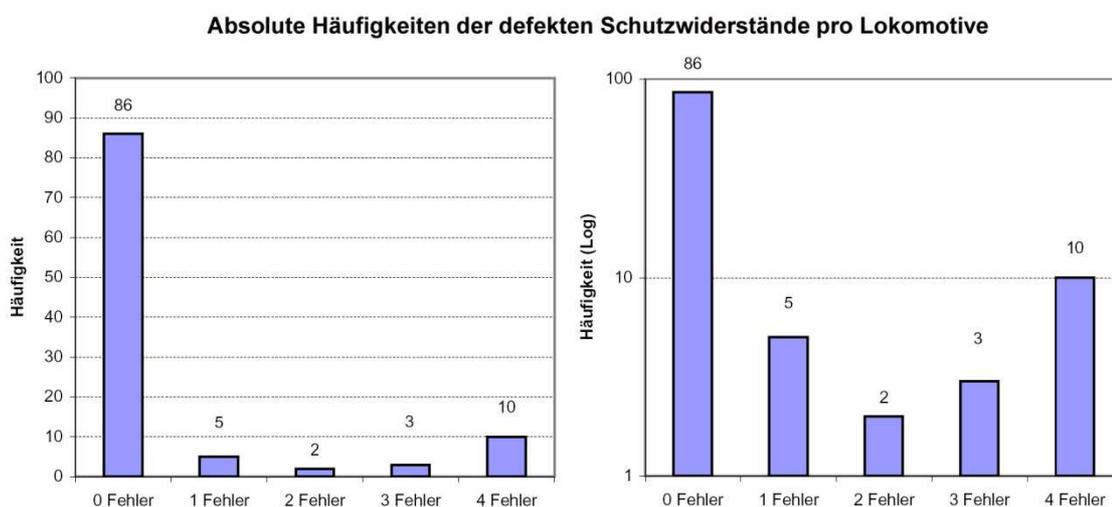


Abb. 28: Absolute Häufigkeit defekter Schutzwiderstände je Lokomotive

Diese Auffälligkeit zeigen Abb. 28 und Abb. 29 sehr deutlich: 81 % der Lokomotiven weisen keinerlei Schäden auf. Bei Lokomotiven die einen schadhafte Widerstand aufweisen, kommt es überdurchschnittlich oft zu Mehrfachschäden und bei 50 % der Lokomotiven mit Schäden zu einem Schaden an allen vier Widerständen.

Relative Häufigkeit defekter Schutzwiderstände je Lokomotive

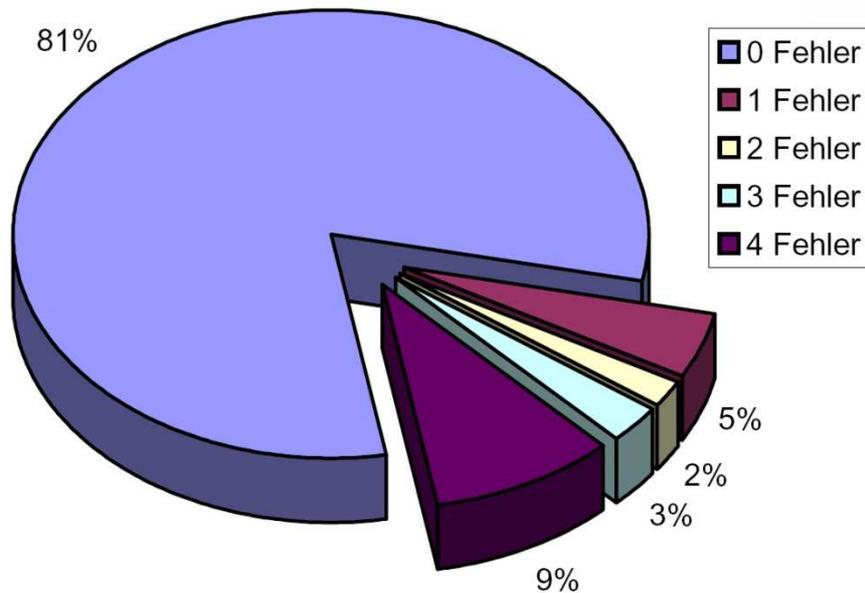


Abb. 29: Relative Häufigkeit defekter Schutzwiderstände je Lokomotive in %

Damit kann eine zufällige Verteilung der Schäden durch stochastische Prozesse im Vorfeld wie z. B. Fertigungsmängel oder zufällige Einzelereignisse im Betrieb wie Steinschlag mit Sicherheit ausgeschlossen werden. Die Schäden müssen eine selten auftretende aber systematische Ursache haben, der alle Widerstände einer Lokomotive ausgesetzt wurden, oder eben nicht.

6.5 Schadenshypothese und Phänomenologie der Schäden

Sämtliche Schäden der letzten 10 Jahre waren Schädigungen des Deckels bzw. der Deckmasse durch Risse, Verschieben und Aufplatzen der Deckmasse wie in Abb. 30 zu sehen.



Abb. 30: Defekte Schutzwiderstände - links: Typ A / rechts: Typ B

Zusammenfassung

Eine Analyse der Schäden zeigte, dass ca. 1 % der eingesetzten Widerstände über die Jahre auffällig wurde und sich die Schäden nach folgendem Muster häufen:

- Betroffen sind bevorzugt zwei Fahrzeugtypen.
- Schäden treten bevorzugt auf Nebenstrecken und bei bestimmten Betreibern auf.
- Die Schäden treten überdurchschnittlich häufig bei einem einzelnen Fahrzeug auf.
- Fahrzeuge wie der ICE 1 oder SF 300 zeigen keinerlei Schäden.
- Reklamationen häufen sich in bzw. nach den Wintermonaten.
- alle Schäden führen zu einem Reißen, oder Verschieben der Deckmasse vom Rest des Widerstandes.
- Der Rest des Widerstandes ist geometrisch intakt, elektrisch funktionsfähig und zeigt auch sonst keinerlei Schädigung wie Anschmelzen oder Blaufärbung des Gehäuses.
- Die Leistungsparameter des Schutzwiderstands gemäß der Datenblätter des Herstellers [30, 44] waren den Erstellern des Erdungskonzeptes bekannt und aus der Analyse der vorliegenden Erdungskonzepte gibt es keinen Anhaltspunkt, dass die Schäden auf einen Betrieb außerhalb der Spezifikation zurückzuführen sind.
- Kein einziger Schaden führte zu einem Funktionsverlust des Widerstandes.

Die vorliegenden Daten legen Schädigungen durch magnetische Kräfte infolge von Kurzschlussströmen und/oder thermische Schädigungen nahe.

7 Werkstoffe und Geometrie des Widerstandes

Das Kapitel 7 gibt einen detaillierten Einblick in den Aufbau, die Geometrie und die verwendeten Werkstoffe des Schutzwiderstandes. Ebenso werden die der Simulation zugrunde gelegten Parameter erläutert.

7.1 Verwendete Software

3D Modellerstellung:
PRO-E Wildfire 3.0

FEM Modellerstellung:
I-DEAS 14,
MarcMentat 2010

FEM Berechnung:
MarcMentat 2010

Analytische Nachrechnung:
MatLab 7.0

7.2 Einheiten und Koordinatensystem

Alle Koordinaten und Richtungen von Kräften und Momenten sind, falls nicht anders angegeben, auf ein kartesisches rechtsdrehendes Koordinatensystem mit dem Ursprung auf der Rotationsachse des Widerstandes bezogen.

Alle verwendeten Einheiten sind SI-Einheiten

7.3 Dimensionen und allgemeine Daten

Ein Überblick über die Daten des Schutzwiderstandes kann dem Auszug aus dem Datenblatt A6Z00000735524 EN1 A [30] entnommen werden, welches in Kapitel 18.1 und teilweise in Abb. 31 zu finden ist. Der Widerstand ist bis auf die Wendel annähernd rotationssymmetrisch aufgebaut.

Dimensionen:
(Beispiel: 100mΩ Widerstand)

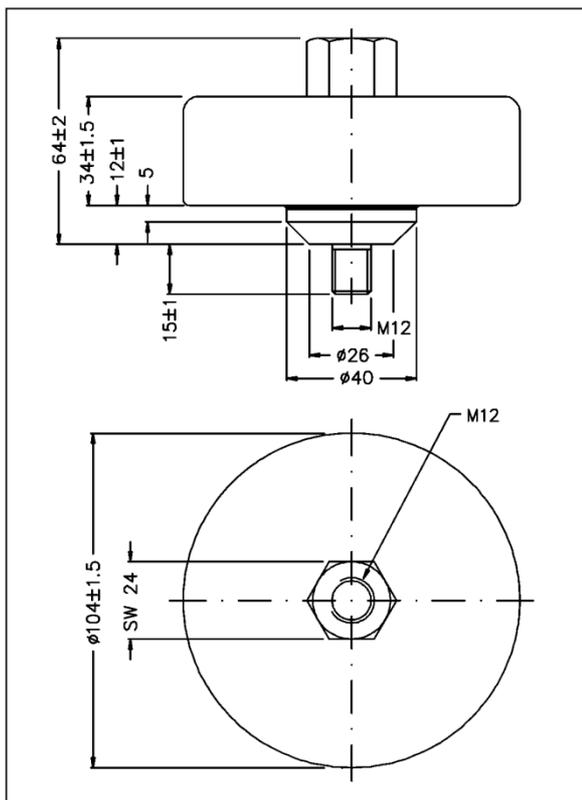


Abb. 31: Auszug aus dem Herstellerdatenblatt des Schutzwiderstands [30]

Spezifikationen:

- Ohmwert:
< 0.5 Ohm - weitere auf Anfrage
- Toleranz:
+/- 10 % standard,
auch +/-5% möglich
- Max. Durchschnittsleistung:
125 Watt
- Max. Spitzenstrom:
Vom Ohmwert abhängig!
Beispiel:
3,500 Ampere/100ms bei
100mΩ Widerstand (wir empfehlen
nach solchen Pulsen den Ohmwert
zu kontrollieren und den Widerstand
visuell zu überprüfen!)
- Max. Spitzenspannung:
350V für 100ms
- Max. Gewicht:< 1100g
- Max. Montage Anzugsdrehmoment:
100Nm
- Vorgeschlagenes
Anzugsdrehmoment: 75Nm

7.4 Geometrie und innerer Aufbau des Schutzwiderstands

Der Aufbau sowie die Geometrie der verbauten Einzelteile können den Abb. 32 ff entnommen werden. Die Abbildungen zeigen den Aufbau des 3D-Modells in PRO-E Wildfire 3.0 und daneben das reale Bauteil mit dem entsprechenden Montageschritt.

Der Widerstand besteht aus einem Gehäuseunterteil aus rostfreiem Stahl 1.4301 Abb. 32: (hellgrau) der mit einem Gewindebolzen M12 an der Unterseite an den Rahmen des Drehgestells geschraubt wird und den elektrischen Kontakt herstellt. An der Innenseite des Gehäuses ist ein Widerstandsdraht Abb. 32: (rot) aus ferritischem Chrom-Aluminium legiertem Stahl in Form einer Wendel mit den für 100 mΩ gültigen Dimensionen

Bandlänge:	1.200 mm
Bandbreite:	20 mm
Banddicke:	0,8 mm
Gewicht:	140 g

auf einer Fläche von 300 mm² verschweißt. Der Widerstandsdraht ist in Form einer Spiralfeder mit 5,5 Windungen in den inneren Bereich des Widerstandes geführt. Die Verbindung von Gehäuseunterteil und Gehäuseoberteil erfolgt durch einen temperaturbeständigen Drehteil aus Kunststoff (Abb. 32 blau), der beide Hälften isoliert und

über je ein Gewinde M12 verbindet. Der Bolzen kann so ein Montagedrehmoment von über 100 Nm übertragen.

Der innere, leicht abgeflachte Teil der Wendel ist mit dem Gehäuseoberteil (Abb. 32: dunkelgrau) über eine Lasche mit einer weiteren Punktschweißung verbunden.

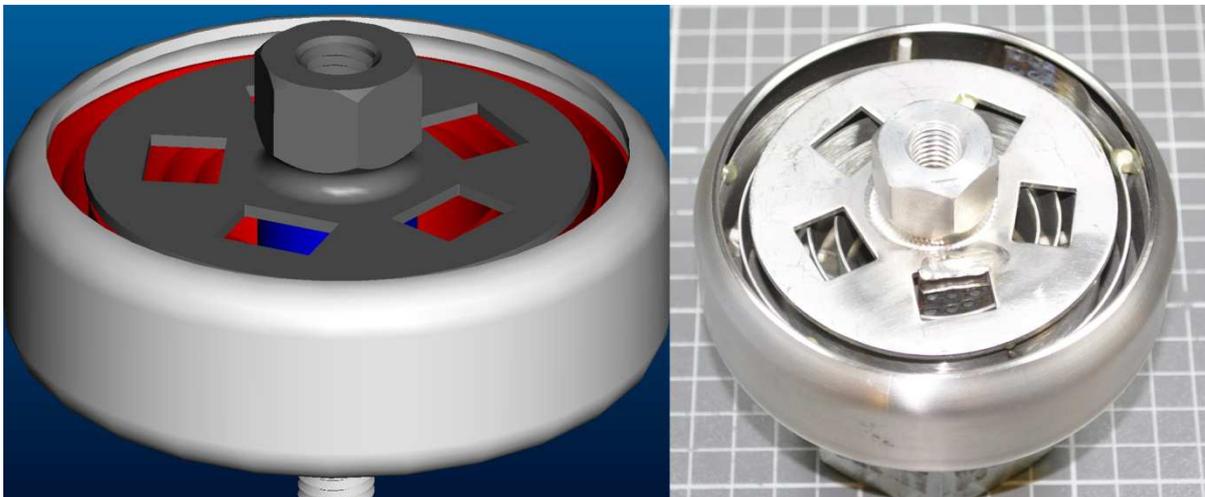


Abb. 32: Gehäuseunterteil mit aufgeschraubtem Oberteil und Wendel

Das Gehäuseoberteil ist über einen Kabelschuh an dem Innengewinde an der Oberseite mit der Zuleitung verbunden, wodurch der Stromkreis geschlossen wird. Der eingefräste Sechskant dient zur Montage des Widerstandes. Die Scheibe mit den Ausfräsungen dient der zusätzlichen mechanischen Verankerung des Gehäuseoberteils in der Vergussmasse.

Nachdem der Widerstand soweit aufgebaut wurde, wird er bis auf Höhe der Scheibe des Gehäuseoberteils mit einer hitzebeständigen Vergussmasse aus Aluminiumoxid vergossen.



Abb. 33 Die Vergussmasse aus Aluminiumoxid wurde eingebracht

Nach dem Entfernen der Restfeuchtigkeit wird der Widerstand mit einer Deckmasse aus Polyurethan (Abb. 34: schwarz) gegen Umwelteinflüsse hermetisch versiegelt.



Abb. 34: Isoliermasse aus Polyurethan

7.5 Werkstoffparameter des Schutzwiderstandes

7.5.1 Anmerkungen

In den folgenden Unterpunkten werden die zur Simulation verwendeten physikalischen Eigenschaften der Werkstoffe angeführt. Bei jedem Werkstoff wurde auch die Relevanz der Temperaturabhängigkeit der Parameter betrachtet. Ist in den Tabellen ein einzelner Zahlenwert angegeben, ist entweder die in den Simulationen betrachtete Temperaturspanne oder die Abhängigkeit des Parameters von der Temperatur so gering, dass sich diese Abhängigkeit mit hinreichender Genauigkeit durch einen einzelnen Zahlenwert abbilden lässt. Wo dies nicht der Fall ist, wurde der Zahlenwert zur besseren Übersichtlichkeit in der Tabelle für eine Temperatur von 20 °C und mit einem Sternchen (*) gekennzeichnet. Für die Fälle, in welchen der Temperaturabhängigkeit in den weiteren Betrachtungen eine zentrale Bedeutung zukommt, ist der Zusammenhang in Form eines Graphen oder einer Tabelle dargestellt.

7.5.2 Gehäuse

Alle metallischen Gehäuseteile bestehen aus einem nichtrostenden austenitischem Chrom-Nickel-Stahl mit der Werkstoffbezeichnung nach EN 10088-3:

1.4301 X5CrNi 18-10 [31]

Die folgenden Eigenschaften wurden den Simulationen zugrunde gelegt:

Chrom-Nickel-Stahl 1.4301 X5CrNi 18-10			
Physikalische Eigenschaften	Dichte	[kg/m ³]	7.900
	Schmelzpunkt	[°C]	1.454
Mechanische Eigenschaften	Zugfestigkeit R _m	[MPa]	500
	Streckgrenze R _{p0,2}	[MPa]	190
	Elastizitätsmodul	[MPa]	2·10 ¹¹
	Poissonzahl ν		0,3
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	15
	spez. Wärmekapazität	[J/kg K]	500
	Wärmeausdehnung	[10 ⁻⁶ m/m °C]	16,5
	Emissionskoeffizient ε		0,15
magnetische Eigenschaften	relative Permeabilität μ _r		≤ 1,1

Tabelle 10: Werkstoffdaten 1.4301

Anmerkung zu den Eigenschaften:

Das Gehäuse ist Temperaturen bis maximal 220 °C ausgesetzt. Der Emissionskoeffizient für blanken Stahl variiert in der Literatur sehr stark auf einem Niveau zwischen $\epsilon = 0,1$ und $0,2$.

Gemäß dem Stefan-Boltzmann-Gesetz

$$P = \epsilon(T) \cdot \sigma \cdot A \cdot (T_1^4 - T_2^4) = 0,2 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot 0,02 \cdot (493^4 - 293^4) = 11,7 \text{ W} \quad (7-1)$$

ist selbst für 220 °C bei den gegebenen Werten $\epsilon = 0,2$ lediglich mit einer maximalen Abstrahlung von 11,7 Watt über den blanken Stahl zu rechnen.

Magnetische Eigenschaften: Der Stahl ist wie alle austenitischen Stähle paramagnetisch.

7.5.3 Widerstandsdraht

Der Widerstandsdraht besteht aus einer ferritischen Heizleiterlegierung, die für Glühwendeln in industriellen Hochtemperaturöfen entwickelt wurde. Die Legierung ist für Einsatzzwecke bis 1.400 °C geeignet, hat selbst unter Einwirkung der Atmosphäre nur eine geringe Oxidationsneigung und zeichnet sich durch eine sehr geringe Widerstandsänderung von weniger als 6 % über den Bereich von 20 °C bis 1.400 °C aus.

Maximum operating temperature per alloy

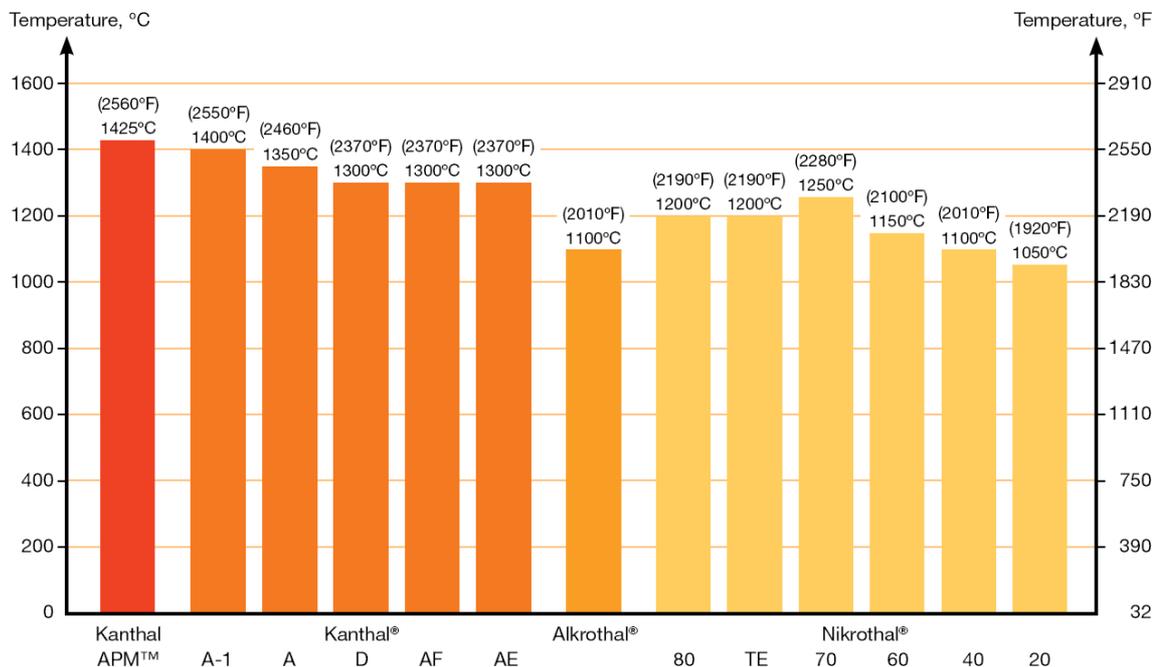


Abb. 35: Maximale Gebrauchstemperatur verschiedener CrAl-Werkstoffe [32]

Die Auswahl der Widerstandswerkstoffe erfolgt in Abb. 35 nach der gewünschten Maximaltemperatur unter Berücksichtigung der Oxidationsneigung.

Abb. 36 zeigt die gute Konstanz, insbesondere der Kanthal- und Nikrothal-Hochtemperaturwerkstoffe über einen Temperaturbereich von 1.400°C.

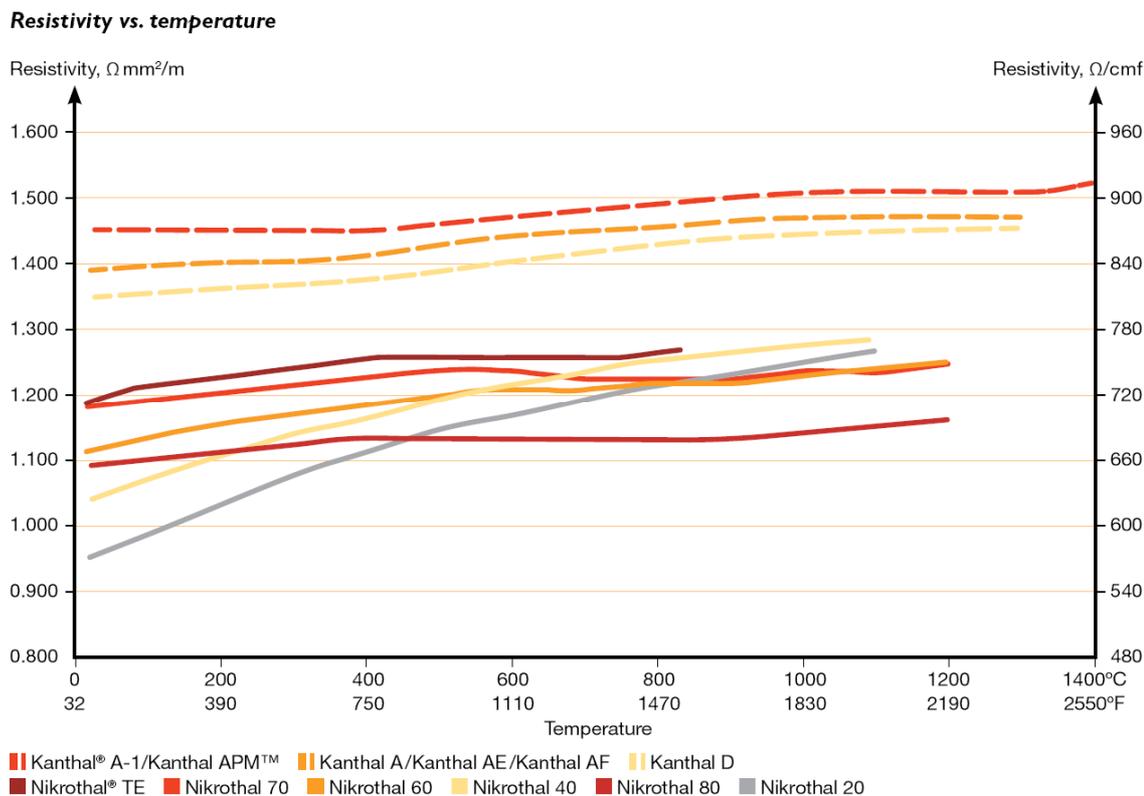


Abb. 36: Spezifischer Widerstand als Funktion der Temperatur für verschiedene CrAl-Werkstoffe [32]

Hersteller der Hochtemperaturwerkstoffe ist Sandvik [33]

Die folgenden Eigenschaften wurden der Simulation zugrunde gelegt:

1.4767 X8CrAl22-5			
Physikalische Eigenschaften	Dichte	[kg/m ³]	7.100
	Schmelzpunkt	[°C]	1.500
Mechanische Eigenschaften	Zugfestigkeit R _m	[MPa]	650
	Streckgrenze R _{p0,2}	[MPa]	510
	Elastizitätsmodul	[Pa]	2,2·10 ¹¹
	Poissonzahl ν		0,3
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	11
	spez. Wärmekapazität	[J/kg K]	460
	Wärmeausdehnung	[10 ⁻⁶ m/m °C]	11
	Emissionskoeffizient ϵ		0,7
magnetische Eigenschaften	relative Permeabilität μ_r		ferromag. < Cp 600°C

Tabelle 11: Werkstoffdaten 1.4767 [33]

Die Wendel ist bezüglich der Simulation ein kritisches Bauteil, da sie Temperaturen bis maximal 1.200 °C ausgesetzt ist. Bei der Berechnung sind die Temperaturabhängigkeiten der Materialwerte wie in Tabelle 12 angegeben zu berücksichtigen:

Temperatur	[°C]	20	100	200	400	600	800	1000	1200	1400
Widerstandsfaktor		1,00	1,00	1,00	1,00	1,01	1,03	1,04	1,04	1,05
Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	11	13	16	18	20	22	26	27	35
spez. Wärmekapazität	[J/kg K]	460	510	560	630	750	710	720	740	800
Wärmeausdehnung	[10 ⁻⁶ /°C]	11	11	11	12	13	14	15	16	
Zugfestigkeit	[MPa]	670	600	580	570	500	230	30	6	
Streckgrenze _[0.2%]	[MPa]	400	340	300	290	220	55	25		
E Modul	[GPa]	220	210	205	190	170	150	130		

Tabelle 12: Temperaturabhängigkeit der Werkstoffdaten des Kanthal A1. Anm. Werte in kursiv wurden aus Datenblättern mit Vergleichsmaterial [34] abgeleitet

Diese Werte wurden als „Lookup Table“ bei den jeweiligen Berechnungen verwendet. Der Verlauf von Zugfestigkeit und Streckgrenze wie auch die anderen grau hinterlegten Daten haben lediglich informativen Charakter und spielen nur bei der Bewertung der magnetischen Kräfte eine Rolle. Werte in kursiv wurden aus Datenblättern mit Vergleichsmaterial [34] abgeleitet:

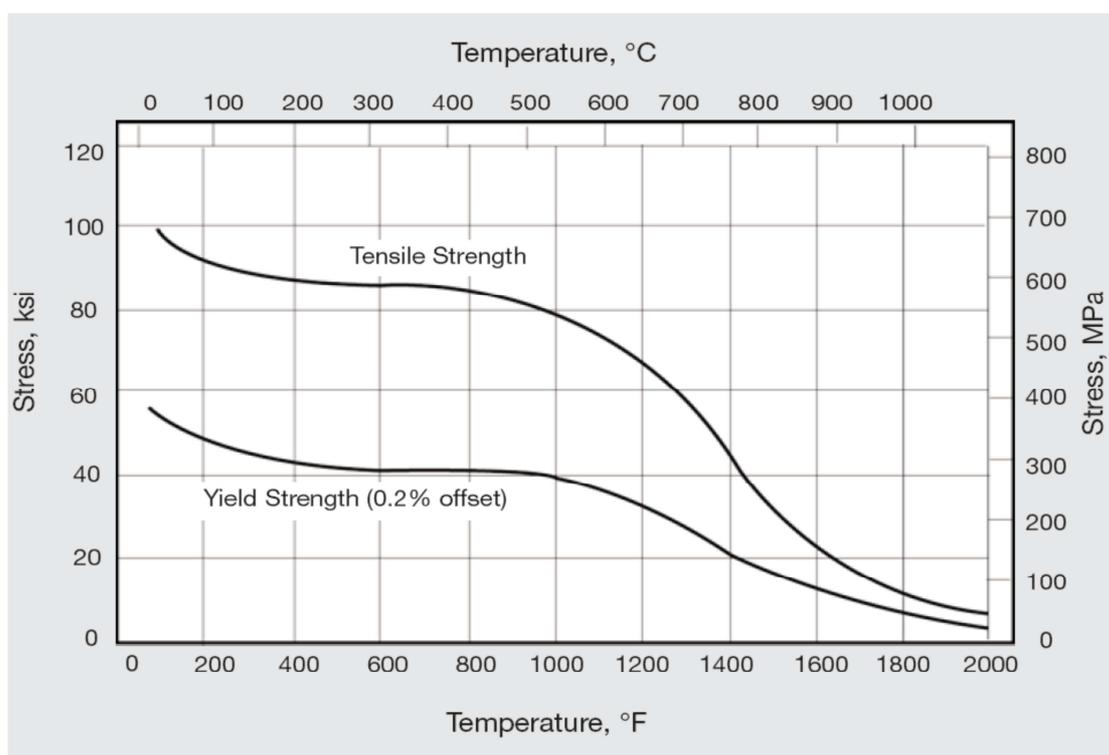


Abb. 37: Zugfestigkeit und Streckgrenze als Funktion der Temperatur für Werkstoffe für CrNi Alloy [34]

7.5.4 Isolierkörper

Der Isolierkörper als Zentralbolzen hat die Aufgaben der Drehmomentübertragung wie auch der elektrischen Isolation. Er besteht aus einem Polyetheretherketon (PEEK) der sich durch hohe thermische und mechanische Belastbarkeit auszeichnet. Er besitzt eine für Kunststoffe sehr hohe obere Gebrauchstemperaturgrenze von 250 °C und hält bei kurzzeitigen Spitzen Temperaturen bis 310 °C stand. Trotzdem ist dieses Bauteil thermisch neben der Deckmasse als einer der zwei Schwachpunkte zu werten und entsprechend zu beobachten.

Die vom Hersteller Quadrant Engineering Plastics gewählte Werkstoffbezeichnung lautet:

KETRON® PEEK [35]

Die folgenden Eigenschaften wurden der Simulation zugrunde gelegt:

KETRON PEEK			
Physikalische Eigenschaften	Dichte	[kg/m ³]	1.310
	max. Gebrauchstemperatur	[°C]	250
Mechanische Eigenschaften	Zugfestigkeit R _m	[MPa]	110
	Druckspannung [1%]	[MPa]	29
	Elastizitätsmodul	[Pa]	4,4·10 ¹¹
	Poissonzahl ν		0,42
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	27
	spez. Wärmekapazität	[J/kg K]	2.100
	Wärmeausdehnung [20°C-150°C]	[10 ⁻⁶ m/m °C]	55
	Emissionskoeffizient ϵ		0,65
magnetische Eigenschaften	relative Permeabilität μ_r		1

Tabelle 13: Werkstoffdaten Ketrone PEEK [35]

Da in der Simulation mit einer maximalen Temperatur von 210 °C gerechnet wird, können die hier angegebenen Werte über den gesamten Temperaturbereich als konstant angesehen werden.

7.5.5 Vergussmasse

Die Vergussmasse hat die Aufgabe den bis zu 1.200 °C heißen Widerstandsdraht aufzunehmen und die von diesem erzeugte Wärme an das Gehäuse abzuführen. Eingesetzt wurde eine glasfaserverstärkte Vergussmasse aus Aluminiumoxid mit folgenden Eigenschaften:

VERGUSSMASSE AUS ALUMINIUMOXID			
Physikalische Eigenschaften	Dichte	[kg/m ³]	3.500
	max. Gebrauchstemperatur	[°C]	1.600
Mechanische Eigenschaften	Zugfestigkeit R _m	[MPa]	490
	4-Punkt Biegefestigkeit $[\sigma_B]$	[MPa]	280
	Elastizitätsmodul	[Pa]	3·10 ¹¹
	Poissonzahl ν		0,25
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	16-28
	spez. Wärmekapazität [20°C-600°C]	[J/kg K]	850–1.050
	Wärmeausdehnung [20°C-150°C]	[10 ⁻⁶ m/m °C]	6-8
	Emissionskoeffizient ϵ		0,85
magnetische Eigenschaften	relative Permeabilität μ_r		1

Tabelle 14: Werkstoffdaten Aluminiumoxid[36,37]

Soll der Aspekt der Festigkeit des Schutzwiderstands tiefergehend behandelt werden, so ist den mechanischen Eigenschaften dieses Werkstoffs und insbesondere seiner Temperaturabhängigkeit höchstes Augenmerk zu schenken.

7.5.6 Deckmasse

Die Deckmasse hat keine strukturellen Aufgaben zu erfüllen sondern lediglich die Funktion, das vergossene Stahlgehäuse, welches produktionsbedingt von oben zugänglich sein musste, gegen Umgebungseinflüsse abzudichten und die im Inneren auftretende Wärme an die Umgebung abzuführen.

Eingesetzt wurde ein mineralisch gefülltes, kalthärtendes 2-Komponenten-Polyurethangießharz auf Basis von Polyether- und Polyesterpolyolen.

Dieses Zwei-Komponenten-Gießharz hat folgende Eigenschaften:

Polyurethangießharz			
Physikalische Eigenschaften	Dichte	[kg/m ³]	1.400
	max. Gebrauchstemperatur	[°C]	210
	Dauergebrauchstemperatur	[°C]	140
Mechanische Eigenschaften	Zugfestigkeit R _m	[MPa]	25
	Reißdehnung	[%]	60
	Elastizitätsmodul	[Pa]	1,3·10 ¹¹
	Poissonzahl ν		0,5
Thermische Eigenschaften	Wärmeleitfähigkeit	[W/m K]	0,6
	spez. Wärmekapazität [20°C-200°C]	[J/kg K]	1.700
	Wärmeausdehnung [20°C-150°C]	[10 ⁻⁶ m/m °C]	50
	Emissionskoeffizient ϵ		0,85
magnetische Eigenschaften	relative Permeabilität μ_r		1

Tabelle 15: Werkstoffdaten des Polyurethangießharz [38,39]

8 Thermische Modellbildung des Widerstandes

8.1 Grundlagen der thermodynamischen Modellbildung

In Abschnitt 8.1 sollen die fundamentalsten Zusammenhänge zur Modellbildung der Wärmeübertragung im Schutzwiderstand kurz umrissen werden. Grundsätzlich sind heutige Simulationsprogramme in der Lage, alle hier angeführten mathematischen Zusammenhänge mit hoher Genauigkeit abzubilden. Die Kunst liegt darin, die Parameter zur Berechnung der Wärmeübertragung wie Emissionsfaktoren, Wärmeübergangszahlen und Spezifische Wärmekapazitäten in hinreichender Genauigkeit aus den Datenblättern zu extrahieren.

Die Wärmeübertragung im Widerstand ist ein Transportphänomen und erfolgt durch:

- Leitung: in festen Körpern
- Konvektion: in bewegten gasförmigen Körpern
- Strahlung: mithilfe von elektromagnetischen Wellen

8.1.1 Stationäre Wärmeleitung durch eine ebene Wand

$$\text{Wärme [J]} \quad Q = \lambda A \frac{T_1 - T_2}{\delta} \tau \quad (8-1)$$

$$\text{Wärmestrom [W]} \quad \dot{Q} = \lambda A \frac{T_1 - T_2}{\delta} \quad (8-2)$$

$$\text{Wärmestromdichte [W/m}^2\text{]} \quad \dot{q} = \lambda \frac{T_1 - T_2}{\delta} \quad (8-3)$$

$$\text{In allgemeiner Form} \quad \dot{q} = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} e_x + \frac{\partial T}{\partial y} e_y + \frac{\partial T}{\partial z} e_z \right) \quad (8-4)$$

$$\text{Instationäre Wärmeleitung} \quad \frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (8-5)$$

8.1.2 Freie Konvektion

Im Gegensatz zu erzwungener Konvektion entsteht bei freier Konvektion die Bewegung nicht durch eine Druckdifferenz sondern durch Temperaturunterschiede im Fluid. Kommt ein ruhendes Fluid mit einer Oberfläche in Kontakt so entstehen im Fluid Temperaturdifferenzen, die Dichteunterschiede verursachen. Fluidschichten mit geringerer Dichte steigen auf, solche mit höherer Dichte sinken ab.

In der Praxis werden diese Werte aus Tabellen entnommen, trotzdem soll hier auf die theoretischen Zusammenhänge [40] eingegangen werden:

Zunächst sind die für die freie Konvektion maßgeblichen Kennzahlen zu bestimmen.

Durch den Vergleich der Rayleigh-Zahl Ra mit ihrem kritischen Wert Ra_k kann festgestellt werden, ob die betrachtete Strömung laminar oder turbulent ist. Dabei gilt:

$$Ra = Gr Pr \quad \text{mit} \quad Gr = \frac{g l^3}{\nu^2} \frac{\rho_\infty - \rho_w}{\rho_w} \quad (8-6)$$

Wird die freie Konvektion nur durch Temperaturunterschiede hervorgerufen so lässt sich schreiben

$$Gr = \frac{g l^3}{\nu^2} \beta (T_w - T_\infty) \quad (8-7)$$

g Erdbeschleunigung l Char. Länge der Strömung ν kinemat. Viskosität
 ρ Dichte β therm. Ausdehnungskoeffizient

Die Grashofzahl Gr beschreibt das Verhältnis der Auftriebskräfte zu den Reibungskräften. Wurden Ra und die Prandtlzahl Pr bestimmt, kann die Nußelt-Zahl Nu die der jeweiligen Geometrie entspricht mit empirischen Formeln ermittelt werden.

An einer senkrechten Wand gilt zum Beispiel:

$$Nu = \left[\frac{0,825 + 0,387 Ra^{1/6}}{(1 + (0,492/Pr)^{9/16})^{8/27}} \right]^2 \quad (8-8)$$

Für waagrechte Rechteckplatten mit $0 < Pr < \infty$:

$$Nu = 0,766 (Ra \cdot f_2)^{1/5} \quad \text{falls} \quad Ra \cdot f_2 < 7 \cdot 10^4 \quad (8-9)$$

$$Nu = 0,15 (Ra \cdot f_2)^{1/3} \quad \text{falls} \quad Ra \cdot f_2 < 7 \cdot 10^4 \quad (8-10)$$

mit
$$f_2 = \left[1 + \left(\frac{0,322}{Pr} \right)^{11/20} \right]^{-20/11} \quad (8-11)$$

Wurde die Nußelt-Zahl ermittelt, kann daraus der Wärmeübergangskoeffizienten α ermittelt werden. Für eine senkrechte Platte der Höhe h ergibt sich α durch:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{h} \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (8-12)$$

λ Wärmeleitfähigkeit h Höhe der Platte

8.1.3 Wärmeleitung durch Strahlung

Wärme kann auch ohne direkten Kontakt übertragen werden. Die thermische Strahlung unterscheidet sich von sichtbarem Licht nur in der Wellenlänge.

Trifft ein Wärmestrom \dot{Q} auf einen Körper, so wird ein Teil reflektiert $r\dot{Q}$, ein Teil absorbiert $a\dot{Q}$ und ein Teil durchgelassen $d\dot{Q}$, wobei immer gelten muss $r + d + a = 1$

- Körper, welche die gesamte Strahlung reflektieren heißen ideale Spiegel
- Körper, welche die gesamte Strahlung absorbieren sind schwarzer Körper
- Körper, welche die gesamte Strahlung durchlassen sind Diatherman.

Gesetz von Stefan-Boltzmann

Jeder Körper emittiert entsprechend seiner Temperatur Strahlung. Den möglichen Höchstbetrag emittiert ein schwarzer Körper. Seine Gesamtstrahlung ist gegeben durch:

$$e_s = \sigma T^4 \quad (8-13)$$

Kirchhoff'sches Gesetz

In Wirklichkeit emittieren Körper weniger Strahlung als schwarze Strahler. Die Energie ist:

$$e = \varepsilon e_s = \varepsilon \sigma T^4 \quad (8-14)$$

Wärmeaustausch durch Strahlung

Zwischen zwei parallelen, im Vergleich zu ihrem Abstand extrem großen Platten fließt ein Wärmestrom

$$\dot{Q}_{12} = \sigma \varepsilon_{12} A (T_1^4 - T_2^4) \quad (8-15)$$

In zeitgemäßen FEM Programmen sind hier lediglich die Faktoren ε_1 und ε_2 zu bestimmen und der Wärmestrom anhand der Temperaturen wird unter Berücksichtigung der Geometrie („Viewfactors“) errechnet.

Üblicherweise werden die Startwerte der Simulation (ε , α) aus einschlägiger Literatur entnommen und eine Feinabstimmung anhand von Tests wie in Abb. 86 dargestellt vorgenommen.

8.2 Kriterien der thermischen Bewertung

Die berechneten Temperaturen der einzelnen Lastfälle werden zur thermischen Bewertung herangezogen. Es werden alle Stellen des Widerstands hinsichtlich einer Überschreitung der jeweils zulässigen Grenztemperaturen wie auch die Auswirkungen auf das Ausfallsverhalten des Widerstands bewertet.

8.2.1 Grenztemperaturen

Der thermischen Bewertung wurden folgende Grenztemperaturen zugrunde gelegt, die aus den Datenblättern der Hersteller wie auch aus Festigkeitsbetrachtungen der Stähle abgeleitet wurden.

Somit wurden folgende Grenztemperaturen festgelegt, die keinesfalls überschritten werden dürfen:

Zulässige Temperaturen		
1.4301 X5CrNi 18-10	[°C]	1300
Kanthal	[°C]	1400
KETRON® PEEK	[°C]	250
Aluminiumoxid	[°C]	1600
Deckmasse	[°C]	210 (140)

Tabelle 16: Definition der zulässigen Grenztemperaturen anhand der Werkstoffdaten [31,32,36,38]

8.3 Modellierung und Diskretisierung der Aufgabenstellung

Grundsätzlich wird bei Rechnungen mit Variationen der geometrischen Parameter bevorzugt ein 2D-Modell, wie in Abb. 38 dargestellt, verwendet. Es konnte im vorliegenden Fall die globale Temperaturverteilung mit einem Fehler von weniger als 3 % darstellen.

Der Vorteil bei der Erstellung der 2D-Geometrie liegt darin nicht wie bei 3D Modellen die Anpassung der Geometrie in einem 3D-CAD Programm durchführen zu müssen und danach einen aufwändigen Mesh-Prozess zu durchlaufen. Die Anpassung kann direkt im 2D-Präprozessor vorgenommen werden, was bei einer Bauteiloptimierung mit hoher geometrischer Variabilität des Modells von Vorteil ist.

In der vorliegenden Arbeit wurde bei der thermischen Modellbildung die höhere Komplexität von 3D-Modellen bewusst in Kauf genommen, um im Rahmen der Schadensanalyse ein möglichst detailgetreues Modell zu erlangen und im Zuge der Optimierungsvorschläge auf Details wie den „Hot Spot“ an der Schweißstelle (vergl. Abb. 77) eingehen zu können.

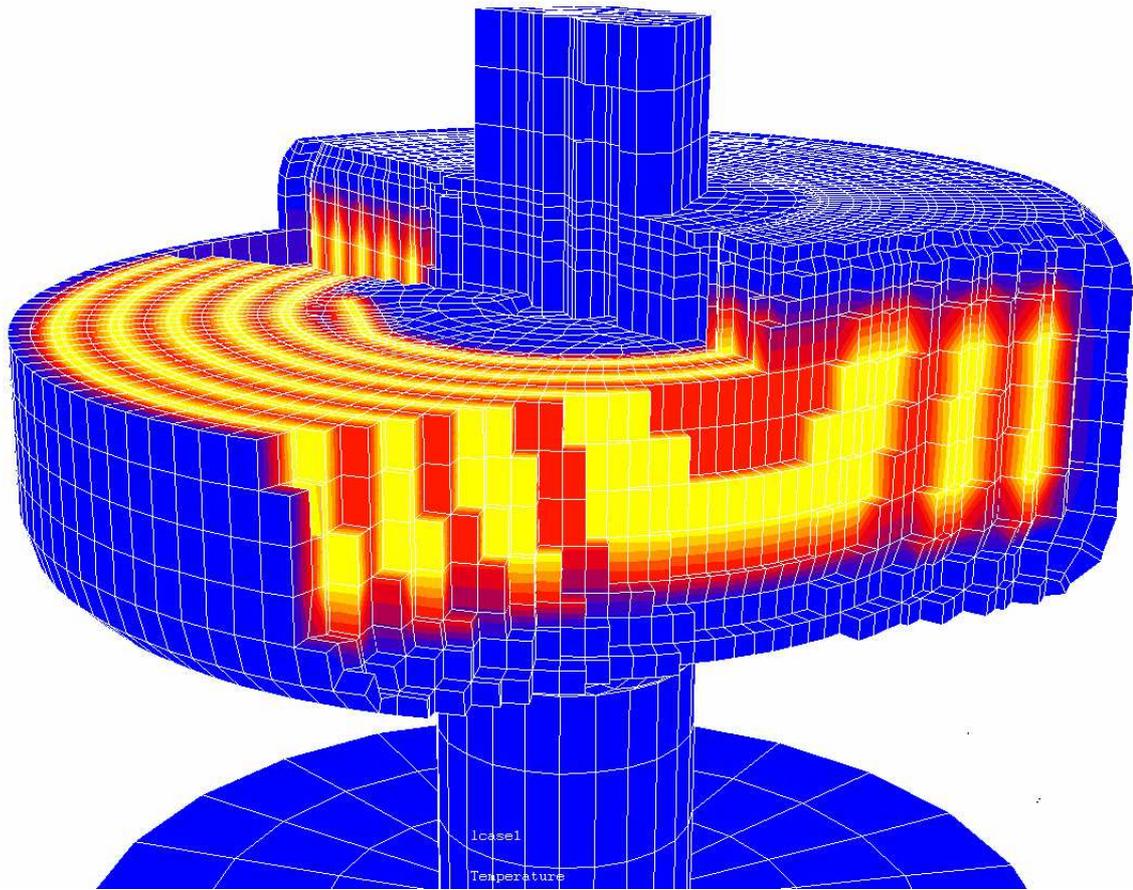


Abb. 38: Teilweise geschnittenes, rotationssymmetrisches Modell zur raschen Variation geometrischer Parameter

Das thermische Modell wurde aufgrund der Asymmetrie in der Wendel als 3D-Modell mit unterschiedlichen Detaillierungsgraden modelliert.

Die Abbildungen Abb. 39 und Abb. 40 stellen das geschnittene Modell mit den entsprechenden Werkstoffen dar wie in Kapitel 7.4 anhand des 3D-CAD-Modells erläutert.

An diesem Modell wurden die weiteren thermischen Simulationen durchgeführt.

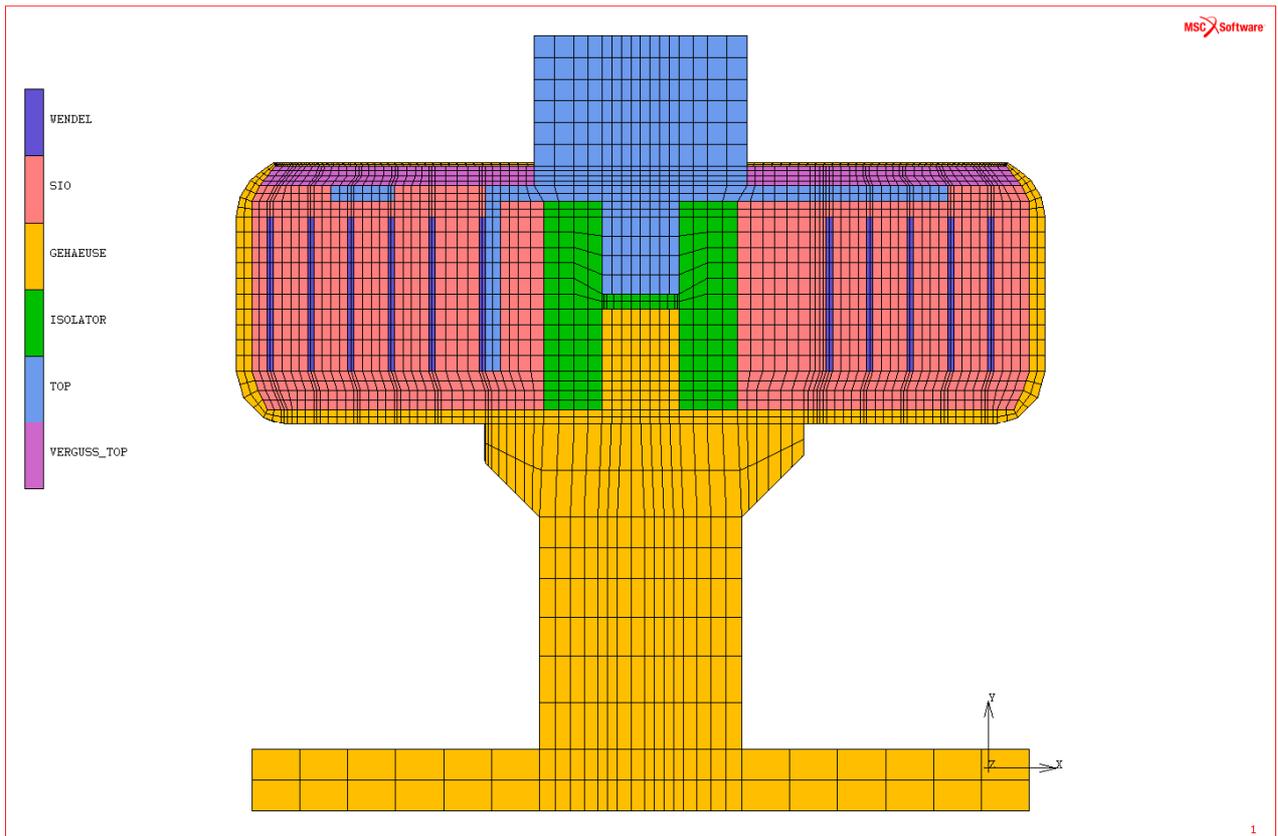


Abb. 39: Schnitt durch das 3D-Modell entlang der XY-Ebene

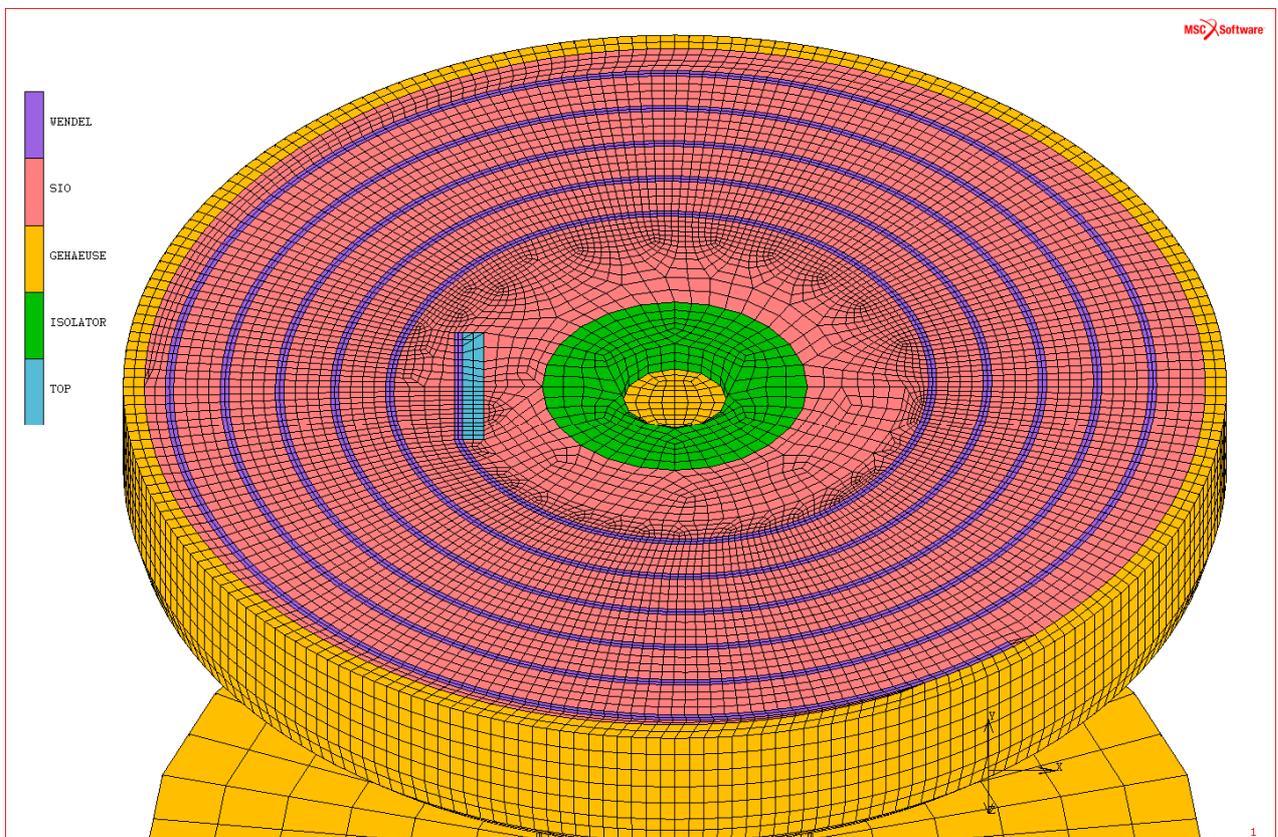


Abb. 40: Schnitt entlang der XZ-Ebene

Es wurden zwischen den Werkstoffen keine Kontaktdefinitionen angewendet, sondern das Bauteil wurde als ein Verbund betrachtet.

Das vorliegende Modell wurde aus 250.912 achtknotigen isoparametrischen Hexaeder-Elementen des Typs 43 [41] gebildet. In den Übergängen der Wendel zum rotationssymmetrischen Gehäuse wurden 392 sechsknotige Pentaeder-Elemente des Typs 137 [41] verwendet.

Beide Elementtypen wurden speziell zur Berechnung dreidimensionaler Wärmeleitungsvorgänge entwickelt. Beide Elemente arbeiten mit 6 bzw. 8 Gaußschen Interpolationspunkten „Full-Integration“.

Detaillierte Informationen über die verwendeten Elementtypen können anhand der Nummer des Elementtyps dem Kapitel 18.2 entnommen werden.

8.3.1 Anfangsbedingungen, Randbedingungen

Anfangsbedingungen, Umgebungstemperatur

Bei den Berechnungen der einzelnen Lastfälle wurde der Widerstand gemäß der Spezifikation auf eine homogene Anfangstemperatur von 293 K gesetzt. Ebenso wurde die Umgebungstemperatur mit 293 K festgelegt. Davon abweichende Anfangsbedingungen wie bei dem Test zur Abkühlung von 423 K wurden separat vermerkt.

Der Widerstand wird stehend und in ruhender Luft modelliert. Dies stellt den thermisch konservativsten Ansatz dar, da sowohl ein höherer Anteil an vertikalen Flächen wie auch das Vorhandensein einer erzwungenen Konvektion eine verbesserte Wärmeabfuhr ermöglichen.

Zusätzlich wurden folgende Randbedingungen definiert:

Abkühlung des Gehäuses über Strahlung und Konvektion

Die Abkühlung des Widerstands erfolgt über das Gehäuse und die Vergussmasse durch Strahlung und Konvektion. Die Wärmeabfuhr wurde als „Face Film“ modelliert und besteht aus zwei Zonen mit jeweils zwei Komponenten.

Es wurde die Wärmestrahlung mit einem entsprechenden Emissionsfaktor ϵ , wie in Kapitel 7.5 angegeben, gebildet und durch einen konvektiven Teil α überlagert. Der konvektive Teil besteht aus einem Skalierungsfaktor und dem temperaturabhängigen Anteil, wie in Abb. 41 gezeigt, und beschreibt den Wärmeübergang α in $W/K \cdot m^2$.

Die Wärmeverluste können mit einem konstanten aber materialabhängigen Emissionsfaktor, sowie der Gewichtung der Konvektionsverluste wie in Abb. 41 angegeben, die real gemessenen Temperaturen über den Zeitraum einer Stunde mit einem Fehler kleiner 2 % nachbilden. (Vergleiche dazu die Verifikation des Modells in Kapitel 13.3.)

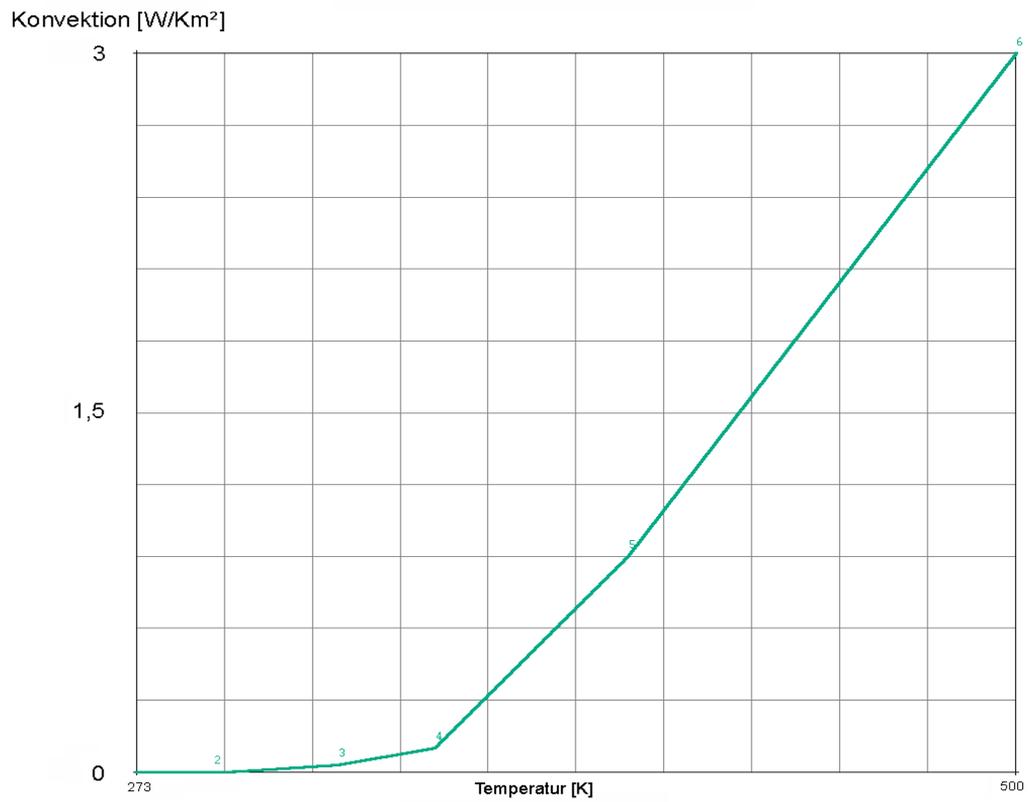


Abb. 41: Eingabe der Konvektion als Funktion der Temperatur

Der „Face Film“ für den Teil der Oberfläche aus Stahl wurde hier aufgebracht:

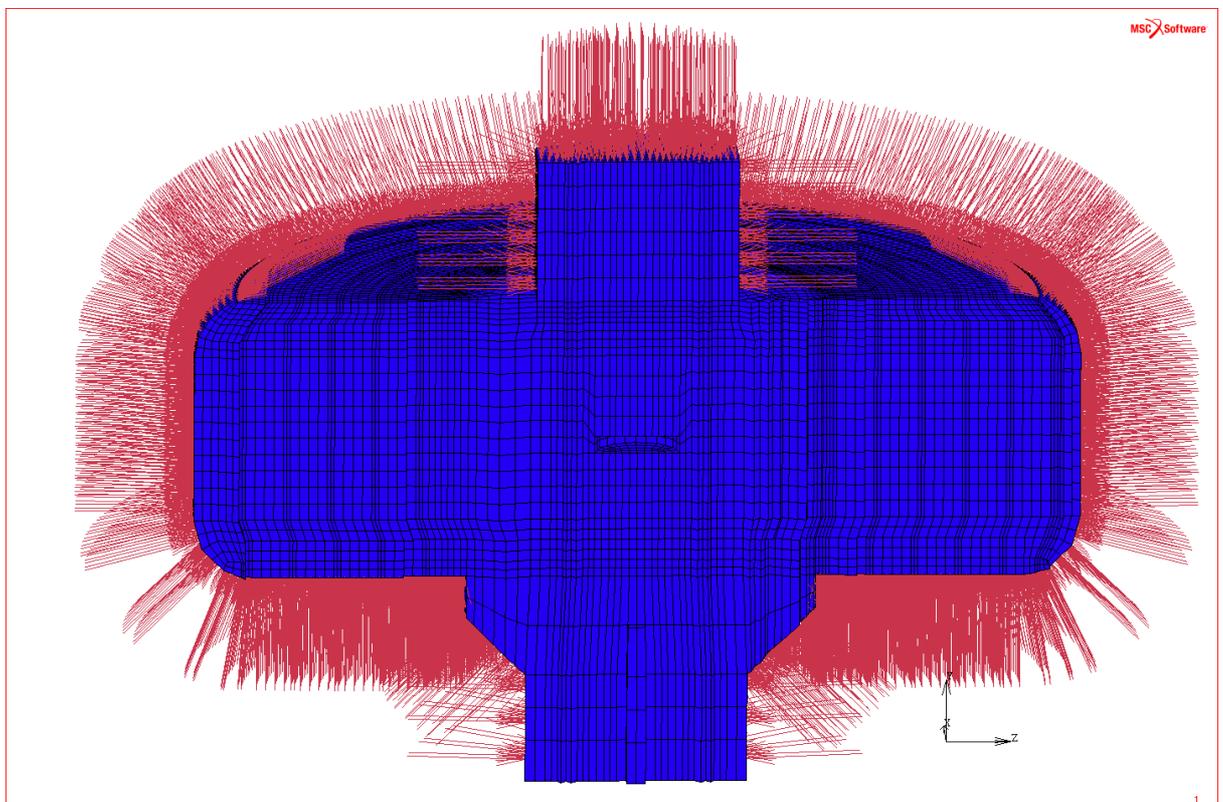


Abb. 42: Face Film der Oberflächen aus Stahl

Der „Face Film“ für den Teil der Oberfläche, der aus der Deckmasse besteht wurde hier aufgebracht:

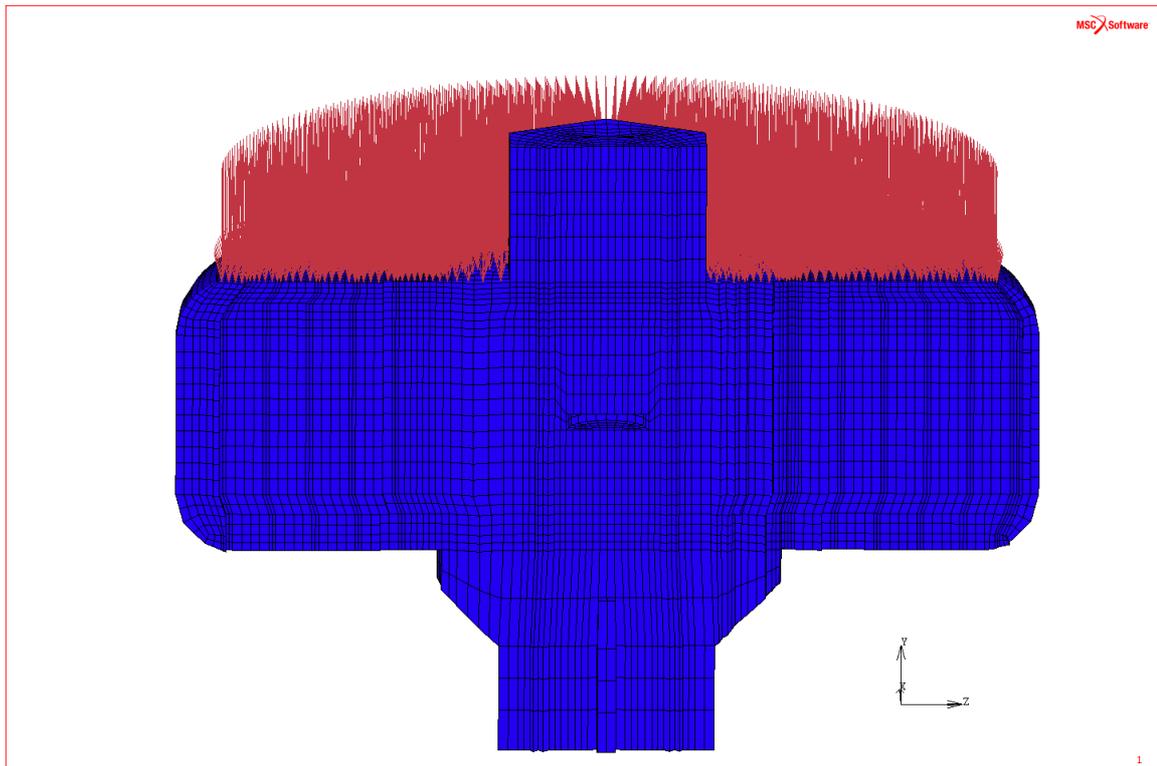


Abb. 43: Face Film der Deckmasse ISO-CAST

Die unterschiedlichen thermischen Randbedingungen, die in den beiden Face Filmen aufgebracht wurden, resultieren primär aus den stark abweichenden Emissionskoeffizienten des Edelstahlgehäuses einerseits und der Deckmasse andererseits.

8.4 Berechnung der Temperaturverteilung für stationäre Ströme

8.4.1 Modell und Randbedingungen

Zur Bewertung der Temperatur im stationären Zustand ($t \rightarrow \infty$) wurde das Modell mit den in Kapitel 8.3.1 besprochenen Parametern verwendet. Der Berechnungsmodus wurde auf die Ermittlung eines thermischen Gleichgewichtszustands eingestellt: „Steady State Thermal“.

Betrachtet wurde eine Belastung des Widerstands mit $I_{\text{eff}}=35\text{A}$, da dieser Wert den maximal zulässigen Dauerstrom in der Spezifikation des Herstellers darstellt. [30]

Die als „Volume Flux“ über den Faktor 52.083 auf 1 m^3 hochgerechnete Leistung beträgt in diesem Fall

$$P = I^2 \cdot R \cdot 52083 = 35^2 \cdot 0,1 \cdot 52083 = 6380167,5 \text{ W} / \text{m}^3 \quad (8-16)$$

(Anm.: Dieser Wert entspricht dem Wert, der in der Simulation einzustellen ist, da sich die Leistungsparameter in Marc immer auf SI Einheiten beziehen, also hier W / m^3 .)

Die Einleitung der Leistung in die Wendel erfolgte an den im Querschnitt von Abb. 44 bezeichneten Stellen über den gesamten Bereich der Wendel.

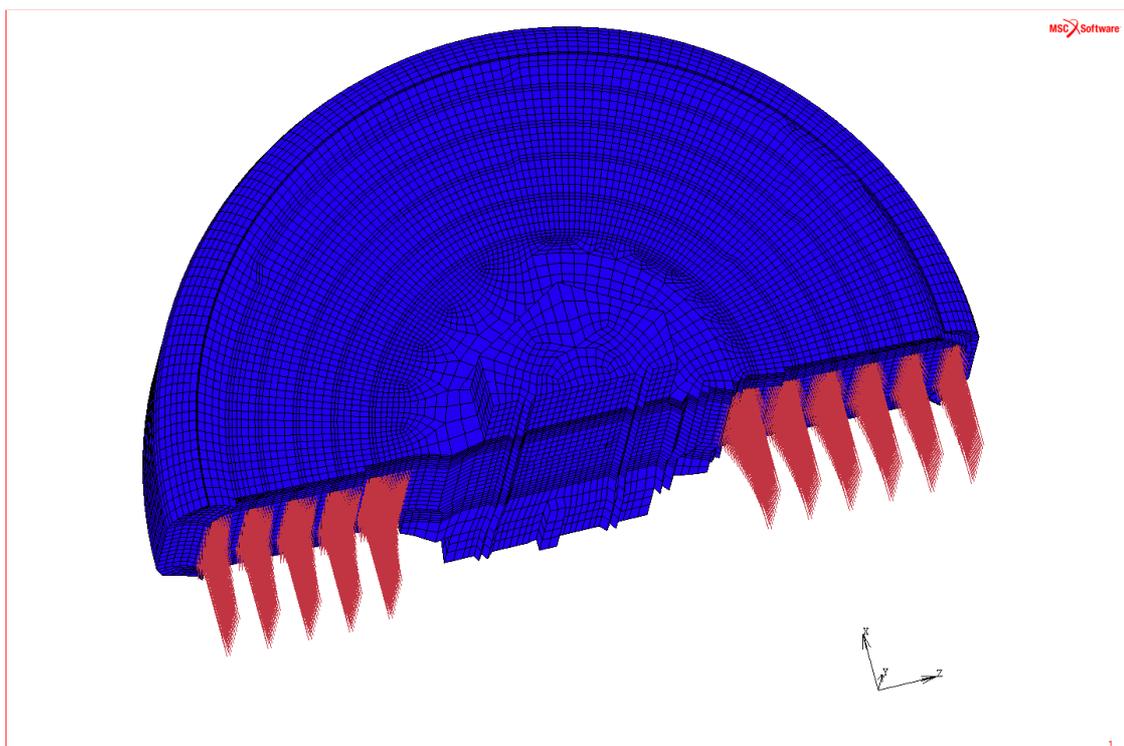


Abb. 44: Lasteinleitungsstellen in die Wendel

8.4.2 Stationäre Auslastung bei 25 A_{DC} und 35 A_{DC}

Die erste Simulation der stationären Auslastung wurde bei einem konstanten Strom von 35 A_{DC} vorgenommen. Dieser Wert ist im Datenblatt des Herstellers [30] unter Berücksichtigung der zulässigen Grenztemperaturen der Vergussmasse aus der maximal möglichen Dauerleistung von 125 W angegeben worden. Die Simulation zeigt allerdings

Temperaturen deutlich über 210 °C. Dieses Ergebnis ist unerwartet, denn die Grenztemperatur der Deckmasse für eine dauernde Beanspruchung wurde in [38] mit 140 °C festgelegt. Die Überschreitung der Grenztemperaturen ist jedoch in Abb. 45, bei der nur die Bereiche mit einer Temperatur über 200 °C farbig dargestellt wurden, klar dokumentiert:

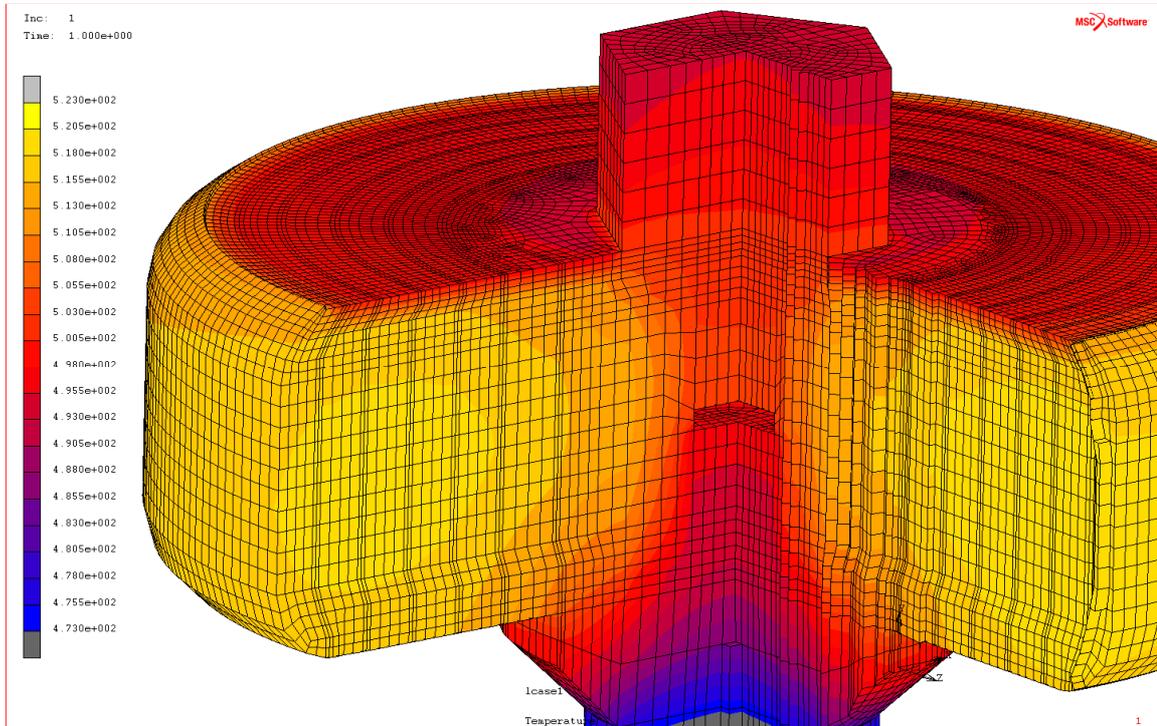


Abb. 45: Temperaturverteilung im stationären Zustand 35A_{DC}, farbig dargestellt wurden lediglich alle Bereiche T>200 °C. Der simulierte Wert liegt in einem Bereich von 220 °C [Abb. 45], was > 50 % über den erlaubten Werten von 140 °C liegt und nicht toleriert werden kann.

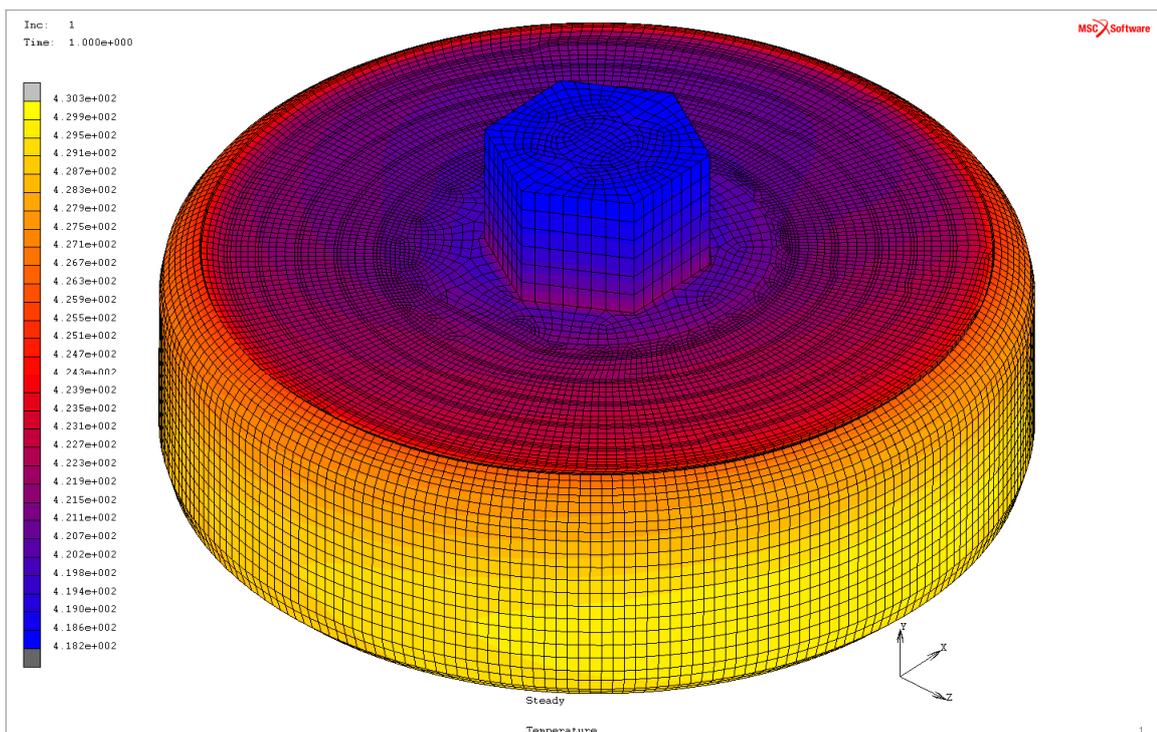


Abb. 46: Temperaturverteilung im stationären Zustand 25 A_{DC}

Eine Reduktion des Stromes auf $25 A_{DC}$ führte je nach Messpunkt zu Temperaturen von $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ [Abb. 46] in der Deckmasse und muss somit als Obergrenze gelten. Sollte der Widerstand jedoch einer Umgebungstemperatur von $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ und direkter Sonneneinstrahlung ausgesetzt sein, so sind selbst $25 A_{DC}$ ohne entsprechende Kühlung durch einen Luftstrom als kritisch einzustufen.

Es liegt auf der Hand, dass eine derartig große Abweichung ein deutliches Indiz für die Ursache der Schäden liefert. Ohne den Verifikationen der thermischen Modellbildung in Kapitel 13 vorgreifen zu wollen, sei an dieser Stelle angemerkt, dass die simulierten Ergebnisse durch Messungen bestätigt wurden.



Abb. 47: Temperaturmessung an der Oberfläche der Deckmasse nach 40 Minuten Last mit $25 A_{DC}$

Abb. 47 zeigt einen Bauteilttest bei dem innerhalb von 40 Minuten mit $25 A_{DC}$ die Grenztemperatur der Deckmasse von $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ erreicht wurde. Hinzu kommt, dass unkompenzierte IR-Thermometer tendenziell eine etwas zu geringe Temperatur anzeigen und die große Masseklemme zusätzlich Wärme abgeleitet hat.

Diese Überschreitung war reproduzierbar und ist auch mit Thermoelementen überprüft worden. Dabei zeigte sich der Fehler bei der thermographischen Messung der Deckmasse bei $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit ca. $-4\text{ }^{\circ}\text{C}$. Die thermographische Messung des blanken Metallgehäuses hingegen war nicht zielführend, da wegen des geringen Emissionsfaktors unkompenzierte Messungen völlig falsche Ergebnisse lieferten.

8.5 Berechnung der Temperaturverteilung für transiente Ströme

8.5.1 Modell und Randbedingungen

Zur Simulation der Temperatur bei transienten Lastfällen wurde das Modell mit den in Kapitel 8.3.1 eingeführten Parametern verwendet. Der Berechnungsmodus wurde auf eine zeitabhängige thermische Berechnung und der daraus resultierenden Temperaturverteilung je Zeitschritt gewechselt.

Es werden zwei Lastfälle betrachtet:

- **Stoß 3.400 A_{eff}**
- **Abkühlung von 150 °C**

Der Lastfall „Stoß 3.400 A_{eff}“ über einen Zeitraum von 0,1 s leitet sich aus der Vorgabe der maximal möglichen Belastung in der Spezifikation [30] ab, dieser Strom war auch Gegenstand der Bauteiltests im Rahmen der Erstmusterprüfung. Die Ergebnisse der Tests sind im Anhang unter Kapitel 18.6 zu finden.

Für den Lastfall „Stoß 3400 A_{eff}“ wurde eine zeitabhängige Leistung mit 2,31 MW_{peak} und eine sinusförmige zeitliche Gewichtung, wie in Abb. 83 dargestellt, angenommen. Die Ergebnisse des Lastfalls „Stoß 3.400 A“ können dem Kapitel 8.5.2 entnommen werden. Zusätzliche Ergebnisse sind in Anhang unter Kapitel 18.4 nachzulesen.

Im Rahmen der Verifikation des Modells in Kapitel 13.3 wurde außerdem das transiente Verhalten für den Lastfall „Abkühlung von 150 °C“ ohne Leistungseintrag in die Wendel betrachtet, da auch für diesen Lastfall konkrete Messergebnisse vorliegen.

Die Einleitung der Leistung in die Wendel erfolgte als „Volume Flux“ an den im Querschnitt von Abb. 44 bezeichneten Stellen über den gesamten Bereich der Wendel.

8.5.2 Ergebnisse der transienten Auslastung mit 3.400 A_{eff}

Zur Bewertung der Temperatur bei 3.400 A_{eff} wurde eine sinusförmige Halbwelle mit den in Abb. 83 dargestellten Parametern angewendet. Das ist zwar etwas aufwändiger als ein reiner Rechteckimpuls, kommt aber den in Abb. 4 dargestellten Kurvenformen für netzgespeiste DC-Kurzschlüsse sehr nahe.

Dargestellt wurde jeweils die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt der höchsten thermischen Beanspruchung jedes Werkstoffs, sowie die Temperaturverläufe über die Zeit an vier in Abb. 48 bezeichneten Knoten in den kritischen Werkstoffen. Aufgrund der überwiegenden axialen Symmetrie der Ergebnisse wird nur jeweils ein vertikaler Schnitt am Umfang im heißesten

Bereich mit dem Schweißpunkt „Gehäuse 1“ an der Vorderseite gezeigt. Wenn dieser Bereich keine Überschreitung der Temperatur zeigt, kann in den übrigen Bereichen eine Überlastung ausgeschlossen werden.

Die Lage der vier Messpunkte:

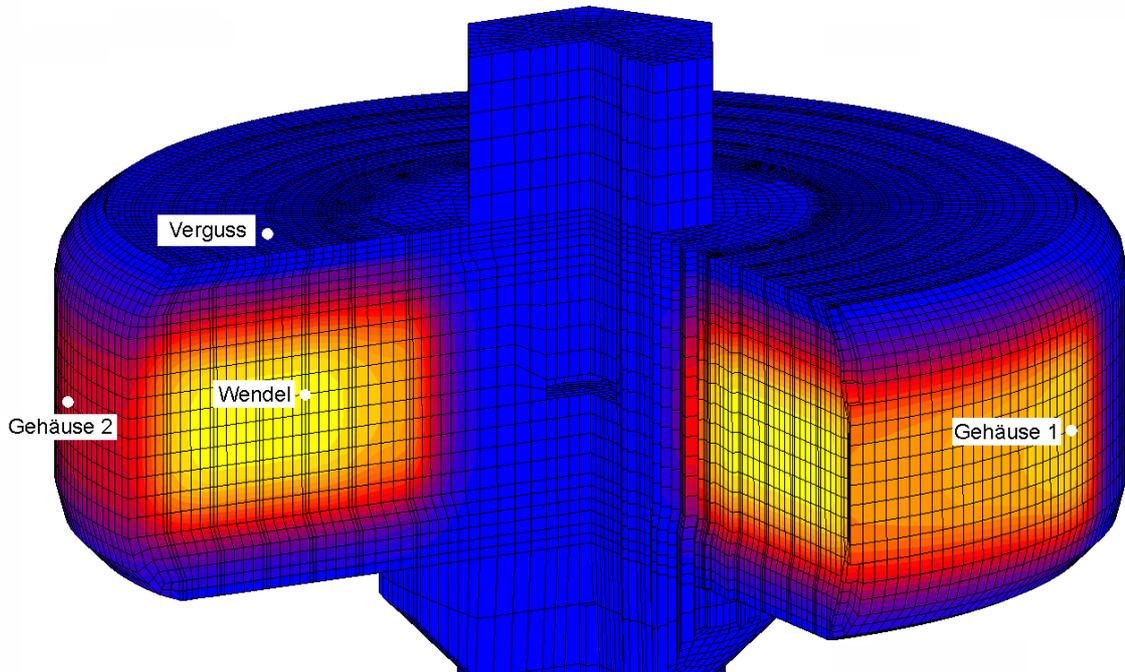


Abb. 48: Lage der vier Messpunkte relativ zum Anschweißpunkt der Wendel

Temperaturverläufe 0-1s

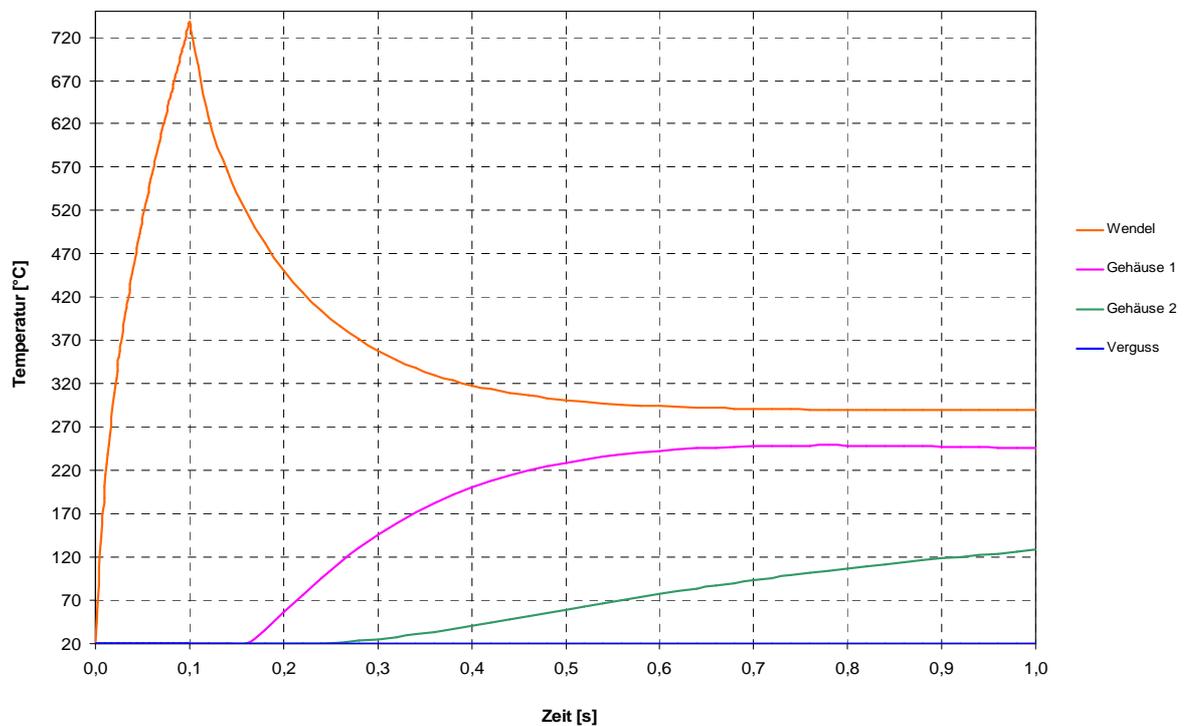


Abb. 49: Zeitpunkt der höchsten Auslastung der Wendel und des Schweißpunktes „Gehäuse 1“

Der Zeitpunkt der höchsten Auslastung der Wendel zeigte sich bei 0,1 Sekunden, was dem Ende des Stromstoßes entspricht [Abb. 49, Abb. 50]. Es wurde ein Wert von 750 °C erreicht.

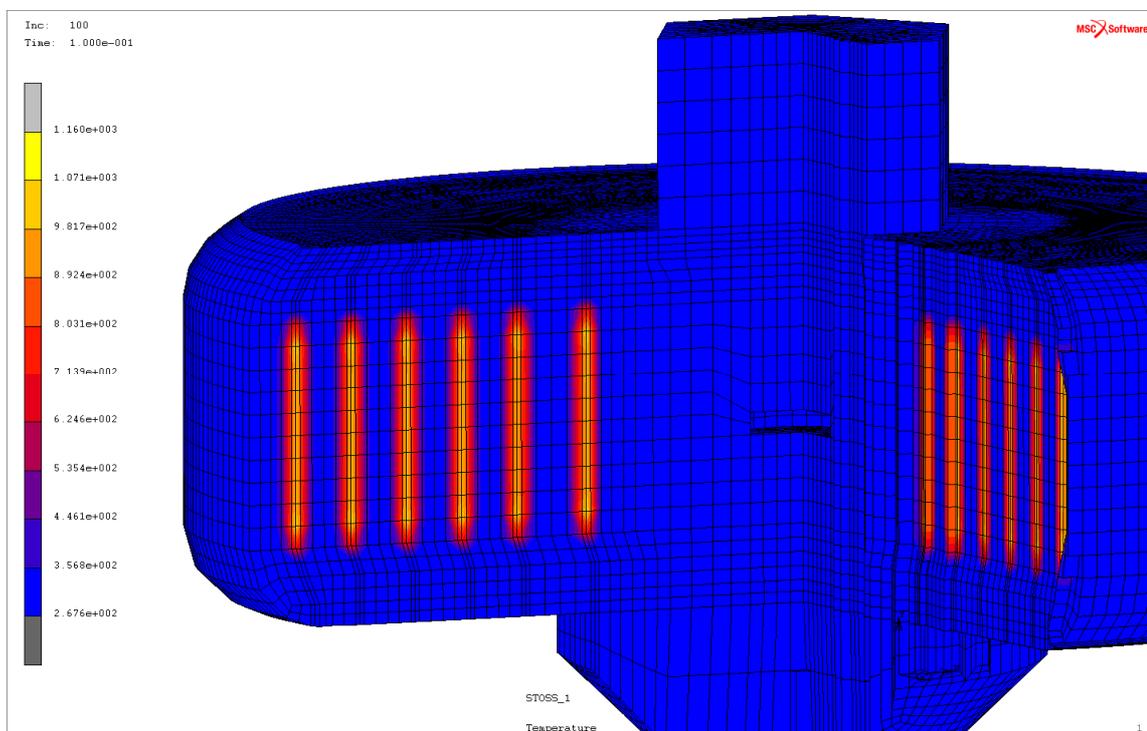


Abb. 50: Temperaturverteilung am Ende des Stoßes nach 0,1 Sekunden

Der Zeitpunkt der höchsten Auslastung an dem Schweißpunkt „Gehäuse 1“ wurde in Abb. 49 nach 0,8 Sekunden mit einem Wert von 248 °C erreicht.

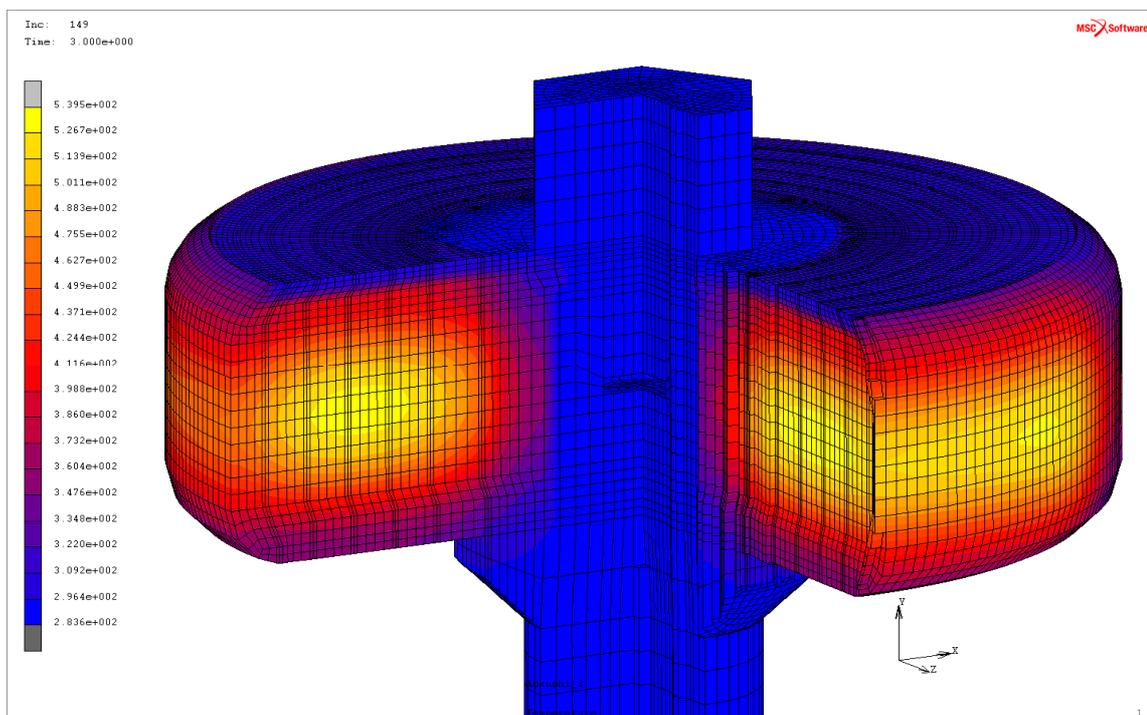


Abb. 51 Temperaturverteilung nach 3 Sekunden

In Abhängigkeit vom Abstand der äußersten Windung vom Gehäuse trat die Wirkung zeitverzögert rund um das Gehäuse, jedoch in entsprechend abgeschwächter Form auf. Am Punkt „Gehäuse 2“ wurden nach 5 Sekunden noch 186 °C erreicht.

Die Deckmasse erreichte ihre Maximaltemperatur nach 34 Sekunden mit einem Wert von 135 °C [Abb. 52]. Ab diesem Zeitpunkt sinkt an allen kritischen Stellen im gesamten Widerstand die Temperatur und nach 120 Sekunden ist der Widerstand gleichmäßig durchwärmt.

Temperaturverläufe 1-60s

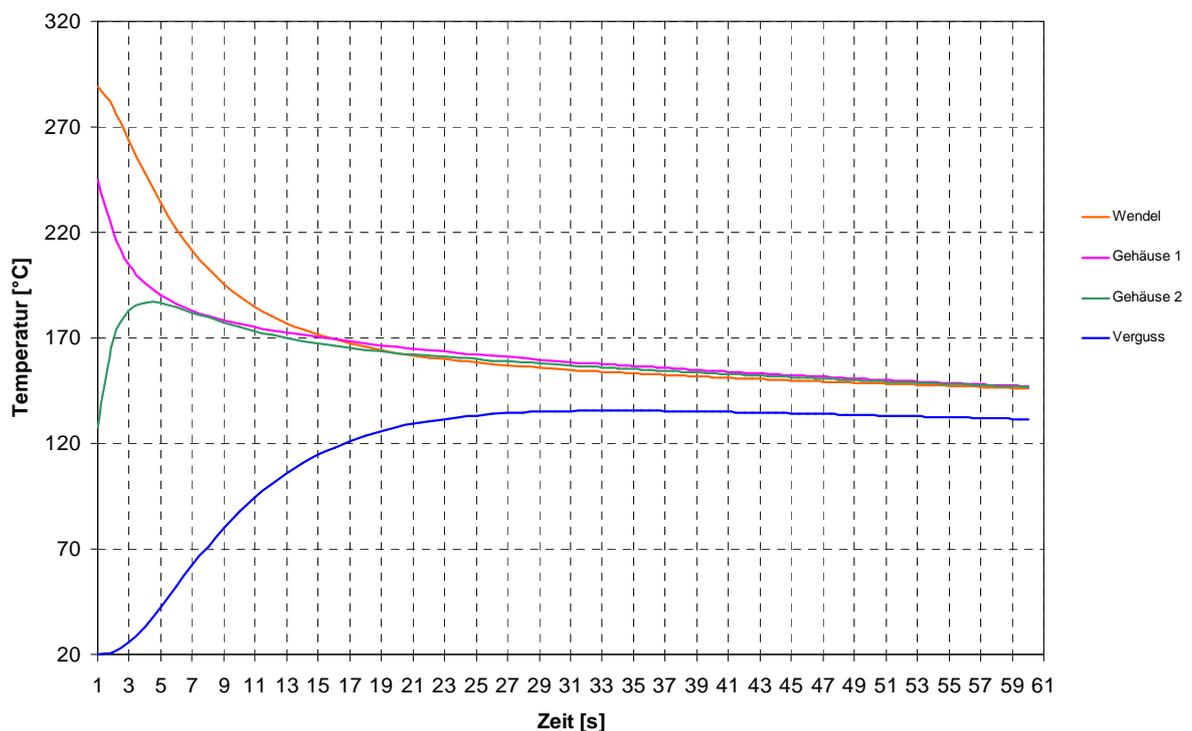
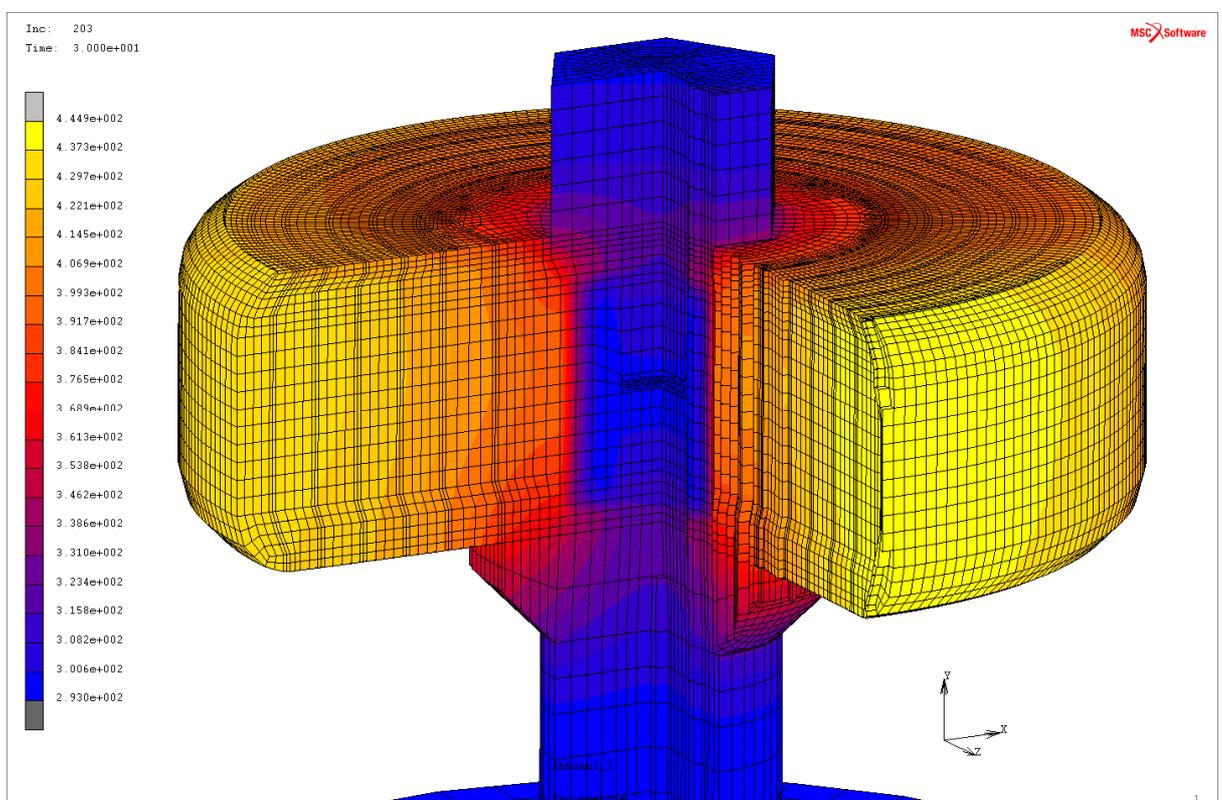
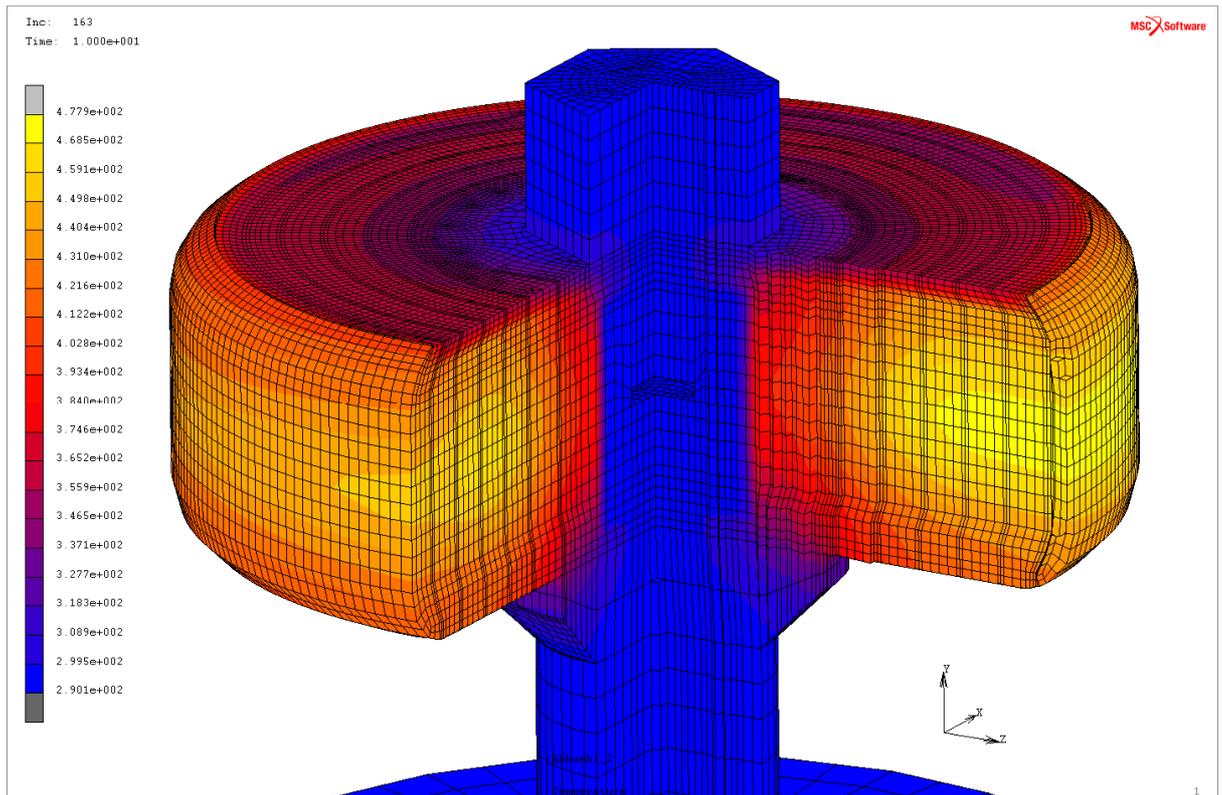


Abb. 52: Der Zeitpunkt der höchsten Auslastung der Punkte „Gehäuse 2“ und des Deckmasse = “Verguss“

Die Simulation zeigt in Abb. 54 klar, dass weder der Punkt an dem der Widerstand in das Fahrwerk eingeschraubt, noch der Punkt an dem das Kabel für die Zuleitung befestigt wird, einen Beitrag zum thermischen Verhalten in den ersten 30 Sekunden leisten kann. Jeder Versuch die Überlebenswahrscheinlichkeit des Widerstands bei transienten Belastungen über Kühlrippen oder andere Werkstoffe an diesen Positionen günstig zu beeinflussen ist daher zwecklos.

Eine Validierung des Modells und eine Verifikation der vorliegenden Daten anhand von Versuchen und analytischen Rechnungen kann Kapitel 13 „Validierung und Verifikation der Ergebnisse“ entnommen werden.

Die Ergebnisse der Lastfälle sowie die Originalgraphen mit der exakten Knotennummer sind in Anhang unter Kapitel 18.4 zu finden.



9 Magnetische Modellbildung des Widerstandes

9.1 Einführung in die Behandlung elektromagnetischer Probleme

9.1.1 Einteilung der Feldgleichungen

Die Behandlung von elektromagnetischen Problemen lässt sich grundsätzlich in eine Betrachtung im Zeitbereich oder in eine Betrachtung im Frequenzbereich einteilen. Wird eine Behandlung im Zeitbereich gewählt, so kann für ein Problem, je nach Fragestellung, eine Differential- oder eine Integraldarstellung gewählt werden.

Bedingt durch die Möglichkeit anisotrope, nichtlineare Medien in der Aufgabenstellung zu berücksichtigen und aufgrund immer leistungsfähigerer FEM-Programme, ist die Integraldarstellung in letzter Zeit zunehmend in den Hintergrund getreten.

Eine Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der Methoden kann der folgenden Tabelle entnommen werden:

	Differentialgleichungssysteme	Integralgleichungssysteme
Vorteile	<ul style="list-style-type: none"> • Symmetrische, spärlich besetzte Matrizen (effiziente Lösungsverfahren) • Lösung im gesamten Gebiet • Einfache Behandlung von inhomogenen, anisotropen, nicht-linearen Medien 	<ul style="list-style-type: none"> • Kleines Gleichungssystem • Geschlossene und offene Feldprobleme • Einfache Modellierung • Einfache Berechnung von integralen Größen • Lösung auch in Teilgebieten
Nachteile	<ul style="list-style-type: none"> • Große Anzahl an Unbekannten • Komplexe Modellierung, besonders bei dreidimensionalen Problemen • Lösung muss für das gesamte Gebiet berechnet werden • Nur geschlossene Feldprobleme mit äußerem Rand 	<ul style="list-style-type: none"> • Vollbesetzte, meist unsymmetrische Matrizen. • Für jeden Aufpunkt ist eine Integration über den gesamten Rand erforderlich • Probleme bei Integralen mit singulären Integranden • Schwierigkeiten, inhomogene, anisotrope und nichtlineare Medien zu behandeln

Tabelle 17: Vor- und Nachteile der Differentialgleichungs- gegenüber den Integralgleichungsmethoden

9.1.2 Die Maxwell'sche Feldtheorie

Die Behandlung elektromagnetischer Probleme geht von den Maxwell'schen Gleichungen aus:

MW-Gleichungen in differenzieller Form

$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad 9-1$$

$$\nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad 9-2$$

$$\nabla \cdot B = 0 \quad 9-3$$

$$\nabla \cdot D = \rho \quad 9-4$$

MW-Gleichungen in integraler Form

$$\int_{\Gamma} (\nabla \times H) \cdot d\Gamma = \oint_s H \cdot ds = \int_{\Gamma} j \cdot d\Gamma + \int_{\Gamma} \frac{\partial D}{\partial t} \cdot d\Gamma \quad 9-5$$

$$\int_{\Gamma} (\nabla \times E) \cdot d\Gamma = \oint_s E \cdot ds = -\int_{\Gamma} \frac{\partial B}{\partial t} \cdot d\Gamma \quad 9-6$$

$$\int_{\Omega} (\nabla \cdot D) \cdot d\Omega = \oint_s D \cdot d\Gamma = \int_{\Omega} \rho \cdot d\Omega \quad 9-7$$

$$\int_{\Omega} (\nabla \cdot B) \cdot d\Omega = \oint_{\Gamma} B \cdot d\Gamma = 0 \quad 9-8$$

Materialabhängige Beziehungen

Die Faktoren μ , ε , und γ sind im allgemeinsten Fall ein 3x3 Tensor und keine skalare Größe.

$$B = \mu \cdot H \quad 9-9$$

$$D = \varepsilon \cdot E \quad 9-10$$

$$J = \gamma \cdot E \quad 9-11$$

Der Durchflutungssatz

Der erste Maxwell'sche Satz in integraler Form bildet die Basis für den Durchflutungssatz:

$$\int_{\Gamma} (\nabla \times H) \cdot d\Gamma = \oint_s H \cdot ds = \int_{\Gamma} j \cdot d\Gamma + \int_{\Gamma} \frac{\partial D}{\partial t} \cdot d\Gamma = \Theta \quad 9-12$$

Das Induktionsgesetz

Der zweite Maxwellsche Satz in integraler Form bildet die Basis für das Induktionsgesetz:

$$\int_{\Gamma} (\nabla \times E) \cdot d\Gamma = \oint_s E \cdot ds = - \int_{\Gamma} \frac{\partial B}{\partial t} \cdot d\Gamma = - \frac{\partial \Phi}{\partial t} \quad 9-13$$

Kraftwirkung auf Stromdurchflossene Leiter im Magnetfeld

Da in der vorliegenden Arbeit primär die Kräfte auf die Leiter interessieren, sei an dieser Stelle die Kraftwirkung auf bewegte Ladungen in einem Magnetfeld erläutert. Diese Kraft beruht auf dem Induktionsgesetz und wird im allgemeinen Sprachgebrauch auch als Lorentzkraft bezeichnet:

$$F = Q \cdot v \times B \quad 9-14$$

Im einfachsten Fall gilt für I konstant:

$$I = \frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{Q}{t} \quad 9-15$$

Einsetzen in 10-14 mit $v=l/t$ ergibt:

$$F = I \cdot l \times B = I \cdot l \cdot B \cdot \sin \alpha \quad 9-16$$

bei annähernd parallelen Leitern mit $\sin(\alpha) \approx \sin(90^\circ) = 1$ ist die Kraft auf den Leiter also proportional $F=I \cdot l \cdot B$

Zeitabhängigkeit elektromagnetischer Felder

Elektromagnetische Probleme lassen sich mit den Maxwellschen Gleichungen in der oben beschriebenen Form für jeden beliebigen Fall beschreiben. Allerdings sind die Gleichungen in dieser Form auch von einer maximalen Komplexität. Je nach Fragestellung ist eine Vereinfachung der Gleichungen durch Vernachlässigen bestimmter Terme zulässig. Die Probleme können folgendermaßen eingeteilt werden:

- Stationäre Probleme (elektrische Größen sind konstant)
- Quasistationäre Probleme (elektrische Größen sind eine Funktion der Zeit, aber zu einem bestimmten Zeitpunkt an allen Stellen des Bauteils gleich groß)
- Instationäre Probleme (elektrische Größen sind eine Funktion von Ort und Zeit und auch zu einem bestimmten Zeitpunkt an verschiedenen Stellen des Bauteils unterschiedlich. (Wellenbetrachtung in der Hochfrequenztechnik).

Überlastungen durch Ströme aus dem Bahnnetz mit $16 \frac{2}{3}$ Hz bzw. 50 Hz haben entweder den sinusförmigen Charakter der speisenden Grundfrequenz oder bei Gleichspannungsversorgungen eine Kurvenform analog zu Abb. 4.

Somit gehören diese Vorgänge in Anbetracht

- der Tatsache, dass das Bauteil vom Eintreten des Kurzschlusses bis zum Abschalten teilweise nur einer (Halb)welle der Speisespannung ausgesetzt ist
- der Relation der Frequenz zu den Dimensionen des zu untersuchenden Bauteils,

zu dem Bereich der „Extremly-Low-Frequency-Problems“.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es zur Klärung der Schäden am Schutzwiderstand eine Abschätzung der maximal auftretenden Kraft innerhalb des Bauteils durchzuführen. Somit ist eine stationäre Betrachtung der Maximalwerte der Ströme ausreichend.

Sollten zeitabhängige Aspekte wie Skineffekt, magnetische Induktion und insbesondere Induktion von Wirbelströmen berücksichtigt werden, ist das im Modell durch aufwändige Adaptionen prinzipiell möglich, führt aber lediglich zu einer Reduktion der auftretenden Kräfte, da ein Teil der Energie des Feldes in verlustbehaftete Vorgänge wie Wirbelströme umgeleitet wird.

9.2 Modellierung und Diskretisierung der Aufgabenstellung

Wie bei der thermischen Modellbildung bereits erwähnt, ist es im Sinne einer raschen Parametervariation zur Abschätzung der Sinnhaftigkeit einer bestimmten Windungskonfiguration ausgesprochen vorteilhaft, das Modell in einen rotationssymmetrischen Ansatz überzuführen.

Ziel des Kapitels ist es, durch Analyse des dreidimensionalen Modells die Zone der höchsten Auslastung zu finden um diese in den rotationssymmetrischen Ansatz überzuführen. Damit ist sichergestellt, dass die nachfolgende Berechnung einen konservativen Ansatz hinsichtlich der magnetischen Kräfte darstellt, der die real auftretenden Belastungen übertrifft.

Dem Schnitt entlang der XZ-Ebene in Abb. 55 kann in der Draufsicht die Lage der Wendel entnommen werden. Die Wendel besteht für einen beliebigen Winkel aus jeweils fünf bis sechs Windungen mit einem konstanten Abstand untereinander, jedoch aufgrund der spiralförmigen Anordnung mit einem leicht variablen Abstand zur Mittelachse.

Die Zone höchster Auslastung zeichnet sich durch folgende Eigenschaften aus:

- Sie besitzt eine maximale Anzahl an nebeneinander liegenden Windungen (6).
- Die Windungen liegen mit einem minimalen Abstand zu einander, wie auch zu den gegenüberliegenden Windungen.
- Die Windungen liegen frei in der Vergussmasse in einer Zone ohne Support durch die tragende Struktur der Lasche aus Edelstahl (in Abb. 55 „Top“).

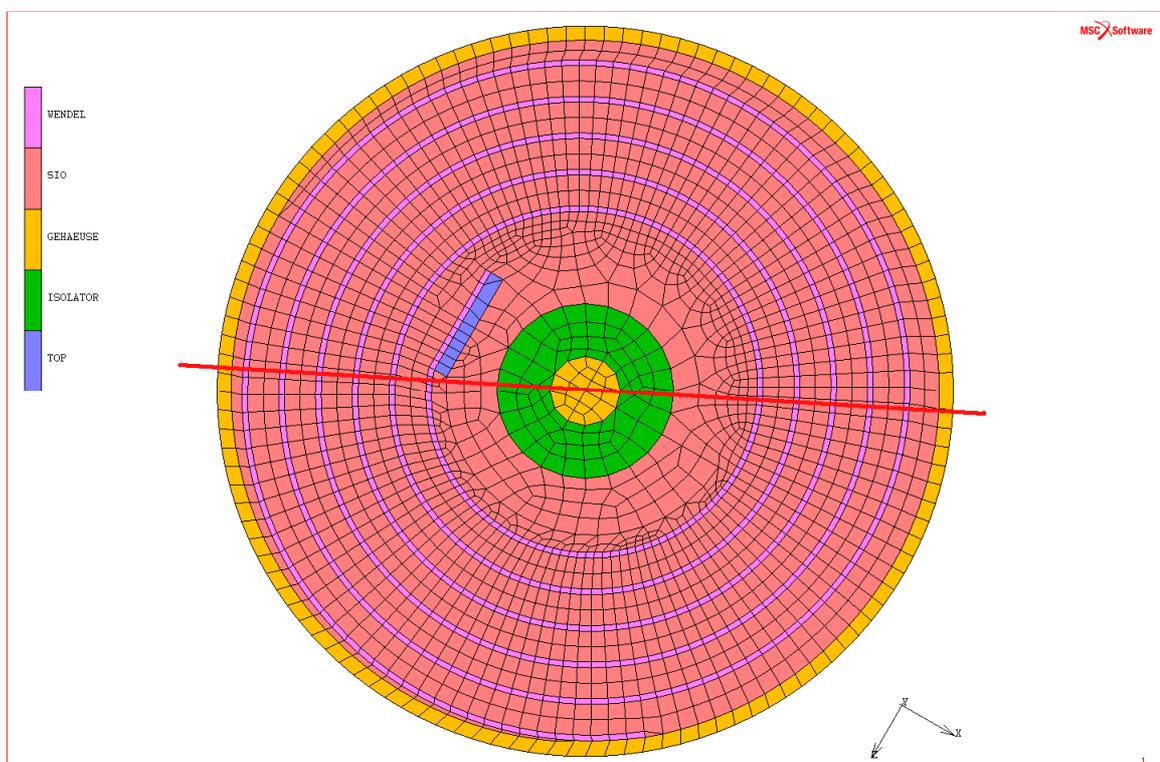


Abb. 55: Schnitt des 3D-Modells entlang der XY-Ebene in der Mitte des Bauteils

Es ist zu erkennen, dass diese Kriterien auf genau einen Abschnitt direkt neben dem inneren Anfang der Wendel zutreffen. Diese Ebene ist in Abb. 55 und Abb. 56 als rote Linie eingezeichnet. Zusätzlich wurde zur besseren Veranschaulichung in Abb. 56 ein Teil der Wendel freigestellt, die Vergussmasse ausgeblendet und ein Teil der Ebene im Aufriss angedeutet.

Dieser Bereich ist nun Gegenstand der rotationssymmetrischen Modellbildung.

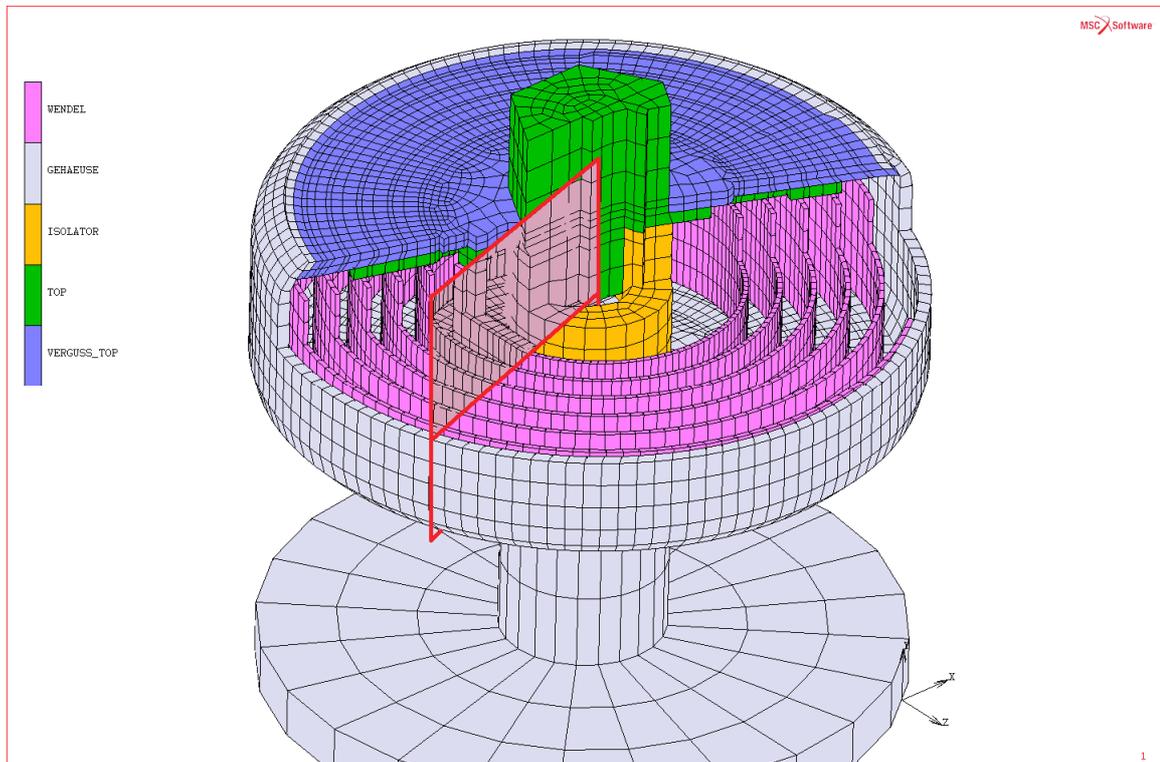


Abb. 56: Lage der Modellebene im teilweise freigestellten Aufriss

Nachdem nun die Ebene der höchsten Auslastung festgelegt wurde, kann innerhalb dieser Ebene durch eine einfache Betrachtung der Feldausbildung in einer Spule die innerste Wendel als diejenige identifiziert werden, die der höchsten Kraftwirkung ausgesetzt ist.

Diese Aussage besitzt im konkreten Fall Gültigkeit, weil

- Überlastungen durch Ströme aus dem Bahnnetz mit $16 \frac{2}{3}$ Hz bzw. 50 Hz zu den „Extremly-Low-Frequency-Problems“ gehören und so eine stationäre Betrachtung der Maximalwerte der Ströme erlauben.
- die Windungen in Aluminiumoxid eingebettet sind, das mit einem spezifischen Widerstand von 10^{12} Ohm·m extrem hochohmig ist [36] und diese Eigenschaft auch über den betrachteten Temperaturbereich nicht verliert.
- aus den ersten beiden Punkten geschlossen werden kann, dass alle Windungen von dem identischen Strom durchflossen werden.
- Außerdem sind alle beteiligten Werkstoffe isotrop, und bei Temperaturen jenseits von 600°C unmagnetisch bis geringfügig paramagnetisch ($\mu_r < 1,1$), weshalb Magnetisierungs- und Sättigungseffekte vernachlässigt wurden.

Das rotationssymmetrische Modell wird liegend modelliert, da die Rotationsachse in MSC-Marc per Definition die X-Achse ist. Das Modell des Widerstandes wurde im Inneren mit einem Raster von 1 mm bzw. 0,5 mm ausgeführt und mit einer grob gerasterten Umgebung versehen, an deren Rand das magnetische Potential $A_{xyz}=0$ gesetzt wurde („Far Boundary“).

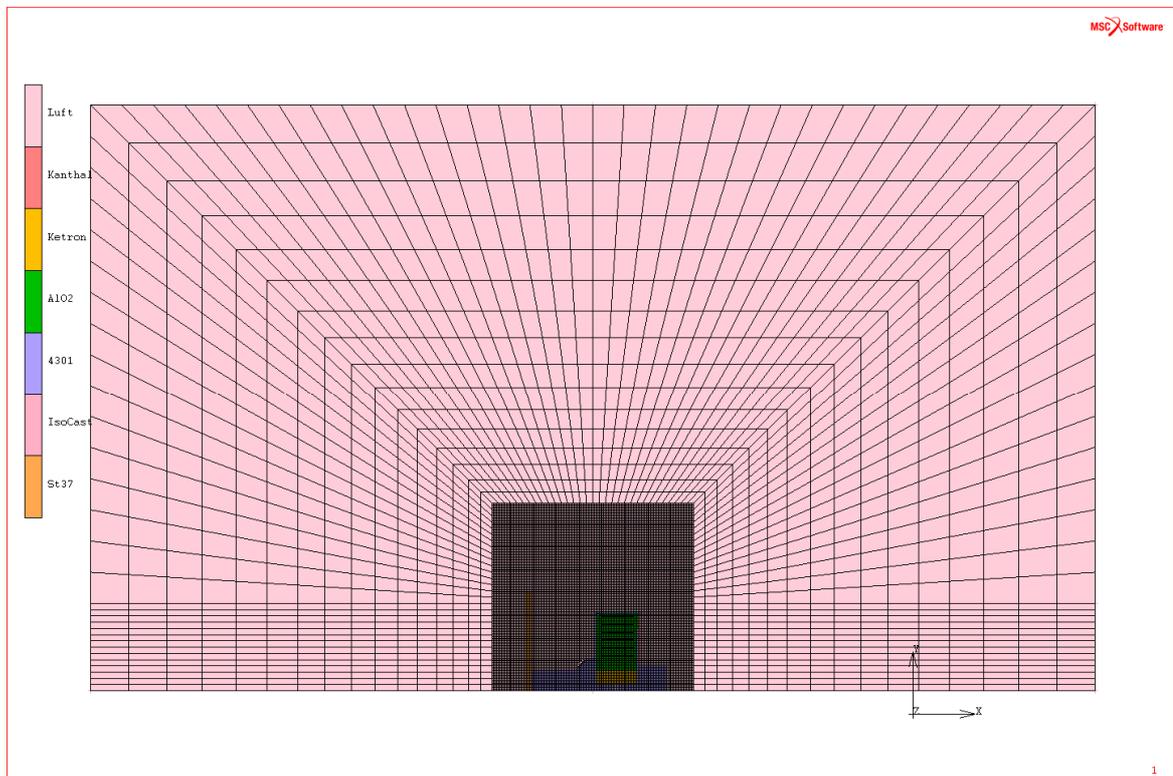


Abb. 57: Übersichtsbild der Modellebene mit dem äußersten Rand als „Far Boundary“ mit dem Potential $A_{xyz}=0$

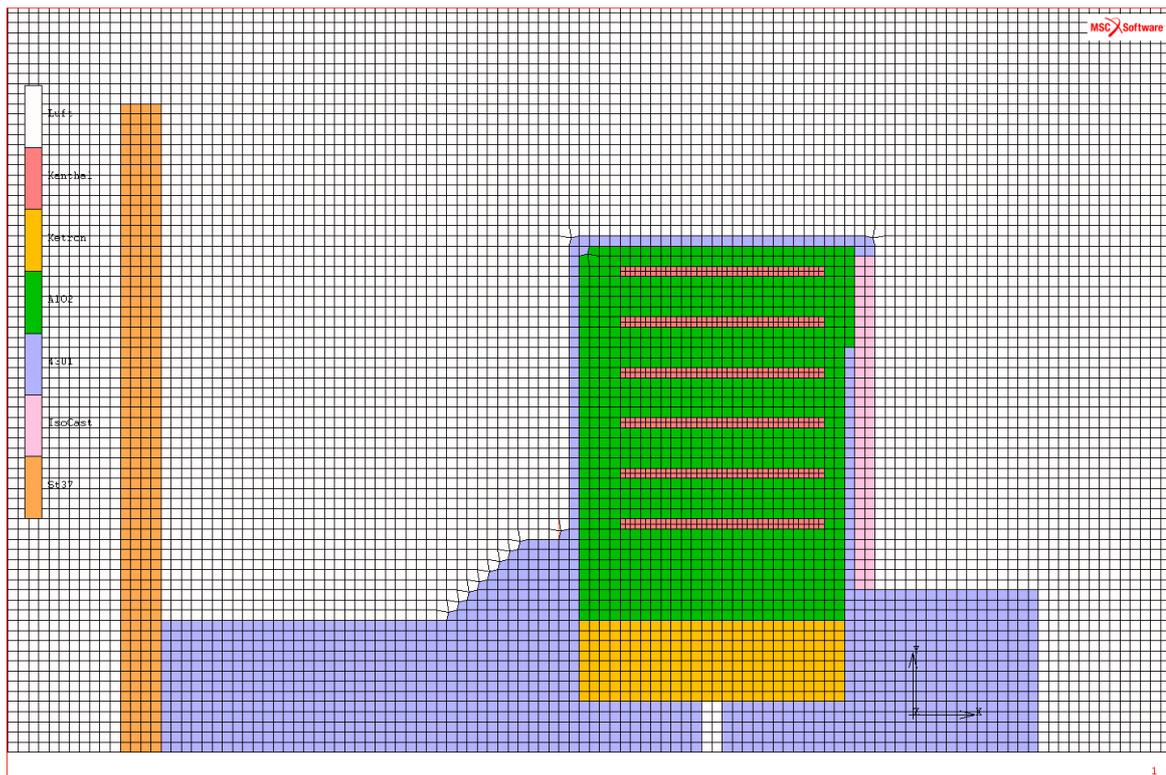


Abb. 58: Detailbild der Modellebene mit dem fein diskretisierten inneren Bereich von Abb. 57

Magnetische Randbedingungen

Der Strom wurde in die Knoten der Wendel punktförmig mit $39 \times 123 = 4.808,7 \text{ A}_{\text{DC}}$ aus der Bildebene geleitet. Dieser Wert wurde als Scheitelwert aus den in der Spezifikation geforderten $3.400 \text{ A}_{\text{eff}}$ errechnet und bildet die Grundlage der folgenden Betrachtungen.

Die Simulation wurde in zwei separaten Analysen durchgeführt, die im ersten Schritt die Verteilung der magnetischen Feldstärken B_x und B_y sowie der Ersatzfeldstärke B_E , berechnet. In einem zweiten Schritt wurden aus B_x und B_y sowie dem Strom I die magnetostatischen Kräfte auf die stromdurchflossenen Leiter berechnet und danach in einer weiteren Analyse mit diesen Kräften die Spannungen im Werkstoff zur Beurteilung der Festigkeitsaspekte berechnet.

Der Simulationstyp ist also eine „Magnetostatic-Structural Analysis“ und die verwendeten Elementtypen sind 10 (Arbitrary Quadrilateral Axisymmetric Ring) und 40 (Arbitrary Bilinear Quadrilateral Axisymmetric Ring). Angaben zu den Elementen können Abschnitt 18.3 entnommen werden.

9.3 Berechnung der magnetischen Felder für 4,8 kA_{DC}

Die Berechnung des Magnetischen Potentials A , der Komponenten der magnetischen Feldstärke B_x und B_y wie der Ersatzfeldstärke B_E führt unter den in Kapiteln 9.2 angeführten Bedingungen zu den folgenden Ergebnissen:

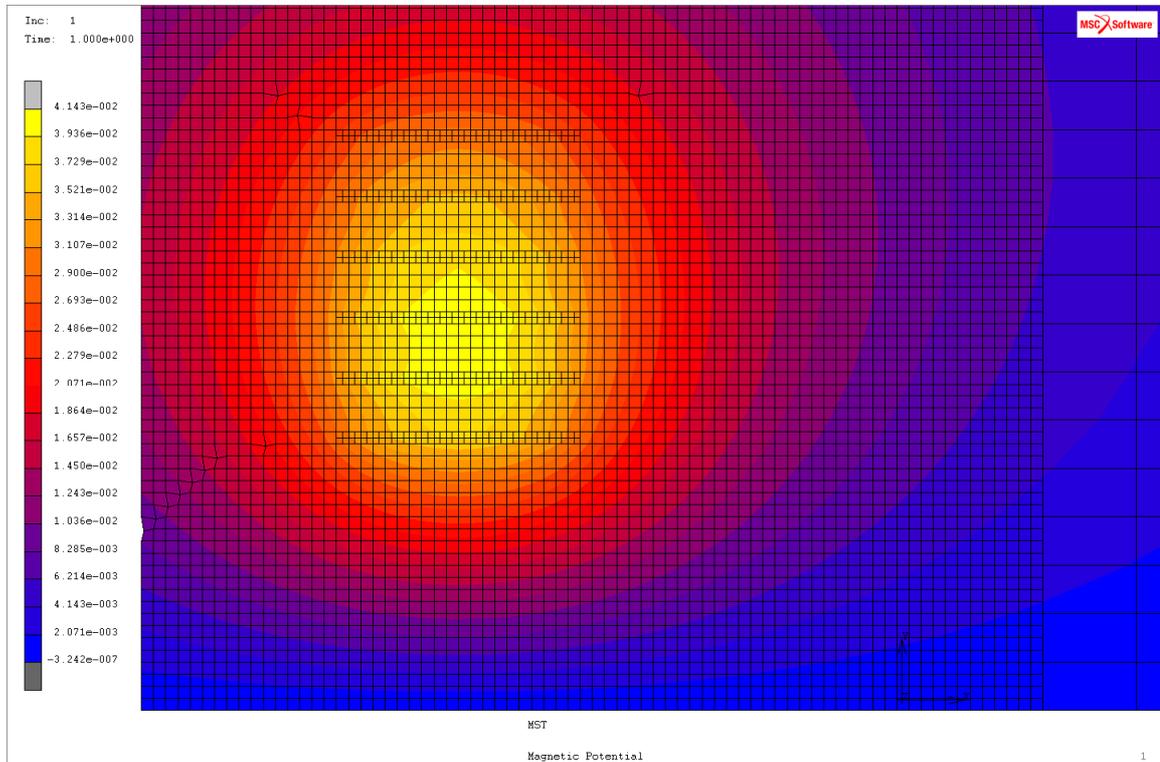


Abb. 59: Magnetisches Potential A im Bereich der Wendel (innerer Bereich von Abb. 57)

Die beiden Komponenten B_x und B_y der magnetischen Flussdichte B_E

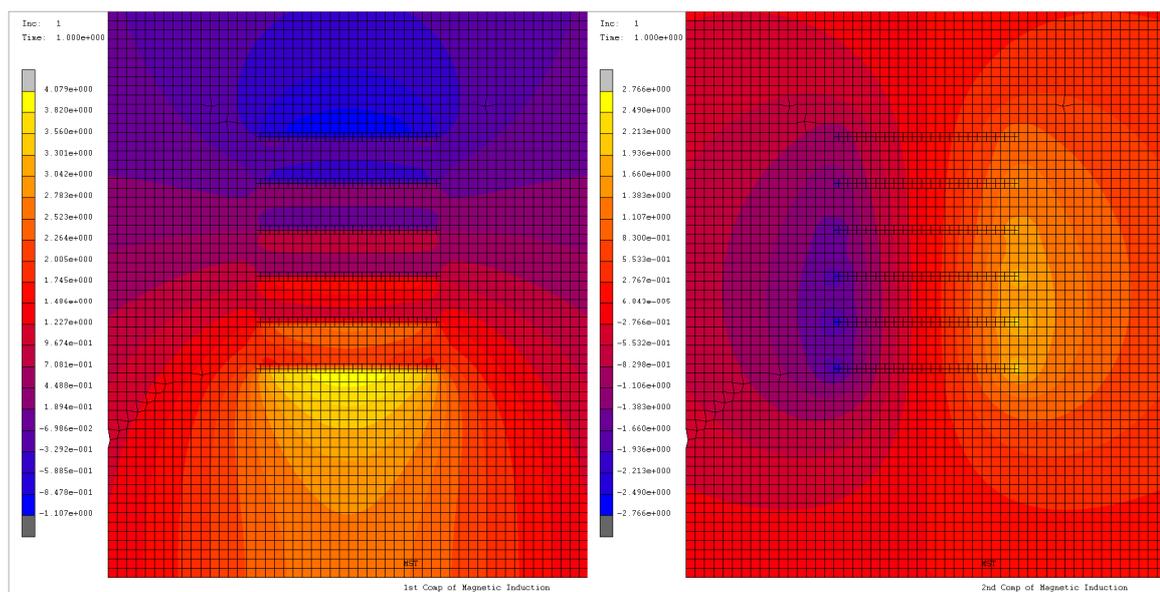


Abb. 60: Komponenten der magnetischen Flussdichte B_x (links) und B_y (rechts)

Die Ersatzflussdichte B_E errechnet sich aus

$$B_E = \sqrt{B_x^2 + B_y^2 + B_z^2}$$

9-17

Die Komponente der magnetischen Flussdichte B_z ist 0.

Daher kann die Ersatzflussdichte B_E wie folgt dargestellt werden:

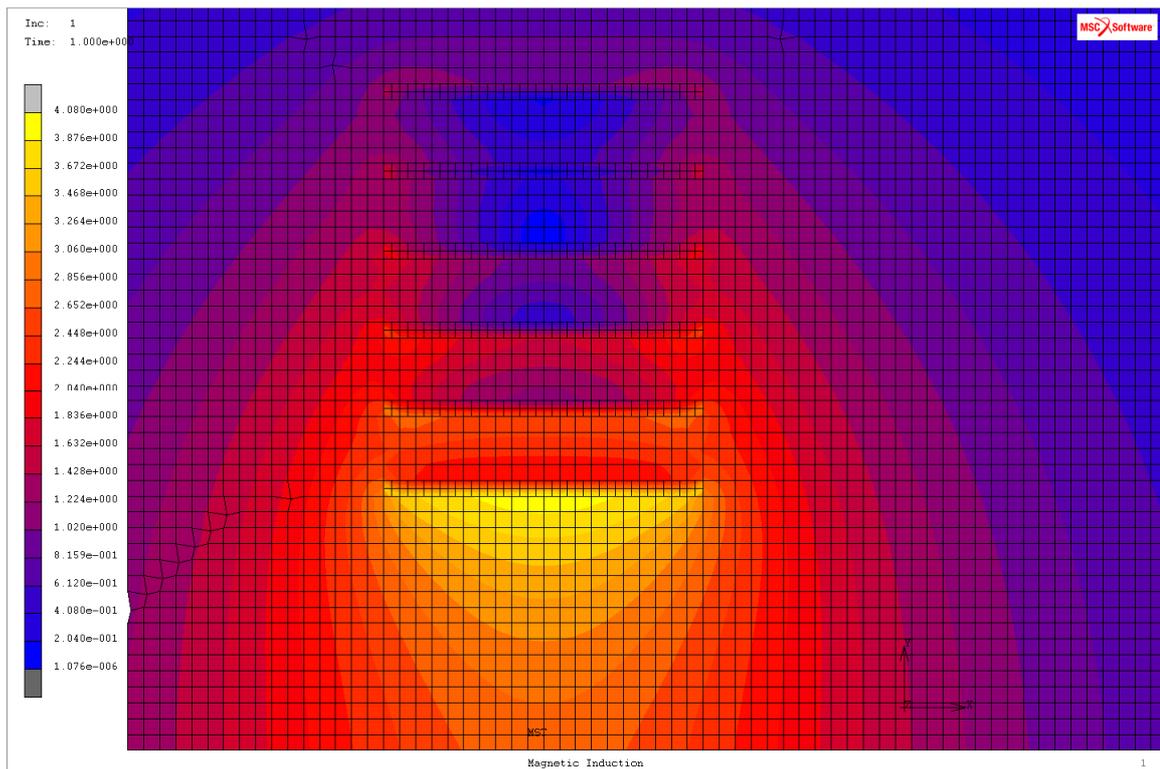


Abb. 61: Magnetischen Ersatzflussdichte B_E im Bereich der Wendel

Die Ersatzflussdichte B_E zeigt, ein Maximum im Bereich der innersten Wendel, wo es zu einer positiven Überlagerung der Felder aller 12 von je 4,8 kA durchflossenen Windungen kommt. Die Werte B_x und B_y in den innersten höchstausgelasteten Knoten erreichen eine Flussdichte von 3,0 Tesla. Die Knoten in den am geringsten ausgelasteten Bereichen haben nur eine Flussdichte von 0,06 Tesla. Eine komplette Aufstellung aller Knoten, deren Flussdichte und der daraus resultierenden Kräfte kann Abschnitt 18.5 entnommen werden.

Eine vektorielle Darstellung der Flussdichte in Abb. 62 hilft die Ausprägung des Feldes besser zu verstehen und veranschaulicht die Bereiche in denen sich die einzelnen Teilfelder positiv überlagern und die Bereiche in denen sich die einzelnen Teilfelder nahezu aufheben.

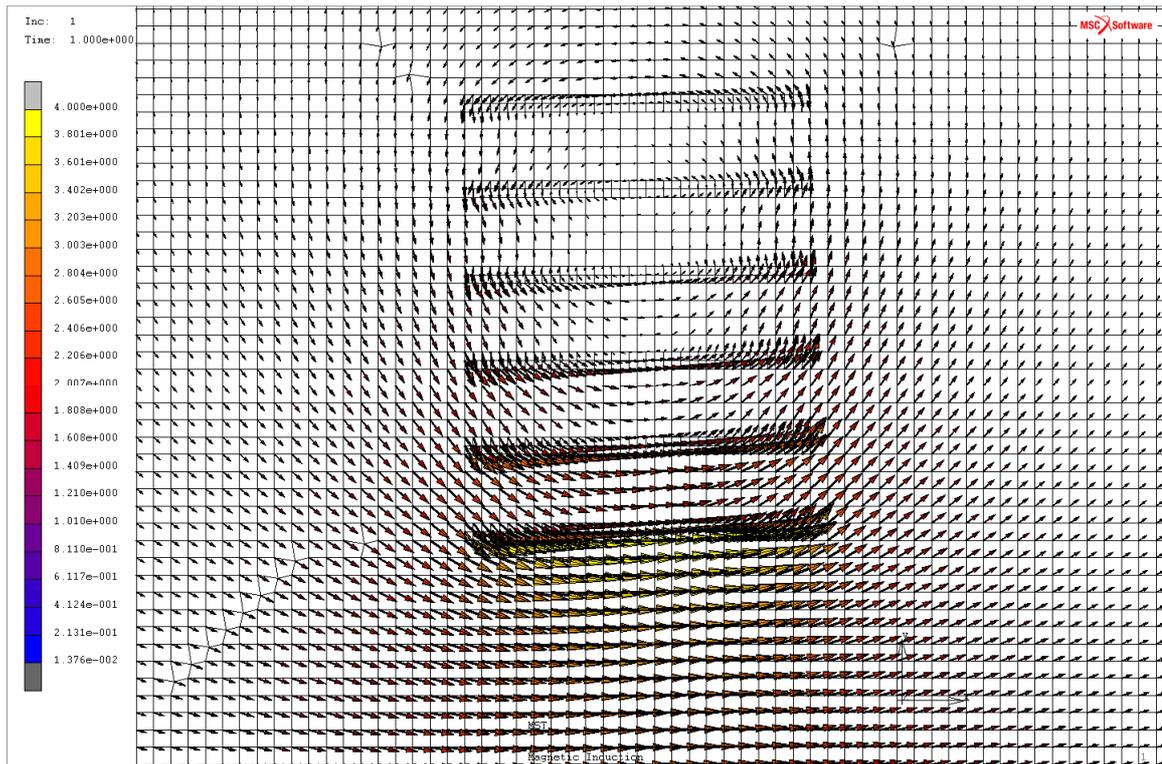


Abb. 62: Magnetischen Flussdichte B im Bereich der Wendel in vektorieller Darstellung

9.4 Berechnung der Kräfte für 4,8 kA

Die Flussdichten B_x und B_y in Abb. 60 ergibt in Kombination mit den in Kapitel 9.2 angegebenen Strömen Kräfte in den Knoten der Windungen. Durch die axiale Symmetrie und die unmagnetischen Werkstoffe in der Peripherie der Wendel zeigen die nach außen auftretenden Kräfte eine klare radiale Orientierung (in Richtung Y-Achse des Modells). Es treten in den Windungen aber auch nicht unwesentliche Kräfte in Richtung X-Achse auf, die jedoch an beiden Enden symmetrisch gegeneinander wirken und sich so in Summe aufheben, aber gleichzeitig versuchen, die Windungen in sich „zusammenzufalten“.

Die Summen der wirksamen Kräfte jeder Windung von Windung 1 (innen) bis Windung 6 (außen), können Tabelle 18 entnommen werden.

	Betrag der axialen Kraft F_x [N]	Radiale Kraft F_y [N]
Windung 1	575	1889
Windung 2	764	1451
Windung 3	860	1003
Windung 4	896	526
Windung 5	862	-26,8
Windung 6	734	-715

Tabelle 18: Kräfte auf die Windungen in axialer Richtung (F_x) und radialer Richtung (F_y)

Positive Kräfte bei F_y bedeuten eine Kraft aus dem Zentrum nach außen und negative Kräfte bedeuten eine Kraft aus dem Rand nach innen. Eine detaillierte Übersicht der Kräfte und der zugehörigen Knotennummern ist im Anhang unter Kapitel 18.5 zu finden. Die Orientierung der Kräfte zeigt die Tendenz, dass sich gleichsinnig vom Strom durchflossene Windungen anziehen.

Einen ersten Überblick über die Beträge der auftretenden Spannungen im Werkstoff kann Abb. 63 entnommen werden. Der Principal Stress Major bildet die jeweils höchste auftretende Hauptnormalspannung jedes Knotens vorzeichenrichtig ab.

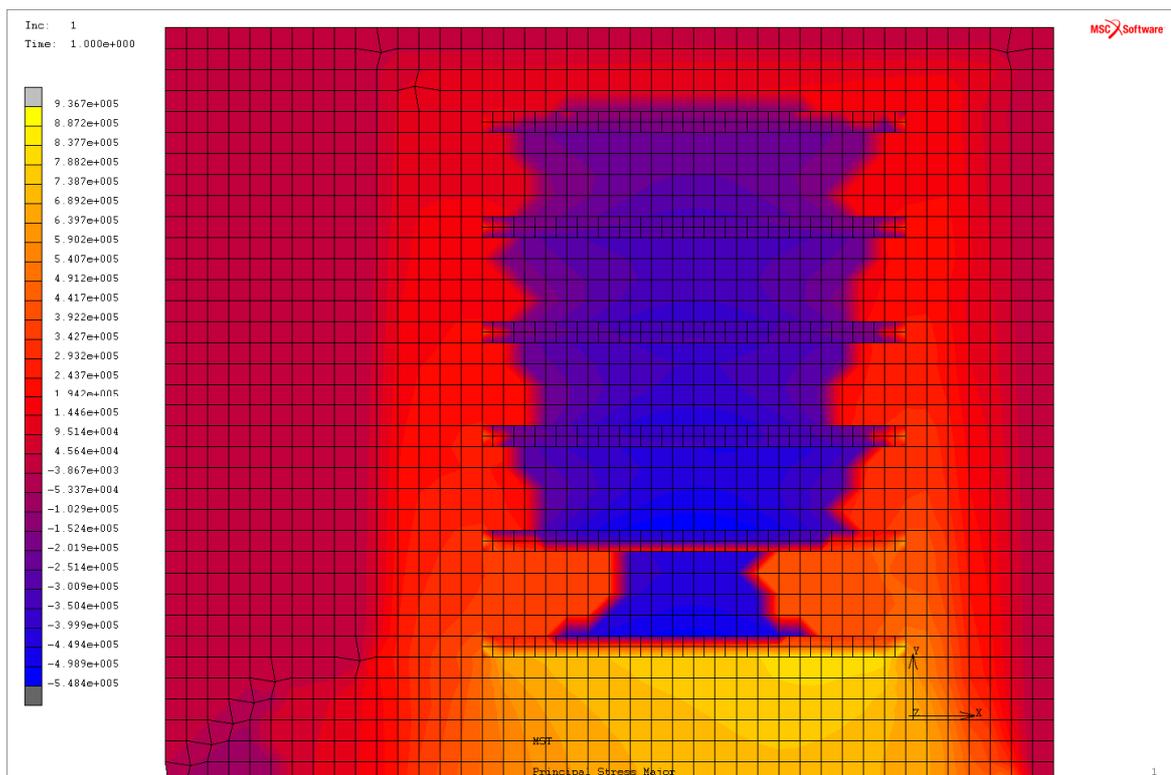


Abb. 63: Principal Stress Major im Bereich der Wendel in skalarer Darstellung

Positive Werte (hier gelb bis hellrot) geben Zugspannungen, negative Werte (blau bis dunkelrot) geben Druckspannungen jeweils in Pascal an. Die Werte der Spannungen belaufen sich also von Druckspannungen um 0,5 MPa bis zu Zugspannungen von 0,936 MPa.

Da der Werkstoff der Vergussmasse in dem die Spannungsmaxima auftreten als Oxidkeramik empfindlicher auf Zugspannungen denn auch Druckspannungen reagiert sollte noch eine Überprüfung der Maximalwerte der Zugspannungen klären ob in den Darstellungen nicht Zugspannungen durch betragsmäßig höhere Druckspannungen im selben Knoten überlagert worden sind.

Dies geschieht durch Auswerten des Principal Stress Max. in den Abb. 64 und Abb. 65

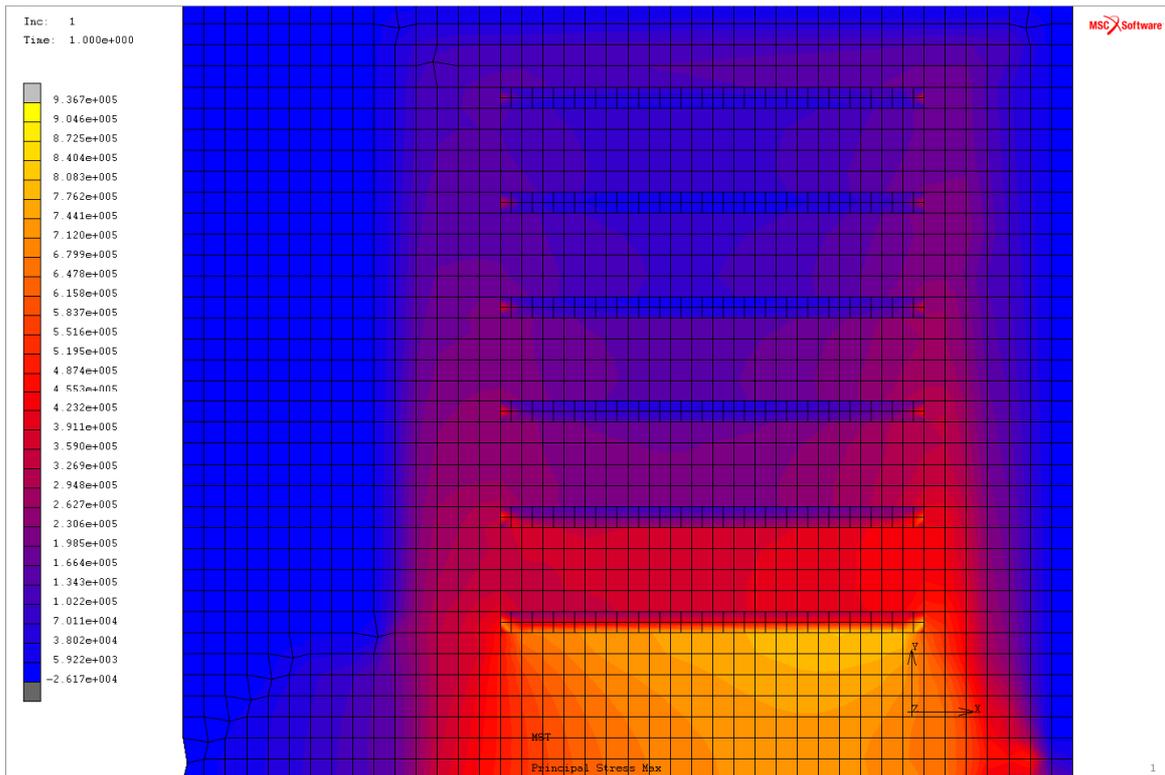


Abb. 64: Principal Stress Max. im Bereich der Wendel in skalarer Darstellung

Abb. 64 und Abb. 65 zeigen, dass es tatsächlich zu keiner Erhöhung der maximalen Zugspannungen von 0,936 MPa gekommen ist. Wie bei der magnetischen Flussdichte B kann auch hier einer vektoriellen Darstellung in Abb. 65 die Größe der Zugspannungen samt zugehöriger Richtung entnommen werden.

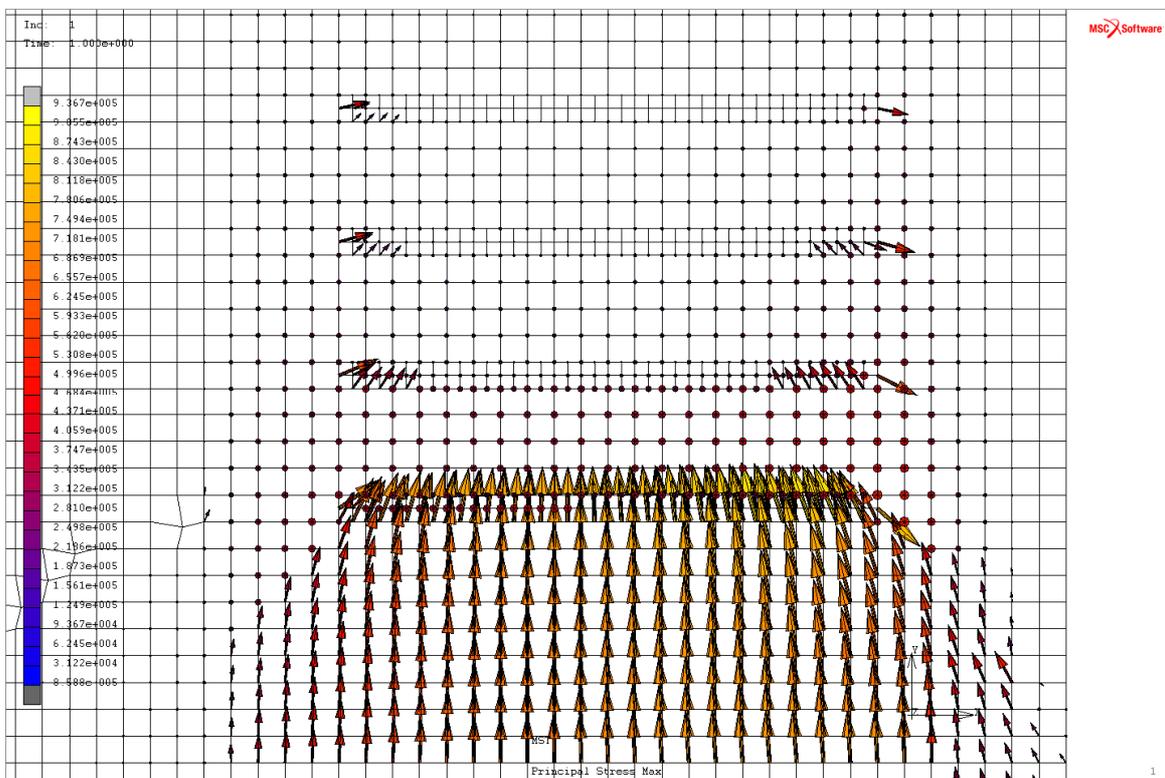


Abb. 65: Principal Stress Max. im Bereich der innersten Wendel in vektorieller Darstellung

9.5 Diskussion Ergebnisse der Auslastung bei 4,8 kA

In der Analyse der Kräfte in Abschnitt 9.4 zeigt sich, dass es in keinem Knoten zu einer Spannung größer 0,94 MPa kommt. Somit bewirkt der vorliegende Lastfall selbst für Temperaturen bis 1.000 °C (Streckgrenze $_{Rp0,2} \approx 25$ MPa) im Schutzwiderstand lediglich eine mechanische Auslastung < 5%.

Eine mechanische Schädigung des Schutzwiderstands bei Strömen bis 5 kA kann, aufgrund der geringen Kräfte und der daraus resultierenden Spannungen kleiner 0,94 MPa, in jedem Fall ausgeschlossen werden. Dies deckt sich auch mit den Ergebnissen der im Rahmen der Zulassung durchgeführten Bauteiltests.

Sollte das vorliegende Modell zur Optimierung von Wicklungsparametern herangezogen werden, so sind zusätzlich folgende Punkte zu beachten und detaillierter zu behandeln:

1) Wendel

Die Wendel ist bei einem Stoß einer starken Erwärmung ausgesetzt. Dies führt einerseits zu einer signifikanten Reduktion der Festigkeit auf 10 % bei 800 °C und auf 1 % bei 1.200 °C. Andererseits ist der Einfluss der wärmebedingten Ausdehnung der Wendel innerhalb der Keramik bei den Betrachtungen zu berücksichtigen.

2) Vergussmasse

Keramische Werkstoffe sind nicht mit den üblichen Vergleichsspannungen (von Mises etc.) für metallisch duktile Werkstoffe zu beurteilen. Kritisch sind wie in Kapitel 9.4 gezeigt insbesondere Zug- und Scherspannungen in Kombination mit strukturellen Schwachpunkten wie Kerben an den Enden der Wendel. Wenn hier bei Simulationen die Festigkeitsgrenzen des Werkstoffs ausgereizt werden sollen, ist einerseits der Bereich hoher Zug- und Scherspannungen im Bereich der Enden der Windungen, an denen Initialrisse auftreten können, detaillierter zu modellieren, und andererseits sind die Materialeigenschaften durch ein geeignetes Spannungs-Dehnungsdiagramm (vgl. Abb. 66) genauer nachzubilden.

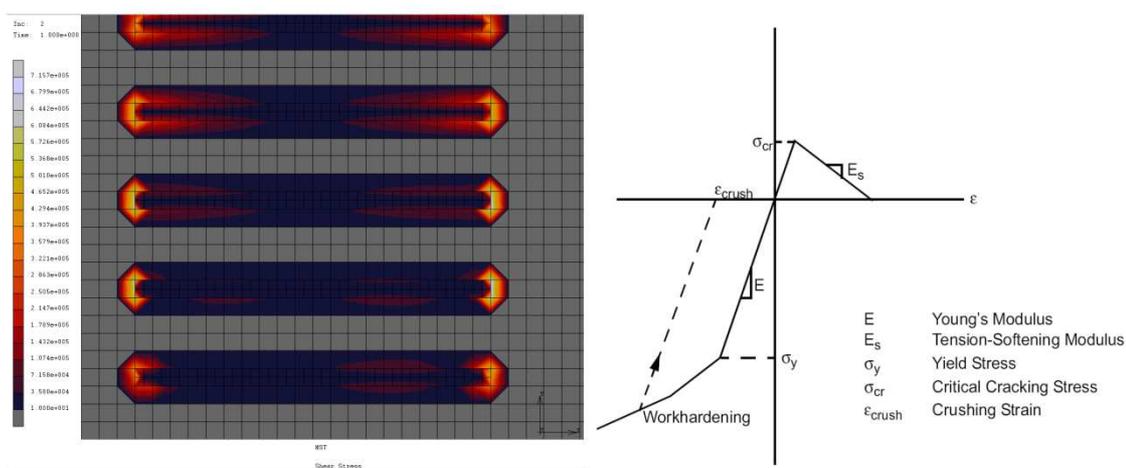


Abb. 66: Scherspannungen im Bereich der Enden der Wendel und ein σ/ϵ -Diagramm für keramische Werkstoffe

Detaillierte Betrachtungen können dem Abschnitt „Low Tension Cracking“ der MARC Material-Library [42] entnommen werden.

3) 3D-Ansatz

Die stützende Wirkung der konzentrischen Ringe im rotationssymmetrischen Ansatz gegenüber einer spiralförmigen Wendel kann zu einer Verschiebung der Scherspannungen an der Grenzfläche zugunsten von Druckspannungen im ringförmigen Ansatz führen. Dieser Aspekt wäre ebenfalls hinsichtlich seiner Relevanz mittels Vergleichsrechnungen zu beleuchten.

4) SKIN-Effekt bei bandförmigen Leitern [43]:

Bei flachen Leitern wie Blechen oder Bändern mit der Dicke s und der Breite b kann bei $s/\delta < 0,5$ annähernd mit dem Gleichstromwiderstand R_0 gerechnet werden (Fehler $< 10\%$). Für dicke Bleche $s/\delta > 5$ kommt der Skineffekt voll zu tragen und der Widerstand des im inneren stromlosen Leiters geht gegen R_1 . Dazwischen liegt ein Minimum bei $s/\delta = \pi$.

Wird die Blechstärke von 0,8 mm in $s/\delta < 0,5$ eingesetzt, so ergibt sich eine geforderte Eindringtiefe von 1,6 mm. Der mit $0,7 \Omega\text{mm}^2/\text{m}$ sehr schlechte Leitwert κ ist für eine hohe Eindringtiefe von Vorteil und es wird im diamagnetischen Fall eine für Bahnstromnetze sehr hohe zulässige Frequenz von 141,3 kHz erreicht.

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega\mu\kappa}} \Rightarrow \frac{2}{\delta^2\mu\kappa} = \omega = \frac{2}{1,6^2 \cdot 10^{-6} \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 0,7 \cdot 10^6} = 8,88 \cdot 10^5 \quad 9-18$$

Das Verhältnis R/R_1 als Funktion der Dicke s zur Eindringtiefe δ kann Abb. 67 entnommen werden.

$$R = \frac{l}{2\kappa\delta b} \quad 9-19$$

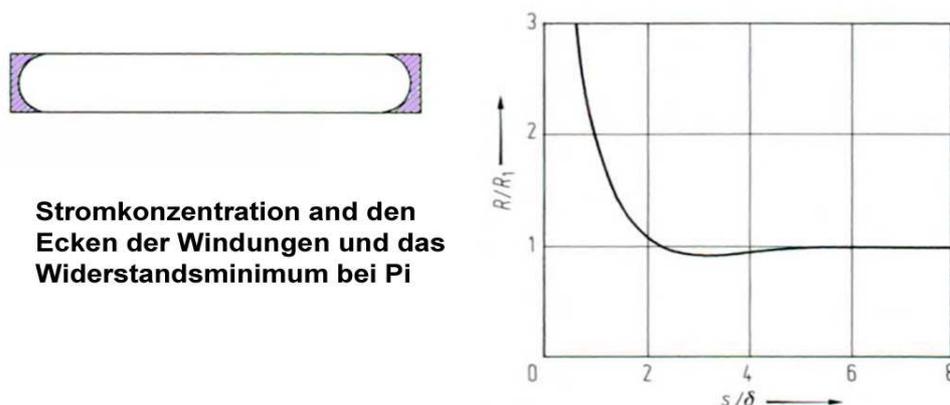


Abb. 67: Stromkonzentration an den Ecken eines bandförmigen Leiters und Widerstandsminimum bei $s/\delta = \pi$

Ebenso ist zu berücksichtigen, dass es eine zusätzliche Widerstandserhöhung durch Stromdichtekonzentration an den Querschnittsecken gibt. An diesen Stellen ist auch die Konzentration des Magnetfeldes am größten. Eine inhomogene Stromdichte kann über eine Gewichtung der einzelnen Ströme in den Knoten des Leiters bei Bedarf ebenfalls abgebildet werden.

10 Definition des Safe Operating Areas (SOAR)

10.1 SOAR des Herstellers

Der Hersteller des Schutzwiderstandes gibt in dem Datenblatt A-CX-3239B [44] folgende Grenzwerte für I_{eff} über die Zeit an:

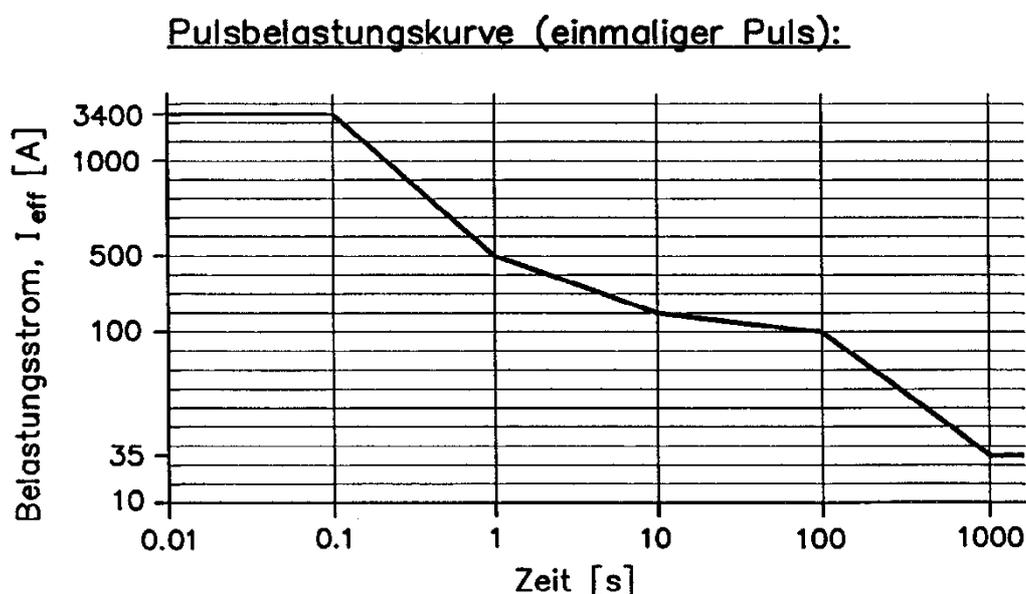


Abb. 68: SOAR des Herstellers für den Widerstand Typ B mit 100 m Ω

Der Bereich zulässiger Ströme ist hier auf Effektivwerte sinusförmiger Ströme bezogen und betrachtet primär den thermischen Aspekt des Widerstandes. Auffällig sind sowohl die Knicke bei 1, 10 und 100 s wie auch das horizontale Abschneiden der Kurve bei 0,1 s. Auch sei auf die Problematik der Horizontalen bei 35 A_{eff} hingewiesen, da der Widerstand keine Dauerbelastung von 35 A_{eff} ertragen kann.

10.2 Grafische Darstellung und Vergleich mit berechnetem SOAR

Zur Definition des SOAR wurden die in Tabelle 16 aus Datenblättern abgeleiteten maximalen Temperaturen auf 1.200 °C beschränkt und darauf geachtet, dass die Deckmasse 200 °C kurzfristig und 140 °C langfristig nicht überschreitet. Somit stellen die Werte in Tabelle 19 eine konservative Festlegung dar, die eine thermische Auslastung unter 0,9 sicherstellt.

Zulässige Temperaturen		
1.4301 X5CrNi 18-10	[°C]	1.200
Kanthal	[°C]	1.200
KETRON® PEEK	[°C]	200
Aluminiumoxid	[°C]	1.200
Deckmasse	[°C]	200 (140)

Tabelle 19: Grenztemperaturen zur Definition des SOAR

Wie die Analyse der Schädigungsmechanismen gezeigt hat, ist eine detailliertere Betrachtung des SOAR, die folgende Fallunterscheidungen beinhaltet, notwendig:

- Sicherer Betrieb innerhalb der vorgesehenen Grenzen. (grün)
- Betrieb außerhalb der vorgesehenen Grenzen, jedoch ohne Verlust der Funktionsfähigkeit; Bauteil erleidet jedoch irreparable Schäden und muss getauscht werden. (gelb)
- Betrieb außerhalb der vorgesehenen Grenzen mit sofortigem Verlust der Funktionsfähigkeit; dieser Vorgang stellt eine sicherheitsrelevante Beeinträchtigung des gesamten Erdungssystems des Schienenfahrzeugs mit Personengefährdung dar. (rot)

In Abb. 69 wurde das SOAR des Herstellers (schwarze strichlierte Linie) mit den berechneten Werten aus den Simulationen überlagert. Die Grenzen bei denen die Deckmasse eine thermische Schädigung erfährt (gelb) und bei der die Wendel schmilzt (rot) wurde ebenfalls eingezeichnet.

Der maximale Strom wurde, aufgrund der in Kapitel 9.4 errechneten geringen mechanischen Auslastung von 0,05 und da es hinsichtlich der Lorentzkräfte bis $5 \text{ kA}_{\text{peak}}$ positive Erfahrungen durch Bauteiltests im Rahmen der Zulassung gibt, mit $5 \text{ kA}_{\text{eff}} \approx 7 \text{ kA}_{\text{peak}}$ festgelegt. Hier ist je nach Kurvenform des Stromes eine Adaption vorzunehmen, um den Scheitelwert nicht zu überschreiten.

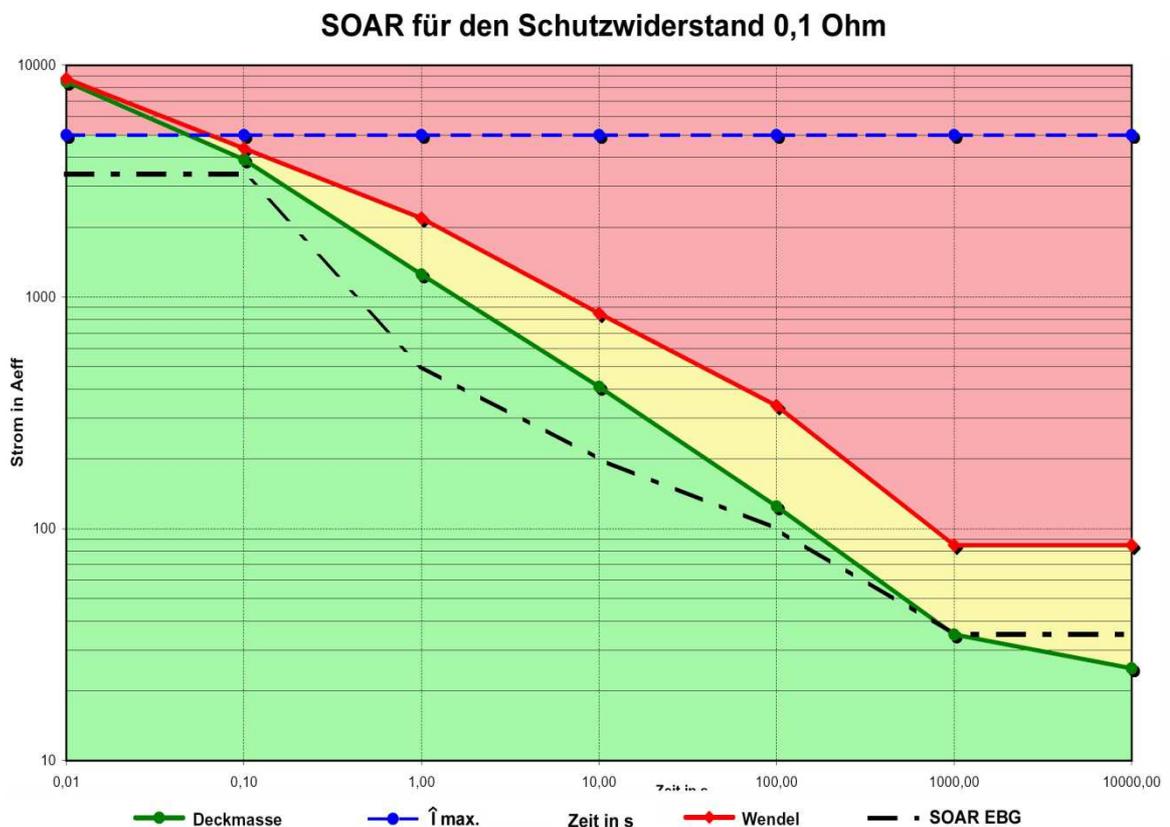


Abb. 69: Vergleich des berechneten SOAR mit dem SOAR des Herstellers für einen Widerstand mit 100 mΩ

Für Ströme im Bereich von 0,01 Sekunden zeigt sich, dass es zu einer Annäherung der limitierenden Faktoren kommt. Hier schmilzt die Wendel bei ähnlichen Strömen, bei denen die Deckmasse Schaden nimmt. Werden die Impulse noch kürzer, treten die thermischen Effekte in den Hintergrund und die Leistungsfähigkeit des Widerstandes wird durch die magnetischen Kräfte und die mechanische Stabilität des Widerstandes dominiert.

Für Zeiträume über 1.000 Sekunden bewegt sich die Linie des Herstellers, wie bereits in Kapitel 8 gezeigt, im gelben Bereich der Grafik und es kommt innerhalb von Stunden zu Schäden an der Deckmasse aus Polyurethan ohne direkten Funktionsverlust.

11 Analyse der Schäden am Schutzwiderstand

11.1 Thermische vs. magnetische Schädigungen

In den Kapiteln 7 bis 10 wurde nachgewiesen, dass sich die magnetischen Kräfte bei Betrieb innerhalb der Spezifikation in einem Bereich bewegen, der es erlaubt, Schäden am Widerstand auszuschließen. Ebenso besteht genügende Sicherheit gegen ein Schmelzen der Wendel oder des Gehäuses. Diese Ergebnisse werden durch zehnjährige Feldbeobachtungen erhärtet, da es bei über 8.300 eingesetzten Widerständen im Verlauf des Einsatzes noch nie zu einem Schmelzen der Wendel mit gleichzeitigem Funktionsverlust gekommen ist. Allerdings wurde im Rahmen der thermischen Berechnung, wie auch die Definition des SOAR zeigt, die thermische Langzeitbeständigkeit unter ungünstigen Umgebungsbedingungen zu optimistisch eingeschätzt.

Die erlaubte Dauertemperatur der Deckmasse liegt bei 140 °C.



Abb. 70: linke Seite: neuwertige Deckmasse - rechte Seite: Blasen und Risse in identischer Deckmasse nach 5h/170 °C

Ein Überschreiten der Temperatur auf 170 °C für fünf Stunden führte bereits zu einem blasigen Verspröden und Rissen in der Oberfläche, insbesondere am Übergang zum Gehäuse:



Abb. 71: Risse in der Deckmasse der Schutzwiderstände

Ebenso können diese Risse durch fehlerhafte Mischung der Komponenten des PUR-Gemisches verursacht oder zumindest begünstigt werden. Derartige Risse stellen sich in extremen Fällen wie in Abb. 71 gezeigt dar:

Oft kommt es aber auch lediglich zu Undichtigkeiten an der Verbindungsstelle zwischen Deckmasse und Gehäuse, da es an der Stelle, wo die Wendel das Gehäuse berührt, zu einer deutlichen Temperaturüberhöhung kommt.

11.2 Wasseraufnahme des Schutzwiderstandes

Eine wichtige Rolle bei der weiteren Analyse der Schäden kommt der starken hygroskopischen Neigung der Vergussmasse zu. Um das zu verdeutlichen, seien folgende Massen des Schutzwiderstandes ohne Deckmasse und mit verschiedenen Durchfeuchtungsgraden dargestellt:

- SWS ohne Verguss: 678 g
- SWS mit Verguss (trocken): 932 g
- SWS mit Verguss (luftfeucht): 938 g
- SWS mit Verguss (24h): 1.035 g

Der Wert von 932 g wurde nach 5 Stunden Wärmebehandlung bei 170 °C und vollständigem Verdampfen der gesamten Feuchtigkeit als Nullpunkt der folgenden Auswertung und das Gewicht von 1.035g wurde nach 24 Stunden im Wasserbad als maximale Sättigung erreicht.

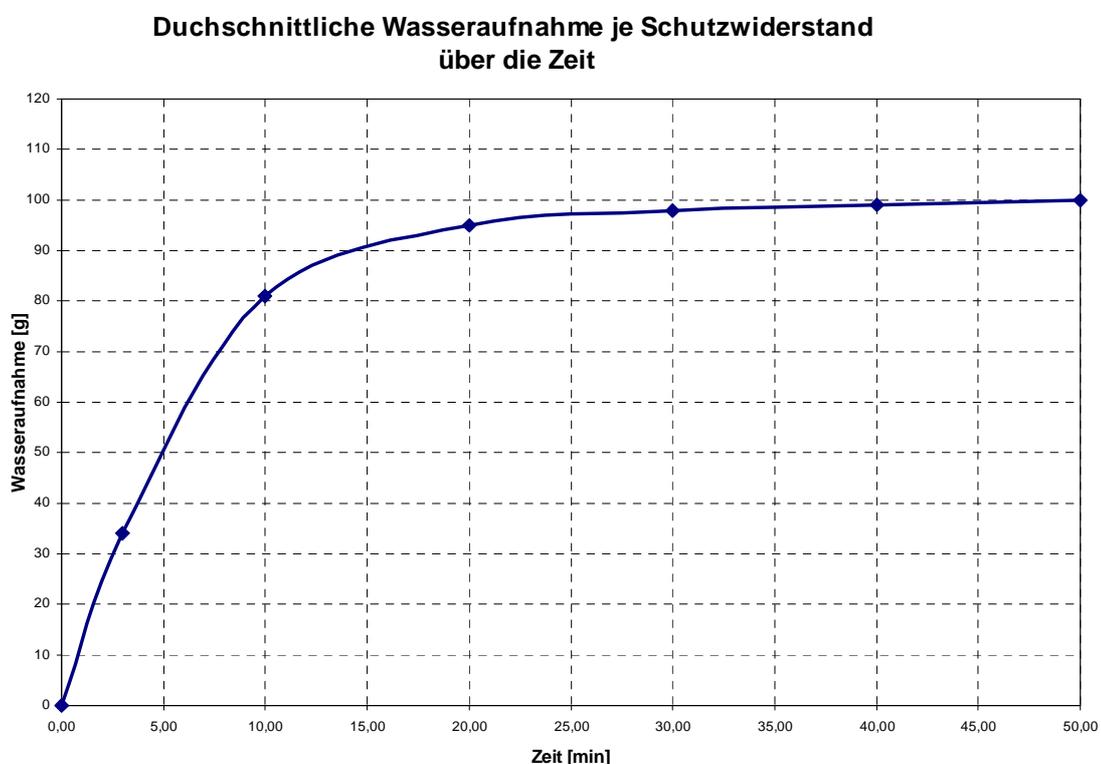


Abb. 72: Zeitverlauf der Wasseraufnahme des Schutzwiderstandes in Gramm pro Minute

Der Test der Wasseraufnahmefähigkeit des Schutzwiderstands ergab bei offen liegender Vergussmasse und gleichzeitigem vollständigem Untertauchen den in Abb. 72 abgebildeten Zeitverlauf:

Das bedeutet, dass der Schutzwiderstand mit 254 g einer stark hygroskopischen Vergussmasse gefüllt ist, die bereits 6 g Wasser aus der Luftfeuchtigkeit und bei vollständigem Untertauchen innerhalb einer Stunde bis zu 100 g Wasser aufnehmen kann.

Der Widerstand ist dann gewichtsanteilig mit 28 % und volumsanteilig mit 58 % Wasser durchtränkt. Kommt es nun zu einem raumfordernden Prozess wie Frost oder Verdampfung, sind Schäden im von der Feuchtigkeit betroffenen Bereich unvermeidlich.

Exemplarisch sei der Fall rascher Erwärmung betrachtet: Hier ergeben 100 g Wasser gemäß der Tabelle für das Volumen gesättigten Wasserdampfs [45, Tab 10.1] bei 100 °C und 1 Bar ein Volumen von 0,1673 m³ und bei 200 °C und 15,5 Bar ein Volumen von 0,0127 m³.

11.3 Zusammenfassung des Schädigungsmechanismus

Die vorliegenden Ergebnisse erlauben in Kombination mit den Feldbeobachtungen folgendes Modell für die aufgetretenen Schäden zu erstellen:

- Im Datenblatt des Herstellers steht ein zulässiger Dauerstrom von $35 A_{\text{eff}}$, der die Basis für die Auslegung der Erdungskonzepte in diesem Leistungsbereich war.
- Die Widerstände werden in diesem Leistungsbereich langfristig thermisch überlastet, da bei ungünstigen Bedingungen die zulässige Dauertemperatur der Deckmasse von 140 °C um mindestens 50 °C überschritten wird.
- Diese Überschreitung wurde sowohl rechnerisch als auch experimentell nachgewiesen [Abb. 47] und ist reproduzierbar.
- Diese Überschreitung führt zu einer nachweislichen Versprödung der Deckmasse wie in Abb. 70 und Abb. 71 gezeigt.
- Eine undichte Deckmasse führt durch den hygroskopischen Verguss je nach Witterung zu einer mehr oder weniger massiven Wasseraufnahme von bis zu 100 g in wenigen Stunden bis Tagen.
- Die nachfolgenden Schäden durch Erwärmung bzw. Frost resultieren aus dem Wasser in dem Verguss und in der Grenzschicht zwischen dem Verguss und der Deckmasse. Das Wasser im Schutzwiderstand führt so zu einer sukzessiven Zerstörung der Vergussmasse und einem Abheben der Deckschicht.

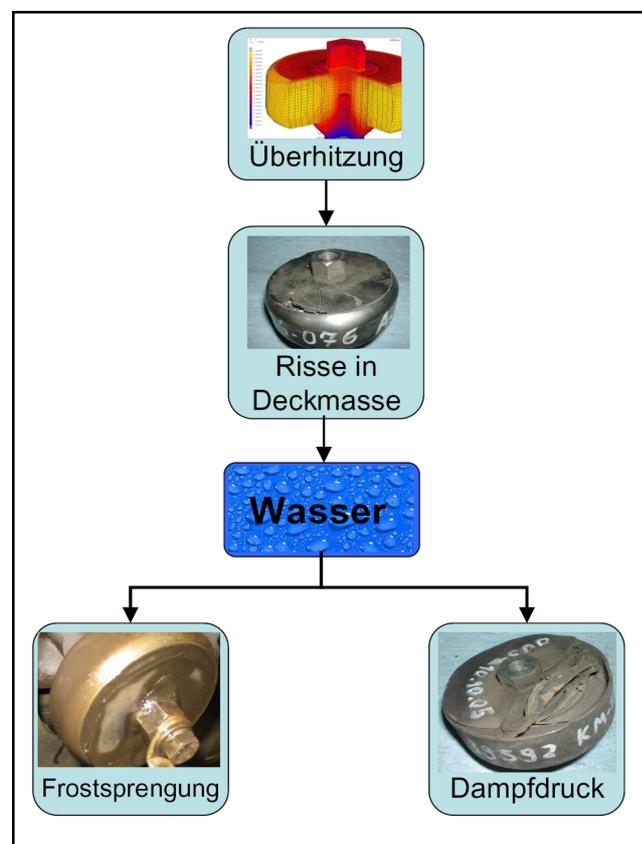


Abb. 73: Schädigungseffekte durch Wasser in der Vergussmasse

11.4 Verifikation durch Schnittbilder der Schäden

Die Schäden konnten durch Einlagerung in Wasser und nachfolgender Wärmebehandlung reproduzierbar hervorgerufen werden, wobei angemerkt sei, dass die Kräfte durch Dampfdruck nur bei sehr rascher und starker Erwärmung ausreichen, um den Deckel zu verschieben.

In jedem Fall entsteht durch Wasser und Frost der „Schiebeeffekt“, der bei dutzenden Widerständen beobachtet werden konnte. Hier wird die Deckmasse langsam und symmetrisch in axialer Richtung durch Frost- und Tauzyklen weggeschoben, wobei die Wendel wie auch der kopfseitige Anschluss vollkommen funktionsfähig und an ihrem bzw. seinem Platz bleiben.



Abb. 74: Schädigung durch Wasser in der Vergussmasse einer Lokomotive

Dieser Effekt konnte durch Versuche mit wechselweisen Tau- und Frostzyklen bei gleichzeitiger Durchfeuchtung in identischer Weise hervorgerufen werden.

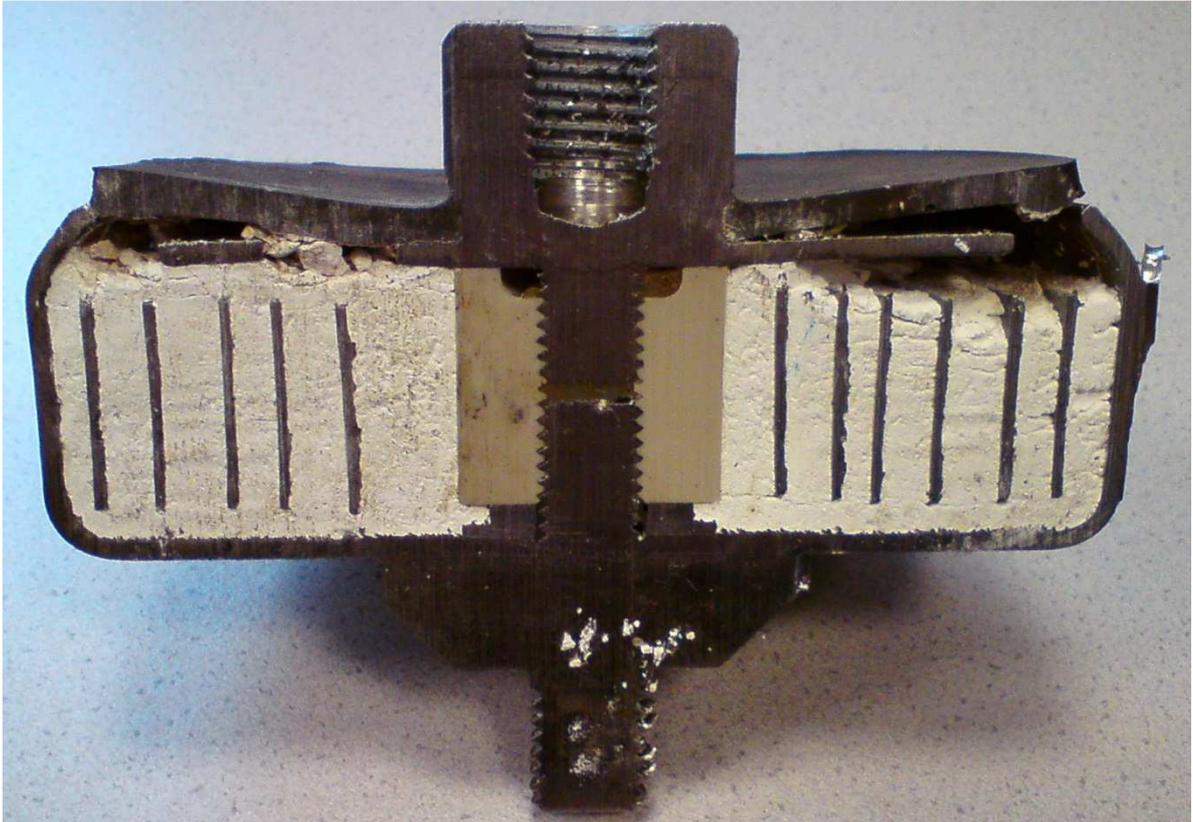


Abb. 75: Schnitt durch einen schadhaften Widerstand

Die Analyse des Widerstandes in Abb. 75 zeigte beim Schnitt entlang der axialen Symmetrieebene, dass der Verguss im oberen Teil rissig bis bröselig ist und die Deckmasse abgehoben wurde. Die beiden Gehäusehälften, die Wendel und die zentrale Befestigung befinden sich noch an ihrem Platz. Auch das Gewinde im Zentrum zeigt keine Schäden. Der Widerstand ist funktionsfähig, verliert aber durch die zunehmende Erosion an der Wendel seine Festigkeit. Ein Bauteilversagen bei Spitzenströmen über $5 \text{ kA}_{\text{peak}}$ ist bei teilweise freiliegender Wendel nicht auszuschließen.

Eine Aufarbeitung der Widerstände durch Öffnen und Neuverguss ist in der Vergangenheit praktiziert worden, stellt aber keine dauerhafte Lösung dar. Eine nachhaltige Lösung dieser Probleme kann nur durch konsequente Umsetzung der in der Spezifikation geforderten und in dem Datenblatt zugesicherten Leistungsparameter erreicht werden.

Entsprechende Möglichkeiten für die Verbesserungen aufzuzeigen ist Ziel von Kapitel 12.

12 Optimierungspotentiale des Schutzwiderstandes

12.1 Ort und Art der Anbindung der Wendel an das Gehäuse

Die Anbindung der Wendel an das Gehäuse erfolgt an beiden Seiten durch die Ausformung einer Lasche und deren Verbindung mit zwölf Punktschweißungen (je ca. 1,5 mm im Durchmesser).

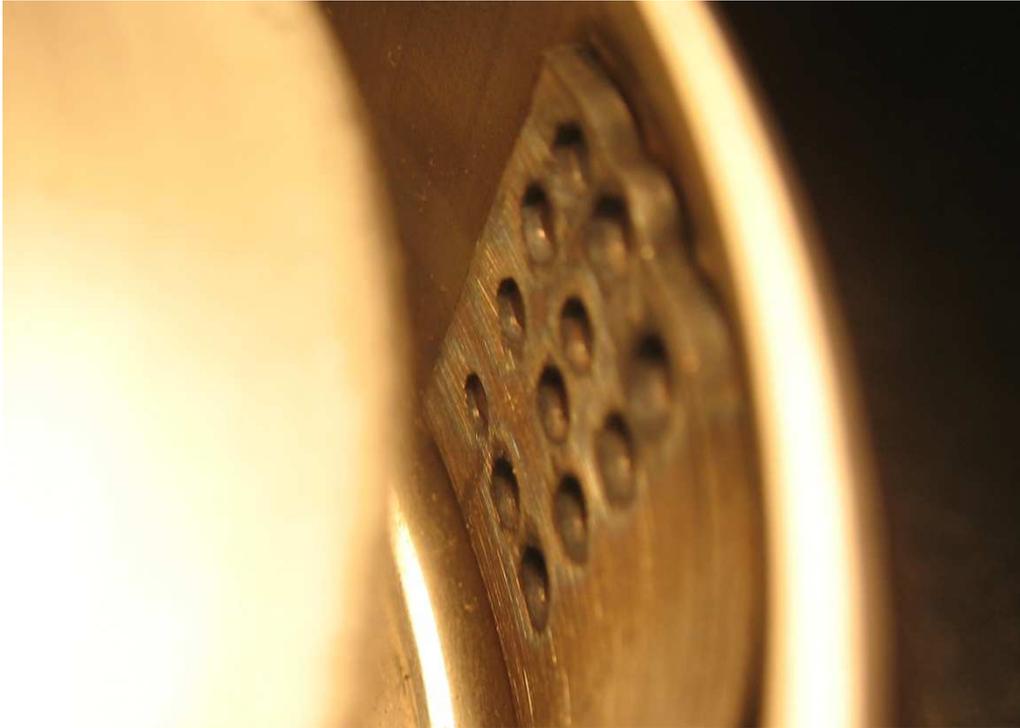


Abb. 76: Stelle des Schweißpunktes der Wendel im Gehäuse (20 mm x 15 mm)

An dieser Stelle ist bei unvollständiger Auflage mit einem erhöhten Widerstand und der jeweils geringeren Grenztemperatur beider Schweißpartner zu rechnen. Ferner bedeutet ein Versagen der Schweißstelle ein Totalversagen des Schutzwiderstandes durch Kontaktunterbrechung.

Konstruktionselemente der Stromübertragung und der mechanischen Befestigung sollten getrennt ausgeführt werden. So ist es zum Beispiel bei Schraubverbindungen verboten, die Schraube und deren Sicherungselemente zur Übertragung von Strom zu nutzen.

Zusätzlich kann Abb. 77 entnommen werden, dass durch den geringen Abstand von lediglich 8 mm zur temperaturempfindlichen Deckmasse die hohen Temperaturen der Wendel über das Gehäuse an dieser Stelle unverhältnismäßig starken Einfluss auf den angrenzenden Teil der Deckmasse haben. Dieser Bereich limitiert daher die gesamte Leistung des Schutzwiderstandes deutlich.

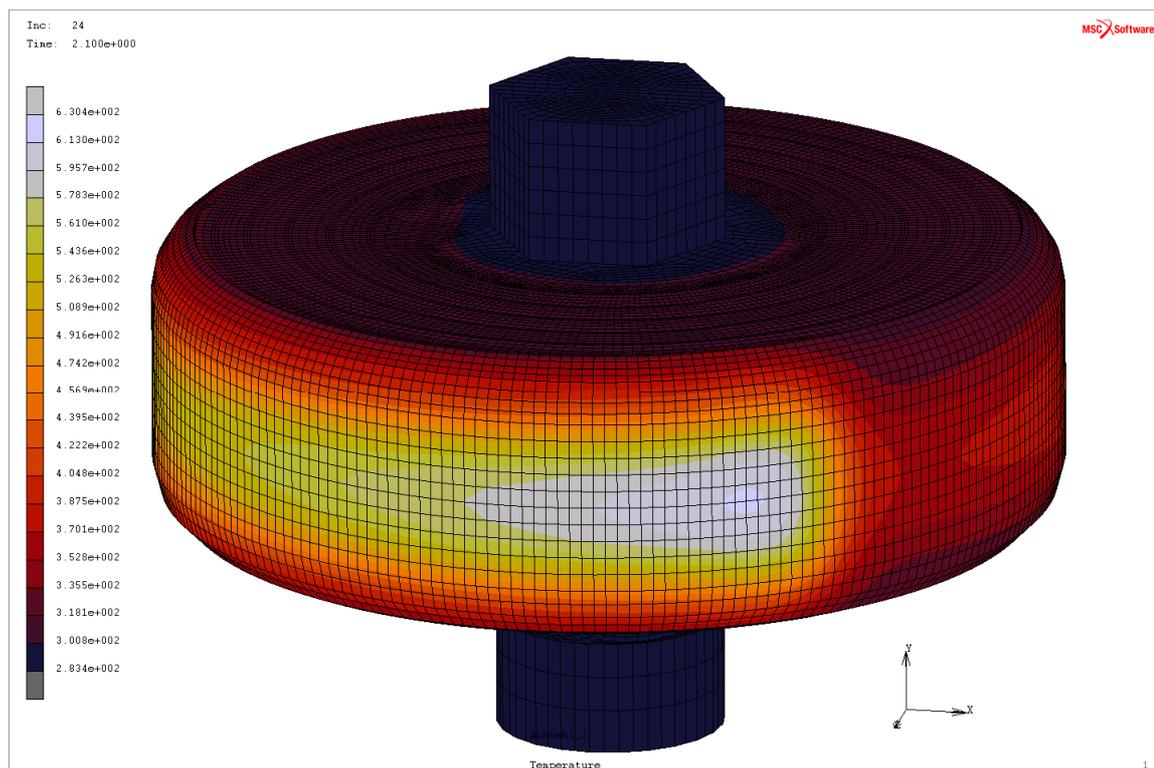


Abb. 77: "Hot Spot" an der Stelle des Schweißpunktes der Wendel in Nähe zur Deckmasse

Lösungsansatz: Verlegen der Wendel Richtung Boden des Gehäuses, um die lokale Überhitzung zu entschärfen. Zusätzlich sollte die Schweißstelle durch eine Lasche entlastet werden, in welche die am Ende um 180° umgelegte Wendel eingehakt wird. So kann die thermische Trägheit erhöht, der Kontaktwiderstand reduziert und der Bereich, der für die mechanische Festigkeit zuständig ist von dem Bereich der den elektrischen Kontakt herstellt, zumindest teilweise entkoppelt werden.

12.2 Verbesserung des Wärmeübergangs des Metallgehäuses

Die Bestimmung des Emissionskoeffizienten des blanken Metallgehäuses über die Abkühlversuche in Kapitel 13.3 führte zu einem Wert von 0,15. Da durch den konservativen Ansatz, die Wärmeleitung ohne künstliche Konvektion (also in stehender Luft) zu berechnen, dem Emissionskoeffizienten bei der Wärmeabfuhr auch bereits bei tiefen Temperaturen eine wichtige Rolle zukommt, ist hier zu überlegen, die Oberfläche durch Kühlrippen zu vergrößern und den Emissionskoeffizienten durch Verwendung eines geeigneten Lacks zu verbessern. Eine Vergleichsrechnung erbrachte hier bei einem Koeffizienten von 0,95 eine signifikante Verbesserung.

Lösungsansatz: Das nachträgliche Anbringen von Kühlrippen ist mit vertretbarem Aufwand bei einem tiefgezogenen Gehäuse nicht machbar, aber eine Beschichtung mit temperaturbeständigem hochabsorptionsfähigem Solarlack ist problemlos möglich und würde die Problematik zu hoher Endtemperaturen bei Langzeitbelastungen entschärfen.

12.3 Optimierung der Temperaturbeständigkeit der Deckmasse

Kern der gesamten in Kapitel 8 beschriebenen Temperaturproblematik ist die niedrige Temperaturbeständigkeit der Deckmasse. Alle anderen Komponenten würden deutlich höhere Grenztemperaturen ertragen. Es ist daher naheliegend, die Deckmasse als Schwachstelle und Eintrittspforte für Wasser zu optimieren.

Lösungsansatz: Fortführen des Gehäuses aus 1.4301 bis knapp an den oberen Zentralbolzen. Dies kann durch Einsetzen einer Blechrunde (rot) und anschließendes WIG-Automatenschweißen wirtschaftlich geschehen. Die thermische Kontaktierung des darunter liegenden Aluminiumoxides kann durch Einfüllen einer hochviskosen Vergussmasse (grün) geschehen.

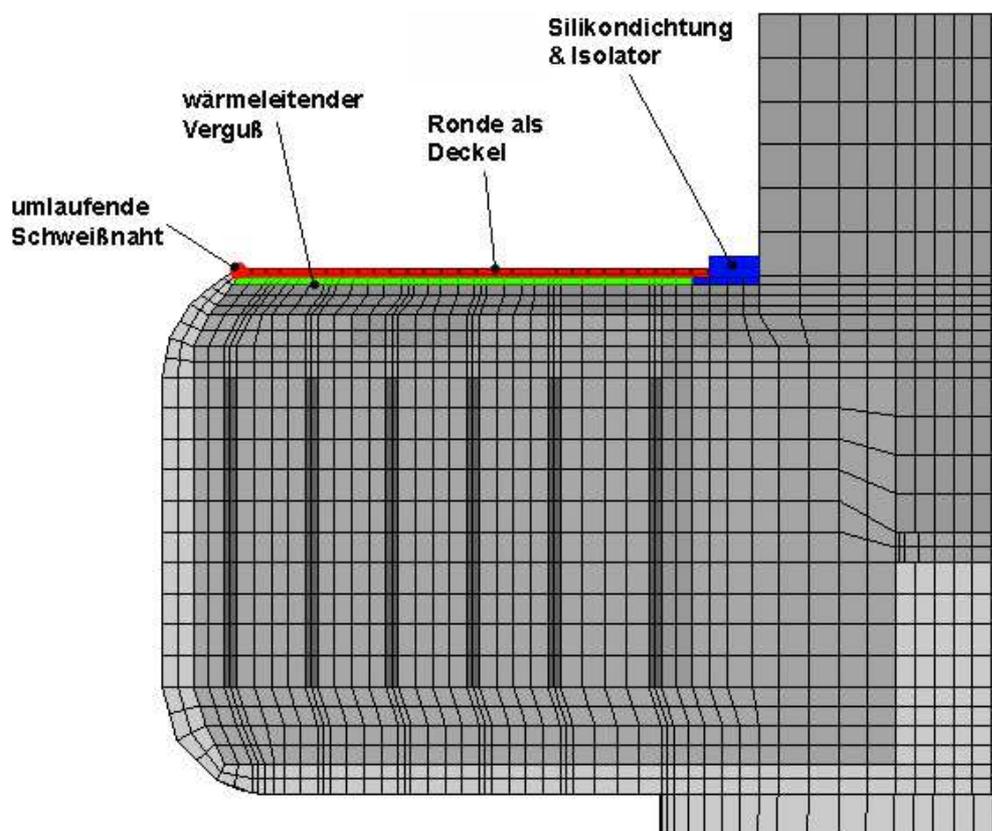


Abb. 78: Montage und Verguss des optimierten Deckels im Schutzwiderstand

Der aus elektrischen Gründen notwendige Abstand zum Zentralbolzen sollte mit einer temperaturbeständigen vergossenen Silikonmanschette gefüllt werden (blau).

12.4 Optimierung der Kabelführung

Eine Analyse der Kabelführung in den Projekten, in denen der Schutzwiderstand eingesetzt wurde, ergab, dass teilweise Kupferseile ohne ausreichende Isolierung eingesetzt wurden und oft die Zuleitung unnötig lang gemacht wurde. Ersteres birgt die Gefahr, dass die im Fahrtwind flatternden Kupferseile das äußere Gehäuse des Schutzwiderstandes berühren und so den Widerstand überbrücken.

Zusätzlich hat ein unnötig langes Kupferseil folgende Nachteile:

- Es verschlechtert durch seine Induktivität das transiente Ansprechverhalten der Erdung und die EMV des Erdungssystems;
- Es birgt das Risiko einer Verletzung des Lichtraumprofils;
- Es führt zu erhöhtem Risiko eines Schadens an der Litze durch exzessive Bewegung, Steinschlag und Eis;
- Es führt zur Einleitung von Kräften durch das Eis in den Vergusskörper und zum Bruch der Haltebolzen.

Außerdem steht ein unnötig langes Kupferseil im Widerspruch zu Kapitel 5.1 in EN 50343 [46] in dem wörtlich steht:

"Die verwendeten Materialien und Methoden der Leitungsverlegung müssen so ausgewählt werden, dass Verformung und Scheuern vermieden wird. Darüber hinaus müssen übermäßige Längen nicht fixierter Leitungen vermieden werden."

Eine ungünstige Anbausituation kann Abb. 79 entnommen werden.

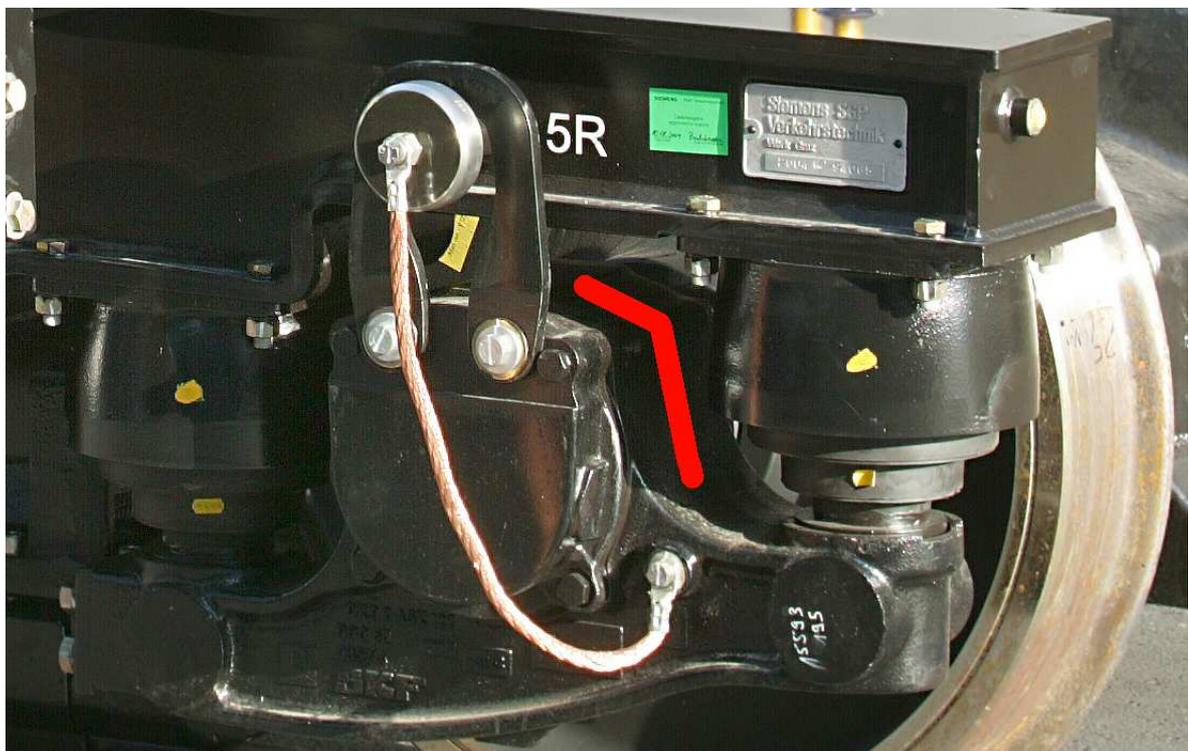


Abb. 79: Montage und Verkabelung des Schutzwiderstands

Der rot markierte Bereich wäre ebenfalls zur Anbindung der Erdungslitze geeignet. Festigkeitsprobleme in diesem Bereich des Lagergehäuses können durch rechtzeitiges Berücksichtigen der Angüsse im Modell vermeiden werden. Probleme mit der Freigängigkeit des einfedernden Radsatzes können an dieser Stelle auch nicht geltend gemacht werden.

Ferner wird in Kap 5.15 in EN 50343 [46] die getrennte Befestigung von Leitungen und mechanischen Bauteilen gefordert. Den Schutzwiderstand an der Abhebesicherung zu befestigen ist daher nicht optimal.

Im Zuge der Analyse möglicher Schäden an den Schutzwiderständen sei noch auf den Punkt der Einleitung von Kräften durch Eis in den Vergusskörper und dem daraus resultierenden Bruch des Haltebolzens hingewiesen. Derartige Schäden konnten bisher durch Untersuchungen an den Schnittmustern des Bauteils wie in Abb. 75 gezeigt ausgeschlossen werden, stellen aber eine reale Gefahr dar. Warum dieses Thema nicht vernachlässigt werden sollte, kann Abb. 80 entnommen werden.



Abb. 80: Vereisung der Schutzwiderstände März 2007

Dieses Bild zeigt eine in Deutschland nicht unübliche Vereisung des Drehgestells mit zwei Schutzwiderständen (rote Pfeile) und macht klar, dass hier bei ungünstiger Kabelführung enorme Kräfte versuchen, die Vergussmasse aus dem Gehäuse zu reißen.

Lösungsansatz: Normgerechte Kabelführung und Zugentlastung der Kabel direkt vor der Montagestelle am Schutzwiderstand. Kräfte auf das Kabel sind durch eine Schelle am Rahmen abzufangen und nicht in die Struktur des Schutzwiderstandes einzuleiten.

12.5 Einbau nichtlinearer Überspannungsableiter

Die Umsetzung des Erdungskonzeptes offenbart ein prinzipielles Dilemma:

Einerseits erfordert der Berührungsschutz eine möglichst niederohmige Verbindung aller metallischen Teile des Wagenkastens, die im Fehlerfall unter Spannung stehen könnten, mit der Bahnerde, d. h. den Fahrschienen.

Gleichzeitig erfordert die Betriebsstromrückführung beim Konzept der gemeinsamen Schutz- und Betriebserde die Vermeidung einer Verschleppung von Rückströmen zum Unterwerk durch den Wagenkasten. Ebenso soll durch diese Widerstände, auch bei getrennter Schutz- und Betriebserdung, das Eindringen von Parallelströmen aus dem Gleis, wie zum Beispiel Ströme anderer Fahrzeuge, im gleichen Gleisstromkreis verhindert werden.

Somit widersprechen sich innerhalb gewisser Grenzen die Anforderungen von Berührungsschutz und Betriebsstromrückführung an einen Schutz- bzw. Erdungswiderstand. Der Berührungsschutz erfordert eine möglichst niederohmige Verbindung im äußerst selten eintretenden Fehlerfall und der Schutz der Bauteile im Fahrwerk erfordert eine möglichst hochohmige Verbindung über die Radsatzlager. Es liegt auf der Hand dass beide Forderungen mit einem linearen Widerstand kaum befriedigend zu erfüllen sind.

Der Widerstand wird derzeit durch entsprechend massive Blechwicklungen realisiert, um den extremen Belastungen im Kurzschlussfall standzuhalten. Trotzdem ist es nicht sinnvoll den gesamten Strom im Kurzschlussfall über die Wicklung zu leiten, da hier Spitzenleistungen von 2,5 MW freiwerden.

Lösungsansatz: Ersatz der bisher in Verwendung stehenden Erdungswiderstände mit einem festen Widerstandswert zwischen 33 mΩ und 100 mΩ durch eine Variante die um ein nichtlineares spannungsabhängiges Bauteil erweitert wird.

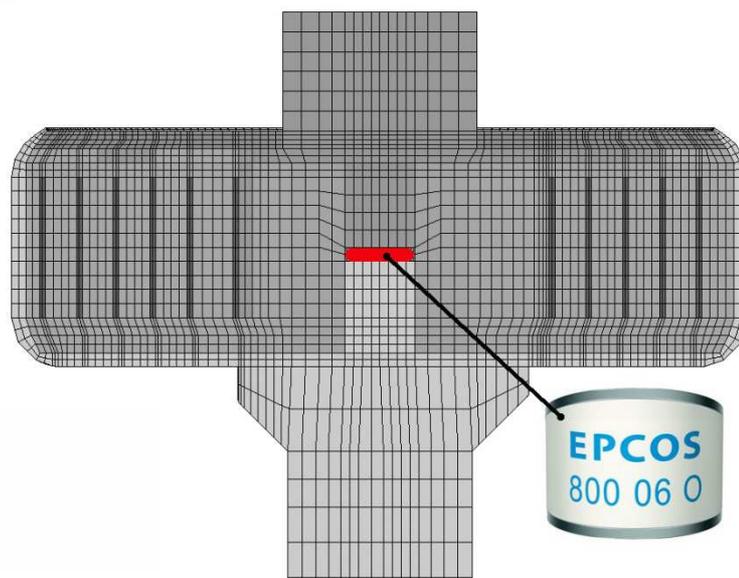


Abb. 81: Mögliche Position der Funkenstrecke im Schutzwiderstand

Dies kann wie in Abb. 81 gezeigt durch den Einbau einer gasgekapselten Funkenstrecke in dem Hohlraum zwischen den beiden Zentralbolzen erfolgen.

Das prinzipielle Verhalten derartiger Bauteile kann Abb. 82 entnommen werden:

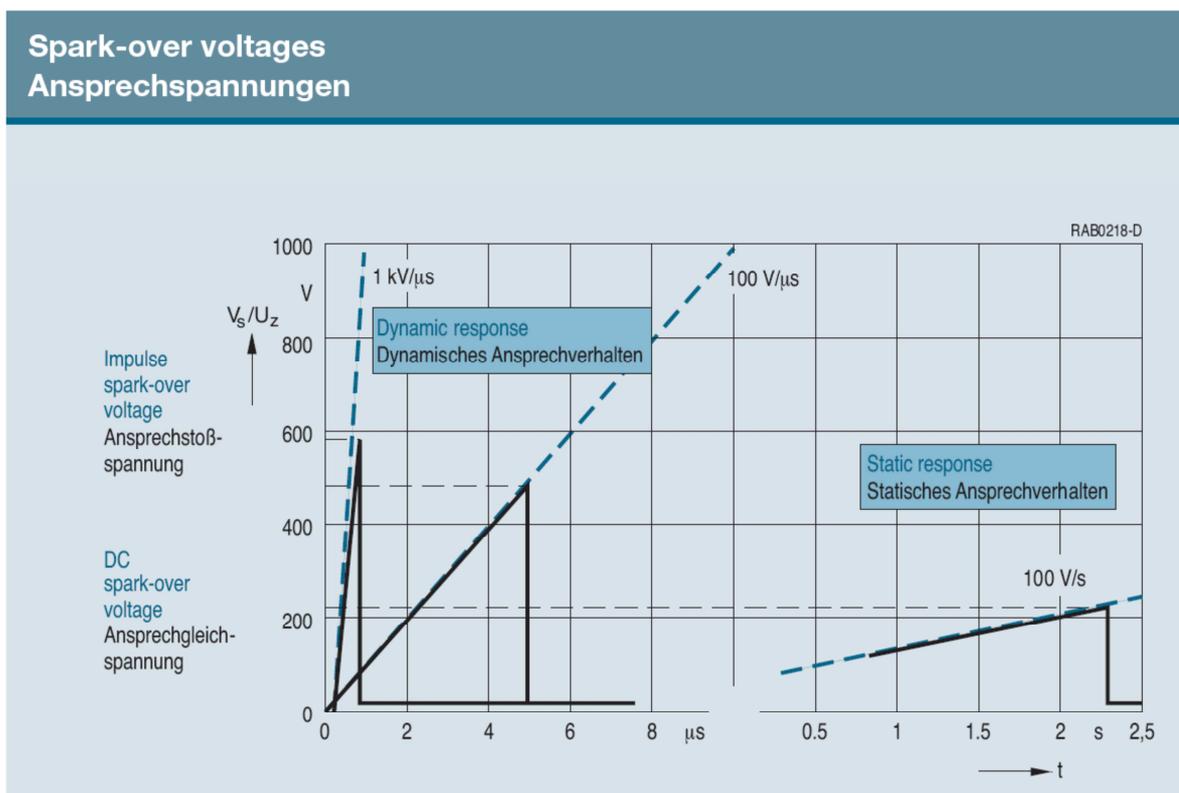


Abb. 82: Statische und dynamische Ansprechspannungen eines Überspannungsableiters [47]

Der Einsatz dieser Funkenstrecken würde eine Einsparung bei der Anzahl der eingesetzten Bauteile ermöglichen und gleichzeitig durch eine Entlastung der Wendel bei hohen impulsförmigen Strömen einen weiteren Schritt zur Verkleinerung des Widerstandes bedeuten.

Diesbezüglich laufen derzeit Untersuchungen hinsichtlich der technischen sowie wirtschaftlichen Umsetzbarkeit bei Siemens.

Die zu diesem Themenkreis gehörenden Entwürfe wurden in der Patentschrift DE 10 2007 029 850 A1 für schutzwürdig erklärt. Teile der Offenlegung können im Anhang unter 18.7 eingesehen werden.

13 Validierung und Verifikation der Ergebnisse

13.1 Grundlagen und Zielsetzung

Die in den Kapiteln 7 bis 10 erhaltenen Ergebnisse sind Teil eines übergeordneten Nachweiskonzeptes, das aus

- Berechnungen
- Versuchen
- Beobachtungen aus dem Feldeinsatz

besteht.

Jede der Nachweisdisziplinen hat spezifische Unsicherheiten. Um ein durchgängig abgesichertes Bauteil zu erhalten, müssen die Lücken einer Nachweisdisziplin durch die Ergebnisse aus einer anderen Nachweisdisziplin gefüllt werden.

Diesbezüglich ist folgende Begriffsbestimmung hilfreich [48]:

Validierung: „Die Validierung ist der Beweis, dass eine Methode imstande ist, richtige Ergebnisse zu liefern, oder dass ein Herstellungsprozess imstande ist, den Kriterien entsprechende Produkte zu erzeugen.“

Verifikation: „Die Verifikation ist der Beweis, dass bestimmte Kriterien erfüllt sind oder eine Annahme zutrifft. Die Verifikation ist das Ergebnis eines Überprüfungsprozesses.“

Ziel des Abschnittes ist es, die in den Kapiteln 7 bis 10 erhaltenen Ergebnisse durch analytische Nachrechnungen und Bauteilversuche abzusichern.

13.2 Überprüfung des Energieeintrags in die Wendel

Zur Überprüfung der in die Wendel eingebrachten Energie wurde als erster Schritt im Modell die Wärmeleitung zwischen Wendel und Umgebung auf null gesetzt und die aus dem Stromstoß [Abb. 83] resultierende Erwärmung analytisch nachgerechnet. Das Ergebnis wurde mit der Simulation verglichen.

Das Volumen der Wendel wurde mit der Funktion „Total Element Volume“ ermittelt, beträgt $1,93 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$ und entspricht mit einer Abweichung von 0,5 % dem Wert aus dem Datenblatt, welcher $1,92 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$ beträgt.

Die Leistung wurde aus dem Stromstoß der Spezifikation hergeleitet, der von einem I_{eff} von 3.400 A an einem über den Temperaturbereich gemittelten Widerstand von $0,103 \Omega$ einen Wert von 1,19 MW erreicht.

Die dabei im Volumen der Wendel umgesetzte Leistung beträgt also

$$P = I_{(t)}^2 \cdot R_{(t)} \approx 3400^2 \cdot 0,103 = 1,19 \cdot 10^6 \text{ W}$$

13-1

In den nächsten Schritten ist zu berücksichtigen, dass

- der Stromstoß lediglich 0,1 s dauert;
- die Energie als „Volume Flux“ in W/m^3 in Marc einzugeben ist. Daraus ergibt sich durch Kehrwertbildung des Volumens von $1,93 \cdot 10^{-5} m^3$ ein Faktor von 52.083, mit dem die Leistung bei der Eingabe in die Rechnung zu gewichten ist.

Die in der Simulation in die Wendel eingebrachte Leistung P_M beträgt somit zeitlich gewichtet über einen Sinus mit der Dauer 0,1 s und der Fläche 1

$$P_M = P \cdot (1,93 \cdot 10^{-5})^{-1} = (1,19 \cdot 10^6) \cdot 52083 = 6,19 \cdot 10^{10} W / m^3$$

13-2

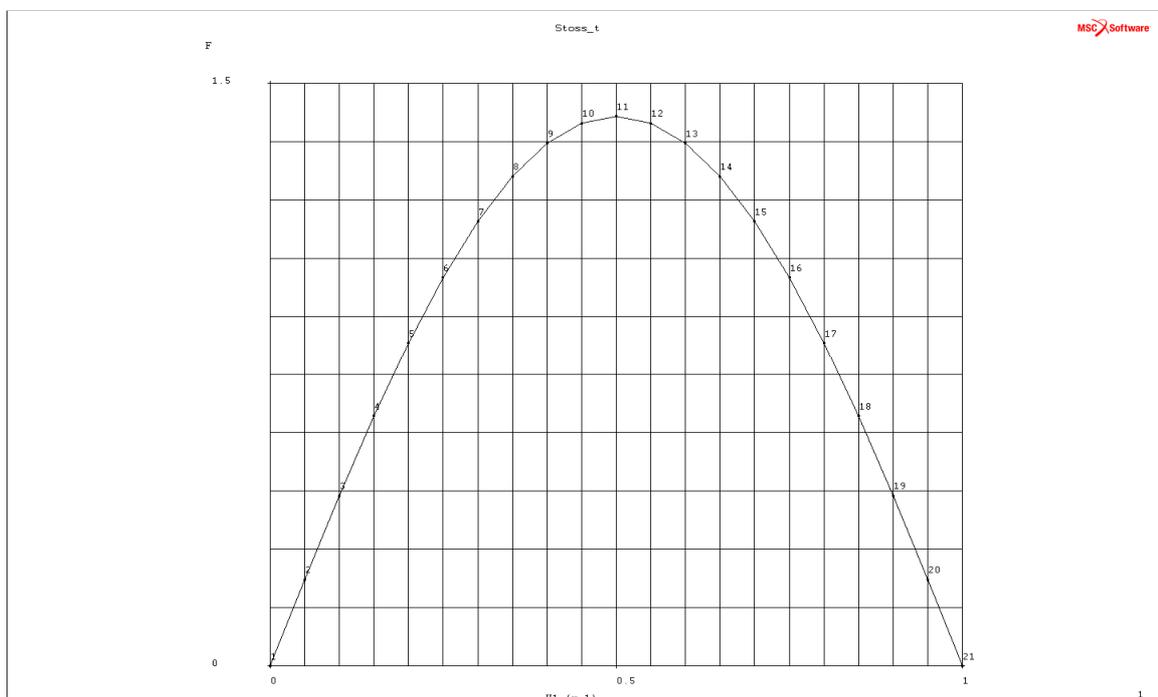


Abb. 83: Sinushalbwellen mit der Dauer 0,1 s und der Fläche 1 zur zeitlichen Gewichtung der eingebrachten Energie

Analytisches Ergebnis

Die in die Wendel über 0,1 s eingebrachte Energie beträgt 119 kJ. Die über den Temperaturbereich gemittelten Werte für die spezifische Wärmekapazität liegen bei $675 J/kgK$ und die Masse der Wendel beträgt $0,136 kg$.

Damit ergibt sich folgender errechnete Wert ΔT :

$$\Delta T = \frac{W}{m \cdot c} = \frac{119000}{0,136 \cdot 675} = 1296,3K$$

13-3

Simuliertes Ergebnis

Die Simulation ergab mit den oben berechneten Werten ein ΔT von maximal 1.296 K.

Der endgültige Zustand der Temperaturverteilung nach 0,1 s kann der folgenden Abbildung entnommen werden. [Abb. 84]

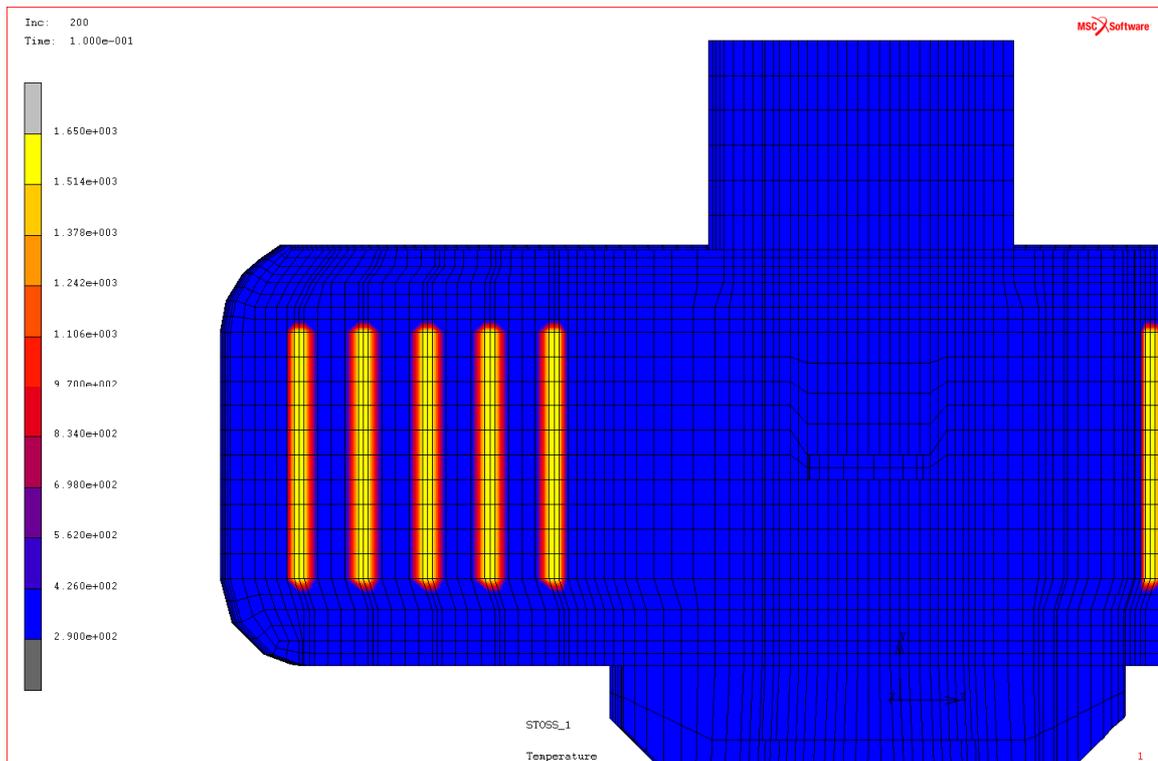


Abb. 84: Simulation der Erwärmung der Wendel ohne Wärmeleitung nach 0,1 s

Der zeitliche Verlauf der Temperatur eines repräsentativen Knotens kann Abb. 85 entnommen werden.

Dieser Wert wurde in allen überprüften Knoten im Zentrum der Wendel gleichmäßig erreicht. Damit ist keine Abweichung zwischen simuliertem und errechnetem Ergebnis aufgetreten.

Es sei aber an dieser Stelle auf die Unsicherheit in der analytischen Berechnung durch die Verwendung einer linearisierten mittleren spezifischen Wärmekapazität hingewiesen. Die mittlere spezifische Wärmekapazität bewegt sich in Abhängigkeit der Temperatur zwischen 460 J/kgK und 770 J/kgK und wurde in der analytischen Rechnung mit 675 k/kgK angesetzt.

In der Simulation wurden jedoch die korrekten temperaturabhängigen Werte aus Tabelle 12 verwendet.

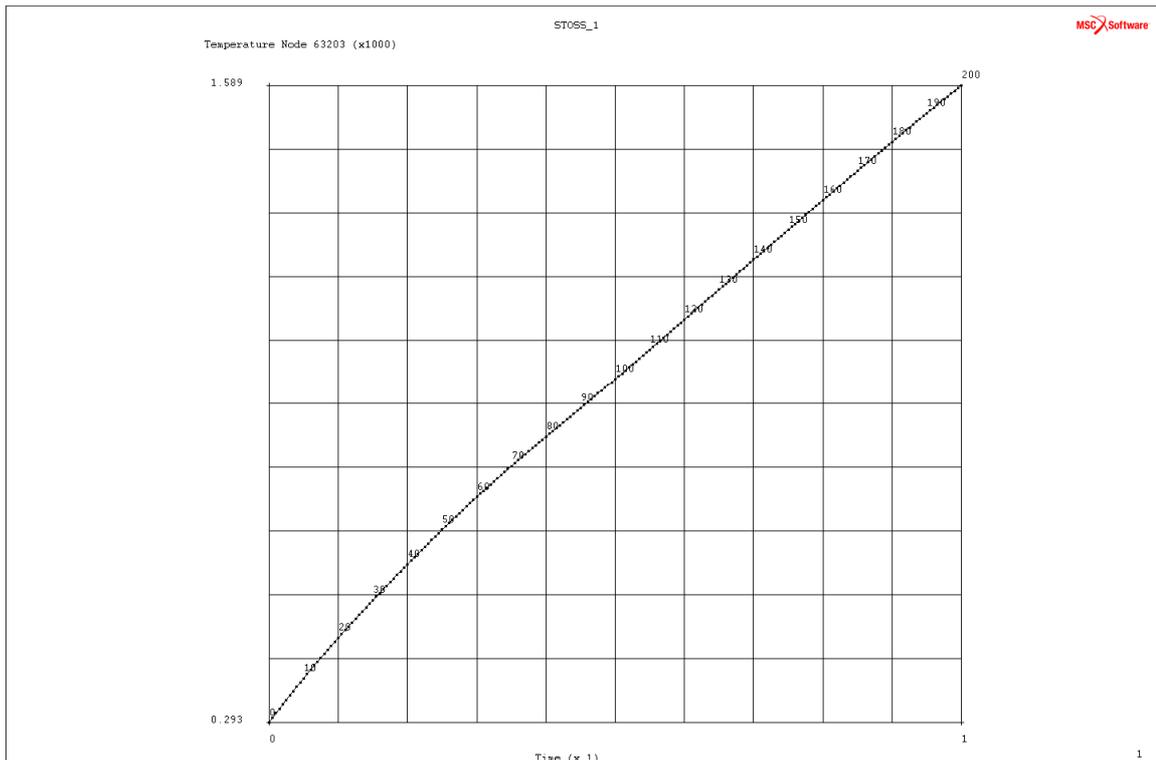


Abb. 85: Temperaturverlauf in Knoten 63203 über die ersten 0,1 s ohne Wärmeleitung

Mit diesem Test wurde sowohl die Energieeinleitung als auch die richtige Modellierung der Parameter der Wendel verifiziert.

13.3 Überprüfung der Abkühlung des Widerstandes

Ein weiterer Schritt zur Verifizierung der thermischen Modellbildung besteht darin, den Widerstand ohne weiteren Energieeintrag von einer definierten Anfangstemperatur abkühlen zu lassen und die simulierten Temperaturen mit real gemessenen Werten zu vergleichen.

Es wird hier exemplarisch der Fall einer Abkühlung über eine Stunde von einem gleichmäßig auf 150 °C erwärmten Widerstand bei einer Umgebungstemperatur von 20 °C untersucht.

Es zeigte sich im Lauf der Modellbildung, dass es für die Werkstoffparameter, welche in Kapitel 7.5 beschrieben wurden, konsistente und gut nachvollziehbare Quellen gibt. Eine wesentliche Unwägbarkeit bei der thermischen Betrachtung stellten aber die Parameter der abgeführten Wärme durch Konvektion und Strahlung dar. Sowohl der Emissionskoeffizient ϵ von blankem Stahl als auch die Verluste durch freie Konvektion variieren um 300 % innerhalb der Literatur [49]. Erst durch den Abgleich mit real am Modell gemessenen Werten ist eine Feineinstellung des Modells möglich.

Es zeigte sich jedoch auch, dass die Berücksichtigung des Emissionskoeffizienten als konstanter Faktor sowie die nichtlineare Nachbildung der Konvektionsverluste in Watt pro Quadratmeter und Kelvin die gemessenen Werte mit einem Fehler unter 2 % über den

gesamten Temperaturbereich nachbilden konnten, wenn die Koeffizienten erst einmal durch zahlreiche Versuchsreihen ermittelt wurden.

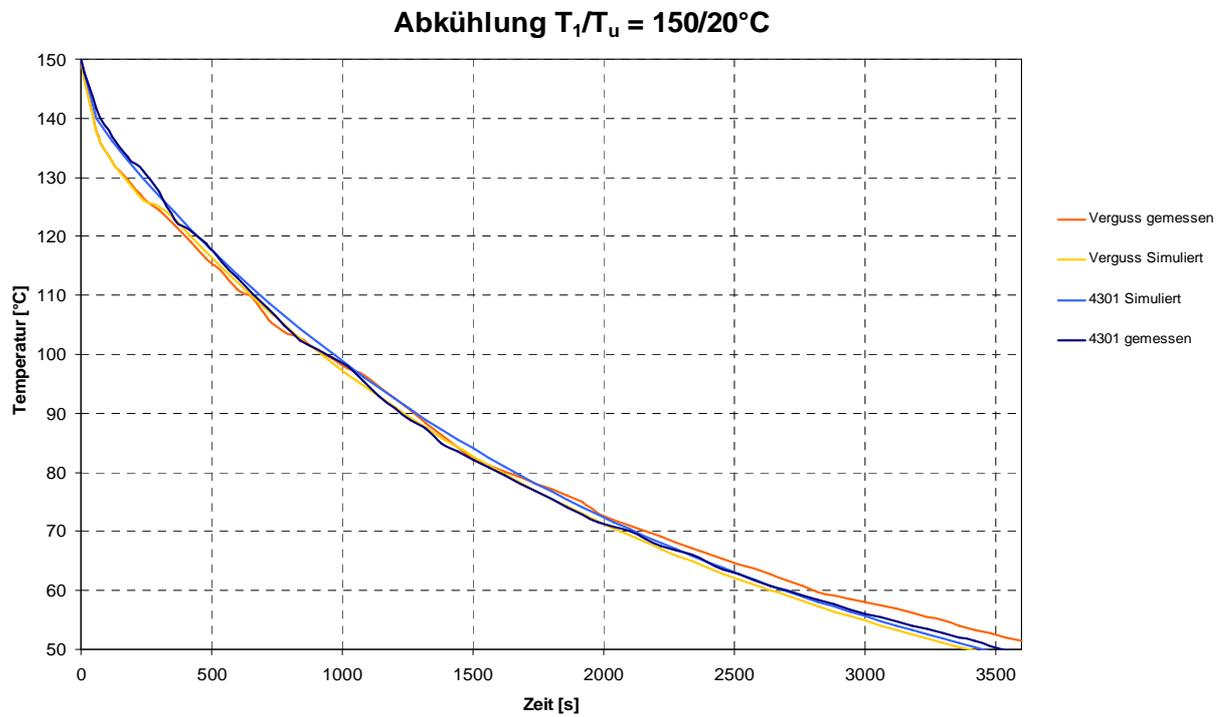


Abb. 86: Verlauf der gemessenen Abkühlung gegen die simulierte Abkühlung von 150 °C über die Dauer einer Stunde

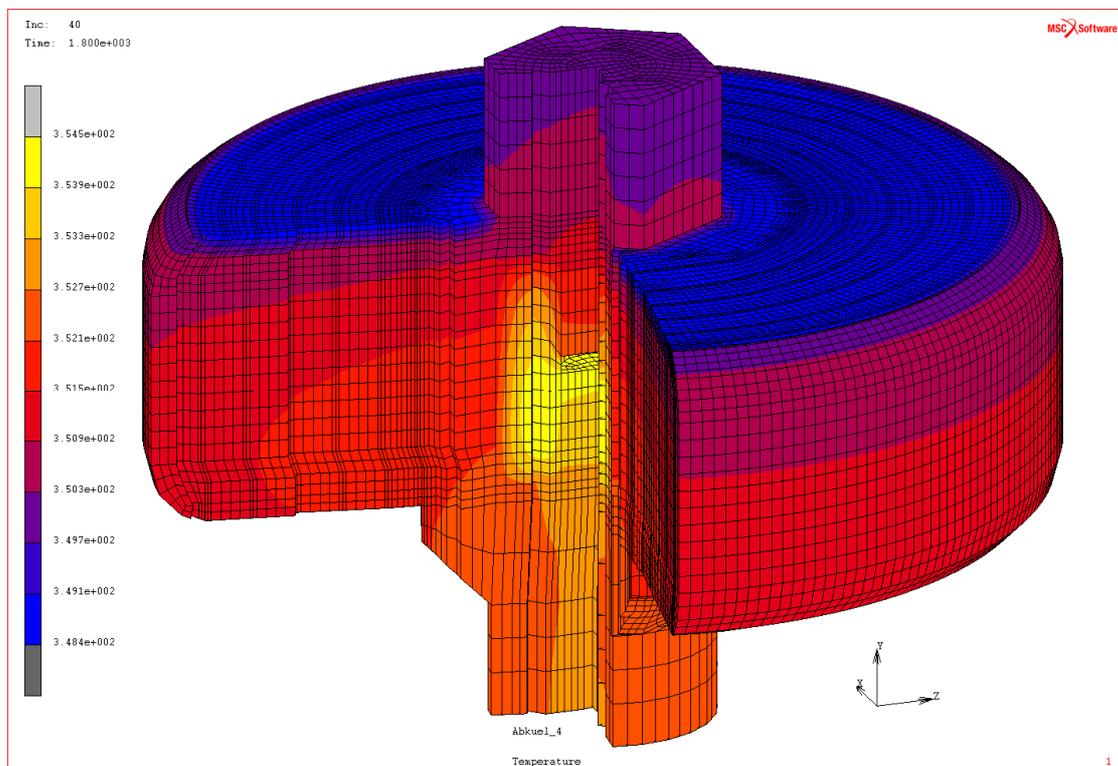


Abb. 87: Temperaturverteilung nach 30 min

13.4 Vergleich der simulierten Temperatur mit der Erstmusterprüfung

Im Rahmen der Erstmusterprüfung wurde vom Hersteller des Widerstandes Typ B eine Prüfung an vier Widerständen durchgeführt, um die Einhaltung der in der Spezifikation A6Z00375112592 unter 3.1.4 geforderten $3.400 A_{\text{eff}}$ über 0,1 Sekunden nachzuweisen.

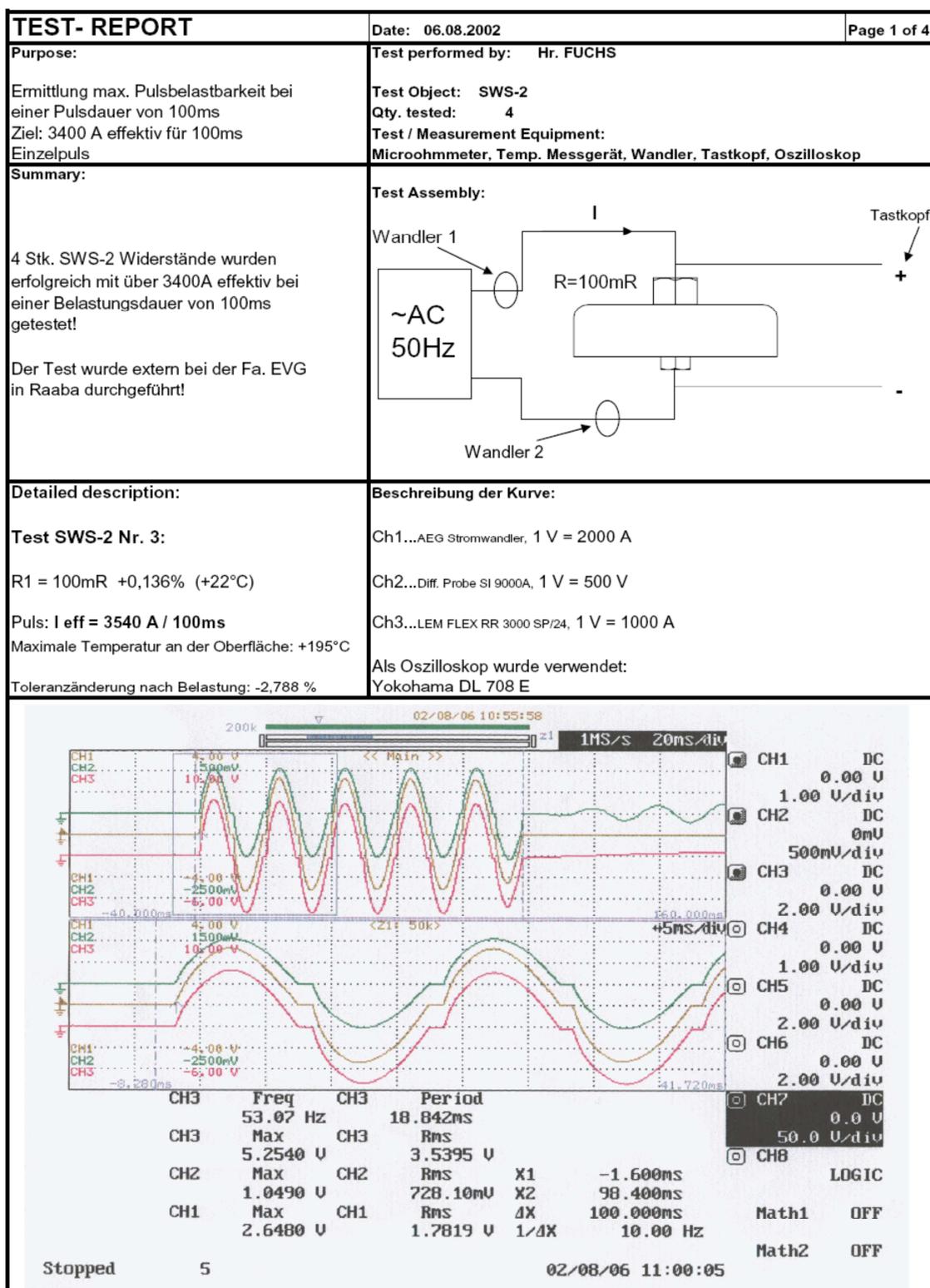


Abb. 88: Protokoll der Prüfung des Herstellers mit einer Endtemperatur von 195 °C bei 3.540 A_{eff}

Die Prüfung wurde an einem Hochstromtransformator durchgeführt und nach Ende der Prüfung wurde jeweils die Gehäusetemperatur gemessen. Es zeigte sich bei allen vier Tests [Abb. 88, Abb. 103] eine Gehäuseendtemperatur von 194 °C bis 197 °C abseits des Schweißpunktes der Wendel am Gehäuse. Ein Vergleich der Tests mit den Werten der Simulation in Abb. 52 ergibt zum Zeitpunkt von 5 s ein Temperaturmaximum am Gehäuse.

Die Temperaturverteilung am Gehäuse wie in Abb. 51 dargestellt, ergibt eine sehr gute Übereinstimmung der simulierten Temperaturverteilung mit der errechneten Temperaturverteilung, die in einem Bereich um 463 K liegen soll. aber auch, dass sich durch die Asymmetrie der Wendel in Abhängigkeit von der Lage des Messpunktes relativ zum Anschweißpunkt eine zeitliche Verzögerung und Abschwächung des Temperaturmaximums um den gesamten Umfang ergibt.

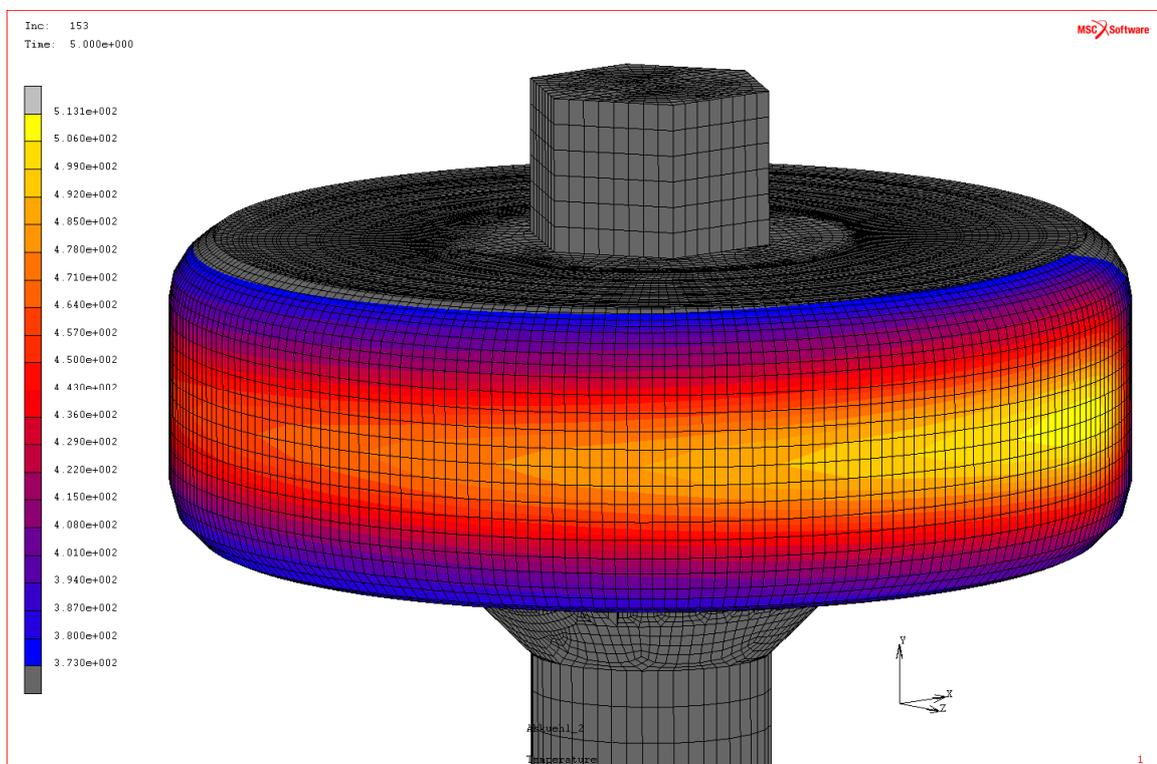


Abb. 89: Temperaturverteilung auf der Gehäuseaußenseite nach 5 Sekunden für Temperaturen über 100 °C

13.5 Analytische Rechnung eines planaren magnetischen Modells

Im Gegensatz zur thermischen Messung des Bauteils ist ein direkter Nachweis der magnetischen Flussdichte durch Messungen an beliebigen Stellen im Bauteil nur mit größeren Eingriffen in die Struktur des Bauteils möglich. Das ist, abgesehen von der Problematik in wie weit ein derartig modifiziertes Bauteil noch das Verhalten des Originals widerspiegelt, auch angesichts der hohen Spannungen und Ströme von einigen kA bei den nachfolgenden Tests nicht mit vertretbarem Aufwand zu realisieren.

In Kapitel 9 wurde durch Analyse der Schadensmeldungen gezeigt, dass es sich bei den potentiellen Schäden durch die Lorentzkräfte um einen untergeordneten Effekt handelt, der in der Praxis bei 8.300 Widerständen noch nie eingetreten ist. Das Interesse an diesen Kräften ist daher hauptsächlich im Zuge der Optimierung der Wicklungsparameter gegeben.

Zweck dieser Nachrechnung ist es daher anhand eines planaren magnetischen FEM-Modells die identischen Fragestellungen, die im Rahmen der Festigkeitsbetrachtungen des Schutzwiderstandes auftreten, zu berechnen und anhand existierender analytischer Lösungen zu validieren. Ist das Ergebnis hinsichtlich

- des Betrags der magnetischen Flussdichte B
- der qualitativen Orientierung und Ausformung des Feldes B
- der aus Strom und Flussdichte abgeleiteten Lorentzkraft F

plausibel und von hinreichender Genauigkeit, kann das Modell ohne große Unsicherheiten um die zusätzlichen Leiter erweitert werden und über die Änderung der Elementtypen in eine rotationssymmetrische Formulierung übergeführt werden.

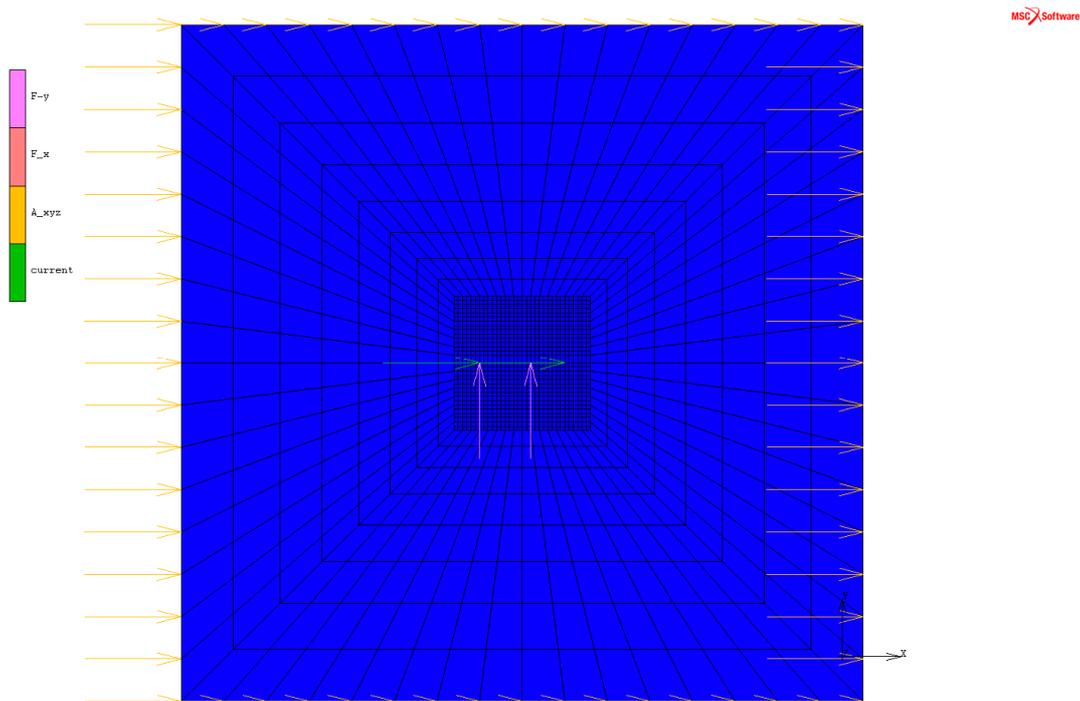


Abb. 90: Magnetisches Modell der beiden Leiter und deren Randbedingungen

Betrachtet werden im Modell zwei parallele Leiter in Luft mit einem Abstand von 25 cm die gleichsinnig von einem Strom von je 3 A_{DC} durchflossen werden. [50]

Das Modell der beiden Leiter wurde im Inneren feiner ausgeführt und mit einer größeren Umgebung versehen, an deren Rand das magnetische Potential $A_{xyz}=0$ gesetzt wurde („Far Boundary“). Die Einspannungen F_x und F_y sind notwendig, um die Position des Modells im Raum zu definieren (Konvergenz). Der Strom wurde an den grünen Pfeilspitzen punktförmig mit 3 A_{DC} aus der Bildebene herausgeleitet.

Die Simulation wurde in einer gekoppelten Analyse durchgeführt, in der auch die Magnetostatischen- und die Festigkeitsaspekte berechnet wurden. Detaillierte Informationen können [50] entnommen werden.

Der Simulationstyp ist also eine „Magnetostatic-Structural Analysis“ und der verwendete Elementtyp ist 11 (arbitrary planar strain).

Berechnung der magnetischen Flussdichte B

Jeder Strom durchflossene Leiter ist von einem magnetischen Feld umgeben, das bei einem einzelnen Leiter konzentrische Kreise um den Leiter bildet. Das Feld kann skalar durch eine Farbdarstellung der Ortsabhängigkeit der Beträge der Feldstärke in einer beliebigen Schnittebene visualisiert bzw. vektoriell durch Betrag und Richtung der Feldvektoren veranschaulicht werden. Betrachtet wird die Superposition des magnetischen Feldes zweier Leiter wie auch die daraus resultierenden Kräfte auf einen Leiter.

Die magnetische Flussdichte einer stromführenden Leiterkonfiguration wird für einzelne unendliche Leiter aus dem Durchflutungssatz beziehungsweise für komplexere Anordnungen aus dem Gesetz von Biot-Savart durch die Superposition von Teilfeldern der einzelnen Leiter berechnet.

$$\nabla \times \vec{B} = \mu_0 \vec{j} + \mu_0 \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}$$

$$\oint_s \vec{B} \cdot d\vec{s} = \mu_0 I \quad 13-4$$

$$\vec{B} = \frac{\mu_0 I}{2\pi r}$$

Das ergibt mit $\mu_0=4\pi \cdot 10^{-7}=1,2566 \cdot 10^{-6}$ einen Strom von 3 A_{DC} und einem Abstand von 0,25 m und eine magnetische Ersatzfeldstärke B_E von $2,4 \cdot 10^{-6}$ T (Knoten 15423) in Abb. 91

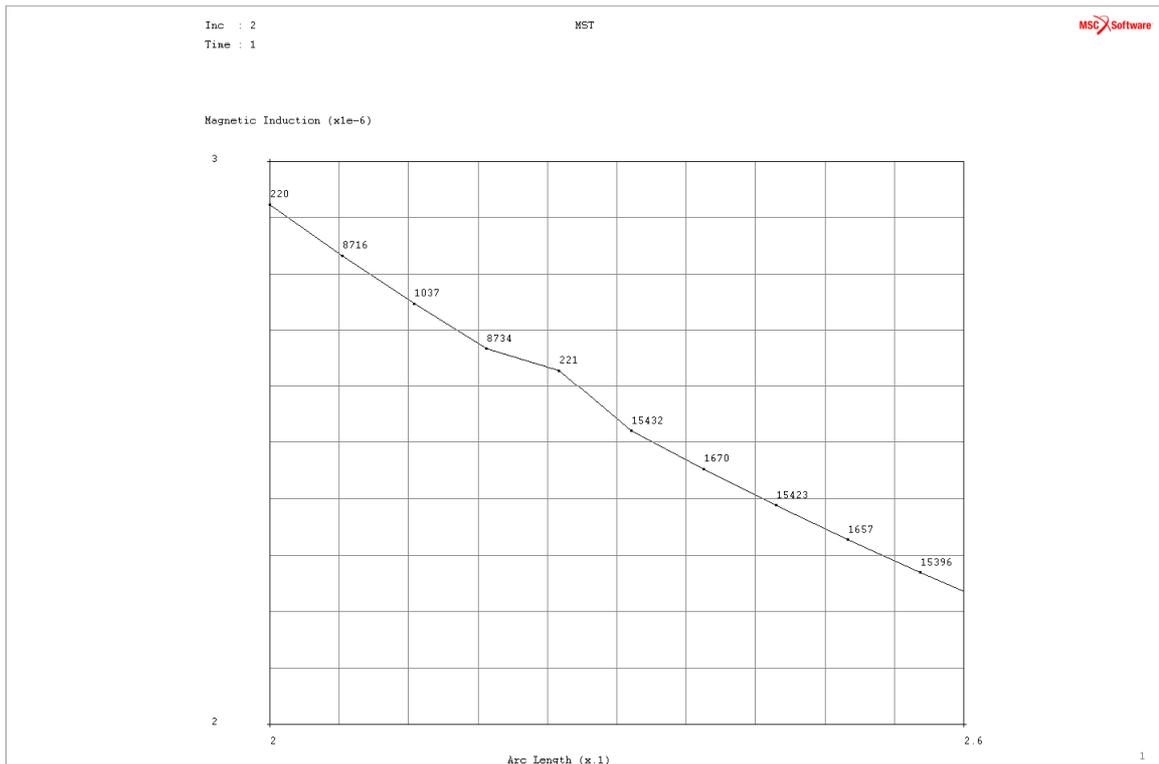


Abb. 91: Magnetische Ersatzfeldstärke B_E im Bereich des linken Leiters (Knoten 15.423)

Die Richtung der Ströme wurde gleichsinnig gewählt, um durch die Auslöschung der beiden Felder durch negative Superposition im Zentrum der Anordnung die Qualität der Simulation prüfen zu können.

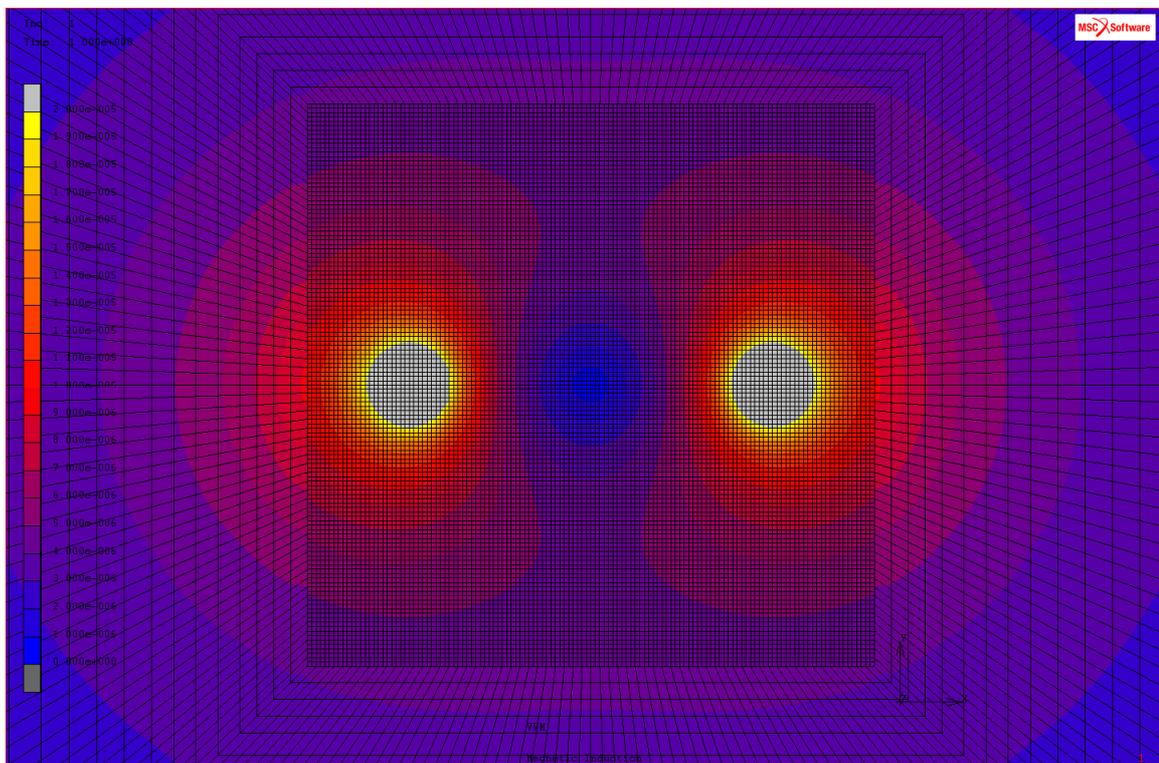


Abb. 92: Magnetische Ersatzfeldstärke B_E in der skalaren Darstellung

Aus Abb. 92 kann die magnetische Ersatzfeldstärke B_E in einem bereits verfeinerten Modell abgelesen werden. Bei farblicher Darstellung der Intensitäten erweist es sich von Vorteil mit einem feineren Modell zu rechnen, um Unstetigkeiten an den Elementkanten durch die Farbskalierung zu vermeiden. Es zeigt sich, dass die Intensität mit dem berechneten Ergebnis übereinstimmt und sich die Felder der beiden Leiter im Inneren der Anordnung aufheben. Der Nahbereich der Leiter wurde bei der Wahl der Skalierung ausgeblendet, um die Umgebung von Interesse detaillierter darstellen zu können. Ausgedehnte Leiter und deren Stromverteilung lassen sich entweder durch mehrere „Node Currents“ in der Eben des Leiters oder durch „Face Currents“ in der gesamten Fläche des Leiters simulieren.

Eine Darstellung der Intensität mit der Orientierung des Feldes kann Abb. 93 entnommen werden und entspricht ebenfalls in Größe und Orientierung den analytischen Hypothesen.

Berechnung der Lorentzkraft F

Die Berechnung der Lorentzkraft zweier paralleler unendlich langer Leiter je Längeneinheit ist nach [51] und den gegebenen Randbedingungen mit

$$F = \frac{\mu_0 \cdot I_1 \cdot I_2}{2\pi \cdot d} \cdot l = \frac{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 3 \cdot 3}{2\pi \cdot 0,25} = 7,2 \cdot 10^{-6} N$$

13-5

zu veranschlagen.

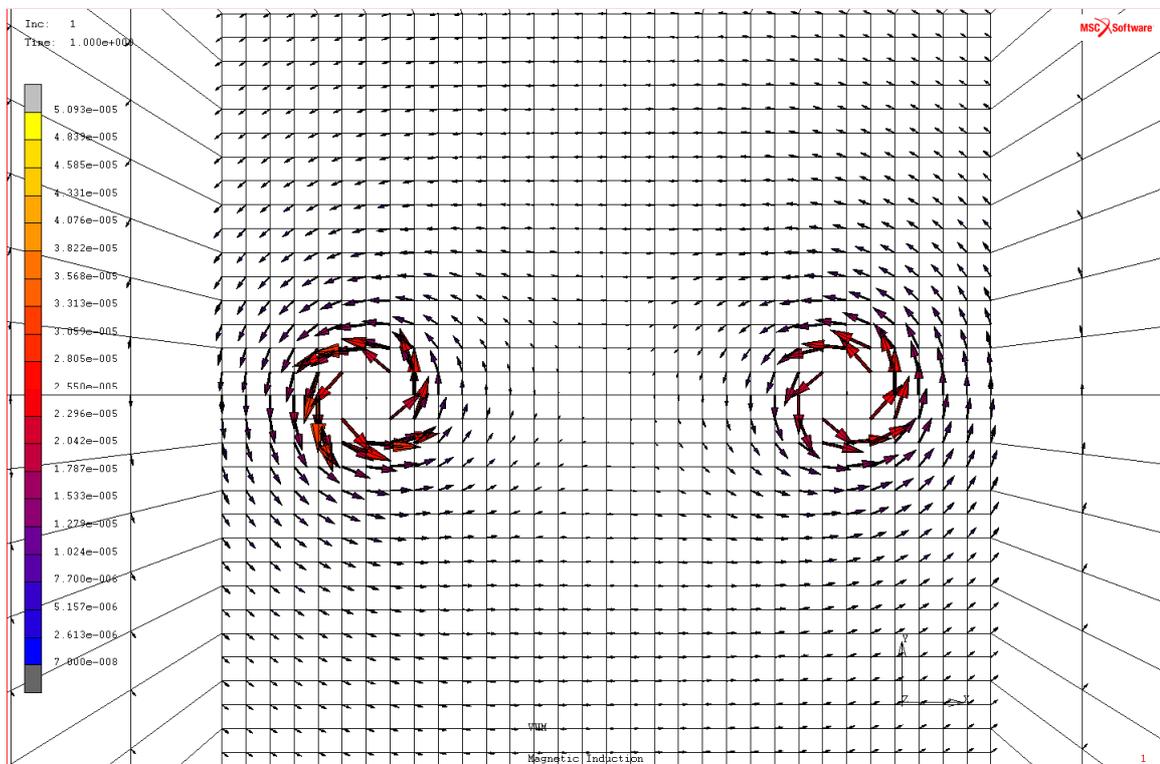


Abb. 93: Magnetisches Feld B in der vektoriellen Darstellung

Anm: Die Bezeichnung „Magnetic Induction“ im unteren Bildrand entspricht in Marc der magnetischen Flussdichte B im Gegensatz zum „Magnetic Field“, welches die magnetische Feldstärke H bezeichnet.

Dieser Wert wurde in der Simulation mit $7,218 \cdot 10^{-6}$ N mit einem Fehler von 0,25 % erreicht. Als „Reaction Force“ ist zu beachten, dass der Wert negativ ist, also der magnetischen Kraftwirkung entgegengesetzt ist. „Reaction Force X“ des planaren Modells ($-7,218 \cdot 10^{-6}$ N):

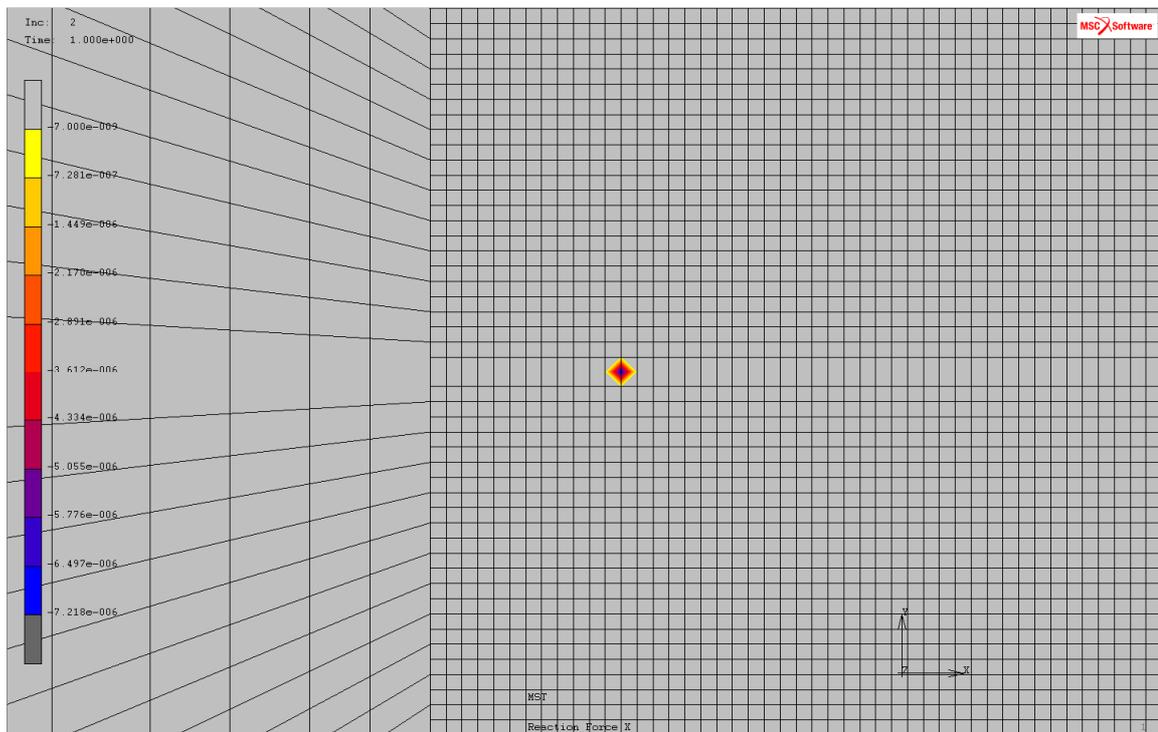


Abb. 94: „Reaction Force“ in X-Richtung am Linienleiter in der skalaren Darstellung (Maximalwert $-7,218 \cdot 10^{-6}$ N im Zentrum)

Zusammenfassung der Verifikation der magnetischen Berechnung

In Kapitel 13.5 wurde gezeigt, dass die schrittweise in der Simulation hergeleiteten Ergebnisse mit den analytisch berechneten Werten hinsichtlich

- des Betrags der magnetischen Flussdichte B
- der qualitativen Orientierung und Ausformung der magnetischen Flussdichte B
- der aus Strom und Flussdichte abgeleiteten Lorentzkraft F

plausibel und mit einem Fehler unter 0,25 % berechnet werden können.

Damit sind sowohl vom Verständnis wie auch durch analytische Nachrechnung im Modell alle Voraussetzungen erfüllt, das planare Modell durch Variation der Finiten Elemente von Element 11 und 41 hin zu Element 10 und 40 in einen rotationssymmetrischen Ansatz überzuführen. Die Vorarbeiten zu Kapitel 9 sind somit positiv abgeschlossen und das Modell kann ohne Unsicherheiten um die vier zusätzlichen Leiter erweitert werden und über die Änderung der Elementtypen in eine rotationssymmetrische Formulierung übergeführt werden. Alle anderen Mechanismen bleiben unverändert.

14 Zusammenfassung der Diplomarbeit

Die vorliegende Diplomarbeit beschreibt ein Modell, mit dem für die beiden potentiellen Schädigungsmechanismen thermische Überlastung und magnetische Zerstörung für gegebene Randbedingungen, eine Prognose für die Funktionsfähigkeit des Schutzwiderstands erstellt werden kann.

Dieses Modell erklärt die im Feld aufgetretenen Schäden und lässt eine Aussage über die mögliche Schädigung des Schutzwiderstands unter geänderten Randbedingungen zu. Die aus dieser Modellbildung gewonnenen Erkenntnisse wurden verifiziert und in Form eines SOAR den Angaben des Herstellers gegenübergestellt.

Einleitend wurde auf die Spezifika der unterschiedlichen Bahnstromsysteme eingegangen um aufzuzeigen, welche Kurzschlussströme jeweils zu erwarten sind.

In den folgenden Kapiteln wurden die Grundlagen der Erdung von Schienenfahrzeugen erarbeitet. Diese bestehen aus deren möglichen Ausprägungen mit dem Konzept der gemeinsamen oder getrennten Betriebs- und Schutzerde, sowie deren Funktion als Schutzerde, Betriebserde und EMV-Verbesserung.

Es wurde Wert darauf gelegt, die Anforderungen aus dieser überblicksmäßigen Zusammenstellung durch Verweise auf relevante Normen, technische Anweisungen und Dimensionierungsvorschriften soweit zu vertiefen, dass belastbare und mit konkreten Zahlenwerten unterlegte Konzepte sichtbar werden.

Zusätzlich wurde auf die bauteilmäßige Topologie einer Schienenfahrzeugerdung eingegangen und die Funktion der wichtigsten Bauteile, die in ein Erdungskonzept einzubeziehen sind, erklärt.

Danach wurde anhand zweier repräsentativer Anwendungen des Schutzwiderstandes der Einsatz des Schutzwiderstandes im Rahmen der Erdung von Schienenfahrzeugen erläutert. Gewählt wurden eine Lokomotive und ein Triebfahrzeug im Einsatz mit Personenverkehr. Durch Verweise auf das jeweilige Erdungskonzept, Messergebnisse und Testfahrten wurde gezeigt, warum in derartigen Erdungskonzepten ein Schutzwiderstand eingebaut werden muss.

Weiters wurden die Anforderungen erhoben, die an den Schutzwiderstand gestellt werden, um die bisher aufgetretenen Schäden anhand einer repräsentativen Untersuchung zu analysieren. Über die Phänomenologie der Schäden wurde eine Schadenshypothese erstellt. Diese wurde an der Summe der Anforderungen gespiegelt und eine thermische Überlastung als wahrscheinliche Ursache, wie auch eine Überlastung durch magnetische Kräfte hoher Kurzschlussströme als weitere potentielle Ursache identifiziert.

In den folgenden Kapiteln wurden nach einer Definition der Geometrie- und Werkstoffdaten und der Erstellung eines 2D- und eines 3D-Modells in Pro-E und MSC-Marc die jeweiligen Lastfälle und Umgebungsparameter festgelegt.

Nach der 3D-FEM-Simulation der thermischen Betriebszustände (steady state und transient) erfolgte eine 2D-FEM-Simulation des elektromagnetischen Felds und es wurde eine Berechnung der magnetischen Kräfte über den Scheitelwert des Stromstoßes zur Beurteilung der mechanischen Auslastung durchgeführt. Abschließend erfolgte eine Diskussion der thermischen und mechanischen Auslastung.

Um die in den Simulationen gewonnenen Erkenntnisse abzusichern, wurde eine analytische und experimentelle Verifikation der erhaltenen Daten durchgeführt. Diese zeigt, dass die Modellbildung konsistent mit den analytischen Berechnungen, den Bauteiltests und den Feldbeobachtungen ist.

Mit den vorliegenden Daten erfolgten die Definition eines SOAR und eine Gegenüberstellung mit dem SOAR des Herstellers. Es kommt hier im Bereich der Langzeitstabilität des Widerstandes im Bereich von 25–35 A_{eff} zu Abweichungen, die auch als Ursache für die Schäden identifiziert werden konnten. Eine Analyse der Simulationsergebnisse belegt, dass im Lastbereich $>25 A_{\text{eff}}$ bei einer Dauer >1.000 s eine thermische Schädigung der Deckmasse erfolgt. Diese Schädigung führt zur Versprödung und zu Rissen mit einhergehender Undichtigkeit. Diese Undichtigkeit kann bei entsprechender Witterung oder Reinigungsvorgängen am Fahrzeug zu Wasseraufnahme des Widerstandes führen. Durch eine hohe Anzahl an Frost- und Tauzyklen mit gleichzeitiger Durchfeuchtung kommt es zu einem raumfordernden Zerfall der Vergussmasse und einem axialen Wandern der Deckmasse.

Eine Schädigung des Widerstandes durch magnetische Kräfte kann bei einem Betrieb innerhalb der Spezifikation mit Sicherheit ausgeschlossen werden. Die Simulationsergebnisse decken sich zu 100 % mit den Bauteilprüfungen und den im Feld aufgetretenen Schädigungen und konnten in Versuchen reproduziert werden.

Zuletzt werden Möglichkeiten zu Verbesserungen am Bauteil aufgezeigt, die zu einer Erhöhung der Ausfallssicherheit und der Leistungsfähigkeit beitragen können.

15 Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AC	Wechselstrom (Alternating current)
CRH	Chinese Railways High Speed
DB AG	Deutsche Bahn Aktien Gesellschaft
DC	Gleichstrom (Direct current)
Desiro-DMU	Desiro - Diesel Multiple Units
DIN	Deutsches Institut für Normung
DispoLok	MRCE Dispolok – Leasinganbieter für Lokomotiven
DS	Drucksache – Vorschriften der Deutschen Bahn AG
EBG	Elektronische Bauelemente GesmbH 8082 Kirchbach
EDM-Ströme	Ströme durch Electric Discharge Machining
ELF	Extremely Low Frequency
EN	Europäische Norm (European Standard)
ER 20	Euro Runner 20
I MO LC BG	Industry Mobility Locomotives & Components Bogies
kA	Kiloampere
KCRC	Kowloon Canton Railways Corporation (Hongkong)
MPa	Megapascal
ms	Millisekunde
MW	Megawatt
ÖBB	Österreichische Bundesbahnen
PEEK	Polyetheretherketon
RIC	Regolamento Internazionale delle Carrozze
SOAR	Safe Operating Area
TSI	Technische Spezifikation für die Interoperabilität
UIC	Union Internationale des Chemins de Fer
UK	Vereinigtes Königreich von Großbritannien und Nordirland

16 Abbildungsverzeichnis

Abb. 1: Defekte Schutzwiderstände	10
Abb. 2: Bahnstromsysteme europäischer Länder [1]	14
Abb. 3: Siemens Drehstromtriebwagen zwischen Marienfelde-Zossen um 1903 [6]	17
Abb. 4: Ausschaltzeiten von Gleichstromsystemen unter Kurzschluss- und Überlastbedingungen [7,9].....	18
Abb. 5: Aufgaben der Erdung von Schienenfahrzeugen [10]	20
Abb. 6: Erdungskonzepte mit gemeinsamer und getrennter Betriebs- und Schutzterde von Schienenfahrzeugen	22
Abb. 7: Höchste zulässige Berührungsspannungen nach der TA „Erdung von Bahnfahrzeugen“ [18]	27
Abb. 8: Erdungskontakt eines Triebzugs - Auf der rechten Seite ist eine der drei Kohlebürsten ausgebaut [19].....	28
Abb. 9: Erdungskontakt für 720A: Spannungsabfall bei 300 U/min in Abhängigkeit der Stromstärke [19].....	29
Abb. 10: Temperatur- und Drehzahlabhängigkeit der Übergangswiderstände im Erdungskontakt [19]	29
Abb. 11: Zweireihige Radsatzlagereinheit kegeliger Bauart mit einteiligem Außenring [21]	30
Abb. 12: Einzelteile einer zweireihigen Radsatzlagereinheit mit einteiligem Außenring [22]	30
Abb. 13: Ein durch Strom zerstörter Erdungskontakt (li) und ein zerstörtes Lager mit Wälzkörpern (re) [a]	31
Abb. 14: Stromdurchgang durch Schmiermittelschichten eines Radsatzlagers [Abb. 5 in 13].....	33
Abb. 15: Lok 2016 der Österreichischen Bundesbahnen [b]	37
Abb. 16: Drehgestell SF3 mit zwei angebauten Schutzwiderständen [24]	37
Abb. 17: Technische Daten des Drehgestells SF3 [24].....	38
Abb. 18: Erdungskonzept der ER 20 mit dem Drehgestell SF3 und angebauten Schutzwiderständen (rot) [25]	39
Abb. 19: Hauptstrom- und Erdungsschema der ÖBB Rh 2016 mit getrennter Betriebs- und Schutzterde [26].....	40
Abb. 20: Simulationsmodell des Erdungsschemas einer Diesellok [27].....	40
Abb. 21: Desiro DMU / BR 5022 der ÖBB [c].....	41
Abb. 22: Technische Daten und Referenzprojekte des Desiro DMU [28].....	41
Abb. 23: Triebdrehgestell SF 4000 des Desiro DMU [24]	42
Abb. 24: Dieselmehchanischer Triebzug DESIRO VT 642 für die Deutsche Bahn AG [a]	43
Abb. 25: Anforderungsmanagement bei der Entwicklung neuer Komponenten wie eines Schutzwiderstandes	47
Abb. 26: Auszug aus den technischen Anforderungen an den Schutzwiderstand.....	48
Abb. 27: Summe aller Schutzwiderstände, die sich im Einsatz befinden – Summe aller Schäden	50
Abb. 28: Absolute Häufigkeit defekter Schutzwiderstände je Lokomotive	50
Abb. 29: Relative Häufigkeit defekter Schutzwiderstände je Lokomotive in %	51
Abb. 30: Defekte Schutzwiderstände - links: Typ A / rechts: Typ B	51
Abb. 31: Auszug aus dem Herstellerdatenblatt des Schutzwiderstands [30]	54
Abb. 32: Gehäuseunterteil mit aufgeschraubtem Oberteil und Wendel.....	55
Abb. 33 Die Vergussmasse aus Aluminiumoxid wurde eingebracht	55
Abb. 34: Isoliermasse aus Polyurethan	56
Abb. 35: Maximale Gebrauchstemperatur verschiedener CrAl-Werkstoffe [32].....	58
Abb. 36: Spezifischer Widerstand als Funktion der Temperatur für verschiedene CrAl-Werkstoffe [32]	59
Abb. 37: Zugfestigkeit und Streckgrenze als Funktion der Temperatur für Werkstoffe für CrNi Alloy [34].....	60
Abb. 38: Teilweise geschnittenes, rotationssymmetrisches Modell zur Variation geometrischer Parameter	68
Abb. 39: Schnitt durch das 3D-Modell entlang der XY-Ebene.....	69
Abb. 40: Schnitt entlang der XZ-Ebene	69
Abb. 41: Eingabe der Konvektion als Funktion der Temperatur	71
Abb. 42: Face Film der Oberflächen aus Stahl	71
Abb. 43: Face Film der Deckmasse ISO-CAST.....	72
Abb. 44: Lasteinleitungsstellen in die Wendel.....	73
Abb. 45: Temperaturverteilung im stationären Zustand $35A_{DC}$, farbig dargestellt alle Bereiche $T > 200\text{ °C}$	74
Abb. 46: Temperaturverteilung im stationären Zustand $25 A_{DC}$	74
Abb. 47: Temperaturmessung an der Oberfläche der Deckmasse nach 40 Minuten Last mit $25 A_{DC}$	75
Abb. 48: Lage der vier Messpunkte relativ zum Anschweißpunkt der Wendel	77
Abb. 49: Zeitpunkt der höchsten Auslastung der Wendel und des Schweißpunktes „Gehäuse 1“	77
Abb. 50: Temperaturverteilung am Ende des Stoßes nach 0,1 Sekunden	78
Abb. 51 Temperaturverteilung nach 3 Sekunden	78
Abb. 52: Der Zeitpunkt der höchsten Auslastung der Punkte „Gehäuse 2“ und des Deckmasse = „Verguss“	79
Abb. 53: Temperaturverteilung nach 10 Sekunden.....	80
Abb. 54: Temperaturverteilung nach 30 Sekunden.....	80
Abb. 55: Schnitt des 3D-Modells entlang der XY-Ebene in der Mitte des Bauteils	85
Abb. 56: Lage der Modellebene im teilweise freigestellten Aufriss	86
Abb. 57: Übersichtsbild der Modellebene mit dem äußersten Rand als „Far Boundary“ mit Potential $A_{xyz}=0$	87

Abb. 58: Detailbild der Modellebene mit dem fein diskretisierten inneren Bereich von Abb. 57	88
Abb. 59: Magnetisches Potential A im Bereich der Wendel (innerer Bereich von Abb. 57).....	89
Abb. 60: Komponenten der magnetischen Flussdichte B_x (links) und B_y (rechts).....	89
Abb. 61: Magnetischen Ersatzflussdichte B_E im Bereich der Wendel	90
Abb. 62: Magnetischen Flussdichte B im Bereich der Wendel in vektorieller Darstellung.....	91
Abb. 63: Principal Stress Major im Bereich der Wendel in skalarer Darstellung	92
Abb. 64: Principal Stress Max. im Bereich der Wendel in skalarer Darstellung	93
Abb. 65: Principal Stress Max. im Bereich der innersten Wendel in vektorieller Darstellung.....	93
Abb. 66: Scherspannungen im Bereich der Enden der Wendel und ein σ/ε -Diagramm für keramische Werkstoffe..	94
Abb. 67: Stromkonzentration an den Ecken eines bandförmigen Leiters und Widerstandminimum bei $s/\delta=\pi$	95
Abb. 68: SOAR des Herstellers für den Widerstand Typ B mit 100 m Ω [44].....	96
Abb. 69: Vergleich des berechneten SOAR mit dem SOAR des Herstellers für einen Widerstand mit 100 m Ω	97
Abb. 70: linke Seite: neuwertige Deckmasse - rechte Seite: Blasen und Risse in Deckmasse nach 5h/170 °C.....	99
Abb. 71: Risse in der Deckmasse der Schutzwiderstände.....	99
Abb. 72: Zeitverlauf der Wasseraufnahme des Schutzwiderstandes in Gramm pro Minute.....	100
Abb. 73: Schädigungseffekte durch Wasser in der Vergussmasse.....	102
Abb. 74: Schädigung durch Wasser in der Vergussmasse einer Lokomotive [a].....	103
Abb. 75: Schnitt durch einen schadhafte Widerstand	104
Abb. 76: Stelle des Schweißpunktes der Wendel im Gehäuse (20 mm x 15 mm)	105
Abb. 77: "Hot Spot" an der Stelle des Schweißpunktes der Wendel in Nähe zur Deckmasse	106
Abb. 78: Montage und Verguss des optimierten Deckels im Schutzwiderstand.....	107
Abb. 79: Montage und Verkabelung des Schutzwiderstands	108
Abb. 80: Vereisung der Schutzwiderstände März 2007 [a]	109
Abb. 81: Mögliche Position der Funkenstrecke im Schutzwiderstand.....	110
Abb. 82: Statische und dynamische Ansprechspannungen eines Überspannungsableiters [47]	111
Abb. 83: Sinushalbwellen mit der Dauer 0,1 s und der Fläche 1 zur Gewichtung der eingebrachten Energie	113
Abb. 84: Simulation der Erwärmung der Wendel ohne Wärmeleitung nach 0,1 s.....	114
Abb. 85: Temperaturverlauf in Knoten 63203 über die ersten 0,1 s ohne Wärmeleitung.....	115
Abb. 86: Verlauf der gemessenen Abkühlung gegen die simulierte Abkühlung von 150 °C über eine Stunde.....	116
Abb. 87: Temperaturverteilung nach 30 min	116
Abb. 88: Protokoll der Prüfung des Herstellers mit einer Endtemperatur von 195 °C bei 3.540 A _{eff} [d]	117
Abb. 89: Temperaturverteilung auf der Gehäuseaußenseite nach 5 Sekunden für Temperaturen über 100 °C	118
Abb. 90: Magnetisches Modell der beiden Leiter und deren Randbedingungen.....	119
Abb. 91: Magnetische Ersatzfeldstärke B_E im Bereich des linken Leiters (Knoten 15.423).....	121
Abb. 92: Magnetische Ersatzfeldstärke B_E in der skalaren Darstellung.....	121
Abb. 93: Magnetisches Feld B in der vektoriellen Darstellung	122
Abb. 94: „Reaction Force“ in X-Richtung am Linienleiter in der skalaren Darstellung	123

Nicht öffentliche Quellen

[a] Siemens AG IC MO BG interne Projektdokumentationen. Inhalt freigegeben von Siemens AG

[b] ÖBB Produktion GmbH: Dieselloks. Tfz-Reihe 2016 Herkules,

http://www.oebb-produktion.at/de/Lokomotiven/Dieselloks/2016_gr.jpg, 20.05.2012

[c] Stattmann, Helmut: Eisenbahnfotos aus Österreich. 5022.022 - Desiro, R 4817, Vellach-Khünburg, 20.05.2009.

<http://bahnbilder.warumdenn.net/8752.htm>, 18.10.2012

Alle Bilder ohne Quellenangabe zwischen [] wurden im Rahmen der Diplomarbeit vom Verfasser erstellt.

17 Literatur/Referenzen

- 1 Lichtberger Bernhard: Handbuch Gleis, Eurail Press, 2010, ISBN 3-77710-400-3
- 2 Kießling Friedrich, Puschmann Rainer, Schmieder Axel, Schmidt Peter: Fahrleitungen elektrischer Bahnen, B.G. Teubner Stuttgart Leipzig, 1998, ISBN 3-89578-152-5
- 3 Filipovic Zarko: Elektrische Bahnen, Springer Verlag, 1989, ISBN 3-54055-093-8
- 4 EN 50149; Bahnanwendungen - Ortsfeste Anlagen - Elektrischer Zugbetrieb - Rillenfahrdrähte aus Kupfer und Kupferlegierung, 01.06.2012
- 5 Schöpf Thomas: Kontaktverhalten und Schalten, VDE-Fachbericht der 18. Fachtagung, 2005, VDE Verlag GmbH, ISBN 3-8007-2922-9
- 6 Siemens AG: "Siemens Pressebild" <http://www.siemens.com/history/de/innovationen/mobilitaet.htm>
- 7 Dirauf Michael; Erdung - Maßnahmen für Bahnfahrzeuge Anhang A - Kennwerte der Bahnenergieversorgungssysteme; Dok.Nr. A6Z000006358553 000 A; Siemens AG 2009*
- 8 EN 50122-1; Bahnanwendungen - Ortsfeste Anlagen - Elektrische Sicherheit, Erdung und Rückleitung - Teil 1: Schutzmassnahmen gegen elektrischen Schlag, 01.09.2011
- 9 DIN EN 50123-1; Bahnanwendungen - Ortsfeste Anlagen - Teil 1: Gleichstromschalteinrichtungen, Deutsch Fassung EN 50123-1; 12.2003
- 10 v. Stockhausen Ulrich: Avanto/S70 Basis Erdungskonzept; Dok. Nr. E44010-B0477-U011-A-00; Siemens AG, 2004*
- 11 DIN EN 50153/VDE0115 Teil 2: Bahnanwendungen - Fahrzeuge - Schutzmassnahmen im Bezug auf elektrische Gefahren, 01.09.2002
- 12 Hinterleitner J. W.; Dirauf M., Artikel: Betriebs und Schutzerdung von Schienenfahrzeugen, Siemens AG u. eb 5/2002
- 13 DIN VDE 0123: Stromführung im Bereich von Radsatzwälzlagern in Schienenfahrzeugen, 01.05.1985
- 14 Pitroff H.; Siemens AG: Artikel: Wälzlager im elektrischen Stromkreis, Siemens AG u. eb 68/1968
- 15 UIC-Kodex 533: Fahrzeuge, Schutzerdn metallischer Teile, 3.Ausgabe 01.04.2011
- 16 UIC-Kodex 797: Koordination der elektrischer Schutzleinrichtungen Unterfahrwerk/Triebfahrzeuge, 1.Ausgabe 01.01.2001
- 17 TSI Technical Specification for Interoperability: "Energy" subsystem, AEIF European Association For Railway Interoperability, Version B
- 18 Dirauf Michael; TA für I MO RS Ordnungs-Nr. FE003: Systemanforderungs-spezifikation Erdung von Bahnfahrzeugen; Dok.Nr. A6Z000002178350 000 - Siemens AG 06.02.2009*
- 19 Gerken Europe: Report Earth Return Unit 720A - Dok.-Nr.: A600375091229, 12.2001*
- 20 Heinzmann R.: Erdung von Schienenfahrzeugen. Universität Erlangen-Nürnberg, 1996
- 21 Schäffler Group / FAG: Vertriebsmitteilung - Bezeichnung von Tarol-Lagern
- 22 Schäffler Group / FAG: Kegelrollenlagereinheiten TAROL Standardprogramm; 2006
- 23 Siemens AG: Allgemeine Spezifikation "Messung elektrischer Widerstände an Gummi-Metall-Teilen" Dok.Nr. A6Z00375049787 000 B; 18.06.2009*
- 24 Produktfolder: Fahrwerke erster Klasse; Siemens AG 2008
- 25 Erdungskonzept DE Lok 2016; Dok.-Nr.: (4)E44010-B0247-U016; Siemens AG*
- 26 Stromlaufplan ÖBB Rh 2016; Dok.-Nr.: (3)E44010-B0247-S212; Siemens AG*

- 27 Brade Birgit: Überprüfung Erdungskonzept Rh 2016; Siemens AG, 2005*
- 28 Trains Referenzliste, Dok. Nr. A19100-V800-B748-V1; Siemens AG, 2006
- 29 Stefan Wagenhäuser: Diplomarbeit D652 "Projektierung des Erdungssystems von Schienenfahrzeugen"; Lehrstuhl für Elektrische Energieversorgung Univ. Erlangen-Nürnberg; 2000
- 30 Datenblatt EBG Resistors, Hoch Pulsfeste Widerstände Serie SWS-2, EBG-Issue 312, 21.10.2011
- 31 Datenblatt ThyssenKrupp Steel Company: NIROSTA 4301 X5CrNi 18-10, 18.06.1999
- 32 Kanthal AB, Halstahammer Sweden: Handbuch Heizleiterlegierungen, Katalog 1-A-2-2 01. 97 3000, 1997
- 33 Sandvik Heating Technology: Resistance heating alloys, 01.2012
- 34 Special Metals Corporation: Technisches Datenblatt "Brightway Alloy F" Publ. Nr. SMC-118 ; 2004
- 35 Quadrant Engineering Plastic: Technisches Datenblatt "Ketron Peek 1000", 01.2003
- 36 Brevier Technische Keramik: Technisches Datenblatt Tabelle 41 "Aluminiumoxid 80%-99%", 15.11.2003
- 37 J. Feng, D. Wang, H. Liu and Z. Li: Finite element simulation of thermal stress during diffusion bonding of Al₂O₃ ceramic to Aluminium Science and Technology of Welding and Joining 2003 Vol. 8 No. 2 S138ff.
- 38 ISO-ELEKTRA Elektrochemische Fabrik GmbH: Produktdatenblatt Iso-Cast A 765, 30.10.2000
- 39 D. Tsukinovsky, E. Zaretsky, I. Rutkevich: Material Behavior in Plane Polyurethane-Polyurethane Impact with Velocities from 10 to 400m/sec; Colloque C3-335ff. au J. Phys. IV France 1997
- 40 Sattelmayer T.; Prolifke W.: Lösungsskizzen der Wärmetransportphänomene“-Übungsaufgaben 7.1; Lehrstuhl für Thermodynamik TU München
- 41 MARC 2010: User Documentation Volume B - Elementlibrary; MSC. Software Corporation, 2002
- 42 MARC 2010: User Documentation Volume E- Material Library - Chapter 7: MSC. Software Corporation, 2002
- 43 Lange Klaus, Löcherer Karl-Heinz: Taschenbuch der Hochfrequenztechnik; Springer Verlag Berlin, 5. Auflage, 1992, ISBN 3-540-54714-2
- 44 EBG Datenblatt: DWG No. A-CX-3239B / Siemens A6Z00000735524 000 A, 10.10.2008*
- 45 Fran Bošnjaković, K. F. Knoche: Technische Thermodynamik, Teil 1; Steinkopff 8. Auflage, 1998
- 46 EN 50343: Bahnanwendungen - Bahnfahrzeuge; Regeln für die Installation von Leitungen, 2003
- 47 Epcos: Surge Arresters and Switching Spark Gaps - Product Portfolio, EPCOS AG 2006
- 48 Bouvier-Azula Klaus; Kittinger Bernd: Die Bedeutung der Verifikation auf dem Weg zu einem durchgängigen Validierungsplan; Siemens A6Z00033492638 000 -, 2012*
- 49 W. Beitz, K.H. Küttner: Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau; Springer 18. Auflage, 1995
- 50 MARC 2010: User Documentation Volume E - Demonstration Problems - Coupled Magnetostatic Structural; MSC. Software Corporation, 2010
- 51 Bergmann Schäfer: Lehrbuch der Experimentalphysik Bd. 2 Elektromagnetismus; de Gruyter 8. Auflage, 1999 ISBN 3-11-016097-8

Alle mit * gekennzeichneten Quellen sind nicht öffentlich zugänglich.

18 Anhang

18.1 Herstellerdatenblatt des Widerstands Typ B

Serie SWS - 2

Der SWS - 2 Widerstand ist ein niederohmiger, hoch pulsfester Widerstand, grundsätzlich entwickelt für den Einsatz als Schutzwiderstand.

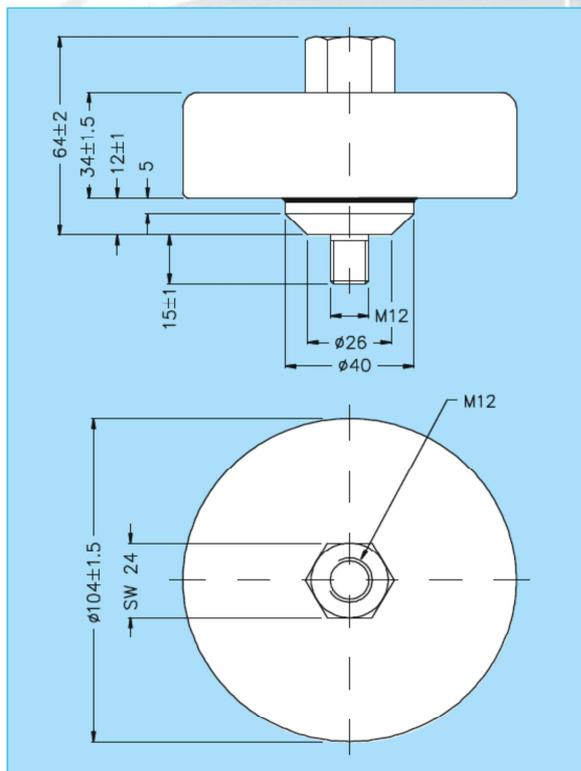
Nach DIN VDE 0123:1985: Sofern der Widerstand SWS-2 gemäß den Spezifikationen betrieben wird, benötigt er keine intervallmäßige Überprüfung oder Wartung, als Sicherheitsmaßnahme empfehlen wir jedoch alle 2 Jahre eine Inspektion des Widerstandes vorzunehmen.

Zu den wesentlichen Vorteilen des SWS-2 Widerstandes zählen die sehr lange Lebensdauer aufgrund der Verwendung eines Edelstahlgehäuses sowie eine sehr einfache und schnell durchzuführende Montage des Elements.



Dimensionen:

(Beispiel: 100mΩ Widerstand)



Spezifikationen:

- Ohmwert:
< 0.5 Ohm - weitere auf Anfrage
- Toleranz:
+/- 10 % standard,
auch +/-5% möglich
- Max. Durchschnittsleistung:
125 Watt
- Max. Spitzenstrom:
Vom Ohmwert abhängig!
Beispiel:
3,500 Ampere/100ms bei
100mΩ Widerstand (wir empfehlen
nach solchen Pulsen den Ohmwert
zu kontrollieren und den Widerstand
visuell zu überprüfen!)
- Max. Spitzenspannung:
350V für 100ms
- Max. Gewicht:< 1100g
- Max. Montage Anzugsdrehmoment:
100Nm
- Vorgeschlagenes
Anzugsdrehmoment: 75Nm

Abb. 95: Datenblatt des Herstellers Typ B

18.2 Beschreibung der thermischen Elementtypen

Auszug aus der MSC Marc Element Library Volume B [41]:

Element 43 Three-dimensional Eight-node Brick (Heat Transfer Element)

Element type 43 is an eight-node, isoparametric, arbitrary hexahedral written for three-dimensional heat transfer applications. This element can also be used for electrostatic applications.

As this element uses trilinear interpolation functions, the thermal gradients tend to be constant throughout the element.

This element can also be used as a thermal contact or a fluid channel element. The [CONRAD GAP](#) and [CHANNEL](#) model definition options must be used for thermal contact and fluid channel options, respectively. A description of the [thermal contact](#) and [fluid channel](#) capabilities is included in *Marc Volume A: Theory and User Information*. Note that in thermal contact and fluid channel options, the gap face and fluid channel face identifications must be entered for each gap/channel. Face identifications for this element are given in the [Quick Reference](#).

In general, one needs more of these lower order elements than the higher order elements such as [44](#) or [71](#). Hence, use a fine mesh.

The conductivity of this element is formed using eight-point Gaussian integration.

Quick Reference

Type 43

Eight-node, three-dimensional, first-order isoparametric heat transfer element.

Connectivity

Eight nodes per element.

Nodes 1-4 are the corners on one face, numbered in a counterclockwise direction when viewed from inside the element. Nodes 5-8 are the nodes on the other face, with node 5 opposite node 1, and so on (see [Figure 3-60](#)).

Geometry

If a nonzero value is entered in the fourth data field (EGEOM4), the temperatures at the integration points obtained from interpolation of nodal temperatures are constant throughout the element.

Coordinates

Three coordinates in the global x, y, and z directions.

Degrees of Freedom

- 1 = temperature (heat transfer)
- 1 = voltage, temperature (Joule Heating)
- 1 = potential (electrostatic)

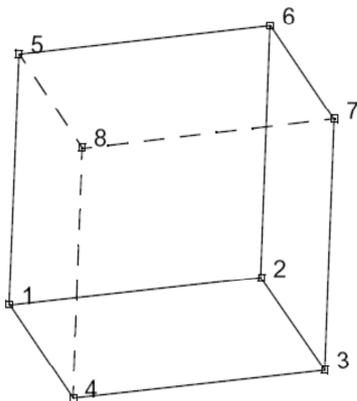


Figure 3-60 Arbitrarily Distorted Heat Transfer Cube

Fluxes

Fluxes are distributed according to the appropriate selection of a value of **IBODY**. Surface fluxes are assumed positive when directed into the element and are evaluated using a 4-point integration scheme, where the integration points have the same location as the nodal points.

Load Type (IBODY)	Description
0	Uniform flux on 1-2-3-4 face.
1	Nonuniform surface flux (supplied via the FLUX user subroutine) on 1-2-3-4 face.
2	Uniform volumetric flux.
3	Nonuniform volumetric flux (with the FLUX user subroutine).
4	Uniform flux on 5-6-7-8 face.
5	Nonuniform surface flux on 5-6-7-8 face (with the FLUX user subroutine).
6	Uniform flux on 1-2-6-5 face.
7	Nonuniform flux on 1-2-6-5 face (with the FLUX user subroutine).
8	Uniform flux on 2-3-7-6 face.
9	Nonuniform flux on 2-3-7-6 face (with the FLUX user subroutine).
10	Uniform flux on 3-4-8-7 face.
11	Nonuniform flux on 3-4-8-7 face (with the FLUX user subroutine).
12	Uniform flux on 1-4-8-5 face.
13	Nonuniform flux on 1-4-8-5 face (with the FLUX user subroutine).

For **IBODY**= 3, **P** is the magnitude of volumetric flux at volumetric integration point **NN** of element **N**. For **IBODY** odd but not equal to 3, **P** is the magnitude of surface flux for surface integration point **NN** of element **N**.

Films

Same specification as [Fluxes](#).

Joule Heating

Capability is available.

Electrostatic

Capability is available.

Magnetostatic

Capability is not available.

Current

Same specification as [Fluxes](#).

Charge

Same specifications as [Fluxes](#).

Output Points

Centroid or eight Gaussian integration points (see [Figure 3-61](#)).

Note: As in all three-dimensional analysis, a large nodal bandwidth results in long computing times. Use the optimizers as much as possible.

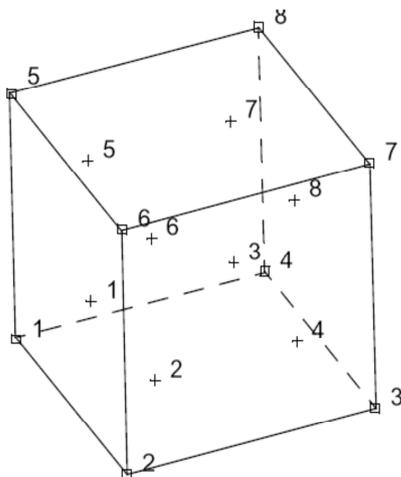


Figure 3-61 Integration Points for Element 43

Element 137

Three-dimensional Six-node Pentahedral (Heat Transfer Element)

Element type 137 is a six-node, isoparametric, arbitrary pentahedral written for three-dimensional heat transfer applications. This element can also be used for electrostatic applications.

As this element uses trilinear interpolation functions, the thermal gradients tend to be constant throughout the element.

The conductivity of this element is formed using six-point Gaussian integration.

Quick Reference

Type 137

Six-node, three-dimensional, first-order isoparametric heat transfer element.

Connectivity

Eight nodes per element.

Nodes 1, 2, and 3 are the corners on one face, numbered in a counterclockwise direction when viewed from inside the element. Nodes 4, 5, and 6 are the nodes on the other face, with node 4 opposite node 1, and so on (see [Figure 3-213](#)).

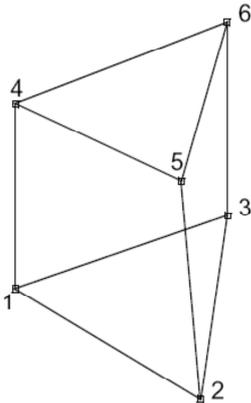


Figure 3-213 Arbitrarily Distorted Heat Transfer Pentahedral

Geometry

If a nonzero value is entered in the fourth data field (`EGEOM4`), the temperatures at the integration points obtained from interpolation of nodal temperatures are constant throughout the element.

Coordinates

Three coordinates in the global x, y, and z directions.

Degrees of Freedom

- 1 = temperature (heat transfer)
- 1 = voltage, temperature (Joule Heating)
- 1 = potential (electrostatic)

Fluxes

Fluxes are distributed according to the appropriate selection of a value of `IBODY`. Surface fluxes are assumed positive when directed into the element and are evaluated using a 4-point integration scheme, where the integration points have the same location as the nodal points.

Load Type (<code>IBODY</code>)	Description
1	Uniform flux on 1-2-5-4 face.
2	Nonuniform flux on 1-2-5-4 face; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.
3	Uniform flux on 2-3-6-5 face.
4	Nonuniform flux on 2-3-6-5 face; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.
5	Uniform flux on 3-1-4-6 face.
6	Nonuniform flux on 3-1-4-5 face; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.
7	Uniform flux on 1-3-2 face.
8	Nonuniform flux on 1-3-2 face; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.
9	Uniform flux on 4-5-6 face.
10	Nonuniform flux on 4-5-6 face; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.
11	Uniform volumetric flux.
12	Nonuniform volumetric flux; magnitude and direction supplied through the <code>FORCEM</code> user subroutine.

Films

Same specification as [Fluxes](#).

Joule Heating

Capability is available.

Electrostatic

Capability is available.

Magnetostatic

Capability is not available.

Current

Same specification as **Fluxes**.

Charge

Same specifications as **Fluxes**.

Output Points

Centroid or six Gaussian integration points (see [Figure 3-214](#)).

Note: As in all three-dimensional analysis, a large nodal bandwidth results in long computing times. Use the optimizers as much as possible.

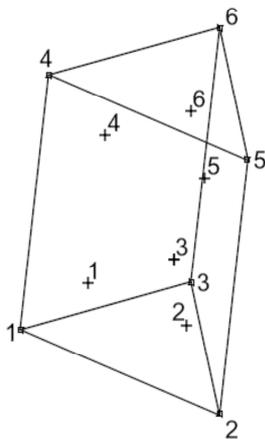


Figure 3-214 Integration Points for Element 137

18.3 Beschreibung der magnetostatisch/strukturellen Elementtypen

Auszug aus der MSC Marc Element Library Volume B [41]:

Verwendet wurden vierknotige isoparametrische Elemente für achsensymmetrische Modelle.

Element 10

Arbitrary Quadrilateral Axisymmetric Ring

Element type 10 is a four-node, isoparametric, arbitrary quadrilateral written for axisymmetric applications. As this element uses bilinear interpolation functions, the strains tend to be constant throughout the element. This results in a poor representation of shear behavior.

In general, you need more of these lower-order elements than the higher-order elements such as types 28 or 55. Hence, use a fine mesh.

This element is preferred over higher-order elements when used in a contact analysis.

The stiffness of this element is formed using four-point Gaussian integration.

For nearly incompressible behavior, including plasticity or creep, it is advantageous to use an alternative integration procedure. This constant dilatation method which eliminates potential element locking is flagged through the **GEOMETRY** option.

This element can be used for all constitutive relations. When using incompressible rubber materials (for example, Mooney and Ogden), the element must be used within the Updated Lagrange framework.

For rubber materials with total Lagrange procedure, element type 82 can be used. This is slightly more expensive because of the extra pressure degrees of freedom associated with element type 82.

Quick Reference

Type 10

Axisymmetric, arbitrary ring with a quadrilateral cross section.

Connectivity

Four nodes per element. Node numbering must be counterclockwise (see [Figure 3-12](#)).

Geometry

If a nonzero value is entered in the second data field (**EGEOM2**), the volume strain is constant throughout the element. This is particularly useful for analysis of approximately incompressible materials, and for analysis of structures in the fully plastic range. It is also recommended for creep problems in which it is attempted to obtain the steady-state solution.

Coordinates

Two coordinates in the global z- and r-direction.

Degrees of Freedom

1 = u (displacement in the global z-direction)

2 = v (displacement in the global r-direction).

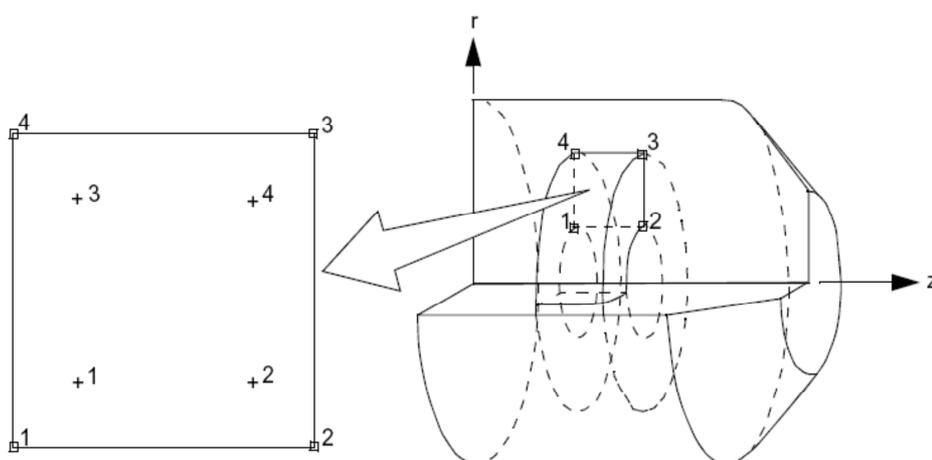


Figure 3-12 Integration Points for Element 10

Distributed Loads

Load types for distributed loads are as follows:

Load Type	Description
0	Uniform pressure distributed on 1-2 face of the element.
1	Uniform body force per unit volume in first coordinate direction.
2	Uniform body force by unit volume in second coordinate direction.
3	Nonuniform pressure on 1-2 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
4	Nonuniform body force per unit volume in first coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
5	Nonuniform body force per unit volume in second coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
6	Uniform pressure on 2-3 face of the element.
7	Nonuniform pressure on 2-3 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
8	Uniform pressure on 3-4 face of the element.
9	Nonuniform pressure on 3-4 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
10	Uniform pressure on 4-1 face of the element.
11	Nonuniform pressure on 4-1 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.

Load Type	Description
20	Uniform shear force on side 1-2 (positive from 1 to 2).
21	Nonuniform shear force on side 1-2; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine
22	Uniform shear force on side 2-3 (positive from 2 to 3).
23	Nonuniform shear force on side 2-3; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
24	Uniform shear force on side 3-4 (positive from 3 to 4).
25	Nonuniform shear force on side 3-4; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
26	Uniform shear force on side 4-1 (positive from 4 to 1).
27	Nonuniform shear force on side 4-1; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
100	Centrifugal load; magnitude represents square angular velocity [rad/time]. Rotation axis is specified in the ROTATION A option.
102	Gravity loading in global direction. Enter three magnitudes of gravity acceleration in the x-, y-, and z-direction.
103	Coriolis and centrifugal load; magnitude represents square of angular velocity [rad/time]. Rotation axis is specified in the ROTATION A option.

All pressures are positive when directed into the element. In addition, point loads can be applied at the nodes. The magnitude of point loads must correspond to the load integrated around the circumference.

For other types of distributed loads that are normally applicable for all types of elements, please refer to [Distributed Loads](#) in Chapter 1 of this manual.

Output of Strains

Output of strains at the centroid of the element in global coordinates is:

$$\begin{aligned}
 1 &= \varepsilon_{zz} \\
 2 &= \varepsilon_{rr} \\
 3 &= \varepsilon_{\theta\theta} \\
 4 &= \gamma_{rz}
 \end{aligned}$$

Output of Stresses

Same as for [Output of Strains](#).

Transformation

Two global degrees of freedom can be transformed into local coordinates.

Tying

Can be tied to axisymmetric shell type 1 using standard tying type 23.

Output Points

Output is available at the centroid or at the four Gaussian points shown in [Figure 3-12](#).

Updated Lagrange Procedure and Finite Strain Plasticity

Capability is available – stress and strain output in global coordinate directions. Reduced volume strain integration recommended. (See [Geometry](#).)

Coupled Analysis

In a coupled thermal-mechanical analysis, the associated heat transfer element is type 40. See Element 40 for a description of the conventions used for entering the flux and film data for this element.

Zur Berechnung der Magnetfelder wurden vierknotige isoparametrische Elemente für achsensymmetrische Modelle verwendet, die zur Berechnung von Fragestellungen hinsichtlich Wärmeleitung, Elektrostatik oder Magnetostatik entwickelt wurden:

Element 40 Axisymmetric Bilinear Quadrilateral Element (Heat Transfer Element)

Element type 40 is a four-node, isoparametric, arbitrary quadrilateral written for axisymmetric heat transfer applications. This element can also be used for electrostatic or magnetostatic applications.

As this element uses bilinear interpolation functions, the thermal gradients tend to be constant throughout the element.

This element can also be used as a thermal contact or a fluid channel element. The [CONRAD GAP](#) and [CHANNEL](#) model definition options must be used for thermal contact and fluid channel options, respectively. A description of the [thermal contact](#) and [fluid channel](#) capabilities is included in *Marc Volume A: Theory and User Information*. Note that in thermal contact and fluid channel options, the gap face and fluid channel face identifications must be entered for each gap/channel. Face identifications for this element are given in the [Quick Reference](#).

In general, one needs more of these lower-order elements than the higher-order elements such as types [42](#) or [70](#). Hence, use a fine mesh.

The conductivity of this element is formed using four-point Gaussian integration.

Quick Reference

Type 40

Arbitrarily distorted axisymmetric heat transfer quadrilateral.

Connectivity

Node numbering must follow right-hand convention (see [Figure 3-57](#)).

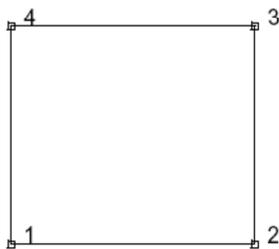


Figure 3-57 Axisymmetric Heat Transfer Quadrilateral

Geometry

If a nonzero value is entered in the fourth data field (`EGEOM4`), the temperatures at the integration points obtained from interpolation of nodal temperatures are constant throughout the element.

Coordinates

Two global coordinates, z and r .

Degrees of Freedom

- 1 = temperature (heat transfer)
- 1 = voltage, temperature (Joule Heating)
- 1 = potential (electrostatic)
- 1 = potential (magnetostatic)

Fluxes

Flux types for distributed fluxes are as follows:

Flux Type	Description
0	Uniform flux per unit area 1-2 face of the element.
1	Uniform flux per unit volume on whole element.
2	Uniform flux per unit volume on whole element.
3	Nonuniform flux per unit area on 1-2 face of the element; magnitude given in the FLUX user subroutine.
4	Nonuniform flux per unit volume on whole element; magnitude given in the FLUX user subroutine.
5	Nonuniform flux per unit volume on whole element; magnitude given in the FLUX user subroutine.
6	Uniform flux per unit area on 2-3 face of the element.
7	Nonuniform flux per unit area on 2-3 face of the element; magnitude given in the FLUX user subroutine.
8	Uniform flux per unit area on 3-4 face of the element.
9	Nonuniform flux per unit area on 3-4 face of the element; magnitude given in the FLUX user subroutine.
10	Uniform flux per unit area on 4-1 face of the element.
11	Nonuniform flux per unit area on 4-1 face of the element; magnitude given in the FLUX user subroutine.

For all nonuniform fluxes, the magnitude is given in the [FLUX](#) user subroutine.

All fluxes are positive when adding heat to the element. In addition, point fluxes can be applied at the nodes. Edge fluxes are evaluated using a two-point integration scheme where the integration points have the same location as the nodal points.

Films

Same specification as [Fluxes](#).

Tying

Use the [UFORMSN](#) user subroutine.

Joule Heating

Capability is available.

Electrostatic

Capability is available.

Magnetostatic

Capability is available.

Current

Same specifications as [Fluxes](#).

Charge

Same specifications as [Fluxes](#).

Output Points

Centroid or four Gaussian integration points.

18.4 Weitere thermische transiente Ergebnisse

Weitere transiente Ergebnisse

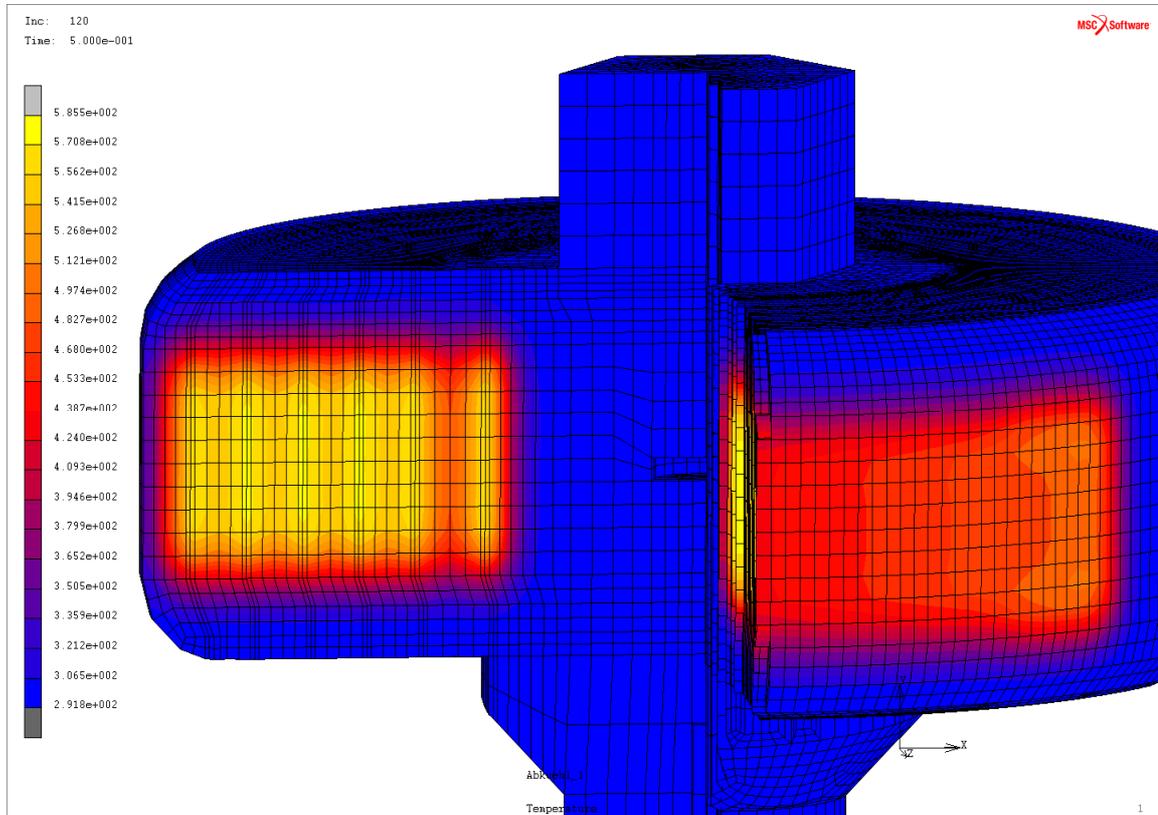


Abb. 96: Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} nach 0,5 s

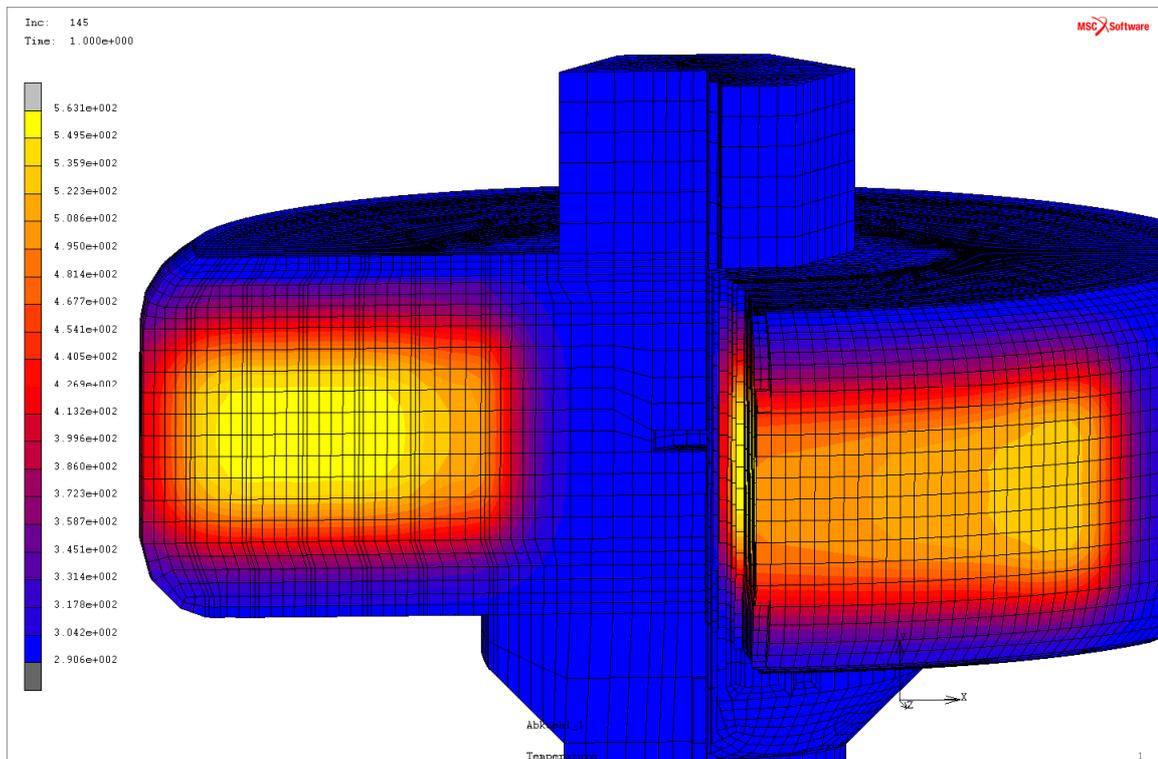


Abb. 97: Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} nach 1 s

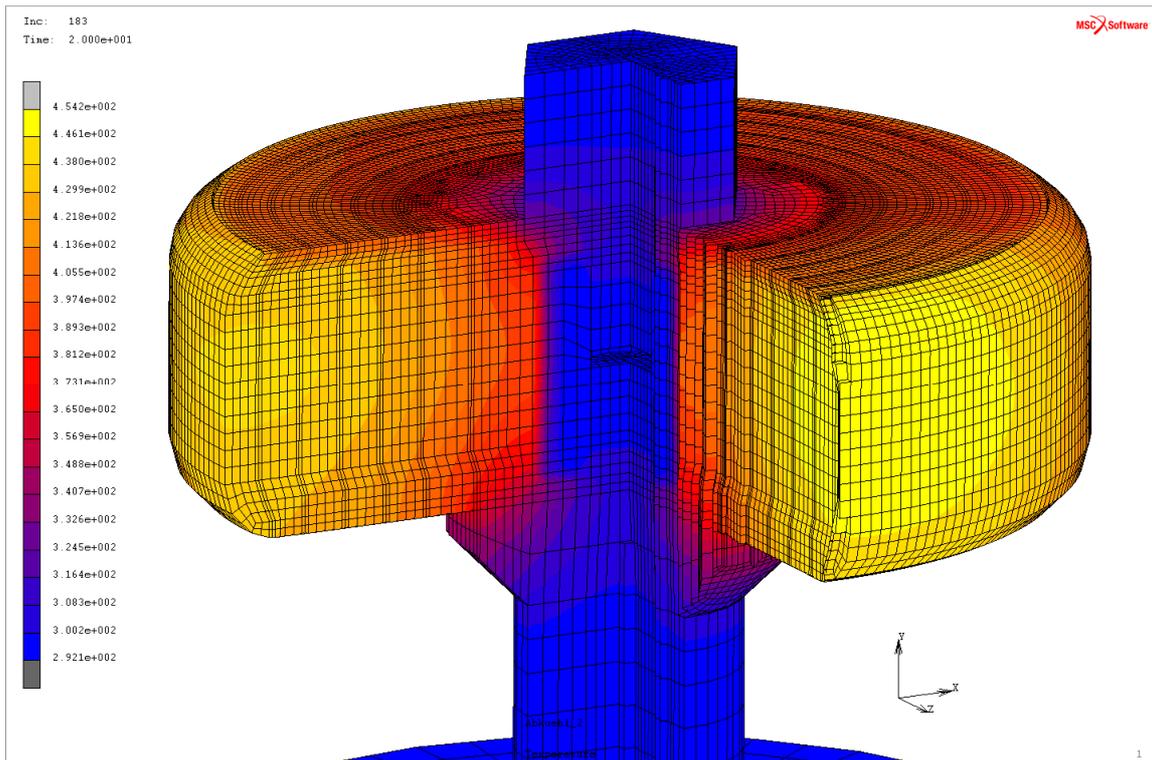


Abb. 98: Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} nach 20 s

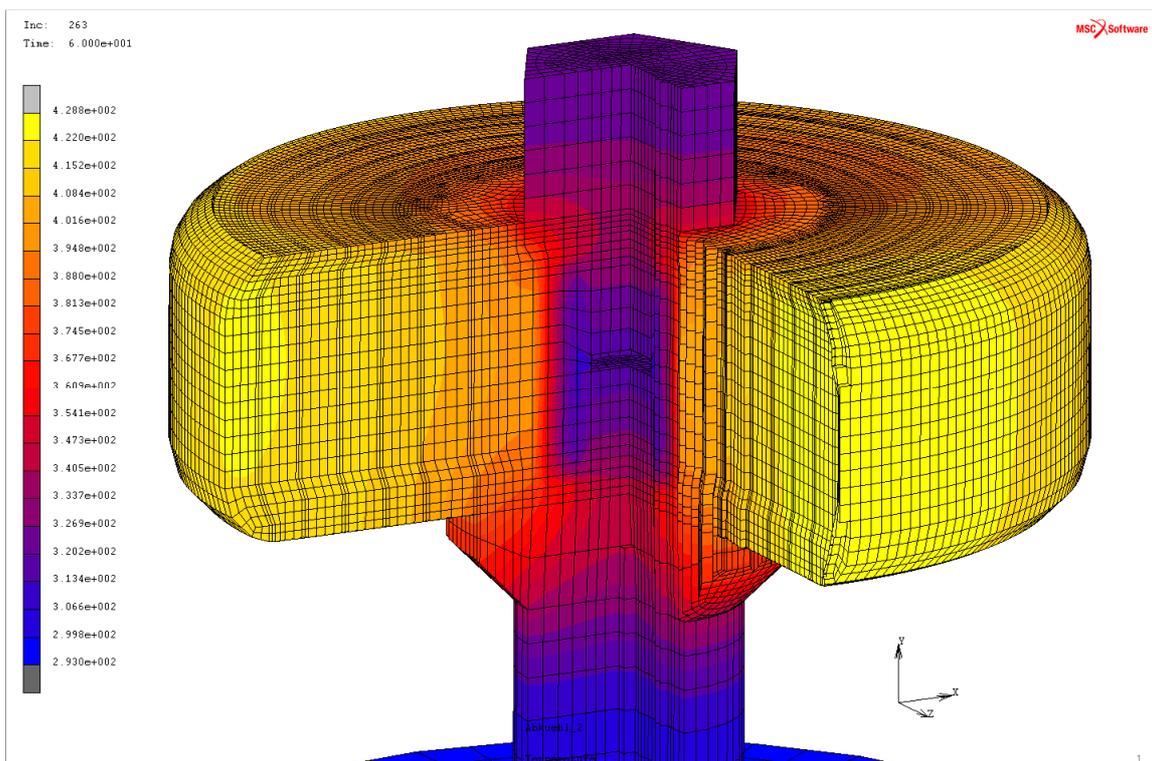


Abb. 99: Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} nach 60 s

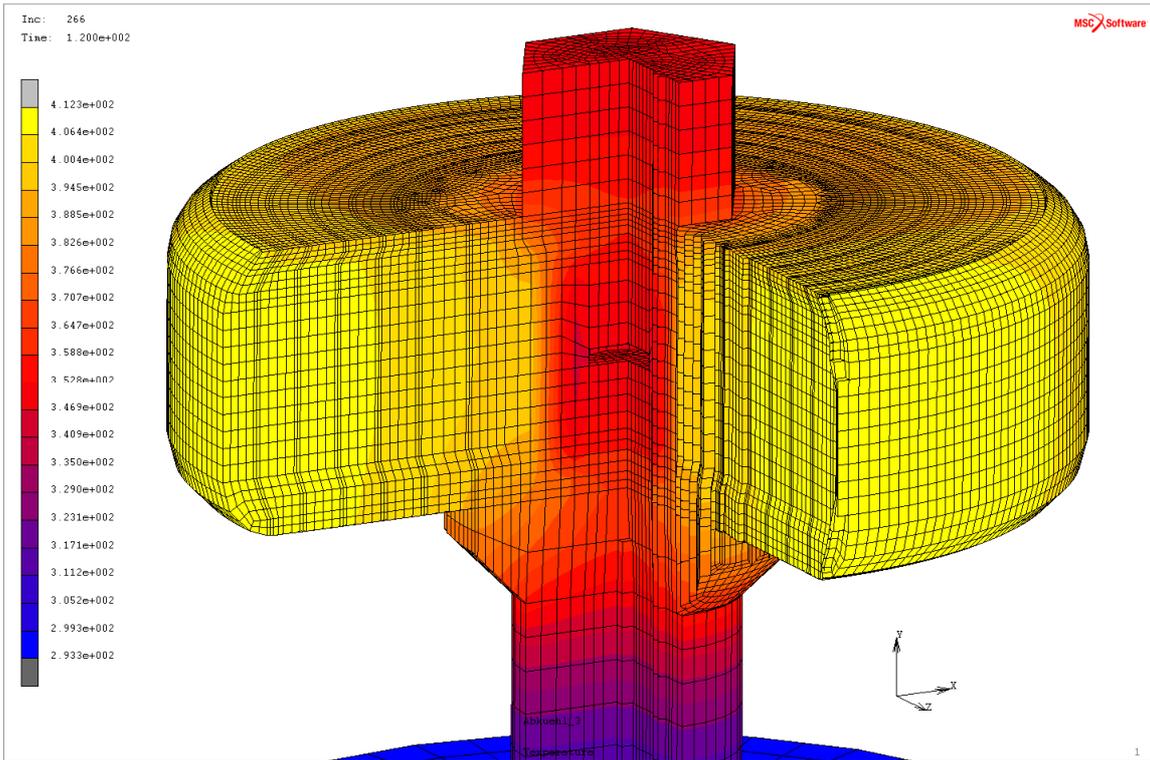


Abb. 100: Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} nach 120 s

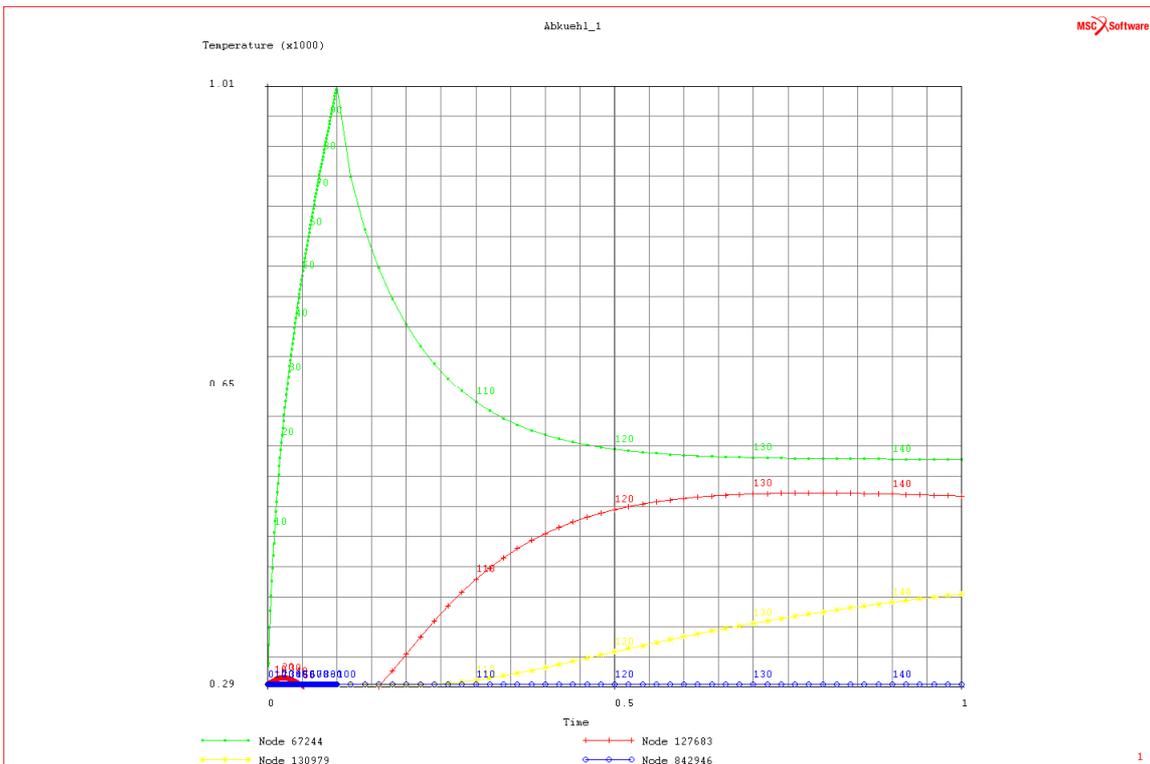


Abb. 101: Originalgraph aus Marc mit den Knotennummern und der Temperaturverteilung bei 3.400 A_{eff} von 0 s bis 1 s

18.6 Prüfprotokolle des Herstellers

Weitere Prüfprotokolle der Widerstände beim 3.400 A_{eff} Test durch den Hersteller

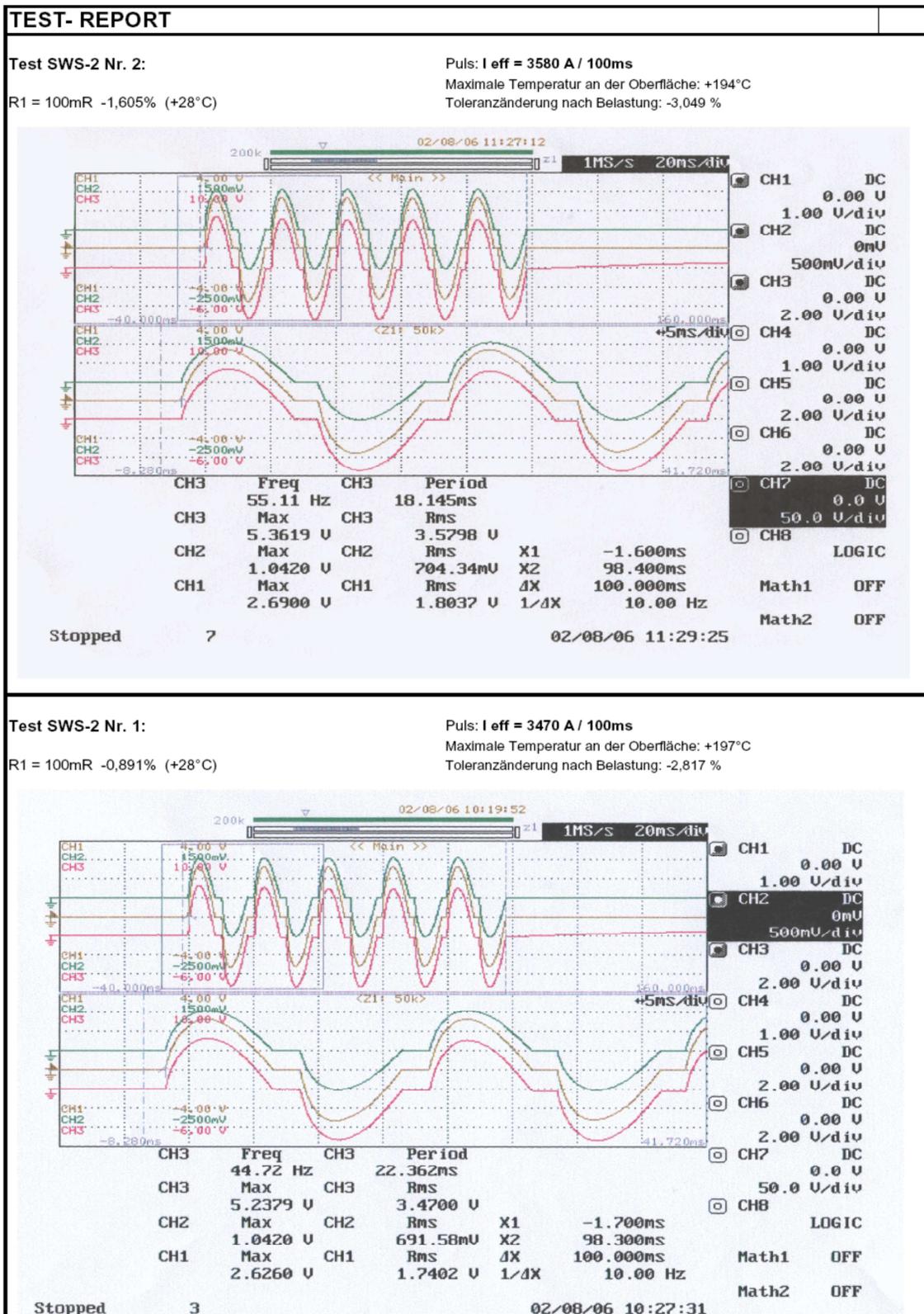


Abb. 103: Protokolle weiterer Prüfungen des Herstellers bei 3.400 A_{eff}

18.7 Offenlegungsschrift Patent DE 10 2007 029 850 A1

Im Zuge der Optimierung des Schutzwiderstandes wurde, wie in Kap. 12.5 beschrieben, auch der Einsatz nichtlinearer Bauteile erwogen. Die zu diesem Themenkreis gehörenden Entwürfe wurden in der Patentschrift DE 10 2007 029 850 A1 für schutzwürdig erklärt.



(19)
Bundesrepublik Deutschland
Deutsches Patent- und Markenamt

(10) **DE 10 2007 029 850 A1** 2009.01.02

(12)

Offenlegungsschrift

(21) Aktenzeichen: **10 2007 029 850.3**

(22) Anmeldetag: **28.06.2007**

(43) Offenlegungstag: **02.01.2009**

(51) Int Cl.®: **B60L 3/00** (2006.01)

(71) Anmelder:
Siemens AG, 80333 München, DE

(72) Erfinder:
**Gaudenz, Markus Matthias, 91056 Erlangen, DE;
Polley, Rüdiger, Dr., 91058 Erlangen, DE; Zebunke,
Stefan, 96199 Zapfendorf, DE; Kitzmüller,
Andreas, Graz, AT; Weber, Franz-Josef, Graz, AT**

(56) Für die Beurteilung der Patentfähigkeit in Betracht
gezogene Druckschriften:
**DE 31 11 096 C2
DE 196 14 627 A1
DE 44 02 023 A1
DE 92 11 808 U1
DE 690 19 167 T2**

Die folgenden Angaben sind den vom Anmelder eingereichten Unterlagen entnommen

Prüfungsantrag gemäß § 44 PatG ist gestellt.

(54) Bezeichnung: **Schienenfahrzeug mit einem Wagenkasten sowie Verfahren zum Schutz eines solchen Wagenkastens**

(57) Zusammenfassung: Die Erfindung bezieht sich u. a. auf ein Schienenfahrzeug (10) mit einem Wagenkasten (60) und mit dem Wagenkasten in Verbindung stehenden Kontaktmitteln (20, 30, 40, 50), die beim Betrieb des Schienenfahrzeugs mit zumindest einer streckenseitigen Schiene (15) in Kontakt stehen, wobei der Wagenkasten und zumindest eines der Kontaktmittel durch eine elektrische Widerstandseinrichtung (70) miteinander verbunden sind. Erfindungsgemäß ist vorgesehen, dass die Widerstandseinrichtung (70) in einem Spannungsbereich (dU1) mit niedriger Spannung einen größeren elektrischen Widerstand (R1) aufweist als in einem Spannungsbereich (dU2) mit demgegenüber höherer Spannung.

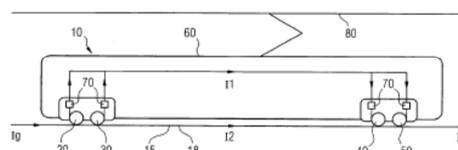


Abb. 104: Offenlegungsschrift des Deutschen Patentamtes DE 10 2007 029 850 A1